

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Manfred Geiger

Prof. Dr.-Ing. Klaus Feldmann

Laserstrahlumformen von Profilen

Jürgen Kraus

69

Kraus

Laserstrahlumformen von Profilen

ISSN 1431-6226
ISBN 3-87525-094-X



Jürgen Kraus

Laserstrahlumformen von Profilen

Jürgen Kraus

Laserstrahlumformen von Profilen

Bericht aus dem Lehrstuhl für
Fertigungstechnologie
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Manfred Geiger

LFT



Meisenbach Verlag Bamberg

Als Dissertation genehmigt von der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der Einreichung: 10. Juli 1997
Tag der Promotion: 29. September 1997
Dekan: Prof. Dr. phil. Dr.-Ing. habil. H. Stoyan
Berichtersteller: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. M. Geiger
Prof. Dr.-Ing. K. Roll

Die Deutsche Bibliothek - CIP-Einheitsaufnahme

Kraus, Jürgen:

Laserstrahlumformen von Profilen / Jürgen Kraus. - Bamberg :
Meisenbach, 1997

(Fertigungstechnik - Erlangen ; 69)

Zugl.: Erlangen, Nürnberg, Univ., Diss., 1997

ISBN 3-87525-094-X ISSN 1431-6226

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt.

Alle Rechte, auch die der Übersetzung, des Nachdrucks
und der Vervielfältigung des Buches oder Teilen daraus,
vorbehalten.

Kein Teil des Werkes darf ohne schriftliche Genehmigung des
Verlages in irgendeiner Form (Fotokopie, Mikrofilm oder ein
anderes Verfahren), auch nicht für Zwecke der Unterrichts-
gestaltung - mit Ausnahme der in den §§ 53, 54 URG ausdrücklich
genannten Sonderfälle -, reproduziert oder unter Verwendung
elektronischer Systeme verarbeitet, vervielfältigt oder
verbreitet werden.

© Meisenbach Verlag Bamberg 1997

Herstellung: Gruner Druck GmbH, Erlangen-Eltersdorf
Printed in Germany

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnologie der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Professor Dr.-Ing. Dr. h.c. M. Geiger, dem Inhaber des Lehrstuhls für Fertigungstechnologie, für seine wissenschaftliche Betreuung, für das Hauptreferat zu dieser Dissertation und für sein mir entgegengebrachtes Vertrauen, aufgrund dessen ich die Arbeit mit großer Eigenverantwortlichkeit durchführen durfte.

Herrn Professor Dr.-Ing. K. Roll, Honorarprofessor an der Universität Stuttgart für numerische Prozeßsimulation in der Umformtechnik, danke ich für die Übernahme des Korreferats und für die freundliche Zusammenarbeit und Unterstützung im Rahmen des FORLAS-Projektes IV/1 "Thermische Formgebung an Blechformteilen und Profilen mit dem Laser", das von der Bayerischen Forschungsförderung und der Daimler-Benz AG gefördert wurde.

Darüber hinaus bedanke ich mich bei allen Kollegen und Mitarbeitern, insbesondere Herrn Priv.-Doz. Dr.-Ing. F. Vollertsen, die durch ihre Anregungen und ihre Unterstützung zum Entstehen dieser Arbeit beigetragen haben. Hervorzuheben sind an dieser Stelle auch alle Studenten, die als Hilfskräfte, Studien- und Diplomarbeiten den Fortgang der Arbeiten unterstützten.

Die abschließende Danksagung gebührt meinen Eltern, ohne die meine akademische Laufbahn nicht so einfach möglich gewesen wäre, und meiner Ehefrau Angela, die viel Verständnis dafür aufgebracht hat, daß ich für die Verwirklichung dieser Arbeit zahlreiche Abende, Wochenend- und Urlaubstage geopfert habe.

Erlangen, im Mai 1997

Jürgen Kraus

Inhaltsverzeichnis

	Seite
Vorwort	III
Inhaltsverzeichnis	V
Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen	IX
1 Einführung	1
2 Stand der Technik und Forschung	3
2.1 Konventionelle Profilbiegeverfahren	3
2.2 Flammrichten	6
2.3 Laserstrahlumformen	9
2.4 Berechnung thermomechanischer Spannungsfelder	14
2.4.1 Analytische Ansätze	14
2.4.2 Numerische Simulation	16
3 Zielsetzung der Arbeit	21
4 Planung und Durchführung der Untersuchungen	23
4.1 Versuchseinrichtungen	23
4.1.1 CO ₂ -Laserstrahlanlage	23
4.1.2 Meßsysteme zur Strahl- und Prozeßdiagnostik	24
4.1.3 Versuchsaufbau zur Überlagerung mechanisch induzierter Spannungen	26
4.1.4 Servohydraulische Prüfmaschine zur Ermittlung von Warmfließkurven	28
4.2 Profilmaterial	28
4.2.1 Werkstoffe	28
4.2.2 Probenvorbereitung	29
4.2.3 Querschnittsgeometrien	30

4.3	Charakterisierung des Bearbeitungsergebnisses	31
4.3.1	Biegewinkel- und Biegerichtungsermittlung	31
4.3.1.1	Messungen mit optischem Topographiemeßgerät	31
4.3.1.2	Messungen mit 3D-Koordinatenmeßgerät	32
4.3.2	Mikrohärtemessung	33
4.3.3	Eigenspannungsmessung	33
4.4	Numerische Simulation	35
4.4.1	Modellierung des Werkstücks	35
4.4.2	Modellierung des Laserstrahls	37
4.4.3	Validierung der FEM-Modelle	38
5	Bestrahlungsprinzip für die Profilmbearbeitung	41
6	Untersuchung der Wechselwirkungen im thermomechanischen Spannungsfeld	47
6.1	Elementare Vorgänge	47
6.1.1	Fließbeginn und Ausbildung der Umformzone beim Stauchmechanismus	47
6.1.2	Zeitlicher Verlauf des Umformvorgangs	50
6.1.3	Lokale Ausprägung der plastischen Zone über den Profilmumfang	51
6.1.4	Plastische Rückdehnung in der Abkühlphase	57
6.1.5	Auswirkungen einer Werkstoffvorverfestigung	61
6.1.6	Superpositionierung thermisch und mechanisch induzierter Spannungen	64
6.2	Einfluß der Prozeßparameter	66
6.2.1	Laserstrahlleistung	66
6.2.2	Vorschubgeschwindigkeit	68
6.2.3	Strahlradius	70
6.2.4	Bestrahlungsreihenfolge	72
6.2.4.1	Gerade Biegung	72
6.2.4.2	Allgemeine schiefe Biegung	75
6.2.5	Bestrahlungspausen	77
6.3	Geometrische Einflüsse	81
6.3.1	Wanddicke	81
6.3.2	Kantenlänge	83
6.4	Ableitung optimierter Bearbeitungsstrategien	84
6.5	Konstruktionskatalog für die Bearbeitung komplexer Querschnittselemente	87

7	Analytische Modellbildung	89
	7.1 Voraussetzungen und Vereinfachungen	89
	7.2 Mathematische Lösung	91
	7.3 Experimentelle Verifizierung	93
8	Resultierende Bauteileigenschaften	97
	8.1 Gefügebeeinflussung	97
	8.1.1 Baustahl S235JR	97
	8.1.2 Aluminiumknetlegierung AW-6060	99
	8.2 Eigenspannungen	101
9	Entwicklung eines Technologieprozessors	105
	9.1 Konzept	106
	9.2 Realisierung der Teilfunktionen	107
	9.2.1 Geometriedatenverarbeitung	107
	9.2.2 Technologieverarbeitung	111
	9.2.3 Bahnplanung und NC-Programmgenerierung	114
	9.3 Beispielhafte Anwendung	116
	9.3.1 Automatisierte Bahnplanung	117
	9.3.2 Fertigungsgenauigkeit	119
	9.3.3 Fertigungsdauer	120
10	Zusammenfassung	123
	Literaturverzeichnis	125
	Anhang	135
	A Physikalische Materialeigenschaften der verwendeten Werkstoffe	135
	B Kenngrößen des Röntgendiffraktometers D5000	137

Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen

CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
FEM	Finite-Element-Methode
RT	Raumtemperatur
TGM	Temperaturgradienten-Mechanismus
VDAFS	Verein deutscher Automobilhersteller - Flächenschnittstelle

Symbol	Einheit	Beschreibung
A	%	Einkoppelgrad
A_Q	mm^2	Profilquerschnittsfläche
E	MPa	Elastizitätsmodul
E_{el}, E_{pl}	J	elastische bzw. plastische Formänderungsenergie
E_L	J/mm	Linienenergie
F	N	Vorspannkraft
F_{Pr}	N	Prüfkraft
G	MPa	Schubmodul
H_m	J/g	Schmelzenthalpie
I, I_{xx}, I_{yy}	mm^4	Flächenträgheitsmomente
$I(r)$	W/mm^2	Strahlungsintensität
K		Trapezformverhältnis
L	mm	Kantenlänge eines quadratischen Profils
L_1, L_2, L_i	mm	Kantenlängen nicht quadratischer Profile
L_{RF}	mm	maximaler Abstand der Profilrandfasern
L_C	mm	Elementlänge
N		Anzahl der Bestrahlungen
\mathbf{N}, \mathbf{N}'		Vektoren zur Charakterisierung der Biegerichtung
\mathbf{N}_G		Richtungsvektor der Gegenbiegung
P_1, \dots, P_i		Punktbezeichner
P_E	W	eingekoppelte Laserleistung
P_L	W	Laserleistung
$P_{L,max}$	W	maximale Laserleistung
$P_{L,min}$	W	minimale Laserleistung
R_x	°	Rotationswinkel um die X-Achse
S	mm^3	Flächenmoment

T_o, T_u	°C	Temperatur an der Blechober- bzw. Blechunterseite
T_0	°C	Ausgangstemperatur
T_1	°C	Endtemperatur
ΔT	°C	Temperaturerhöhung
T_{mittel}	°C	mittlere Temperatur einer Profilseite
V	mm ³	Werkstoffvolumen
W_L	J	zugeführte Strahlenergie
W_x	mm ³	Biege widerstandsmoment
c_p	J/g K	spezifische Wärmekapazität
d_L	mm	Strahldurchmesser
$d_{L,\text{max}}$	mm	maximaler Strahldurchmesser
$d_{L,\text{min}}$	mm	minimaler Strahldurchmesser
e	mm	Exzentrizität zum Querschnittsschwerpunkt
e_f		Emissionsfaktor
e_x, e_y, e_z		Einheitsvektoren
f	mm	Brennweite
$k, k_{\text{vor}}, k_{\text{nach}}$		Vektoren in Profilkantenrichtung
k_f	MPa	Fließspannung
l	mm	Profillänge
l_H	mm	Abstand zum Lastangriffspunkt
$l_0, \Delta l$	mm	Ausgangslänge bzw. Längenänderung
m	g	Masse
n		Anzahl der Profilseiten
n_{o1}, n_{o2}		Flächennormalenvektoren
n_{u1}, n_{u2}		Flächennormalenvektoren
q		Basisvektor für biegerichtungsbezogenes Koordinatensystem
$r(t)$		Raumkurve
r	mm	Abstand vom Brennfleckmittelpunkt
r_a, r_i	mm	Außen- bzw. Innenradius am gebogenen Profil
r_L	mm	Strahlradius
$r_{L,\text{max}}$	mm	maximaler Strahlradius
$r_{L,\text{min}}$	mm	minimaler Strahlradius
s	mm	Wanddicke des Profils
S_K	mm	Bahnkoordinate
t	s	Vorgangsdauer
t_E	s	Bestrahlungsdauer eines finiten Elementes
t_{Pause}	s	Pausemdauer zwischen den Bestrahlungen einzelner Flächen

\mathbf{t}		Tangentenvektor an eine Raumkurve
\mathbf{u}, \mathbf{v}		Basisvektoren für querschnittsbezogenes Koordinatensystem
$\Delta u_y, \Delta u_z$	mm	Verkürzung in y- bzw. z-Richtung
$\Delta u_{z,max}$	mm	obere Schranke für die Verkürzung in z-Richtung
v_L	m/min	Vorschubgeschwindigkeit
w	mm	Umlaufkoordinate
w_1, w_2, \dots, w_i	mm	Profilflächenkoordinaten
x, y, z	mm	kartesische Koordinaten
x', y', z'	mm	kartesische Koordinaten für transformiertes Koordinatensystem
$\Delta x, \Delta z$	mm	Weginkrement in x- bzw. z-Richtung
α_B	°	Biegewinkel einer Einzelbestrahlung
α_{BZ}	°	Biegewinkel einer Biegezone
$\Delta \alpha_B$	°	Biegewinkelzuwachs
α_N	°	Neigungswinkelwinkel
α_T	°	Torsionswinkel
α_{th}	1/K	Wärmeausdehnungskoeffizient
α_w	W/m ² K	Wärmeübergangskoeffizient
β	°	Biegerichtung
ε_{th}	%	thermische Dehnung
ε_z	%	Gesamtdehnung in z-Richtung
$\varepsilon_{z,el}$	%	elastische Dehnung in z-Richtung
$\varepsilon_{y,pl}, \varepsilon_{z,pl}$	%	plastische Dehnung in y- bzw. z-Richtung
$\varepsilon_{z,pl,max}$	%	obere Schranke für die plastische Dehnung in z-Richtung
$\varepsilon_{z,pl,mittel}$	%	mittlere plastische Dehnung in z-Richtung
$\varepsilon_{z,pl1}, \varepsilon_{z,pl2}, \dots$	%	mittlere plastische Dehnung einer Profilleite in z-Richtung
λ	μm	Wellenlänge
ν		Querkontraktionszahl
ρ	g/mm ³	Dichte
ϱ	1/m	Krümmung
σ_L, σ_Q	MPa	Längs- bzw. Quereigenspannungen
σ_N	MPa	Spannung in Richtung der Flächennormale
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	MPa	Normalspannungen
$\sigma_{z,mittel}$	MPa	mittlere Normalspannung in z-Richtung einer Profilleite
$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$	MPa	Schubspannungen
$\Delta \varphi$	°	Winkelverzug

1 Einführung

Die industrielle Produktion ist gegenwärtig einem starken Wandel unterworfen. Neue Anforderungen der Märkte machen es notwendig, althergebrachte Fertigungsstrukturen aufzubrechen und neue Konzepte zu entwickeln. Dies betrifft in besonderem Maße die Beschleunigung der Produktentwicklungszeiten, da sich der Trend zu kürzeren Produktlebenszyklen fortsetzt [1]. Eine verspätete Markteinführung kann zu empfindlichen Umsatzeinbußen während der gesamten Lebenszeit des Produktes führen [2]. Es gilt deshalb, die Entwicklungszeiten beginnend bei der Designstudie und einem ersten Funktionsmuster bis hin zum Serienteil zu minimieren. Aus diesem Grund wurden in den letzten Jahren eine Reihe von neuen, innovativen Technologien für zahlreiche Anwendungsgebiete vorgestellt, die als Rapid Prototyping-Verfahren bezeichnet werden. Mit diesen Techniken können durch das schnelle zur-Verfügung-Stellen von Prototypen in frühen Entwicklungsstadien Arbeitsabläufe in Entwicklung und Konstruktion und somit in der gesamten technischen Auftragsabwicklung schneller abgeschlossen werden.

Eine weitere Anforderung wird aber auch sein - insbesondere in der Verkehrstechnik - noch intensiver umweltgerechte Produkte zu entwickeln und auf den Markt zu bringen. Der derzeitige Trend zur Gewichtseinsparung und Reduzierung des Treibstoffverbrauchs durch Leichtbaumaßnahmen steht stellvertretend hierfür. Der stetig zunehmende Einsatz von Leichtbaukonstruktionen führte in den vergangenen Jahren in der Verkehrstechnik zu einem wachsenden Bedarf an profilierten Aluminiumhalbzeugen, und hier besonders in der Automobiltechnik und im Schienenfahrzeugbau [3]. Im Bereich der Automobiltechnik werden verstärkt Space Frame-Strukturen eingesetzt [4]. Die Fahrzeugkarosserie besteht hierbei aus einer tragenden, aus Profilen zusammengesetzten Rahmenkonstruktion, die mit Blech- oder Kunststoffelementen verkleidet wird.

Die Weiterverarbeitung profilierter Halbzeuge erfolgt zumeist mit den Fertigungsverfahren der Biegeumformung, z.B. dem Schwenk- oder Streckbiegen. Diese Verfahren erfordern mechanische Werkzeuge, die lange Entwicklungszeiten besitzen und nur mit hohem Aufwand modifiziert werden können. Da für die Prototypenherstellung von Profilbiegeteilen noch keine Rapid Prototyping-Verfahren entwickelt wurden, sind auf dem Gebiet des Profilbiegens noch immer manuelle Operationen Stand der Technik, die nur eine geringe Reproduzierbarkeit aufweisen, hohen Nacharbeitsaufwand erfordern und damit zeitintensiv sind. Der Wunsch des Konstrukteurs, möglichst schnell einen Prototypen des Biegeteils zur Verfügung zu haben, kann somit nicht erfüllt werden.

Einen Lösungsansatz für die skizzierte Problemstellung stellt das Umformen mittels laserinduzierter thermischer Spannungen dar. Bei diesem berührungslos arbeitenden Verfahren werden von außen keine mechanischen Kräfte in das Werkstück eingeleitet. Die erforderlichen Umformkräfte werden im Bauteil selbst durch lokale Erwärmung hervorgerufen. Daß mittels Laserstrahlumformen technisch relevante Krümmungen an Blechformteilen erzeugt werden können, wurde bereits nachgewiesen [5].

Das Verfahren besitzt folgende Vorteile:

- Die Formgebung ist unabhängig von mechanischen Werkzeugen und somit in hohem Maße flexibel.
- Lasergestützte Verfahren arbeiten in hohem Maße präzise und sind gut zu automatisieren.
- Mit dem Laserstrahlumformen ist die Anfertigung von metallischen, funktionalen Prototypen möglich, die für Funktionstests eingesetzt werden können.
- Im Gegensatz zur manuellen Prototypenfertigung müssen keine Hilfswerkzeuge angefertigt werden, und das Laserstrahlumformen verursacht nur einen vergleichsweise geringen Nacharbeitsaufwand an den Bauteiloberflächen. Hierdurch ergeben sich große Zeiteinsparungspotentiale.

Diese Vorteile machen einen Einsatz des Laserstrahlumformens von Profilen für die Prototypenfertigung durchaus interessant. Es existierte bisher jedoch kein Wissen über die Möglichkeiten und Grenzen des Verfahrens sowie über eine geeignete Prozeßführung. Daher war es Gegenstand der vorliegenden Arbeit, die bestehenden Kenntnisse über das Verfahren zu erweitern, das Prozeßverständnis zu vertiefen und das Potential für ein flexibles Rapid Prototyping-Verfahren abzuschätzen.

2 Stand der Technik und Forschung

2.1 Konventionelle Profilbiegeverfahren

Bei den derzeit angewandten Profilumformverfahren werden die Verfahren des Biegeumformens herangezogen. Biegeumformung ist nach DIN 8586 Umformen eines festen Körpers, wobei der plastische Zustand im wesentlichen durch eine Biegebeanspruchung herbeigeführt wird [6]. Aus der Querschnittsvielfalt technisch relevanter Profile, besonders bei den stranggepreßten Aluminiumprofilen, sowie den komplexen Biegekonturen resultiert ein hoher Schwierigkeitsgrad bei der Bewältigung der gestellten Biegeaufgaben. Dies hat zur Entwicklung einer Vielzahl von Verfahrensvarianten geführt. Es wurden daher bereits verschiedene Ansätze für eine Klassifizierung vorgestellt. In [7] wurden als Ordnungsgesichtspunkte die Art der wirkenden Kräfte (Biegemomente, Querkräfte), die Art der Krafteinleitung (örtlich fixierter oder sich verändernder Kraftangriffspunkt) und die geometrische Ausprägung der Biegung (2D oder 3D) gewählt. Aufgrund der vielen möglichen Kombinationen trägt diese Einteilung jedoch nicht zu einer Systematisierung bei. Eine anschaulichere Klassifikation in zwei Gruppen hinsichtlich der Art der Gestalterzeugung wurde in [8] vorgestellt. Zu der ersten Gruppe zählen die Verfahren mit **kinematischer** Gestalterzeugung (z.B. Walzrunden), die zweite Gruppe umfaßt die Verfahren, bei denen die Biegekontur **formgebunden** erzeugt wird (z.B. Rundbiegen). Darüber hinaus existieren Verfahren, die eine Kombination beider Gestalterzeugungsmethoden darstellen.

Tabelle 1 zeigt eine Zusammenstellung von Rohr- und Profilbiegeverfahren, die gegenwärtig in den Bereichen Automobilbau, Schienenfahrzeugbau und allgemeiner Maschinenbau eingesetzt werden. Nach [3] sind die Varianten des Streckbiegeverfahrens (z.B. Kernstreckbiegen, Abrollstreckbiegen) die derzeit im Automobilbau am häufigsten eingesetzten Techniken, während im Schienenfahrzeugbau das Gesenkbiegen, das Walzrunden und das Rundbiegen um eine feste Schablone vorherrschen.

Beim **Freien Biegen** (1 in Tabelle 1) sind zwar die Werkzeugkosten gering, es können aber nur Krümmungen mit geringer Komplexität erzeugt werden. Dieses Verfahren bleibt somit auf einfache Spezialfälle beschränkt. Sonderverfahren wie das **Partielle Dreipunktbiegen** (2) und das **mechanische Krümmen durch partielle Dickenänderung** (3) sind auf spezielle Konturen beschränkt und stellen somit keine flexiblen Umformverfahren dar.

Die Verfahren des **Gesenkbiegens** (4) und des **Walzen-Profilbiegens** (5,6,7) zeichnen sich

dadurch aus, daß das Werkzeug bei komplexen Querschnitten die Profilkontur enthalten muß, um Querschnittsdeformationen zu verhindern. Das bedeutet, daß nicht nur die Maschinen-, sondern auch die Werkzeugkosten hoch sind, so daß die Nutzung dieser Verfahren nur bei der Fertigung hoher Stückzahlen wirtschaftlich ist. Hinsichtlich der Produktflexibilität erfüllen sie daher nicht die Anforderungen, die im Prototypenbau gestellt werden. Dies gilt in gleichem Maße für die Verfahren des **Streckbiegens** (8,9), des **Rundbiegens** (10,11) und des **Schwenkbiegens** (12).

Tabelle 1: Industriell eingesetzte Profilbiegeverfahren

Biegeverfahren		Gestaltungserzeugung	Profilquerschnitte; typische Biegeteile	Literatur
(1)	Freies Biegen	kinemat.	einfache und möglichst symmetrische Profile; winkelartige Übergänge	[9]
(2)	Partielles Dreipunktbiegen	formgeb.	weitgehend beliebige Profile	[3]
(3)	Krümmen durch partielle Dickenänderung	kinemat.	offene Profile	[3]
(4)	Gesenkbiegen	formgeb.	weitgehend beliebige Profile; nur leichte Krümmungen	[3]
(5)	3-Walzen-Profilbiegen	kinemat.	keine dünnwandigen und stark asymmetrische Profile	[10,11, 12,13]
(6)	4-Walzen-Profilbiegen	kinemat.	keine dünnwandigen Profile	[3]
(7)	Mehrwalzen-Profilbiegen	kinemat.	rechteckige (2D) und runde Profile (3D)	[3,14]
(8)	Streckbiegen	formgeb.	insbesondere stark asymmetrische Profile	[3]
(9)	Abroll-Streckbiegen	formgeb.	beliebige Profile	[3]
(10)	Profil-Kernrollbiegen (Rundbiegen ohne Zugspannungsüberlagerung)	formgeb.	beliebige, auch dünnwandige Profile	[15,16, 17,18]
(11)	Profil-Kernstreckbiegen (Rundbiegen mit Zugspannungsüberlagerung)	formgeb.	beliebig; auch dünnwandige und stark asymmetrische Profile	[3,19]
(12)	Schwenkbiegen	formgeb.	keine dünnwandigen Profile	[9]

Zur Erhöhung der Produktflexibilität des Rundbiegens wurde in [8] eine Verfahrensvariante mit stufenlos verstellbarem Werkzeug und geregelterm Biegemoment vorgestellt. Da die erreichbare Durchmesseränderung bei dem vorgestellten Prinzip nur wenige Zentimeter beträgt, müssen für größere Biegeradienvariationen verschiedene Werkzeuge bereitgehalten werden. Zudem wird die Flexibilität dadurch eingeschränkt, daß nur Kreisbögen mit konstanten Radien herstellbar sind.

Für die Anfertigung von Einzelstücken oder geringen Losgrößen werden aber vor allem **manuelle Techniken** eingesetzt. Zumeist werden hierbei die Profile unter Zuhilfenahme einfacher Hilfsmittel (z.B. Biegelehre aus Flachstahl) durch Dengeln umgeformt [20]. Bei größeren Umformungen muß das Profil lokal erhitzt und im warmen Zustand gebogen werden. Die Nachteile dieser manuellen Fertigung liegen in der geringen Reproduzierbarkeit und der starken Beeinträchtigung der Oberflächengüte, so daß ein hoher Nacharbeitsaufwand erforderlich wird.

Ein neues Profilbiegeverfahren, das sich noch in einem frühen Forschungsstadium befindet, ist das flexible Biegen mit Polyurethanmatrize [21,22]. Das Wirkprinzip dieses Verfahrens ist durch ein Walzrunden des Profils zwischen einer Walze und einer ebenen elastischen Matrize gekennzeichnet. Die Walze ist drehbar gelagert und kann zusätzlich vertikal verfahren werden. Hierdurch ist es möglich, beliebige Krümmungsradien zu erzeugen. Die Produktflexibilität dieses Verfahrens ist jedoch dann stark eingeschränkt, wenn asymmetrische Querschnitte umgeformt werden sollen. In diesem Fall müßte die Querschnittsgeometrie in die Walze eingearbeitet werden.

Um eine möglichst hohe Formgenauigkeit zu erreichen, muß bei der Umformung von Hohlkammerprofilen bei allen zuvor genannten Verfahren eine Abstützung innerhalb der Hohlräume erfolgen. Dies verhindert hohe Querschnittsdeformationen. Die Kammern können hierzu mit unterschiedlichen Materialien gefüllt werden [3,7,23]. Auch einige dieser Füllwerkstoffe, z.B. Polymerdorne, müssen speziell an die Querschnittsgeometrie angepaßt werden.

Es läßt sich somit zusammenfassen, daß derzeit kein automatisierbares Profilbiegeverfahren existiert, das hinsichtlich Produktflexibilität und Reproduzierbarkeit den Anforderungen im Prototypenbau genügt.

2.2 Flammrichten

Das Flammrichten wird nach DIN 8522 als ein Verfahren definiert, bei dem das Werkstück örtlich erwärmt wird. Dabei tritt infolge ausdehnungsbehinderter, thermischer Expansion eine bleibende Stauchung ein, die beim Abkühlen in der gestauchten Zone Kräfte erzeugt, die zu einer Formänderung führen [24].

Das Verfahren wird nach [25] eingesetzt

- bei der Fertigung von Einzelstücken oder Kleinserien, da hier das Anfertigen von mechanischen Formgebungswerkzeugen unwirtschaftlich ist,
- bei sehr großen Werkstücken, bei denen ein mechanisches Richten nahezu unmöglich ist (z.B. Schiffsrümpfe),
- bei Werkstoffen mit geringer Bruchdehnung, bei denen ein mechanisches Richten zur Ribbildung führen würde,
- bei Bauteilen, die bei erhöhten Betriebstemperaturen keine Spannungsrelaxation und folglich Verzug zeigen dürfen (z.B. Wellen).

Typische Anwendungen finden sich im Behälterbau, im Schienen-, Fahrzeug- und Schiffbau sowie überall dort, wo komplexe Schweißkonstruktionen, die fertigungsbedingt mit Verzug behaftet sind, gerichtet werden müssen. Zur Einbringung der Umformenergie werden Flammrichtbrenner eingesetzt, die mit einem Brenngas-Sauerstoff-Gemisch betrieben werden. Um möglichst hohe Flammentemperaturen erreichen zu können, wird üblicherweise Acetylen als Brenngas eingesetzt. Die Brennergröße, die den maximalen Gasdurchfluß bestimmt, wird in Abhängigkeit von Werkstoff und Blechdicke ausgewählt [25].

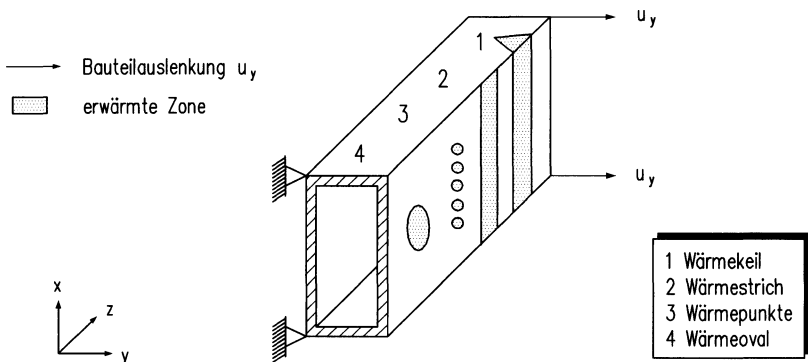


Bild 1: Wärmeinbringungsstrategien für das Richten von Hohlprofilen [25]

Die Strategie der örtlichen Energieeinbringung ist von entscheidendem Einfluß auf das Richtergebnis. Das vorhandene Wissen hierzu beruht ausschließlich auf empirischen Kenntnissen, es liegen kaum wissenschaftliche Untersuchungen zu diesem Thema vor. In [25] werden eine Vielzahl der in der Praxis angewandten Erwärmungsstrategien beschrieben, die sich hinsichtlich der geometrischen Ausprägung der erwärmten Zone unterscheiden. Es handelt sich dabei um Wärmepunkte, -ovale, -ringe, -striche und -keile, die je nach Geometrie des Bauteils und der relativen Lage der Richtstelle miteinander kombiniert werden. Da der Durchmesser der Brennerflamme zumeist sehr viel kleiner ist als das zu erzeugende Wärmefeld, wird die Ausdehnung der erwärmten Zone durch mäanderförmige Pendelbewegungen des Brenners senkrecht zur Vorschubrichtung vergrößert. Mögliche Erwärmungsstrategien für das Richten von Hohlprofilen zeigt Bild 1. Obwohl die skizzierten, vier Strategien sich erheblich voneinander unterscheiden, sollen identische Richtwirkungen erzielbar sein [25]. Es werden keine Angaben darüber gemacht, welche Strategie für welchen Anwendungsfall einzusetzen ist. Untersuchungen zur Quantifizierung der Richtergebnisse sind nur wenige bekannt. Lediglich in [26] wurden für eine spezielle Werkstückgeometrie, ein beiderseitig fest eingespanntes Blech, Messungen vorgenommen.

Die thermische Belastung in der erwärmten Zone während des Richtvorgangs kann zu Modifikationen der Werkstoffeigenschaften führen. Aus diesem Grund wurden bereits zahlreiche Untersuchungen an Baustählen, feuerverzinkten Stählen und austenitischen CrNi-Stählen durchgeführt.

Für Dickbleche aus den **Baustählen S235JR und S355JR** konnte nachgewiesen werden, daß ein Erwärmen bis zu einer maximalen Richttemperatur von 1000 °C lediglich eine geringe Aufhärtung gegenüber dem Ausgangszustand auftritt [27]. Eine erhöhte Anfälligkeit gegenüber interkristalliner Korrosion und Spannungsrißkorrosion sowie eine Änderung der Kerbschlagbiegefestigkeit waren nicht ersichtlich.

Das Flammrichten ist im Druckbehälter- und Schiffsbau weit verbreitet ist. Dort werden in hohem Maße Feinkornbaustähle und thermomechanisch gewalzte Baustähle eingesetzt. An **Feinkornbaustählen** konnte bei Bearbeitungstemperaturen über 800 °C ein Kornwachstum festgestellt werden, das zu einer Verringerung der Zugfestigkeit bei P460NL1 (TStE 690 V) um 26 % führte [28,29]. An **thermomechanisch gewalzten Baustählen** zeigte sich ein solches Verhalten nicht [30,31,32]. Dies wird darauf zurückgeführt, daß die durch Kornwachstum bedingte Verringerung der Zugfestigkeit bei höheren Temperaturen durch Martensit- und Bainitbildung kompensiert wird. Demgegenüber wird in anderen Arbeiten berichtet, daß thermomechanisch gewalzte Baustähle bei Richttemperaturen über 700 °C eine Verringerung der Streckgrenze zeigen, während Zugfestigkeit und Härte nahezu konstant bleiben [33,34].

Auch bei **feuerverzinkten Stählen** und **austenitischen CrNi-Stählen** ruft das Flammrichten bei gezielter Temperaturführung nachweislich keine unerwünschten Werkstoffveränderungen hervor [35,36,37,38,39]. Bei feuerverzinkten Stählen muß darauf geachtet werden, daß die Sublimationstemperatur des Zinks nicht erreicht wird. Ein Aufschmelzen beeinträchtigt die Schutzfunktion der Schicht nicht [35].

Tabelle 2: Maximal zu wählende Richttemperaturen [25]

Werkstoff	max. Richttemperur [°C]
schweißbare, unlegierte Baustähle ($C \leq 0,22 \%$)	800
nicht schweißbare Baustähle ($0,22 \% < C < 0,5 \%$)	650
Feinkornbaustähle	700
schweißgeeignete, korrosionsbeständige CrNi-Stähle	800
Nickel, Nickellegierungen	800
Kupfer	800
Messing	700
nicht aushärtbare Aluminiumknetlegierungen	350-450
aushärtbare Aluminiumknetlegierungen	200
Titan	600

Eine Zusammenstellung der ungefähren, maximalen Richttemperaturen für verschiedene Werkstoffe zeigt Tabelle 2 [25]. Die angegebenen Richttemperaturen können jedoch nicht unabhängig von der Haltezeit gesehen werden. Da beim Flammrichten auch größere zu erwärmende Bereiche immer gleichzeitig bearbeitet werden und die Aufheizgeschwindigkeit relativ gering ist, liegen die typischen Haltezeiten im Bereich von 1 bis 2 Minuten [33,34]. Für andere Wärmequellen (z.B. Laser) oder andersartige Bearbeitungsstrategien, bei denen kürzere Haltezeiten ausreichend sind, ist es durchaus denkbar, daß auch höhere Temperaturen zu keinen negativen Werkstoffbeeinflussungen führen.

Die Auswirkungen des thermischen Richtens auf das Energieaufnahmevermögen der bearbeiteten Bauteile wurde im Crash-Versuch ermittelt [40]. In einer von der General Motors Corp. veröffentlichten Studie konnte für tragende Karosseriebauteile aus unlegiertem Baustahl aufgezeigt werden, daß eine Erwärmung auf 1350 °C bei einer Haltezeit von 5 s das Energieaufnahmevermögen um 30 % erhöhte. Selbst an niedriglegierten Dualphasenstählen, deren Festigkeit durch das Flammrichten herabgesetzt wurde, zeigte sich keine Verringerung des Energieaufnahmepotentials.

Es läßt sich somit festhalten, daß beim Flammrichten unerwünschte Werkstoffmodifikationen vermieden werden können. Aufgrund der Vorgehensweise bei der Wärmeeinbringung ist das Verfahren jedoch in erster Linie nur für große Bauteile geeignet. Bei der Bearbeitung dünnwandiger Profile mit den im Automobilbau typischen Abmessungen ist keine ausreichende Reproduzierbarkeit für ein Rapid Prototyping-Verfahren gesichert.

2.3 Laserstrahlumformen

Das Umformen mit laserinduzierten Spannungen beruht auf demselben physikalischen Prinzip wie das Flammrichten. Aufgrund der stark voneinander abweichenden Charakteristika der Wärmequellen bestehen aber hinsichtlich der Prozeßführung und der bearbeitbaren Bauteilgeometrien deutliche Differenzen. Während die Aufheizgeschwindigkeit beim Flammrichten aufgrund der geringen Wärmeübergangszahl (Zwangskonvektion von Gasen) maximal zwischen 100 und 500 K/s [27] liegt, erreicht man über die wesentlich schnellere Einkopplung elektromagnetischer Strahlung bei der Laserstrahlbearbeitung bis zu 10.000 K/s [41]. Dies bedeutet, daß mit dem Laser auch für kleinvolumige Bauteile eine lokal begrenzte Erwärmung erreicht werden kann, während das Flammrichten nur für große Bauteile geeignet ist.

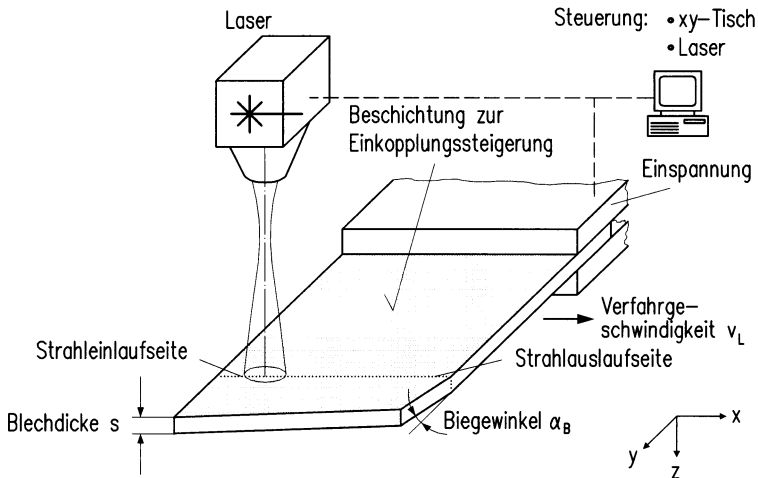


Bild 2: Grundprinzip des Laserstrahlbiegens

Der prinzipielle Verfahrensablauf beim Laserstrahlumformen ebener Bleche ist in Bild 2 dargestellt [42]. Das einseitig eingespannte Werkstück, das zumeist zur Verbesserung des Einkopplerverhaltens mit einer absorptionssteigernden Schicht versehen ist, wird entlang einer

geraden Bahn mit einem defokussierten, mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit bewegten Laserstrahl erwärmt. Aufgrund der Behinderung der thermischen Expansion des erwärmten Werkstoffs durch die umliegenden, kalten Bereiche entstehen Druckspannungen, die bei ausreichender Energiezufuhr die Fließgrenze erreichen und zur plastischen Formänderung führen. Während der Abkühlung kommt es zur Ausbildung eines Biegewinkels. In [41,43] werden die hierbei ablaufenden Vorgänge zeitlich aufgelöst dargestellt und in sechs Phasen eingeteilt. Im Gegensatz zur konventionellen Blechumformung treten die lokale plastische Stauchung und die makroskopische Formänderung zeitlich getrennt auf.

Die beim Laserstrahlumformen wirkenden Mechanismen können nach [43] in einen athermischen Mechanismus und verschiedene thermische Mechanismen unterteilt werden. Als athermischer Mechanismus wird der beim Laserstrahlrandschichthärten als Schockwellenmechanismus bezeichnete Vorgang verstanden [44]. Dieser kommt jedoch nur bei der Bearbeitung dünner Bleche ($s \ll 1 \text{ mm}$) und hohen Leistungsdichten über 10^9 W/cm^2 zum Tragen und spielt für die Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit keine Rolle. Im folgenden sollen die thermischen Mechanismen näher erläutert werden.

Wird ein Blech entlang einer geraden Linie bestrahlt, so können sich in Abhängigkeit des Temperaturfeldes und der Blechdicke drei unterschiedliche Mechanismen einstellen, Bild 3.

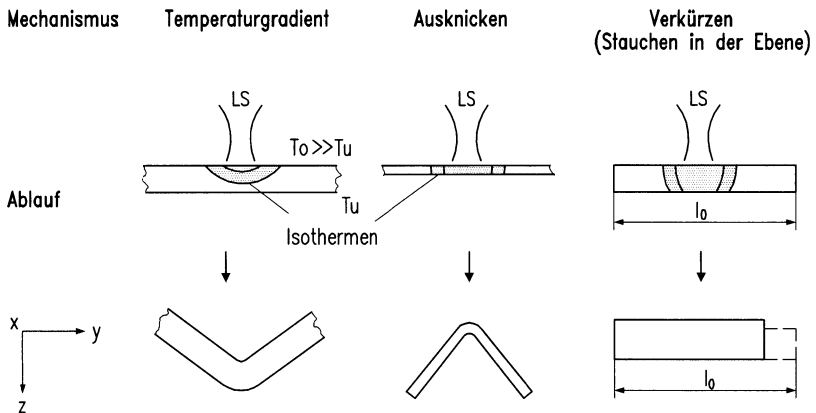


Bild 3: Mechanismen des Laserstrahlumformens [43]

Der **Temperaturgradienten-Mechanismus (TGM)** wird wirksam, wenn durch die Bearbeitung ein deutlicher Temperaturunterschied zwischen Blechober- und -unterseite erzeugt wird. Dies kann durch eine hohe Vorschubgeschwindigkeit bewirkt werden. Die unmittelbar vom Temperaturfeld abhängige Breite der gestauchten Zone liegt an der Oberseite in der

Größenordnung der Blechdicke, die Plastifizierung ist hier deutlich höher als an der Unterseite und führt somit immer zu einer Biegung zum Laserstrahl hin.

Der **Knickmechanismus** wird aktiv, wenn ein im Verhältnis zur Blechdicke breites Temperaturfeld mit einem möglichst kleinen Temperaturgradienten über die Blechdicke vorliegt. Kleine Gradienten können durch geringe Vorschubgeschwindigkeiten erzeugt werden, die Temperaturfeldbreite wird mittels des Brennfleckdurchmessers beeinflusst. Die breitflächig erwärmte Zone wird instabil und es kommt aufgrund der in der Blechebene wirkenden Druckspannungen zu einem lokalen Ausknicken. Die Ausknickrichtung ist abhängig von der Vorkrümmung, so daß das Blech sowohl in Ausbreitungsrichtung des Laserstrahls gebogen werden kann als auch entgegengesetzt.

Der **Stauchmechanismus** liegt vor, wenn die Breite der plastischen Zone in der Größenordnung der Blechdicke liegt und ein möglichst geringer Temperaturgradient vorliegt. Das Blech wird nahezu homogen über die Dicke gestaucht, dadurch bildet sich kein Biegewinkel aus, es kommt nur zu einem Verkürzen in der Blechebene.

Die bislang bekannten Aktivitäten in Forschung und Industrie zum Laserstrahlumformen, die im weiteren beschrieben werden sollen, lassen sich in folgende Kategorien einteilen:

- Justage in der Elektronikfertigung
- Richten von scheibenförmigen Werkzeugen
- Formgebung im Schiffbau
- Kombiniertes thermisches und mechanisches Umformen
- Prototypen- und Kleinserienfertigung
- Rohrumformung

Der fortschreitende Trend zur Miniaturisierung in der **Elektronikfertigung** erfordert neue Justagetechnologien bei der Montage von Bauteilen, die mit Toleranzen im Submikrometerbereich versehen sind. Das Laserstrahljustieren stellt eine mögliche Alternative zur Lösung dieser Problemstellung dar. Der Einsatz des Lasers für gezielte Umformoperationen wurde erstmals 1978 in der Feinwerktechnik zum Justieren mechanischer Kleinteile eingesetzt [45,46]. In einer Patentanmeldung wird das Verfahren zur berührungslosen Justage von Kontaktfedern beschrieben. Da das Justieren mittels thermischer Spannungen rückfederungsfrei ist, können geringere Toleranzen eingehalten werden als beim mechanischen Einstellen von Kontaktkräften oder -wegen [45,46]. Die Bearbeitung ist sowohl mit Nd:YAG- als auch mit CO₂-Lasern durchführbar [47]. Weiterhin konnte nachgewiesen werden, daß translatorische und rotatorische Abweichungen im Mikrometerbereich an einfachen geometrischen Strukturen

durch geeignete Bestrahlungsstrategien korrigiert werden können. Hierbei ist gleichzeitig eine Verkürzung der Prozeßzeiten möglich [48].

Das **Richten und Vorspannen scheibenförmiger Werkzeuge** stellt eine weitere Anwendung des Laserstrahlumformens dar [49,50]. Durch beidseitige Bestrahlung auf konzentrischen Bahnen ist es möglich, die Ebenheitsabweichungen von Kreissägenblättern zu vermindern und einen günstigen Eigenspannungszustand einzustellen, der die Bauteilstabilität erhöht.

Erste Untersuchungen zum Einsatz der Lasertechnik zur gezielten Formgebung an großen Strukturbauteilen im **Schiffbau** wurden in den USA durchgeführt. Bedingt durch die geringen Stückzahlen werden für die Umformung der Schiffsbeplankung an Heck und Bug keine spezifischen mechanischen Umformwerkzeuge angefertigt. Diese Bauteile werden entweder mit einfachen mechanischen Werkzeugen vorgebogen und anschließend von spezialisierten Werkern manuell mittels Flammrichten fertig bearbeitet oder komplett flammgerichtet. Die Bearbeitungsergebnisse sind somit von der Qualifikation des Werkers abhängig und nur in geringem Umfang reproduzierbar. Daher wurde zunächst versucht, das Umformen mit der Flamme zu automatisieren. Hierzu wurde in [51] ein Laboraufbau vorgestellt, in dem mehrere Brenner miteinander kombiniert und mit einem Handhabungssystem verbunden wurden. Zusätzlich wurde die Anlage mit einem Bahnfolgesystem ausgestattet.

In [52] werden die Einflüsse verschiedener Prozeßparameter auf Temperaturfeld und Biege- winkel für unterschiedliche Stahl-, Aluminium- und Tantallegierungen diskutiert. Die Arbeiten zeigen, daß das Bearbeitungsergebnis durch eine Vielzahl von Parametern beeinflusst wird. Hierbei handelt es sich um Laserparameter, Werkstoffparameter, Geometriefaktoren und die Einkoppelverhältnisse. Es konnte nachgewiesen werden, daß Laserleistung, Vorschubgeschwindigkeit und Blechdicke primäre Einflußparameter sind [53]. Bei der Bearbeitung von Dickblech aus Baustahl wurde in erster Näherung folgende Abhängigkeit ermittelt [53,54]:

$$\alpha_B \propto \frac{P_L}{s \sqrt{V_L}} \quad (1)$$

Eine ähnliche Beziehung wurde für den Winkelverzug beim Schweißen gefunden [55]. Von Nachteil ist hierbei jedoch, daß der Brennfleckdurchmesser des Laserstrahls auf dem Werkstück, der ebenfalls einen wesentlichen Einfluß besitzt, nicht berücksichtigt wird.

Das Laserstrahlumformen mit **elastischer Vorspannung** wurde in [60,56] beschrieben. Dabei wurde das Blech so vorgespannt, daß die obenliegende, bestrahlte Fläche unter Zugspannung

stand. Während des Aufheizvorgangs wurden die Zugspannungen reduziert oder in Druckspannungen umgewandelt. Eine elastische Gegenbiegung, wie sie bei der Umformung ohne Vorspannung auftritt, konnte bei dieser Versuchsanordnung nicht beobachtet werden.

Bei Einsatz einer mechanischen Vorspannung sind weitere Verfahrenskombinationen denkbar, z.B. das laserunterstützte Freiformziehen und das laserunterstützte Streckziehen [60]. Kennzeichnendes Merkmal eines solchen Freiformziehens ist, daß die Umformung nicht durch starre Werkzeuge, sondern durch ein hydrostatisches Wirkmedium unterstützt wird. Bei dieser Umformvariante wird der eingespannte Blechzuschnitt einseitig mit Druck beaufschlagt, wobei es bereits zu einer Durchbiegung des Bleches kommt. Eine zusätzliche Erwärmung der anderen Blechseite mit dem Laserstrahl führt dazu, daß lokal plastisches Fließen einsetzt. Beim laserstrahlunterstützten Streckziehen wird die dreidimensionale Bauteilform durch einen mechanischen Stempel vorgegeben. Die zusätzliche Erwärmung mittels Laserstrahl dient der Verringerung der Umformkräfte und der Erhöhung des Formänderungsvermögens.

Prinzipiell besitzt das Laserstrahlumformen überall dort ein hohes Anwendungspotential, wo kleine Losgrößen gefertigt werden sollen. Aus diesem Grund wurde in [57,58,59,60] vorgeschlagen, das Verfahren zur Herstellung von **Kleinserien** und im **Prototypenbau** einzusetzen. Um das technologische Potential und die hohe Flexibilität des thermischen Umformens aufzuzeigen, wurde eine Reihe von verschiedenen, herstellbaren Bauteilgeometrien beschrieben [57,61,62]. Selbst geschlossene Strukturen konnten aus ebenem Blechhalbzeug gefertigt werden [63,64]. Die Ergebnisse dieser Arbeiten belegen, daß das Laserstrahlumformen zur Realisierung flexibler Formgebungsprozesse genutzt werden kann.

Daß die Anwendung des Verfahrens nicht nur auf die Umformung ebenen Blechhalbzeugs beschränkt ist, wurde erstmals in [65] aufgezeigt. Es handelte sich hierbei um die **Formgebung an Rohren** mit kreisförmigem Querschnitt. Die Rohre konnten durch gezielte Wärmeerbringung sowohl aufgeweitet als auch verjüngt werden. Eine Biegeumformung im konventionellen Sinne wurde nicht durchgeführt. Im Gegensatz zur mechanischen Umformung tritt bei der thermischen Bearbeitung keine Wanddickenverringerung auf. Dies wird darauf zurückgeführt, daß bei der Bestrahlung primär Druckspannungen induziert werden.

Aufgrund der vorliegenden Kenntnisse läßt sich ableiten, daß das Laserstrahlumformen prinzipiell sowohl für die Blech- als auch für die Rohr- und Profilmbearbeitung geeignet ist. Die gut steuerbare Energieeinbringung erlaubt die Einstellung definierter Formänderungen. Eine wesentliche Voraussetzung für ein hochpräzises Rapid Prototyping-Verfahren, nämlich eine hohe Reproduzierbarkeit, ist somit erfüllt.

2.4 Berechnung thermomechanischer Spannungsfelder

2.4.1 Analytische Ansätze

Zur Vertiefung des Prozeßverständnisses und um für eine Prozeßregelung eine schnelle, quantitative Abschätzung des Biegewinkels vornehmen zu können, wurden für das Laserstrahlumformen von ebenen Blechen mit dem TGM [43,59,66,67] und dem Knickmechanismus [68] bereits verschiedene analytische Modelle vorgestellt. Der bei einer Bestrahlung entlang einer geraden Bahn erreichbare Biegewinkel wird in diesen Modellen mit den wichtigsten Prozeßparametern verknüpft. Trotz weitreichender, vereinfachender Annahmen - so werden überwiegend temperaturinvariante Materialparameter verwendet - stimmen die mit diesen Modellen berechneten Biegewinkel sehr gut mit experimentell ermittelten Daten überein.

Für die Abschätzung der beim Flammrichten von profiliertem Halbzeug erzielbaren Formänderungen liegen keine Ansätze vor. Aus diesem Grund werden hierfür Modelle herangezogen, die für die Berechnung der mit dem Schweißen einhergehenden Verzugsformen entwickelt wurden. Ein umfassender Überblick über diese Berechnungsmethoden wird in [69,70,71] wiedergegeben. Im folgenden soll die Berechnung des Schweißverzuges bzw. des Biegewinkels beim Flammrichten am Beispiel eines Profils mit I-förmigem Querschnitt erläutert werden (Bild 4).

Das Modell geht von folgenden Annahmen aus:

- Die Berechnung des Winkelverzugs $\Delta\phi$ erfolgt für Blindschweißnähte.
- Alle Werkstoffigenschaften werden als temperaturinvariant angenommen, es wird mit den bei Raumtemperatur gültigen Werten gerechnet.
- In der Aufheizphase liegt innerhalb der einzelnen Profilleiten eine isotrope Wärmeleitung vor, die eine temperaturgradientenfreie Erwärmung ermöglicht. Zwischen den Profilleiten erfolgt kein Wärmeübergang.
- Das Materialverhalten ist idealplastisch, d.h. die eingebrachte thermische Energie wird vollständig in eine plastische Stauchung umgesetzt. Die Plastifizierung verläuft konstant über die Wanddicke.
- Die Verkürzung Δu_z in Profillängsrichtung jeder bestrahlten Profilleite besitzt einen Einfluß auf den Verzug. Der Umfang dieses Einflusses ist abhängig von der Querschnittsfläche der einzelnen Seite und dem Abstand des Flächenschwerpunktes vom Schwerpunkt des Gesamtquerschnitts (Exzentrizität e). Jede Seite besitzt somit eine Momentenwirkung auf den Gesamtquerschnitt. Die Richtung der einzelnen,

vektoriellen Biegekomponenten wird durch die Verbindungsgerade des Flächen- und des Querschnittsschwerpunktes bestimmt. Die vektorielle Addition der einzelnen Komponenten bestimmt Verzugswinkel und Verzugsrichtung.

- Flächen- bzw. Querschnittsschwerpunkte

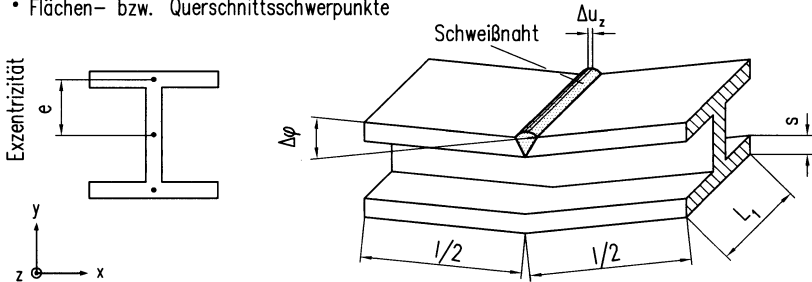


Bild 4: Winkelverzug an einem Profil mit I-förmigem Querschnitt [69,70,71]

Im folgenden soll exemplarisch die Berechnung des Verzugs $\Delta\varphi$ für den einfachen Fall vorgestellt werden, daß nur eine Profilseite bearbeitet wird. Ein Berechnungsansatz für die Längsverkürzung Δu_z wird mit Hilfe der thermischen Expansion der erwärmten Profilseite gewonnen [71]. Hierzu muß die mittlere Temperaturerhöhung ΔT in dieser Profilseite berechnet werden, die sich aus einer Energiebilanz ergibt:

$$\Delta T = \frac{E_L}{c_p \rho Q s l} \quad (2)$$

E_L ist hierbei die Linienenergie, s die Wanddicke, l die Länge des Profils, c_p die spezifische Wärmekapazität und ρ die Dichte des Werkstoffs. Die Verkürzung der Profilseite Δu_z ergibt sich aus dem Produkt der mittleren Temperaturerhöhung ΔT mit dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{th} und der Länge des Profils l :

$$\Delta u_z = \frac{\alpha_{th} E_L}{c_p \rho Q s} \quad (3)$$

Mit Hilfe der elementaren Balkentheorie kann der Winkelverzug $\Delta\varphi$ bei außermittiger Schweißung an einem Träger berechnet werden:

$$\Delta\varphi = \frac{\Delta u_z S}{I_{xx}} \quad (4)$$

Hierbei bezeichnet I_{xx} das Flächenträgheitsmoment des Profils und S das Flächenmoment der erwärmten Profilseite. Mit dem Flächenmoment $S = L_1 \cdot s \cdot e$ (L_1 : Kantenlänge der Seite) und Δu_z aus Gl. (3) berechnet sich der Betrag von $\Delta\varphi$ nach Gl. (5):

$$\Delta\varphi = \frac{\alpha_{th} E_L L_1 e}{c_p \rho J_{xx}} \quad (5)$$

Die Biegewinkel, die mit diesem Ansatz für das Laserstrahlumformen von Profilen berechnet werden können, sind jedoch mit relativ großen Fehlern behaftet. Ergebnisse dieses Modells werden in der Diskussion in Abschnitt 6.3.2 erläutert.

2.4.2 Numerische Simulation

Die Berechnung thermoelastisch-plastischen Materialverhaltens mit numerischen Verfahren hat inzwischen weite Verbreitung gefunden. Es wird hierbei sowohl die Finite-Differenzen- als auch die Finite-Element-Methode eingesetzt. Das Ziel der Simulationen ist zum einen, das Prozeßverständnis für die grundlegenden komplexen Vorgänge zu vertiefen, zum anderen, möglichst präzise Vorhersagen bezüglich der Bauteileigenschaften treffen zu können.

Eine wichtige Aufgabenstellung ist die Berechnung der im Bauteil verbleibenden Eigenspannungen, da diese experimentell immer nur lokal und nicht für größere Bauteilbereiche ermittelt werden können. Nach [72,73] können Eigenspannungen zahlreiche Auswirkungen auf das Bauteilverhalten haben:

- Erniedrigung oder Erhöhung der Streckgrenze, der Dauerschwingfestigkeit, der Knick- oder Beulgefahr
- Örtliche Veränderung von Härtewerten
- Kaltrißbildung ohne äußere Belastung
- Erhöhung der Sprödbruchgefahr
- Begünstigung von Spannungsrißkorrosion
- Auftreten von Verzug beim Abtragen eigenspannungsbehafteter Schichten

Beim Zusammenwirken der verschiedenen Entstehungsursachen ergeben sich oft komplexe Eigenspannungszustände. Erst die einfache Modellvorstellung, daß die durch verschiedene Ursachen bedingten Eigenspannungsanteile sich im Endergebnis additiv überlagern [74,75], ermöglichte qualitative Erklärungen für experimentell beobachtete Eigenspannungsverteilungen. Bild 5 zeigt die schematische Darstellung der Überlagerung von Schrumpf-, Abschreck- und Phasenumwandlungsanteilen in Quereigenspannungsverläufen.

Die Simulation thermomechanischer Prozesse mit numerischen Methoden wurde bereits für

- martensitische Härtung,

- konventionelle Schweißverfahren,
- Laserstrahlschweißen und
- Umformen mittels thermisch induzierten Spannungen

durchgeführt. Da die Ergebnisse dieser Untersuchungen bezüglich der induzierten Spannungszustände durchaus Rückschlüsse auf das Laserstrahlumformen von Profilen erlauben, soll im folgenden eine Übersicht über diese Arbeiten gegeben werden.

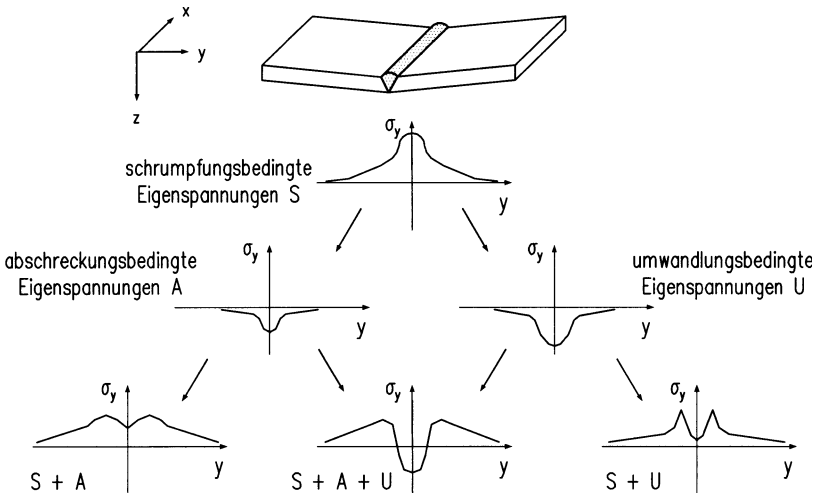


Bild 5: Modellvorstellung zur Überlagerung von Eigenspannungsanteilen [74]

Untersuchungen zur **martensitischen Härtung** von Stahlzylindern finden sich in [76,77,78,79]. Dabei hat es sich gezeigt, daß bei der Eigenspannungsberechnung metallurgische Phasenumwandlungen wie die α - γ -Umwandlung des Stahls berücksichtigt werden müssen. In [80] konnte nachgewiesen werden, daß die nach dem Härten in der Zylindermantelfläche vorliegenden Druckeigenspannungen bei Ck45 in axialer und tangentialer Richtung unter Berücksichtigung der Umwandlungsplastizität um 200 % höher liegen können. Überraschenderweise liegen auch bei luftabgekühlten Proben, bei denen die Abkühlrate zur Martensitbildung zu gering war, relativ hohe Eigenspannungen im Bauteil vor [78]. Die Erklärung hierfür findet sich in [74]: dadurch, daß die Mantelfläche schneller als der Zylinderkern abkühlt, wird die Mantelfläche axial plastisch gedehnt, so daß nach dem Abkühlen Druckspannungen in der Mantelfläche und Zugspannungen im Kern vorliegen.

Eine neue Verfahrensvariante stellt das partielle Härten mittels Laserstrahlrandschichthärtens dar. Die Finite-Element-Methode (FEM) konnte hier bereits erfolgreich für die Entwicklung

optimierter Prozeßstrategien eingesetzt werden [79].

Bei der numerischen Simulation **konventioneller Schweißprozesse** (MIG-, MAG-, WIG-Schweißen), liegen inzwischen zahlreiche Untersuchungen zum Einfluß der Bauteilgeometrie auf das Prozeßverhalten vor. In [81] wurde der Schweißprozeß für eine konzentrische Schweißnahtanordnung an einer 6 mm dicken Platine sowohl für den Werkstoff Ck45 als auch für einen austenitischen CrNi-Stahl simuliert. Auch hier zeigte sich für beide Werkstoffe eine deutliche Diskrepanz zwischen den Eigenspannungen an den Blechoberflächen und der Blechmitte, die als Folge der unterschiedlichen Abkühlraten zwischen der Oberfläche und dem Blechinneren gedeutet wird. Des weiteren sind FEM-Simulationen zum Umfangsschweißen an Rohren [82] sowie zum Stumpfnahschweißen an langen Blechzuschnitten [83] bekannt.

Die Eigenspannungsverteilungen in Mehrlagenschweißungen wurden in [84,85] berechnet. Hier zeigte es sich, daß durch die Mehrfacherwärmung die zuvor eingebrachten Eigenspannungen im Nahtwurzelbereich teilweise wieder abgebaut werden, daß aber die Quereigenspannungen in den Decklagen aufgrund der zunehmenden Querbehinderung stark anwachsen.

Die Auswirkungen zusätzlich induzierter mechanischer Spannungen auf den Schweißprozeß wurden in [86] analysiert. Dabei wurde versucht, mittels systematischer Variation von elastischer bzw. plastischer Vordehnung den Einfluß auf den Winkelverzug zu bestimmen. Simuliert wurde das Schweißen einer Blindkehlnaht mit Zusatzwerkstoff, wobei durch mechanische Belastung in der Wärmeeinflußzone eine Zugbeanspruchung überlagert wurde. Mit steigender mechanischer Vordehnung konnte ein starker Zuwachs des Winkelverzuges nachgewiesen werden.

Neuere Arbeiten auf dem Gebiet des **Laserstrahlschweißens** zielen darauf ab, das Verständnis für die physikalisch-chemischen Prozesse bei der Strahl-Stoff-Wechselwirkung zu erweitern. Die FEM wird hier u.a. zur Berechnung der Schmelzbadgeometrie [87] und der komplexen Wechselwirkungen in der Dampfkapillare beim Tiefschweißprozeß eingesetzt [88]. Bei letzterer Aufgabenstellung ist es bereits gelungen, ein Simulationsmodell zu verifizieren, mit dem die geometrische Ausprägung der Dampfkapillare zeitaufgelöst dargestellt werden kann.

Bezüglich des **Umformens mittels thermisch induzierten Spannungen** wurden bisher die Blechumformung mittels **induktiver Erwärmung** und das **Laserstrahlumformen** numerisch simuliert.

Beim Umformen mittels **induktiver Erwärmung** wird eine elastisch vorgespannte Blechstruktur aufgrund gezielter Herabsetzung der Streckgrenze durch lokale Temperaturerhöhung in den oberflächennahen Bereichen zum Fließen gebracht, so daß eine bleibende Krümmung entsteht [89]. Primäres Ziel der Untersuchungen war die Klärung der Frage, ob die Erzeugung eines für Dauerschwingbelastungen günstigen Eigenspannungsprofils möglich ist. Bei einer optimalen Spannungsverteilung würden an Blechober- und -unterseite Druckspannungen vorliegen. Das Erwärmen des Blechs erfolgte mittels eines Plattenkonduktors, der von hochfrequenten Wechselströmen durchflossen wird. Unter der Annahme, daß bei der Umformung ein ebener Formänderungszustand vorliegt, wurde für die Berechnung ein 2D-Modell gewählt. Die Energieeinbringung wurde als Wärmestrom über die Oberflächenelemente in das Bauteil modelliert. Die Spannungsberechnung zeigte, daß die Einstellung eines optimalen Eigenspannungszustandes für Schwingbeanspruchung nicht erreicht werden kann. In Abhängigkeit von der Eindringtiefe des induzierten Wärmestroms treten an einer Blechoberfläche immer Zugspannungen auf [89].

Mit Hilfe der numerischen Simulation wurde in [41] ein wesentlicher Beitrag zur Vertiefung des Prozeßverständnisses beim **Laserstrahlumformen** geleistet. Ein Schwerpunkt der Untersuchungen war die Validierung von FEM-Modellen für die verschiedenen Umformmechanismen. Es zeigte sich, daß zur Simulation des Laserstrahlumformens eine 3D-Modellierung vorgenommen werden muß, da eine zweidimensionale Betrachtung wesentliche Geometrieinflüsse, z.B. den parallel zur Vorschubrichtung auftretenden Längsverzug, vernachlässigen würde. Elementauswahl und Vernetzung des Modells haben einen entscheidenden Einfluß darauf, welche Phänomene in der Berechnung nachvollzogen werden können. Für den TGM wurde vorgeschlagen, bei der Diskretisierung Volumenelemente mit voller Integration zu verwenden und vier Elemente zur Diskretisierung der Blechdicke zu wählen, um so die auftretenden Gradienten in guter Näherung abbilden zu können. Für den Knick- und Stauchmechanismus wird der Einsatz von Schalenelementen zur Verkürzung der Rechenzeiten empfohlen, da bei diesen Mechanismen geringere Temperaturgradienten über die Blechdicke auftreten als beim TGM. Es wird aber keine Aussage darüber gemacht, welcher Fehler durch die Vernachlässigung der Temperaturgradienten entsteht, die bei diesen Mechanismen zumindest auch bei Erwärmungsbeginn vorliegen. Schalenelemente weisen hierbei den Nachteil auf, daß die temperaturabhängigen Werkstoffkenngrößen nur einmal pro Element für eine mittlere Temperatur berechnet werden. So können z. B. temperaturgradientenbedingte Fließspannungsunterschiede über die Wanddicke nicht berücksichtigt werden, die beim Laserstrahlumformen einen wesentlichen Einfluß besitzen. Des weiteren hat es sich gezeigt, daß zur Approximation der großen lokalen Krümmungen für den Knickmechanismus in lateraler Richtung eine wesentlich feinere Diskretisierung erforderlich ist als für die anderen Mechanismen. Bei zu grober Vernetzung wird die Krümmung nur unzureichend

nachgebildet. Hinsichtlich der Modellierung des Laserstrahls muß darauf geachtet werden, daß das Verhältnis von Strahldurchmesser d_L auf der Werkstückoberfläche zur Kantenlänge der Elemente mindestens 4 besträgt, um eine gute Approximation bei der Intensitäts- und Laserleistungsverteilung zu erhalten. Vergleichende Untersuchungen bzgl. der Intensitätsverteilungen bei TEM₀₀- und TEM₀₁-Moden haben gezeigt, daß die berechnete Spitzentemperatur beim TEM₀₀-Mode um bis zu 25 % höher liegen kann, daß sich die Biegewinkel aber lediglich um 5 % unterscheiden [41,S.90 ff].

In [90,91] wurde mit der FEM-Simulation eine systematische Parametervariation der wichtigsten physikalischen Stoffwerte durchgeführt, und die Auswirkungen der Prozeßparameterwahl sowie der Einflüsse der Werkstückgeometrie beim TGM analysiert. Eine Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die Bearbeitung technischer Werkstoffe wird dadurch erschwert, daß bei den Berechnungen von temperaturinvarianten Stoffwerten ausgegangen wurde. Aus anderen Arbeiten ist bekannt, daß gerade die temperaturbedingte Änderung des Verhältnisses von Fließspannung k_f zu Elastizitätsmodul E eine für den TGM essentielle Modifizierung des Fließverhaltens auf der strahlabgewandten Seite hervorruft [41,92].

Es kann somit zusammengefaßt werden, daß mit Hilfe der FEM bereits mehrfach für verschiedenartige Verfahren der Nachweis erbracht wurde, daß die komplexen Wechselwirkungen thermisch induzierter Spannungen nachvollzogen werden können. Die Simulation des Laserstrahlumformens von Hohlprofilen mit dem Stauchmechanismus sollte daher ebenso entscheidend zur Klärung der prozeßtechnischen Grundlagen beitragen.

3 Zielsetzung der Arbeit

Ausgehend von dem in Kap. 1 dargelegten Bedarf an einem Rapid Prototyping-Verfahren für das Profilmiegen ist es Ziel dieser Arbeit, grundlegendes Wissen zum Laserstrahlumformen von Profilen zu erarbeiten, um hieraus ein Konzept für ein flexibles, werkzeugloses Verfahren abzuleiten und dieses umzusetzen. Anhand der Bearbeitung eines komplexen Realbauteils soll eine exemplarische Anwendung des Verfahrens vorgenommen werden. Die wesentlichen Arbeitspakete zur Realisierung dieser Zielsetzung sind in Bild 6 dargestellt.

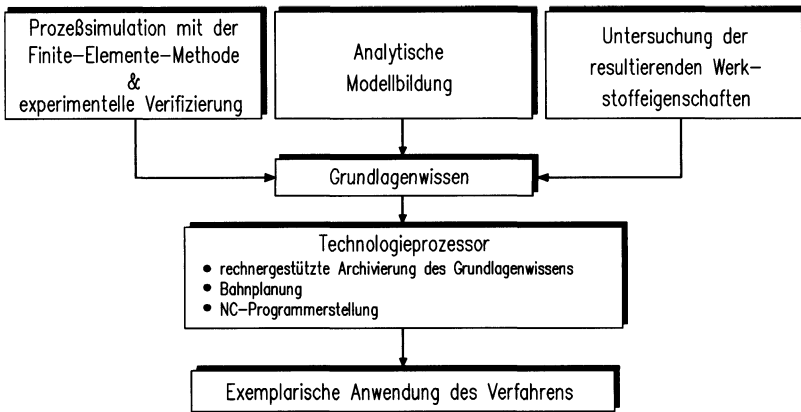


Bild 6: Zielsetzung der Arbeit

Einen wichtigen Beitrag zur Erarbeitung eines vertieften Prozeßverständnisses leistet die **Prozeßsimulation** mit der FEM. Die Generierung eines leistungsfähigen numerischen Rechenmodells unter Berücksichtigung der prozeßrelevanten physikalischen und mechanischen Randbedingungen stellt eine wichtige Aufgabenstellung dar. Um die Übertragbarkeit der berechneten Ergebnisse auf den realen Prozeß sicherzustellen, muß eine Validierung der FEM-Modelle durchgeführt werden. Mit der Prozeßsimulation können die während des Umformvorgangs ablaufenden elementaren Vorgänge, z.B. die zeitliche und örtliche Ausbildung der Umformzone, ebenso analysiert werden wie der Einfluß unterschiedlichster Prozeßparameter auf das Bearbeitungsergebnis. Eine Optimierung des Prozeßlayouts hinsichtlich der Prozeßeffektivität, der mechanischen Bauteileigenschaften und der Bearbeitungsgenauigkeit kann somit vorgenommen werden.

Ein flexibles Verfahren zum Profilbiegen für das Rapid Prototyping erfordert weiterhin ein **analytisches Prozeßmodell**, mit dem das Umformverhalten möglichst beliebiger Profilquerschnittsformen für eine Prozeßregelung hinreichend genau abgeschätzt werden kann, ohne daß auf experimentelle Daten zurückgegriffen werden muß. Die Erstellung eines solchen Modells stellt einen iterativen Prozeß dar. Ausgehend von einem möglichst einfachen Ansatz muß das Modellverhalten kontinuierlich mit den Ergebnissen der numerischen Simulation und des Experiments verglichen und gemäß den Anforderungen durch geeignete mathematische Formulierungen erweitert und an den realen Prozeß angepaßt werden.

In Kap. 1 wurde erläutert, daß es mittels Laserstrahlumformen möglich ist, metallische Werkstoffe zu bearbeiten. Somit können auch funktionale Prototypen für Funktionstests hergestellt werden. Voraussetzung für einen funktionalen Prototypen ist, daß Serienteil und Prototyp aus dem gleichen Werkstoff bestehen und daß sie die gleichen mechanischen Bauteileigenschaften aufweisen. Für das Laserstrahlumformen bedeutet dies, daß nur dann funktionale Prototypen gefertigt werden können, wenn die thermische Bearbeitung nicht zu Wärmebehandlungsfehlern führt, die die mechanischen Kennwerte beeinflussen. Aus diesem Grund müssen **werkstoffkundliche Untersuchungen** durchgeführt und Bearbeitungsrichtlinien für die Prozeßführung daraus abgeleitet werden.

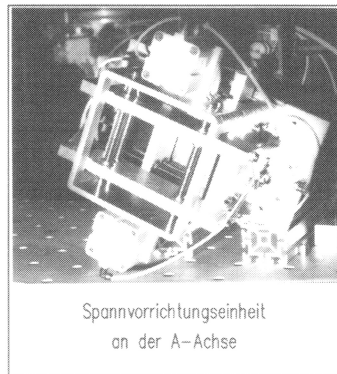
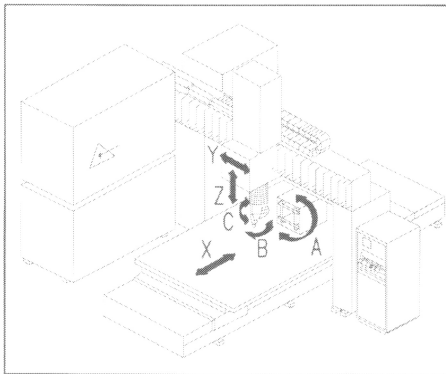
Aufgrund der Prozeßmerkmale läßt sich abschätzen, daß zur Erzeugung technisch relevanter Krümmungen eine Vielzahl von Bestrahlungen notwendig sind, um die geforderte Bauteilgeometrie zu generieren. Eine manuelle Erstellung der NC-Programme erscheint deshalb unwirtschaftlich. Die Generierung der Steuerbefehle muß daher wie bei der Laserstereolithographie oder dem Laserstrahlsintern ausgehend vom CAD-Modell in automatisierter Weise erfolgen. Hierfür ist die Entwicklung eines **Technologieprozessors** notwendig, der das erarbeitete Grundlagenwissen rechnergestützt zur Verfügung stellt und die Aufgaben der Bahnplanung und der NC-Programmerstellung bis zur Fertigbearbeitung übernimmt. Hierbei gilt es besonders zu beachten, daß die Bahnplanung für ein Werkstück durchgeführt werden muß, das sich aufgrund der Umformung stetig verändert und somit kontinuierlich die Raumlage wechselt.

4 Planung und Durchführung der Untersuchungen

4.1 Versuchseinrichtungen

4.1.1 CO₂-Laserstrahlanlage

Die für die Versuche eingesetzte Anlage besteht aus einem als Portalsystem ausgeführten, kartesischen 6-Achs-Roboter der Fa. Trumpf (L5000) und einer CO₂-Laserstrahlquelle vom Typ TLF 2500 (ebenfalls Fa. Trumpf).



Spannvorrichtungseinheit
an der A-Achse

Bild 7: CO₂-Laserstrahlbearbeitungsanlage

Die Führungsmaschine besitzt drei kartesisch angeordnete Linearachsen sowie drei rotatorische Achsen (Bild 7). Die X-Achse liegt dabei im Werkzeugtisch, die Y-Achse bewegt sich mit der Pinole über das Portal, die Z-Achse ist an der Pinole angebracht und sorgt für die Zustellbewegung des Bearbeitungskopfes zum Werkzeugtisch. Zur Orientierung des Laserstrahls im Raum besitzt der Bearbeitungskopf eine endlos drehbare Achse (C-Achse) und eine auf $\pm 120^\circ$ begrenzte Schwenkachse (B-Achse). Eine weitere, horizontal ausgerichtete rotatorische Achse (A-Achse) wurde für die Werkstückhandhabung auf dem X-Tisch installiert. Durch die Möglichkeit das Werkstück zu drehen, entfällt das zeitintensive Umfahren des Profils mit dem Bearbeitungskopf, so daß die Positionierung vereinfacht und die Bearbeitungszeiten verkürzt werden können. Bei der Konzeption der Spannvorrichtung wurde besonders darauf geachtet, daß eine definierte Lage für möglichst beliebige Profilquerschnitte sichergestellt ist. Weiterhin wurde in die Aufspannung eine Preßluftkühlung für das Werkstück integriert, die dafür sorgt, daß sich das Profil bei längeren Bestrahlungen nicht un-

verhältnismäßig stark erwärmt. Die damit verbundene Wärmeableitung ist für Hohlprofile ausreichend.

Die Strahlquelle ist ein hochfrequenzangeregter CO₂-Laser mit einer maximalen Ausgangsleistung von 2,2 kW. Die Brennweite der eingesetzten Fokussieroptik beträgt $f' = 152$ mm. Der Mode des emittierten Laserstrahls kann in der Brennebene als TEM_{01*} bezeichnet werden, im defokussierten Bereich, in dem das Laserstrahlumformen üblicherweise durchgeführt wird, liegt jedoch eine hiervon stark abweichende Intensitätsverteilung vor. Für die Versuche stand außerdem eine in die Anlage integrierte Laserleistungssteuerung zur Verfügung, mit der die Laserleistung P_L über Stützpunkte als Funktion des Weges, der Zeit oder der Vorschubgeschwindigkeit programmiert werden kann [93]. Zwischen den einzelnen Stützpunkten wird die Leistung linear interpoliert. Anregungsbedingt kann die Strahlquelle hierbei nicht im "Dauerstrichbetrieb" (cw-Betrieb) eingesetzt werden, sondern die Bearbeitung muß im "Tastbetrieb" erfolgen. Um dennoch eine möglichst kontinuierliche Emission zu gewährleisten, wurde für die Technologieversuche eine Tastfrequenz von 10 kHz gewählt, wie sie in [94] vorgeschlagen wurde.

4.1.2 Meßsysteme zur Strahl- und Prozeßdiagnostik

Die für das Laserstrahlumformen prozeßbestimmenden **Strahleigenschaften** werden durch die Parameter Laserstrahlleistung, Strahlkaustik und Intensitätsverteilung charakterisiert. Für die Bestimmung der Laserstrahlleistung am Werkstück wurde ein kalorimetrisches Meßverfahren herangezogen. Bei dem gewählten Detektor handelte es sich um ein Laserstrahlleistungsmeßgerät vom Typ LM 5000 der Fa. Coherent, das den Meßbereich bis maximal 5 kW abdeckt. Strahlkaustik und Intensitätsverteilung wurden mit dem handelsüblichen Meßgerät "Laserscope" (Typ UFF 100, Fa. Promethec) bestimmt. Das Laserscope tastet den Laserstrahl mit einer rotierenden Hohnadel ab. Über eine Bohrung in der Nadel wird die Strahlung dem Detektor zugeführt. Die Auswahl des Bohrungsdurchmessers erfolgt in Abhängigkeit der Strahlintensität. Die Berechnung des Strahldurchmessers wird vom Laserscope UFF 100 modunenabhängig vorgenommen [95]. Hierzu wird die gemessene Intensitätsverteilung ausgewertet. Es wird eine minimale Anzahl an Meßpunkten bestimmt, deren aufsummierte Strahlleistung 86 % der gemessenen Gesamtleistung beträgt. Die Projektionsfläche unter diesen Meßpunkten wird dann als rotationssymmetrisch angenommen und zur Durchmesserberechnung herangezogen.

Die **Prozeßdiagnostik** dient der Erfassung und Analyse der vom Prozeß emittierten Signale. Die beiden für das Laserstrahlumformen wesentlichen Signale sind die Werkstücktemperatur

in der Umformzone und die thermisch bedingten Auslenkungen des Bauteils. Für die Temperaturmessung wurde ein Strahlungsthermometer (Pyrometer) eingesetzt, zur Ermittlung der Bauteil提高lenkungen während der Umformung wurden taktile Wegsensoren herangezogen.

Strahlungsthermometer können die von einem Körper emittierte Wärmestrahlung berührungslos mit Hilfe einer Infrarot-Photozelle detektieren, wobei das Detektorsignal dem Integral über die Meßfläche entspricht. In früheren Arbeiten wurde die Eignung dieser Komponenten zur Messung von Oberflächentemperaturen bei der Laserstrahlmaterialbearbeitung nachgewiesen [96,97]. Sie zeichnen sich besonders durch ihre hohen Anstiegsgeschwindigkeiten aus, die von konkurrierenden Sensoren (z.B. Thermoelementen) nicht erreicht werden können [98]. Bei dem eingesetzten handelsüblichen Pyrometer der Fa. Kleiber handelte es sich um einen Meßkopf vom Typ 0247/5, dessen Meßbereich zwischen 50 °C und 800 °C liegt [99]. Die verwendete Optik vom Typ II erlaubt die Einstellung eines Meßfleckdurchmessers von 1,5 mm. Das Signal wurde mit einem Meß- und Regelsystem vom Typ 200 desselben Herstellers weiterverarbeitet. Die Anstiegszeit von 50 °C auf 800 °C beträgt 0,3 ms.

Zur Temperaturmessung mit Pyrometern muß am Sensor der Emissionsgrad ϵ_r der Werkstückoberfläche vorgewählt werden. Oberflächenmodifikationen, wie sie an Stahlwerkstoffen in Form von Oxidationen während der Bearbeitung auftreten, können dabei das Emissionsverhalten ändern und zu hohen Ungenauigkeiten führen. Ein weitere Schwierigkeit bei der pyrometrischen Temperaturmessung ergibt sich durch das beim Laserstrahlbiegen erforderliche absorptionssteigende Coating. Beim Wärmeübergang vom Graphit-Coating in das Werkstück kommt es zu einem Wärmestau, der in der Beschichtung zu weitaus höheren Temperaturen als im darunter liegenden Werkstoff führt. Aus den genannten Gründen wurde bei der Temperaturmessung folgende Vorgehensweise gewählt: Zum einen wurde der Meßfleck nicht auf das graphitierte Bearbeitungszentrum ausgerichtet, sondern um 2,75 mm in lateraler Richtung auf die unbeschichtete Oberfläche versetzt (Bild 8). Die Breite des Graphit-Coatings wurde auf 4 mm begrenzt, der Laserstrahldurchmesser wurde für diese Untersuchungen ebenfalls auf einen Wert von $d_L = 4$ mm eingestellt. Zum anderen wurden die Proben bereits vor der Bearbeitung oxidiert (siehe Abschn. 4.2.2), um während der Bestrahlung einen weitgehend konstanten Emissionsfaktor sicherzustellen. Gemäß [99,109] kann somit von einem Emissionsfaktor für stark oxidierte Flächen von $\epsilon_r = 0,7$ ausgegangen werden. Damit war es möglich, den zeitlichen Temperaturverlauf örtlich exakt zu erfassen. Durch den Vergleich mit Simulationsergebnissen kann auf die Maximaltemperatur im Bearbeitungszentrum zurückgeschlossen werden.

Zur Online-Messung der Bauteil提高lenkungen wurden taktile DC/DC-Wegsensoren der Fa. Burster eingesetzt. Das Ausgangssignal des Sensors liefert eine dem Meßweg proportionale

Gleichspannung. Die maximale Meßlänge beträgt $\pm 3,5 \text{ mm}$ [100], die Wegaufösung des verwendeten Meßsystems mit 8-bit / $\pm 2 \text{ V}$ Analog-Digital-Wandler beträgt $\pm 4,3 \text{ }\mu\text{m}$. Zur Messung der Bauteilauslenkungen in x- und y-Richtung wurde jeweils ein Wegaufnehmer eingesetzt. Den Meßaufbau zeigt Bild 8.

Zur Aufzeichnung der Meßdaten wurde ein Transientenrekorder mit maximal 6 Eingangskanälen verwendet. Die Spannungssignale wurden mit einer Frequenz von 100 Hz abgespeichert. Bei einem Datenumfang von 4 kB konnte somit eine Zeitspanne von 41 s aufgezeichnet werden. Die Messung wurde mit einem Laserleistungssignal als internem Triggersignal ausgelöst.

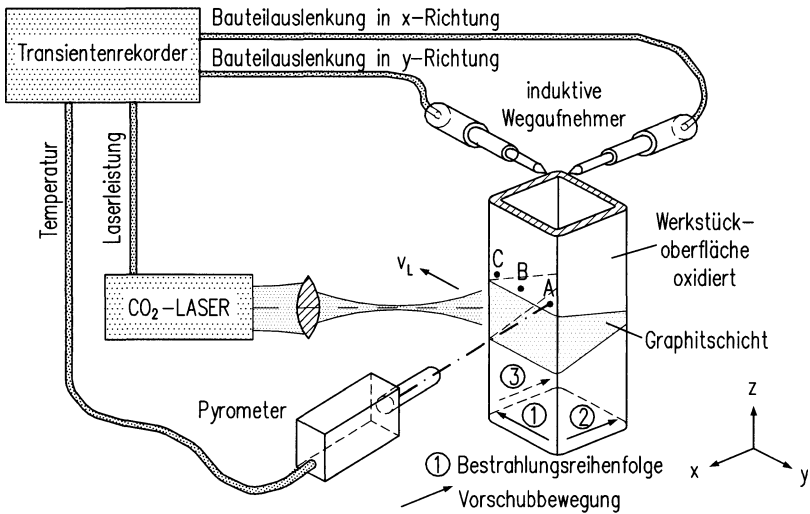


Bild 8: Meßaufbau zur Prozeßdiagnostik

4.1.3 Versuchsaufbau zur Überlagerung mechanisch induzierter Spannungen

Es wurde ein geeigneter Versuchsaufbau konzipiert und realisiert (Bild 9), um den Einfluß von Eigenspannungen bzw. einer mechanischen Vorspannung auf das Prozeßverhalten beim Laserstrahlumformen mit dem Stauchmechanismus untersuchen zu können.

Damit die Auswirkungen auf eine einzelne Profilseite dokumentiert werden kann, wurde als Werkstück kein Profil, sondern ein Blechstreifen mit den Abmessungen $25 \times 20 \times 3 \text{ mm}^3$ verwendet. Hierdurch war sichergestellt, daß keine Wechselwirkungen mit benachbarten

Profilseiten auftraten. Durch den Einsatz eines Niederhalters wurde die Knicksicherheit der in der Blechebene belasteten Bleche erhöht, die höhere Bauteilsteiifigkeit der Profile konnte somit nachgebildet werden. Der Niederhalter wurde konstruktiv so ausgelegt, daß zu Beginn der Bestrahlung gerade kein Kontakt zum Werkstück vorliegt. Zur Fixierung des Niederhalters wurde dieser mit der Werkstückaufnahme verspannt, so daß zwischen Werkstückaufnahme und Schlitten keine größeren Reibkräfte induziert wurden, die die effektive Last auf das Werkstück wesentlich reduziert hätten. Die Last wurde von einem spindelgetriebenen Schlitten auf das Werkstück übertragen, eine zwischengeschaltete Kraftmeßdose mit einer Nennkraft von 20 kN diente zur Bestimmung der aufgebrachtten Druckspannungen vor der Laserstrahlbearbeitung und zur Online-Erfassung der Spannungsverhältnisse während der Bearbeitung. Die Kraftauflösung des verwendeten Meßsystems mit 8-bit / $\pm 2,5$ V Analog-Digital-Wandler betrug ± 39 N, was bei einer belasteten Querschnittsfläche von 60 mm^2 eine Spannungsauflösung von $\pm 0,65 \text{ MPa}$ ergibt.

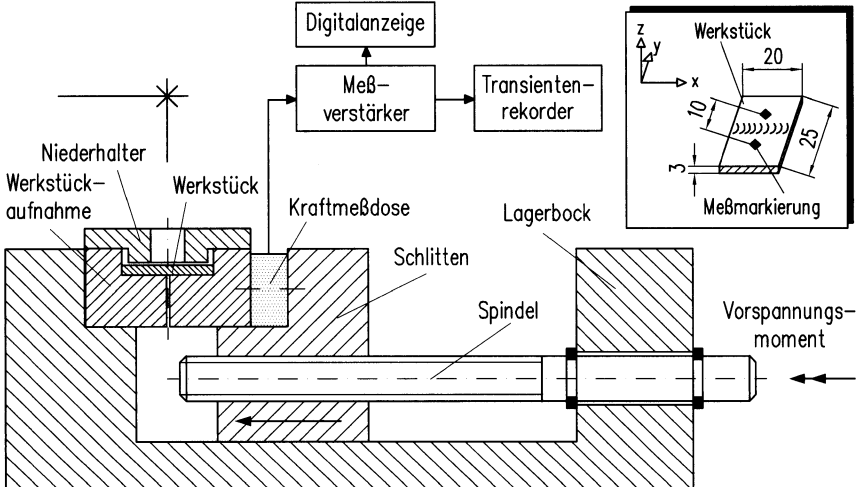


Bild 9: Versuchsaufbau zur mechanischen Überlagerung von Druckspannungen

Zur Quantifizierung des Umformergebnisses wurde die plastische Dehnung $\epsilon_{y,pl}$ quer zur Bestrahlungsbahn bestimmt. Die Proben waren zu diesem Zweck vor der Bearbeitung mit Meßmarkierungen im Abstand von $l_0 = 10 \text{ mm}$ versehen worden (Bild 9). Da bei einmaliger Überführung nur geringe Formänderungen erzielt werden können und somit ein relativ großer Einfluß der Meßfehler in Kauf genommen werden müßte, wurden die Proben jeweils fünfmal bestrahlt. Der maximale Meßfehler beträgt somit bei einer zufälligen Meßabweichung von $\pm 1,66 \mu\text{m}$ und einer minimalen, erzielten Längenänderung Δl von ca. $20 \mu\text{m} \pm 8,3 \%$.

4.1.4 Servohydraulische Prüfmaschine zur Ermittlung von Warmfließkurven

Die in der Literatur [101,102,103,104,105] erhältlichen Angaben zur Temperaturabhängigkeit der Fließspannung k_f von S235JR beziehen sich ausschließlich auf den normalisierten Werkstoff. Um den Einfluß einer Kaltverfestigung des Probenmaterials mit Hilfe der numerischen Simulation analysieren zu können, war es notwendig, eine Warmfließkurve für das zur Verfügung stehende, walzprofilierte Probenmaterial zu ermitteln.

Zur Akquisition dieser Daten stand eine servohydraulische Prüfmaschine für thermomechanische Untersuchungen vom Typ Gleeble 1500 der Fa. Dynamic Systems Inc. zur Verfügung. Die Erwärmung der Zugproben erfolgt konduktiv über die wassergekühlten Spannbacken an den beiden Querhäuptern. Die Versuchstemperatur wird somit nur in einem begrenzten Bereich in der Probenmitte erreicht. Zur Temperaturregelung wird hier ein Thermoelement appliziert. Die Versuchsdurchführung nach DIN 50145 [106] erfolgte im Hochvakuum, als Dehngeschwindigkeit wurde 2 mm/min gewählt. Die nach DIN 50120 [107] gefertigten Zugproben wurden aus quadratischen Hohlprofilen mit den Querschnittsabmaßen 15 x 15 x 1,5 mm³ in Längsrichtung entnommen. Die erzielten Meßergebnisse sind im Anhang A zusammengestellt.

4.2 Profilmaterial

4.2.1 Werkstoffe

Die Auswahl der untersuchten Profilwerkstoffe ist in Tabelle 3 zusammengestellt. Die für die FEM benötigten Werkstoffdaten für S235JR sind dem Anhang A zu entnehmen.

Tabelle 3: *Bezeichnungen der untersuchten Werkstoffe*

Nr.	Bezeichnung nach DIN	Werkstoff-Nr.	Bezeichnung nach DIN EN 10025
1	St 37-2	1.0037	S235JR
2	St 44-2	1.0044	S275JR
3	AlMgSi 0,5	3.3206	AW-6060

4.2.2 Probenvorbereitung

Die in Längen von 6000 mm angelieferten Profile wurden auf eine Probenabmessung von 150 mm zugesägt. Nach dem Entgraten wurden die Oberflächen von Öl- und Fettrückständen gereinigt. Die Proben aus S275JR wurden ausschließlich im Anlieferungszustand bearbeitet, bei den Werkstoffen S235JR und AW-6060 wurde, soweit nicht anders angegeben, zuvor eine Glühbehandlung durchgeführt.

Bei S235JR erfolgte ein Normalglühen, um Verfestigungen abzubauen und um ein feinkörniges Gefüge einzustellen. Das Glühen erfolgte unter Schutzgasatmosphäre, um eine Oxidation der Oberflächen zu verhindern. Die Glühtemperatur lag mit 880 °C ca. 20 °C - 40 °C oberhalb der Austenitisierungstemperatur und wurde 20 min. gehalten. Um eine Grobkornbildung zu vermeiden, wurden die Aufheizphase und die Abkühlung dadurch beschleunigt, daß ein Vorheizen des Ofens erfolgte bzw. die Abkühlung außerhalb des Ofens stattfand.

Die Proben aus der aushärtbaren Aluminiumknetlegierung AW-6060 wurden zur Einstellung eines definierten Ausgangszustandes vor der Laserstrahlbearbeitung homogenisiert, abgeschreckt und kaltausgelagert (Zustand T4). Als Lösungsglühtemperatur wurden entsprechend den Angaben in [108] 530 °C gewählt, die Haltezeit betrug 30 min, anschließend wurden die Proben im Wasserbad abgekühlt. Die Warmauslagerung nach der Laserstrahlbearbeitung wurde bei 175 °C und einer Haltezeit von 10 Stunden durchgeführt.

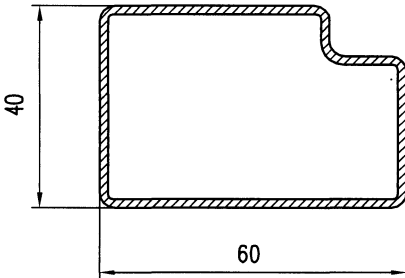
Die Intensitäten beim Laserstrahlumformen liegen üblicherweise im Bereich unter 10^6 W/cm^2 . Bei diesen Intensitäten wird an blanken Metalloberflächen lediglich ein Einkoppelgrad von $A = 0,1$ erreicht [109,110]. Für eine ausreichend hohe und vor allem definierte Einkopplung der Laserstrahlung in den Werkstoff sind deshalb **absorptionssteigernde Coatings** unerlässlich. Im Rahmen dieser Arbeit wurden hierfür Graphit- und Oxidschichten eingesetzt. Das handelsübliche Graphitspray Graphit 33 setzt sich aus plattenförmigen Partikeln mit einer mittleren Teilchengröße von $6\text{ }\mu\text{m}$ und einem Bindemittel zusammen, das eine gut haftende Schicht bildet. Die Schichtdicken lagen im Bereich von $15 - 30\text{ }\mu\text{m}$ und wurden mit dem im Abschnitt 4.3.3.1 beschriebenen optischen Topographiemeßgerät bestimmt. Bei Verwendung der CO_2 -Laserwellenlänge von $10,6\text{ }\mu\text{m}$ liegt somit ein Einkoppelgrad von $0,6 - 0,7$ vor [43, S. 144]. Die Oxidschichten wurden durch eine Glühoperation bei 550 °C und einer Haltedauer von 28 min unter Umgebungsatmosphäre erzeugt. Die Schichtdicken betragen ca. $5\text{ }\mu\text{m}$, was einen Einkoppelgrad von $0,7$ gewährleistet [111]. Soweit nicht anders angegeben, wurden Graphitschichten für die Bearbeitung eingesetzt.

4.2.3 Querschnittsgeometrien

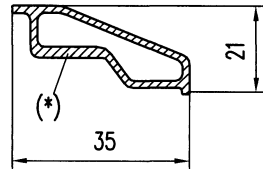
Für die Untersuchungen wurden ausschließlich dünnwandige Hohlprofile verwendet. Es handelte sich hierbei um walzprofilierte und verschweißte Stahl- sowie um stranggepreßte Aluminiumprofile. Die Abmessungen der rechteckigen Profilquerschnitte sind in Tabelle 4 aufgelistet, eine Darstellung der asymmetrischen Querschnitte findet sich in Bild 10.

Tabelle 4: Abmaße und Werkstoffe der rechteckigen Profilquerschnitte

Nr.	Wanddicke [mm]	Kantenlängen $L_1 \times L_2$ [mm ²]	Werkstoff
1	1,5	15 x 15	S235JR
2	1,5	40 x 40	S235JR
3	2	40 x 20	S235JR
4	2	40 x 30	S235JR
5	2	40 x 40	S235JR
6	2	40 x 50	S235JR
7	2	40 x 60	S235JR
8	3	40 x 40	S235JR
9	2	40 x 40	AW-6060



Werkstoff: S275JR
 Wanddicke: 1,5 mm



Werkstoff: EN AW-6060
 Wanddicke: 1,25 mm; (*) 2 mm

Bild 10: Untersuchte asymmetrische Profilquerschnitte

4.3 Charakterisierung des Bearbeitungsergebnisses

4.3.1 Biegewinkel- und Biegerichtungsermittlung

4.3.1.1 Messungen mit optischem Topographiemeßgerät

Für eine hochpräzise Biegewinkelmessung der Hohlprofile mit Rechteckquerschnitt, die um eine der Hauptachsen gebogen wurden, stand ein Topographiemeßplatz RM600 3-D/C der Fa. Rodenstock zur Verfügung. Das System besteht aus den Komponenten optischer Abstandssensor, x/y-Vorschubeinheit und Steuerrechner. Die Topographieerfassung der Meßfläche erfolgt durch rasterförmiges Scannen mit einem fokussierten Infrarot-Laserstrahl mit ca. 1 μm Brennfleckdurchmesser [112]. Ändert sich der Abstand zur Meßfläche, so liefert der Detektor ein Regelsignal für die Fokus-Nachführautomatik. Ein Tauchspulensystem verschiebt anschließend das Objektiv solange, bis der Laserstrahl wieder auf der Oberfläche des Objektes fokussiert ist. Die Objektivverschiebung wird induktiv erfaßt und liefert ein zum Höhenprofil proportionales Spannungssignal. Die vertikale Auflösung des Sensors beträgt 0,1 μm , wählbar sind die drei Meßbereiche ± 5 , ± 50 und ± 500 μm .

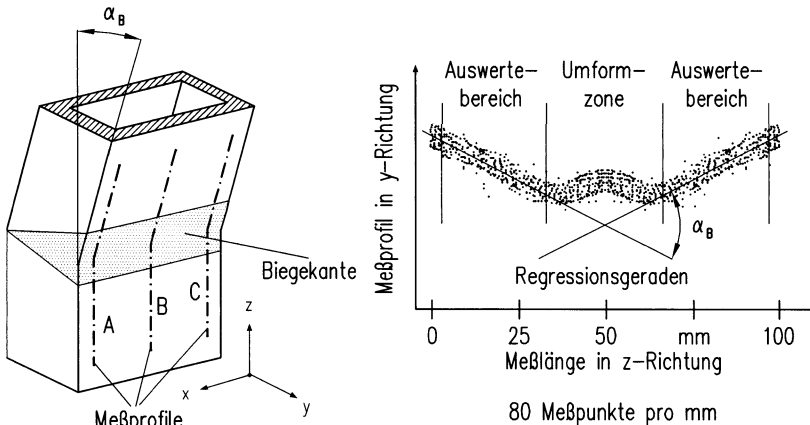


Bild 11: Biegewinkelermittlung

Die Biegewinkelbestimmung erfolgte durch die Auswertung dreier Meßprofile A, B und C senkrecht zur Bearbeitungsspur an der Biegekante, Bild 11. Der Gesamtbiegewinkel wurde durch arithmetische Mittelwertbildung der drei Einzelwinkel errechnet. Die Meßprofile wurden sowohl vor als auch nach der Bestrahlung aufgenommen und in zwei separaten Dateien abgespeichert, um die Vorkrümmung der Profile berücksichtigen zu können. Bei den sich typischerweise einstellenden Biegewinkeln von wenigen Zehntel Grad hätte die Ver-

nachlässigung der am Profilhalbzeug vorliegenden Geradheitsabweichungen zu nicht tolerierbaren Meßfehlern geführt. Aus den Differenzprofilen wurde für beide Biegeschenkel jeweils eine Regressionsgerade berechnet, der Schnittwinkel der beiden Geraden entspricht dem Biegewinkel. Die Meßlänge je Profil betrug 100 mm. Der Bereich um die Umformzone wurde für die Auswertung nicht herangezogen, da die mit der Umformung einhergehenden Oberflächendeformationen zu Fehlern bei der Winkelberechnung geführt hätten (Bild 11). Bei den in der Ergebnisdarstellung angegebenen Biegewinkeln handelt es sich um den arithmetischen Mittelwert aus 5 Einzelmessungen, die Fehlerbalken geben die doppelte Standardabweichung σ an.

4.3.1.2 Messungen mit 3D-Koordinatenmeßgerät

Für die Messung von Biegewinkel α_B und Biegerichtung β an asymmetrischen Profilen und Rechteckprofilen, die nicht um eine Hauptachse gebogen wurden (allgemeine schiefe Biegung) stand ein Koordinatenmeßgerät (KMG) vom Typ PMM 654 der Fa. Leitz zur Verfügung. Mit dem KMG wurden die Flächennormalen für die einzelnen Profilsten jeweils ober- und unterhalb der plastifizierten Zone bestimmt (Bild 12). Die Lage jeder Fläche wurde durch Antasten von fünf Meßpunkten ermittelt. Die vom KMG gelieferten Daten wurden anschließend mit einem speziellen Meßprogramm am PC ausgewertet. Hierbei wurde wie folgt vorgegangen:

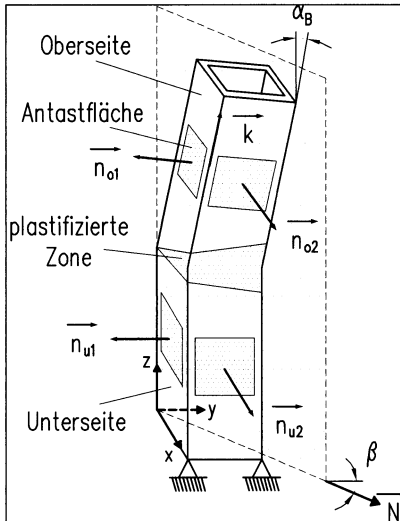


Bild 12: Bestimmung des Biegewinkels α_B und der Biegerichtung β

Aus den Normalenvektoren \mathbf{n}_{o1} und \mathbf{n}_{o2} benachbarter Flächen oberhalb der bearbeiteten Zone wird das Vektorprodukt gebildet. Man erhält auf diese Weise einen Vektor \mathbf{k} , der in Richtung der Kante zeigt, die zwischen den beiden Flächen liegt. Führt man dies jeweils vor und nach dem Biegevorgang durch, so erhält man zwei Vektoren \mathbf{k}_{vor} und \mathbf{k}_{nach} , die die Lage der Kante vor bzw. nach der Biegung repräsentieren. Der Winkel zwischen den Vektoren \mathbf{k}_{vor} und \mathbf{k}_{nach} ergibt den Biegewinkel α_B [113]:

$$\alpha_B = \arccos \frac{\bar{k}_{vor} \bar{k}_{nach}}{|\bar{k}_{vor}| |\bar{k}_{nach}|} \quad (6)$$

Die Biegerichtung β erhält man, indem man die Vektordifferenz $\mathbf{k}_{nach} - \mathbf{k}_{vor}$ bildet und die

sen Vektor in die x/y -Ebene projiziert. Der Winkel zwischen der Projektion und der y -Achse stellt dann die gesuchte Biegerichtung dar. Um einen Mittelwert für den Biegewinkel α_B und die Biegerichtung β zu erhalten, werden die Vektoren \mathbf{k}_{vor} und \mathbf{k}_{nach} für alle Kanten berechnet und vektoriell addiert.

Da das Werkstück zwischen den beiden Messungen jeweils aus- und eingespannt werden muß, werden die Flächennormalen, die vor und nach dem Biegevorgang gemessen werden, nicht in demselben Koordinatensystem dargestellt. Die Winkelabweichung der beiden Koordinatensysteme liegt in der Größenordnung der gemessenen Biegewinkel. Deshalb wurde für jede Probe mit Hilfe der unteren Flächennormalen ein Koordinatensystem gebildet, in dem die oberen Vektoren dargestellt wurden. Auf diese Weise wurden die Vektoren, die die Richtung der Profilkanten charakterisieren, vor und nach der Biegung in demselben, bezüglich dem Werkstück festen Koordinatensystem definiert.

Auch hier wurde zur Bestimmung der Winkel jeweils der Mittelwert aus 5 Messungen gebildet.

4.3.2 Mikrohärtemessung

Die Bestimmung der lokalen Härte im Bereich der Wärmeeinflußzonen wurde durch eine Mikrohärtemessung nach Vickers gemäß DIN 50133 durchgeführt [114]. Die Prüflast betrug für S235JR $F_{\text{Pr}} = 2,943 \text{ N}$ (HV0,3) und für AW-6060 $F_{\text{Pr}} = 0,981 \text{ N}$ (HV0,1). Die Diagonallänge des Härteabdruckes betrug in beiden Fällen ca. 60 - 70 μm .

4.3.3 Eigenspannungsmessung

Zur Bestimmung der resultierenden Eigenspannungen wurde die Methode der röntgenographischen Spannungsmessung gewählt. Das Verfahren beruht auf der Röntgenbeugung monochromatischer Strahlung an Kristallgittern, dessen Grundlagen von W.H. und W.L. Bragg erarbeitet wurden. Danach kann die Röntgenbeugung an Kristallen auf die Reflexion von Röntgenstrahlen an den verschiedenen Netzebenen eines Kristalls zurückgeführt werden [115].

Für die Messungen stand ein Diffraktometer vom Typ D5000 der Fa. Siemens zur Verfügung. Es handelt sich dabei um ein ψ -Goniometer mit einer offenen Eulerwiege mit 250 mm Radius. Mit der für Spannungsmessungen an Eisenwerkstoffen üblichen Cr K_{α} -Strahlung

wurden die (211)-Reflexe des α -Eisens vermessen und nach der $\sin^2\psi$ -Methode ausgewertet [116]. Die Kenndaten der Meßmaschine sind im Anhang B zusammengefaßt. Die Anlage besteht aus den Komponenten Röntgenquelle, offene Euler-Wiege zur Positionierung der Proben, ortsempfindlicher Detektor, Strahlführungs- und Strahlformungssystem sowie Steuer- und Analyse-Software.

Der kreisförmige Meßfleck des Röntgenstrahls besitzt auf der Probenoberfläche einen Durchmesser von 2 mm. Zur Bestimmung der Längs- (σ_L) bzw. Quereigenspannungen (σ_Q) wurde im rechten Winkel zur bestrahlten Spur ein Profil von ± 10 mm Länge aufgenommen. Als Schrittweite der Einzelmessungen wurde im Bereich ± 5 mm 0,5 mm gewählt und 1 bzw. 2 mm im darüber hinausgehenden Bereich. Ein Meßablauf bestand somit aus 54 Einzelmessungen, die Meßdauer betrug 4,5 Stunden pro Probe. Als Meßorte wurden die Flächenmitten an der Oberseite der quadratischen Profile gewählt. Bei der Darstellung der Ergebnisse wird im Einzelfall angegeben, welche der bestrahlten Flächen der Messung zugrundeliegt.

Charakteristisch für die röntgenographische Spannungsmessung ist, daß die Eindringtiefe der Strahlung in die Probe auf ca. 10 μm beschränkt ist. Da außerdem ein exponentiale Abnahme der relativen Intensität mit zunehmender Meßtiefe auftritt, kann somit nur eine Aussage über den oberflächennahen Spannungszustand gemacht werden. Die Spannungskomponente in Wanddickenrichtung wird zudem nicht berücksichtigt, d.h. es wird von einem ebenen Spannungszustand an der Oberfläche ausgegangen [117].

4.4 Numerische Simulation mit der FEM

Die Prozeßsimulation mit der FEM ist eine leistungsstarke Berechnungsmethode, mit der alle wesentlichen Einflußgrößen realer Vorgänge untersucht werden können [118,119]. Mit Blick auf das Laserstrahlumformen wurde in [41] aufgezeigt, in welchem Maße die Qualität der Simulation von der Modellbildung abhängig ist. Dies gilt besonders dann, wenn bei der Bearbeitung eine Kombination der im Abschnitt 2.3 vorgestellten Umformmechanismen auftritt. So kann z.B. beim Übergang vom TGM zum Knickmechanismus das Ausknicken mit der FEM nicht nachgebildet werden, wenn dem Modell im Gegensatz zur Realität keine Vorkrümmung auferlegt wurde oder wenn durch eine zu grobe Diskretisierung ein zu steifes Bauteil simuliert wird. Diese Beispiele zeigen, daß die Ergebnisse der Simulation ohne experimentelle Verifizierung fragwürdig bleiben. Daher wurden im Rahmen dieser Arbeit die Simulationsergebnisse so weit wie möglich mit Experimenten verglichen, um die Aussagekraft und Zuverlässigkeit der Resultate zu maximieren.

4.4.1 Modellierung des Werkstücks

Für die Berechnungen wurde das Finite-Element-Programm SYSWELD der Fa. FRAMA-SOFT & CSI eingesetzt. SYSWELD verwendet zur Modellierung thermomechanischer Problemstellungen ausschließlich implizite Verfahren [120]. Zur Lösung des Gleichungssystems für nichtlineare, transiente Berechnungen wurde das Newton-Raphson-Verfahren ausgewählt. Die linearisierten Gleichungen, die man mit diesem Verfahren für die einzelnen Iterationen erhält, wurden durch einen iterativen Gleichungslöser (Method Iterative) gelöst. Hierbei kam die Methode der konjugierten Gradienten (Incomplete Choleski Gradient Conjugate) für symmetrische und positiv definite Matrizen zum Einsatz. Bei dieser Methode ist zur Lösung des Gleichungssystems - im Gegensatz zu den direkten Gleichungslösern (z.B. Gauß-Verfahren) - keine Invertierung der tangentialen Steifigkeitsmatrix erforderlich. Stattdessen erfolgt die Lösung für jeden Zeitschritt durch iteratives Verringern des Residuenvektors. Dies geschieht solange, bis die euklidische Norm des Residuenvektors eine geeignet vorgegebene Toleranz unterschreitet [121,122,123]. Der Toleranzfaktor beeinflusst die Qualität des Ergebnisses wesentlich und kann vom Benutzer frei gewählt werden. Für die Berechnung der Temperaturen und Verschiebungen wurde ein optimaler Toleranzfaktor von 10^{-4} K bzw. mm ermittelt. Bei der Berechnung der Spannungen wurde mit einem Toleranzfaktor von $0,5 \text{ N/mm}^2$ gerechnet. Die erzielbare Genauigkeit liegt bei der Spannungsberechnung grundsätzlich niedriger, da die Bildung der partiellen Ableitungen der Verschiebungen zu Unstetigkeitsstellen an den Eckknotenpunkten führt [121, S. 138 ff].

Der Vorteil der iterativen Gleichungslöser ist darin zu sehen, daß im Vergleich zu direkten Lösungsverfahren ein geringerer Speicherbedarf entsteht, so daß größere Problemstellungen angegangen werden können. Demgegenüber steht der Nachteil, daß die tangentiale Steifigkeitsmatrix häufiger berechnet werden muß und somit der Rechenaufwand steigt. Bei dem im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Newton-Raphson-Algorithmus muß die Steifigkeitsmatrix nach jeder Iteration neu berechnet wird [120].

Zur Nachbildung instationärer Vorgänge mit Veränderung der Geometrie verwendet SYSWELD das Updated-Lagrange-Verfahren, bei dem die Geometrie der Elemente schrittweise nach jeder Iteration unter Einhaltung der Volumenkonstanz angepaßt wird.

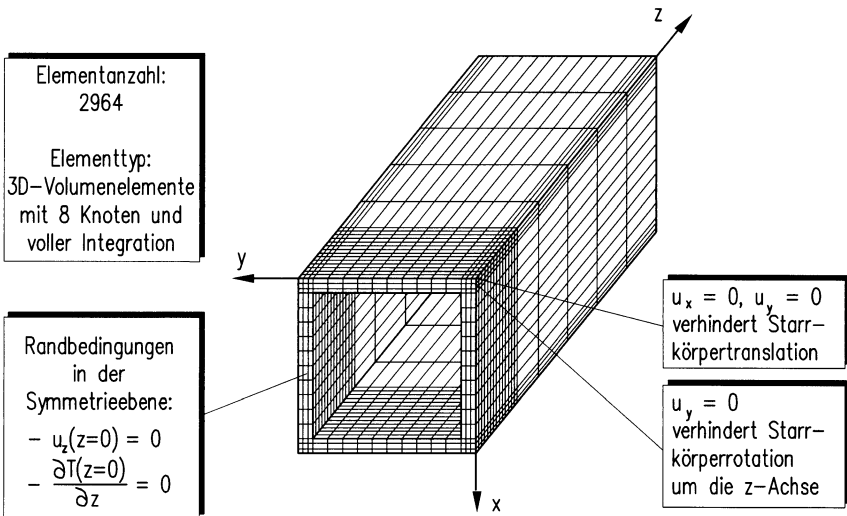


Bild 13: Modellbildung für die FEM-Analyse

Um die Rechenzeiten zu verringern, wurden die thermische und die mechanische Berechnung entkoppelt, d.h., es wurde zunächst das instationäre Temperaturfeld für eine bewegte Wärmequelle berechnet, die Ergebnisse wurden zwischengespeichert und anschließend wurden die aus der Temperaturverteilung resultierenden Formänderungen und Spannungen ermittelt. Der dadurch entstehende Fehler ist vernachlässigbar klein, da die beim Laserstrahlumformen auftretenden plastischen Dehnungen mit $\epsilon_{pl} \approx 2\%$ und somit auch die Beeinflussung des Temperaturfeldes durch die Umformwärme relativ gering ist [41]. Es wurde ein 3D-Modell mit 4 Knoten über die Wanddicke erstellt, wobei dreidimensionale Volumenelemente mit voller Integration (8 Gaußpunkte) und linearem Ansatz für die Formfunktionen verwendet wurden. Hierdurch war es möglich, die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffkennwerte exakter als beim Einsatz von Schalenelementen zu berücksichtigen (vgl. S. 19). Zusätzlich

hätten Schalenelemente zu Schwierigkeiten bei der Modellierung der Profilkanten geführt. Unter Ausnutzung der Symmetriebedingungen war es ausreichend, nur die halbe Länge des Werkstücks zu modellieren (Bild 13). Hierzu war es notwendig, entsprechende Randbedingungen in das Modell zu übernehmen: es darf in der Temperaturfeldberechnung kein Temperaturgradient $\partial T/\partial z$ in der Symmetrieebene und in der mechanischen Rechnung keine Verschiebung u_z aller Knoten in der Symmetrieebene auftreten. Weitere Randbedingungen wurden eingeführt, um Starrkörpertranslation und -rotation zu unterdrücken. Die Diskretisierung wurde in den bestrahlten Bereichen besonders fein gewählt. Die Elementabmessungen betragen in den Flächenmitten ca. $1 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$, im Kantenbereich $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$.

Die Berechnungen wurden für den Werkstoff S235JR durchgeführt, die Temperaturabhängigkeit aller physikalischen Werkstoffeigenschaften (nichtlineares Materialverhalten) wurde berücksichtigt, jedoch nicht metallurgische Phasenübergänge. Die verwendeten Werkstoffdaten sind in Anhang A zusammengestellt. Zur Simulation der Wärmeabgabe über die Bauteiloberfläche wurde ein Wärmeübergang mit einem konstanten Wärmeübergangskoeffizienten α_w definiert. Schätzwerte für α_w sind in [124] angegeben und betragen für Stahl an ruhender Luft ca. $10 \text{ W/m}^2 \text{ K}$. Wärmeverluste durch Strahlung wurden nicht berücksichtigt, da bereits mehrfach nachgewiesen werden konnte, daß diese bei der Materialbearbeitung mit Hochleistungslasern nur eine untergeordnete Rolle spielen [41,125].

4.4.2 Modellierung des Laserstrahls

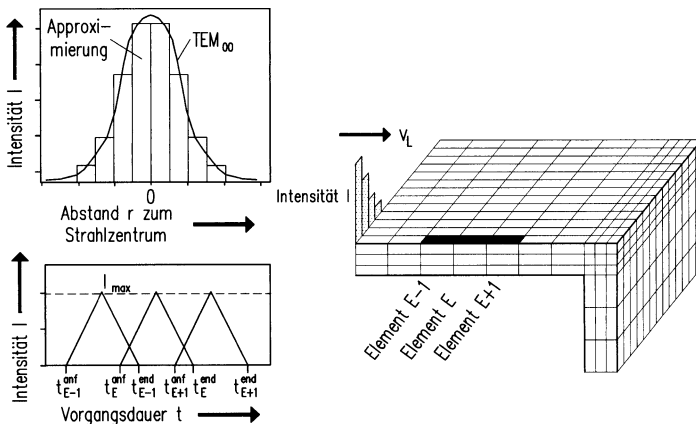


Bild 14: Modellierung des Laserstrahls

Die Intensitätsverteilung der eingesetzten Strahlquelle wurde in der Simulation als ein Gauß'scher Grundmode (TEM_{00}) modelliert. Die Einkopplung der Strahlenergie wurde als

orts- und zeitabhängiger Wärmestrom durch die Oberfläche beschrieben. SYSWELD benötigt hierfür für jedes Element die Angabe der maximalen Intensität sowie eine durch Stützpunkte beschriebene Funktion für die zeitliche Entwicklung der Last. Zur Bereitstellung dieser Daten wurden entsprechende, externe C-Programme eingesetzt. Für den TEM_{100} wird die Intensitätsverteilung $I(r)$ bei einem Strahlradius r_L nach folgender Beziehung berechnet [110]:

$$I(r) = \frac{2 A P_L}{\pi r_L^2} \exp\left(\frac{-2 r^2}{r_L^2}\right) \quad (7)$$

Die Intensitätsverteilung, die man mit dieser Funktion erhält, wurde für jedes Element in lateraler Richtung durch diskrete Werte approximiert (Bild 14). Zur Modellierung der Vorschubbewegung des Laserstrahls wurden entsprechende Zeitfunktionen generiert, wobei die Zeitfunktionen, der in lateraler Richtung jeweils in einer Reihe liegenden Elemente, identisch sind. Zur Berechnung der Zeitfunktionen wurde angenommen, daß beim Erreichen der Elementgrenze durch den Laserstrahl die Intensität linear bis zum Maximalwert ansteigt und anschließend wieder linear bis auf null abfällt (Bild 14). Die Gesamtdauer der Bestrahlung t_E eines Elementes ergibt sich zu:

$$t_E = \frac{L_C + d_L}{v_L} \quad (8)$$

L_C ist hierbei die Elementlänge in Vorschubrichtung. Um Fehler bei der Berechnung des Wärmestroms zu vermeiden, wurde, wie in [41] vorgeschlagen, darauf geachtet, daß das Verhältnis zwischen Strahldurchmesser d_L und Elementlänge L_C stets größer 4 ist.

Für den Einkoppelgrad A wurde mit einem konstanten Wert von $A = 0,6$ gerechnet. Dies entspricht dem Absorptionsgrad eines Graphit-Coatings bei Verwendung von CO_2 -Laserstrahlung der Wellenlänge $\lambda = 10,6 \mu m$ [43,110].

4.4.3 Validierung der FEM-Modelle

Zur Validierung der vorgestellten numerischen Modelle erfolgt in diesem Abschnitt ein Vergleich berechneter und experimentell ermittelter Daten. Zunächst werden die an einem ortsfesten Punkt berechneten und gemessenen zeitlichen Temperaturverläufe in einer **gemeinsamen Darstellung** [43, S. 95 ff] gegenübergestellt. Die Temperaturmessung wurde mit einem Pyrometer durchgeführt (vgl. Abschnitt 4.1.2), die mit der FEM berechneten Temperaturen stellen einen Mittelwert dar, der aus den Werten von 8 benachbarten Knoten an der

Bauteiloberfläche gebildet wird. Die von diesen Knoten eingeschlossene Fläche von $1,8 \text{ mm}^2$ entspricht der Fläche des Pyrometermeßflecks.

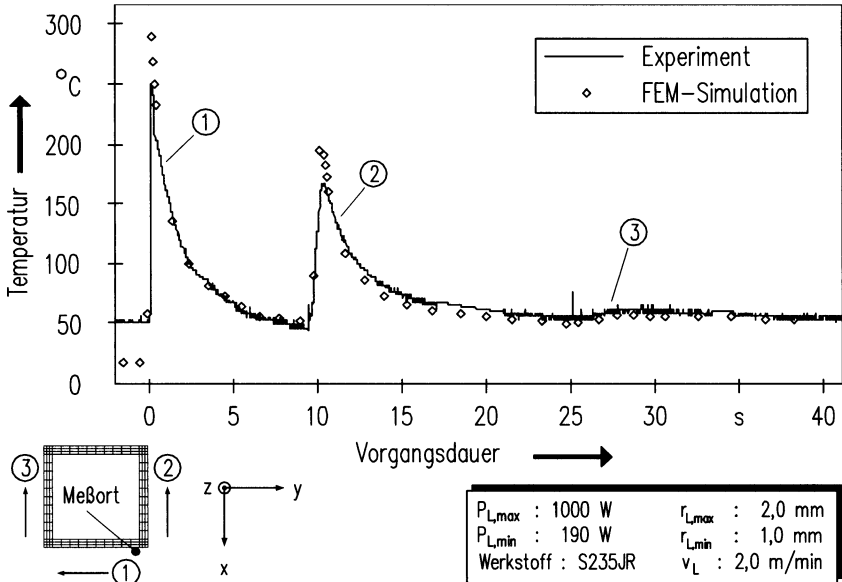


Bild 15: Vergleich gemessener und berechneter Temperaturverläufe

Der Meßort befindet sich an der Biegekante, dort wird auch mit der Bestrahlung begonnen. Für die Bestrahlung wurde eine Strategie gemäß Bild 20 gewählt. Während der Bearbeitung wird der Meßort durch die Bestrahlungen 1 und 2 deutlich thermisch belastet, während die Bestrahlung der weiter entfernten Seite 3 nur zu einer geringfügigen Temperaturerhöhung führt. Gemessener und berechneter Temperaturverlauf stimmen gut überein, lediglich die berechneten Spitzentemperaturen liegen um ca. $40 \text{ }^\circ\text{C}$ zu hoch. Hierfür dürfte die in der Simulation angenommene ideale Gauß'sche Intensitätsverteilung des Laserstrahls verantwortlich sein.

Zur Validierung der thermomechanischen Analyse dienen die nach vollständiger Abkühlung vorliegenden gemessenen und berechneten Biegewinkel durch **direkten Vergleich**. Bild 16 zeigt das graphisch dargestellte Ergebnis des Vergleichs. Die Vergleichsdaten wurden unter Variation der Prozeßparameter Laserleistung P_L , Vorschubgeschwindigkeit v_L und maximaler Strahlradius $r_{L,max}$ ermittelt. Die Gegenüberstellung macht die Leistungsfähigkeit des FEM-Modells deutlich. Es besteht eine sehr gute Übereinstimmung, wobei die mit der FEM berechneten Winkel im Durchschnitt geringfügig zu groß sind. Mittels linearer Regressionsanalyse konnte die Beziehung

$$\alpha_{B,EXP} = 1,01 \alpha_{B,FEM} - 0,018^\circ \quad (9)$$

ermittelt werden. Der Korrelationskoeffizient beträgt $R = 95,8 \%$. Die verbleibenden Abweichungen können auf den zuvor genannten, durch die Strahlmodellierung bedingten Temperaturfehler bei der thermischen Analyse zurückgeführt werden.

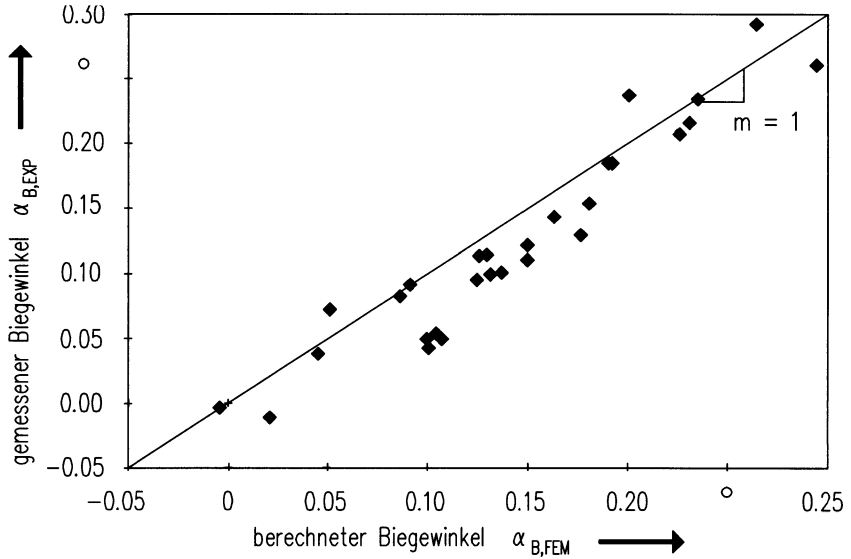


Bild 16: Gegenüberstellung gemessener und berechneter Biege winkel

5 Bestrahlungsprinzip für die Profilmbearbeitung

In Abschnitt 2.2 wurden unterschiedliche Strategien beim Flammrichten zur Beseitigung fertigungsbedingten Verzugs vorgestellt. Da das hierfür vorliegende Wissen rein empirisch erarbeitet wurde, werden in der Literatur für viele Richtaufgaben verschiedene, teils widersprüchliche Lösungen vorgeschlagen [25, S. 76 ff].

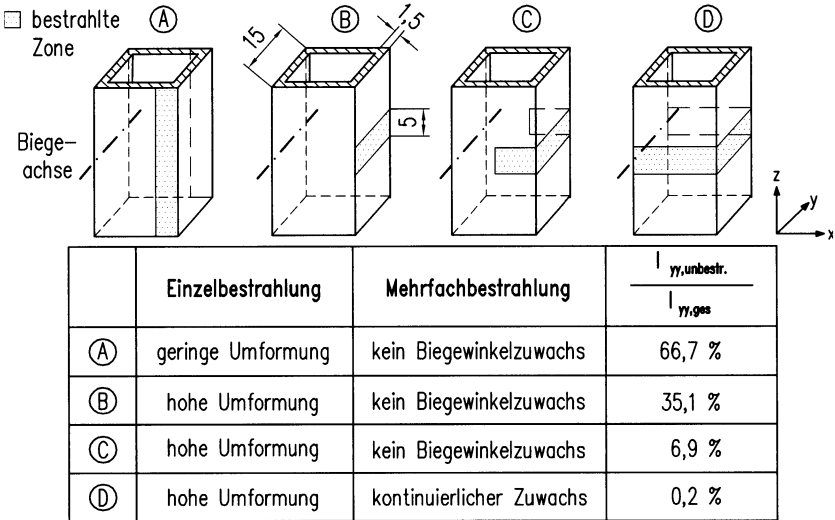


Bild 17: Untersuchte Bestrahlungsstrategien

Aus diesem Grund wurden verschiedene Strategien zur Wärmeeinbringung hinsichtlich ihrer Eignung für das Laserstrahlumformen erprobt und bezüglich des Umformergebnisses charakterisiert. Bild 17 zeigt die an einem quadratischen Hohlprofil mit Kantenlänge $L = 15$ mm untersuchten Bestrahlungsstrategien. Ziel war es, das Profil in positiver x -Richtung auszulenzen.

Desweiteren wurde untersucht, ob bei der mehrfachen Bestrahlung derselben Stelle ein weiterer Biegewinkelzuwachs auftritt (akkumulierbare Formänderung). Beim Flammrichten ist es von untergeordneter Bedeutung, ob durch die gewählte Bestrahlungsstrategie akkumulierbare Formänderungen erzeugt werden können, da für Richtanwendungen im allgemeinen nur geringe Formänderungen erforderlich sind. Soll das Verfahren jedoch für die Formgebung von Bauteilen mit großen Krümmungen eingesetzt werden, so ist es aufgrund der kleinen Umformgrade bei einmaliger Bestrahlung unumgänglich, Mehrfachbestrahlungen vorzunehmen. Zusätzlich ist in Bild 17 für jede Bestrahlungsvariante das Verhältnis des Flächenträg-

heitsmomentes der unbestrahlten Querschnittsanteile $I_{yy,unbest}$ zum Gesamtflächenträgheitsmoment $I_{yy,ges}$ dargestellt, ebenso die angenommene Lage der Biegeachse.

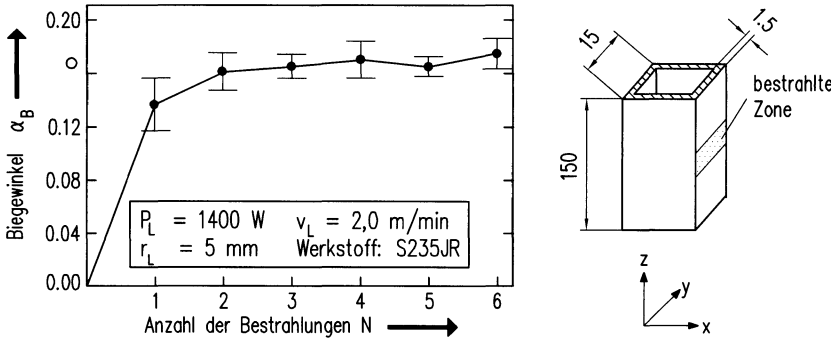


Bild 18: Experimentell ermittelte Biegewinkel α_B bei Mehrfachbestrahlung nach Variante B

Es zeigte sich, daß mit den Bestrahlungsvarianten B, C und D bei einmaliger Überführung deutlich größere Bauteilauslenkungen erzielt werden können als bei Variante A. Bei mehrfacher Bestrahlung der gleichen Stelle konnte lediglich bei Variante D ein Biegewinkelzuwachs festgestellt werden. Ein alleiniges Erwärmen nur einer Seite (Variante B), wie es beim Laserstrahlbiegen von Blechen angewandt wird, oder auch ein nur teilweises Bestrahlen der senkrecht zur Biegekante liegenden Flächen (Variante C) führt nicht zu akkumulierbaren Formänderungen. In Bild 18 ist die Biegewinkelentwicklung bei Mehrfachbestrahlungen für Variante B dargestellt. Während mit der ersten Bestrahlung ein Biegewinkelzuwachs $\Delta\alpha_B$ von $0,137^\circ$ erreicht wurde, führte die zweite Bestrahlung lediglich zu einem $\Delta\alpha_B$ von $0,026^\circ$. Alle weiteren Bestrahlungen führen zu keinem nennenswerten Zuwachs. Dies läßt sich dadurch erklären, daß bei der Bearbeitung nur einer Seite noch immer Querschnittselemente mit einem Anteil von 35,1 % am Gesamtflächenträgheitsmoment unbestrahlt bleiben. Die induzierten Spannungen sind nicht ausreichend, um die übrigen Querschnittselemente plastisch umzuformen. Die unbestrahlte Seite bei Variante D hat keinen Einfluß auf das Biegeverhalten, da der Anteil dieser Fläche am Gesamtflächenträgheitsmoment lediglich 0,2 % beträgt.

Es läßt sich somit festhalten, daß akkumulierbare Formänderungen nur dann erzielt werden können, wenn alle Querschnittsflächenanteile bestrahlt werden, die einen wesentlichen Beitrag zum Flächenträgheitsmoment leisten. Mehrkammerprofile, an denen aufgrund der beschränkten Zugänglichkeit nicht alle Profilflächen bearbeitet werden können, sind somit nur bedingt oder nicht umformbar. Die Bearbeitung solcher Profile "von innen" mit Hilfe spezieller Systemtechnik wäre zwar denkbar, ist aber bei großen Krümmungen nur schwer zu realisieren.

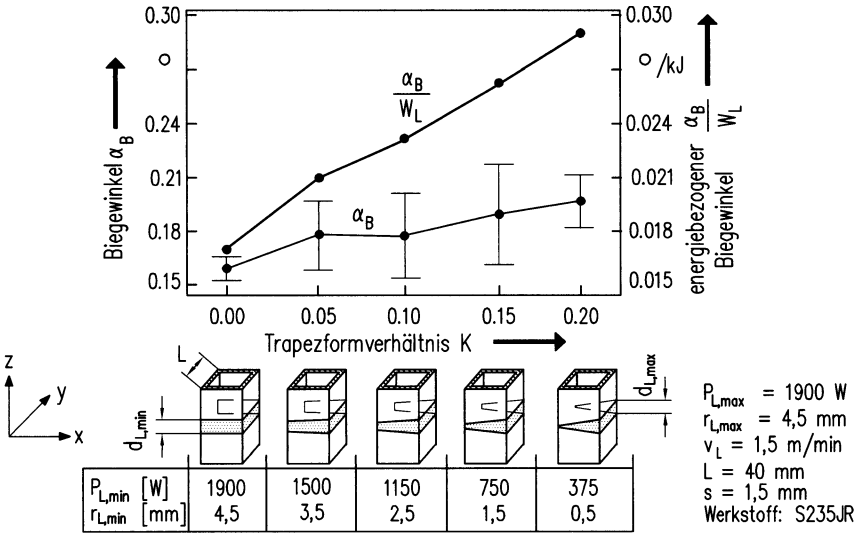


Bild 19: Experimentell ermittelter Einfluß der Trapezform auf das Umformergebnis

Die in Bild 17 skizzierte Bestrahlungsstrategie D führt zwar zu akkumulierbaren Formänderungen, die räumliche Ausbildung des Temperaturfeldes ist aber noch nicht an die Biegeaufgabe angepaßt. Aus einfachen Überlegungen heraus erscheint es plausibel, daß die plastische Zone für eine effektive Biegung eine keilförmige Ausprägung annehmen muß, d.h. in die einzelnen Profilseiten müssen betragsmäßig unterschiedliche Dehnungen induziert werden. Aus diesem Grund wurden weitere Untersuchungen bzgl. der lokalen Energieverteilung in den senkrecht zur Biegekante liegenden Flächen durchgeführt, Bild 19. Ziel war es herauszufinden, ob eine Anpassung der lokalen Energieverteilung entsprechend der gewünschten, keilförmig plastifizierten Zone zu höheren Biegewinkeln führt. Hierzu wurden - ausgehend von der Energieverteilung der Variante D in Bild 17 - verschiedene "Trapezformverhältnisse" für die geometrische Ausprägung der bestrahlten Zone realisiert. Das Trapezformverhältnis $K = (d_{L,max} - d_{L,min})/L$ wird durch die Änderung des Strahldurchmessers von $d_{L,max}$ auf $d_{L,min}$ während der Relativbewegung des Laserstrahls in x-Richtung festgelegt. Gleichzeitig ist es erforderlich, die Laserleistung anzupassen, um Anschmelzungen an der Oberfläche zu vermeiden. Wie Bild 19 zu entnehmen ist, wird der größte Biegewinkel mit dem größten Trapezformverhältnis erreicht. Noch deutlicher wird der Effekt, wenn man den Biegewinkel α_B auf die eingebrachte Laserenergie W_L bezieht. Der erzielte Biegewinkel pro kJ Laserenergie liegt für das Trapezformverhältnis $K = 0,2$ um 71 % höher als für $K = 0$. Dies zeigt, daß bei einer effektiven Bestrahlungsstrategie die bestrahlte Fläche an die geometrische Form der gewünschten, plastifizierten Zone angepaßt werden muß.

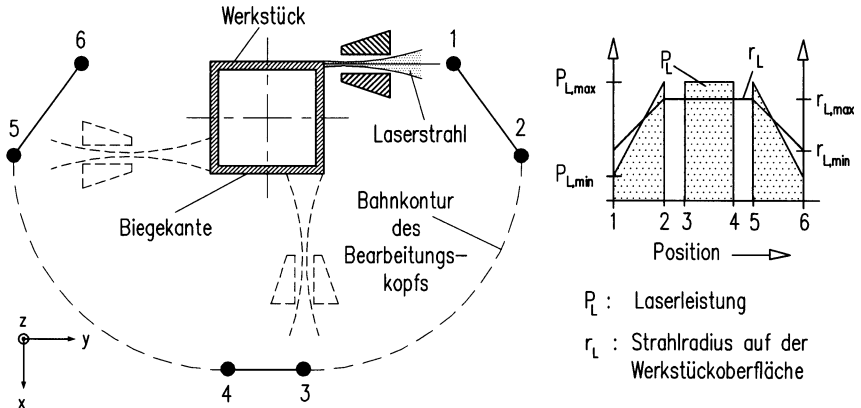
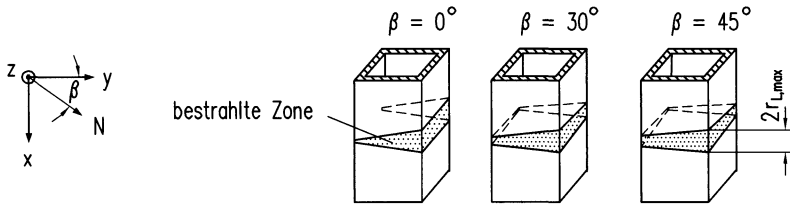


Bild 20: Prozeßlayout

Das Prozeßlayout für die Realisierung einer keilförmig bestrahlten Zone zeigt Bild 20. Es wird in diesem Beispiel von einem stationären Bauteil ausgegangen, das quadratische Profil soll um eine Bauteilhauptachse gebogen werden. Dies stellt den einfachsten Anwendungsfall dar, da nur drei von vier Profilflächen bearbeitet werden müssen. Die Bearbeitung beginnt an einer Profilfläche, die senkrecht zur Biegekante steht, mit der Laserleistung $P_{L,\min}$ und einem Strahlradius $r_{L,\min}$ auf der Profilloberfläche (Punkt 1). Während sich der Bearbeitungskopf zum Bahnpunkt 2 bewegt, wird durch eine Relativbewegung in y -Richtung der Strahlradius von $r_{L,\min}$ auf $r_{L,\max}$ und gleichzeitig die Strahlleistung von $P_{L,\min}$ auf $P_{L,\max}$ linear erhöht. Die Intensität ist dabei während der Bearbeitung nicht konstant, da hierzu eine quadratische Abhängigkeit der Laserleistung vom Verfahrensweg programmiert werden müßte, was mit konventionellen Laserstrahlbearbeitungsanlagen nicht möglich ist. Bei der Bestrahlung der Biegekante von Punkt 3 nach 4 werden die konstanten Bearbeitungsparameter $P_{L,\max}$ und $r_{L,\max}$ gewählt. Analog zur Bestrahlung der ersten Fläche werden Laserleistung und Strahlradius von 5 nach 6 wieder von den Maximal- auf die Minimalwerte linear reduziert. Die komplette, erforderliche Bearbeitung über den Umfang des Profilquerschnitts (Schritt 1 - 6 in Bild 20) soll im folgenden als "Einzelbestrahlung" bezeichnet werden.

Neben dem Spezialfall der geraden Biegung um eine Profilhauptachse können mit dem Laserstrahlumformen auch Biegungen um beliebige Raumachsen erzeugt werden. Biegungen um Achsen, die nicht parallel zu einer der Hauptachsen sind, werden als allgemeine schiefe Biegung bezeichnet [126]. In diesem Fall müssen alle vier Profilflächen entsprechend der beschriebenen Vorgehensweise bestrahlt werden.



Berechnung der Prozeßparameter ($0^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$):

$$P_{L1} = P_{Lmin}$$

$$P_{L2} = P_{Lmin} + \frac{P_{Lmax} - P_{Lmin}}{\cos \beta + \sin \beta} \cos \beta$$

$$P_{L3} = P_{Lmax}$$

$$P_{L4} = P_{Lmin} + \frac{P_{Lmax} - P_{Lmin}}{\cos \beta + \sin \beta} \sin \beta$$

$$r_{L1} = r_{Lmin}$$

$$r_{L2} = \dots$$

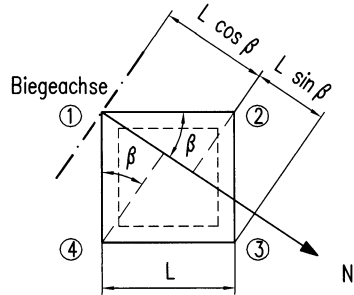


Bild 21: Berechnung der Bearbeitungsparameter für den Fall der allgemeinen Biegung

Die Berechnung der lokalen Energieverteilung für den allgemeinen Fall der schiefen Biegung erfolgt gemäß der in Bild 21 dargestellten Vorgehensweise, die ebenfalls auf den bereits geschilderten, geometrischen Überlegungen basiert. Die Biegerichtung β wird durch die Ausrichtung der keilförmig plastifizierten Zone im Profil festgelegt. Die geometrische Ausprägung der zu diesem Zweck bestrahlten Bereiche ist in Bild 21 beispielhaft für die Biegerichtungen $\beta = 0, 30$ und 45° skizziert. Bei Variation der Biegerichtung β werden Laserleistung P_L und Strahlradius r_L entsprechend der erforderlichen geometrischen Verkürzung über den Profilmfang angepaßt. Mit Hilfe der Gleichungen in Bild 21 können die jeweiligen Parameter an den Profilkanten berechnet werden, dazwischen werden die Werte wieder linear interpoliert.

6 Untersuchung der Wechselwirkungen im thermomechanischen Spannungsfeld

Die Voraussetzung für eine optimale Prozeßauslegung ist ein grundlegendes Prozeßverständnis. Um dieses zu erlangen, ist eine Analyse der komplizierten Abläufe im Bauteilinneren erforderlich. Mit Hilfe des in Abschnitt 4.4 vorgestellten FEM-Modells ist eine realistische Nachbildung dieser Vorgänge unter Berücksichtigung der Temperatur-, Spannungs- und Dehnungsfelder möglich. So weit wie möglich werden die berechneten Ergebnisse mit experimentellen Daten verglichen.

6.1 Elementare Vorgänge

6.1.1 Fließbeginn und Ausbildung der Umformzone beim Stauchmechanismus

Das Biegen von Profilen mittels laserinduzierter thermischer Spannungen beruht auf der geometrischen Verkürzung der einzelnen Profilstrecken. Während die Höhe der Stauchung in den verschiedenen Flächen betragsmäßig unterschiedlich bzw. über den Profilumfang variieren muß, ist in Wanddickenrichtung eine möglichst konstante plastische Dehnung erforderlich. Aus diesem Grund muß bei dieser Bearbeitungsaufgabe der Stauchmechanismus zum Einsatz kommen.

Die Ausbildung der Umformzone kann in einem Profillängsschnitt veranschaulicht werden, der senkrecht zur Vorschubrichtung (positive x -Richtung) des Laserstrahls in der Flächenmitte einer Profilstrecke liegt. In Bild 22 ist die Ausbildung des Temperaturfeldes und der Umformzone über die Wanddicke durch eine Bildsequenz zeitlich aufgelöst dargestellt. Zur Charakterisierung der Umformzone dient die plastische Dehnung $\epsilon_{z,pl}$ quer zur Vorschubrichtung. Der Prozeß startet zum Zeitpunkt $t = 0$ s an einer Profilkante, die Darstellung beginnt bei $t = 0,7$ s. Zu diesem Zeitpunkt ist der dargestellte Querschnitt durch das vorauseilende Temperaturfeld bereits geringfügig erwärmt, es hat aber noch keine Plastifizierung stattgefunden. Plastisches Fließen setzt erst bei $t = 0,8$ s an der Oberseite ein. Die Temperatur, die hierfür mindestens erforderlich ist, die Grenztemperatur T_G , beträgt hier ca. 400 °C. Ihre Höhe ist in erster Linie von der elastischen Gegenbiegung (vgl. Abschnitt 6.1.2) abhängig. Je geringer das Biegemoment des Bauteils ist, desto größer ist die erforderliche thermische Ausdehnung, die zum Aufbau von Spannungen in der Höhe der Fließspannung notwendig ist. Vergleichbare Werte für die Grenztemperatur T_G wurden für S235JR auch in

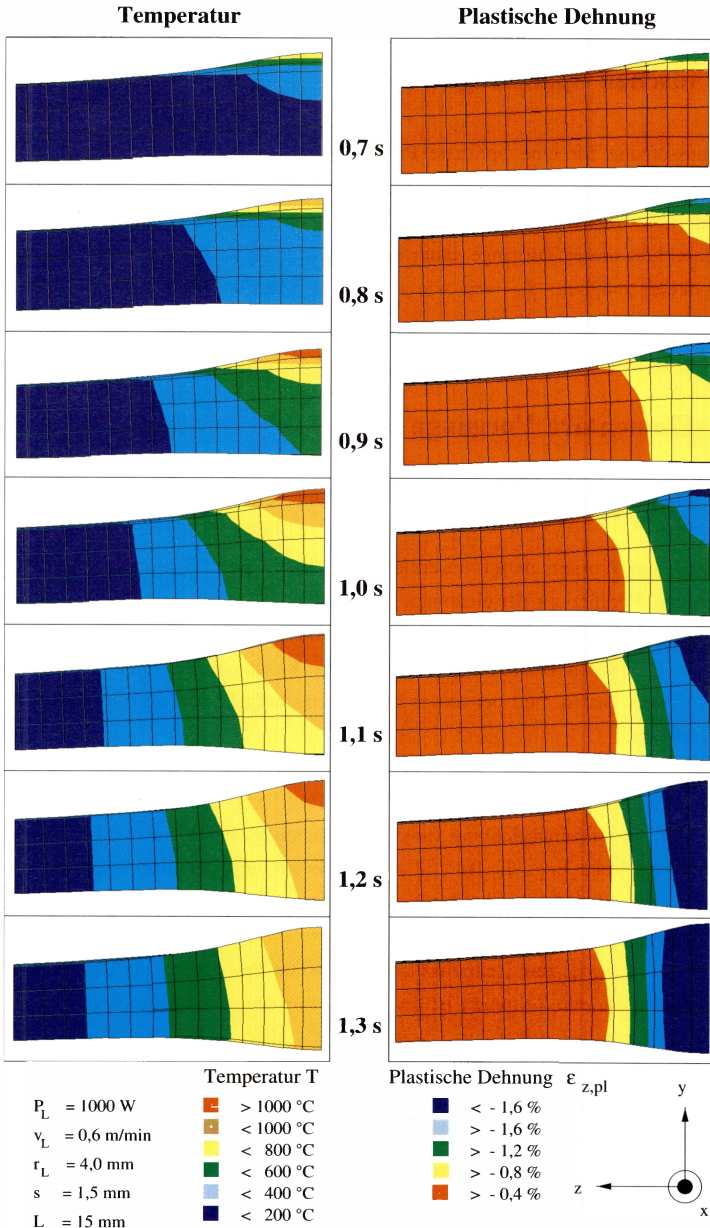


Bild 22: Mit der FEM berechnete Stadien des Stauchmechanismus

[43,S. 115ff] ermittelt.

Die Maximaltemperatur tritt bei $t = 1,1$ s auf, das Zentrum der Strahlquelle befindet sich hier direkt in der Bildebene. Zu diesem Zeitpunkt sind deutliche Gradienten über die Wanddicke sowie eine bereits erfolgte Stauchung der strahlabgewandten Unterseite zu erkennen. Dies zeigt, daß zu Beginn der Bestrahlung eine **Kombination aus TGM und Stauchmechanismus** wirksam ist. Eine homogen gestauchte Zone existiert zu diesem Zeitpunkt nicht, da immer ein inhomogenes Temperaturfeld mit einem mehr oder weniger stark ausgeprägten Temperaturgradienten über die Wanddicke vorliegt, solange die Erwärmung einseitig mit nur einer Strahlquelle erfolgt. Auch eine andere Wahl der Prozeßparameter, z.B. eine weitere Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit, kann dies nur bedingt ändern. Sehr niedrige Vorschubgeschwindigkeiten ($v_L < 0,5$ m/min) besitzen zudem den Nachteil, daß hohe laterale und longitudinale Wärmeleitungsverluste auftreten und daß das dem Laserstrahl vorauseilende Temperaturfeld die Plastifizierung in komplexer Weise beeinflusst.

Mit einsetzender Abkühlung bei $t = 1,2$ s beginnt eine Phase des **Plastifizierungsausgleichs** durch Abbau der Gradienten. Während die Dehnung mit Erreichen der Maximaltemperatur an der bestrahlten Oberseite nahezu abgeschlossen ist und sich nur noch geringfügig erhöht, werden die Bereiche an der Unterseite deutlich nachgestaucht. Dieser Ausgleichsvorgang wird durch zwei Phänomene hervorgerufen. Zum einen führt der Temperatenausgleich dazu, daß die maximale Wärmeausdehnung und somit der maximale Betrag der Stauchung an der strahlabgewandten Seite zeitlich verzögert erreicht werden. Zum anderen sind die geometrischen Randbedingungen für diesen Ausgleich verantwortlich: im Gegensatz zum Laserstrahlumformen von Blechen behindert das hohe Biege widerstandsmoment des Profils die Ausbildung eines Biege winkels. Eine Reduzierung der Druckspannungen an der Unterseite durch eine elastische Dehnung bei einer Biege winkelausbildung kann somit nicht stattfinden, die Spannungen werden durch plastisches Fließen reduziert.

Nach dem Temperatenausgleich über die Wanddicke ist der Umformvorgang nahezu abgeschlossen. Die Profilwand zeigt nun die für den Stauchmechanismus typische beidseitige Ausbauchung. In Abhängigkeit von der Profilgeometrie und der gewählten Prozeßparameter kann es jedoch im weiteren Verlauf der Abkühlung zu einer plastischen Rückdehnung kommen (vgl. Abschnitt 6.1.4). Hierunter wird die plastische Dehnung von Bereichen verstanden, die zuvor durch thermisch induzierte Spannungen gestaucht wurden [43].

6.1.2 Zeitlicher Verlauf des Umformvorgangs

Das Laserstrahlumformen von Profilen wird im Rahmen dieser Arbeit in der Weise durchgeführt, daß alle zu bearbeitenden Profildseiten mit nur einem Laserstrahl erwärmt werden, d.h. die einzelnen Flächen werden sequentiell und nicht gleichzeitig bestrahlt. Der Bearbeitungsübergang von einer Seite zur nächsten kann hierbei kontinuierlich oder intermittierend ausgelegt werden, je nachdem, ob die Profilkante durch Anstellen des Bearbeitungskopfes umfahren wird, oder ob die Bearbeitung unterbrochen und der Bearbeitungskopf für die Bestrahlung der nachfolgenden Seite neu ausgerichtet wird, damit die Strahlachse immer senkrecht zur Oberfläche ausgerichtet bleibt. Für das Prozeßlayout ergeben sich hieraus zahlreiche Variationsmöglichkeiten hinsichtlich Pausenauslegung und der Bestrahlungsreihenfolge.

Für alle Variationen gilt, daß eine lokale Umformzone vorliegt, in der die Zustandsgrößen aufgrund der unterschiedlichen Aufheiz- und Abkühlbedingungen und der damit verbundenen Formänderungsdifferenzen zeitlich und örtlich nicht konstant sind. Wird der zeitliche Verlauf der Profilauslenkungen gemessen, so ergibt sich eine Darstellung gemäß Bild 23.

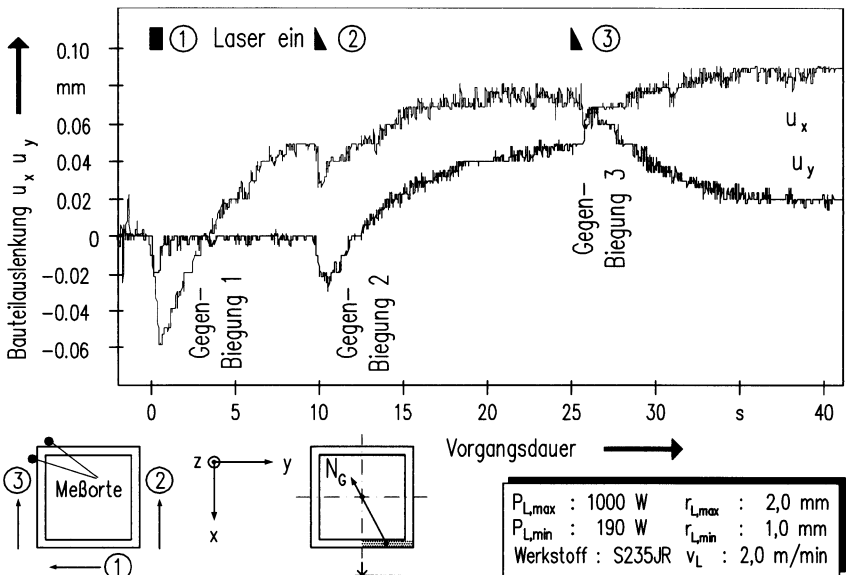


Bild 23: Experimentell ermittelter, zeitlicher Verlauf der Profilauslenkungen

Im vorliegenden Beispiel wurde eine Bestrahlungsreihenfolge gewählt, bei der zuerst die Biegekante und anschließend die beiden dazu senkrechten Seiten bearbeitet werden. Die

Biegung soll in positiver x -Richtung erfolgen. Man erkennt, daß zu Beginn jeder der drei Einzelbestrahlungen zunächst Bauteilauslenkungen in negativer x -Richtung auftreten, die der gewünschten Biegerichtung entgegengesetzt sind. Diese Auslenkungen werden als Gegenbiegung bezeichnet. Dieses Phänomen wurde bereits für das Laserstrahlumformen von Blechen beschrieben [43, S. 75]. Bei der Bearbeitung von Profilen besitzt die Gegenbiegung einen zusätzlichen räumlichen Freiheitsgrad in y -Richtung. Die Richtung dieser Gegenbiegung ändert sich während der Bearbeitung mit der Position des Laserstrahls. Die Richtungsänderung wird z.B. bei der Bestrahlung 1 im Bereich zwischen $t = 0$ und $0,6$ s deutlich. Während die Gegenbiegungskomponente in negativer x -Richtung bis zum Ausschalten des Lasers kontinuierlich zunimmt, geht die anfänglich vorhandene Gegenbiegung in negativer y -Richtung auf null zurück. Analoge Vorgänge zeigen sich bei den Bestrahlungen 2 und 3. Anhand der Kurvenverläufe läßt sich der Richtungsvektor \mathbf{N}_G der Gegenbiegung während der Bestrahlung einer Seite durch die Verbindungsgerade des Flächenschwerpunkts des bereits bestrahlten Abschnitts dieser Seite und dem Querschnittsschwerpunkt abschätzen (Bild 23).

Das Experiment zeigt, daß die positive Bauteilauslenkung in x -Richtung bzw. die Ausbildung des Biegewinkels erst in deutlichem, zeitlichen Abstand nach dem Bestrahlungsende abgeschlossen ist. Eine Rückfederung wie beim mechanischen Profilbiegen tritt nicht auf. Die auch nach vollständigem Temperatúrausgleich bleibende Auslenkung in y -Richtung weist darauf hin, daß der Biegung um die y -Achse eine unerwünschte Torsion um die negative z -Achse überlagert wurde. Die Ursachen für diesen Effekt und mögliche Gegenmaßnahmen werden in Abschnitt 6.2.4 diskutiert.

6.1.3 Lokale Ausprägung der plastischen Zone über den Profilmumfang

In Kap. 5 wurde gezeigt, daß zum Biegen eines rechteckigen Querschnitts um eine Hauptachse drei Profilmseiten bestrahlt werden müssen. Die Höhe der plastischen Dehnungen in den einzelnen Seiten unterscheiden sich dabei betragsmäßig. Die Bestrahlung muß so geführt werden, daß an der Seite, die am Innenradius der gewünschten Krümmung liegt (Biegekante), die höchste Stauchung erzielt wird. In den senkrecht dazu liegenden Flächen müssen in einer keilförmigen Zone kleinere Stauchungen erzeugt werden. Im folgenden soll aufgezeigt werden, inwieweit diese ideale Verteilung der plastischen Dehnung mit der in Kap. 5 vorgestellten Bestrahlungsstrategie erreicht werden kann.

Bild 24 zeigt die plastischen Dehnungen $\epsilon_{z,pl}$ in Richtung der Profilachse nach dem Abkühlen des Werkstücks. Man erkennt, daß die Ausprägung der plastifizierten Zone die gewünschte, keilförmige Geometrie angenommen hat. Obwohl der maximale Strahlradius $r_{L,max} = 5$ mm

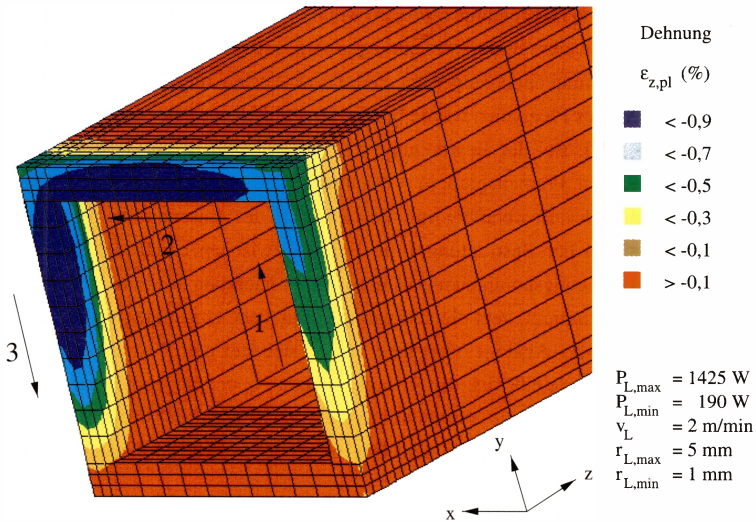


Bild 24: Berechnete plastische Dehnung nach Abkühlung des Werkstücks

betrug, konzentriert sich die gestauchte Zone auf einen Bereich von ca. 2 mm Breite. Die geringere Intensität in den Außenbereichen des Laserstrahls und der höhere Wärmeabfluß am Übergangsbereich von der bestrahlten zur unbestrahlten Zone sorgen dafür, daß die induzierten Spannungen nicht im gesamten bestrahlten Bereich die Fließgrenze erreichen.

Weiterhin erkennt man in Bild 24, daß die zuletzt bestrahlte, senkrecht zur Biegekante liegende Seite 3 betragsmäßig höhere plastische Dehnungen aufweist, als die zuerst bearbeitete Seite 1, obwohl die lokale Energieverteilung jeweils identisch war. An dieser Stelle wird der Einfluß deutlich, den die in den zuerst bestrahlten Flächen induzierten Spannungen auf die übrigen Bauteilflächen ausüben. Bei einer Pausendauer von $t_{\text{pause}} = 1 \text{ s}$ zwischen dem Bearbeiten der einzelnen Seiten werden durch die Stauchung der ersten Fläche Druckspannungen in den übrigen Seiten induziert, die sich den thermischen Spannungen bei der Bestrahlung additiv überlagern. Die Folge ist, daß in den nachfolgend bestrahlten Flächen eine höhere Plastifizierung erzielt wird. Dieses Phänomen macht sich besonders bei der schiefen Biegung um Nicht-Hauptachsensysteme bemerkbar (vgl. Abschnitt 6.3.1).

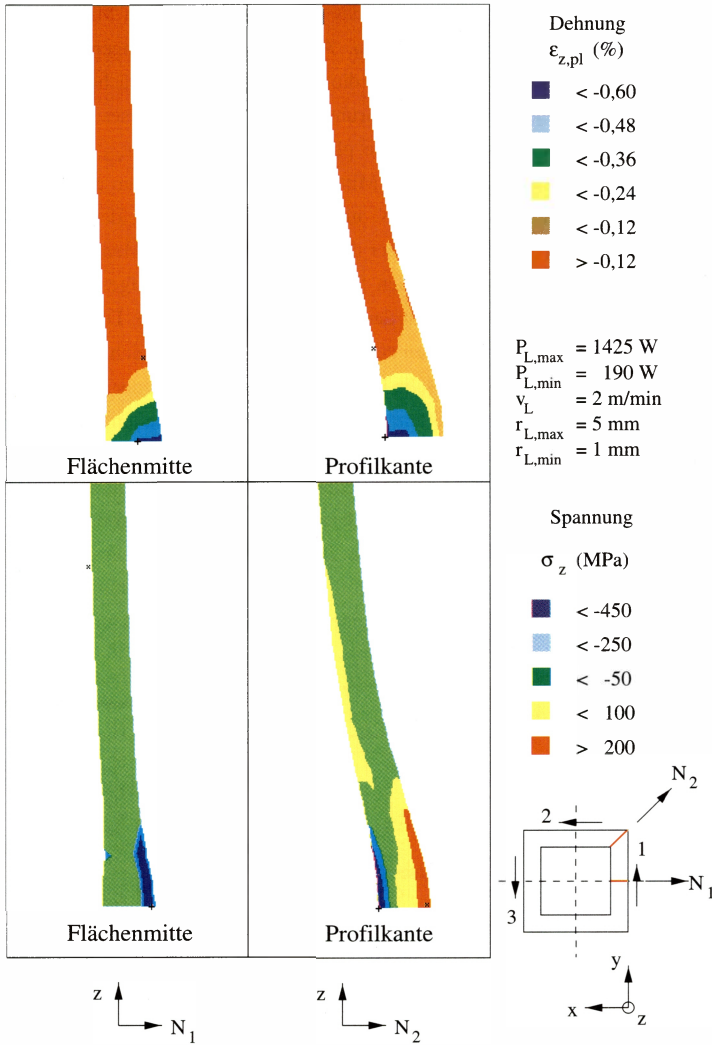


Bild 25: Berechnete Verteilung der plastischen Dehnungen und Spannungen über die Wanddicke

Das wohl auffälligste Merkmal in Bild 24 ist das Auftreten von lokalen Minima der plastischen Stauchung im Bereich der Profilkanten. Anfängliche Vermutungen, diese Minima könnten auf einen verstärkten Wärmeabfluß in die angrenzenden Profilflächen zurückgeführt werden, konnten nicht bestätigt werden. Der Grund für das Auftreten dieses Phänomens wird in Bild 25 oben deutlich. Dargestellt sind die plastischen Dehnungen $\varepsilon_{z,pl}$ für zwei Längsschnitte durch das Profil, zum einen aus der Mitte einer Profilfläche, zum anderen aus einer Profilkante entnommen (Schnittrichtungen N_1 und N_2 in Bild 25). In beiden Fällen befindet sich das Zentrum des Laserstrahls direkt über der dargestellten Zone. Man erkennt, daß der Werkstoff in der **Flächenmitte** nach beiden Seiten ausbaucht und aufgestaucht wird. Das Maximum der Stauchung befindet sich an der bestrahlten Außenfläche. Die Spannungen σ_z in der Umformzone (Bild 25 unten) liegen ausschließlich im Druckbereich. Die eingebrachte Energie wird hier optimal in eine plastische Umformung umgesetzt. In der Schnittdarstellung entlang der **Profilkante** wird ein vollkommen anderes Umformverhalten sichtbar. Es wird deutlich, daß keine beidseitige Ausbauchung vorliegt, sondern daß die Wand zur Profilaussenseite hin ausknickt. Es liegt hier ein typischer Biegespannungszustand vor. Das Ausknicken dokumentiert auch der Dehnungszustand: in der Umformzone liegt das Maximum der Stauchung an der strahlabgewandten Innenfläche. Die durch das Ausknicken hervorgerufenen Druckspannungen an der Innenseite erhöhen die resultierende Stauchung, während die Zugeigenspannungen an der Außenseite dort einen Teil des bereits gestauchten Werkstoffs zurückdehnen.

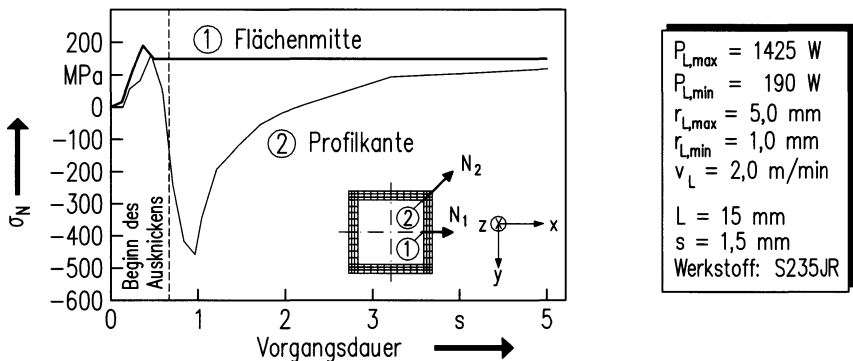


Bild 26: Mit der FEM berechnete Spannungen σ_N in Wanddickenrichtung

Dieses Knickverhalten überrascht zunächst, da an den Profilkanten eine hohe mechanische Stabilität erwartet wird. Die Knickstabilität ist jedoch bei hohen Temperaturen herabgesetzt. Zusätzlich liegt eine Fließbehinderung des Werkstoffs an den Profillinenseiten der Kanten vor, die das Ausbauchen dort nahezu unmöglich machen. Das aus beiden Profelseiten nach innen fließende Werkstoffvolumen kollidiert und sorgt so für eine zusätzliche Kraftkompo-

nente in Wanddickenrichtung. Um dies zu dokumentieren sind in Bild 26 die Spannungsverläufe σ_N in Wanddickenrichtung jeweils für einen Knoten an der Profillinenseite im Flächen- und im Kantenbereich dargestellt. Die berechneten Spannungen wurden für die Normalrichtungen des unverformten Bauteils ermittelt. Aus diesem Grund sind die Spannungen an der Oberfläche des verformten Profils ungleich null. Das Stauchen des Werkstoffs in Profillängsrichtung führt in der Flächenmitte zu einem beidseitigen Ausbauchen und somit zu Zugspannungen in Profildickenrichtung. Diese Zugspannungsausbildung kann an den Kanten nur anfänglich beobachtet werden. Die Fließbehinderung sorgt dafür, daß sich vor dem Ausknicken hohe Druckspannungen ausbilden. Im Moment des Ausknickens wird in der Umformzone eine Biegespannungsverteilung überlagert, die an der Profillinenseite zu einem weiteren Anstieg der Druckspannungen führt. In der anschließenden Abkühlphase wird der elastisch ausgeknickte Bereich wieder gestreckt und die Druckspannungen allmählich abgebaut. Ein hoher Anteil der eingebrachten Energie wird durch das Ausknicken für eine rein elastische Verformung aufgebracht und ist für die Umformung verloren. Das Auftreten von lokalen Minima der plastischen Stauchung an den Profilkanten ist die Folge.

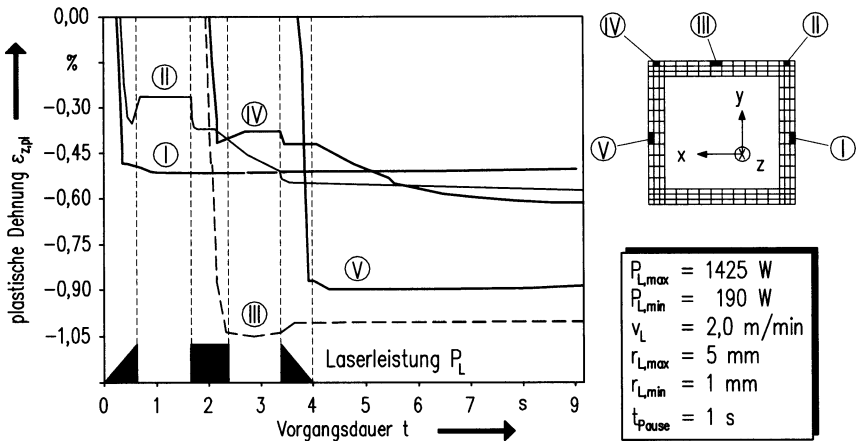


Bild 27: Berechnete Entwicklung der plastischen Dehnung ϵ_{-pl} für markante Elemente

Das vollkommen unterschiedliche Umformverhalten im Kanten- und Flächenbereich dokumentiert sich auch in der zeitlichen Entwicklung der plastischen Dehnung. Dies ist in Bild 27 für fünf, in der Symmetrieebene des FEM-Modells liegende, markante Elemente dargestellt. Der Dehnungsverlauf in den Flächenmitten (Elemente I, III und V) ist bereits wenige Zehntelsekunden nach Ende der jeweiligen Bestrahlung abgeschlossen. Bei den gewählten Parametern tritt nur eine geringe Rückdehnung auf, es liegt somit das typische Verhalten beim Stauchmechanismus vor. Der zeitliche Verlauf der Stauchungen in den Kantenelementen II und IV unterscheidet sich hiervon grundsätzlich. In der Aufheizphase erreichen die

Dehnungen sehr viel geringere Beträge, zusätzlich werden diese im Moment des Ausknickens durch plastische Rückdehnung vermindert.

Ein großer Anteil der Stauchung in den Kantenelementen stellt sich erst mit erheblicher zeitlicher Verzögerung ein. Der hierbei wirksame Mechanismus unterscheidet sich grundsätzlich von bisher bekannten Mechanismen, da die Plastifizierung nach Ausschalten des Lasers in der Abkühlphase erfolgt (für Element II bei $t = 2,4$ bis $3,4$ s und für Element IV bei $t = 4,1$ bis 7 s). Die Vorgänge, die bei diesem Mechanismus im Kantenbereich ablaufen, können folgendermaßen beschrieben werden:

1. Aufgrund der thermischen Kontraktion wird der ausgeknickte Bereich zunächst deutlich verkleinert und teilweise wieder gestreckt.
2. Da diese Zone eine geringere plastische Stauchung aufweist als die benachbarten Werkstückbereiche, bilden sich aufgrund der Wechselwirkungen zwischen den verschiedenen Bereichen Druckspannungen in den Kanten aus.
3. Nachdem alle, die Kanten unmittelbar umgebenden Seiten bestrahlt sind, erreicht die kontraktionsbedingte Druckspannung σ_z im Kantenbereich die Fließspannung k_f . Die Spannungen werden teilweise durch plastisches Fließen abgebaut. Die Stauchung in den Kanten bleibt trotzdem deutlich geringer als in den benachbarten Bereichen, so daß auch nach vollständiger Abkühlung hohe Eigenspannungen im Bauteil verbleiben.

Es läßt sich somit zusammenfassen, daß die in Kap. 5 beschriebene Bestrahlungsstrategie geeignet ist, die gewünschte Verteilung der plastischen Dehnung über den Profilmfang zu erzeugen. Für eine noch bessere Anpassung an die Idealverteilung sind jedoch modifizierte Strategien erforderlich (vgl. Abschnitt 6.4.1).

6.1.4 Plastische Rückdehnung in der Abkühlphase

Nachdem die Bestrahlung eines Bauteilabschnitts beendet ist, setzt die zur thermischen Kontraktion führende Abkühlung ein. Wird die Kontraktion in dieser Phase behindert, so treten Zugspannungen auf, die die Fließgrenze erreichen und zu einer plastischen Rückdehnung des zuvor gestauchten Werkstoffs führen können. Dieses Phänomen wurde bereits beim Biegen von Blechen mit dem TGM nachgewiesen [41,43].

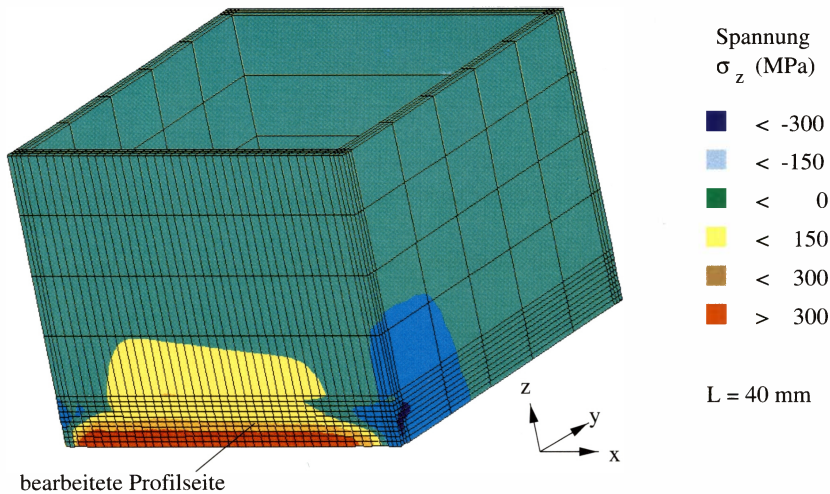


Bild 28: Berechnete Spannung σ_z in der Abkühlphase nach Bearbeitung der ersten Seite

Aufgrund des im Vergleich zu ebenen Blechen höheren Biegezugmoments besitzt die Rückdehnung bei der Profilumformung einen größeren Einfluß. Da die einzelnen Profilseiten nacheinander bearbeitet werden, muß die Kontraktion der gestauchten Fläche gegen das Widerstandsmoment der noch nicht bestrahlten übrigen Seiten erfolgen. Das Auftreten einer plastischen Rückdehnung ist somit bei der Bestrahlung der allerersten Seite am wahrscheinlichsten. Eine typische Spannungsverteilung nach der Bestrahlung der ersten Profilseite zeigt Bild 28. In der bearbeiteten Fläche liegen hohe Zugspannungen vor, am Übergang zu den Kanten und Nachbarflächen haben sich ebenso hohe Druckspannungen ausgebildet, die sich mit wachsendem Abstand von der bestrahlten Seite verringern. Die Komplexität der in der Abkühlphase ablaufenden Vorgänge erschwert eine Aussage darüber, ob die Zugspannungen die Fließgrenze erreichen und eine Rückdehnung im gesamten bestrahlten Bereich einsetzt.

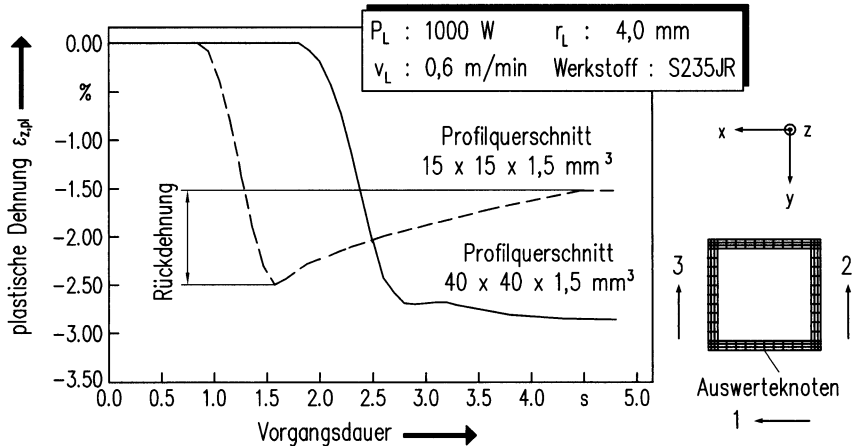


Bild 30: Berechneter Einfluß des Profilquerschnitts auf die Rückdehnung

Neben den Prozeßparametern beeinflusst auch die **Querschnittsgeometrie** die Rückdehnung. Bild 30 zeigt für zwei unterschiedliche Profilquerschnitte die zeitliche Entwicklung der plastischen Dehnung $\epsilon_{z,pl}$ während der Bearbeitung der ersten Seite. Für beide Profile wurde mit den gleichen Bearbeitungsparametern gerechnet. Man erkennt, daß bis zum Ende der Aufheizphase bei $t = 1,5$ bzw. $2,7$ s die Kurven paarweise parallel verlaufen und nahezu derselbe Betrag an Dehnung erreicht wird. In der Abkühlphase unterscheidet sich das Dehnungsverhalten jedoch grundsätzlich. Während für den großen Profilquerschnitt die Stauchung in etwa gleich bleibt, kommt es bei dem kleineren Profil zu einer Rückdehnung um ca. 40 %.

Verantwortlich für die unterschiedliche Rückdehnung ist das elastische Verhalten der die Umformzone umgebenden Bereiche, sowohl in der bestrahlten Fläche als auch in den noch nicht bearbeiteten Seiten. Je größer das Werkstückvolumen ist, desto größer ist das elastische Formänderungsvermögen des Bauteils und desto größer kann die Stauchung in der bearbeiteten Seite werden, ohne daß die resultierenden Spannungen in Profillängsrichtung die Fließgrenze erreichen. In Bild 31 sind die mit der FEM berechneten maximalen Verkürzungen $\Delta u_{z,max}$ in der Flächenmitte als Funktion des Werkstückvolumens bzw. der Profilquerschnittsfläche A_Q dargestellt. Um eine Rückdehnung hervorzurufen, mußten die Profile unterschiedlich oft erwärmt werden. Bei $L = 15$ mm waren eine, bei $L = 40$ mm zwei und bei $L = 60$ mm drei Bestrahlungen notwendig. Man erkennt, daß der Betrag von $\Delta u_{z,max}$ progressiv mit der Querschnittsfläche ansteigt. Mittels Regressionsanalyse konnte die Beziehung

$$\Delta u_{z,\max}(A_Q) = -0,000246 A_Q^{1,226} \quad (10)$$

ermittelt werden. Hiermit ist eine Abschätzung der maximalen Verkürzung nicht nur bei dünnwandigen quadratischen, sondern auch - wie sich im Experiment gezeigt hat - bei asymmetrischen Profilen aus normalisiertem S235JR möglich. Grundsätzlich kann man davon ausgehen, daß die Rückdehnung bei den erreichbaren Verkürzungen pro Überführung von Δu_z ca. 0,1 mm lediglich bei kleinen Profilen mit $A_Q < 140 \text{ mm}^2$ eine Rolle spielt.

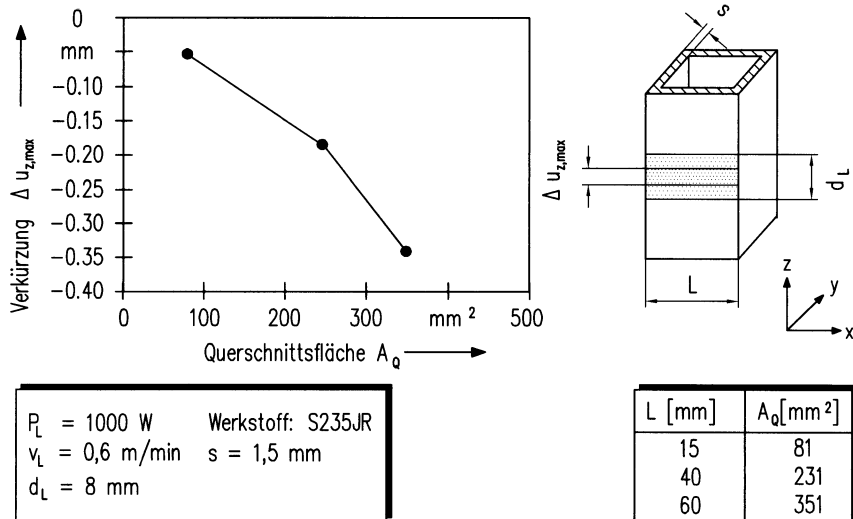


Bild 31: Berechnete Verkürzung $\Delta u_{z,\max}$ als Funktion der Profilquerschnittsfläche

Die maximal mögliche Spannung in der bestrahlten Zone ist die Fließspannung k_f . Daher wird die Rückdehnung neben den Prozeßparametern und der Profilgeometrie auch von den **mechanischen Werkstoffeigenschaften** beeinflusst. Bild 32 zeigt die berechnete, zeitliche Entwicklung der plastischen Dehnung für zwei unterschiedliche Fließspannungen k_f . Für die Berechnungen wurden die Warmfließkurven für normalisierten S235JR ($k_f^{RT} = 265 \text{ MPa}$) sowie für kaltverfestigten S235JR ($k_f^{RT} = 385 \text{ MPa}$) herangezogen. In der Abkühlphase ab $t = 2,0 \text{ s}$ entwickeln sich die Kurven deutlich auseinander, da für den unverfestigten, normalisierten Werkstoff ein großer Teil der erzielten Stauchung zurückgedehnt wird. Der kaltverfestigte Werkstoff erträgt höhere Spannungen und zeigt eine entsprechend geringere Rückdehnung. Diese FEM-Berechnungen beruhen auf der Annahme, daß bei dem kaltverfestigten Werkstoff während der Erwärmung keine Entfestigung durch Rekristallisation auftritt, obwohl die Maximaltemperaturen in der Umformzone ca. $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ betragen. Um diese Annahme zu überprüfen, wurde das Werkstoffverhalten im Experiment untersucht. Mikrohärtemessungen

zeigten einen Anstieg der Härte von 130 HV 0,3 im Grundwerkstoff auf 140 HV 0,3 in der Wärmeeinflußzone. Eine Rekristallisation kann somit ausgeschlossen werden. Die in der Simulation gemachten Annahmen konnten somit verifiziert werden.

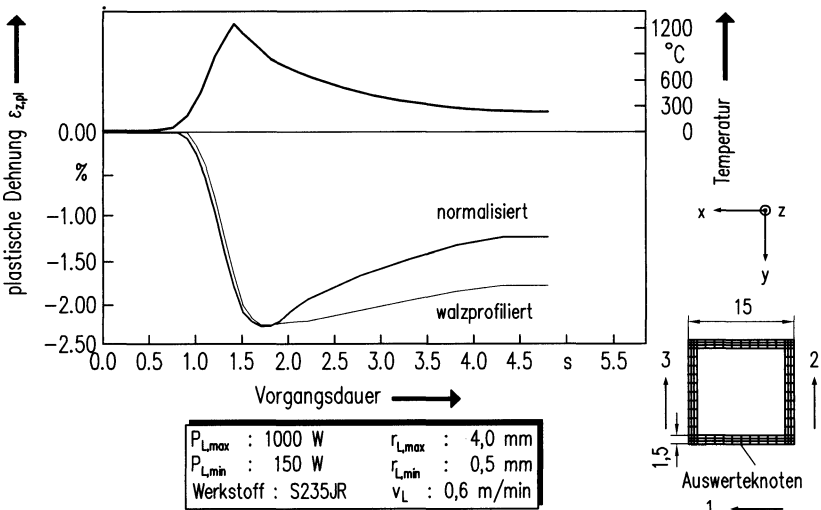


Bild 32: Berechneter Einfluß der Fließspannung auf die Rückdehnung

6.1.5 Auswirkungen einer Werkstoffvorverfestigung

Im letzten Abschnitt wurde aufgezeigt, daß die durch eine Kaltverfestigung hervorgerufene Änderung der Fließspannung das Rückdehnungsverhalten erheblich beeinflusst. Darüber hinaus hat die Höhe der Fließspannung einen weiteren, vom Phänomen der Rückdehnung separat zu betrachtenden Einfluß auf das Laserstrahlumformen mit dem Stauchmechanismus. Die Auswirkungen der Werkstoffvorverfestigung auf den Biegewinkel α_B werden in Bild 33 deutlich. Der Biegewinkel ist hier exemplarisch als Funktion der Vorschubgeschwindigkeit v_L dargestellt, es hätte aber ebenso eine Auftragung über andere Prozeßparameter wie die Laserleistung P_L oder den Strahlradius r_L erfolgen können. Entscheidend ist nur, daß durch die Variation des Prozeßparameters unterschiedlich hohe Stauchungen erzielt werden. Das Schneiden der beiden Kurven für normalgeglühten und walzprofilierten Werkstoff in Bild 33 ist charakteristisch für das Materialverhalten und führt zu einer Einteilung in zwei Bereiche.

Im Bereich hoher Umformung bzw. niedriger Vorschubgeschwindigkeiten mit $v_L < 0,6$ m/min sind mit dem verfestigten Werkstoff höhere Biegewinkel erzielbar. Hierfür ist das im letzten Abschnitt diskutierte, unterschiedliche Rückdehnungsverhalten verantwortlich (vgl. Bild 32).

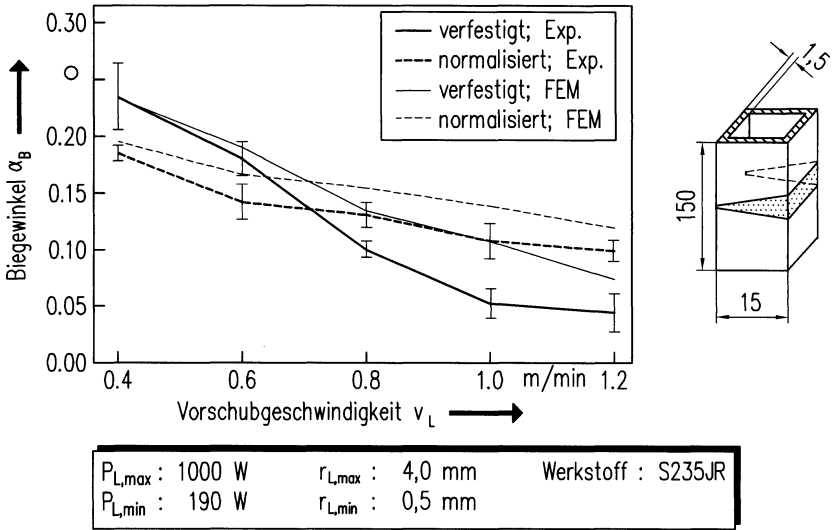


Bild 33: Einfluß der Werkstoffvorverfestigung auf den Biegewinkel

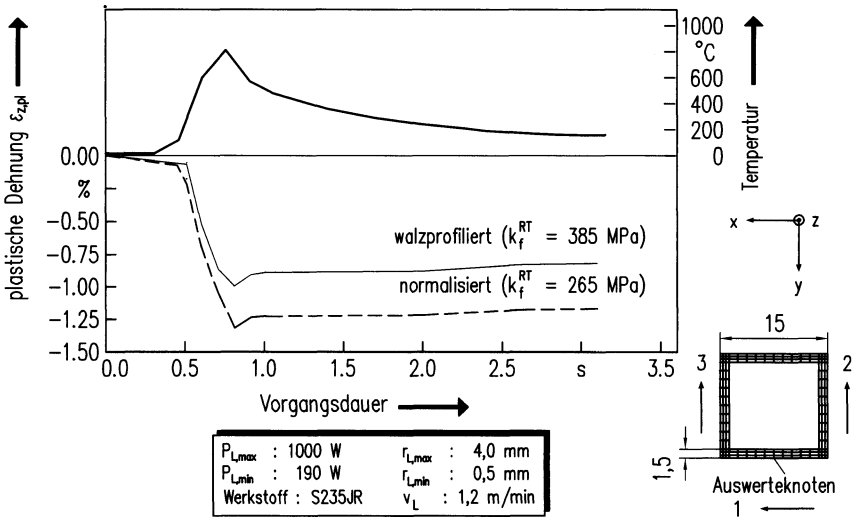


Bild 34: Berechneter Verlauf der Dehnung $\epsilon_{z,pl}$ bei unterschiedlicher Vorverfestigung

Der Bereich niedriger Umformung bzw. hoher Vorschubgeschwindigkeiten mit $v_L > 0,8$ m/min zeichnet sich dadurch aus, daß mit dem normalisierten Material höhere Biegewinkel erreicht werden können. Daß in diesem Bereich keine Rückdehnung auftritt, wird aus

Bild 34 ersichtlich. Die geringeren Biegewinkel für den verfestigten Werkstoff lassen sich auf die höhere elastische Formänderungsenergie $E_{el,verf}$ zurückführen, die aufgebracht werden muß, um Spannungen in der Höhe der Fließspannung induzieren zu können. Dies läßt sich durch einen Energieansatz abschätzen. Man geht dabei von der Annahme aus, daß der Anteil an der insgesamt zugeführten Laserenergie W_L , der für alle elastischen und plastischen Formänderungen zur Verfügung steht, für beide Werkstoffzustände gleich sein muß:

$$E_{cl,norm} + E_{pl,norm} = E_{cl,verf} + E_{pl,verf} \quad (11)$$

Die jeweiligen Anteile $E_{cl,norm}$ und $E_{pl,norm}$ für den normalisierten bzw. $E_{cl,verf}$ und $E_{pl,verf}$ für den verfestigten Werkstoff können sich jedoch unterscheiden. Die elastische Formänderungsenergie E_{el} kann nach [127] durch Integration der Spannungen und Dehnungen über das gesamte verzerrte Volumen berechnet werden:

$$E_{cl} = \frac{1}{2} \int_V \frac{1}{E} [\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - 2\nu(\sigma_x\sigma_y + \sigma_y\sigma_z + \sigma_x\sigma_z)] + \frac{1}{G} (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2) dV \quad (12)$$

Geht man von einem vereinfachten, einachsigen Spannungszustand mit $\sigma_z = -k_f^{RT}$ (RT: Raumtemperatur) aus und setzt alle weiteren Komponenten gleich null, so vereinfacht sich Gl. (12) zu

$$E_{cl} = \frac{1}{2} \int_V \frac{(-k_f^{RT})^2}{E} dV \quad (13)$$

Für das Volumen V kann näherungsweise das unter der bestrahlten Oberfläche des Profils liegende Volumen herangezogen werden. Bei einem maximalen Strahldurchmesser $d_{L,max}$ und einem quadratischen Profil mit Kantenlänge L und Wanddicke s ergibt sich:

$$V = (2L - s) d_{L,max} s \quad (14)$$

Zur Berechnung der für die plastische Formänderung aufgewendeten Energie E_{pl} kann nach [9, S. 250 ff] Gl. (15) eingesetzt werden. Diese beschreibt die Arbeit für vollplastische Umformung beim mechanischen Biegen unter der Voraussetzung der Querkraftfreiheit und unter Vernachlässigung der Verfestigung.

$$E_{pl} = \frac{3}{2} \int_0^{\alpha_B} k_f^{RT} W_x d\alpha \quad (15)$$

W_x ist hierbei das Biege widerstandsmoment des Profils. Unter Zuhilfenahme der Parameter-

angaben in Bild 33 und der Gln. (13) - (15) erhält man für die bei $v_L = 1,0$ m/min gemessenen Biegewinkel von $0,107^\circ$ ($k_f^{RT} = 265$ MPa) bzw. $0,052^\circ$ ($k_f^{RT} = 385$ MPa) folgendes Verhältnis für die Summe der elastischen und plastischen Formänderungsarbeiten:

$$\frac{E_{el, norm} + E_{pl, norm}}{E_{el, verf} + E_{pl, verf}} = \frac{0,057J + 0,249J}{0,121J + 0,174J} = 1,037 \approx 1 \quad (16)$$

Trotz der weitreichenden Vereinfachungen bezüglich des Spannungszustandes und der Größe der elastisch verformten Zone wird die in Gl. (11) formulierte Hypothese bestätigt, daß die für den Prozeß zur Verfügung stehende elastische und plastische Formänderungsenergie für beide Werkstoffzustände gleich sein muß. Da der elastische Formänderungsenergieanteil für den verfestigten Werkstoff größer ist als für den normalisierten, bleibt ein geringerer Energiebetrag für die plastische Formänderung übrig. Die im Experiment und in der FEM-Simulation beobachteten Biegewinkeldifferenzen bei der Bearbeitung von verfestigtem und normalisiertem S235JR können hieraus abgeleitet werden.

Der hier nachgewiesene Verfestigungseinfluß konnte beim Laserstrahlbiegen mit dem TGM im Experiment bislang nicht nachgewiesen werden [41, S. 75 ff]. Dies dürfte darauf zurückzuführen sein, daß die verfestigungsbedingten Biegewinkeldifferenzen von wenigen Zehntel-Grad beim TGM in der Größenordnung der Streuungen liegen und somit nicht signifikant sind.

6.1.6 Superpositionierung thermisch und mechanisch induzierter Spannungen

Aus früheren Untersuchungen zur Ausbildung von Schweißeigenstressungen [74] und zur Überlagerung von mechanischen Spannungen beim Laserstrahlumformen mit dem TGM [43,56] ist bekannt, daß Spannungskomponenten, deren Entstehung vollkommen unterschiedliche Ursachen haben kann, während der Bearbeitung miteinander wechselwirken und den Prozeß somit beeinflussen können.

Auch beim Laserstrahlbiegen von Profilen kann es zur Überlagerung multikausaler Spannungskomponenten kommen, ohne daß extern erzeugte Kräfte auf das Bauteil wirken. Diese Wechselwirkung wird dadurch hervorgerufen, daß die Bestrahlung der Profilsseiten nicht simultan vorgenommen werden kann. Dies hat zur Folge, daß zu Beginn der Bestrahlung voneinander abweichende Ausgangsspannungszustände in den einzelnen Flächen vorliegen, da die Formänderungen in den bereits bearbeiteten Seiten zwangsläufig auch Spannungen in den noch unbearbeiteten Flächen erzeugen.

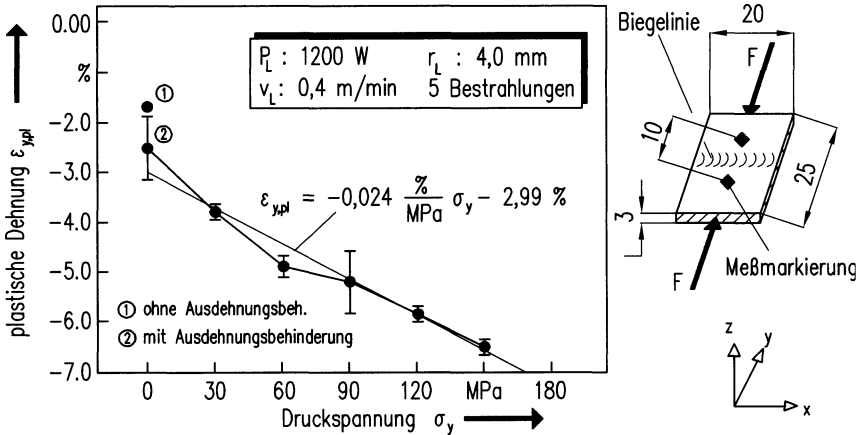


Bild 35: Experimentell ermittelter Einfluß der mechanischen Vorspannung auf die plastische Dehnung

Um den Einfluß dieser geometriebedingten Spannungen bei der Profilumformung auf eine einzelne Profilseite abschätzen zu können, wurde unter Verwendung des in Abschnitt 4.1.3 beschriebenen Versuchsaufbaus eine Bearbeitung mit definiert aufgebrachter, negativer Vorspannung durchgeführt. Die erzielten Ergebnisse sind in Bild 35 dargestellt. Es zeigt sich, daß das Bearbeitungsergebnis wesentlich durch Variation der Vorspannung beeinflusst wird. Bereits ohne Vorspannung, nur durch eine passive Ausdehnungsbehinderung, wird die durch $N = 5$ Bestrahlungen erzielte Stauchung von $\epsilon_{y,pl} = 1,67$ auf $2,58 \%$ erhöht (1 und 2 für $\sigma_y = 0$ in Bild 35). Diese Steigerung von $54,5 \%$ entspricht dem Zuwachs an plastischer Dehnung, der allein durch eine Behinderung der Gegenbiegung in der Aufheizphase erreicht werden könnte. Bei einer Vorspannung von $\sigma_y = -150 \text{ MPa}$ beträgt der Zuwachs bereits 374% . Die geringen Abweichungen der einzelnen Meßpunkte von der Regressionsgeraden zeigen, daß zwischen der plastischen Dehnung $\epsilon_{y,pl}$ und der Vorspannung σ_y ein nahezu linearer Zusammenhang besteht.

Anhand dieser Ergebnisse wird deutlich, daß das Bearbeitungsergebnis durch eine mechanische Vorspannung, wie sie beim Laserstrahlumformen von Profilen durch die Wechselwirkungen zwischen den bereits bestrahlten und noch nicht bearbeiteten Profilflächen auftritt, erheblich beeinflusst wird. Eine Folge dieses Phänomens sind Abweichungen der idealen von der erzielten Verteilung der plastischen Dehnungen über den Profilmfang, die sich in Form von unerwünschter Torsion oder einer nicht korrekten Biegerichtung manifestieren.

6.2 Einfluß der Prozeßparameter

6.2.1 Laserstrahlleistung

Die mit dem Laserstrahl zugeführte Wirkenergie ist eine wesentliche Einflußgröße beim Laserstrahlumformen. Sie ist in erster Linie für die Ausbildung des Temperaturfelds und der damit verbundenen thermischen Expansion verantwortlich, die zur Plastifizierung des Werkstoffs führt, falls die Grenztemperatur T_G erreicht wird. Ist dies nicht der Fall, so treten lediglich elastische, vollkommen reversible Dehnungen auf.

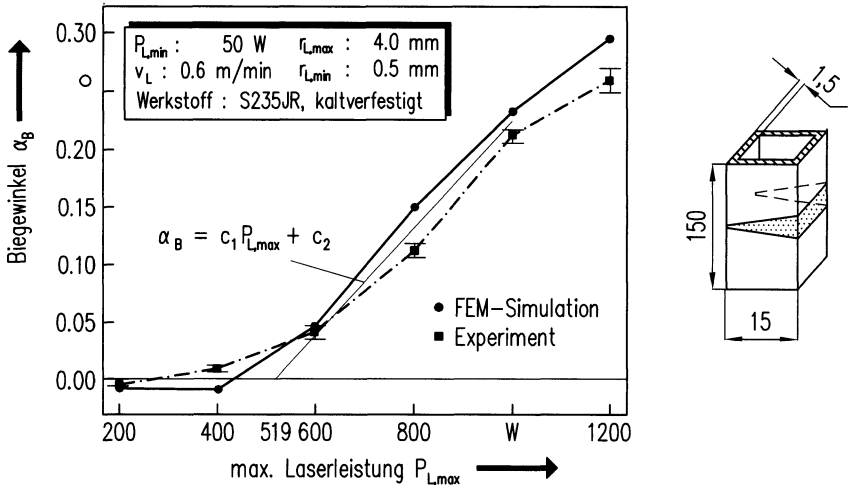


Bild 36: Abhängigkeit des Biegewinkels α_B von der maximalen Laserleistung $P_{L,max}$

Die in das Werkstück eingekoppelte Strahlenergie ergibt sich aus der eingekoppelten Leistung P_E , die wiederum durch die Laserleistung P_L und den Einkoppelgrad A bestimmt wird, und der Vorschubgeschwindigkeit v_L . Während die Prozeßgrößen P_L und v_L definiert eingestellt werden können, unterliegt die Bestimmung des Einkoppelgrades A zahlreichen Meßunsicherheiten, zudem ist A temperaturabhängig und ändert sich während der Bearbeitung [128]. Die gute Übereinstimmung der berechneten und experimentell ermittelten Kurvenverläufe in Bild 36 zeigt jedoch, daß es bei der Verwendung eines Graphit-Coatings und der CO_2 -Laserstrahlwellenlänge von $\lambda = 10,6 \mu\text{m}$ dennoch über weite Temperaturbereiche gerechtfertigt ist, von einem konstanten Einkoppelgrad von $A = 0,6$ auszugehen. Die Bearbeitungstemperaturen lagen hier in Abhängigkeit von $P_{L,max}$ zwischen $200 \text{ }^\circ\text{C}$ und $1600 \text{ }^\circ\text{C}$.

Die in Bild 36 für den Stauchmechanismus erkennbare Abhängigkeit des Biegewinkels α_B von der Laserleistung P_L ist mit der beim TGM qualitativ vergleichbar [41,43], es können

auch hier drei Bereiche unterschieden werden.

Im Bereich niedriger Leistung ($P_{L,max} \leq 400 \text{ W}$) tritt nahezu keine Plastifizierung auf. Die Grenztemperatur T_G von ca. $400 \text{ }^\circ\text{C}$ wird an der Biegekante bei Intensitäten von $P_{L,max} / (r_{L,max}^2 \pi) = 796 \text{ W/cm}^2$ nicht erreicht. Nur an den Keilspitzen mit einer Intensität von $P_{L,min} / (r_{L,min}^2 \pi) = 2 \cdot 10^5 \text{ W/cm}^2$ kommt es bei ca. $500 \text{ }^\circ\text{C}$ zu einer Stauchung. Daher werden in der Simulation negative Winkel berechnet. Im Experiment ergeben sich nur für $P_{L,max} = 200 \text{ W}$ negative Winkel, nicht aber bei 400 W . Dies kann auf die Freisetzung von Eigenspannungen zurückgeführt werden, die in der Simulation nicht berücksichtigt werden.

Der Leistungsbereich zwischen 600 und 1000 W zeichnet sich durch einen fast linearen Zusammenhang zwischen Biegewinkel und Laserleistung aus. Die Regressionsgerade schneidet die Abszisse bei $P_{L,max} = 519 \text{ W}$. Dieser Wert stellt eine Mindestleistung dar, die zum Erreichen der Grenztemperatur an der Biegekante notwendig ist. Dies entspricht einer Intensität von 1034 W/cm^2 . In [41] wurde für den TGM beim Biegen von 2 mm dicken Blechen aus S235JR eine vergleichbare Mindestintensität von 897 W/cm^2 ermittelt. Bezüglich der auftretenden Temperaturen ergibt sich in diesem Bereich bei $P_{L,max} = 800 \text{ W}$ ein optimaler Arbeitsbereich, da die Spitzentemperaturen hier maximal $950 \text{ }^\circ\text{C}$ erreichen. Metallurgische Phasenumwandlungen können dadurch ausgeschlossen werden.

Im dritten Bereich zwischen 1000 und 1200 W zeigt sich im Experiment ein Abflachen der Kurve und somit eine Verringerung der Prozesseffektivität. Die hohen Spitzentemperaturen bei $P_{L,max} = 1200 \text{ W}$ von ca. $1600 \text{ }^\circ\text{C}$ führen zum Anschmelzen der Oberflächen, so daß ein Teil der eingekoppelten Energie dem Umformprozeß in Form der Schmelzenthalpie H_m entzogen wird. Erst in der Abkühlphase, nachdem die Plastifizierung weitgehend abgeschlossen ist, wird dieser Energiebetrag zurückgeführt. In der Simulation kann die Abnahme der Effektivität nur in geringerem Maße beobachtet werden, da die Schmelzenthalpie nicht berücksichtigt wurde. Eine halbquantitative Abschätzung kann diesen Sachverhalt belegen. Unter der Annahme, daß ca. 20% des bestrahlten Volumens V bei $P_{L,max} = 1200 \text{ W}$ aufgeschmolzen werden, ergibt sich folgendes Verhältnis von Schmelzenthalpieverlust zu insgesamt eingekoppelter Energie $A \cdot W_L$:

$$\frac{H_m \varrho V}{A W_L} = \frac{277 \frac{\text{J}}{\text{g}} \cdot 7,8 \cdot 10^3 \frac{\text{g}}{\text{mm}^3} \cdot 324 \text{ mm}^3 \cdot 0,2}{0,6 \cdot 3675 \text{ J}} = 0,063 \quad (17)$$

ϱ ist hierbei die Dichte des Werkstoffs. Bei einem linearen Zusammenhang zwischen Biegewinkel α_B und Leistung $P_{L,max}$ würde sich der gemessene Biegewinkel α_B ($P_{L,max} = 1200 \text{ W}$)

= 0,265° um 6,3 % auf 0,282° erhöhen. Die Abflachung der Kurve wäre damit ebenso wie in der FEM-Berechnung nahezu eliminiert.

6.2.2 Vorschubgeschwindigkeit

Neben der Laserstrahlleistung beeinflusst die Vorschubgeschwindigkeit unmittelbar die zugeführte und eingekoppelte Wirkenergie und somit auch den Biegewinkel α_B . Für den Fall, daß der Biegewinkel beim Laserstrahlumformen mit dem Stauchmechanismus direkt proportional zur eingekoppelten Energie $A \cdot W_L$ wäre, ergäbe sich für die Vorschubgeschwindigkeit v_L eine Abhängigkeit in der Form (vgl. Abschnitt 7.2):

$$\alpha_B \propto A \cdot W_L = \text{const.} \cdot v_L^{-1} \quad (18)$$

In Bild 37 ist die Abhängigkeit des Biegewinkels von der Vorschubgeschwindigkeit im Bereich zwischen 0,4 und 3,0 m/min für verschiedene, quadratische Profilquerschnittsformen, Laserstrahlleistungen und Strahlradien dargestellt. Bei der Auswahl der Prozeßparameter wurde darauf geachtet, daß bei der Bearbeitung die maximale Verkürzung $\Delta u_{z,\max}$ nicht überschritten wird, so daß im niedrigeren Geschwindigkeitsbereich keine plastische Rückdehnung auftritt. Zusätzlich sind in Bild 37 die mittels linearer Regression berechneten Koeffizienten für eine exponentielle Approximation der Kurvenverläufe zusammengestellt.

Im Bereich zwischen $v_L = 0,4$ und $1,6$ m/min ergibt sich für die Wanddicke $s = 1,5$ mm ein Exponent von $n = -0,63$. Die Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit ist hier geringer als bei dem reinen Energieansatz in Gl. (18). Das bedeutet, die Prozeßeffektivität wird in diesem Bereich durch dissipierende Effekte vermindert. Eine Reduzierung der Prozeßeffektivität durch plastische Rückdehnung kann ebenso ausgeschlossen werden wie eine Verringerung des Einkoppelgrades bei höheren Temperaturen (vgl. Abschnitt 6.2.1). Der verringerte Biegewinkelzuwachs wird zum einen durch das Auftreten von Anschmelzungen bei $v_L = 0,4$ m/min hervorgerufen. Ein weiterer Grund ist darin zu sehen, daß die Wechselwirkungszeit bei geringen Vorschubgeschwindigkeiten zunimmt. Die Folge sind verstärkte laterale Wärmeleitungsverluste, die lediglich den reversiblen, elastischen Formänderungsanteil erhöhen.

Im Bereich zwischen $v_L = 1,0$ und $3,0$ m/min erhält man bei einer Wanddicke von $s = 1,5$ mm einen Exponenten von $n = -1,05$ für die experimentell ermittelten Daten und $n = -0,95$ für die numerisch berechneten. Die Abhängigkeit entspricht somit in guter Näherung der in Gl. (18) angegebenen Beziehung. In diesem Bereich liegt für den Stauchmechanismus eine

reine Energieabhängigkeit vor, Wärmeleitungsverluste können bei der Bearbeitung von Stahl vernachlässigt werden. Für die Wanddicke $s = 2,0 \text{ mm}$ liegt eine stärkere Abhängigkeit des Biegewinkels von der Vorschubgeschwindigkeit vor. Hierfür berechnet sich ein Exponent von $n = -1,43$. Als Ursache hierfür ist ein Wechsel des Umformmechanismus vom Stauchmechanismus zum TGM anzusehen, der durch eine Erhöhung der Wanddicke und der Vorschubgeschwindigkeit begünstigt wird. Der Werkstoff wird inhomogen, d.h. in höherem Maße an der Bauteiloberfläche gestaucht. Ein Plastifizierungsausgleich, wie in Abschnitt 6.1.1 gezeigt, kann nicht mehr erfolgen, da die Innenseite der Profilwand bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten nur noch ungenügend erwärmt wird. Es kommt zur Ausbildung von hohen Eigenspannungsgradienten über die Wanddicke, die eine weitere Stauchung verhindern bzw. eine Rückdehnung hervorrufen [41, S. 99]. Daher verringern sich die Biegewinkel mit wachsender Vorschubgeschwindigkeit stärker als dies bei einer reinen Energieabhängigkeit der Fall wäre. Für eine effektive Prozeßführung muß bei höheren Wanddicken mit einer deutlich verringerten Vorschubgeschwindigkeit gearbeitet werden. Höhere Wärmeleitungsverluste müssen hierbei in Kauf genommen werden.

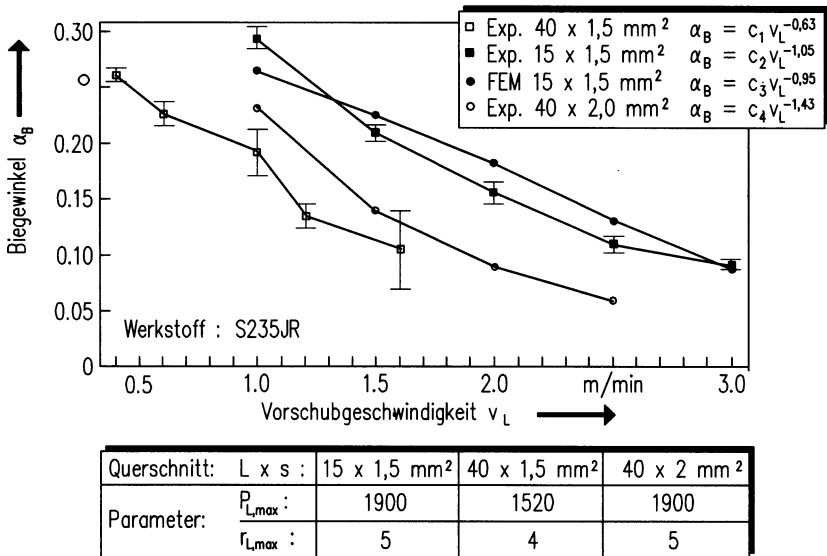


Bild 37: *Einfluß der Vorschubgeschwindigkeit auf den Biegewinkel*

6.2.3 Strahlradius

Der Strahlradius r_L an der Werkstückoberfläche beeinflusst den Laserstrahlumformprozeß in verschiedener Hinsicht:

- Der Strahlradius legt das zu erwärmende Volumen fest und somit die Höhe der zum Erreichen der Grenztemperatur T_G mindestens notwendigen Energiezufuhr.
- Eine Variation des Strahlradius ist unmittelbar mit einer Intensitätsänderung verbunden. Dies beeinflusst die Spitztemperatur T_{max} im Bearbeitungszentrum und damit das Auftreten möglicher Gefügeveränderungen.
- Ohne Veränderung weiterer Prozeßgrößen kann eine Strahlradiusvariation einen Wechsel des Umformmechanismus hervorrufen [41]. Mit wachsendem Strahldurchmesser steigt die Wahrscheinlichkeit, daß der Knickmechanismus wirksam wird.

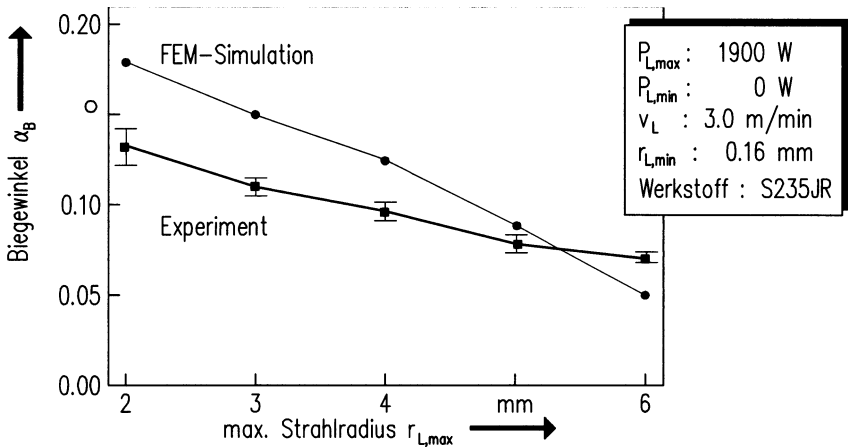


Bild 38: Vergleich gemessener und berechneter Biegewinkel α_B bei Variation des max. Strahlradius $r_{L,max}$

Der in Bild 38 dargestellte Vergleich berechneter und gemessener Biegewinkel α_B zeigt für beide Kurven die prinzipielle Tendenz, daß eine Vergrößerung des max. Strahlradius $r_{L,max}$ eine Verringerung des Biegewinkels bewirkt. Dies ist darauf zurückzuführen, daß bei einem größeren bestrahlten Werkstoffvolumen bei konstanter eingekoppelter Wirkenergie $A \cdot W_L$ ein höherer Energieanteil für rein elastische Formänderungen aufgewendet werden muß, da der erwärmte Bereich mit $T < T_G$, in dem keine plastische Formänderung erzeugt wird, ansteigt. Die Größenordnung dieses Einflusses auf den Biegewinkel wurde in Abschnitt 6.1.5 für verschiedene Verfestigungszustände des Werkstoffes dargelegt. Prinzipiell ist es aber unerheblich, ob der Beitrag zur elastischen Formänderung aufgrund einer erhöhten Fließ-

spannung oder eines größeren Werkstoffvolumens ansteigt.

Bezüglich der Steigung weisen die Kurven in Bild 38 jedoch einen gravierenden Unterschied auf. Während im Experiment nur eine relativ geringe Abhängigkeit des Biegewinkels vom Strahlradius vorliegt, ergibt sich für die berechnete Kurve besonders im Bereich $r_{L,max} > 4$ mm ein deutlich stärkerer Einfluß. Es muß daher im realen Prozeß ein zusätzliches Phänomen auftreten, das in der Simulation nicht erfaßt wurde und das speziell bei größeren Strahlradien zu einer Biegewinkelerhöhung führt. Ein solches Phänomen ist die Relaxation von Eigenspannungen.

Hierbei muß davon ausgegangen werden, daß im Gegensatz zum FEM-Modell die bestrahlten Oberflächen im Experiment nicht frei von Eigenspannungen sind. Zwar wurden die im Probenmaterial vorhandenen walzbedingten Eigenspannungen durch das Normalisieren freigesetzt, in der Regel werden aber durch die Glühbehandlung wieder Druckspannungen in den Bauteiloberflächen induziert, da diese während der Abkühlung schneller kontrahieren. Eigens durchgeführte röntgenometrische Messungen haben gezeigt, daß die hierbei entstehenden Druckspannungen in der Größenordnung von ca. 50 - 100 MPa liegen. Diese Druckspannungen können durch Überlagerung der thermischen Spannungen während der Bestrahlung die Fließgrenze erreichen, so daß ein Teil der elastischen Dehnungen in plastische umgesetzt werden [43, S. 76 ff]. Hierdurch kann im Experiment eine Vergrößerung des Biegewinkels hervorgerufen werden. Dieser Effekt wird umso stärker wirksam, je größer die bestrahlte Fläche ist. In der FEM-Analyse wurde jedoch von einem zu Beginn der Bestrahlung spannungsfreiem Bauteil ausgegangen, da keine exakten Kenntnisse über die Spannungsverteilung im Profil vorliegen, insbesondere nicht über die Wanddicke. Die in Bild 38 skizzierten, unterschiedlich hohen berechneten und gemessenen Abhängigkeiten sind somit erklärbar.

6.2.4 Bestrahlungsreihenfolge

Bedingt durch die sequentielle Bearbeitung der einzelnen Profilflächen liegen zum Zeitpunkt der Umformung lokal unterschiedliche Spannungsverhältnisse im Bauteil vor. Das Bearbeitungsergebn wird daher auch durch die Wahl der Bestrahlungsreihenfolge beeinflusst. Die Größenordnung dieses Einflusses ist davon abhängig, ob es sich um eine gerade Biegung um eine Profilhauptachse oder um eine allgemeine schiefe Biegung handelt. Bei der geraden Biegung um eine Profilhauptachse müssen nur drei Seiten bearbeitet werden. Die Abweichungen von der gewünschten Biegerichtung β sind dabei gering, da die unbestrahlte, nicht verkürzte Seite bewirkt, daß die vorgegebene Biegerichtung stabilisiert wird. Es kann lediglich eine geringe Torsion auftreten, bei der die unbestrahlte Seite elastisch verformt wird. Im allgemeinen Fall der schiefen Biegung müssen alle vier Seiten bestrahlt werden [129]. Abweichungen von der idealen Dehnungsverteilung können dabei zu Formfehlern führen, bei denen die Biegerichtung β erheblich von der gewünschten abweicht, da biege-richtungsstabilisierende Faktoren fehlen. Aus diesem Grund ist für die beiden Fälle eine getrennte Untersuchung der Prozeßführungseinflüsse auf die lokale Dehnungsverteilung und somit auf das Biegeergebnis erforderlich.

6.2.4.1 Gerade Biegung

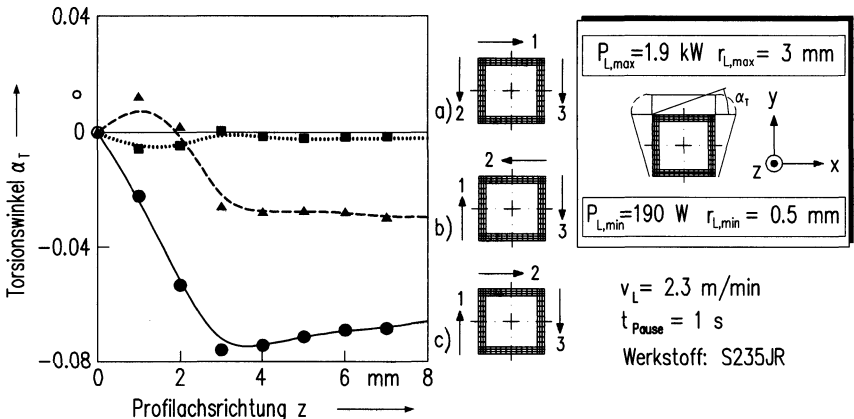


Bild 39: Berechneter Einfluß der Bestrahlungsreihenfolge auf den Torsionswinkel α_T

In Bild 39 ist als Maß für den Verzug die Profiltorsion um die z -Achse dargestellt. Zur Charakterisierung der Bearbeitungsreihenfolgen ist jede Profilseite mit einer Ziffer für die Reihenfolge und mit einem Pfeil für die Vorschubrichtung des Laserstrahls gekennzeichnet.

Man erkennt, daß die Torsionswinkel α_T für die verschiedenen Bestrahlungsreihenfolgen insgesamt gering, aber sehr unterschiedlich ausgeprägt sind. In Bauteillängsrichtung liegt für $z = 0$ bei allen Varianten definitionsgemäß aufgrund der Randbedingung bezüglich der Starrkörperrotation keine Torsion vor. Obwohl die örtliche Verteilung der zugeführten Energie in allen drei Fällen identisch ist, ergeben sich für die Bestrahlungsreihenfolgen b und c größere Torsionswinkel α_T , während für die Bestrahlungsreihenfolge a praktisch kein Verzug auftritt.

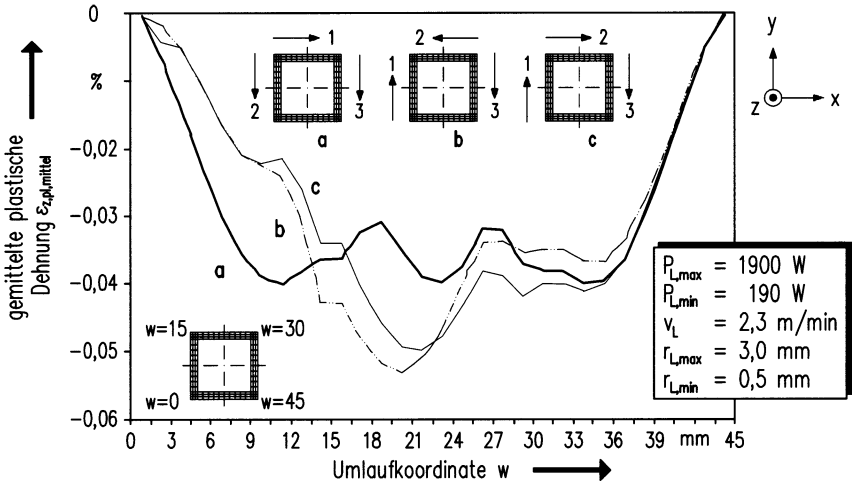


Bild 40: Vergleich der berechneten plastischen Dehnung über den Profilmfang bei der geraden Biegung für verschiedene Bestrahlungsreihenfolgen

Um die Ursachen für die betragsmäßig unterschiedlichen Torsionswinkel untersuchen zu können, muß die gemittelte plastische Dehnung $\epsilon_{z,pl,mittel}$, die in den verschiedenen Seiten nach dem Abkühlen des Werkstücks vorliegt, betrachtet werden. Die plastische Dehnung ist zu diesem Zweck in Bild 40 über die Umlaufkoordinate w aufgetragen. Der Koordinatenursprung $w = 0$ mm liegt an der einen, das Umlaufende bei $w = 45$ mm an der anderen Spitze der keilförmig bestrahlten Zone. Jeder, in den Kurven dargestellte Einzelwert von $\epsilon_{z,pl,mittel}$ ist das arithmetische Mittel aus 60 Werten, die an Knoten in der fein vernetzten Zone des Profils mit der FEM berechnet wurden (jeweils 4 Knoten über die Wanddicke und 15 Knoten in Profillängsrichtung, was der Distanz $z = 0$ bis $z = 7$ mm entspricht).

Man erkennt in Bild 40, daß nur die Bestrahlungsreihenfolge a eine gleichmäßige und symmetrische Dehnungsverteilung aufweist. Bei den Bearbeitungsreihenfolgen b und c wurde in der zuerst bestrahlten Seite ($w = 0$ bis 15 mm) im Vergleich zur zuletzt bearbeiteten Fläche ($w = 30$ bis 45 mm) eine zu geringe Plastifizierung erzielt. Diese Asymmetrie der

Verteilung der plastischen Dehnung verursacht die Bauteiltorsion.

Dieses Ergebnis läßt sich mit Hilfe des in Abschnitt 6.1.6 diskutierten Vorspannungsprinzips erklären. Die Bearbeitung einer Profilseite führt zu einer Stauchung in z-Richtung und induziert gleichzeitig Druckspannungen in den noch nicht bestrahlten, benachbarten Flächen. In Bild 41 ist beispielhaft die Verteilung der Spannungen σ_z nach der Bearbeitung der ersten beiden Seiten zu erkennen. Die induzierten Druckspannungen in der noch nicht bestrahlten dritten Seite betragen mehr als 200 MPa. Diese Spannungen überlagern sich, wie in Abschnitt 6.1.6 gezeigt, den während der Bestrahlung induzierten thermischen Spannungen und führen somit zu einer erhöhten Stauchung. Deshalb wurde bei den Reihenfolgen b und c die zuerst bestrahlte Seite zu geringfügig gestaucht. In dieser Fläche lag während der Bearbeitung noch keine Vorspannung an, während in der dritten Seite bereits Druckspannungen durch die vorangegangenen Bestrahlungen induziert waren. Bei der Reihenfolge a wurde mit der Bearbeitung an der Biegekante begonnen, beide senkrecht dazu liegenden Seiten wiesen somit zum Zeitpunkt der Bestrahlung eine negative Vorspannung auf.

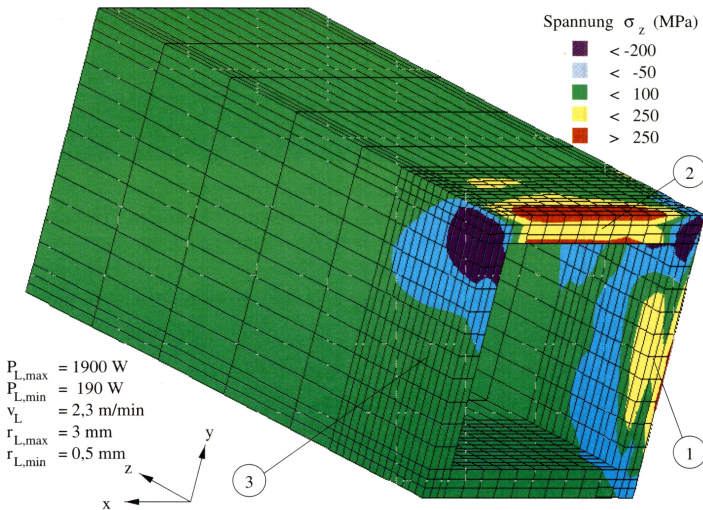


Bild 41: Spannungsverteilung σ_z nach der Bearbeitung der ersten beiden Seiten

Die etwas geringere Torsion bei der Bestrahlungsreihenfolge b durch Umkehr der Verfahrensrichtung an der Biegekante (Fläche 2 in Bild 39 b) beruht auf einem anderen Effekt. Während der Bestrahlung eilt das Temperaturfeld dem Bearbeitungsort bedingt durch die relativ geringen Vorschubgeschwindigkeiten ($v_L = 2,3 \text{ m/min}$) voraus und führt zu einer Vorwärmung. Aus [41] ist bekannt, daß eine Vorwärmung des Bauteils zu höheren Umformgraden führt. Für die vorliegende Problemstellung bedeutet dies, daß bei Bestrahlungs-

reihenfolge b am Strahleinlauf der Biegekante eine geringere Plastifizierung auftritt als am Auslauf. Somit wird bei der Bestrahlungsreihenfolge b die unterschiedliche Plastifizierung in den senkrecht zur Biegekante stehenden Flächen durch die Umkehr der Vorschubrichtung an der Biegekante teilweise kompensiert.

Aus den vorangegangenen Erläuterungen läßt sich damit ableiten, daß eine möglichst symmetrische Bestrahlung gewählt werden muß, um den Verzug zu minimieren. Eine andere Strategie könnte auch darin bestehen, die Laserleistung so zu regeln, daß die durch das Vorspannungsprinzip hervorgerufenen Effekte kompensiert werden. Hierbei gilt es jedoch zu beachten, daß die Spannungsverteilungen in den Profelseiten geometrieabhängig und in hohem Maße inhomogen sind. Es dürfte daher schwierig sein, exakte Regelstrategien aufzustellen. Wird das Profilbiegen mit Mehrfachbestrahlung durchgeführt, dann ergibt sich die sehr einfache, aber effektive Möglichkeit, die Bestrahlung c in Bild 39 in wechselnder Umlaufrichtung, d.h. abwechselnd den Bestrahlungspfad 1-2-3 und 3-2-1, durchzuführen (vgl. Abschnitt 6.4).

6.2.4.2 Allgemeine schiefe Biegung

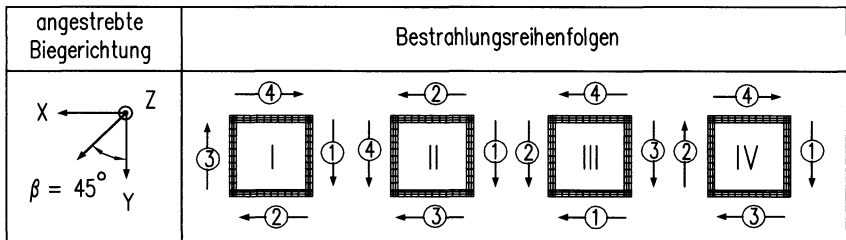
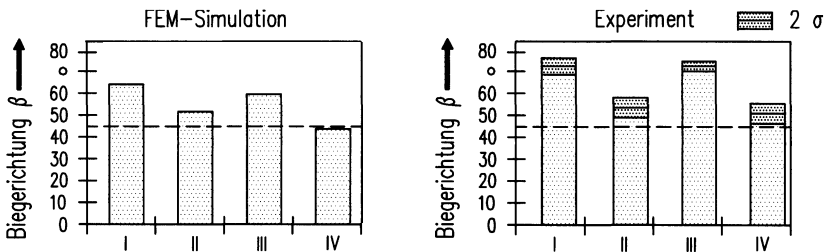


Bild 42: Vergleich der berechneten und gemessenen Biegerichtungen β für verschiedene Bestrahlungsreihenfolgen

Zur Beurteilung des Einflusses der Bestrahlungsreihenfolge bei der allgemeinen schiefen Biegung ist es notwendig, die erzielte Biegerichtung β als Maßstab heranzuziehen. Wie in

Bild 42 dargestellt, wurde eine gewünschte Biegerichtung von $\beta = 45^\circ$ angestrebt. Obwohl die jeder Seite zugeführte Strahlenergie jeweils identisch war, unterscheiden sich die erzielten Biegerichtungen erheblich. Das schlechteste berechnete Resultat mit $\beta = 62,2^\circ$ liefert die Reihenfolge I. In diesem Fall wird die Bestrahlung der einzelnen Seiten nacheinander in Umlaufrichtung ohne Änderung der Orientierung durchgeführt. Das beste Ergebnis zeigt Reihenfolge IV mit $\beta = 44,9^\circ$. Das besondere Merkmal an dieser Bearbeitungsfolge ist, daß die gegenüberliegenden Seiten (1 und 3 bzw. 2 und 4) jeweils direkt nacheinander bestrahlt wurden. Die Biegerichtungen für die Reihenfolgen II und III liegen mit $\beta = 51,3^\circ$ bzw. $\beta = 57,5^\circ$ zwischen den Extremwerten.

Zur Erklärung der großen Unterschiede muß auch hier die gemittelte plastische Dehnung $\epsilon_{z,pl,mittel}$, die in den verschiedenen Seiten nach dem Abkühlen des Werkstücks vorliegt, betrachtet werden. Die plastische Dehnung ist zu diesem Zweck in Bild 43 über die Umlaufkoordinate w aufgetragen. Der Koordinatenursprung $w = 0$ mm liegt ebenso wie das Umlaufende bei $w = 60$ mm an der Spitze der keilförmig bestrahlten Zone.

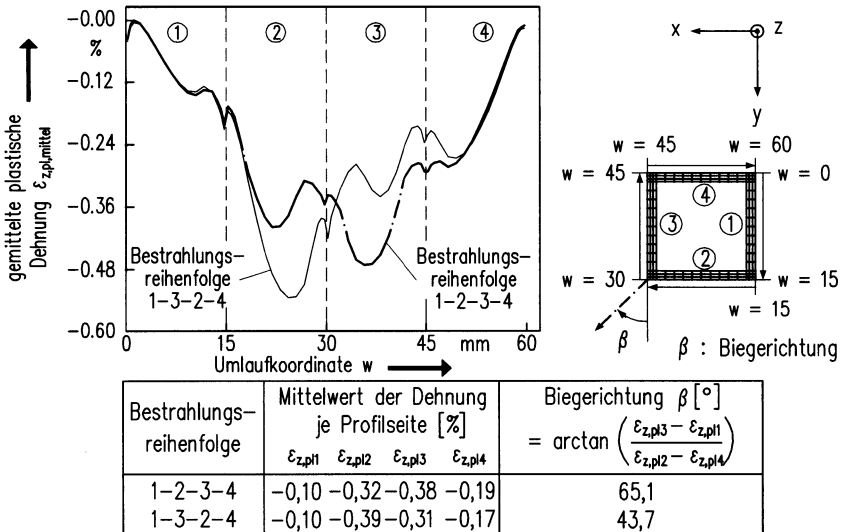


Bild 43: Vergleich der berechneten plastischen Dehnung $\epsilon_{z,pl,mittel}$ über den Umfang für die Bestrahlungsreihenfolgen I und IV

Bild 43 zeigt die Verteilung von $\epsilon_{z,pl,mittel}$ für die Bestrahlungsreihenfolgen I und IV. Betrachtet man nur die zugeführte Energie, müßten die Dehnungen in den Seiten 1 und 4 bzw. 2 und 3 identisch sein. Man erkennt jedoch, daß eine solche Verteilung nicht vorliegt. Für beide Reihenfolgen ist $\epsilon_{z,pl,mittel}$ in Seite 4 größer als in Seite 1 und die Beträge der Dehnungen in

den Seiten 2 und 3 unterscheiden sich erheblich. Weiterhin ist feststellbar, daß der Dehnungsverlauf für beide Reihenfolgen in den Seiten 1 und 4 nahezu identisch ist. Aus diesen Details wird ersichtlich, daß der Betrag von $\epsilon_{z,pl,mittel}$ umso größer ist, je später die Seite bearbeitet wurde. Auch hier wird somit das bereits im letzten Abschnitt diskutierte Vorspannungsprinzip wirksam.

Das Vorspannungsprinzip alleine ist noch nicht ausreichend, um die Abhängigkeit der Biegerichtung von der Bestrahlungsreihenfolge zu erklären. Es muß weiterhin beachtet werden, daß die Biegung aus zwei Komponenten besteht, einem Anteil in x- und einem in y-Richtung. Der Betrag jeder dieser Anteile ist wiederum von der Dehnungsdifferenz der einander gegenüberliegenden Seiten abhängig. Diese Annahme kann dadurch überprüft werden, daß man für jede der vier Seiten einen Durchschnittswert für die plastische Dehnung errechnet und die Biegerichtung gemäß Gl. (19) anhand der Dehnungsunterschiede in den gegenüberliegenden Flächen berechnet:

$$\beta = \arctan \left(\frac{\epsilon_{z,pl,3} - \epsilon_{z,pl,1}}{\epsilon_{z,pl,2} - \epsilon_{z,pl,4}} \right) \quad (19)$$

Die mit dieser Formel berechneten Werte sind in Bild 43 zusammengestellt. Für die Reihenfolgen I ($\beta = 65,1^\circ$) und IV ($\beta = 43,7^\circ$) zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit den in Bild 42 geometrisch ermittelten Biegerichtungen ($62,2^\circ$ bzw. $44,9^\circ$).

Es läßt sich somit zusammenfassen, in welcher Weise die Bestrahlungsreihenfolge die Biegerichtung beeinflusst. Je später eine Seite bestrahlt wird, desto größer ist die Vorspannung in dieser Fläche und desto größer ist der Zuwachs an plastischer Dehnung. Aus diesem Grund kann die Abweichung der idealen Dehnungsdifferenz zwischen den gegenüberliegenden Seiten dadurch minimiert werden, daß diese direkt nacheinander bearbeitet werden. Die Bestrahlungsreihenfolge IV liefert daher das beste Bearbeitungsergebnis.

6.2.5 Bestrahlungspausen

Unter einer Bestrahlungspause soll im folgenden die Zeitdauer t_{pause} verstanden werden, die zwischen dem Bestrahlungsende an einer Profilfläche und dem Bestrahlungsbeginn an der nächsten liegt. Prinzipiell gibt es die in Bild 44 dargestellten zwei Möglichkeiten einer solchen sequentiellen Bearbeitung. Die zwischen zwei Flächen liegende Profilkante kann kontinuierlich umfahren werden, wobei die Bearbeitungsbahn der Kontur angepaßt wird, oder es wird eine geradlinige Bestrahlungsbahn gewählt, bei der die Bearbeitung unterbrochen, der

Bearbeitungskopf neu ausgerichtet und dann die Bestrahlung fortgesetzt wird. Um die Auswirkungen dieser beiden Strategien sowie der unterschiedlichen Dauer von Bestrahlungspausen zu untersuchen, wurden entsprechende Berechnungen durchgeführt.

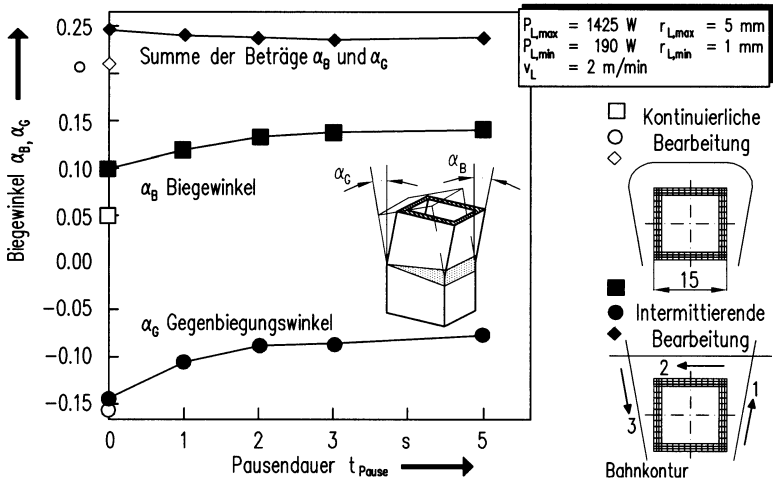


Bild 44: Berechneter Einfluß der Bestrahlungspausen auf den Biege winkel α_B

In Bild 44 erkennt man, daß eine signifikante Abhängigkeit des Biege winkels von der Pausendauer besteht. Die geringste Prozeßeffektivität wird beim kontinuierlichen Umfahren des Bauteils erreicht, ab einer Pausendauer von ca. 2 Sekunden stellt sich der für die gewählten Prozeßparameter maximal erreichbare Biege winkel ein. Zur Ermittlung der physikalischen Ursachen dieses Phänomens wurden drei mögliche Einflußfaktoren in Betracht gezogen und näher untersucht:

- die sich einstellende mittlere Temperatur T_{mittel} in der nachfolgend zu bearbeitenden Seite direkt nach der Bestrahlungspause,
- die sich einstellende mittlere Spannung $\sigma_{z,\text{mittel}}$ in Profillängsrichtung in der nachfolgend zu bearbeitenden Fläche direkt nach der Bestrahlungspause und
- die während der Bearbeitung der Biege kante auftretende Gegenbiegeung.

Zur Mittelwertbildung der Temperatur- und Spannungswerte wurden im Bereich von $z = 0$ bis 5 mm sämtliche, an den Knoten der Biege kante vorliegende Einzelwerte herangezogen. Die Werte sind in Tabelle 6 zusammengestellt.

Man erkennt, daß ein durch eine erhöhte Ausgangstemperatur bedingter Zuwachs an plastischer Dehnung, wie er in [41] beschrieben wird, den in Bild 44 skizzierten Einfluß der

Pausendauer nicht erklären kann, da die mittlere Flächentemperatur mit Zunahme der Pausendauer deutlich abnimmt. Damit ergibt sich eher eine Verringerung der plastischen Dehnung. Auch ein Einfluß der induzierten Druckspannungen kann ausgeschlossen werden, da die Spannungsdifferenzen bei der intermittierenden Bearbeitung im Bereich von 0 bis 5 s Pausendauer sehr gering sind und nicht mit dem Biegewinkelverlauf korrelieren.

Tabelle 6: Gemittelte Temperaturen T_{mittel} und gemittelte Spannungen $\sigma_{z,\text{mittel}}$ in Profillängsrichtung in der nachfolgend zu bestrahlenden Fläche

Pausendauer [s]	kontinuierlich	0	1	2	3	5
T_{mittel} [°C]	106	85	74	63	56	48
$\sigma_{z,\text{mittel}}$ [MPa]	+3	-108	-121	-124	-112	-110

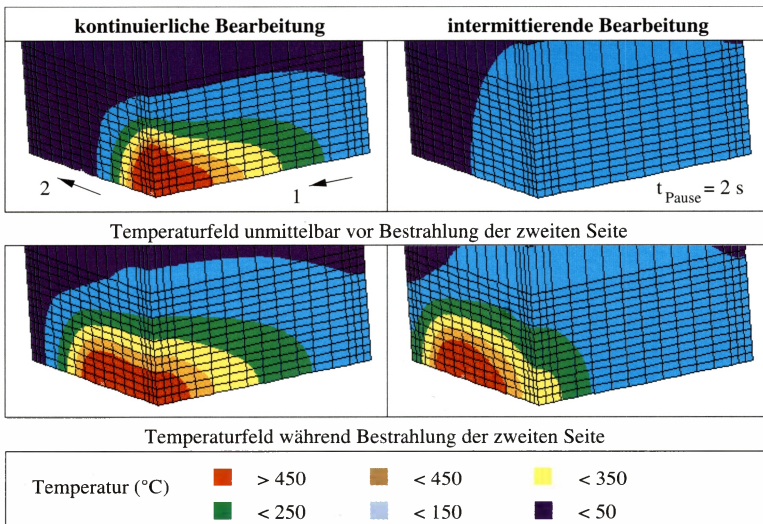


Bild 45: Vergleich der berechneten Temperaturfelder bei kontinuierlicher und intermittierender Bestrahlung

Aus Bild 44 geht jedoch hervor, daß ein signifikanter Zusammenhang zwischen dem Biegewinkel α_B und dem Winkel der elastischen Gegenbiegung α_G besteht. Je größer die auftretende Gegenbiegung, desto kleiner ist der am Ende verbleibende Biegewinkel. Die Gegenbiegung vermindert die für das Laserstrahlumformen elementar notwendige Ausdehnungsbehinderung und sorgt dafür, daß in der Umformzone ein höherer elastischer Formänderungsanteil auftritt. Da die Summe der Beträge von α_B und α_G sogar nahezu konstant ist, kann man davon ausgehen, daß der durch die Gegenbiegung hervorgerufene Winkel den Biegewin-

kel um genau diesen Betrag reduziert.

Für den Pausendauereinfluß auf die Gegenbiegung sind wiederum zwei Effekte verantwortlich, deren gemeinsame Ursache in der Ausprägung des Temperaturfeldes zu finden ist. Zur Veranschaulichung des Sachverhalts sind in Bild 45 die Temperaturfelder für kontinuierliche und intermittierende Bearbeitung bei einer Pausendauer von 2 s unmittelbar vor und während der Bestrahlung der zweiten Profilfläche dargestellt. Man erkennt, daß unmittelbar vor der Bearbeitung der zweiten Profilfläche bei kontinuierlicher Bestrahlung eine hohe Wärmekonzentration in der ersten Fläche und an der Profilkante auftritt, die bei einer Pausendauer von 2 s nicht mehr beobachtet werden kann. Das insgesamt inhomogenere Temperaturfeld bei kontinuierlicher Bestrahlung bleibt auch während der Bearbeitung der zweiten Seite erhalten, so daß ein größerer, stark erwärmter Werkstückbereich resultiert. Die Folge hiervon ist eine erhöhte Gegenbiegung aufgrund der thermischen Expansion des Werkstoffs.

Die Gegenbiegung wird zusätzlich durch den erniedrigten Elastizitätsmodul E in diesem Bereich verstärkt. Dies kann durch eine einfache Abschätzung belegt werden. Nach [130] läßt sich der elastische Neigungswinkel α_N eines mit einer Einzellast F beaufschlagten, einseitig eingespannten Biegebalkens nach folgender Gleichung berechnen:

$$\alpha_N = \frac{F l_H^2}{2 E I} \quad (20)$$

l_H ist hierbei der Abstand des Lastangriffspunktes zur Einspannstelle, I bezeichnet das Flächenträgheitsmoment. Eine Verringerung des Elastizitätsmoduls führt somit nach Gl. (20) zu einer Erhöhung des Neigungswinkels. Bezogen auf das Laserstrahlumformen von Profilen bedeutet dies, daß bei gleicher Energiezufuhr ($F = \text{const.}$) die elastische Gegenbiegung im Fall der kontinuierlichen Bestrahlung größer ist, da der Elastizitätsmodul in einem größeren, erwärmten Bereich herabgesetzt ist.

Im Fall der kontinuierlichen Bearbeitung hat es sich gezeigt, daß bei Bestrahlungsbeginn an der jeweiligen Profilseite ein vollkommen anderes Eigenspannungsfeld vorliegt als bei intermittierender Bearbeitung. Wie aus Tabelle 6 ersichtlich, ergeben sich bei kontinuierlicher Bearbeitung nicht Druck-, sondern geringe Zugspannungen in den nachfolgend zu bestrahlenden Flächen. Es handelt sich hierbei um +3 MPa bei Mittelung über alle Knoten im feinvernetzten Bereich, jedoch treten deutlich höhere Zugspannungen am Übergangsbereich von der bestrahlten zur unbestrahlten Seite auf. Dies kann auf die noch nicht weit genug fortgeschrittene thermische Kontraktion in der bereits gestauchten Seite zurückgeführt werden. Die Folge ist, daß im Gegensatz zur Bearbeitung mit Pausen die Plastifizierung in den nachfolgend zu bestrahlenden Flächen vermindert wird. Bild 46 macht diesen Sachverhalt

anhand eines Vergleichs der plastischen Dehnung $\epsilon_{z,pl}$ nach Abkühlung des Bauteils für kontinuierliche und intermittierende Bearbeitung deutlich. Während bei der Bearbeitung mit Pausen die zuerst bestrahlte Fläche geringer gestaucht ist als die zuletzt bearbeitete, zeigt sich bei kontinuierlicher Bearbeitung ein gegenteiliger Effekt. Die Torsionswinkel α_r weisen daher unterschiedliche Vorzeichen auf.

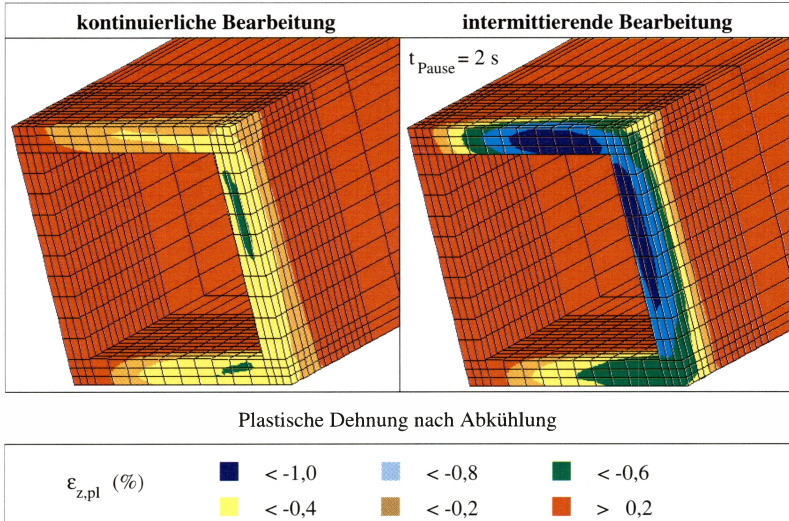


Bild 46: Vergleich der berechneten plastischen Dehnung $\epsilon_{z,pl}$ bei kontinuierlicher und intermittierender Bearbeitung

Aufgrund der insgesamt höheren Prozeffektivität läßt sich somit festhalten, daß die intermittierende Bearbeitung deutliche Vorteile aufweist. Darüber hinaus wird mit dieser Strategie die Bahnplanung vereinfacht und die Gefahr des Überschreitens kinematischer Grenzen an der eingesetzten Werkzeugmaschine wird vermindert.

6.3 Geometrische Einflüsse

6.3.1 Wanddicke

Die Wanddicke des Profils beeinflusst den Prozeß des Laserstrahlumformens in entscheidender Weise, da Wanddickenänderungen auch unmittelbar zu einer Modifikation des Temperaturfelds führen. Folgende Auswirkungen lassen sich feststellen:

- Eine Wanddickenzunahme ruft zu Beginn der Bestrahlung bei ansonsten unver-

änderten Parametern einen höheren Dehnungsgradienten über die Wanddicke hervor. Bei zu hohen Gradienten können während des Plastifizierungsausgleichs (vgl. Abschnitt 6.1.1) Rückdehnungseffekte auftreten.

- Die Wanddicke s bestimmt die Höhe des zu erwärmenden Volumens und somit die erforderliche Energieaufnahme, die zum Erreichen einer definierten plastischen Dehnung notwendig ist.

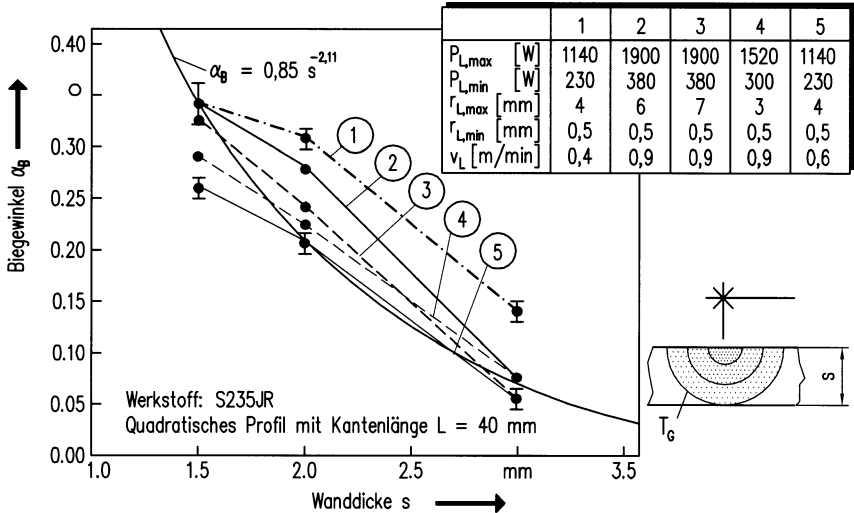


Bild 47: Experimentell ermittelter Einfluß der Wanddicke s auf den Biegewinkel α_B

Die Abhängigkeit des Biegewinkels α_B ist für dünnwandige Hohlprofile mit $L \gg s$ in Bild 47 für verschiedene Stauchmechanismus-Parameterkombinationen dargestellt. Unter Verwendung aller ermittelten Daten läßt sich mittels Regressionsanalyse der Zusammenhang zwischen Biegewinkel α_B und Wanddicke s im Bereich von $s = 1,5$ bis 3 mm mit

$$\alpha_B = 0,85 \cdot s^{-2,11} \quad (21)$$

beschreiben. Diese Abhängigkeit läßt sich durch die Änderung des zu erwärmenden Volumens V erklären. Je größer das Volumen V ist, desto geringer ist bei ansonsten konstanter Energiezufuhr die Temperaturerhöhung ΔT und somit auch die plastische Dehnung ϵ_{pl} . Im Falle einer sich bewegenden, punktförmigen Wärmequelle bilden sich im unendlich ausgedehnten Halbkörper konzentrische, halbkreisförmige Isothermen über die Wanddicke aus [69, S. 35]. Da über die gesamte Wanddicke gestaucht werden muß, muß die Isotherme mit $T = T_G$ zumindest die Innenseite der Profilwand erreichen (Bild 47). Die zu plastifizierende Querschnittsfläche beträgt daher mindestens $A_Q = s^2\pi/2$. Unter der Annahme, daß der Biegewinkel indirekt proportional zum Volumen V ist, ergibt sich mit Hilfe dieser einfachen

Abschätzung folgende Beziehung:

$$\alpha_B \propto \frac{1}{V} \propto \frac{2}{s^2 \pi} \quad (22)$$

Diese Abhängigkeit entspricht der in Gl. (21) ermittelten und bestätigt somit die Annahme, daß das größere zu erwärmende Volumen für die Wanddickenabhängigkeit des Biegewinkels verantwortlich ist. Diese Abhängigkeit kann jedoch nicht für eine beliebige Erhöhung der Wanddicke gelten. Mit steigender Wanddicke erhöht sich die wärmeleitungsbedingte Wechselwirkungsdauer, so daß in lateraler Richtung hohe Wärmeleitungsverluste auftreten. Führt die Wanddickenerhöhung zu einem Wechsel des Umformmechanismus, so ergibt sich ebenfalls eine modifizierte Abhängigkeit.

6.3.2 Kantenlänge

Die Variation der Kantenlänge und somit des Profilquerschnitts bewirkt eine Änderung des Flächenträgheitsmomentes I , was beim mechanischen Biegen zu einer erheblichen Kraftbedarfsänderung führt. Auch bei der Abschätzung des Schweißverzuges $\Delta\varphi$ nach Gl. (5) wird davon ausgegangen, daß I einen wesentlichen Einfluß ausübt. Im folgenden soll aufgezeigt werden, in welcher Weise das Flächenträgheitsmoment die Verhältnisse beim Laserstrahlumformen von Profilen beeinflusst.

Den Zusammenhang zwischen Biegewinkel α_B und der Kantenlänge L_1 rechteckiger Profilquerschnitte beim Laserstrahlumformen zeigt Bild 48. Neben dem experimentell ermittelten Verlauf sind zwei weitere, berechnete Abhängigkeiten gemäß dem Schweißverzugsmodell nach Gl. (5) und einem analytischen Modell für das Laserstrahlprofilbiegen (vgl. Kapitel 7) dargestellt. Dieses Modell berücksichtigt nicht das Flächenträgheitsmoment I des Profils, sondern beruht auf der Annahme, daß die rein geometrische Verkürzung der einzelnen Profelseiten für die Biegewinkelausbildung verantwortlich ist. Man erkennt, daß das Schweißverzugsmodell nach Vinokurow und Radaj, bei dem eine Änderung der Kantenlänge L_1 im wesentlichen über das Flächenträgheitsmoment I berücksichtigt wird, eine zu starke Abhängigkeit aufweist. Der mittels Regressionsanalyse ermittelte Exponent n beträgt mit diesem Modell $n = -1,15$, während für die experimentellen Daten $n = -0,75$ berechnet wurde. Eine deutlich bessere Übereinstimmung kann mit dem, auf dem Verkürzungsansatz beruhenden Modell erzielt werden. Hiermit ergibt sich ein Exponent von $n = -0,74$, der mit dem experimentell ermittelten Wert nahezu identisch ist.

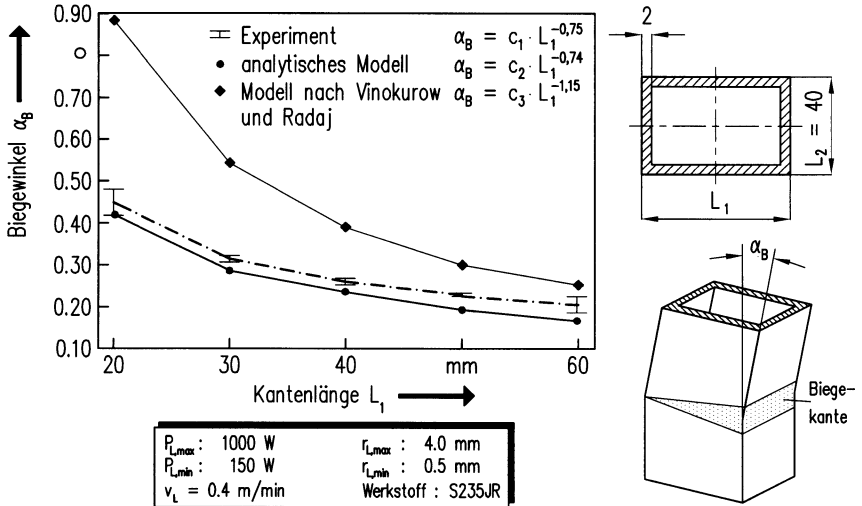


Bild 48: Einfluß der Kantenlänge L auf den Biegewinkel α_B

Dies zeigt, daß das Flächenträgheitsmoment I beim Laserstrahlumformen von Profilen keinen Einfluß besitzt, solange alle Profilseiten in geeigneter Weise geometrisch verkürzt werden. Die Höhe des Flächenträgheitsmoments hat somit lediglich indirekt durch die Höhe der Gegenbiegung in der Aufheizphase eine Auswirkung auf den Biegewinkel α_B .

6.4 Ableitung optimierter Bestrahlungsstrategien

In Abschnitt 6.1.3 wurde aufgezeigt, daß mit der in Kap. 5 erarbeiteten Bestrahlungsstrategie die gewünschte ideale Verteilung der plastischen Dehnung $\epsilon_{z,pl}$ über den Profilmfang zwar in guter Näherung erzielt wird, daß aber besonders im Bereich der Profilkanten, bedingt durch ein lokales Ausknicken Abweichungen auftreten. Durch die zu geringe Stauchung an diesen Stellen wird zum einen der Biegewinkel verringert, zum anderen verbleiben hohe Eigenspannungen im Bauteil. Aus diesem Grund wurden geeignete prozeßtechnische Maßnahmen zur Abhilfe erarbeitet. Desweiteren werden Richtlinien für die Bearbeitung häufig eingesetzter, komplexer Querschnittselemente vorgestellt.

Zur Beseitigung der lokalen Dehnungsminima an den Profilkanten stehen zwei alternative Maßnahmen zur Verfügung:

- eine Mehrfachbestrahlung der zu plastifizierenden Zone

- eine zusätzliche Bestrahlung der Kanten in Profillängsrichtung

Die Mehrfachbestrahlung bietet eine einfache, aber elegante Möglichkeit zur Homogenisierung der Dehnungsverteilung. Hierbei wird der keilförmig zu plastifizierende Querschnittsabschnitt in wechselnder Bearbeitungsrichtung mehrfach bestrahlt. Die Herstellung großer Krümmungen, bei der eine Vielzahl von Einzelbestrahlungen notwendig sind, führt ohnehin zu einer Überlappung der Einzelbestrahlungen. Da nach der ersten Bestrahlung an den zu gering gestauchten Kanten in Profillängsrichtung Druckspannungen vorliegen, wird bei mehrmaligem Überfahren das Vorspannungsprinzip wirksam. Dabei werden die Profilkanten bei den weiteren Bestrahlungen stärker plastifiziert, so daß ein Dehnungsausgleich hervorgerufen wird. Bild 49 zeigt die berechneten, gemittelten plastischen Dehnungen $\epsilon_{z,pl,mittel}$ über den Profulumfang für ein- und fünfmalige Bestrahlung. Während bei der einmaligen Bestrahlung noch ausgeprägte Minima an den Profilkanten vorliegen, zeigt sich nach fünf Überfahren eine nahezu ideale Dehnungsverteilung.

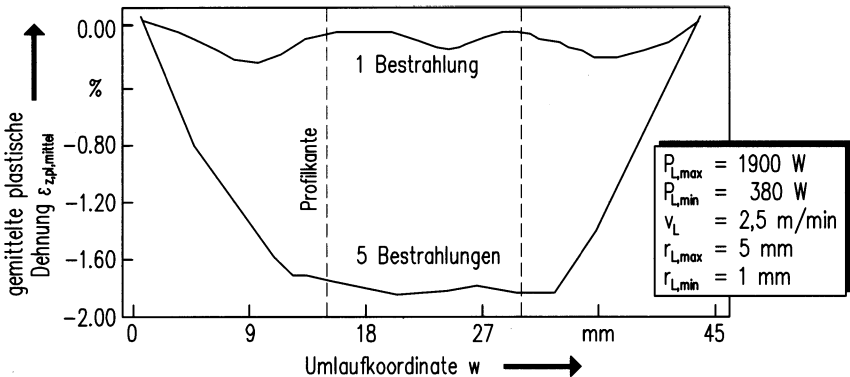


Bild 49: Berechneter Verlauf der gemittelten plastischen Dehnung $\epsilon_{z,pl,mittel}$ über den Profulumfang bei ein- und fünfmaliger Bestrahlung

Eine weitere Möglichkeit zur Beseitigung der Plastifizierungsminima besteht darin, nur die Profilkanten nachzubearbeiten (Bestrahlungen 4 und 5 in Bild 50). Diese Strategie ist besonders deswegen von Interesse, da hierbei ein wesentlicher Biegewinkelzuwachs erreichbar ist. Betrachtet man die FEM-Ergebnisse in Bild 50, bei denen keine Spannungsrelaxationseffekte des Ausgangsprobenmaterials das Ergebnis beeinflussen können, so erreicht man durch die Kantennachbestrahlung einen Biegewinkelzuwachs von 58 %. Diese Methode ist besonders dann effektiv, wenn durch Bestrahlen entlang der Profilkante nicht nur die Dehnungsverteilung einer Einzelbestrahlung homogenisiert wird, sondern eine größere Anzahl von in Profillängsrichtung versetzter Einzelbestrahlungen nachbearbeitet wird. Die Auswirkungen der Nachbestrahlung auf die Dehnungsverteilung werden in Bild 51 deutlich. Die plastische

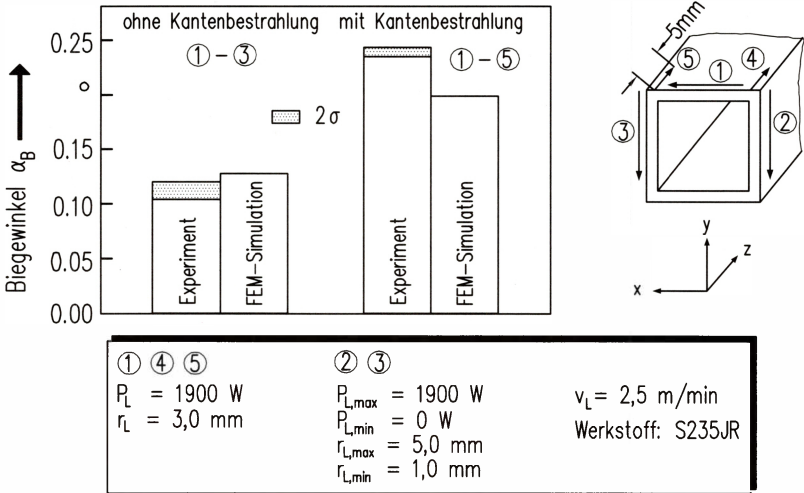
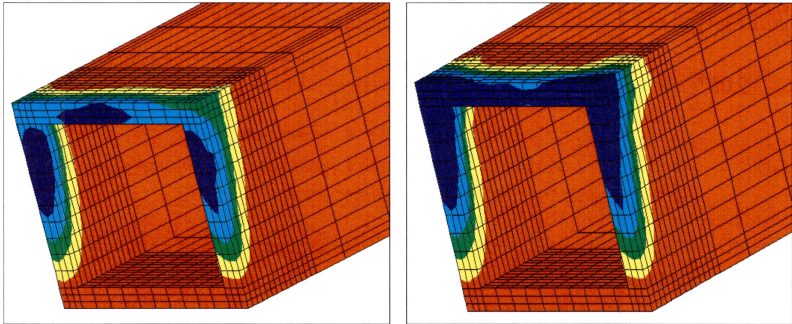


Bild 50: Biegewinkel α_B mit und ohne Kantennachbestrahlung

Dehnung im Kantenbereich wurde erhöht, insgesamt liegt eine homogenere Verteilung vor. Weiterhin hat es sich gezeigt, daß durch die alleinige Bearbeitung der Kanten kein elastisches Ausknicken auftritt. Dies spricht dafür, daß das Kantenausknicken durch die höhere Stabilität der nicht erwärmten Profilflächen verhindert wird.



Nach Bestrahlung der Profilflächen

Nach zusätzlicher Kantenbestrahlung

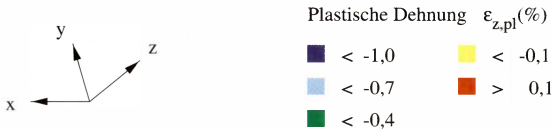


Bild 51: Homogenisierung der Dehnungsverteilung durch Kantennachbestrahlung

6.5 Konstruktionskatalog für die Bearbeitung komplexer Querschnittselemente

Die Untersuchungen in den vorausgegangenen Betrachtungen wurden ausschließlich an rechteckigen, dünnwandigen Profilquerschnitten mit konvexen Radien und konstanter Wanddicke durchgeführt. Im folgenden soll auf die Besonderheiten bei der Bearbeitung hiervon abweichender, häufig anzutreffender Querschnittselemente eingegangen werden. Die Bearbeitung von Hohlprofilen mit mehr als einer Kammer wird an dieser Stelle nicht in die Überlegungen miteinbezogen, da die nicht zugänglichen Profilflächen eine Bestrahlung von innen notwendig machen, die nur mit spezieller Systemtechnik möglich ist.

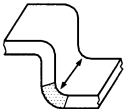
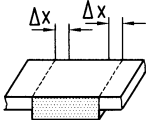
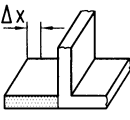
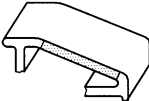
Querschnittselement	konkaver Radius	Wanddickensprung	freies Ende	zur übrigen Geometrie nicht orthogonale Fläche
graphische Darstellung				
Problemstellung	ungünstiges Oberflächen/Volumenverhältnis; elastisches Ausknicken; ungünstiger Strahleinfallswinkel	Anschmelzungen im Bereich der niedrigen Wanddicke	wärmestaubedingte Anschmelzungen	—
erforderliche Maßnahmen	Kantennachbestrahlung	Parameterwechsel im Bereich der hohen Wanddicke	Bestrahlungsabbruch vor freiem Ende	—

Bild 52: Bestrahlungsrichtlinien für komplexe Querschnittselemente

In Bild 52 sind vier typische Querschnittselemente dargestellt, wie sie bei walzprofilierten und verschweißten bzw. stranggepreßten Einkammerhohlprofilen auftreten können. Besonders bei der Umformung kleiner, **konkaver Radien** treten eine Reihe von Schwierigkeiten auf. Zunächst ist das Verhältnis von Bauteiloberfläche zum zu plastifizierenden Werkstückvolumen deutlicher kleiner als bei ebenen Elementen oder konvexen Radien. Die Folge ist, daß bei nicht angepaßten Prozeßparametern zu wenig Strahlenergie zugeführt und somit eine zu niedrige Stauchung erzeugt wird. Zusätzlich wird die Plastifizierung ebenso wie bei konvexen Radien durch ein elastisches Ausknicken verringert. Dies konnte in FEM-Untersuchungen nachgewiesen werden. Der sich dabei einstellende Biegespannungszustand führt an der strahlabgewandten Seite zu einer plastischen Rückdehnung, da in diesem Bereich die Zug-

spannungszone liegt. Darüber hinaus erschweren eine verminderte Zugänglichkeit sowie der nicht senkrechte Strahleinfall bei der intermittierenden Bearbeitung das Umformen konkaver Radien. Um dennoch die gewünschte plastische Dehnung zu erreichen, müssen diese Elemente einer Kantennachbestrahlung gemäß Abschnitt 6.4 unterzogen werden.

In Abschnitt 6.3.1 wurde gezeigt, daß zwischen dem Biegewinkel α_b bzw. der Dehnung $\epsilon_{z,pl}$ und der Wanddicke s eine starke Abhängigkeit besteht. Ist die Wanddicke über den Querschnitt nicht konstant, so müssen zum Erreichen gleicher Dehnungsbeträge unterschiedliche Prozeßparameter gewählt werden. An **Wanddickensprüngen** besteht hierbei die Gefahr von Anschmelzungen im Bereich der niedrigen Wanddicke. Aus diesem Grund muß der Parameterwechsel immer im Bereich der hohen Wanddicke erfolgen, und zwar um ein Weginkrement Δx von der Bereichsgrenze versetzt (Bild 52). Gute Ergebnisse können mit einem Weginkrement Δx in der Größenordnung des jeweiligen Strahlradius r_L erreicht werden.

Wärmestaubedingte Anschmelzungen können an **freien Enden** auftreten, wenn die Vorschubrichtung so gewählt wird, daß der Laserstrahl an dieser Stelle die Werkstückoberfläche verläßt. Um dies zu vermeiden, sollte der Laser bereits ein Weginkrement Δx vor dem Erreichen der Kante ausgeschaltet werden oder die Vorschubrichtung muß so festgesetzt werden, daß die Bearbeitung immer am freien Ende beginnt.

Profilflächen, die **zur übrigen Geometrie nicht orthogonal** liegen, machen bei der Bearbeitung keine besonderen Maßnahmen erforderlich. Die gewünschte Dehnungsverteilung läßt sich an diesem Element in guter Näherung erreichen.

7 Analytische Modellbildung

Analytische Prozeßmodelle sind exakte mathematische Beschreibungen einer oder mehrerer Zustandsgrößen eines Prozesses. Die Motivation zur Modellierung des Laserstrahlumformprozesses von Profilen beruht auf zwei unterschiedlichen Beweggründen [131]:

- Komplexe Prozesse sind in ihrer Gesamtheit nicht analysierbar. Durch vereinfachende Annahmen gelingt es, die wesentlichen Vorgänge zu extrahieren und explizite Darstellungen der Zusammenhänge in Form geschlossener Gleichungen zu finden. Diese Gleichungen erlauben die Vorhersage des Einflusses einzelner Parameter oder der Kombination verschiedener Parameter. Analytische Modelle vertiefen somit das Prozeßverständnis.
- Das Laserstrahlumformen ist ein Formgebungsprozeß mit gradueller Formänderung, d.h. die Bauteilgeometrie ändert sich allmählich mit jedem Bearbeitungsschritt. Für die Regelung eines solchen Prozesses ist ein modellbasierter Ansatz prädestiniert. Die Bauteilgeometrie zwischen den einzelnen Bearbeitungsschritten kann mit Hilfe des Modells abgeschätzt werden. Dies ermöglicht eine beschleunigte Geometrierfassung durch optische Sensoren, da die Bauteillage in guter Näherung bekannt ist.

Die Modellierung soll nachfolgend in drei Schritten durchgeführt werden. Diese sind die Formulierung der Annahmen, die mathematische Lösung und die experimentelle Verifizierung.

7.1 Voraussetzungen und Vereinfachungen

Der Ansatz für das analytische Modell geht von folgenden, vereinfachenden Randbedingungen aus:

- Alle Werkstoffkennwerte mit Ausnahme der Fließspannung k_f und des Elastizitätsmoduls E werden als temperaturunabhängig betrachtet. Für die Berechnungen werden die Werkstoffdaten bei 300 °C (Stahl) bzw. 130 °C (Aluminium) verwendet. Diese Temperaturen entsprechen mittleren Temperaturen in der Umformzone während des Durchlaufens des Temperaturzyklus.

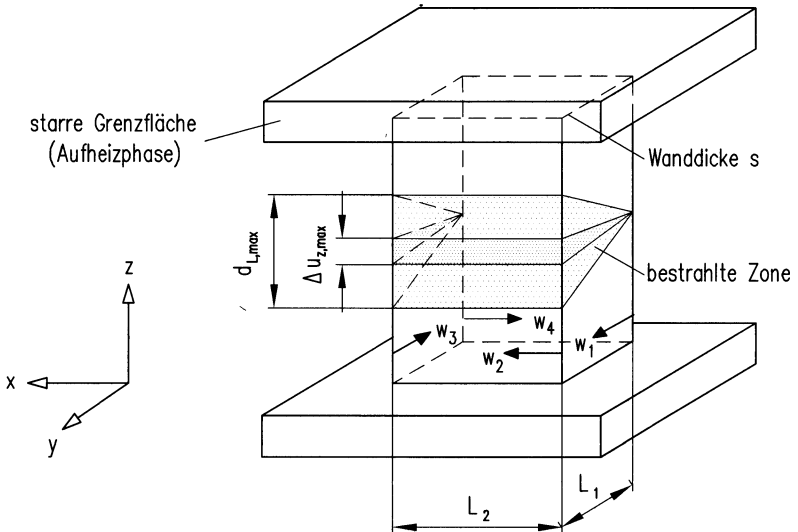


Bild 53: Geometriemodell für die analytische Berechnung des Biege­winkels α_B

- Für die bestrahlten Flächen wird in der Aufheizphase ein elastisch-plastisches Werkstoffmodell angenommen, für das Abkühlen ein rein elastisches. Weiterhin wird vorausgesetzt, daß sich der Werkstoff außerhalb der bestrahlten Zone starr verhält.
- Für den Laserstrahl wird eine homogene Intensitätsverteilung angenommen. Hinsichtlich der Strahl-Stoff-Wechselwirkung wird mit einem konstanten Einkoppelgrad A gerechnet.
- In Wandickenrichtung soll in der Aufheizphase eine eindimensionale, unendlich große Wärmeleitung vorliegen, d.h. Temperatur und Umformgrad sind über die Wanddicke konstant. Die erwärmte Zone entspricht dem mit dem Laserstrahl überstrichenen Werkstückvolumen. Wärmeleitungsverluste von der bestrahlten Zone in das umliegende Material werden ebenso wie Konvektionsverluste an die Umgebung nicht berücksichtigt. Die absorbierte Leistung wird somit vollständig in eine Temperaturerhöhung des bestrahlten Volumens umgesetzt.
- Um zeitliche Effekte vernachlässigen zu können (Aufheiz- und Abkühlperioden verschiedener Werkstückelemente verlaufen zeitversetzt), wird angenommen, daß alle Profilstellen gleichzeitig bestrahlt werden können, wenn man das Profil an den

Enden als fest eingespannt betrachtet, Bild 53. Ansonsten würde sich bei gleichzeitiger Bestrahlung aller Flächen lediglich eine vollelastische Gegenbiegung während der Aufwärmphase einstellen, d.h. es würde zwar eine thermische Expansion des Werkstoffs stattfinden, da aber nur noch eine geringe Ausdehnungsbehinderung vorhanden wäre, würden sich keine nennenswerten Umformungen ergeben.

- In der Abkühlphase werden die Annahmen zur Wärmeleitung, -strahlung und Konvektion aufgegeben, da ansonsten keine Abkühlung stattfinden könnte. Ebenso werden die starren Flächen zur Ausdehnungsbehinderung entfernt. Das Widerstandsmoment nicht bestrahlter Flächen, in denen die neutrale Faser liegt, wird zudem vernachlässigt.
- Die plastische Rückdehnung in der Abkühlphase wird als werkstoffinvariant und somit nur als geometrieabhängig behandelt.
- Prinzipiell kann das Modell auf beliebige Profilquerschnitte angewandt werden. Dabei wird jedoch vorausgesetzt, daß durch die Bestrahlung eine ideale, geometrische Form einer keilförmig plastifizierten Zone in das Profil eingebracht wird.

7.2 Mathematische Formulierung

Der Biegewinkel α_B berechnet sich aus der maximalen Verkürzung $\Delta u_{z,\max}$ und dem maximalen Abstand der beiden Randfasern L_{RF} des Profils (Bild 54):

$$\tan\left(\frac{\alpha_B}{2}\right) = \frac{\Delta u_{z,\max}}{2 L_{RF}} \quad (23)$$

Im Falle einer geraden Biegung eines quadratischen Profils um eine Hauptachse ist L_{RF} identisch mit der Kantenlänge $L = L_1 = L_2$ (Bild 53), bei einer schiefen Biegung unter $\beta = 45^\circ$ zum Hauptachsensystem ist $L_{RF} = 1,41 L$. Da hier nur sehr kleine Biegewinkel betrachtet werden, gilt:

$$\tan\left(\frac{\alpha_B}{2}\right) = \frac{\alpha_B}{2} \quad (24)$$

Gleichung 23 kann daher wie folgt geschrieben werden:

$$\alpha_B = \frac{\Delta u_{z,\max}}{L_{RF}} \quad (25)$$

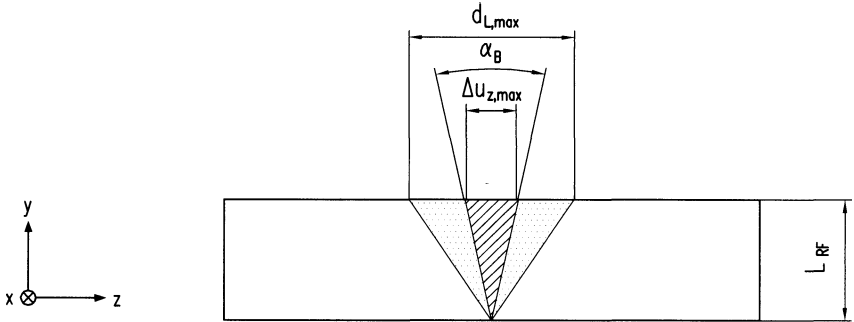


Bild 54: Geometrische Ableitung des Biegewinkels α_B

Die erzielte Stauchung $\varepsilon_{z,pl}$ läßt sich aus der Gesamtdehnung ε_z und dem elastischen Anteil $\varepsilon_{z,el}$ berechnen. Die Gesamtdehnung wiederum ergibt sich aus der mittleren Temperaturerhöhung ΔT der bestrahlten Zone und dem Wärmeausdehnungskoeffizienten α_{th} . Der elastische Anteil läßt sich mit dem Hooke'schen Gesetz berechnen. Da Fließspannung k_f und Elastizitätsmodul E stark temperaturabhängig sind, muß hier mit den entsprechenden Werten bei der Temperatur $T_1 = T_0 + \Delta T$ gerechnet werden (T_0 : Ausgangstemperatur; ΔT : Temperaturerhöhung in der bestrahlten Zone). Die Verkürzung $\Delta u_{z,max}$ ist das Produkt der maximalen lateralen Ausdehnung der Umformzone, die gemäß Definition dem maximalen Strahldurchmesser $d_{L,max}$ ($= 2 r_{L,max}$) entspricht, und der plastischen Dehnung $\varepsilon_{z,pl}$:

$$\Delta u_{z,max} = \varepsilon_{z,pl} d_{L,max} = (\varepsilon_z - \varepsilon_{z,el}) d_{L,max} = \left(\alpha_{th} \Delta T - \frac{k_f(T_1)}{E(T_1)} \right) d_{L,max} \quad (26)$$

Die Temperaturerhöhung ΔT erhält man aus einem Energieansatz. Die absorbierte Laserleistung $P_L \cdot A$ (A : Absorptionsgrad) im Bestrahlungszeitraum t_0 bis t_1 führt in Abhängigkeit des bestrahlten Volumens V und der Wärmekapazität c_p zur Temperaturerhöhung ΔT :

$$W_L = \int_{t_0}^{t_1} P_L(t) A dt = c_p m \Delta T = c_p \varrho V \Delta T \quad (27)$$

W_L ist hierbei die Summe der an allen bestrahlten Flächen absorbierten Energie, m die Masse des bestrahlten Volumens V und ϱ die spezifische Dichte des Werkstoffs. Führt man die Integration in Gl. (27) über den Weg der einzelnen Profilseiten mit den Koordinaten w_i bis w_n (n = Anzahl der Profilseiten, L_i = Länge der jeweiligen Profilseite, Bild 53) und nicht über die Zeit t aus, und löst man die Gleichung nach ΔT auf, so erhält man folgende Beziehung für die Berechnung der Temperaturerhöhung:

$$\Delta T = \frac{A \sum_{i=1}^{i=n} \int_{w_i=0}^{w_i=L_i} P_L(w_i) dw_i}{v_L c_p \varrho V} \quad (28)$$

Setzt man die Gln. (26), (27) und (28) in (25) ein, so ergibt sich eine explizite Darstellung für den Biegewinkel α_B im Bogenmaß (Gl. (29)).

Für den Fall, daß die nach Gl. (26) ermittelte Verkürzung $\Delta u_{z,\max}$ größer ist als die nach Gl. (10) berechnete, tritt plastische Rückdehnung ein. Man erhält dann den Biegewinkel α_B nicht mit Gl. (29), sondern nach Gl. (30) als Funktion des Profilquerschnittsfläche A_Q .

Darüber hinaus besitzt Gl. (29) nur Gültigkeit, solange die Gesamtdehnung ε_z größer oder gleich dem elastischen Anteil $\varepsilon_{z,el}$ ist. Ansonsten würden plastische Formänderungen in Form von negativen Biegewinkeln berechnet werden, obwohl die induzierten Spannungen die Warmfließgrenze $k_f(T_1)$ nicht erreicht haben (Gl. (31)).

$$\alpha_B = \frac{d_{L,\max}}{L_{RF}} \left(\frac{\alpha_{th} A \sum_{i=1}^{i=n} \int_{w_i=0}^{w_i=L_i} P_L(w_i) dw_i}{v c_p \varrho V} - \frac{k_f(T_1)}{E(T_1)} \right) \quad \text{für } \varepsilon_{z,el} \leq \varepsilon_z \leq \frac{\Delta u_{z,\max}}{d_{L,\max}} \quad (29)$$

$$\alpha_B = \frac{0,000246}{L_{RF}} \frac{A_Q^{1,226}}{E} \quad \text{für } \varepsilon_z > \frac{\Delta u_{z,\max}}{d_{L,\max}} \quad (30)$$

$$\alpha_B = 0 \quad \text{für } \varepsilon_z < \varepsilon_{z,el} \quad (31)$$

7.3 Experimentelle Verifizierung

In Bild 56 ist ein Vergleich der mit dem analytischen Modell berechneten und experimentell ermittelten Biegewinkel α_B dargestellt. Es wurden sowohl die Prozeßparameter Laserstrahlleistung P_L , Vorschubgeschwindigkeit v_L und Strahlradius r_L als auch die geometrischen Abmessungen des Profilquerschnitts variiert. Gemessen an den weitreichenden Vereinfachungen zeigt sich eine gute Übereinstimmung. Für den **Stahlwerkstoff S235JR** ergibt sich

eine Korrelation von $R = 71 \%$, die Regressionsanalyse liefert eine Abhängigkeit gemäß:

$$\alpha_{B,EXP} = 0,91 \alpha_{B,MOD} + 0,012^\circ \quad (32)$$

Die Modellannahmen werden somit weitgehend bestätigt. Die größten Abweichungen liegen für Stahl beim Auftreten von plastischer Rückdehnung und bei der Wahl großer Strahlradien r_L vor. Tritt plastische Rückdehnung auf, so werden zu große Biegewinkel berechnet, bei großen Strahlradien ($r_L > 4 \text{ mm}$) liefert das Modell aufgrund des nicht berücksichtigten Eigenspannungseinflusses zu kleine Winkel.

Für den **Aluminiumwerkstoff AW-6060** ergibt sich eine vergleichbare Korrelation von $R = 75 \%$, jedoch zeigt die Regressionsanalyse, daß die berechneten Biegewinkel durchschnittlich um den Faktor 2 zu groß sind:

$$\alpha_{B,EXP} = 0,49 \alpha_{B,MOD} + 0,014^\circ \quad (33)$$

Diese Diskrepanz ist auf die in Abschnitt 7.3.1 formulierte Vernachlässigung der lateralen Wärmeleitung zurückzuführen. Die höhere Wärmeleitfähigkeit der Aluminiumlegierung führt im Vergleich zu Stahl zu einer deutlich größeren, lokal erwärmten Zone und somit zu einem höheren Anteil der reversiblen Dehnung $\epsilon_{z,e1}$ an der Gesamtdehnung ϵ_z .

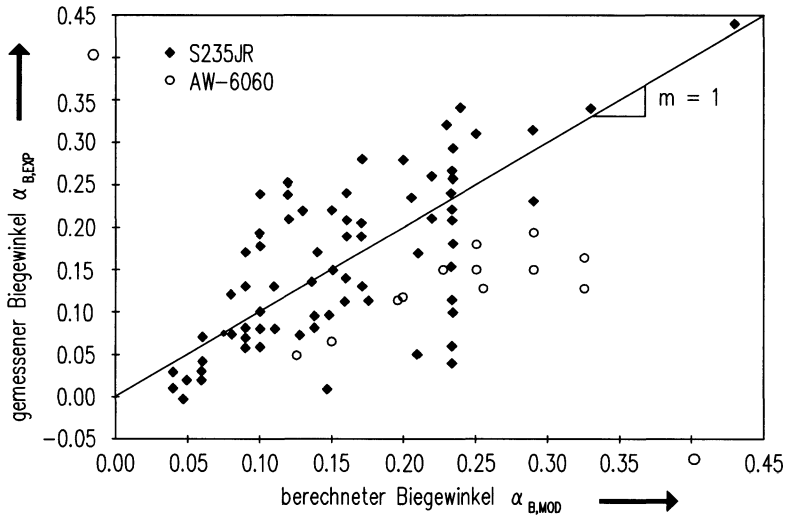


Bild 55: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Biegewinkeln α_B

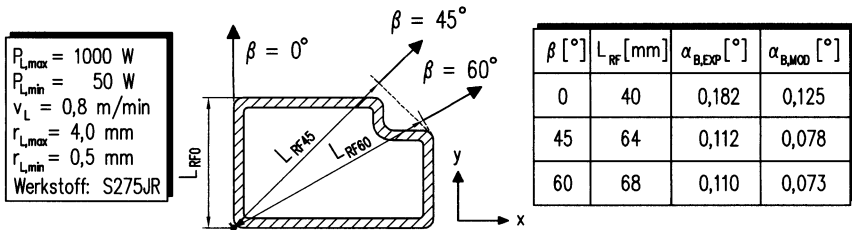


Bild 56: Modellverifikation an einem asymmetrischen Profilquerschnitt

Die Anwendung des Modells ist nicht nur auf rechteckige Profilquerschnitte beschränkt. Prinzipiell kann die Abschätzung des Biegewinkels für beliebige Querschnittsformen und Biegerichtungen vorgenommen werden. Einen Vergleich gemessener und berechneter Biegewinkel für die drei Biegerichtungen $\beta = 0, 45$ und 60° bei der Bearbeitung eines asymmetrischen Querschnitts zeigt Bild 56. Die zu den Biegerichtungen zugehörigen Randfaserabstände betragen $L_{RF} = 40, 64$ und 68 mm. Qualitativ zeigt sich auch hier eine sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse. Dies bestätigt noch einmal, daß der Biegewinkel im wesentlichen von der rein geometrischen Verkürzung $\Delta u_{z,max}$ und vom maximalen Randfaserabstand L_{RF} abhängig ist.

8 Resultierende Bauteileigenschaften

Das Laserstrahlumformen ist ein Warmumformvorgang, bei dem der Werkstoff kurzzeitig erhitzt und infolge innerer Spannungen plastifiziert wird. Es ergeben sich somit Gefügeveränderungen, die Auswirkungen auf das Bauteilverhalten haben können. Da funktionelle Prototypen grundsätzlich mit dem Serienteil identische Eigenschaften aufweisen müssen, ist eine Untersuchung der Werkstoffeigenschaften laserstrahlumgeformter Prototypen notwendig [132]. Hierbei kann nur bedingt auf die bereits zahlreich vorliegenden Untersuchungen zum Flammrichten zurückgegriffen werden, da sich dieses verwandte Verfahren bezüglich der Temperaturhaltezeiten erheblich vom Laserstrahlumformen unterscheidet [33,34]. Liegen die Haltezeiten der Maximaltemperatur beim Flammrichten im Bereich von einigen Sekunden bis mehreren Minuten, so befindet sich das Laserstrahlumformen im Vergleich hierzu im Kurzzeitbereich von wenigen Zehntelsekunden. Die für das Flammrichten empfohlenen Maximaltemperaturen können somit bei der Laserstrahlbearbeitung in gewissem Maße überschritten werden, ohne daß negative Auswirkungen auf das Gefüge befürchtet werden müßten. Bei der Wahl der Bearbeitungsparameter sollte darauf geachtet werden, daß keine anormale Absorption über Plasmaeinkopplung auftritt, da dies zum Aufschmelzen der Oberfläche führen würde. Im folgenden sollen die Auswirkungen der Laserstrahlbearbeitung bei den typischen Profilwerkstoffen S235JR und AW-6060 diskutiert werden.

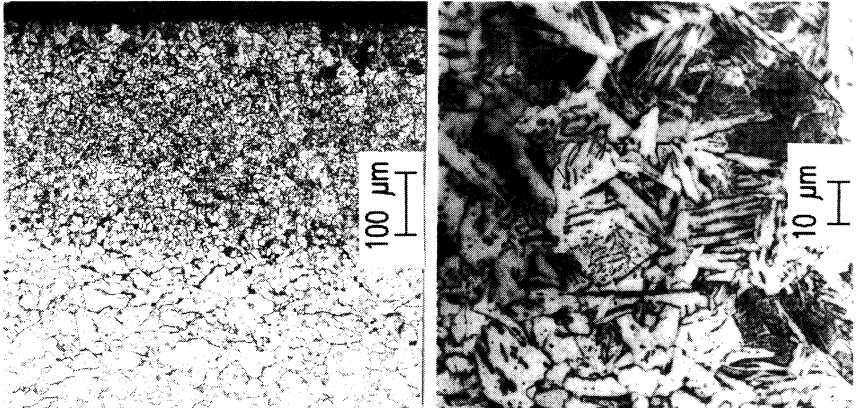
8.1 Gefügebeeinflussung

8.1.1 Baustahl S235JR

Bei S235JR können abgesehen von einer geringen Kornvergrößerung keine Gefügeveränderungen auftreten, solange die A_{c3} -Temperatur von ca. 860 °C nicht überschritten wird. Da die Grenztemperatur T_G für den Stauchmechanismus bei ca. 400 °C liegt, existiert somit ein Bereich, in dem gewährleistet ist, daß bleibende Formänderungen ohne nennenswerte Gefügebeeinflussungen erzeugt werden können. Der erzielbare Umformgrad steigt jedoch mit Zunahme der Temperatur, so daß Bearbeitungen bei darüberhinausgehenden Temperaturen durchaus von Interesse sind.

In [41] wurde bei der Bearbeitung mit dem TGM festgestellt, daß bei Temperaturen deutlich über 1000 °C die Bildung eines Überhitzungsgefüges möglich ist. Dieses zeichnet sich durch ein grobes Korn aus, bei dem nadelige, plattenförmige Ausscheidungen aus Ferrit und

lamellarem Zementit in das Korn hinein verlaufen [133]. Das Überhitzungsgefüge entsteht bei der γ/α -Umwandlung von großem Austenitkorn oder bei beschleunigter Abkühlung von zu hohen Temperaturen. Die Eigenschaften dieser Struktur sind mit dem beim Schweißen auftretenden Widmannstättenchen Gefüge vergleichbar, sie entsteht jedoch nicht aus der Schmelze, sondern aus festem Grundwerkstoff heraus. Die mit dem Überhitzungsgefüge verbundene homogenere Verteilung des Kohlenstoffs führt zu einer Verfestigung in der Wärmeeinflußzone. Wegen der negativen Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften ist die Ausbildung eines Überhitzungsgefüges unerwünscht.



a) Feinkornzone

b) Überhitzungsgefüge

Bild 57: Gefüge in der Wärmeeinflußzone bei S235JR

Bild 57 zeigt das Gefüge in der Wärmeeinflußzone von 3 mm dickem Baustahl nach 10 Bestrahlungen mit Bearbeitungsparametern für den Stauchmechanismus. Die Temperatur wurde so gewählt, daß gerade kein Aufschmelzen an der Oberfläche auftrat. Es lassen sich drei unterschiedliche Bereiche charakterisieren (Bild 57 a). Man erkennt direkt an der bestrahlten Oberfläche eine ca. 100 µm dicke Schicht mit größerem Korn, in der Überhitzungsgefüge vorliegt. Dies wird in Bild 57 b in einer stärker vergrößerten Darstellung deutlich. Die Temperatur lag in diesem Bereich gemäß der FEM-Simulation zwischen 1400 °C und 1500 °C. Diese Grobkornzone wird von einer ca. 300 µm dicken Feinkornzone umgeben, an der sich das unbeeinflusste Grundgefüge anschließt. Die mittlere Korngröße ist in der Feinkornzone von 40 µm (Grundgefüge) auf ca. 10 µm verringert worden, die Temperatur lag hier zwischen 1100 °C und 1400 °C. Diese Temperaturen hätten im Falle einer konventionellen Wärmebehandlung nicht zu einem Normalisieren, sondern ebenfalls zum Überhitzen geführt. Bedingt durch die veränderte Umwandlungskinetik beim Laserstrahlumformen mit hohen Aufheizgeschwindigkeiten von mehreren tausend °C/s und kurzen

Haltezeiten von ca. 0,01 bis 0,1 s verschieben sich jedoch die Umwandlungspunkte zu höheren Temperaturen.

Das gemeinsame Auftreten von Zonen mit Überhitzungs- und normalem Gefüge konnte bisher beim TGM nicht nachgewiesen werden. Es läßt sich beim Stauchmechanismus durch die um eine Größenordnung längeren Haltezeiten erklären. Hierdurch wird zumindest teilweise die Auflösung der Zementitlamellen beim α/γ -Übergang ermöglicht, die als Keime für das entstehende feinkörnige Gefüge wirken [134, S. 158]. Die Bildung von Überhitzungsgefüge aufgrund zu hoher Abkühlraten wird hierdurch reduziert.

Eine Kornfeinung beeinflusst die Bauteileigenschaften im allgemeinen positiv. Sie führt im vorliegenden Beispiel zu einer Feinkornhärtung und somit zu einer deutlichen Erhöhung der Mikrohärtigkeit von 120 HV_{0,3} auf 180 HV_{0,3} (Bild 58). Die Ausdehnung der verfestigten Zone ist jedoch deutlich größer als der normalisierte Bereich. Man erkennt dies besonders anhand der Darstellung der Aufhärtung in Wandickenrichtung in Bild 58. Verantwortlich ist hierfür die verformungsbedingte Verfestigung durch Erhöhung der Versetzungsdichte. Eine Rekristallisation findet somit nicht statt.

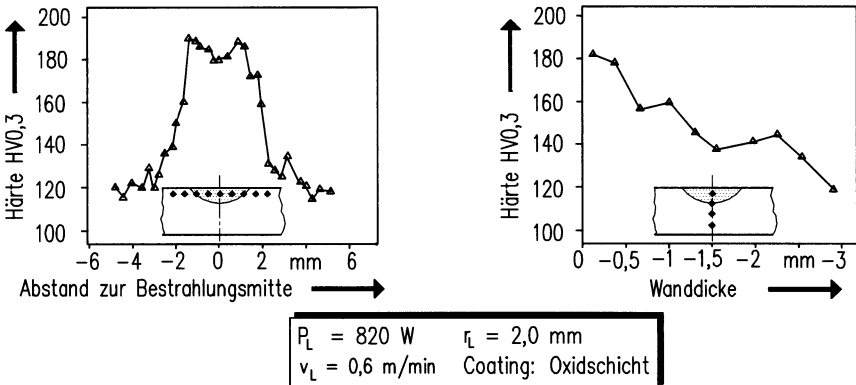


Bild 58: Härteverläufe in der Wärmeeinflußzone bei S235JR

8.1.2 Aluminiumknetlegierung AW-6060

Eine Bearbeitung von AW-6060 im Zustand T6 (homogenisiert, abgeschreckt und warmausgelagert) sollte nicht vorgenommen werden, da es sich gezeigt hat, daß plastische Formänderungen beim Laserstrahlumformen von Profilen mit dem Stauchmechanismus nur dann erzielt werden können, wenn die Umformtemperatur so hoch gewählt wird, daß eine

Entfestigung des Werkstoffs auftritt. Die Entfestigung läßt sich zwar - wie im folgenden gezeigt werden wird - durch eine Warmauslagerung rückgängig machen, hierbei würden aber nicht bestrahlte Bereiche überaltert werden, so daß Zonen unterschiedlicher Festigkeit im Bauteil vorlägen. Das Verfahren sollte daher für den Werkstoffzustand T6 weder zu Umformzwecken noch zu Richtaufgaben eingesetzt werden, wenn es sich um beanspruchungskritische Bauteile handelt. Aus diesem Grund wurde zur Herstellung von Prototypen mit maximaler Werkstofffestigkeit folgende Bearbeitungsstrategie gewählt:

1. Lösungsglügen des Halbzeugs.
2. Laserstrahlumformen des Werkstoffs im Zustand T4 (homogenisiert, abgeschreckt und kaltausgelagert).
3. Warmauslagerung zur Festigkeitssteigerung, um den Zustand T6 zu erreichen.

Mit dieser Vorgehensweise kann sichergestellt werden, daß die mit dem Laserstrahl bearbeitete Zone die gleiche Festigkeit nach der Auslagerung erreicht wie die unbestrahlten Bauteilbereiche. Der Erfolg ist davon abhängig, ob bei der Laserbearbeitung eine Homogenisierung (Auflösung von Mg_2Si -Ausscheidungen) oder eine Überalterung (fortschreitende Ausscheidung) stattfindet. Da diese Vorgänge mit einer Veränderung der Festigkeit einhergehen, kann eine Beurteilung mit Hilfe der resultierenden statischen Festigkeit vorgenommen werden.

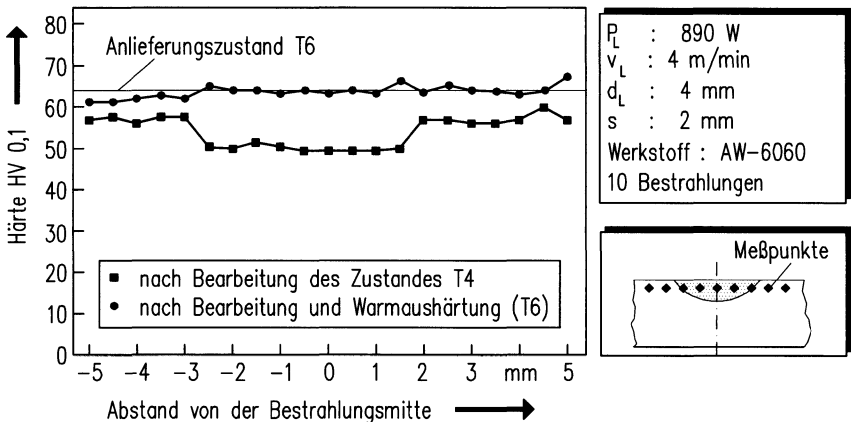


Bild 59: Härteverläufe in der Wärmeeinflußzone bei AW-6060

Bild 59 zeigt die Härteverläufe in der Wärmeeinflußzone parallel zur bestrahlten Oberfläche unmittelbar nach der Laserbearbeitung und nach dem Warmauslagerungsvorgang. Zusätzlich ist als Referenz für die maximal erzielbare Härte die mittlere Festigkeit des im Zustand T6 angelieferten Probenmaterials von 64 HV 0,1 eingezeichnet. In der Literatur werden ver-

gleichbare Werte für diesen Legierungstyp genannt [135]. Direkt nach der Bestrahlung ist ein geringer, charakteristischer Härteabfall in der Wärmeeinflußzone von ca. 7 HV 0,1 zu erkennen. Diese Zone mit einer Breite von etwa 4 mm entspricht ziemlich exakt dem Brennfleckdurchmesser d_L . Der Festigkeitsverlust kann durch die Auflösung von sogenannten Clustern erklärt werden. Cluster treten vor der Bildung der eigentlichen Ausscheidungen auf und stellen eine einphasige Entmischung dar, die bei dieser Legierung während der Kalt-auslagerung stattfindet [134]. Das Gitter der Matrix bleibt bei diesem Vorgang erhalten und ist verspannt. Die Auflösung der Cluster durch die Laserstrahlbearbeitung ist gleichzusetzen mit einem erneuten Lösungsglühen.

Die Festigkeitsreduzierung, die bei der Bearbeitung von AW-6060 im Zustand T6 auftritt, wird ebenfalls durch einen Lösungsglühvorgang hervorgerufen. Die Mg_2Si -Ausscheidungen werden durch die Erwärmung aufgelöst, der Abbau der Gitterverspannungen und somit ein Festigkeitsverlust sind die Folge. Dies konnte auch durch Untersuchungen mit dem Transmissions-Elektronen-Mikroskop nachgewiesen werden [136].

Weiterhin erkennt man in Bild 59, daß nach einer, im Anschluß an die Laserstrahlbearbeitung durchgeführten Warmauslagerung kein Festigkeitsabfall in der Wärmeeinflußzone mehr vorliegt. Die bestrahlte Zone läßt sich optimal aushärten, ein Einfluß der Laserbestrahlung kann nicht mehr festgestellt werden. Der vor der Bearbeitung ermittelte Referenzwert von 64 HV 0,1 wird wieder erreicht.

Bei der qualitativen, lichtmikroskopischen Gefügeanalyse können nur dann Veränderungen festgestellt werden, wenn die bestrahlten Oberflächen durch zu hohe Intensitäten aufgeschmolzen werden. In diesem Fall zeigt sich ein typisches Gußgefüge.

8.2 Eigenspannungen

Typische, numerisch berechnete und experimentell mittels Röntgendiffraktometrie ermittelte Eigenspannungsverteilungen wie sie beim Laserstrahlumformen von Profilen auftreten zeigt Bild 60. Die Daten wurden sowohl an der Biegekante (Meßprofil 1 in Bild 60) als auch an senkrecht dazu stehenden Flächen (Meßprofil 2 in Bild 60) in der Flächenmitte in Längs- und Querrichtung zur jeweiligen Bestrahlungsbahn ermittelt.

Die Längs- und Quereigenspannungen am Wärmekeil (σ_x bzw. σ_z) sind vergleichbar mit der Spannungsverteilung beim Schweißen niedrig legierter Baustähle [74]. Die Zugspannungsmaxima liegen in der Größenordnung der Fließspannung und befinden sich etwas außerhalb

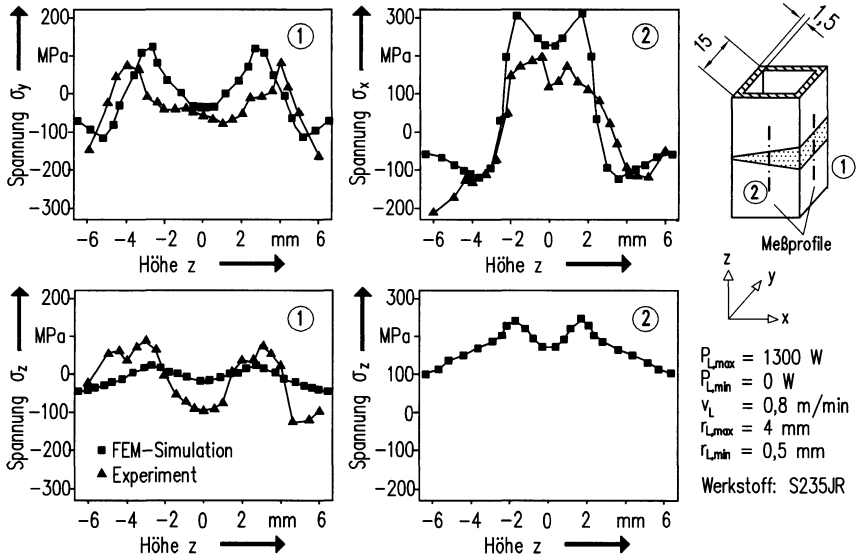


Bild 60: Gemessene und berechnete Eigenspannungsverteilungen an Stahlprofilen

der Bestrahlungsmitte. Das lokale Minimum läßt sich nach [74] durch die Überlagerung von Schrumpf- und Abschreckeigenspannungen erklären. Demgegenüber zeigen die Längsspannungen in der Biegekante (σ_y) eine hiervon erheblich abweichende Verteilung. Das lokale Minimum ist hier erheblich ausgeprägter als am Wärmekeil und geht deutlich in den Druckspannungsbereich über. Würden nur Abschreck- und Schrumpfspannungen wirken, so dürften sich die Spannungsverteilungen an der Biegekante und in den senkrecht dazu stehenden Flächen qualitativ nicht wesentlich unterscheiden. Um diesen Sachverhalt zu klären, muß die gegenseitige Beeinflussung der Spannungszustände in den benachbarten Flächen betrachtet werden. Eine Spannungsüberlagerung der einzelnen Flächen untereinander könnte theoretisch dann vermieden werden, wenn die laserinduzierte Verkürzung der einzelnen Seiten in idealer Weise geometrisch kompatibel zur angestrebten keilförmigen Umformzone wäre. Da diese ideelle Verteilung der plastischen Dehnungen zumeist nur annäherungsweise erreicht wird, ergibt es sich, daß die verschiedenen Seiten relativ zur Idealverteilung zu gering oder zu stark verkürzt werden. In den Flächen, die zu gering gestaucht werden, erfolgt in der Umformzone eine Überlagerung von Druckspannungen und analog hierzu Zugspannungen in zu stark verkürzten Flächen. Aus den Messungen in Bild 60 wird deutlich, daß sowohl in Längs- als auch in Querrichtung am Wärmekeil deutlich höhere Zugeigenspannungen, in großen Bereichen bis an die Fließgrenze (ca. 275 MPa) heranreichend, vorliegen als an der Biegekante. Dies weist darauf hin, daß für die getroffene Parameterwahl am Wärmekeil eine höhere, relative plastische Dehnung erzeugt wurde.

Anhand der vorgestellten Ergebnisse läßt sich ableiten, daß beim Laserstrahlumformen Eigenspannungszustände auftreten, die den Schweißspannungen verwandt sind. Für beanspruchungskritische Bauteile sollten daher die für das Schweißen geltenden Richtlinien bezüglich eigenspannungsreduzierender Maßnahmen herangezogen werden [137,138].

9 Entwicklung eines Technologieprozessors

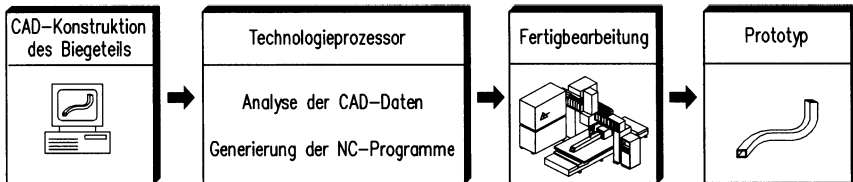


Bild 61: CAD/CAM-Verfahrenskette

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine durchgängige CAD/CAM-Kette für ein weitgehend automatisiertes Rapid Prototyping-Verfahren realisiert. Hiermit ist es möglich, den Prototypen mit Hilfe der vom CAD-Modell zur Verfügung gestellten Daten zu fertigen (Bild 61). Für die softwaretechnische Verknüpfung von CAD-System und Werkzeugmaschine wurde ein Technologieprozessor bereitgestellt. Technologieprozessoren analysieren die Bauteilgeometrie und leiten selbständig die erforderlichen Daten zur Generierung des NC-Programms ab. Dies geschieht unter Berücksichtigung von Werkstoff, Maschinen- und Verfahrensparametern [139,140,141,142]. Ein Technologieprozessor für das Laserstrahlumformen von Profilen hat drei grundlegende Kernfunktionen zu erfüllen:

- Der Technologieprozessor muß gewährleisten, daß die aus den Grundlagenkenntnissen abgeleiteten Bearbeitungsregeln korrekt umgesetzt werden. Dies erfordert eine geeignete, rechnergestützte Archivierung und Repräsentation des grundlegenden Prozeßwissens.
- Der Technologieprozessor muß die Bahnplanung für alle Einzelbestrahlungen automatisiert durchführen. Hierzu wurde ein 3D-Offline-Programmgenerator für ein sich während der Bearbeitung kontinuierlich veränderndes Werkstück realisiert.
- Erzeugung der NC-Programme

Die Struktur und die Grundlagen des Technologieprozessors "Laserstrahlumformen" werden nachfolgend beschrieben.

9.1 Konzept

Zur Erfüllung der genannten Kernfunktionen müssen eine Reihe von Teilaufgaben bearbeitet werden. Der Aufbau des Technologieprozessors ist in Bild 62 dargestellt. Innerhalb der **Geometriedatenverarbeitung** wird zunächst das CAD-Modell analysiert, um die geometrie-relevanten Daten zu extrahieren. Dies sind die Wanddicken der einzelnen Seiten und Stützpunkte für den Profilquerschnitt sowie eine Bahnkurve in Profillängsrichtung, die den Krümmungsverlauf beschreibt. Zur Berücksichtigung der Formänderungen des Werkstücks ist ein Geometriemodell in den Technologieprozessor integriert, das entsprechend dem Ergebnis der CAD-Modellanalyse initialisiert wird und das die durch die Einzelbestrahlungen hervorgerufenen Formänderungen nachvollziehen kann. Mit Hilfe des Geometriemodells ist gewährleistet, daß die Bauteilkontur zu jedem Bearbeitungszeitpunkt bekannt ist.

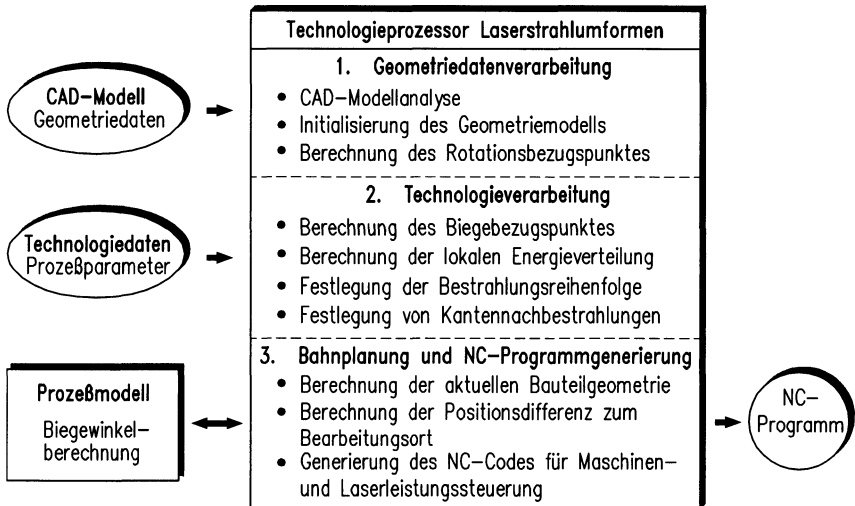


Bild 62: Aufbau des Technologieprozessors

Wie in Abschnitt 4.1.1 dargelegt wurde, erfolgt die Handhabung des Profils mittels einer horizontal angeordneten, zur X-Achse der Werkzeugmaschine parallel ausgerichteten Drehachse (A-Achse). Die Spannvorrichtung an der A-Achse besteht aus zwei rechtwinklig zueinander angeordneten Spannbackenpaaren. Beim Spannen des Profils bilden die Spannbacken ein umschreibendes Rechteck um den Profilquerschnitt. Damit die Werkstückdrehungen bei einer Bewegung der A-Achse nachvollzogen werden können, muß der Rotationsbezugspunkt P_{RBP} bestimmt werden. Der Rotationsbezugspunkt P_{RBP} definiert die Lage des Profilquerschnitts zur Achse der rotatorischen Handhabungseinheit (vgl. Abschnitt 9.2.1).

Nachdem die Bauteilgeometrie analysiert wurde, kann im **Technologieverarbeitungsteil** für jede Biegezone (vgl. Bild 63) der Biegebezugspunkt des Querschnitts berechnet werden. Der Biegebezugspunkt P_{BBP} charakterisiert die Lage der neutralen Faser, um ihn erfolgt die Biegung des Profils bei einer Einzelbestrahlung. Weiterhin wird die lokale Energieverteilung über den Querschnittsumfang aus den Eckdaten für Laserleistung ($P_{L,\text{max}}, P_{L,\text{min}}$) und Strahlradius ($r_{L,\text{max}}, r_{L,\text{min}}$) berechnet. Die Bearbeitungsparameter ($P_{L,\text{max}}, P_{L,\text{min}}, r_{L,\text{max}}, r_{L,\text{min}}, v_L$) können der Technologiedatenbank in Abhängigkeit des Werkstoffs und der Wanddicke entnommen werden. Darüber hinaus wird festgelegt, welche Bestrahlungsreihenfolge zu wählen ist und welche Kanten nachbestrahlt werden müssen. (vgl. Abschnitt 9.2.2).

Der Technologieprozessor ist für eine 5-Achs-Portalanlage mit einer zusätzlichen rotatorischen Achse für die Werkstückhandhabung ausgelegt. Die Bearbeitung erfolgt in der Weise, daß die jeweilige zu bestrahlende Seite des anfangs horizontal ausgerichteten Profils nach oben zum Bearbeitungskopf hin gedreht wird. Ein zeitintensives Umfahren des Profils wird somit vermieden. Im **Bahnplanungs- und NC-Programmgenerierungsteil** wird zunächst für alle Einzelbestrahlungen die aktuell vorliegende Bauteilgeometrie mit Hilfe des Geometriemodells berechnet. Der pro Einzelbestrahlung zu erwartende Biegewinkel α_B wird mit dem analytischen Prozeßmodell abgeschätzt. Gleichzeitig werden für alle Einzelbestrahlungen die Anstellwinkel für die Schwenk- und Drehachse bestimmt, so daß der Bearbeitungskopf immer zur Flächennormalen des Werkstücks ausgerichtet ist. Desweiteren werden die Verfahrbewegungen für die Bestrahlung, die Drehung des Profils in der Handhabungseinrichtung und für die Positionierung am Anfahrpunkt für die Bearbeitung der nächsten Fläche berechnet. Für sämtliche Achsbewegungen sowie Laserleistungsänderungen wird der entsprechende NC-Code generiert und in Dateien abgespeichert (vgl. Abschnitt 9.2.3). Die Ausführung der NC-Programme erfolgt im DNC-Betrieb (**D**irect **N**umerical **C**ontrol).

9.2 Realisierung der Teilfunktionen

9.2.1 Geometriedatenverarbeitung

Zur Bestimmung der geometrierelevanten Daten aus dem CAD-Modell wurde das VDAFS-Format als Datenschnittstelle gewählt. Die wichtigsten von der VDAFS-Norm benutzten Features sind begrenzte Flächen (FACE), die durch eine Fläche (SURF) und eine oder mehrere Begrenzungskurven (CURV) dargestellt werden. Zur Beschreibung von Flächen und Kurven wird eine parametrisierte Form verwendet [143]. Eine parametrisierte Fläche $S \subset \mathcal{R}^3$ wird durch eine Funktion $f : \mathcal{R}^2 \Rightarrow \mathcal{R}^3$ beschrieben, so daß gilt:

$$S = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} \in \mathbb{R}^3, \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = f(u,v) \text{ für } [u,v] \in [a,b] \times [c,d]; \quad a,b,c,d \in \mathbb{R} \quad (33)$$

Zur Modellierung von Flächen werden für $f(u,v)$ polynomiale Terme eingesetzt. Komplexe Oberflächen werden als segmentierte, zusammengesetzte Flächen dargestellt. Für jede Fläche werden neben der Anzahl der Flächensegmente die Polynomordnung und die jeweiligen Polynomkoeffizienten abgespeichert.

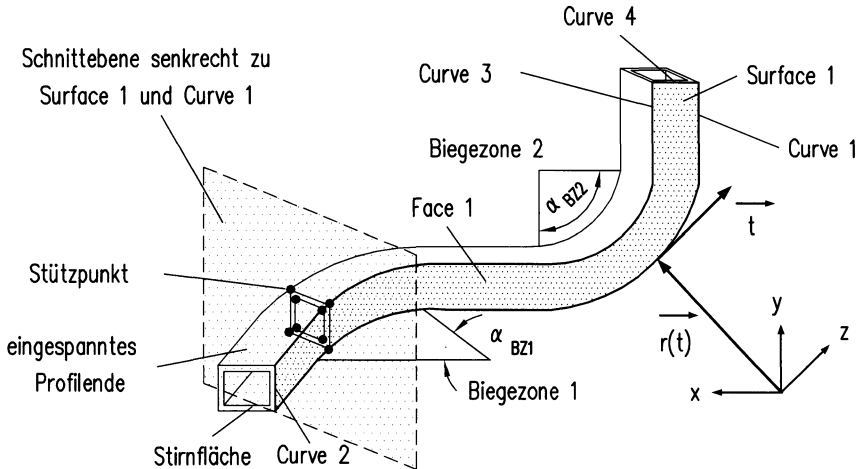


Bild 63: Extraktion der geometrierlevanten Daten aus dem CAD-Modell

Zur Extrahierung des Profilquerschnitts wird zunächst im VDAFS-File nach einer begrenzten Fläche gesucht, die keine Stirnfläche des Profils beschreibt. Hierzu berechnet man Schnittebenen, die orthogonal auf der gefundenen Fläche und jeweils einer der Begrenzungskurven stehen (Bild 63). Danach werden die Durchstoßpunkte sämtlicher im VDAFS-File enthaltenen Kurven durch die Schnittebene ermittelt. Liegt die gefundene Fläche in der Profilmantelfläche, so sind die Durchstoßpunkte identisch mit den gesuchten Stützpunkten für den Profilquerschnitt, aus denen anschließend die Wanddicken ermittelt werden können. Liegt die Fläche jedoch in der Stirnfläche des Profils oder wurde die Schnittebene orthogonal zu einer Mantelfläche und einer Kurve gebildet, die an eine Stirnfläche angrenzt, so erkennt man anhand der großen Distanzen zwischen den Durchstoßpunkten, daß es sich nicht um den Querschnitt handeln kann, da bei Profilen die Querschnittsabmessungen in der Regel deutlich kleiner sind als die Profillänge. Da die Bahnplanung des Technologieprozessors so ausgelegt ist, daß ausschließlich geradlinige Bestrahlungen ausgeführt werden, müssen gekrümmte Profilsteiten durch Polygonzüge angenähert werden. Kleine Radien an den Profilkanten

können vernachlässigt und die Übergänge als scharfkantig betrachtet werden.

Der Biegekonturverlauf des Bauteils ist identisch mit den Kurven, die für die Berechnung der Durchstoßpunkte herangezogen wurden (Bild 63). Welche der zahlreichen, in Frage kommenden Kurven man zur Krümmungsberechnung benutzt, ist unerheblich, da diese alle parallel zueinander verlaufen; eine Profiltorsion kann mittels Laserstrahlumformen nicht erzeugt werden, sie darf daher auch bei der CAD-Konstruktion nicht vorgesehen werden.

Die lokalen Krümmungen einer parametrisierten Raumkurve $\mathbf{r}(t) = [x(t) \ y(t) \ z(t)]^T$ (z.B. Curve 1 in Bild 63) ermittelt man nach [113] gemäß Gl. (35):

$$\rho = \sqrt{\frac{\dot{r}^2 \ddot{r}^2 - (\dot{r} \ddot{r})^2}{(\dot{r}^2)^3}} \quad (35)$$

Die benötigten Ableitungen entsprechen hierbei:

$$\dot{r}(t) = \frac{\partial \bar{r}}{\partial t} \quad \ddot{r}(t) = \frac{\partial^2 \bar{r}}{\partial t^2} \quad (36)$$

Neben der Profilkrümmung kann auch die lokale Biegerichtung mit Hilfe der Raumkurve $\mathbf{r}(t)$ berechnet werden. Hierzu ist es zunächst erforderlich, den Tangentenvektor \mathbf{t} für jeden Punkt der Raumkurve zu bestimmen (Bild 63). \mathbf{t} läßt sich folgendermaßen berechnen [113]:

$$\vec{t} = \dot{r}(t) = \frac{\partial \bar{r}}{\partial t} \quad (37)$$

Als Bezugsebene für die Biegerichtungsbestimmung wird die xy-Ebene verwendet (Bild 63). Die lokale Biegerichtung kann dann - ausgehend von der Einspannstelle - in Richtung des freien Profilendes ermittelt werden. Die Bereiche, in denen sich der Biegerichtungsvektor \mathbf{N} nur geringfügig ändert, werden vorläufig als Biegezonon zusammengefaßt. Zur Bestimmung des Biegerichtungsvektors \mathbf{N} für die erste Biegezone muß lediglich der Tangentenvektor \mathbf{t} in die xy-Bezugsebene projiziert werden. Für alle weiteren Biegezonon müssen die Tangentenvektoren \mathbf{t} erst um die Biegewinkel α_{Bz} aller vorangehenden Biegezonon zurückgedreht und anschließend in die Bezugsebene projiziert werden.

Der Biegekonturverlauf wird im weiteren durch eine Aneinanderreihung von möglichst großen Abschnitten mit konstanten Krümmungen und Biegerichtungen angenähert. Die bei der Biegerichtungsermittlung vorgenommene Einteilung der Biegezonon muß hierbei eventuell noch einmal modifiziert werden. Der durch diese Approximierung hervorgerufene maximale Fehler darf die Bauteiltoleranzen nicht überschreiten.

Nach Abschluß der CAD-Datenanalyse kann der Benutzer die ermittelten Stützpunkte korrigieren, es können aber auch Punkte gelöscht oder hinzugefügt werden. Außerdem muß die Lage des Profilquerschnitts in der Spannvorrichtung definiert werden. Hierzu muß eine Profilseite, die an einer der Spannbacken plan anliegen soll, mittels der sie begrenzenden Stützpunkte gekennzeichnet werden.

Im nächsten Schritt kann die Initialisierung des technologieprozessorinternen Geometriemodells erfolgen. Das Modell des noch unbearbeiteten Werkstücks wird im Bereich der Biegezo-
nen in Einzelsegmente E diskretisiert (Bild 64). Die Anzahl der Segmente je Biegezone wird durch den Gesamtbiegewinkel der Biegezone α_{BZ} und den Biegewinkel einer Einzelbestrahlung α_b festgelegt. Jede Schnittstelle zwischen zwei Segmenten wird genau einmal zur Modellierung einer Einzelbestrahlung herangezogen. Das zugehörige Datenmodell ist hierarchisch aufgebaut. Die Querschnittssegmente werden durch die einzelnen Flächen und diese wiederum durch ihre Eckpunkte und durch die Flächennormale in kartesischen 3D-Koordinaten beschrieben. Die Segmente können ineinander verdreht werden und so jeweils die Umformung einer Einzelbestrahlung nachbilden. Zur Berechnung der geometrischen Distanzen wird die bekannte Lage der ungelängten Faser ausgenutzt, die sich jeweils am Außenradius r_a befindet. Über die Berechnung der Bogenlänge kann somit auf einfache Weise die Ausgangslänge des Halbzeugs ermittelt werden.

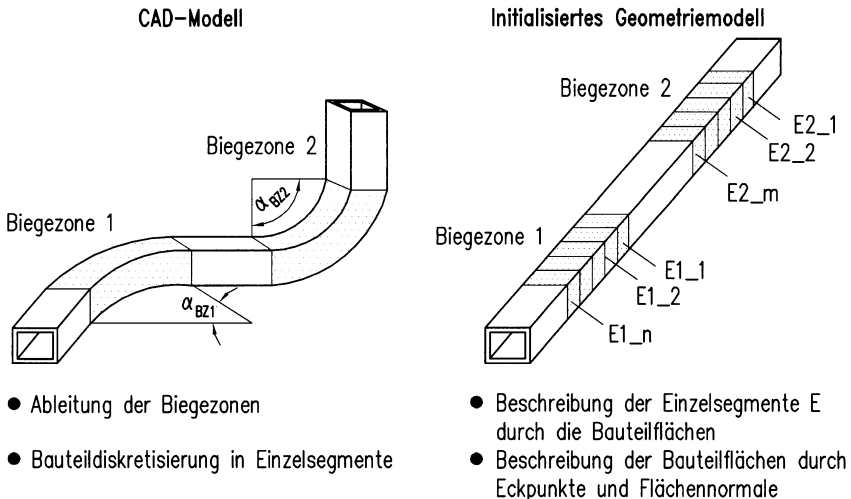
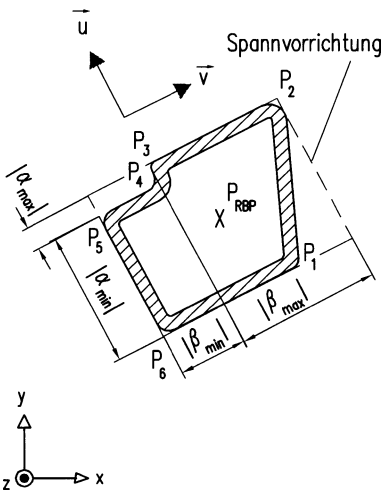


Bild 64: Initialisierung des Geometriemodells

Für die Berechnung des Rotationsbezugspunktes P_{RBP} ist es erforderlich, den Mittelpunkt des von den Spannbacken aufgespannten, umhüllenden Rechtecks zu ermitteln. Ein derartiger

Punkt kann bei Profilen, die ausschließlich geradflächige Seiten besitzen, mit Hilfe der Stützpunkte ermittelt werden. Dabei wird wie folgt vorgegangen: es wird ein querschnittsbezogenes Koordinatensystem gebildet, dessen erster Basisvektor \vec{u} in der Seite liegt, die zur Ausrichtung des Querschnitts in der Spannvorrichtung ausgewählt wurde. Beispielhaft wurde hierfür in Bild 65 die von den Punkten P_5 und P_6 begrenzte Seite selektiert. \vec{u} ergibt sich aus der Differenz der Richtungsvektoren dieser beiden Punkte (Gl. (38)). Der zweite Basisvektor \vec{v} berechnet sich aus dem Vektorprodukt von \vec{u} mit dem Basisvektor des globalen Koordinatensystems \vec{e}_z (Gl. (39)). Man kann nun im uv -Koordinatensystem eine Projektionsgleichung aufstellen, mit der alle Stützpunkte des Profilquerschnitts P_i dargestellt werden können (Gl. (40)). Als Bezugspunkt für die Projektionsgleichung wurde hier der Punkt P_6 gewählt. Setzt man die Koordinaten für jeden der Stützpunkte P_i in die Projektionsgleichung ein und löst das Gleichungssystem, so erhält man die zugehörigen reellen Koeffizienten α_i und β_i . Aus einfachen geometrischen Überlegungen heraus und mit Hilfe der jeweiligen Extremalwerte für α_i und β_i ergibt sich Gl. (41) zur Berechnung der Koordinaten für den Rotationsbezugspunkt P_{RZB} im xy -Koordinatensystem.



Berechnung des Basisvektors \vec{u} :

$$\vec{u} = \vec{P}_5 - \vec{P}_6 \quad (38)$$

Berechnung des Basisvektors \vec{v} :

$$\vec{v} = \vec{u} \times \vec{e}_z \quad (39)$$

Projektionsgleichung für die Stützpunkte P_i :

$$\vec{P}_i = \vec{P}_6 + \alpha \vec{u} + \beta \vec{v}; \quad \alpha, \beta \in \mathbb{R}; \quad (40)$$

Rotationsbezugspunkt \vec{P}_{RBP} :

$$\vec{P}_{RBP} = \vec{P}_6 + \frac{|\alpha_{max}| + |\alpha_{min}| - 2 \alpha_{min}}{2} \vec{u} + \frac{|\beta_{max}| + |\beta_{min}| - 2 \beta_{min}}{2} \vec{v} \quad (41)$$

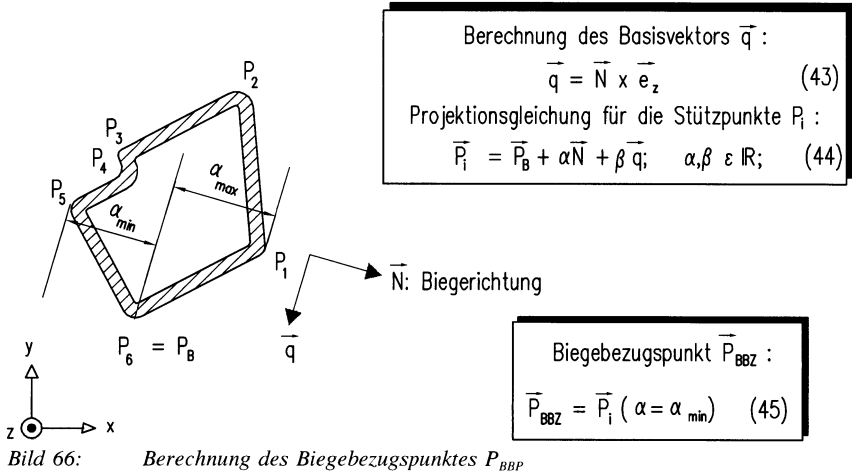
mit: $\alpha_{max} := \max(\alpha_i); \quad \beta_{max} := \max(\beta_i);$
 $\alpha_{min} := \min(\alpha_i); \quad \beta_{min} := \min(\beta_i); \quad (42)$

Bild 65: Berechnung des Rotationsbezugspunktes P_{RBP}

9.2.2 Technologieverarbeitung

Ein wichtiger Teilaspekt innerhalb der Technologieverarbeitung ist die Berechnung des Biegebezugspunktes P_{BBP} , der die Lage der neutralen Faser kennzeichnet. Dieser ist neben der

Querschnittsgeometrie von der Biegerichtung β abhängig. Bei der Berechnung wird in vergleichbarer Weise vorgegangen wie bei der Ermittlung des Rotationsbezugspunktes (Bild 66). Es wird ein Koordinatensystem definiert, dessen erster Basisvektor mit dem Biegerichtungsvektor \vec{N} identisch ist. Der zweite Basisvektor \vec{q} wird wiederum durch das Vektorprodukt zwischen dem ersten Basisvektor \vec{N} mit dem Vektor \vec{e}_z ermittelt (Gl. (43)). Durch das Lösen der Projektionsgleichung (44) für alle Stützpunkte P_i werden sämtliche Koeffizienten α_i und β_i berechnet. Als Bezugspunkt für diese Gleichung kann ein beliebiger Stützpunkt P_B ausgewählt werden. Der Biegebezugspunkt P_{BBP} ist derjenige Stützpunkt P_i , für den der kleinste Koeffizient $\alpha = \alpha_{\min}$ ermittelt wird (Gl. (45)). Für das in Bild 66 skizzierte Beispiel ergibt sich der Stützpunkt P_3 als der Biegebezugspunkt.



Ist der Biegebezugspunkt bekannt, kann mit der Berechnung der lokalen Energieverteilung begonnen werden. Die Prozessparameter Laserleistung P_L und Strahlradius r_L werden gemäß dem in Bild 21 vorgestellten Schema für die Stützpunkte P_i berechnet, zwischen den Stützpunkten werden die Parameter linear interpoliert. Zur Bestimmung der Bearbeitungsparameter an den Stützpunkten geht man wieder den Weg über eine Projektionsgleichung für die Stützpunkte im Nq-Koordinatensystem (Bild 67), wählt diesmal jedoch den Biegebezugspunkt als Bezugspunkt für die Projektionsgleichung (Gl. (46)). Durch das Lösen des Gleichungssystems für jeden Stützpunkt P_i werden die zugehörigen Koeffizienten ermittelt. Setzt man die jeweiligen Koeffizienten α_i in die Gln. (47) und (48) ein, so erhält man die lokalen Leistungs- bzw. Strahlradiusparameter.

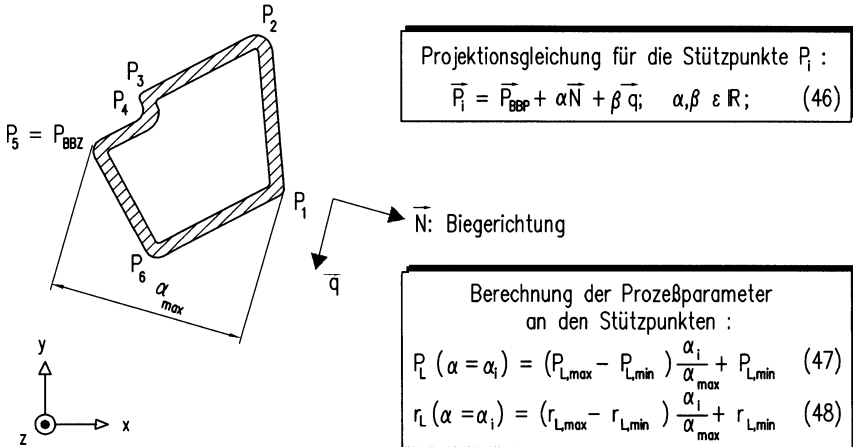


Bild 67: Berechnung der lokalen Energieverteilung

Die Eckdaten für die Laserleistung ($P_{L,max}$, $P_{L,min}$) und den Strahlradius ($r_{L,max}$, $r_{L,min}$) sowie der Vorschubgeschwindigkeit v_L werden einer Technologietabelle entnommen. Die Daten sind in einer lesbaren Datei (ASCII-Format) abgelegt. Die Tabelle enthält die optimierten Bearbeitungsparameter für die Werkstoffe S235JR und AW-6060 für unterschiedliche Wanddicken im Bereich zwischen 1,25 und 3 mm. Die Daten gelten bei Verwendung eines Graphitcoatings zur Einkopplungssteigerung. Die Parameter sind in Tabelle 7 zusammengefaßt.

Tabelle 7: In der Technologietabelle gespeicherte Bearbeitungsparameter

Werkstoff	S235JR			AW-6060		
	1,5	2,0	3,0	1,25	2,0	3,0
Wanddicke [mm]	1,5	2,0	3,0	1,25	2,0	3,0
$P_{L,max}$ [W]	700	1000	1150	850	1400	1500
$P_{L,min}$ [W]	100	100	100	200	200	200
v_L [m/min]	1,0	0,8	0,6	3,0	3,0	2,0
$r_{L,max}$ [mm]	3,0	4,0	4,0	2,0	2,0	3,0
$r_{L,min}$ [mm]	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5

Die Bearbeitungsparameter für Wanddicken, die zwischen den abgelegten Parametersätzen liegen, werden mit Hilfe des analytischen Prozeßmodells bestimmt. Das Modell berechnet für den am nächsten gelegenen Parametersatz die voraussichtliche plastische Dehnung $\epsilon_{z,pl}$ und variiert dann für die benötigte Wanddicke die Leistung $P_{L,max}$ solange, bis die Dehnungen sich entsprechen.

Die zu wählende Bestrahlungsreihenfolge wurde im Technologieprozessor festgeschrieben. Es wurde mit Blick auf die Bearbeitungszeiten eine einfache Reihenfolge gewählt, bei der möglichst geringe Zeiten für die Werkstückhandhabung benötigt werden. Die pro Einzelbestrahlung zu bearbeitenden Flächen werden beginnend am Biegebezugspunkt in gleichsinniger Umlaufrichtung bestrahlt. Die in Profillängsrichtung versetzten Einzelbestrahlungen werden abwechselnd in unterschiedlicher Umlaufrichtung durchgeführt, wobei der Versatz Δz in Längsrichtung typischerweise so gering ist, daß es zu einem Überlappen der Einzelbestrahlungen kommt und somit von einer Homogenisierung der Dehnungsverteilung gemäß Bild 49 ausgegangen werden kann.

Diejenigen Kanten, die nachbestrahlt werden müssen (vgl. Abschnitt 6.5), können vom Benutzer unter Angabe des jeweiligen Stützpunktes P_i ausgewählt werden. Standardmäßig wird davon ausgegangen, daß keine Nachbestrahlungen erforderlich sind.

9.2.3 Bahnplanung und NC-Programmgenerierung

Zur Durchführung der Bahnplanung für sämtliche Einzelbestrahlungen muß zu jedem Zeitpunkt die aktuelle Bauteilgeometrie und die Raumlage bekannt sein. Die Bauteilgeometrie wird mit Hilfe des bereits vorgestellten Geometriemodells berechnet, das die durch die Einzelbestrahlungen hervorgerufenen Geometrieänderungen nachvollziehen kann (Bild 68). Die Drehoperationen der Segmente erfolgen um eine Biegeachse, die am noch unbearbeiteten Profil dadurch gekennzeichnet ist, daß sie durch den Biegebezugspunkt P_{BBP} des aktuell bearbeiteten Segmentes geht und sowohl zum Biegerichtungsvektor \mathbf{N} als auch zum Basisvektor \mathbf{e}_z orthogonal ist. Der Drehwinkel entspricht dem Biegewinkel α_B . Nach diesem Schema wird solange vorgegangen, bis alle einer Einzelbestrahlung entsprechenden Drehungen ausgeführt wurden. Zur Vereinfachung der Berechnungen wird immer zuerst die Biegezone bearbeitet, die dem freien Profilende am nächsten gelegen ist. Innerhalb der Biegezone wird ebenfalls mit der Einzelbestrahlung begonnen, die sich möglichst nahe am Profilende befindet. Danach wird der Bearbeitungsort um ein Δz in Profillängsrichtung versetzt und die nächste Einzelbestrahlung modelliert. Um auch ohne längere Pausendauern thermische Effekte zwischen den Einzelbestrahlungen zu vermeiden, z.B. überhitzungsbedingte Anschmelzungen, kann Δz nicht beliebig klein gewählt werden. Aus diesem Grund werden die Einzelbestrahlungen einer Biegezone nicht alle nacheinander abgearbeitet, sondern es wird immer nur jede n-te Einzelbestrahlung durchgeführt. Die Bearbeitung einer Biegezone erfolgt dann in n Zyklen, solange bis alle Einzelbestrahlungen ausgeführt worden sind. In Bild 68 ist beispielhaft angedeutet, daß die Bearbeitung der Biegezone in 2 Zyklen erfolgt, d.h. im ersten Zyklus erfolgt zunächst nur jede zweite Einzelbestrahlung.

differenzen von Bahnpunkt zu Bahnpunkt bestimmt und anschließend in NC-Code umgesetzt. Hierbei treten sechs immer wiederkehrende Anweisungsmuster auf:

1. Positionieren des Bearbeitungskopfes am Startpunkt für die nächste Bestrahlung. Der Bearbeitungskopf wird dabei zur Normalen der zu bestrahlenden Fläche ausgerichtet.
2. Setzen eines neuen, benutzerdefinierten Koordinatensystems. Dies hat den Vorteil, daß die anschließende Verfahrbewegung für die Bestrahlung immer als 2D-Bewegung programmiert werden kann, da der Bearbeitungskopf zur Bauteiloberfläche ausgerichtet ist. Die Berechnung der eigentlichen 3D-Bewegung wird somit von der Steuerung der Werkzeugmaschine übernommen.
3. Initialisieren der Leistungsparameter von Start- und Endwert für die Laserleistungssteuerung.
4. Durchführen der Bestrahlung.
5. Zurücksetzen des benutzerdefinierten Koordinatensystems.
6. Verfahren der rotatorischen Handhabungseinheit (A-Achse), so daß die nächste zu bestrahlende Fläche nach oben gedreht wird. Der Drehwinkel R_x (Bild 71) entspricht dem zwischen den Normalen zweier benachbarter Profilseiten eingeschlossenen Winkel.

Der NC-Code für die genannten Anweisungsmuster ist beispielhaft in Bild 69 dargestellt. Das Positionieren des Bearbeitungskopfes und das Setzen des benutzerdefinierten Koordinatensystems ist ebenso für jede Bestrahlung in einem eigenen Unterprogramm zusammengefaßt wie die Vorgabe der Laserleistungsniveaus, die Durchführung der Bestrahlung und das Rücksetzen des Koordinatensystems. Im Hauptprogramm werden die Parameter P1, P2, etc. für die Weg- und Laserleistungsinformation initialisiert, die Unterprogramme werden nacheinander aufgerufen und die Bauteilrotationen durchgeführt.

9.3 Beispielhafte Anwendung

Zur Evaluierung der vorgestellten Konzeption eines Technologieprozessors für das Laserstrahlumformen von Profilen wurde eine prototypische Implementierung unter Einsatz der Programmiersprache C vorgenommen. Als Rechnerplattform diente eine UNIX-Workstation. Für die interaktive Flächen- und Stützpunktauswahl wurde eine graphische Benutzeroberfläche erstellt.

Anhand der Bearbeitung eines komplexen Realbauteils wurde ein Test der Software durch-

geführt. Es handelte sich hierbei um eine im Automobilbau eingesetzte B-Säule aus AW-6060. Der Profilquerschnitt ist asymmetrisch und besitzt unterschiedliche Wanddicken mit $s = 1,25$ und 2 mm (Bild 10). Das Bauteil besitzt eine Biegezone mit einem Biegewinkel von $\alpha_{Bz} = 17^\circ$ und einer konstanten Krümmung am Profillinienradius r_1 von $\rho = 0,87$ l/m. Die insgesamt zu bearbeitende Profillänge beträgt somit 341 mm.

9.3.1 Automatisierte Bahnplanung

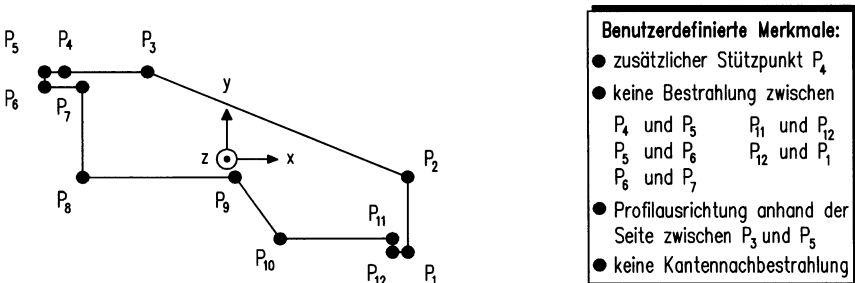


Bild 70: Stützpunkte für den Profilquerschnitt, Auswahl der nicht zu bearbeitenden Seiten und der nachzubestrahlenden Kanten

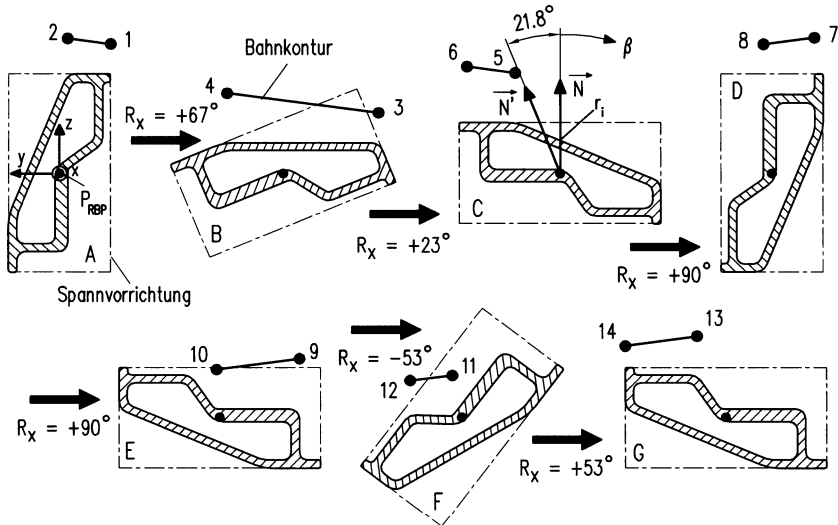
Bild 70 zeigt die im Rahmen der CAD-Modellanalyse ermittelten Stützpunkte für den Profilquerschnitt. Es wurden diejenigen Seiten markiert, für die eine Bestrahlung nicht erforderlich ist. Dies sind im vorliegenden Beispiel Bestrahlungen an den beiden freien Enden des Querschnitts. Der Stützpunkt P_4 wurde zusätzlich eingefügt, um die Bestrahlung vor dem Erreichen des freien Endes abbrechen zu können. Wärmestaubbedingte Anschmelzungen werden hierdurch vermieden (vgl. Abschnitt 6.5).

Die Bahnplanung für eine komplette Einzelbestrahlung ist in Bild 71 dargestellt. Die Koordinaten für die Bahnpunkte sind für das an der Werkzeugmaschine gültige, linkshändige Koordinatensystem angegeben. Insgesamt müssen 7 Seiten des Profils bearbeitet werden. Nach der geradlinigen Verfahrbewegung für die Bestrahlung einer Fläche erfolgt jeweils eine rotatorische Bewegung der Handhabungseinrichtung um den Winkel R_x , so daß die nächste zu bestrahlende Seite in der xy-Ebene liegt.

In Abschnitt 6.2.4 wurde aufgezeigt, daß aufgrund der komplexen Wechselwirkungen im Bauteil Abweichungen bezüglich der vorgegebenen Biegerichtung β möglich sind. Dies trifft insbesondere auf asymmetrische Profilquerschnitte zu. Zwar können mit Hilfe der FEM-Simulation lokale Energieverteilungen für optimierte Bearbeitungsergebnisse vorab berechnet werden, der Arbeitsaufwand hierfür ist jedoch nicht unerheblich. Es bietet sich daher für zukünftige Entwicklungen an, prozeßregelnde Maßnahmen zu ergreifen. Da im Rahmen dieser Arbeit keine Prozeßregelung eingesetzt wurde, wurden Bahnplanung und Energieverteilung nach folgender Vorgehensweise optimiert:

1. Bearbeitung eines ersten Profils mit der idealen lokalen Energieverteilung und Ermittlung der damit erzielten Biegerichtung β .
2. Bearbeitung eines zweiten Profils mit korrigierter Energieverteilung. Geometrieabweichungen bzgl. der Biegerichtung β können dadurch eliminiert werden, daß für die Berechnung der lokalen Energieverteilung und für die Bahnplanung mit dem Geometriemodell voneinander abweichende Biegerichtungen vorgegeben werden können. Im vorliegenden Beispiel hat es sich gezeigt, daß die erzielte Biegerichtung bei einer Vorgabe gemäß der gewünschten Biegerichtung von $\beta = 0^\circ$ für die Energieverteilungsberechnung zu einer Biegerichtungsabweichung von $+21,8^\circ$ führt (Bild 71). Unter Vorgabe einer Biegerichtung N' mit $\beta = -21,8^\circ$ für die Energieverteilungsberechnung und $\beta = 0^\circ$ für die Geometriebestimmung konnte die gewünschte Biegerichtung eingehalten und die Bahnplanung für die korrekte Geometrie durchgeführt werden. Dies zeigt, daß diese Strategie für eine Prozeßregelung erfolgreich eingesetzt werden kann.
3. Bestimmung des mit der korrigierten Bahnplanung erzielten Biegewinkels α_B und Bearbeitung eines dritten Profils mit einer korrigierten Anzahl an Einzelbestrahungen.

Bei der skizzierten Vorgehensweise ohne Prozeßregelung ist somit im ungünstigsten Fall erst der dritte Prototyp ein Gutteil. Um sicherzustellen, daß bereits das erste Bauteil ein Gutteil ist, muß die Bearbeitung wie oben bereits angesprochen in einem geschlossenen Regelkreis mit Überwachung von Biegerichtung und Biegewinkel durchgeführt werden. Der Eingriff des Regelsystems muß hierbei möglichst frühzeitig erfolgen, um ein Aufsummieren der anfänglich eingebrachten Biegerichtungsabweichungen zu verhindern.



Bahnpunkt	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
y [mm]	-10.5	-1.7	-16.0	11.3	7.5	15.5	-8.1	1.7	-16.2	+0.6	1.3	9.9	5.8	17.5
z [mm]	27.5	35.4	25.4	47.7	50.7	54.9	57.5	48.0	34.0	27.6	25.6	16.4	26.2	9.5
R _L [W] (s = 2 mm)	200	348	348	761	761	838	791	614	614	495	495	324	324	200
r _L [mm]	0.5	0.84	0.84	1.8	1.8	1.97	1.97	1.45	1.45	1.18	1.18	0.79	0.79	0.5

Bild 71: Ermittelte Bestrahlungsbahnen für eine Einzelbestrahlung

9.3.2 Fertigungsgenauigkeit

Zur Bestimmung der Reproduzierbarkeit des Verfahrens wurde eine Versuchsreihe durchgeführt, wobei 5 Profile mit identischen Parametern bearbeitet wurden. Insgesamt wurden 85 Einzelbestrahlungen in äquidistanten Abständen in 5 Zyklen eingebracht. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse zeigt Bild 72.

Man erkennt, daß zumindest für die Profile I, II und V der Sollbiegewinkel von $\alpha_{BZ} = 17^\circ$ auch ohne Prozeßregelung in guter Näherung erreicht wurde. Bei einer Biegewinkeldifferenz von einem Grad zum Sollbiegewinkel beträgt die mittlere Abweichung je Einzelbestrahlung lediglich $0,012^\circ$. Zu Beginn der Bearbeitung liegen zunächst kleinere Abweichungen vor, mit zunehmender Dauer der Bearbeitung vergrößern sich die Differenzen je Einzelbestrahlung, da die der Bahnplanung zugrunde liegenden Geometriedaten immer stärker von der tatsächlichen Geometrie abweichen.

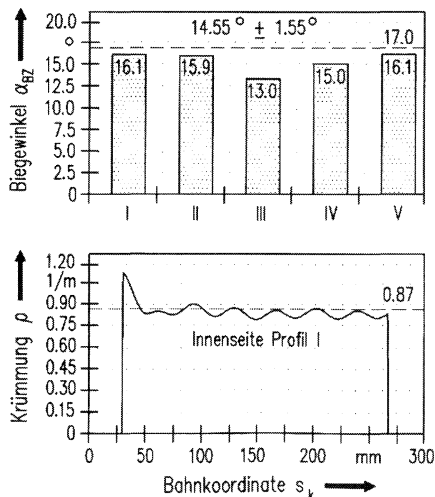
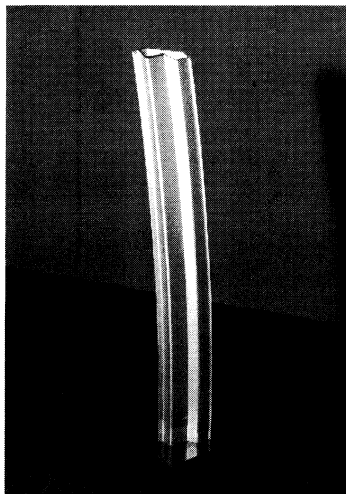


Bild 72: Laserstrahlumgeformte B-Säule und Bearbeitungsergebnisse

Die Bandbreite der Biegewinkel α_{BZ} beträgt $14,55^\circ \pm 1,55^\circ$. Diese Streuung beruht auf einer Reihe verschiedener Faktoren. Schwankungen des Einkoppelgrads und der Profildickungen müssen hier ebenso angeführt werden wie Positionierungsgenauigkeiten innerhalb der Handhabungseinrichtung. Auch Fluktuationen der von der Strahlquelle emittierten Laserleistung müssen hierbei berücksichtigt werden, insbesondere angesichts der langen Bearbeitungszeiten. Wie in Abschnitt 6.2.1 aufgezeigt wurde, können bereits Leistungsfluktuationen von wenigen Prozent die hier diskutierten Biegewinkeldifferenzen erklären.

Weiterhin ist in Bild 72 ein typischer, mittels Koordinatenmeßgerät aufgenommener Krümmungsverlauf dargestellt. Die Krümmung ρ wurde hierzu über eine am Innerradius des Profils verlaufende Bahnkoordinate s_k aufgetragen. Insgesamt ist die Krümmung wie gewünscht annähernd konstant. Der leicht sinusförmige Verlauf charakterisiert nicht die Profilkrümmung, sondern kann auf Oberflächenmodifikationen zurückgeführt werden, die durch die Bestrahlungen hervorgerufen wurden.

9.3.3 Fertigungsdauer

Die Durchlaufzeit für die Anfertigung des ersten Prototypen setzt sich zusammen aus den benötigten Einzelzeiten für die Arbeitsvorgänge NC-Programmerstellung, Übertragung der Programme zur Werkzeugmaschinensteuerung, Beschichten und Reinigen des Bauteils,

Laserstrahlbearbeitung des Profils und Biegerichtungs- und Biegewinkelermittlung zur Korrektur der lokalen Energieverteilung. Die für eine fertige B-Säule weiterhin erforderlichen Arbeitsvorgänge Oberflächennachbearbeitung und Besäumen des Biegeteils sollen hier nicht weiter berücksichtigt werden. Da im vorliegenden Beispiel erst das dritte Bauteil ein Gutteil war, mußte somit die Programmerstellung und die Bearbeitung dreimal durchgeführt werden. Insgesamt betrug die Durchlaufzeit für die Fertigung der ersten B-Säule 390 min. Tabelle 8 zeigt, wie sich diese Zeitdauer aus den Einzelzeiten zusammensetzt. Für jeden weiteren Prototypen entfallen die NC-Programmerstellung und die Meßvorgänge. Die Durchlaufzeit ergibt sich dann aus der Dauer der Laserstrahlbearbeitung und den Zeiten für die Beschichtungs- und Reinigungsvorgänge und beträgt lediglich 70 min.

Der Einsatz einer Prozeßregelung könnte die Durchlaufzeit für den ersten Prototypen noch deutlich verringern, da hierdurch die zeitintensiven manuellen Meßvorgänge entfallen würden und bereits das erste bearbeitete Werkstück ein Gutteil wäre. Die Durchlaufzeit würde dann in der Größenordnung der Zeitdauer liegen, die im ungeregelten Fall für den zweiten und alle weiteren Prototypen benötigt wird.

Tabelle 8: Zusammensetzung der Durchlaufzeit für den ersten Prototypen

Arbeitsvorgang	Dauer [min]	Anzahl	Summe [min]
NC-Programmerstellung	15	3	45
Laserstrahlbearbeitung inkl. Programmübertragung	50	3	150
Biegerichtungsermittlung mit Koordinatenmeßgerät	120	1	120
Biegewinkelermittlung mit Universalwinkelmesser	15	1	15
Beschichten und Reinigen	20	3	60
Durchlaufzeit:			390

Im Vergleich zur konventionellen, manuellen Prototypenfertigung besitzt das Laserstrahlumformen von Profilen somit ein hohes Zeiteinsparungspotential, da hier aufgrund der erforderlichen Anfertigung mechanischer Hilfswerkzeuge typischerweise mehrere Wochen benötigt werden, bis der erste Prototyp zur Verfügung steht. Mittels Laserstrahlumformen werden hierfür aber auch bei Biegeteilen mit großen Formänderungen lediglich einige wenige Tage benötigt.

10 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Entwicklung und Qualifizierung eines Rapid Prototyping-Verfahrens für das Profilbiegen durchgeführt. Hierzu war es erforderlich, die Arbeitspunkte

- Erarbeitung der prozeßtechnischen Grundlagen des Laserstrahlumformens von Profilen mit Hilfe der Finite-Element-Methode,
- Formulierung eines analytischen Prozeßmodells zur Biegewinkelbestimmung,
- rechnergestützte Bereitstellung der verfahrensspezifischen Kenntnisse in Form eines Technologieprozessors zur Ableitung der NC-Programme und
- Aufbau einer geeigneten Systemtechnik für einen weitgehend automatisierten Prozeß

zu realisieren.

Obwohl das thermische Umformen in Form des Flammrichtens im Anlagen- und Schiffbau häufig angewendet wird, lagen bisher nur empirische Untersuchungen bezüglich der thermo-mechanischen Grundlagen des Flammrichtens vor. Mit den in der Literatur genannten Bearbeitungsstrategien zur Profilmumformung war es lediglich möglich, geringe, auf einem überwiegend elastischen Verformen des Werkstücks beruhende Formänderungen für Richtoperationen zu realisieren. Akkumulierbare Formänderungen können im allgemeinen Fall nur dann erzeugt werden, wenn nicht nur die Biegekante bestrahlt wird, sondern alle Profilflächen. Die Erwärmung der verschiedenen Flächen muß hierbei sequentiell vorgenommen werden, um eine ausreichende thermische Ausdehnungsbehinderung sicherzustellen. Die für die Biegung notwendige, keilförmig plastifizierte Zone wird dadurch erzeugt, daß durch geeignete Parameterwahl betragsmäßig unterschiedliche Stauchungen in den einzelnen Seiten induziert werden. Die Orientierung dieser keilförmigen Zone bestimmt die Biegerichtung. Im Gegensatz zum Laserstrahlbiegen von Blechen mit dem Temperaturgradientenmechanismus muß die Plastifizierung des Werkstoffs möglichst homogen über die Wanddicke erfolgen.

Bei der sequentiellen Bestrahlung der einzelnen Profilflächen hat sich das kontinuierliche Umfahren der Profilkanten als die ungünstigste Variante erwiesen, da hierbei die Prozeßeffektivität durch eine große elastische Gegenbiegung vermindert wird. Eine intermittierende Bestrahlung, bei der der Bearbeitungskopf für jede Fläche neu ausgerichtet wird, so daß in der resultierenden Pause eine Homogenisierung des Temperaturfeldes stattfinden kann, führt zu einer deutlich besseren Umsetzung der zugeführten Strahlleistung. Die Bestrahlungs-

reihenfolge der einzelnen Seiten wiederum beeinflusst in starkem Maße die Biegerichtung bzw. den unerwünschten Verzug. Dies kann darauf zurückgeführt werden, daß bei der sequentiellen Bestrahlung der einzelnen Profilflächen Spannungen in den nachfolgend zu bearbeitenden Seiten induziert werden, die sich den Spannungen in der lokalen Umformzone additiv überlagern. Eine Minimierung des daraus resultierenden Verzugs kann durch eine Bestrahlungsreihenfolge bewirkt werden, bei der gegenüberliegende Profilseiten direkt nacheinander bestrahlt werden. Weiterhin hat es sich gezeigt, daß an den Profilkanten geometriebedingt eine verminderte Plastifizierung vorliegt, die auf ein elastisches Ausknicken in diesen Bereichen zurückzuführen ist. Dies führt zu hohen Eigenspannungen und einer Verringerung des Biegewinkels. Durch Mehrfachbestrahlung oder eine zusätzliche Bestrahlung der Kanten kann ein Plastifizierungsausgleich erreicht werden.

Zur Durchführung der Bahnplanung und Bereitstellung der NC-Programme wurde ein Technologieprozessor entwickelt, der zwei grundlegende Funktionen erfüllt. Er gewährleistet zum einen die korrekte Umsetzung der aus den Grundlagenerkenntnissen abgeleiteten Bearbeitungsregeln, zum anderen beinhaltet er ein Offline-Programmiersystem für ein sich während der Bearbeitung kontinuierlich veränderndes Werkstück. Die notwendigen Geometrieangaben zur Definition des Biegeteils wie Profilquerschnitt, Biegeradien und deren Lage im Raum können aus dem CAD-Modell über die VDAFS-Datenschnittstelle extrahiert werden. Die werkstoff- und wanddickenabhängigen Bearbeitungsparameter sind für die Profilwerkstoffe S235JR und AW-6060 in einer Datenbank abgelegt. Die für die Bahnplanung erforderliche Biegewinkelabschätzung wird unter Zuhilfenahme des analytischen Prozeßmodells für beliebige Einkammerprofile vorgenommen. Mittels dieser Eingabedaten und der im Technologieprozessor implementierten Algorithmen für Bestrahlungsstrategie, Bestrahlungsreihenfolge und Nachbestrahlung der Kanten kann die Bahnplanung vollständig bis zur Fertigbearbeitung durchgeführt werden. Dabei werden die Geometrieänderungen des Werkstücks während der Bearbeitung in einem internen Simulationsmodell berechnet und für die Bahnplanung berücksichtigt. Zur Evaluierung der vorgestellten Konzeption des Technologieprozessors "Laserstrahlumformen" wurde eine prototypische Implementierung vorgenommen. Anhand der Fertigung eines in der Automobilindustrie eingesetzten, komplexen Bauteils konnte die einwandfreie Funktionalität nachgewiesen werden.

Abschließend läßt sich festhalten, daß das Laserstrahlumformen von Profilen ein hohes Potential zu einem flexiblen Rapid Prototyping-Verfahren besitzt. Die mit dieser Arbeit vorliegenden Grundlagen stellen somit eine solide Ausgangsbasis für den erfolgreichen Einsatz des Verfahrens dar.

Literaturverzeichnis

- [1] Geiger, M.; Lutz, N.: Lasertechnologie für die Fabrik 2000.
In: Geiger, M. (Hrsg.): Schlüsseltechnologie Laser, Proc. of the 12th int. congress on Prod. Engineering, Laser '95. Bamberg: Meisenbach, 1995, S. 3-12
- [2] Hoffmann, P.; Bergmann, H.W.: Lasergestütztes Rapid Tooling.
In: Geiger, M. (Hrsg.): Schlüsseltechnologie Laser, Proc. of the 12th int. congress on Prod. Engineering, Laser '95. Bamberg: Meisenbach, 1995, S. 135-150
- [3] Bettin, M.; Findeisen, V.; Hermans, J.: Gebogene Aluminium-Profile und Rohre im PKW-Bau. In: Siegert, K. (Hrsg.): Neuere Entwicklungen in der Massivumformung. Oberursel: DGM, 1995, S. 49-81
- [4] Wagner, S.: Aluminium-Spaceframe: Leicht im Gewicht - stark in der Leistung. In: Siegert, K. (Hrsg.): Neuere Entwicklungen in der Massivumformung. Oberursel: DGM, 1993, S. 215-228
- [5] Hoffmann, P., Kraus, J., Geiger, M.: Richten von Blechformteilen mittels laserinduzierten thermischen Spannungen. In: Waidelich, H. (Hrsg.): Proc. of the LASER'93. Berlin: Springer, 1993, S. 619-621
- [6] Norm DIN 8586: Fertigungsverfahren Biegeumformen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth, 1971
- [7] Franz, W.-D.: Maschinelles Rohrbiegen, Verfahren und Maschinen. Düsseldorf: VDI, 1988
- [8] v. Finckenstein, E.; Adelhof, A.; Haase, F.; Kleiner, M.; Schilling, R.: Biegen von stranggepreßten Aluminiumprofilen. Blech Rohre Profile 40 (1993) 3, S. 215-220
- [9] Reissner, J.; Müller-Duysing, M.; Dannenmann, E., Ladwig, J.: Biegen. In: Lange, K. (Hrsg.): Umformtechnik, Bd. 3. Berlin: Springer, 1990
- [10] Blum, J.: Ein Prozeßführungsmodell zum Walzrunden von Grobblechen, dargestellt am Beispiel einer Dreiwalzenbiegemaschine. Universität Bochum, Dissertation, 1990
- [11] N. N.: Automatisiertes Biegen von Großprofilen. Blech Rohre Profile 36 (1989) 5, S. 402
- [12] Kleiner, M.: Konzept einer Prozeßsteuerung für das Walzrunden von Blechen und Profilen. In: Blech Rohre Profile 32 (1985) 8, S. 424-427
- [13] Dohmann, F.; Klaas, F.: Verfahren zum Umformen von Rohren. In: Bänder Bleche Rohre 27 (1986) 4, S. 63-66
- [14] Brugman, J.-A.-H.: A bending apparatus. Europäische Patentanmeldung. Hunter Douglas Industries, Rotterdam, NL. Veröffentl.-Nr.: EP-0403131-A1
- [15] Adelhof, A.; Kleiner, M.; Liewald, M.: Flexibles Rundbiegen von Rechteck- und Profilquerschnitten um Biegekerne. Blech Rohre Profile 36 (1989) 8, S. 620-624

- [16] Kajrup, G.; Klein, W.: Profil-Rundbiegen Anwendung und Entwicklung. Blech Rohre Profile 32 (1985) 8, S. 419-423
- [17] v. Finckenstein, E.; Adelhof, A.; Haase, F.; Kleiner, M.: Flexibles Rundbiegen von stranggepreßten Aluminiumprofilen. In: Siegert, K. (Hrsg.): Neuere Entwicklungen in der Massivumformung. Oberusel: DGM, 1993, S. 281-298
- [18] Adelhof, A.: Konzept einer flexiblen Umformmaschine zum Profilbiegen. In: Umformtechnik. Stuttgart: Teubner, 1992, S. 57-69
- [19] Späth, W.: Biegen großer Strangpreßprofile für Aluminiumwagen. In: Aluminium, 67 (1991) 6, S. 556-557
- [20] N.N.: Biegen von Aluminium-Halbzeug in der handwerklichen Praxis. Aluminiummerkleblatt B1, 5. Auflage. Düsseldorf: Aluminium-Zentrale e.V.
- [21] Geiger, M.; Arnet, H.; Engel, U.; Vollertsen, F.: Flexibles Biegen stranggepreßter Aluminium-Profile. Blech Rohre Profile 42 (1995) 1, S. 31-34
- [22] Geiger, M.; Arnet, H.; Engel, U.; Vollertsen, F.: Flexibles Profilbiegen mit Polyurethanmatrize. In: Ergebnisbericht zum DFG-Abschlußkolloquium "Flexible Umformtechnik", Aachen 1995
- [23] Thoms, V.; Fugger, B.: Werkzeuge und Verfahren für kleinere und mittlere Stückzahlen. In: Siegert, K. (Hrsg.): Neuere Entwicklungen in der Blechumformung. Oberursel: DGM, 1992, S. 167-190
- [24] Norm DIN 8522: Fertigungsverfahren der Autogentechnik. Einteilung, Begriffe, Kombination von Verfahrensbenennungen. Berlin: Beuth, 1980
- [25] Pfeiffer, R.: Richten und Umformen mit der Flamme. Düsseldorf: DVS, 1989
- [26] Peiter, A.; Gebhardt, R.; Seel, D.: Verformung und Eigenspannung beim Flammrichten. Bänder Bleche Rohre 24 (1983) 2, S. 39-43
- [27] Dennin, G.: Einfluß des Flammrichtens auf das Verformungsverhalten und die Korrosionsbeständigkeit von Grobblechen aus unlegierten und legierten Stählen. Schweißen und Schneiden 28 (1976) 11, S. 421-425
- [28] Herold, H.; Pieschel, J.; Woywode, N.: Flammrichten höherfester Feinkornbaustähle. In: DVS-Berichte 170 (1995), S. 19-23
- [29] Jansen, H.: Beispiele für das Flammrichten von hochfesten vergüteten Feinkornbaustählen sowie austenitischen Stählen. In: DVS-Berichte 128 (1990), S. 35-46
- [30] Hanus, F. E.: Flammrichten thermomechanisch gewalzter Baustähle. Schweißen und Schneiden 46 (1994) 4, S. 163-166
- [31] Ormig, H.; Rauch, R.; Holzinger, A.: Flammrichten von TM-Stählen mit Streckgrenzen von 355 bis 690 N/mm². Schweißtechnik 47 (1993) 9, S. 133-139
- [32] Benkisser, G; Horn, G.: Untersuchungen zum Einfluß des Flammrichtens auf die Zähigkeit von thermomechanisch behandelten Baustählen. In: Werkstoffprüfung 1991. Vorträge der Tagung der Arbeitsgemeinschaft Werkstoffe. Bad Nauheim: DVM, 1991, S. 391-403

- [33] Hubo, R.; Kügler, D.; Petersen, J.; Wegmann, H.: Flammrichten thermomechanisch gewalzter Schiffbaustähle. *Schweißen und Schneiden* 46 (1994) 6, S. 277-281
- [34] Hubo, R.; Kügler, D.; Petersen, J.; Wegmann, H.: Einfluß des Flammrichtens auf die Eigenschaften thermomechanisch gewalzter Schiffbaustähle. *Stahl und Eisen* 114 (1994) 9, S. 97-102
- [35] Thiele, W.-R.; Weirich, G.: Flammrichten. Grundlagen, Werkstoffverhalten, Praxis. In: *DVS-Berichte* 159 (1994), S. 34-40
- [36] Geiss, H.; Weirich, G.; Wilwerding, A.: Auch feuerverzinkter Stahl läßt sich flammrichten. *Schweißen und Schneiden*, 45 (1993) 9, S. 555-561
- [37] Weirich, G.; Wilwerding, A.: Stand der Entwicklung und Anwendung des Flammrichtens. *Technica*, 39 (1990) 26, S. 97-103
- [38] Bohlen, C.: Flammrichten von Duplexstahl X2 CrNiMoN22 5 3. *Schweißen und Schneiden* 43 (1991) 1, S. 4-5
- [39] Weirich, G.; Wilwerding, A.: Flammrichten austenitischer Chrom-Nickel-Stähle. *Technica*, 42 (1993) 22, S. 65-67
- [40] Stevenson, R.; Brewer, E.-G.; Malstrom, K.; Pursel, H.-D.: The effect of simulated repair heat treatments on the physical properties of high strength steels. In: *SAE-Papers* 1991, Paper-Nr. 910292
- [41] Holzer, S.: Berührungslose Formgebung mit Laserstrahlung. Bamberg: Meisenbach, 1996 (Reihe Fertigungstechnik Erlangen Bd. 57). Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1996
- [42] Geiger, M.; Vollertsen, F.; Deinzer, G.: Flexible straightening of car body shells by laser forming. *SAE Paper* 930 279 (1993)
- [43] Vollertsen, F.: Laserstrahlumformen. Lasergestützte Formgebung: Verfahren, Mechanismen, Modellierung. Bamberg: Meisenbach, 1996
- [44] Anderholm, N.: Laser-generated stress waves. *Appl.Phys.Lett.* 16 (1970) 3, S. 113-115
- [45] Automatisiertes Justieren in der Feinwerktechnik. Deutsche Patentanmeldung. Offenlegungsschrift 29 18 100. Anmeldetag: 4.5.1979
- [46] Steiger, E.: Berührungsloses Justieren von Mittelkontaktfedern des Kleinrelais D2 mit einem PulsLasersystem. *Siemens Components* 22 (1984) 3, S. 135-137
- [47] Wiesner, P.; Heß, D.: Biegen von Federn mit dem Laserstrahl. *Draht* 43 (1992) 3, S. 301-302
- [48] Notenboom, G.; Hoving, W.: Laser micro-processing in the electronics industry. In: Geiger, M. (Hrsg.): *Schlüsseltechnologie Laser, Proc. of the 12th int. congress on Prod. Engineering, Laser '95*. Bamberg: Meisenbach, 1995, S. 39-48
- [49] Rosenthal, A. R.: Eigenspannungsinduzierung durch Laserstrahlung in scheibenförmige Werkzeuge. Universität Hannover, Dissertation, 1992

- [50] Tönshoff, H. K.; Berndt, A.; Rosenthal, A. R.: Laser based cutting, tensioning and straightening of saw blades - a flexible production line. In: Geiger, M.; Vollertsen, F. (edit.): Laser Assisted Net Shape Engineering. Bamberg: Meisenbach, 1994, S. 337-343
- [51] Iwasaki, Y.; Hirabe, T.; Taura, Y.; Tookura, A.; Shioda, H.: Study on the Forming of Hull Plate by Line Heating Method. In: Latorre, R. (translator): Hull plate forming process: Translations of selected Japanese and Russian technical articles on ship hull plate flame bending and fabrication. 247. Michigan: University, 1983, S. 1-16
- [52] Namba, Y.: Laser forming in space. In: Wang, C.P. (editor): Int. conf. on lasers 1985 (1986), S. 403-407
- [53] Scully, K.: Laser Line Heating. Journal of Ship Production, Vol. 3, No. 4, Nov. 1987, S. 237-246
- [54] Masubuchi, K.: Studies at M.I.T. Related to Applications of Laser Technologies to Metal Fabrication. In: Proc. of the LAMP '92, Nakaoga, S. 939-946
- [55] Watanabe, M.; Satoh, K.: Effect of Welding Conditions on the Shrinkage and Distortion in Welded Structures. The Welding Journal 40 (1961) 8, S. 377-384
- [56] Kittel, S.; Küpper, F.; Kopp, R.; Herziger, G.; Wissenbach, K.: Laserstrahlumformen von Blechen. Bänder Bleche Rohre 34 (1993) 3, S. 54-62
- [57] Frackiewicz, H.: Bleche und Platten mit dem Laser formen. Laser Praxis (1990) 10, S. 111-113
- [58] Geiger, M.; Vollertsen, F.; Amon, S.: Flexible Blechumformung mit Laserstrahlung - Laserstrahlbiegen. Blech Rohre Profile 38 (1991) 11, S. 856-861
- [59] Geiger, M.; Vollertsen, F.: The Mechanisms of Laser Forming. In: Annals of the CIRP Vol. 42/1/1993, S. 301-304
- [60] König, W.; Weck, M.; Herfurth, H.-J.; Ostendarp, H.; Zaboklicki, A.: Formgebung mit Laserstrahlung. VDI-Z (1993) 4, S. 14-17
- [61] Frackiewicz, H.; Kalita, W.; Mucha, Z.; Trampczynski, W.: Laserformgebung der Bleche. In: VDI-Berichte 867 (1990), S. 317-328
- [62] Frackiewicz, H.: Laser Metal Forming Technology. In: Proc. of the FABTECH INTERNATIONAL '93, Rosemont, Illinois, S. 733-740
- [63] Pridham, M.; Thomson, G.: An investigation of laser forming using empirical methods and finite element analysis. Journal of Design and Manufacturing (1995) 5, S. 203-211
- [64] Arnet, H.; Vollertsen, F.: Extending laser bending for generation of convex shapes. Journ. of Engineering Manufacture (1995) Vol. 209, 433-442
- [65] Frackiewicz, H.; Trampczynski, W.; Przetakiewicz, W.: Shaping Of Tubes By Laser Beam. In: Proceedings of the 25th ISATA, Florenz 1992, S. 373-380
- [66] Vollertsen, F.: Mechanisms and Modells for Laser Forming. In: Geiger, M.; Vollertsen, F. (edit.): Laser Assisted Net Shape Engineering. Bamberg: Meisenbach, 1994, S. 345-360

- [67] Vollertsen, F.: An analytical model for laser bending. *Lasers in Engineering* (1994) 2, S. 261-276
- [68] Vollertsen, F.; Komel, I.; Kals, R.: The laser bending of steel foils for micro parts by the buckling mechanism - a model. *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.* 3 (1995), S. 107-119
- [69] Radaj, D.: *Wärmewirkungen des Schweißens*. Berlin: Springer, 1988
- [70] Hänsch, A.: *Schweißelagenspannungen und Formänderungen an stabartigen Bauteilen, Berechnung und Bewertung*. Berlin: VEB Verlag Technik, 1984
- [71] Vinokurov, V. A.: *Welding stresses and distorsion*. Wetherby: British Library 1977
- [72] Wohlfahrt, H.: *Schweißelagenspannungen. Entstehung, Berechnung, Bewertung*. In: Macherauch, E.; Hauk, V. (Hrsg.): *Eigenspannungen (Band 1)*. Karlsruhe: DGM, 1983, S. 85-116
- [73] Hauk, V.: *Eigenspannungen. Ihre Bedeutung für Wissenschaft und Technik*. In: Macherauch, E.; Hauk, V. (Hrsg.): *Eigenspannungen (Band 1)*. Karlsruhe: DGM, 1983, S. 9-48
- [74] Wohlfahrt, H.; Macherauch, E.: Die Ursachen des Schweißelagenspannungszustandes. *Materialprüfung* 19 (1977) 8, S. 272-280
- [75] Macherauch, E.; Wohlfarth, H.: Different sources of residual stress as a result of welding. In: *Residual Stresses in Welded Construction and their effects*. The Welding Institut, Abington Hall, Cambridge 1977, S. 267
- [76] Farias, D.; Denis, S.; Simon, A.: Modelling of Phase Transformations during Fast Heating and Cooling in Steels. In: *European Scientific Laser Workshop '89*, S.31-44
- [77] Denis, S.; Simon, A.; Beck, G.: Analysis of the thermomechanical behaviour of steel during martensitic quenching and calculation of internal stresses. In: Macherauch, E.; Hauk, V. (Hrsg.): *Eigenspannungen (Band 1)*. Karlsruhe: DGM, 1983, S. 211-238
- [78] Convert, F.; Turbat, A.: Estimation and experimental determination of residual stresses and distortion in quenched bars. In: Macherauch, E.; Hauk, V. (Hrsg.): *Eigenspannungen (Band 1)*. Karlsruhe: DGM, 1983, S. 251-277
- [79] Bergmann, H.W.; Damaschek, R.: Laser Surface Heat Treatment of Tools. In: Geiger, M.; Vollertsen, F. (edit.): *Laser Assisted Net Shape Engineering*. Bamberg: Meisenbach, 1994, S. 279-294
- [80] Scholtes, B.; Schröder, R.; Macherauch, E.: Experimentelle und theoretische Analyse der Ausbildung von Eigenspannungen in abgeschreckten Stahlzylindern. In: Macherauch, E.; Hauk, V. (Hrsg.): *Eigenspannungen (Band 1)*. Karlsruhe: DGM, 1983, S. 137-153
- [81] Yu, H.J.: *Berechnung von Abkühlungs-, Umwandlungs-, Schweiß- sowie Verformungseigenspannungen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente*. Universität Karlsruhe, Dissertation, 1977
- [82] Fujita, Y.; Nomoto, T.; Hasegawa, H.: Deformations and residual stresses in butt welded pipes and shells. *Soc. of Nav Archit. of Jap.* 18 (1980) S. 164-174

- [83] Jonsson, M.; Karlsson, L.; Lindgren, L.E.: Deformations and stresses in butt-welding of large plates. In: Lewis, R.W. (Hrsg.): Numerical methods in heat transfer, Bd. 3, London 1985, S. 35-57
- [84] Gott, K.E.: Residual stresses in a weldment of pressure vessel steel. In: Residual Stresses in Welded Construction and their effects. The Welding Institut, Abington Hall, Cambridge 1977, S. 259
- [85] Masubuchi, K.; Papazoglou, V.J.: Thermal Strains and Residual Stresses in Heavy HY - 130 Butt Welds. Preprint of Technical Papers, SESA Fall Meeting Oct. 1980, Ft. Lauderdale, Florida. Publ. Society for Exp. stress Analysis, Westport
- [86] Bae, K.-Y.; Na, S.-J.: A study of the effect of pre-straining on angular distortion in one-pass fillet welding incorporating large deformation theory. In: Proc. Instn Mech Engineers Vol 209, S. 401-409
- [87] Decker, I.; Hillebrand, A.; Wohlfart, H.: Numerische Simulation der Werkstoffbeeinflussung beim Laserstrahlschweißen mit zeitlich veränderlicher Energieeinbringung. In: Geiger, M.; Hollmann, F. (Hrsg.): Strahl-Stoff-Wechselwirkung bei der Laserstrahlbearbeitung. Bamberg: Meisenbach, 1993, S. 161-165
- [88] Otto, A.; Geiger, M.: FEM-Simulation of the laser beam welding process. In: Kaplan, A.F.H.; Schuöcker, D. (edit.): The 11th Meeting on Mathematical Modelling of Material Processing with Lasers. Marseille, 1995, S. 14-36
- [89] Kittel, S.; Kopp, R.: FEM-Simulation der Blechumformung mittels induktiver Erwärmung. Bänder Bleche Rohre 31 (1990) 10, S. 129-133
- [90] Kopp, R.; Kittel, S.; Scholl, Ch.: Simulation des Laserstrahlumformens von Stahlblechen. Bänder Bleche Rohre 35 (1994) 10, S. 34-38
- [91] Kittel, S.: Simulation des thermischen Blechumformens mit der Finite-Element-Methode. Stahl und Eisen, 1995 (Umformtechnische Schriften Bd. 55). RWTH Aachen, Dissertation, 1994
- [92] Alberti, N.; Fratini, L.; Micari, F.: Numerical Simulation of the laser bending process by a coupled thermal mechanical analysis. In: Geiger, M.; Vollertsen, F. (edit.): Laser Assisted Net Shape Engineering. Bamberg: Meisenbach, S. 327-336
- [93] Firmenschrift der Fa. Trumpf. Programmieranleitung L5000
- [94] Hoffmann, P.: Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen. München: Hanser, 1991 (Reihe Fertigungstechnik Erlangen Bd. 29). Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1991
- [95] Firmenschrift der Fa. Promethec zum Laserscope UFF 100
- [96] Biermann, S.: Untersuchungen zur Anlagen- und Prozeßdiagnostik für das Schneiden mit CO₂-Hochleistungslasern. München: Hanser, 1990 (Reihe Fertigungstechnik Erlangen Bd. 14). Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1990
- [97] Hanebuth, H.: Laserstrahlhartlöten mit Zweistrahltechnik. Bamberg: Meisenbach, 1996 (Reihe Fertigungstechnik Erlangen, Bd. 55). Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1996

- [98] Hutfless, J.: Laserstrahlregelung und Optokdiagnostik in der Strahlführung einer CO₂-Hochleistungslaseranlage. München: Hanser, 1993 (Reihe Fertigungstechnik Erlangen Bd. 33). Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1992
- [99] Firmenschrift Kleiber Infrarot-Pyrometer Typ 02
- [100] Firmenschrift Fa. Burster DC/DC-Wegsensoren Typ 87350
- [101] N. N.: Metals Handbook. Vol. 1: Properties and selection: Nonferrous alloys and special purpose materials. USA: ASM International, 1990
- [102] N. N.: Metals Handbook. Vol. 2: Properties and selection: irons, steels and high performance alloys.. USA: ASM International, 1990
- [103] Doege, M.; Meyer-Nolkemper, H.; Saeed, J.: Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe. München: Hanser, 1986
- [104] Bringas, S.: The Metals Black Book Vol.1 : Ferrous Edition. Edmonton, Casti, 1992
- [105] Richter, F.: Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen. Mitteilung aus dem Forschungsinstitut der Mannesmann AG. Düsseldorf: Stahleisen, 1973
- [106] DIN Norm 50145, Zugversuch. Berlin: Beuth, 1975
- [107] Norm DIN 50120 Teil 1, September 1975 und Norm DIN 50120, Entwurf Februar 1988: Zugversuch an Schweißverbindungen. Berlin: Beuth
- [108] Aluminium-Zentrale Düsseldorf (Hrsg.): Aluminium-Taschenbuch. Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 15. Auflage, 1995
- [109] Dausinger, F.: Laser-Materialbearbeitung: kostengünstiger durch Steigerung des Einkoppelgrads. Laser und Optoelektronik 27 (1995) 2, S. 54-63
- [110] Hügel, H.: Strahlwerkzeug Laser. Stuttgart: Teubner, 1992
- [111] Beyer, E.; Märten, O.; Behler, K.; Weick, J. M.: Schneiden mit Laserstrahlung. Laser und Optoelektronik 17 (1985) 3, S. 282-290
- [112] Firmenschrift der Fa. Rodenstock zum Topographiemeßplatz RM600 3-D/C
- [113] Bronstein, I. N.; Semendjaev, K. A.: Taschenbuch der Mathematik. Leipzig: Teubner, 22. Aufl., 1985
- [114] Norm DIN 50133: Mikrohärtemessung nach Vickers, Blatt 2. Berlin: Beuth
- [115] Hering, E.; Martin, R.; Stohrer, M.: Physik für Ingenieure. Düsseldorf: VDI, 1988
- [116] Macherauch, E.; Müller, P.: Das $\sin^2\psi$ -Verfahren der röntgenographischen Spannungsmessung. Zeitschrift für angewandte Physik, 13 (1961), S. 305-312
- [117] Peiter, A. (Hrsg.): Handbuch Spannungsmeßpraxis. Braunschweig, Wiesbaden: Vieweg, 1992
- [118] Mayr, M.; Thallofer, U.: Numerische Lösungsverfahren in der Praxis. München: Hanser, 1993

- [119] Roll, K.: Simulation von Blechumformprozessen auf der IBM-RS 6000. In: Siegert, K. (Hrsg.): Rechneranwendung in der Umformtechnik. Oberursel: DGM, 1992, S. 29-54
- [120] Firmenschrift Framasoft & CSI. Benutzer-Handbuch SYSWELD
- [121] Schwarz, H.R.: Methode der finiten Elemente. Stuttgart: Teubner, 1991
- [122] Bathe, K.-J.: Finite-Elemente-Methoden. Berlin: Springer, 1986
- [123] Roll, K.; Tekkaya, A.: Numerische Verfahren der Prozeßsimulation in der Umformtechnik. In: Lange, K. (Hrsg.): Umformtechnik Bd. 4: Sonderverfahren, Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion. Berlin: Springer, 1993
- [124] Grigull, U.; Sandner, H.: Wärmeleitung. Berlin: Springer, 1979
- [125] Geissler, E.: Mathematische Simulation des temperaturgeregelten Laserstrahlhärten und seine Verifikation an ausgewählten Stählen. Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1993
- [126] Kuhn, G.: Technische Mechanik. Teil II: Elastostatik. Skriptum zur Vorlesung. Lehrstuhl für Technische Mechanik, Universität Erlangen-Nürnberg
- [127] Czichos, H. (Hrsg.): Hütte. Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften. Berlin: Springer, 1991
- [128] Wiesner, P.; Schlebeck, D.: Experimentelle Erfassung des Absorptionsverhaltens von Oberflächenschichten für das Laserstrahlhärten und -biegen mit dem CO₂-Hochleistungslaser. In: Geiger, M.; Hollmann, F. (Hrsg.): Strahl-Stoff-Wechselwirkung bei der Laserstrahlbearbeitung. Bamberg: Meisenbach, 1993, S. 81- 86
- [129] Geiger, M.; Kraus, J.; Hoffmann, P.; Vollertsen, F.: Rapid Prototyping in Profile Forming by Means of Laser-Induced Thermal Stresses. In: Soliman, I. (ed.): Rapid Prototyping in the Automotive Industries. Proc. of the 28th ISATA, Stuttgart 1995, S. 467-474
- [130] Dubbel. Taschenbuch für den Maschinenbau. Berlin: Springer, 17. Auflage, 1990
- [131] Geiger, M.; Kraus, J.; Pohl, T.; Hoffmann, P.; Vollertsen, F.: Analytisches Modell für das Laserstrahlbiegen von Profilen. Laser Magazin 10 (1994) 6, S. 18-25
- [132] Kraus, J; Geiger, M.; Hoffmann, P.; Vollertsen, F.: Thermische Formgebung an Blechformteilen und Profilen mit dem Laser. In: Präzisionslaserstrahlfertigungsverfahren für den Maschinenbau. Berichtsband zum Industriekolloquium des Bayerischen Forschungsverbundes für Lasertechnik am 11.7.1996 in Erlangen. Bamberg: Meisenbach, S. 81-88
- [133] Schuhmann, H.: Metallographie. Leipzig: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie GmbH, 1991
- [134] Bargel, H.-J.; Schulze, G.: Werkstoffkunde. Düsseldorf: VDI-Verlag, 5. Auflage, 1988
- [135] Altenpohl, D.: Aluminium von innen betrachtet. Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 1979
- [136] Geiger, M.; Hennige, T.; Vollertsen, F.: Mikrostrukturelle Änderungen durch Laserbestrahlung. In: Berichtsband zur DGM-Metallographietagung 1996. Oberursel:

DGM, 1996, in Druck

- [137] DVS-Merkblatt 1002, Teil 2: Verfahren zur Verringerung von Schweißspannungen. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1986
- [138] Müller, H.H.: Das internationale Regelwerk über die örtliche Wärmebehandlung von Schweißnähten. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1986
- [139] Backes, F.; Geiger, M.; Franke, V.: Technology Oriented Off-line Programming for 3D Laser Material Processing. In: Technical Papers of the North American Manufacturing Research Institution (SME 1996), S. 241-246
- [140] Hoffmann, M.: Entwicklung einer CAD/CAM-Prozeßkette für die Herstellung von Blechbiegeteilen. München: Hanser, 1992 (Reihe Fertigungstechnik Erlangen Bd. 28). Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1992
- [141] Kolléra, H.: Entwicklung eines benutzerorientierten Werkstattprogrammiersystems für das Laserstrahlschneiden. München: Hanser, 1993 (Reihe Fertigungstechnik Erlangen Bd. 36). Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1993
- [142] Schwarz, H.: Simulationsgestützte CAD/CAM-Kopplung für die 3D-Laserbearbeitung mit integrierter Sensorik. Berlin: Springer, 1994 (Reihe Forschungsberichte Bd. 68). Technische Universität München, Dissertation, 1994
- [143] N.N.: VDA-Flächenschnittstelle V 2.0. Verband der Automobilindustrie e. V. (VDA), 1987
- [144] Berger, M.: Computergrafik. Bonn, Reading (Massachusetts): Addison-Wesley Publishing Company, 1988
- [145] Encarnaçao, J.; Straßer, W.: Computer Graphics. München: Oldenbourg, 2. Aufl., 1986
- [146] Heckel, W.: Optische 3D-Konturerfassung und on-line Biege winkelmessung mit dem Lichtschnittverfahren. München: Hanser, 1995 (Reihe Fertigungstechnik Erlangen Bd. 43). Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 1995

Anhang

A Physikalische Materialeigenschaften der verwendeten Werkstoffe

Tabelle A: Elastizitätsmodul E , Wärmeausdehnungskoeffizient α_{th} , mittlere spezifische Wärmekapazität c_p , Dichte ρ und Wärmeleitfähigkeit λ in Abhängigkeit von der Temperatur T für niedriglegierten Baustahl [105]

T [°C]	E [10 ⁵ MPa]	α_{th} [10 ⁻⁵ 1/K]	c_p [J/g K]	ρ [10 ⁻³ g/mm ³]	λ [W/mm K]
20	2,15	1,1	0,48	7,83	0,062
100	2,08	-	-	-	-
200	2,01	1,25	0,52	-	0,053
300	1,92	-	-	-	-
400	1,85	1,37	0,56	-	0,044
500	1,76	-	-	-	-
600	1,67	1,42	0,62	-	0,036
670	-	-	-	7,60	-
690	-	1,43	-	-	-
700	1,55	-	-	-	-
800	-	1,14	0,76	-	0,029
900	1,08	-	-	-	-
1000	0,9	1,3	-	7,51	-
1200	-	1,47	-	-	0,032
1250	-	-	-	-	-
1400	-	1,5	-	7,30	0,033
1500	-	-	-	-	-
1600	0,00015	1,5	0,7	-	0,035

Tabelle B: Fließgrenze k_f in Abhängigkeit von der Temperatur T für normalisierten Baustahl S235JR (nach [101,102,103,104])

Temperatur [°C]	25	200	400	600	800	1000	1200
Fließgrenze [MPa]	265	273	161	67	46	25	10

Tabelle C: Fließgrenze k_f in Abhängigkeit von der Temperatur T für walzprofilierte und verschweißte Stahlrohre aus S235JR (kaltverfestigt; jeder Wert entspricht dem Mittelwert aus drei Zugversuchen)

Temperatur [°C]	25	200	400	600	800	1000	1200
Fließgrenze [MPa]	385	340	316	140	65	17	15

B Kenngrößen des Röntgendiffraktometers D5000

Diffraktometer		Meßbedingungen		Auswerteparameter	
Radius ψ -Goniometer	250 mm	Peak	α -Fe (211)	E-Modul	210000 MPa
Röntgenröhre	Cr K_{α}	Meßbereich (2φ)	152-160°	Querkontraktion	$\nu = 0,28$
Divergenzblende	\varnothing 1 mm	Schrittweite	0,03°	Peaklagebestimmung	Schwerpunktmethode
Strahldivergenz	0,29°	Meßzeit	30 s	Auswertemethode	linear
bestrahlte Fläche	\varnothing 2 mm	ψ -Schritte	$\pm 60^{\circ}$ Step 20°		
Filter	Vanadium K_{β}				

Reihe Fertigungstechnik Erlangen

Band 1

Andreas Hemberger

**Innovationspotentiale in der rechnerintegrierten Produktion durch
wissensbasierte Systeme**

208 Seiten, 107 Bilder. 1988. Kartoniert.

Band 2

Detlef Classe

**Beitrag zur Steigerung der Flexibilität automatisierter Montage-
systeme durch Sensorintegration und erweiterte Steuerungskonzepte**

194 Seiten, 70 Bilder. 1988. Kartoniert.

Band 3

Friedrich-Wilhelm Nolting

Projektiertung von Montagesystemen

201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tabelle. 1989.

Kartoniert.

Band 4

Karsten Schlüter

**Nutzungsgradsteigerung von Montagesystemen durch den Einsatz
der Simulationstechnik**

177 Seiten, 97 Bilder. 1989. Kartoniert.

Band 5

Shir-Kuan Lin

Aufbau von Modellen zur Lageregelung von Industrierobotern

168 Seiten, 46 Bilder. 1989. Kartoniert.

Band 6

Rudolf Nuss

**Untersuchungen zur Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem
Laserschneiden**

206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tabellen. 1989. Kartoniert.

Band 7

Wolfgang Scholz

**Modell zur datenbankgestützten Planung automatisierter
Montageanlagen**

194 Seiten, 89 Bilder. 1989. Kartoniert.

Band 8

Hans-Jürgen Wißmeier

**Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhaltens von Hartmetall-
Fließpreßmatrizen**

179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tabellen. 1989. Kartoniert.

Band 9

Rainer Eisele

**Konzeption und Wirtschaftlichkeit von Planungssystemen in der
Produktion**

183 Seiten, 86 Bilder. 1990. Kartoniert.

Band 10

Rolf Pfeiffer

**Technologisch orientierte Montageplanung am Beispiel der
Schraubtechnik**

216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tabellen. 1990. Kartoniert.

Band 11

Herbert Fischer

Verteilte Planungssysteme zur Flexibilitatssteigerung der rechnerintegrierten Teilefertigung

201 Seiten, 82 Bilder. 1990. Kartonierte.

Band 12

Gerhard Kleineidam

CAD/CAP: Rechnergestutzte Montagefeinplanung

203 Seiten, 107 Bilder. 1990. Kartonierte.

Band 13

Frank Vollertsen

Pulvermetallurgische Verarbeitung eines bereutektoiden verschleißfesten Stahls

XIII + 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tabellen. 1990. Kartonierte.

Band 14

Stephan Biermann

Untersuchungen zur Anlagen- und Prozeßdiagnostik fur das Schneiden mit CO₂-Hochleistungslasern

VIII + 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tabellen. 1991. Kartonierte.

Band 15

Uwe Geißler

Material- und Datenfluß in einer flexiblen Blechbearbeitungszelle

124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tabellen. 1991. Kartonierte.

Band 16

Frank Oswald Hake

Entwicklung eines rechnergestutzten Diagnosesystems fur automatisierte Montagezellen

XIV + 166 Seiten, 77 Bilder. 1991. Kartonierte.

Band 17

Herbert Reichel

Optimierung der Werkzeugbereitstellung durch rechnergestutzte Arbeitsfolgenbestimmung

198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tabellen. 1991. Kartonierte.

Band 18

Josef Scheller

Modellierung und Einsatz von Softwaresystemen fur rechnergefuhrte Montagezellen

198 Seiten, 65 Bilder. 1991. Kartonierte.

Band 19

Arnold vom Ende

Untersuchungen zum Biegeumformen mit elastischer Matrize

166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tabellen. 1991. Kartonierte.

Band 20

Joachim Schmid

Beitrag zum automatisierten Bearbeiten von Keramikgu mit Industrierobotern

XIV + 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tabellen. 1991. Kartonierte.

Band 21

Egon Sommer

Multiprozessorstuerung fur kooperierende Industrieroboter in Montagezellen

188 Seiten, 102 Bilder. 1991. Kartonierte.

Band 22

Georg Geyer

Entwicklung problemspezifischer Verfahrensketten in der Montage

192 Seiten, 112 Bilder. 1991. Kartonierte.

Band 23

Rainer Flohr

Beitrag zur optimalen Verbindungstechnik in der Oberflächenmontage (SMT)

186 Seiten, 79 Bilder. 1991. Kartoniert.

Band 24

Alfons Rief

Untersuchungen zur Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen in der Rohkarosseriefertigung

VI + 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tabellen. 1991. Kartoniert.

Band 25

Christoph Thim

Rechnerunterstützte Optimierung von Materialflußstrukturen in der Elektronikmontage durch Simulation

188 Seiten, 74 Bilder. 1992. Kartoniert.

Band 26

Roland Müller

CO₂-Laserstrahlschneiden von kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen

141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tabellen. 1992. Kartoniert.

Band 27

Günther Schäfer

Integrierte Informationsverarbeitung bei der Montageplanung

195 Seiten, 76 Bilder. 1992. Kartoniert.

Band 28

Martin Hoffmann

Entwicklung einer CAD/CAM-Prozesskette für die Herstellung von Blechbiegeteilen

149 Seiten, 89 Bilder. 1992. Kartoniert.

Band 29

Peter Hoffmann

**Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen :
Prozëführung und Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbearbeitung von Blechformteilen**

186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tabellen. 1992. Kartoniert.

Band 30

Olaf Schrödel

Flexible Werkstattsteuerung mit objektorientierten Softwarestrukturen

180 Seiten, 84 Bilder. 1992. Kartoniert.

Band 31

Hubert Reinisch

Planungs- und Steuerungswerkzeuge zur Impliziten Geräteprogrammierung in Roboterzellen

XI + 212 Seiten, 112 Bilder. 1992. Kartoniert.

Band 32

Brigitte Bärnreuther

Ein Beitrag zur Bewertung des Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen

XI + 179 Seiten, 71 Bilder. 1992. Kartoniert.

Band 33

Joachim Hutfless

Laserstrahlregelung und Optikiagnostik in der Strahlführung einer CO₂-Hochleistungslaseranlage

175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tabellen. 1993. Kartoniert.

Band 34

Uwe Günzel

Entwicklung und Einsatz eines Simulationsverfahrens für operative und strategische Probleme der Produktionsplanung und -steuerung

XIV + 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tabellen. 1993. Kartoniert.

Band 35
Bertram Ehmann
Operatives Fertigungscontrolling durch Optimierung auftragsbezogener Bearbeitungsabläufe in der Elektronikfertigung
XV + 167 Seiten, 114 Bilder. 1993. Kartoniert.

Band 36
Harald Kolléra
Entwicklung eines benutzerorientierten Werkstattprogrammiersystems für das Laserstrahlschneiden
129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tabelle. 1993. Kartoniert.

Band 37
Stephanie Abels
Modellierung und Optimierung von Montageanlagen in einem integrierten Simulationssystem
188 Seiten, 88 Bilder. 1993. Kartoniert.

Band 38
Robert Schmidt-Hebbel
Laserstrahlbohren durchflußbestimmender Durchgangslöcher
145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tabellen. 1993. Kartoniert.

Band 39
Norbert Lutz
Oberflächenfeinbearbeitung keramischer Werkstoffe mit XeCl-Excimerlaserstrahlung
187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tabellen. 1994. Kartoniert.

Band 40
Konrad Grampp
Rechnerunterstützung bei Test und Schulung an Steuerungssoftware von SMD-Bestücklinien
178 Seiten, 88 Bilder. 1995. Kartoniert.

Band 41
Martin Koch
Wissensbasierte Unterstützung der Angebotsbearbeitung in der Investitionsgüterindustrie
169 Seiten, 68 Bilder. 1995. Kartoniert.

Band 42
Armin Gropp
Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim Schneiden mit einem gepulsten Nd:YAG-Laser
160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tabellen. 1995. Kartoniert.

Band 43
Werner Heckel
Optische 3D-Konturerfassung und on-line Biege winkelmessung mit dem Lichtschnittverfahren
149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tabellen. 1995. Kartoniert.

Band 44
Armin Rothhaupt
Modulares Planungssystem zur Optimierung der Elektronikfertigung
180 Seiten, 101 Bilder. 1995. Kartoniert.

Band 45
Bernd Zöllner
Adaptive Diagnose in der Elektronikproduktion
195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tabellen. 1995. Kartoniert.

Band 46
Bodo Vormann
**Beitrag zur automatisierten Handhabungsplanung
komplexer Blechblegteile**
126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tabellen. 1995. Kartoniert.

Band 47
Peter Schnepf
Zielkostenorientierte Montageplanung
144 Seiten, 75 Bilder. 1995. Kartoniert.

Band 48
Rainer Klotzbücher
**Konzept zur rechnerintegrierten Materialversorgung
In flexiblen Fertigungssystemen**
156 Seiten, 62 Bilder. 1995. Kartoniert.

Band 49
Wolfgang Greska
Wissensbasierte Analyse und Klassifizierung von Blechteilen
144 Seiten, 96 Bilder. 1995. Kartoniert.

Band 50
Jörg Franke
**Integrierte Entwicklung neuer Produkt- und Produktionstechnologien
für räumliche spritzgegossene Schaltungsträger (3-D MID)**
196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tabellen. 1995. Kartoniert.

Band 51
Franz – Josef Zeller
Sensorplanung und schnelle Sensorregelung für Industrieroboter
190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tabellen. 1995. Kartoniert.

Band 52
Michael Solvie
Zeitbehandlung und Multimedia-Unterstützung In Feldkommunikationssystemen
200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tabellen. 1996. Kartoniert.

Band 53
Robert Hopperdietzel
Reengineering in der Elektro- und Elektronikindustrie
180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tabelle. 1996. Kartoniert.

Band 54
Thomas Rebhahn
**Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung mit Excimerlasern –
Systemkomponenten und Verfahrensoptimierungen**
148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tabellen. 1996. Kartoniert.

Band 55
Henning Hanebuth
Laserstrahlhardlöten mit Zweistrahltechnik
157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tabellen. 1996. Kartoniert.

Band 56
Uwe Schönherr
**Steuerung und Sensordatenintegration für flexible Fertigungszellen
mit kooperierenden Robotern**
188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tabellen. 1996. Kartoniert.

Band 57
Stefan Holzer
Berührungslose Formgebung mit Laserstrahlung
162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tabellen. 1996. Kartoniert.

- Band 58
Markus Schultz
Fertigungsqualität beim 3D-Laserstrahlschweißen von Blechformteilen
165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tabellen. 1997. Kartoniert.
- Band 59
Thomas Krebs
Integration elektromechanischer CA-Anwendungen über einem STEP-Produktmodell
198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tabellen. 1996. Kartoniert.
- Band 60
Jürgen Sturm
**Prozeintegrierte Qualitätssicherung
in der Elektronikproduktion**
167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tabellen. 1997. Kartoniert.
- Band 61
Andreas Brand
**Prozesse und Systeme zur Bestückung räumlicher
elektronischer Baugruppen (3D-MID)**
182 Seiten, 100 Bilder. 1997. Kartoniert
- Band 62
Michael Kauf
**Regelung der Laserstrahlleistung und der Fokusparameter einer
CO₂-Hochleistungslaseranlage**
140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tabellen. 1997. Kartoniert
- Band 63
Peter Steinwasser
**Modulares Informationsmanagement in der Integrierten
Produkt- und Prozeßplanung**
190 Seiten, 87 Bilder. 1997. Kartoniert.
- Band 64
Georg Liedl
**Integriertes Automatisierungskonzept für den flexiblen Materialfluß
in der Elektronikproduktion**
196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tabellen. 1997. Kartoniert.
- Band 65
Andreas Otto
Transiente Prozesse beim Laserstrahlschweißen
132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tabelle. 1997. Kartoniert
- Band 66
Wolfgang Blöchl
**Erweiterte Informationsbereitstellung an offenen CNC-Steuerungen
zur Prozeß- und Programptimierung**
168 Seiten, 96 Bilder. 1997. Kartoniert.
- Band 67
Klaus-Uwe Wolf
**Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung zur Leistungs- und
Qualitätssteigerung beim Spulenwickeln.**
186 Seiten, 125 Bilder. 1997. Kartoniert.
- Band 68
Frank Backes
Technologieorientierte Bahnplanung für die 3D-Laserstrahlbearbeitung
138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tabellen. 1997. Kartoniert.
- Band 69
Jürgen Kraus
Laserstrahlumformen von Profilen
137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tabellen. 1997. Kartoniert.

