

Laserumformen von Siliziummikrostrukturen

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur (Dr.-Ing.)

vorgelegt der Fakultät für Maschinenbau
der Technischen Universität Ilmenau

von Dipl.-Ing. (FH) Udo Löschner
geboren am 19.06.1971 in Marienberg

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. P. Wiesner
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. H. Wurmus
3. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. H. Exner

Tag der Einreichung: 14.02.2006

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 10.04.2007

Ein Wort des Dankes

Die vorliegende Arbeit entstand auf der Basis eines Kooperationserfahrens zwischen der Hochschule Mittweida (FH) – University of Applied Sciences und der technischen Universität Ilmenau.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Horst Exner, dem Direktor des Laserinstituts Mittelsachsen e.V. an der Hochschule Mittweida, danke ich für die interessante Themenstellung, für die Betreuung der Arbeit und die Anregungen und Diskussionen. Gleichwohl gilt mein Dank Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Peter Wiesner für seine wohlwollende Unterstützung und Begleitung meiner Dissertation.

Ebenso möchte ich mich bei Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Wurmus für die bereitwillige Übernahme des Korreferats bedanken.

Die Anfertigung der Arbeit wäre ohne die tatkräftige Unterstützung vieler Kollegen und Mitarbeiter nicht möglich gewesen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. Heinz Gründemann und Herrn Prof. Dr. Andreas Fischer vom Fachbereich Mathematik/Physik/Informatik an der Hochschule Mittweida für die vielen hilfreichen Anregungen und Gespräche zu mathematischen und physikalischen Problemstellungen sowie ausgedehnten Diskussionen zur FE-Modellierung.

Meinem Kollegen Herrn Dipl.-Ing. Sascha Klötzer, Mitarbeiter im Laserinstitut Mittelsachsen e.V., danke ich für den Soft- und Hardwaresupport während der gesamten Promotionszeit.

An dieser Stelle möchte ich mich bei den Mitarbeitern der Fachgruppe Werkstoffe der Elektrotechnik / Elektronik an der TU Chemnitz, besonders bei Frau Dr. Eva Gärtner, Herrn Dr. Erhard Jänsch und Herrn Prof. Dr. Joachim Frühauf für die gute und wertvolle Zusammenarbeit bei der Charakterisierung der Proben sowie die Herstellung der REM-Aufnahmen bedanken.

Ganz besonderer Dank gilt meiner Frau, die mit viel Geduld und liebevoller Unterstützung zum Entstehen meiner Promotion beigetragen hat.

Olbernhau, im Februar 2006

Kurzfassung	I
Abstract	II
Formelzeichen und Abkürzungen.....	III
1 Einleitung	1
2 Aufgabenstellung und Zielsetzung	3
3 Stand der Technik	4
3.1 Umformverfahren	4
3.2 Umformen mit Laserstrahlung	8
3.2.1 Theorie des Laserstrahlumformens	8
3.2.1.1 Einleitende Betrachtungen	8
3.2.1.2 Der Temperaturgradienten-Mechanismus.....	9
3.2.1.3 Der Knickmechanismus	11
3.2.1.4 Der Stauchmechanismus	13
3.2.1.5 Der Eigenspannungspunkt- und der Eigenspannungsrelaxations-Mechanismus	13
3.2.2 Ergebnisse aus den experimentellen Umformuntersuchungen ...	13
3.2.2.1 Einführung.....	13
3.2.2.2 Eingesetzte Laserquellen.....	14
3.2.2.3 Umformwerkstoffe.....	15
3.2.2.4 Einflussgrößen im Laserumformprozess.....	16
3.2.3 Analytische und numerische Modelle	19
3.2.3.1 Einleitende Bemerkungen	19
3.2.3.2 Analytische Prozessmodelle	20
3.2.3.3 Numerische Prozessmodelle	23
3.2.4 Anwendungsgebiete des Laserstrahlumformens von Metallen....	25
3.3 Umformen von Silizium mit Biegewerkzeug in einem Wärmeofen	28
4 Eigenschaften des Siliziums	30
4.1 Allgemeines	30
4.2 Kristallografische Eigenschaften.....	30
4.3 Mechanische Eigenschaften	32
4.4 Thermische Eigenschaften.....	36
4.5 Optische Eigenschaften	38
5 Numerische Simulation des Umformprozesses mit Laserstrahlung.	40
5.1 Grundlegende Betrachtungen zum Umformen mit Laserstrahlung....	40
5.2 Die Erstellung des FE-Modells	47

5.2.1	Generelle Vorgehensweise.....	47
5.2.2	Erstellung der Modellgeometrie.....	47
5.2.3	Modell für die Temperaturfeldberechnung	50
5.2.3.1	Der Laserstrahl als Wärmequelle	50
5.2.3.2	Die bewegte Wärmequelle	56
5.2.3.3	Phasenumwandlung	57
5.2.3.4	Energieverluste durch Wärmestrahlung und Konvektion, Randbedingungen.....	59
5.2.4	Modell für die Spannungsfeldberechnung.....	60
5.2.4.1	Modellierung des elastisch-plastischen Materialverhaltens.....	60
5.2.4.2	Berechnung der Dehnungen und Spannungsfelder aus den induzierten Temperaturfeldern, Randbedingungen	62
5.3	Temperaturfeldberechnungen.....	63
5.3.1	Einführung in die Problematik	63
5.3.2	Ergebnisse der Temperaturfeldberechnungen.....	64
5.4	Spannungsfeldberechnungen.....	70
5.4.1	Dehnungs- und Spannungsverläufe in x-Richtung	70
5.4.2	Der Biegewinkelverlauf.....	78
5.4.3	Ausgewählte Dehnungs- und Spannungsverläufe in y- und z-Richtung	80
5.4.4	Analyse der berechneten plastischen Dehnungen	84
5.5	Modellvorstellung zum laserinduzierten Umformprozesses von Siliziummikrostrukturen	88
6	Experimentelle Untersuchungen	91
6.1	Versuchsaufbau	91
6.1.1	Die Laseranlage.....	91
6.1.2	Die Biegewinkelmessung	92
6.2	Versuchsplanung und -durchführung	94
6.2.1	Biegeproben	94
6.2.2	Auswahl der zu untersuchenden Einflussparameter	95
6.2.3	Auswertung der Untersuchungen	97
6.3	Untersuchungen bei einer Wellenlänge von 1064 nm.....	100
6.3.1	Laserparameter	100
6.3.1.1	Einfluss der Betriebsart.....	100
6.3.1.2	Einfluss der Laserleistung im cw-Betrieb	100
6.3.2	Bestrahlungsregime	104
6.3.2.1	Einfluss der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen auf den Biegewinkel.....	104

6.3.2.2	Einfluss des Linienabstandes auf den Biegewinkel.....	106
6.3.2.3	Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf den Biegewinkel.....	108
6.3.2.4	Einfluss des Bestrahlungsortes auf den Biegewinkel.....	109
6.3.3	Parameter an der Biegeprobe - Einfluss der Biegefederdicke auf den Biegewinkel.....	111
6.4	Untersuchungen bei einer Wellenlänge von 532 nm.....	113
6.4.1	Laserparameter.....	113
6.4.1.1	Einfluss der Betriebsart.....	113
6.4.1.2	Einfluss der Laserleistung im cw-Betrieb.....	113
6.4.2	Bestrahlungsregime.....	115
6.4.2.1	Einfluss der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen auf den Biegewinkel.....	115
6.4.2.2	Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf den Biegewinkel.....	117
6.5	Vergleich der experimentell bestimmten Biegewinkelverläufe mit den Ergebnissen aus den FEM-Berechnungen.....	120
7	Charakterisierung umgeformter Biegeproben.....	125
7.1	Beurteilung der bestrahlten Bereiche.....	125
7.1.1	Materialveränderungen.....	125
7.1.2	Ausbildung von Gleitversetzungen.....	126
7.1.3	Beurteilung der Materialveränderungen und der Gleitversetzungsausbildung in Abhängigkeit von ausgewählten Prozessparametern.....	128
7.2	Bestimmung der Bruchfestigkeit laserumgeformter Biegeproben.....	131
7.3	Dickenzunahme an der Biegestelle.....	135
7.4	Querverzug.....	137
7.5	Biegeradien.....	141
7.6	Reproduzierbarkeit und Alterungsverhalten.....	143
7.7	Vergleich Laserstrahlumformen – Umformung mit Biegewerkzeug in einem Wärmeofen.....	150
8	Spezielle Umformaufgaben und Anwendungsmöglichkeiten.....	152
8.1	Umformung von zweiseitig eingespannten Biegefedern.....	152
8.2	Umformen mit Laserstrahlung und zusätzlichem Werkzeug.....	154
8.3	Anwendungsmöglichkeiten des Laserstrahlumformens von Siliziummikrostrukturen.....	157
8.3.1	Umformbeispiele.....	157
8.3.2	Erste Anwendungen.....	159
9	Zusammenfassung.....	165

Inhaltsverzeichnis

10	Ausblick.....	171
11	Literaturquellenverzeichnis	172
12	Anhang.....	181

Kurzfassung

In dieser Arbeit werden erstmalig grundlegende theoretische und praktische Untersuchungen zum Umformen von Siliziummikrostrukturen mit Hilfe von Laserstrahlung durchgeführt.

Vorangestellt ist eine gründliche Analyse des Kenntnisstandes der Technik.

Die Simulation des Laserumformprozesses von Siliziummikrostrukturen an einem auf die experimentellen Untersuchungen zugeschnittenen FE-Modell gibt Aufschluss über die entstehenden Temperatur-, Dehnungs- und Spannungsfelder im Material und die entstehenden Biegewinkel. Die Berechnungsergebnisse fließen in eine modellhafte Beschreibung des laserinduzierten Biegeprozesses von Siliziummikrostrukturen ein.

Die experimentellen Untersuchungen mit Nd:YAG-Laserstrahlung der Wellenlängen 1064 nm und 532 nm liefern Erkenntnisse zu wichtigen Parametern im Laserumformprozess wie beispielsweise zum Einfluss von Laserleistung, der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen oder der Bearbeitungsgeschwindigkeit. Die experimentellen Ergebnisse sind denen aus den Simulationsrechnungen gegenübergestellt.

Nach der Umformung werden die Biegeproben hinsichtlich Veränderungen gegenüber unverformten Proben beurteilt. Neben Materialveränderungen in der Biegezone liegen sowohl geometrische Abweichungen als auch veränderte mechanische Festigkeitseigenschaften vor.

Durch den Aufbau eines Regelkreises mit dem Biegewinkel als Stellgröße lässt sich die Reproduzierbarkeit der hergestellten Umformungen von den Toleranzfeldern im Laserumformprozess entkoppeln und dadurch deutlich verbessern.

Das entwickelte Verfahren eignet sich sehr gut zum Umformen von Siliziumbauteilen für verschiedenste Anwendungen. Speziell entworfene mikromechanische Bauteile aus Silizium können so umgeformt werden, dass sie in der Lage sind, andere Bauteile mechanisch in ihrer Lage zu fixieren, zu führen, zu stapeln oder sogar mechanische oder elektrische Aufgaben auch über mehrere Waferebenen zu übertragen.

Abschließend werden spezielle Umformuntersuchungen mit Laser und zusätzlichem Biegewerkzeug durchgeführt.

Abstract

In this work fundamental theoretical and experimental investigations on the bending of silicon microstructures by means of laser radiation are presented for the first time.

At the beginning the state of the art is analysed.

The performed simulation of the laser bending process of silicon microstructures gives information on the distribution of temperature, strain and stress inside the material and the resulting bending angle. The results of those calculations were used to develop a model of the laser induced bending process.

Experimental investigations using Nd:YAG laser radiation of 1064 nm and 532 nm wavelengths yield information on the influence of important parameters on the laser bending process. Those parameters include laser power, the number of consecutive irradiations and the machining speed. The experimental results are compared with the results of the simulation.

The laser bended samples have been characterized in relation to changes compared to undeformed samples. Beside material modifications there occur also geometrical deviations in the bending zone as well as variations in mechanical strength of the material.

In consequence of the installation of a closed loop control, which uses the bending angle as input parameter, the reproducibility can be considerably improved because the actual bending is not influenced anymore by tolerances on the laser bending process.

The silicon bending technology, which has been developed, can be used in a quite number of different applications. For example, specially designed micromechanical components made of silicon can be formed in such a way, that they are able to fix the position of other components, to guide or to stack components or even to transfer mechanical, electrical or electronical tasks to more than one wafer plane.

In a final chapter the results of special investigations on the bending of silicon with laser radiation and an additional bending tool are presented.

Formelzeichen und Abkürzungen

A		Absorptionsgrad
A	[m ²]	Fläche
C _{ik}	[GPa]	elastische Koeffizienten, Matrix der elastischen Koeffizienten
E	[GPa]	Elastizitätsmodul
E _t	[MPa]	Tangentenmodul
F		Bruchwahrscheinlichkeit
F ₀		Fourier-Zahl
G	[GPa]	Schubmodul
H		Häufigkeit
H _v	[J m ⁻³]	Volumenbezogene Enthalpie
I	[W cm ⁻²]	Leistungsflussdichte, Intensität
I ₀	[W cm ⁻²]	maximale Leistungsflussdichte
I _A	[W cm ⁻²]	Leistungsflussdichte der absorbierten Laserstrahlung
I _E	[W cm ⁻²]	Leistungsflussdichte der eingestrahnten Laserstrahlung
I _R	[W cm ⁻²]	Leistungsflussdichte der reflektierten Laserstrahlung
I _T	[W cm ⁻²]	Leistungsflussdichte der transmittierten Laserstrahlung
N	[m ⁻³]	Versetzungsdichte
P	[W]	Leistung, Laserleistung
Q	[J]	Wärme
\dot{Q}	[W]	Wärmestrom
R		Reflexionsgrad
S		Statistische Sicherheit
S _{ij}	[GPa]	Spannungsdeviator
T	[°C, K]	Temperatur
ΔT	[K]	Temperaturdifferenz
T _m	[°C, K]	Schmelztemperatur

T		Transmissionsgrad
V	[mm ³]	Volumen
V ₀	[mm ³]	Normierungsvolumen
W		Überlebenswahrscheinlichkeit
a	[m ² s ⁻¹]	Temperaturleitfähigkeit
a _{max}	[μm]	maximale Auslenkung
a,b,c	[m]	Koordinaten der Elementarzelle
b		Burgers-Vektor
b _b	[μm]	Biegefederbreite
c _P	[J kg ⁻¹ K ⁻¹]	Spezifische Wärmekapazität
d	[μm]	Linienabstand
Δe	[mm]	Abstand Einspannung – Bestrahlungsort
f	[μm]	Durchbiegung, Auslenkung
f	[mm]	Brennweite
f _P	[kHz]	Pulswiederholfrequenz
j _C	[W m ⁻²]	Leistungsflussdichte der Konvektion
j _R	[W m ⁻²]	Leistungsflussdichte der Wärmestrahlung
k		Strahlqualitätskennzahl
l	[μm]	Länge
l _b	[μm]	Biegefederlänge
Δl	[μm]	Elementkantenlänge bzw. Knotenabstand
m		Weibull-Modul
n		Anzahl
n		Brechzahl
r	[μm]	Radius
r _B	[μm]	Biegeradius
s	[μm]	Materialdicke, Biegefederdicke

Formelzeichen und Abkürzungen

Δs	[μm]	Dickenänderung
s_n		Standardabweichung
t	[s]	Zeit
Δt	[ms]	Verweilzeit
u		Faktor
u	[mm]	Verschiebungsfeld
v	[mm s ⁻¹]	Geschwindigkeit
v		Vertrauensbereich
v_B	[mm min ⁻¹]	Biegegeschwindigkeit
v_f	[mm s ⁻¹]	Vorschubgeschwindigkeit
w_0	[μm]	Laserstrahlradius (86,5%-Radius)
x, y, z	[mm]	Raumkoordinaten
x_i		Einzelmesswert
\bar{x}		Mittelwert
α	[°]	Winkel
α_B	[°]	Biegewinkel
α_c	[W m ⁻² K ⁻¹]	Wärmeübergangskoeffizient
α_{opt}	[cm ⁻¹]	Absorptionskoeffizient
α_{th}	[K ⁻¹]	linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient
α_V	[°]	Vorspannwinkel
δ_{ij}		Kronecker-Symbol
δ_{opt}	[μm]	optische Eindringtiefe
δ_{th}	[μm]	thermische Eindringtiefe
ε		Dehnung
ε_{el}		elastische Dehnung
$\varepsilon_{ij}, \varepsilon_k$		Verzerrungstensor
ε_{pl}		plastische Dehnung

ε_q		Querdehnung
ε_R		Emissionsgrad
ε_{th}		thermische Dehnung
κ		Absorptionsindex
λ	[nm]	Wellenlänge
λ_{th}	[W m ⁻¹ K ⁻¹]	Wärmeleitfähigkeit
ν		Querkontraktionszahl
φ	[rad]	Winkel
ρ	[kg m ⁻³]	Dichte
σ	[MPa]	Spannung
σ_0	[MPa]	Normierungsspannung
σ_B	[W m ⁻² K ⁻⁴]	Boltzman-Konstante
σ_{BB}	[MPa]	Biegebruchfestigkeit
σ_{F0}	[MPa]	Fliessgrenzspannung
$\sigma_{F0,o}$	[MPa]	obere Fliessgrenzspannung
$\sigma_{F0,u}$	[MPa]	untere Fliessgrenzspannung
σ_i	[MPa]	Biegebruchfestigkeiten für die Ausfallwahrscheinlichkeit i
σ_i, σ_{ij}	[MPa]	Spannungstensor
σ_{kk}	[MPa]	Summe der Spannungen auf der Hauptdiagonalen des Spannungstensors
σ_{mittel}	[MPa]	mittlere Biegebruchfestigkeit
σ_U	[MPa]	Spannung für F = 0
σ_v	[MPa]	von-Mises-Vergleichsspannung

1 Einleitung

Silizium ist heute der wichtigste Werkstoff in der Mikrosystemtechnik. Aufgrund seiner ausgezeichneten nichtelektrischen Eigenschaften wie hohe Festigkeit, hohe Elastizität, geringe Dichte, hohe Wärmeleitfähigkeit und thermische Ausdehnung in Verbindung mit den elektrischen Eigenschaften stellt Silizium das Basismaterial für mikrosystemtechnische Bauteile und Komponenten wie Sensoren, Aktoren oder mikro-elektromechanische Systeme (MEMS) dar [2]. Bild 1-1 zeigt die Definition des Begriffs „Mikrosystemtechnik“.

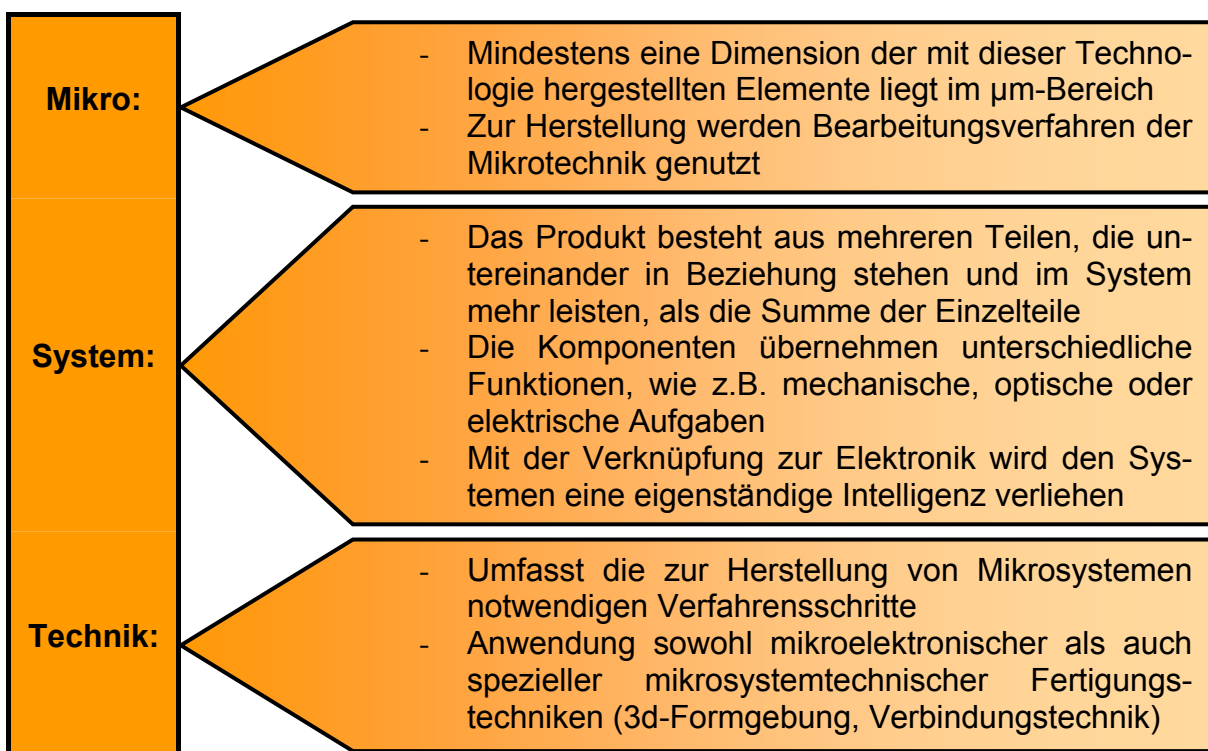


Bild 1-1: Begriffsbestimmung Mikrosystemtechnik [3]

Siliziumbauelemente für MEMS haben im Gegensatz zu mikroelektronischen Bauteilen, bei denen die elektrischen Funktionen nahe der Oberfläche untergebracht sind, in den meisten Fällen eine dreidimensionale Form. Diese dreidimensionale Form wird gegenwärtig durch nasschemische Ätzprozesse (anisotropes Ätzen) oder mit tiefem reaktiven Ionenätzen (RIE) hergestellt.

In den 70er und 80er Jahren entdeckte man das Silizium als mechanisches Material [1]. Lässt sich Silizium plastisch verformen, kann man auf diese Weise mit geeigneten Verfahren dreidimensional geformte Siliziumbauelemente herstellen. Eine Kaltumformung ist wegen seines spröden Verhaltens nicht möglich, weil Silizium erst ab Temperaturen oberhalb 520°C bis 600°C vom spröden zum duktilen Verhalten

übergeht [4]. Beobachtet wurde dies als ungewollter Begleiteffekt bei Hochtemperaturprozessen in der Mikroelektronik [5].

Erste gezielte Untersuchungen zur plastischen Verformung von Silizium wurden mit Hilfe einer Dreipunkt-Biegevorrichtung in einem Wärmeofen erfolgreich durchgeführt [2,28,110]. Die Experimente erstreckten sich aufgrund des zu durchlaufenden Temperaturregimes über mehrere Stunden.

Zunehmend nutzt man Laserverfahren zur Herstellung und Formgebung von mikrosystemtechnischen Bauelementen. Die Herstellung von Mikrobohrungen, das Mikroschneiden oder die Mikrostrukturierung sind typische Anwendungsgebiete [132,133]. In dieser Arbeit soll das Laserstrahlumformen, das für metallische Werkstoffe seit einigen Jahren erfolgreich eingesetzt wird, auf das Material Silizium ausgedehnt und der Grundstein für die plastische Verformung von Siliziummikrostrukturen gelegt werden. Diese neuartige Technologie eröffnet eine Vielzahl neuer Perspektiven für zukünftige mikrosystemtechnische Applikationen auf dem Gebieten der Mikromechanik, der Mikrooptik oder der Mikroelektronik.

2 Aufgabenstellung und Zielsetzung

In dieser Arbeit soll das Umformen von Siliziummikrostrukturen unterhalb der Schmelztemperatur mit Hilfe des Lasers grundlegend untersucht werden.

Vorangestellt ist eine gründliche Analyse des technischen Kenntnisstandes zum Umformen.

Experimentelle Untersuchungen zum Umformprozess und die Erarbeitung eines Modells zur Beschreibung der ablaufenden Vorgänge beim Umformen von Siliziummikrostrukturen bilden die beiden Schwerpunkte der Arbeit.

Am Beginn der experimentellen Untersuchungen steht die Ermittlung der Einflussparameter auf den Umformprozess und ihre Auswirkungen auf das Biegeergebnis. Aus diesen Untersuchungen werden die optimalen Parameterbereiche identifiziert. Die umgeformten Proben sind hinsichtlich Biegewinkel, Reproduzierbarkeit, Bruchfestigkeit und geometrischer Abweichungen zu bewerten und die bestrahlten Bereiche zu charakterisieren. Die Umformung mittels Laser soll den bereits bekannten Umformuntersuchungen mit Werkzeug in einem Wärmeofen vergleichend gegenübergestellt werden.

Im Anschluss folgen Untersuchungen zum Laserstrahlumformen mit zusätzlichem Biegewerkzeug.

Abschließend sollen die gewonnenen Erkenntnisse zur Herstellung praxisrelevanter mikrosystemtechnischer Bauteile angewendet werden.

Ergänzend zu den experimentellen Untersuchungen erfolgt ausgehend von den ablaufenden physikalischen Prozessen beim Laserstrahlumformen die Entwicklung eines Modells zur Berechnung von Temperaturfeldern und Spannungsfeldern im Umformprozess. Der minimale Anspruch an das Modell ist die qualitativ korrekte Wiedergabe des Umformprozesses und des Biegewinkels in Abhängigkeit der Prozessparameter. Abschließend soll aus den ablaufenden physikalischen Prozessen und den Berechnungsergebnissen ein beschreibendes Modell für den Umformprozess von Silizium mit dem Laser abgeleitet werden.

3 Stand der Technik

3.1 Umformverfahren

Als konventionelle Umformverfahren sollen alle diejenigen Verfahren verstanden werden, bei denen die plastische Verformung durch Aufbringen einer geeigneten äußeren Kraft mit speziellen Werkzeugen (Stempel, Gesenk) erfolgt. Diese Verfahren sind wegen ihrer geringen Flexibilität nur bei größeren Stückzahlen effektiv, weil die Entwicklung und Herstellung der Umformvorrichtungen bzw. Umformwerkzeuge viel Zeit beansprucht und hohe Kosten verursacht.

Die Flexibilität des Umformverfahrens wird durch die Bindung des Werkzeugs an die Endform des Werkstücks bestimmt [119]. Je geringer diese Bindung ausfällt, desto flexibler ist das Verfahren. Deshalb gewinnen die flexiblen Umformverfahren stark an Bedeutung, weil einerseits die Endform des Werkstücks in weiten Bereichen frei gewählt werden kann und andererseits keine speziellen Werkzeuge erforderlich sind und damit deren kostenintensive Entwicklung und Herstellung entfallen. Anwendung findet das flexible Umformen hauptsächlich im Rapid Prototyping oder der Kleinserienfertigung, es dient aber auch zur Reparatur oder Modifikation von Blechbauteilen. Diese Verfahren können nach dem physikalischen Wirkprinzip, das die plastische Deformation verursacht, klassifiziert werden. Man unterscheidet

- mechanische (Kugelstrahlumformen),
- thermische (Flammrichten, Plasmabogenumformen, Laserstrahlumformen),
- elektrische (Funkenumformen) und
- magnetische (Induktionsumformen) Umformverfahren.

Die flexiblen Umformverfahren, zu denen das Umformen mittels Laserstrahlung zählt, besitzen viele Gemeinsamkeiten, wie beispielsweise ihre hohen Flexibilität und die örtlich begrenzte Wirkung. Für ausgewählte Verfahren wird deshalb ein kurzer Überblick gegeben.

Kugelstrahlumformen

Bei diesem Verfahren dient ein gerichteter Kugelstrahl als Energiequelle [84,86,87]. Die kinetische Energie der Kugeln wird beim Aufprall auf dem Bauteil in Formänderungsarbeit umgewandelt und führt zur plastischen Dehnung der Bauteiloberfläche. Der Grad der Umformung hängt von der Bauteilgeometrie, der Ein- und Vorspannung des Bauteils, den Werkstoffeigenschaften, der Strahlmittelgröße und -geschwindigkeit.

keit und der Bestrahlungsstrategie ab. Die Steuerung der Umformrichtung erfolgt über die kinetische Energie der Kugeln. Meist wird nur die Oberflächenrandzone plastifiziert und es entstehen konvexe Verformungen bezüglich der Einfallrichtung des Kugelstrahls. Konkave Krümmungen erzielt man durch Erhöhung der kinetischen Energie der Kugeln. Das Bauteil ist in diesem Falle stark durchplastifiziert.

Das Verfahren eignet sich zur Herstellung großflächiger ein- oder mehrachsig gekrümmter Geometrien oder zum Richten von großen Strukturbauteilen beispielsweise in der Luft- und Raumfahrt (z.B. integralversteifte Beplankungs- und Tragflügelfelder, Seitenschalen-, Außenhautteile bzw. Tankböden für Trägerraketen) [85,87]. Für Bauteile mit Kanten und Winkel eignet sich dieses Verfahren nicht, weil der Strahl geometrisch nicht fein genug dosiert werden kann.

Die Oberfläche kugelstrahlumgeformter Bauteile weist durch die Eindrücke des Strahlmittels eine charakteristische narbige Struktur auf. Die Festigkeit des Bauteils wird dadurch nicht negativ beeinflusst.

Flammrichten

Das Umformen von metallischen Werkstücken durch thermisch induzierte mechanische Spannungen ist nicht neu. Mittels einer Sauerstoff-Acetylen Flamme kann man unerwünschte Deformationen in Bauteilen durch Einbringen lokal begrenzter Temperaturfelder beseitigen [83]. Das Bauteil wird örtlich gezielt erwärmt. Durch die behinderte Wärmedehnung setzt plastisches Fließen ein. Nach der Abkühlung verbleibt eine Formänderung durch die plastische Verformung [78,88]. Im Idealfall erreicht man eine vollständige Kompensation des Verzugs. Zur Erzeugung einer definierten Verformung muss das verursachende Temperaturfeld gezielt durch Aufbringen von Wärmepunkten, Wärmestrichen und Wärmekeilen eingestellt werden, s. Bild 3-1. Die Bauteilgeometrie und der Grad der Umformung

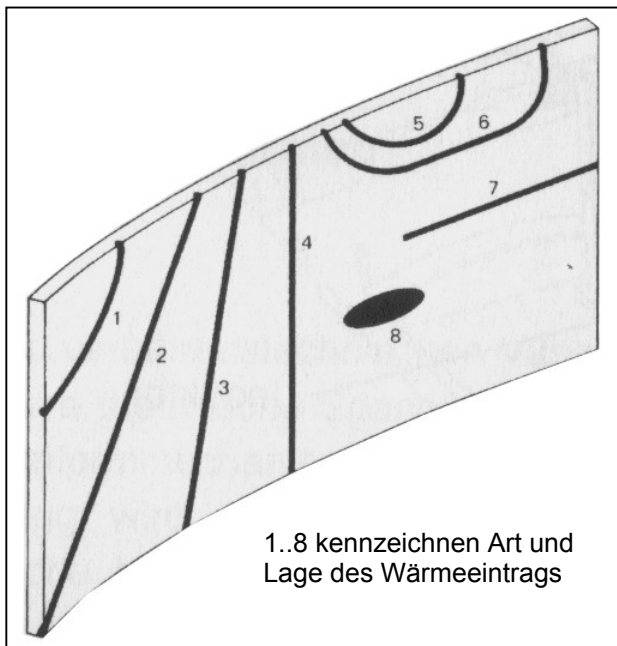


Bild 3-1: Erzeugung von Krümmungen an einem Blechteil durch gezielten Wärmeeintrag [88]

Das Bauteil wird örtlich gezielt erwärmt. Durch die behinderte Wärmedehnung setzt plastisches Fließen ein. Nach der Abkühlung verbleibt eine Formänderung durch die plastische Verformung [78,88]. Im Idealfall erreicht man eine vollständige Kompensation des Verzugs. Zur Erzeugung einer definierten Verformung muss das verursachende Temperaturfeld gezielt durch Aufbringen von Wärmepunkten, Wärmestrichen und Wärmekeilen eingestellt werden, s. Bild 3-1. Die Bauteilgeometrie und der Grad der Umformung

sind dabei die bestimmenden Einflussgrößen.

Das Flammrichten wird meist manuell praktiziert und ohne material- und verfahrensspezifische Vorgehensweisen durchgeführt. Deshalb ist das Richten und Formen mittels Flammenerwärmung flexibel einsetzbar und für Einzel- und Kleinserienfertigung von Bauteilen aus Grobblechen geeignet. Durch die diffuse Natur der Flamme hängt das Bearbeitungsergebnis wesentlich von der Erfahrung und dem Geschick der ausführenden Person ab [44]. Das Umformziel erreicht man meist durch mehrfache Wiederholung bzw. Iteration.

Die Flamme als Wärmequelle erzeugt über größere Bereiche an der Oberfläche des Werkstücks eine annähernd homogene Temperatur, so dass es schwierig ist, in dünnen Teilen und Materialien mit hoher Wärmeleitfähigkeit den oft notwendigen Temperaturgradienten einzustellen. In vielen Fällen müssen erst in Vorversuchen empirische Erfahrungen mittels „try and error“ gesammelt werden.

Anwendung findet das Verfahren sowohl zum Krümmen als auch zum gerade Richten von Blechen, Trägern, Profilen oder auch komplexen Konstruktionen [44,73,77, 78,82]. Als Haupteinsatzgebiet ist das Richten von Wellen und Profilträgern sowie Schweißkonstruktionen zu nennen, die durch die im Schweißprozess eingebrachte Wärme unerwünschte Verformungen erlitten haben. Weiterhin können mit dem Flammrichten auch traglastbedingte Verformungen an Bauwerken ohne negative Beeinflussung der Festigkeitseigenschaften beseitigt werden [78,82]. Neben dem Richten bringt man mit der Flamme auch mechanisch vorgeformte Bleche vor allem im Schiffbau in räumlich komplizierte Formen [78].

Induktionsumformen

Eine andere Möglichkeit zur Umformung von Blechen bietet das Induktionsumformen. Es handelt sich hierbei um ein indirektes Erwärmungsverfahren [90-92]. Elektrische Energie wird über magnetische Induktion durch Wirbelstrombildung im Bauteil in Wärme umgewandelt. Formänderungen können durch einfache mechanische Vorspannung unterstützt werden [89]. Die Ausnutzung der Temperaturabhängigkeit der Fließgrenzspannung ermöglicht Formänderungen mit geringerem Kraftaufwand.

In [89] wird zu Untersuchungen zum Biegen von 16 mm dicken Schiffsblechen mit Induktoren und die Herstellung einer zylindrischen Krümmung durch Verfahren des Induktors entlang paralleler Bahnen auf der Oberfläche berichtet.

In [74,75] sind Untersuchungen und Simulationsrechnungen an vorgespannten Grobblechen mit bewegten Induktoren als Wärmequelle durchgeführt worden. Das Verfahren ist durch empirische Ermittlung optimaler Prozessparameter und Randbedingungen gekennzeichnet. Praktisch sinnvolle Anwendungen findet man nur auf dem Gebiet der Grobblechbearbeitung bei höheren Stückzahlen.

Umformen mit Plasmabogen

Eine weiteres thermisches Umformverfahren ist das Plasmabogenumformen mit einem Plasmabogen als Wärmequelle [34].

Der sehr einfache Aufbau eines Umformsystems mit Plasmabogenquelle besteht aus einer Plasmabogenquelle mit nicht übertragenem Plasmabogen und in Verfahrrichtung an der Oberseite und Unterseite angeordneten Kühldüsen sowie einem Bewegungssystem zur Realisierung der Relativbewegung zwischen Bauteil und Quelle. Über die Wahl der Prozessparameter und des Kühlregimes lassen sich Biegungen zum Plasmastrahl hin und vom Plasmastrahl weg erzeugen, die Biegewinkel können dabei nach mehrmaliger Wiederholung des Prozesses einige 10° betragen. Auch komplexe 3d-Konturen aus ebenen Blechen sind mit angepassten Bestrahlungsstrategien möglich.

Funkenumformen

Das Funkenumformen beruht auf der Erzeugung elektrischer Funken als Wärmequelle [48]. Der mechanische und elektrische Aufbau ist sehr einfach. Die Funken werden über eine Graphit-Elektrode auf das Bauteil übertragen. Über die Veränderung der Funkenanzahl, der Ladespannung oder der Kapazität des Kondensators kann der Biegewinkel gesteuert werden.

Die notwendige elektrische Leitfähigkeit des Bauteils ist ein entscheidender Nachteil des Funkenumformens.

3.2 Umformen mit Laserstrahlung

3.2.1 Theorie des Laserstrahlumformens

3.2.1.1 Einleitende Betrachtungen

Bereits seit Ende der 70er Jahre wird von bleibenden Verformungen durch laserinduzierte thermische Spannungen zur Justage feinwerktechnischer Komponenten berichtet und ein Patent angemeldet [76]. Die Patentschrift beinhaltet, dass durch lokales Aufschmelzen der Materialoberfläche eine bleibende Umformung und damit verbundene Justage des Bauteils erreicht wird.

Erst Anfang der 90er Jahre entwickelte man das Richten und Justieren mit Laserstrahlung weiter.

Dank grundlegender Untersuchungen in den 90er Jahren sind die ablaufenden Mechanismen beim Laserstrahlumformen sehr genau bekannt. Bereits 1990 schuf Frankiewicz in [29] ein 2-Phasen-Modell zur Beschreibung des Biegeprozesses mit Laserstrahlung. Die in zahlreichen Forschungsarbeiten entwickelten Theorien und Mechanismen sind von Vollertsen zusammenfassend dargestellt worden [81]. Ausgehend von dem sich über die Blechdicke einstellenden Temperaturgradienten dT/dz kann das Laserstrahlumformen in fünf Mechanismen eingeteilt werden. Diese sind in Bild 3-2 als Übersicht dargestellt.

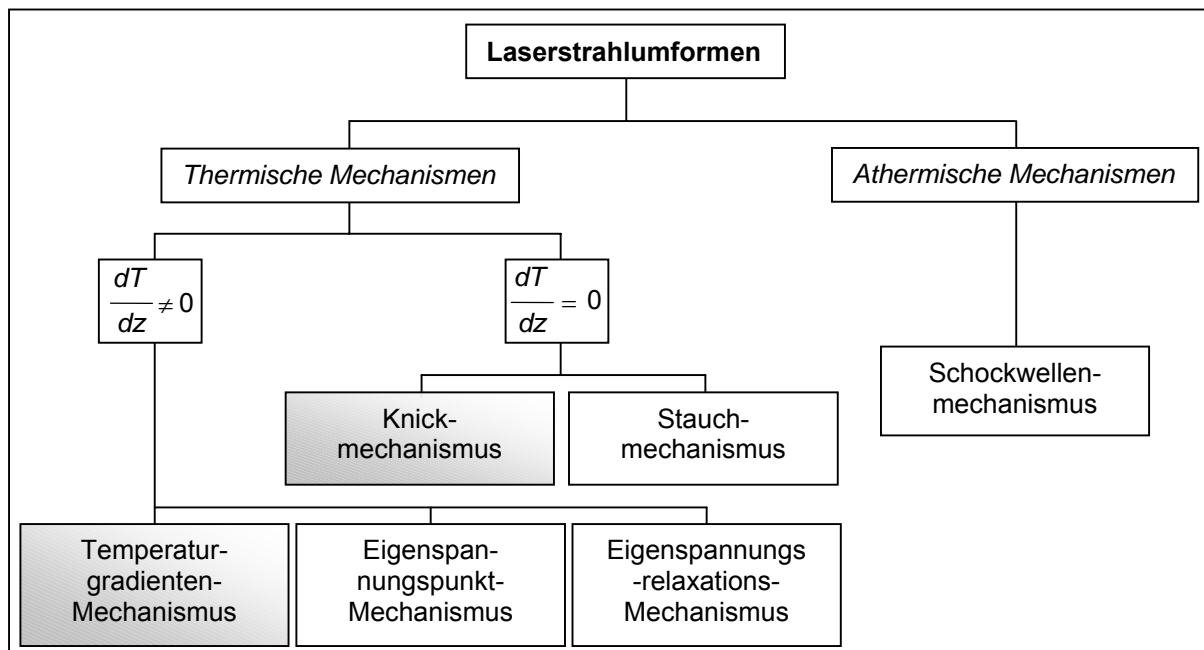


Bild 3-2: Einteilung der Umformmechanismen beim Laserstrahlumformen nach [81]

Der Schockwellenmechanismus als athermischer Mechanismus gehört zu den mechanischen Umformmechanismen. Ähnlich wie beim Kugelstrahlumformen wird die plastische Umformung von außen durch Zuführung von mechanischer Energie in Form von laserinduzierten Schockwellen herbeigeführt.

Die wichtigsten thermischen Mechanismen sind der Temperaturgradienten-Mechanismus (TGM) und der Ausknickmechanismus (BM, englisch: buckling mechanism). Sie unterscheiden sich prinzipiell durch den sich einstellenden Temperaturgradienten entlang der Materialdicke s .

Nach [79] erlaubt die Fourier-Zahl

$$Fo = a \cdot t / s^2 \quad \text{Gl. 3-1}$$

bzw. die modifizierte Fourier-Zahl

$$Fo = a \cdot d_s / (s^2 \cdot v) \text{ mit } d_s = 2 \cdot w_0 \quad \text{Gl. 3-2}$$

als charakteristische Größe die Vorhersage bzw. Bestimmung des wirkenden Mechanismus. Die thermischen Mechanismen sollen in den folgenden Abschnitten näher beleuchtet werden. Die Betrachtungen beziehen sich auf eine Festphasenumformung, d.h. die mit dem Laser induzierten Temperaturen liegen unterhalb der Schmelztemperatur.

3.2.1.2 Der Temperaturgradienten-Mechanismus

Typisch für den TGM ist eine kleine Fourier-Zahl. Diese Zahl beschreibt das Verhältnis der thermischen Eindringtiefe δ_{th} zur Materialdicke s (vgl. Gl. 3-2 und Gl. 3-3).

$$\delta_{th} \sim \sqrt{a \cdot t} \quad \text{Gl. 3-3}$$

Eine kleine Fourier-Zahl bedeutet, dass die thermische Eindringtiefe klein im Vergleich zur Materialdicke ist und sich deshalb ein signifikanter Temperaturgradient zwischen Materialober- und -unterseite einstellt. Im Biegeprozess kann die Aktivierung des TGM für ein vorgegebenes Material durch die Wahl geeigneter Parameter, wie kleine Strahldurchmesser bzw. hohe Geschwindigkeiten, gemäß Gl. 3-2 erfolgen. Der Laserstrahl bewegt sich mit der eingestellten Vorschubgeschwindigkeit v entlang der Biegelinie und verursacht ein sich räumlich ausbildendes, mit dem Laserstrahl bewegtes Temperaturfeld und damit verbundene thermisch induzierte Dehnungen und Spannungen und in der Folge plastische Deformationen im Werkstück. Das

Prinzip des Laserstrahlumformens mit dem TGM ist mit vier Schritten in Bild 3-3 vereinfacht in zweidimensionaler Form dargestellt.

Die in der Biegeprobe absorbierte Laserstrahlung erzeugt einen starken Temperaturgradienten zwischen Materialober- und -unterseite. Er verursacht eine abfallende thermische Dehnung ϵ_{th} über die Materialdicke s . Die Folge ist eine Biegung nach unten, auch als Gegenbiegung bezeichnet, s. Bild 3-3 Punkt „1. Erwärmung“ und die beiden ersten Diagramme rechts. Die thermische Dehnung wird im wesentlichen durch das Widerstandsmoment der Biegeprobe behindert. Dadurch bauen sich im

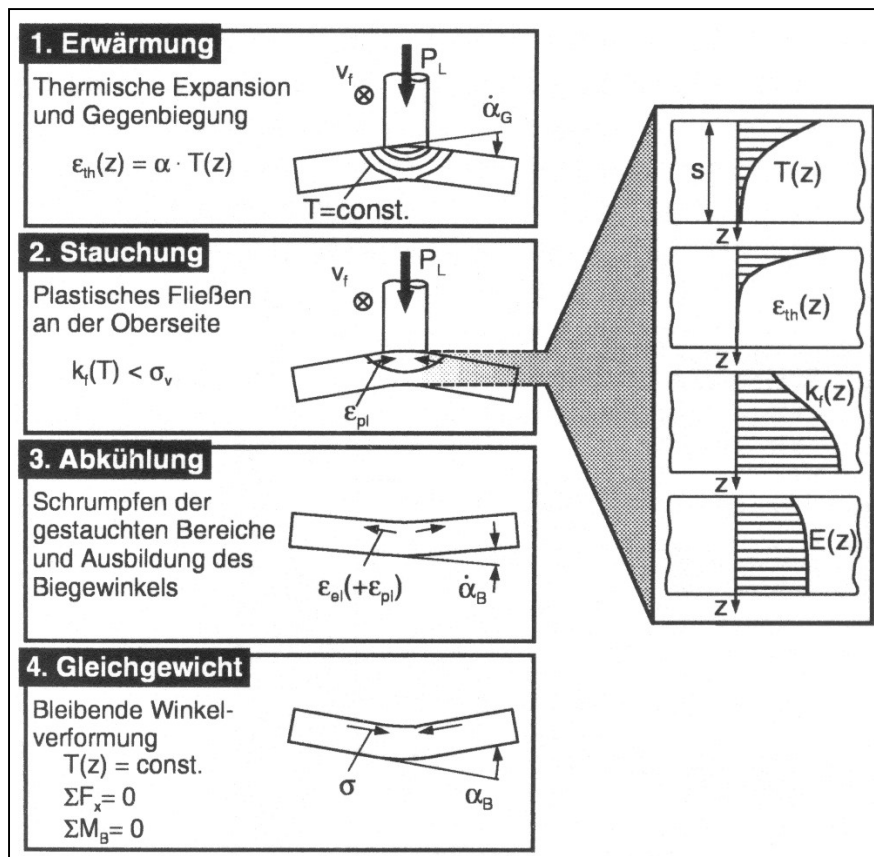


Bild 3-3: Prinzip des Temperaturgradienten-Mechanismus (TGM) [81,83]

Material Spannungen auf. Überschreiten diese Spannungen die Fließgrenzspannung σ_{F0} des Materials (in Bild 3-3 mit dem Formelzeichen k_f bezeichnet), beginnt plastisches Fließen. Anhand der hier verwendeten vereinfachten zweidimensionalen Betrachtung ist davon auszugehen, dass an der Materialoberseite, an der die höchsten Temperaturen vorliegen, Druckspannungen herrschen, die sich durch plastisches Fließen abbauen. Dieser Vorgang wird durch die mit steigender Temperatur fallende Fließgrenzspannung des Materials (drittes Diagramm in Bild 3-3 rechts) zusätzlich begünstigt. Durch die behinderte Wärmedehnung, verursacht durch das umgebende

kältere Material, wird der Werkstoff in oberflächennahen Bereichen gestaucht, s. Bild 3-3 Punkt „2. Stauchung“. Ob die dem Laserstrahl abgewandten Bereiche während des Biegevorgangs plastisch gedehnt oder ebenfalls gestaucht werden, lässt sich mit diesem zweidimensionalen Modell nicht eindeutig klären.

Nach dem Abschalten des Laserstrahls erfolgt ein Temperatenausgleich über dem Querschnitt und gleichzeitig eine Abkühlung im Umformbereich verbunden mit einem Schrumpfen sämtlicher Werkstückbereiche bis zum Erreichen der Endtemperatur. Der Biegewinkel bildet sich zum Laserstrahl hin gerichtet aus, weil die dem Laserstrahl zugewandte Seite einen höheren Anteil an plastischer Deformation bzw. Stauchung aufweist und dadurch gegenüber der abgewandten Seite verkürzt ist, s. Bild 3-3 Punkte „3. Abkühlung“ und „4. Gleichgewicht“.

3.2.1.3 Der Knickmechanismus

Der BM dominiert bei großen Fourier-Zahlen. Das bedeutet eine große thermische Eindringtiefe gegenüber der Materialdicke und damit verbunden ein sehr geringer Temperaturgradient entlang der Materialdickenrichtung. Technologisch kann der BM mit großen Strahldurchmessern gegenüber der Materialdicke bzw. geringen Geschwindigkeiten aktiviert werden (vgl. Gl. 3-2).

Für das Einsetzen des BM wird ein Verhältnis von Laserstrahldurchmesser zu Materialstärke $2 \cdot w_0/s > 10$ angegeben. Ergänzend ist anzumerken, dass nicht nur die geometrischen Größen Laserstrahldurchmesser und Materialdicke, sondern auch die thermischen Eigenschaften die Ausdehnung des erwärmten Bereichs bestimmen. Deshalb kann diese Angabe nur zur Abschätzung dienen.

Mit dem BM können auch Biegewinkel generiert werden, die entgegen der Einstrahlrichtung des Lasers zeigen. Die Bezeichnung als Ausknickmechanismus wird dabei auf das Ausweichen des Materials aus der Ebene zurückgeführt [71,79,81].

Bild 3-4 zeigt die ablaufenden Vorgänge beim BM in vereinfachter zweidimensionaler Darstellung. Die bestrahlte Materialoberfläche ist groß im Vergleich zur Materialdicke. Infolgedessen erwärmt sich der gesamte Materialquerschnitt und es stellt sich nur eine geringe Temperaturdifferenz zwischen Materialober- und -unterseite ein, s. Bild 3-4 Punkt „1. Erwärmung“ und das erste Diagramm rechts. Die durch die Erwärmung hervorgerufene thermische Dehnung ε_{th} wird durch Materialbereiche, die die Umformzone umgeben, behindert und das erwärmte Material knickt aus. Das Ausknicken führt in der Buckelspitze zu plastischer und im Übergangsbereich zum ebe-

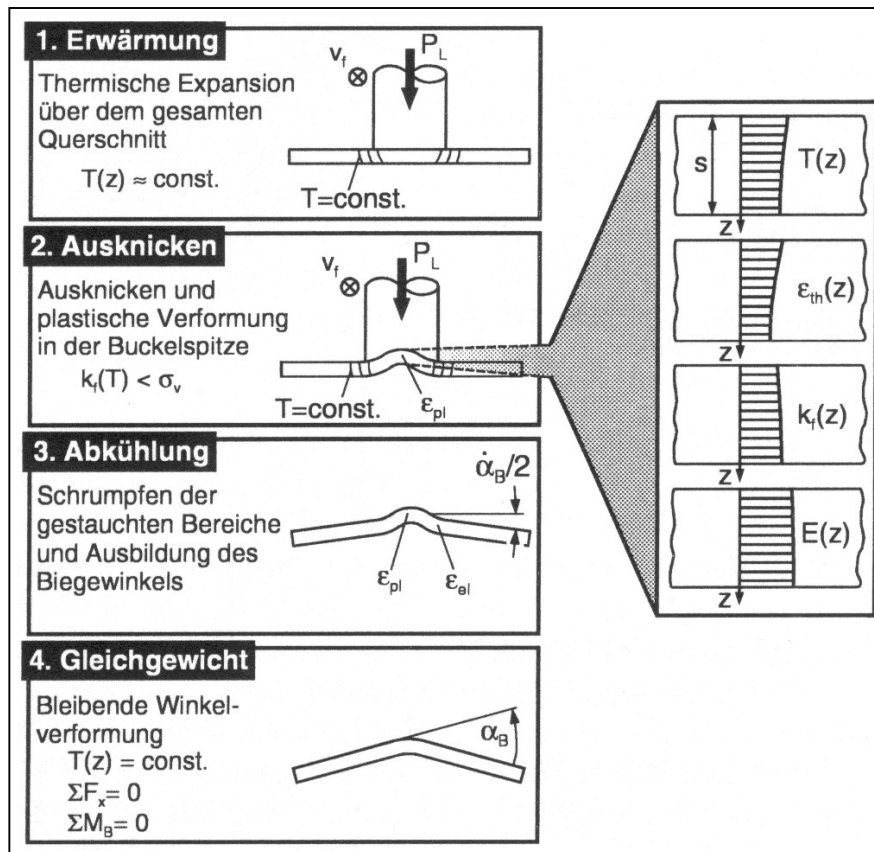


Bild 3-4: Prinzip des Ausknick-Mechanismus (BM) [81,83]

nen Material zu elastischer Verformung. Die plastische Verformung entsteht nur im Zentrum des Buckels, weil dort die Temperaturen am höchsten sind und die Fließgrenzspannung σ_{F0} (in Bild 3-4 mit dem Formelzeichen k_f bezeichnet) dadurch absinkt, s. Bild 3-4 Punkt „2. Ausknicken“ und das dritte Diagramm rechts. Nach der Laserbestrahlung kühlen sich die erwärmten Bereiche ab, die elastischen Verformungen entspannen sich und der Biegewinkel bildet sich aus, s. Bild 3-4 Punkte „3. Abkühlung“ und „4. Gleichgewicht“. Nach den entwickelten Modellvorstellung entsteht zu Beginn der Laserbestrahlung ein geringer Temperaturgradient in Materialdickenrichtung, der eine leichte Gegenbiegung verursacht und damit die Ausknickrichtung vorgibt. Praktisch ist die Ausknickrichtung stochastisch verteilt. Als Ursachen kommen beispielsweise ungewollte Vorbiegungen, ursprüngliche Eigenspannungen im Material oder andere elastische Spannungen in Betracht. Daraus abgeleitet kann eine definierte Ausknickrichtung z.B. durch eine ausreichende elastische oder plastische Vorbiegung oder einen kräftigen Luftstrom vorgegeben werden [15,42,81].

3.2.1.4 Der Stauchmechanismus

Der Stauchmechanismus (engl.: upsetting mechanism UM) ist ähnlich dem BM. Die behinderte thermische Dehnung verursacht eine Verkürzung des Bauteils über den gesamten Querschnitt. Der UM tritt bei dünnen Materialien nicht ein, weil die homogene Durchwärmung des Materialquerschnitts zur Aktivierung des BM führen würde. Der UM wird vorzugsweise zum Umformen dickerer Bauteile wie Strukturbauteile und Profile eingesetzt [69,70,72].

3.2.1.5 Der Eigenspannungspunkt- und der Eigenspannungsrelaxations-Mechanismus

Neben dem TGM lassen sich auch mit diesen beiden Mechanismen Biegungen zum Laserstrahl hin gerichtet herstellen. Beim Eigenspannungspunkt-Mechanismus wird der Laserstrahl nicht wie beim TGM über das Material bewegt, sondern er erwärmt das Material nur für einen kurzen Zeitpunkt an einem festen Punkt. Die ablaufenden Mechanismen bei der Umformung entsprechen denen des TGM [80,81]. Die erreichbaren Biegewinkel sind von der Werkstückgeometrie abhängig und betragen nur $1/10$ bis $1/100$ derer beim TGM.

Unter dem Eigenspannungsrelaxations-Mechanismus versteht man den Abbau von Eigenspannungen durch plastisches Fließen aufgrund thermisch bedingter Fließgrenzspannungsreduktion. Der durch den Temperaturgradienten asymmetrische Abbau dieser Spannungen kann zur Umformung genutzt werden [79].

Diese beiden Mechanismen generieren sehr kleine Biegewinkel, so dass sie Anwendung zum Richten oder Justieren z.B. elektrischer oder feinwerktechnischer Komponenten finden.

3.2.2 Ergebnisse aus den experimentellen Umformuntersuchungen

3.2.2.1 Einführung

In Kap. 3.2.1 sind die ablaufenden Mechanismen beim Laserstrahlumformen ausführlich beschrieben worden. Für die Anwendung des Laserstrahlumformens in der industriellen Produktion müssen die Umformparameter so ausgewählt sein, dass die Umformergebnisse konstant bleiben und eine hohe Prozessstabilität gewährleistet wird. Besonders für TGM und BM gelten unterschiedliche Parameterbereiche [15], vgl. auch Kap. 3.2.1.2 und Kap. 3.2.1.3. Bild 3-5 verdeutlicht den Einfluss wichtiger

Prozessparameter auf das Umformergebnis. Die linke Seite charakterisiert den Parameterbereich für den TGM mit feststehender Biegerichtung zum Laserstrahl hin,

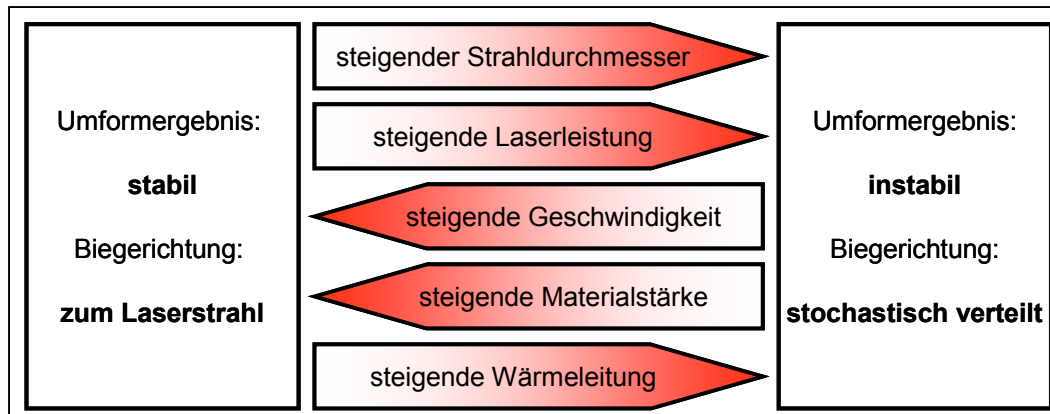


Bild 3-5: Einfluss wichtiger Prozessparameter auf das Umformergebnis [15]

die rechte Seite den für den BM mit nicht vorhersagbarer Biegerichtung. Trotzdem kann auch der BM definierte Biegerichtungen liefern, indem man beispielsweise mit elastischer Vorspannung des Bauteils arbeitet.

Bei einem Großteil der Untersuchungen diente der TGM als Grundlage. Einige wenige Arbeiten berichten über gezielte Untersuchungen zum BM [42,83,25,7,120] und zum UM [50,53,120].

3.2.2.2 Eingesetzte Laserquellen

Der CO₂-Laser und der Nd:YAG-Laser sind die am häufigsten eingesetzten Laserquellen für das Laserstrahlumformen [17-19,24,27,29-32,42,45,48,56,121-123,125]. Findet der CO₂-Laser hauptsächlich beim Umformen von Blechen, Platten, Rohren, Profilen, gekrümmten Bauteilen und komplizierten Freiformflächen im Rapid Prototyping Anwendung, nutzt man den Nd:YAG-Laser häufig für Umformaufgaben in der Mikroelektronik und der Feinwerktechnik. Die eingesetzten CO₂-Laser und ein Großteil der Nd:YAG-Laser arbeiten im kontinuierlichen Betriebsregime. Wenige Autoren berichten von Umformuntersuchungen mit gepulstem Nd:YAG-Laser (Pulsdauer wenige ms) [23,51], gütegeschaltetem Nd:YLF-Laser (Pulsdauer 10 ns) [24,45] und gütegeschaltetem Nd:YVO₄-Laser (Pulsdauer 100 ns) [21].

Neuerdings setzt man auch den wesentlich energieeffizienteren Diodenlaser zum Umformen ein [25,120,128].

Für Umformaufgaben an extrem dünnen Teilen mit geringem Querschnitt und hoher Wärmeleitfähigkeit sind Excimerlaser wegen ihrer kurzen Pulse von meist einigen

10 ns und der hohen Absorption der ultravioletten Strahlung vor allem bei Metallen prädestiniert [16,57,62]. Außerdem tragen beim Umformen mit Excimerlaser oberhalb der Ablationsschwelle des Materials auch laserinduzierte Schockwellen als athermischer Mechanismus neben den wirkenden thermischen Mechanismen wie beim Einsatz von CO₂- und Nd:YAG-Lasern zur Umformung bei. Das durch die explosionsartige Materialverdampfung verursachte Plasma und der damit verbundene Druckstoß von einigen 10 MPa übersteigt beim Durchlauf durch das Material die elastische Dehnung und führt dort zu plastifizierten Bereichen.

In [39] wird vom Laserstrahlumformen an Edelstahl mit einem Ar⁺-Ionen-Laser berichtet, der im kontinuierlichen Betrieb arbeitet.

3.2.2.3 Umformwerkstoffe

Aus Untersuchungen der letzten Jahre liegen bereits zahlreiche experimentelle Ergebnisse vorwiegend für metallische Werkstoffe vor [11,14,15,17,42,120-121,125,128]. An den verschiedensten Eisen- und Nichteisenmetallen sind sehr breit gefächerte Umformaufgaben durchgeführt worden. Neben vielen Stählen formte man auch Aluminium, Titan und Kupfer, deren Legierungen sowie Verbundwerkstoffe um [10,15,27,30,31,40,54,122,126,128].

Die untersuchten Materialstärken bewegen sich hauptsächlich im Millimeter- und Sub-Millimeterbereich. Aber auch dickere Bleche bis hin zu einigen Millimetern wurden umgeformt [17,56].

Neben den metallischen Werkstoffen untersuchte man auch das Umformverhalten von Keramik (Al₂O₃ und TiC) mit Hilfe von Laserstrahlung [21,45].

3.2.2.4 Einflussgrößen im Laserumformprozess

In vielen experimentellen Arbeiten wurden bereits zahlreiche Erkenntnisse zu wichtigen Einflussfaktoren im Laserumformprozess gewonnen. So beeinflussen neben den Parametern der Prozessführung, zu denen Laser- und Bestrahlungsparameter gehören, auch die speziellen physikalischen Eigenschaften des Materials und die Geometrie der Biegeprobe das Umformergebnis. Eine Übersicht zu wichtigen Einflussgrößen beim Umformprozess enthält Bild 3-6. Die Zielgröße Biegewinkel kann bei-

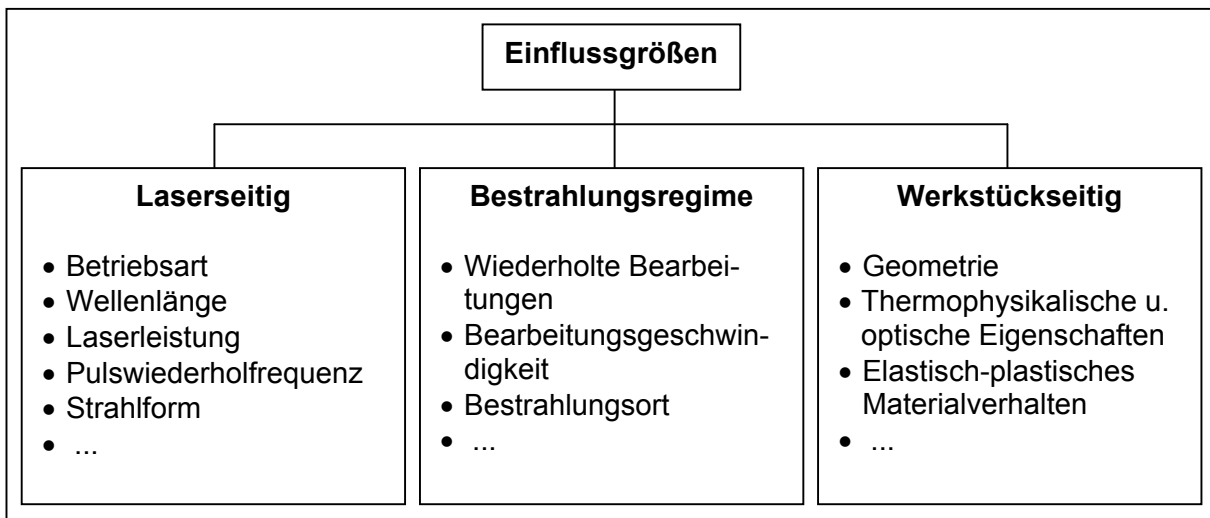


Bild 3-6: Wichtige Einflussgrößen beim Laserstrahlumformen

spielsweise durch Variation der Laserleistung, der Bearbeitungsgeschwindigkeit oder der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen gesteuert werden. Die Ergebnisse der gezielten Untersuchungen zu den einzelnen Parametern (vorwiegend an metallischen Werkstoffen) sind in den folgenden Abschnitten zusammengefasst.

Bevor der Biegevorgang einsetzt, muss erst ein Schwellwert der *Laserleistung* überschritten sein. Mit steigender Laserleistung nimmt der Biegewinkel zu [6,17,18,20,22,25,30,31,37,39,40,43,47,52,93]. Zwischen Biegewinkel und Laserleistung ist meist ein linearer Zusammenhang zu finden. Oberhalb einer kritischen Leistung steigt der Biegewinkel nur noch schwach oder stagniert [18,40]. Je mehr Leistung bzw. Energie in das Material mit zunehmender Zeit eingetragen wird, desto tiefer kann die Wärme in das Material vordringen und den Temperaturgradienten über die Dicke verringern. Die Biegeeffizienz wird unmittelbar reduziert und man erhält kleinere Biegewinkel [25,43]. Die Abhängigkeit des Biegewinkels von der Laserleistung wird sehr stark von den Materialeigenschaften und der Parameterwahl beim Umformprozess beeinflusst.

Im oberen Leistungsbereich kann die Materialoberfläche sogar angeschmolzen werden. Dies führt zu anderen Verhältnissen beim plastischen Verformen als in den oben beschriebenen Mechanismen und u.U. zu anderen Biegewinkeln [39].

Die *Bearbeitungsgeschwindigkeit* hat entscheidenden Einfluss auf den Biegewinkel. Eine Erhöhung der Geschwindigkeit führt zu kleineren Biegewinkeln [17,18,20,22,25,37,40,43,47,51,52,93]. In den meisten Untersuchungen wurde ein degressiver Zusammenhang beobachtet [18,20,25,37,43,51,52]. Einige Autoren berichten auch von einem linearen Zusammenhang [40,47]. Die in [37] beschriebene Unabhängigkeit des Biegewinkels von der Bearbeitungsgeschwindigkeit bei Aluminium infolge seiner hohen thermischen Diffusion bildet die einzige Ausnahme.

Die Biegewinkeländerung pro Geschwindigkeitseinheit steigt mit sinkender Geschwindigkeit. Bei sehr geringen Geschwindigkeiten kann durch den hohen Energieeintrag bedingt eine Vermischung von TGM und BM eintreten und der Biegewinkel wieder sinken [51], s. Gl. 3-2.

Erhöht man die *Anzahl an wiederholten Bearbeitungen*, steigt der Biegewinkel. In den verschiedenen Veröffentlichungen wird von einem linearen, aber auch von einem fallenden Biegewinkelzuwachs pro wiederholter Bearbeitung berichtet [6,10,17,18,25,31,36,40,43,47,52,54,93]. Betrachtet man die Anzahl an wiederholten Bearbeitungen, gilt der lineare Zusammenhang meist nur für wenige Überfahrten. Oberhalb eines material- und prozessspezifischen Schwellenwertes beginnt der Biegewinkelzuwachs zu sinken und geht im Extremfall gegen Null, d.h. der Biegewinkel stagniert trotz laufenden Biegeprozesses. Für diesen Effekt werden verschiedene Ursachen benannt [18,25,40]. Beim Einsatz von absorptionssteigernden Schichten auf der Biegeprobe kann sich das Absorptionsverhalten z.B. durch sukzessive Beschädigung der absorptionssteigernden Schicht mit zunehmender Bearbeitungszeit verschlechtern und die Energieeinkopplung negativ beeinflussen. Außerdem wirkt die entstehende Materialverdickung entlang der Biegekante dem Biegewinkelzuwachs entgegen. Zusätzlich tritt mit zunehmender Verformung Materialverfestigung ein. Für dünne Materialien und wenige wiederholte Überfahrten sind die beiden letztgenannten Effekte als gering einzuschätzen.

Für Biegewinkel und *Materialdicke* stellt man übereinstimmend einen nichtlinearen Zusammenhang fest [17,20,22,40,51,52,93]. Je dicker das Material, desto kleiner sind die Biegewinkel bei sonst gleichbleibenden Prozessbedingungen. Meist beschreibt man eine quadratische Abhängigkeit des Biegewinkels von der Materialstärke [22,40,52,93].

Untersuchungen zur Abhängigkeit des Biegewinkel vom *Strahldurchmesser* ergaben größere Biegewinkel bei fallendem Strahldurchmesser [19,24,39,47,51]. In den experimentellen Arbeiten werden sowohl lineare [24,47] als auch quadratische Zusammenhänge [51] diskutiert. Dabei ist nicht immer klar formuliert, ob die Untersuchungen durchgängig unter gleichen Bedingungen durchgeführt wurden. Z.B. führen Schmelzphasen bei kleinen Strahldurchmessern oder Vermischung von TGM und BM bei größeren Strahldurchmessern u.U. zu anderen Ergebnissen [19,39]. Zu erwarten ist eine quadratische Abhängigkeit, weil die Leistungsflussdichte die Strahlquerschnittsfläche zur Basis hat.

In einigen Arbeiten wird auch über die Abhängigkeit des Biegewinkels von der *Streckenenergie* berichtet [10,40,43]. Die Streckenenergie ist als Quotient aus Laserleistung und Geschwindigkeit bzw. als Energie pro Längeneinheit definiert und beschreibt, wie viel Energie auf eine Einheit Wegstrecke entfällt. Ähnlich der Laserleistung muss auch hier eine Schwelle überschritten werden, bevor plastische Deformation einsetzt. Es schließt sich ein nahezu linearer Bereich an, der dann oberhalb einer kritischen Streckenenergie zu einem degressiven Kurvenverlauf wechselt. In einigen Fällen sinken die Biegewinkel mit weiter steigender Streckenenergie wieder ab, weil Phasenumwandlungen bzw. Schmelze auftreten [10].

Außerdem wird die Größe des Biegewinkels von den *Materialeigenschaften* beeinflusst [47,54]. Vorrangig thermische Materialeigenschaften wie der thermische Ausdehnungskoeffizient, die Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit verändern die sich ausbildenden Temperatur- und Dehnungsverhältnisse. Der thermische Ausdehnungskoeffizient und die volumenbezogene Wärmekapazität wurden zu einem Koeffizienten zusammengefasst und für verschiedene Materialien im Verhältnis zum Biegewinkel dargestellt. Näherungsweise ergibt sich eine Gerade durch den Ursprung. Der Proportionalitätsfaktor beinhaltet Geometrie- und Laserparameter. Die Biegewin-

kel werden umso größer, je größer der thermische Ausdehnungskoeffizient bzw. je kleiner die volumenbezogene Wärmekapazität ist (Erwärmung eines bestimmten Volumens, nicht dessen Masse ist entscheidend).

Der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit bestimmt die Größe der erwärmten Zone. Hohe Wärmeleitfähigkeit bedeutet ein großes erwärmtes Gebiet. Gleichzeitig fällt die Erwärmung in einem großem Bereich geringer aus als in einem kleineren Bereich. Folglich wird eine geringere plastische Verformung erreicht. Die lineare Überlagerung beider Effekte führt in [54] zu keiner Beeinflussung des Biegewinkels. Nur in Grenzfällen kann ein indirekter Einfluss entstehen, z.B. bei geringen Blechdicken oder hohen Bearbeitungsgeschwindigkeiten.

Einige Autoren berichten von einem unerwünschten Effekt beim Laserstrahlumformen, dem Edge-Effekt. Er äußert sich in einer Variation des Biegewinkels entlang der Biegelinie [7,10,11,33,41,46,83]. Die durch die Laserbestrahlung induzierten Temperaturen bei der Überfahrt der Kanten des Materials sind wesentlich höher als in der Mitte und verursachen dort andere Biegewinkel. Die entstehende Krümmung der Biegelinie wird mit unterschiedlichen Dehnungsverhältnissen erklärt, verbunden mit einer in Bearbeitungsrichtung stärkeren Kontraktion der Materialunterseite gegenüber der Oberseite. Die sich zum Laserstrahl hin konkav ausbildende Krümmung steigt mit zunehmenden Biegewinkel.

In [7] wurde erfolgreich versucht, durch Anpassung der Bearbeitungsgeschwindigkeit entlang der Biegelinie den Edge-Effekt teilweise zu kompensieren und die Krümmung zu minimieren.

3.2.3 Analytische und numerische Modelle

3.2.3.1 Einleitende Bemerkungen

Für die praktische Anwendung der in Kap. 3.2.1 qualitativ beschriebenen Mechanismen ist die Berechnung wichtiger Größen im Umformprozess wie z.B. die Temperaturverteilung, die Spannungsverteilung und nicht zuletzt der Biegewinkel von außerordentlicher Bedeutung. Sie dienen zur Verifizierung und Erklärung der experimentellen Ergebnisse und gestatten auch die Vorhersage des Biegeergebnisses für geplante Umformaufgaben. Nicht zuletzt kann anhand der gewonnenen Erkenntnisse aus den Berechnungen gezielt auf den Umformprozess eingewirkt und dieser optimiert werden.

In vielen Beiträgen berichtet man über analytische und numerische Berechnungsmodelle zum Laserstrahlumformen [8,9,11-14,16,17,20,22,24,39,45,46,49,50,53,55,59,60,63-68,121-123,126-127,130]. Die analytischen Modelle beruhen meist auf sehr einfachen prozessbeschreibenden Zusammenhängen. Numerische Ansätze behandeln das Laserstrahlumformen in einer wesentlich komplexeren Form. In den nächsten zwei Abschnitten werden ausgewählte analytische und numerische Prozessmodelle kurz vorgestellt.

3.2.3.2 Analytische Prozessmodelle

Die Palette analytischer Modelle reicht von einfachen Modellen mit zweidimensionaler Betrachtungsweise und stationärer Wärmequelle bis hin zu komplexen dreidimensionalen Modellen mit bewegter Wärmequelle. Die meisten analytischen Modelle berücksichtigen keine temperaturabhängigen Materialeigenschaften.

Fast alle Modelle beziehen sich auf den TGM. Für den BM und den UM sind jeweils nur ein Beitrag bekannt.

Analytische Modelle für den TGM

Ein symmetrisches 2-Schichtenmodell der Umformzone dient zur Berechnung des sich einstellenden Biegewinkels [64]. Die einwirkende Laserstrahlung führt zur homogenen Erwärmung der oberen Schicht, die Laserenergie wird dabei vollständig in Wärme umgesetzt. Die gesamte thermische Dehnung wird in der oberen Schicht in plastische Stauchung konvertiert. Die untere Schicht wird weder thermisch noch geometrisch beeinflusst. Der Biegewinkel berechnet sich für dieses Modell:

$$\alpha_B = 3 \cdot \frac{\alpha_{th}}{\rho \cdot c_p} \cdot \frac{A \cdot P_L}{v_f} \cdot \frac{1}{s^2} \quad \text{Gl. 3-4}$$

In diesem Modell wird die am Anfang der Aufheizphase eintretende Gegenbiegung nicht berücksichtigt. Yau et. al. griff diese Modell auf und formulierte die Verhältnisse für das Gleichgewicht im aufgeheizten und im abgekühlten Zustand [131]. Im abgekühlten Zustand wird davon ausgegangen, dass mit zunehmenden Abstand von der neutralen Faser plastisches Fließen auftritt. Diese Annahme erlaubt, die auftretenden Spannungen in der oberen und unteren Schicht auf die Fließgrenzspannung zu beschränken. Der Biegewinkel kann nun wie folgt berechnet werden:

$$\alpha_B = \frac{21}{2} \cdot \frac{\alpha_{th}}{\rho \cdot c_p} \cdot \frac{A \cdot P_L}{v_f} \cdot \frac{1}{s^2} - 36 \cdot \frac{w_0 \cdot \sigma_{F0}}{s \cdot E} \quad \text{Gl. 3-5}$$

In keinem dieser Modelle wurde die Wärmeleitfähigkeit als thermophysikalische Materialeigenschaft berücksichtigt. Vollertsen et. al. hat ein weiteres Modell aufgestellt, das die Effekte durch ein realistisches Temperaturfeld und realistischere Dehnungsverteilung beinhaltet als das beschriebene 2-Schichtenmodell [65]. Die für den Biegewinkel angegebenen Gleichungen beziehen sich auf die Tiefe der plastischen Zone im Material. Für die Berechnung des Biegewinkels wird die Tiefe und die Länge der plastischen Zone benötigt. Deren Werte können bei Kenntnis des Ortes der elastisch-plastischen Grenztemperatur berechnet werden.

Mucha et. al. modellierte auch den TGM und generierte Lösungen zur Berechnung des Biegewinkels für rechteckig, dreieckig, elliptisch und kreisrund geformte plastische Zonen [46]. Die benötigten Temperaturen errechnete er aus der Lösung für eine bewegte Punktquelle.

In Dovic's Modell wird nicht wie in den anderen Beiträgen nur der Endbiegewinkel berechnet, sondern auch die einzelnen Zwischenschritte approximiert [134]. Der Berechnungsapparat ist sehr komplex. Zuerst wird die elastische Lösung ermittelt und im Anschluss die plastische Biegung berechnet.

Einige Autoren haben sehr komplexe dreidimensionale analytische Modelle zur Berechnung von Temperatur- und Spannungsfeldern bei bewegter Wärmequelle erstellt [8,59,60]. Die thermischen Materialeigenschaften sind bei den Modellen aller drei Autoren als konstant angesetzt worden. In [8] errechnete man Temperaturverteilungen für verschiedene Prozessparameter wie beispielsweise Laserleistung und Materialdicke unter Einbeziehung verschiedener Strahlformen. Mit Hilfe eines komplizierten mathematischen Apparates wird in [60] die plastische Verformung einer Platte infolge Laserbestrahlung berechnet. Der mit dem Laser bestrahlte Pfad ist in diskrete Volumenelemente zerlegt. Zuerst erfolgt die Ermittlung der plastischen Deformation entlang des Pfades. Der zweite Berechnungsschritt beinhaltet die Berechnung der Reaktion der gesamten Platte auf die Verformung im Pfad. Aus den errechneten Verschiebungen resultiert die plastische Verformung der Platte. Die erhaltenen Ergebnisse sind dem Experiment und einer FEM-(Finite-Elemente-Methode)-Berechnung

vergleichend gegenübergestellt worden. Die Ergebnisse der FEM-Berechnung stimmen sehr gut mit den experimentellen Werten überein. Das analytische Modell weicht etwas mehr ab, liefert aber noch vertretbare Ergebnisse, insbesondere wenn man den deutlich geringeren Rechenaufwand gegenüber der FE-Modellierung betrachtet.

Die nacheinander aufgeführten Modelle für den TGM bilden sukzessive den physikalischen Hintergrund immer vollständiger ab. Komplexe dreidimensionale Modelle zur Berechnung von Temperatur- und Spannungsfeldern bei bewegter Wärmequelle lösen schließlich die zweidimensionalen Modelle ab und liefern detaillierte Ergebnisse in Abhängigkeit von Ort und Zeit.

Analytisches Modell für den BM

Für den BM entwickelte Vollertsen et. al. ein analytisches Modell. Er geht davon aus, dass zum Zeitpunkt des voll ausgeprägten Buckels nur die Buckelspitze plastifiziert wird und das umgebende Material nur elastisch verformt ist. Unter Verwendung des Ansatzes vom Kräfte- und Momentengleichgewicht in der Biegetheorie und der Energieerhaltung bei der Berechnung der Temperaturen ergibt sich der Biegewinkel nach Gl. 3-6:

$$\alpha_B = \sqrt[3]{36 \cdot \frac{\alpha_{th}}{\rho \cdot c_p} \cdot \frac{A \cdot P_L}{v_f} \cdot \frac{\sigma_{F0}(T)}{E} \cdot \frac{1}{s^2}} \quad \text{Gl. 3-6}$$

Analytisches Modell für den UM

Zur out-of-plane Umformung von Profilen hat Kraus et. al. ein Modell zum UM mit Berechnungsgleichung für den sich einstellenden Biegewinkel aufgestellt [66]. Das Modell ist so beschaffen, dass drei der vier Seiten eines kastenförmigen Querschnitts gleichzeitig erwärmt werden. In Wirklichkeit erfolgt die Erwärmung sequentiell. Eine solche Nachbildung in einem analytischen Modell ist sehr schwierig. Hier muss man auf numerische Modellierung zurückgreifen.

Zusammenfassend kann man für alle beschriebenen analytischen Modelle festhalten, dass sie nur vereinfacht den Umformprozess wiedergeben und deshalb in vielen Fällen die ablaufenden physikalischen Effekte wie die Wärmeleitung oder die Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften nur teilweise beinhalten. Die Ergebnisse weichen dann mehr oder weniger stark vom Experiment ab [44].

3.2.3.3 Numerische Prozessmodelle

Beim Laserstrahlumformen ändern sich die Temperatur und damit verbunden auch Materialeigenschaften in Abhängigkeit vom Ort und der Zeit. Diese Vorgänge sind mit analytischen Ansätzen kaum zu beherrschen. Numerische Modelle gestatten in den meisten Fällen eine komplexere Modellierung des Umformprozesses unter Berücksichtigung dieser Vorgänge. Die Verbesserung der Rechentechnik in den letzten Jahren ermöglicht sogar die dreidimensionale Modellierung des Umformprozesses mit bewegter Wärmequelle.

An ausgewählten Beiträgen sollen einige numerische Ansätze verschiedener Autoren kurz diskutiert werden.

Die Finite-Differenzen-Methode (FDM) und die Finite-Elemente-Methode (FEM) sind die am weitesten verbreiteten numerischen Berechnungsmethoden. Ihnen gemein ist eine Zerlegung des Modells in eine endliche Anzahl Elemente. Die Lösung einer solchen Problemstellung erfolgt durch Berechnung eines komplexen Gleichungssystems zur Ermittlung der einzelnen Werte für die Elemente unter Einbeziehung der vorher festgelegten Randbedingungen. Dies geschieht in den meisten Fällen durch iterative Algorithmen, die eine numerische Näherungslösung des gestellten Problems liefern.

Mit der FDM können sehr schnell Einflüsse verschiedener Prozessparameter berechnet werden. Die Implementierung nur sehr einfacher Randbedingungen beschränkt jedoch die Anwendung dieses Näherungsverfahrens.

Andere Berechnungsansätze beziehen sich auf zweidimensionale Modelle [20,63,67]. Der Berechnung des Temperaturfeldes folgt die Ermittlung der dadurch entstehenden Dehnungen und Spannungen in den Elementen. Der die Fließgrenzspannung übersteigende Spannungsanteil konvertiert einen Teil der elastischen Dehnung in plastische Dehnung. Diese Berechnung wird solange iterativ wiederholt, bis ein Kräfte- und Momentengleichgewicht erreicht ist.

Mit der FE-Methode lassen sich im Gegensatz zu FDM auch Problemstellungen mit komplexen Randbedingungen lösen. Neben vereinfachter zweidimensionaler Simulation können auch zeitabhängige Berechnungen an komplexen dreidimensionalen Modellen durchgeführt werden. Für FEM-Berechnungen benutzt man in den meisten

Fällen die für diese Aufgaben speziell entwickelten Programmpakete „ABAQUS“, „SYSWELD“ oder „ANSYS“ [9,11-14,16,17,22,24,39,45,122].

Häufig erfolgt die Temperaturfeldberechnung und die Spannungsfeldberechnung entkoppelt nacheinander, weil die zum Umformen dissipierte Energie sehr klein gegenüber der vom Laser eingebrachten Energie ist. Die Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften (z.B. Wärmeleitfähigkeit, thermischer Ausdehnungskoeffizient, Wärmekapazität oder Fließgrenzspannung) wird bei den Berechnungen größtenteils berücksichtigt.

Die meisten Berechnungsaktivitäten dienen der Verifizierung des TGM [9,11,13,14, 16,17,22,24,39,45,55], wenige zum BM [68] und UM [50,53]. Zweidimensionale Betrachtungen setzen homogene Verhältnisse entlang der Biegelinie voraus und betrachten nur die Materialreaktion im Probenquerschnitt zu einem Zeitpunkt [24,45]. Die gewonnenen Ergebnisse sind dann nur eingeschränkt gültig. In der Realität trifft der bewegte Laserstrahl als Wärmequelle auf das Material, überquert das Material entlang der Biegelinie und verlässt es dann. Dabei entstehen sehr unterschiedliche thermische Verhältnisse in Abhängigkeit von Ort und Zeit.

Wesentlich rechenzeit- und speicherplatzintensiver sind dreidimensionale Simulationen mit bewegter Wärmequelle [9,11,14,17,22,39,49,122]. Die Implementierung der bewegten Wärmequelle spielt hier eine zentrale Rolle. In vielen Berechnungsmodellen wird die Laserenergie in Form eines Wärmestromes auf die Modelloberfläche aufgetragen. Die Arbeiten [11,13,14,50] berücksichtigen zusätzlich die Strahlform des Lasers bzw. setzen eine Gauß-Verteilung des Strahlprofils an. In [14] werden sogar die Auswirkungen von Ringmode und Top-Hat-Profil auf die Temperaturverteilung berechnet. In den Beiträgen [24,39] berücksichtigt man das Absorptionsverhalten des Materials entlang der Materialdickenrichtung. Allerdings ist den Ansätzen zu entnehmen, dass die Berechnungen nur für temperaturunabhängige Absorptionskoeffizienten ausgelegt sind.

Für die mechanische Modellierung wird in den meisten Beiträgen gemäß den Gesetzen der technischen Mechanik für die metallischen Materialien elastisch-plastisches Verhalten mit Materialverfestigung zugrunde gelegt [11,13,24,39]. Aus den Temperaturfeldern können nun die Spannungsverteilungen, Dehnungen, ggf. Dehnungsgeschwindigkeiten, der Biegewinkel sowie verbleibende Eigenspannungen berechnet werden. Die meisten numerischen Modelle liefern gute bis sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen.

3.2.4 Anwendungsgebiete des Laserstrahlumformens von Metallen

Das flexible Umformen mittels laserinduzierter thermischer Spannungen eröffnet sehr vielfältige Anwendungsgebiete im makroskopischen Bereich bis hin zum mikroskopischen Bereich. Mit dem Laserstrahlumformen können normale Biegeaufgaben, das Richten von Bauteilen oder auch die Feinjustage bereits endmontierter Komponenten sowohl zweidimensional in der Ebene als auch dreidimensional im Raum realisiert werden.

Der Laser als Umformwerkzeug wird vorwiegend in der Kleinserienfertigung und im Prototypenbau eingesetzt, weil durch die häufig nur schrittweise zu realisierende Umformung relativ hohe Stückzeiten entstehen. Das schrittweise Umformen ist bei dicken hochfesten Blechen, wie sie im Schiffbau verwendet werden, durchaus vorteilhaft, weil die zur Umformung notwendigen hohen Kräfte mit konventionellen Umformmaschinen nicht in einem Schritt aufgebracht werden können.

Ein großer Vorteil des Laserstrahlumformens ist die rückfederungsfreie Biegung. Sie gestattet auch komplexe Umformaufgaben, bei denen das Bauteil sonst durch das notwendige Überbiegen mit sich selbst kollidieren würde. Außerdem lassen sich mechanisch schwer oder gar nicht zugängliche Kanten mit dem Laser biegen.

Aufgrund der vielfältigen Anwendungsgebiete sollen an wenigen ausgewählten Beispielen wichtige Einsatzgebiete kurz erläutert werden.

Das gut kontrollierbare Umformen und Richten dicker Bleche mittels Laser löst das bisher vorwiegend für den Schiffbau angewendete Flammenrichten ab, welches hauptsächlich auf empirisch gewonnene Erfahrungen beruht [17,44]. Der Laser beseitigt auch herstellungsbedingte Unebenheiten wie sie beispielsweise beim Schweißen entstehen. In [44] wurde über die Beseitigung des entstandenen Schweißverzugs an Karosserieteilen und dem Richten von Sägeblättern berichtet. Einfallstellen an der Karosserieaußenhaut im Bereich geringer Krümmung führen zu ungleichförmiger Lichtreflexion. Mit einem Nd:YAG-Laser wurden diese Einfallstellen erfolgreich entfernt [58].

Mit dem UM kann man Profile aus Stahl oder Aluminiumlegierungen durch speziell dafür entwickelte Bestrahlungsstrategien richten bzw. gezielt umformen [35,38,50,53,58,61,129-130]. Durch eine keilförmige Bestrahlung eines rechteckigen Profilquerschnittes aus Stahl (s. Bild 3-7) konnte man ein gerades Profil sehr exakt um 30°

bzw. 45° zur Symmetrielinie biegen [35,38,50]. Am Beispiel eines Prototyps für eine Kfz-B-Säule wurde eine kontinuierliche Krümmung mit einem Biegewinkel von 17° durch 85 aneinandergereihte Laserbestrahlungen hergestellt [38].

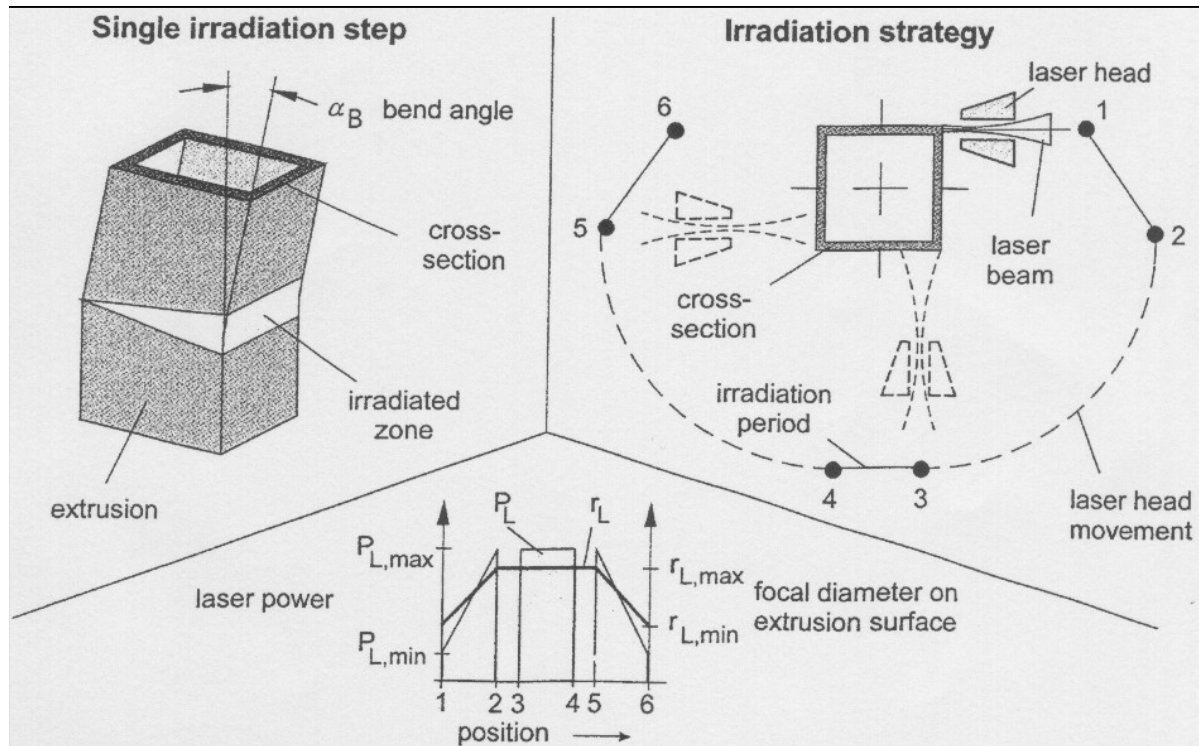


Bild 3-7: Prinzip des Laserstrahlumformens von Profilen mit Hilfe des UM (keilförmige Bestrahlung als „irradiated zone“ dargestellt) [35]

Ein Lampengehäuse aus einer Aluminiumlegierung, bestehend aus drei verschiedenen Biegungen mit unterschiedlichen Radien, entstand aus einem ebenen Blechzuschnitt durch Laserstrahlumformen [38].

Die komplexe dreidimensionale Formgebung mittels Laserstrahl wird zukünftig eine große Rolle spielen. Es können verschiedenste dreidimensionale Gebilde aus ebenen Blechen geformt werden. So lassen sich aus kreisförmigen Zuschnitten durch Kombination aus radialer Bestrahlung (UM wirkt) und konzentrischer Bestrahlung (TGM wirkt) sphärisch gewölbte Teile herstellen [9,27]. Formelemente wie abgewinkelte Bleche oder sogar Rohre entstehen aus ebenen Zuschnitten durch geeignete Bestrahlungsmethoden. An Lüfterrädern wurden die Schaufeln durch Laserstrahlumformen in die gewünschte Winkelposition gebracht und die Schaufelflächen zusätzlich noch gekrümmt [93].

Der Justage- bzw. Richtvorgang mit Hilfe des Laserstrahls besteht aus einer in-plane- (mittels UM), einer out-of-plane-Lagekorrektur (mittels TGM) oder einer Kom-

bination aus beiden. Aus den verschiedenen Anwendungen wurden einige Beispiele ausgewählt:

Oft müssen elektrische Kontakte nach der Montage gerichtet werden, damit eine für die Funktion notwendige Ausgangslage gewährleistet ist. In [15] wurden S-förmige Kontakte gerichtet, die nur von einer Seite zugänglich sind und somit keine mechanische Justage gestatten. Je nachdem, welche Krümmung (konkav, konvex) bestrahlt wird, entsteht eine Lagekorrektur in die entsprechende Richtung.

Bei Sensorsystemen besteht auch die Möglichkeit, das eigentliche Sensorsignal als Regelgröße für die Justage auszunutzen. Mit dieser Methode wurde in [38] der Abstand eines Reed-Kontaktes optimiert.

Häufig ist an bereits endmontierten Audio- oder Festplattenlaufwerken eine Feinjustage von Schreib- und Leseköpfen im Sub- μm -Bereich erforderlich [23]. Meist sind die Köpfe in spezielle Halterahmen montiert, die als Aktoren fungieren. Diese Aktoren bestehen beispielsweise aus zwei Brücken. Durch beliebig oft wiederholte Laserpulse alternierend auf die beiden Brücken kann man mittels in-plane-Justage eine definierte Verschiebung des Aktors einstellen.

Komplexere Aktorsysteme gestatten sowohl in-plane- als auch out-of-plane-Justage [26,38,61]. Ein spezieller Aktor mit drei Beinen für ein Faserkoppelmodul dient der Justage einer Linse zwischen Faser und emittierender Diode. Durch Bestrahlung an zwei verschiedenen Stellen auf dem Bein lassen sich positive und negative Biegewinkel und damit sowohl Translations- als auch Kippbewegungen realisieren [26].

3.3 Umformen von Silizium mit Biegewerkzeug in einem Wärmeofen

In den letzten Jahren wurde das Umformen von einkristallinem Silizium bei höheren Temperaturen in einem Wärmeofen ausführlich untersucht [2,28,110]. Die als Biegeproben dienenden Mikrostrukturen stellt man durch anisotropische Ätzprozesse oder reaktives Ionenätzen her. In der verbleibenden Geometrie sitzen die Atome noch an ihrem ursprünglichen Platz, sodass der einkristalline Zustand erhalten bleibt. Durch die plastische Deformation werden Atome in ihrer Lage verschoben und es ergibt sich eine bleibende Formänderung. Eine Kombination von Ätzprozess und plastischer Deformation gestattet die Herstellung neuer Mikrostrukturen, die auch teilweise aus der Wafer- oder Chipenebene herausragen können.

Bei Raumtemperatur lässt sich einkristallines Silizium wegen seiner Sprödhheit nicht plastisch verformen. Erst bei Temperaturen oberhalb von 520°C bis 600°C geht Silizium von sprödem zu duktilem Verhalten über. Bei hohen Temperaturen ($T > 650^\circ\text{C}$) sind größere plastische Deformationen möglich. Die plastische Deformation geht mit einem drastischen Anstieg des Versetzungsgehalts im nahezu versetzungsfreien Material einher.

Die experimentellen Untersuchungen zur plastischen Deformierbarkeit von einkristallinem Silizium erfolgten an verschiedenen orientierten Siliziumbalken in einer 3-Punkt-Biegeanordnung bei unterschiedlichen Temperaturen und Biegegeschwindigkeiten. Die Biegeanordnung befindet sich in einem nach außen isolierten Wärmeofen. Der Siliziumbalken wird bis auf Umformtemperatur erwärmt und mit einem als Biegewerkzeug dienenden Quarzglasstab belastet.

Die Umformversuche sind bei Temperaturen von 700°C bis 1400°C und Verformungsgeschwindigkeiten von $0,01 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ bis $5,0 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ für unterschiedlich starke Biegungen durchgeführt worden. Die aufgezeichneten Kraft-Durchbiegungskurven in Abhängigkeit von der Temperatur und der Verformungsgeschwindigkeit charakterisieren das elastisch-plastische Verhalten von Silizium. Aus diesen Messwerten schätzte man die Fließgrenzspannungen in Abhängigkeit von Temperatur und Verformungsgeschwindigkeit ab. Detaillierte Angaben sind in Kap. 4 dokumentiert.

Die Charakterisierung des Einflusses der Versetzungen auf die mechanische Festigkeit umgeformter Proben geschieht durch Festigkeitsuntersuchungen. Die an wärmebehandelten unverformten und umgeformten Biegeproben durchgeführten Bruchfestigkeitsuntersuchungen mittels Weibull-Statistik zeigten bei umgeformten Proben

etwas geringere Festigkeitswerte bei wesentlich höherem Weibull-Modul. Dies bedeutet eine geringe Streubreite der einzelnen Festigkeitswerte. Die nutzbaren Festigkeiten lagen deshalb höher. Umgeformte Bauteile aus Silizium sind damit für den Einsatz in MEMS geeignet.

4 Eigenschaften des Siliziums

4.1 Allgemeines

Silizium ist der wichtigste Werkstoff der Mikrosystemtechnik. Einkristallines Silizium wird heutzutage mit höchster Reinheit und kristalliner Perfektion hergestellt. Neben dem Einsatz in der Mikroelektronik eignet sich einkristallines Silizium hervorragend als Substratmaterial zur Herstellung von dreidimensionalen Strukturen. Es gibt eine Reihe wesentlicher Vorteile gegenüber anderen Materialien [3,100]:

- sehr gute mechanische Eigenschaften vergleichbar mit Stahl, insbesondere keine Ermüdungserscheinungen
- relativ preiswert in großer Reinheit als Einkristall herstellbar
- sehr gut charakterisierte und erprobte Herstellungs- und Bearbeitungsverfahren verfügbar

In den folgenden Abschnitten werden die für die Arbeit wichtigen Materialeigenschaften des einkristallinen Siliziums vorgestellt.

4.2 Kristallografische Eigenschaften

In den meisten Fällen dienen einkristalline Silizium-Scheiben (Wafer) als Ausgangsmaterial für Mikrosysteme. Beim Entwurf und der Fertigung solcher Komponenten spielt die Kristallographie des Materials eine große Rolle. Beispielsweise beeinflusst der kristallografische Aufbau des Siliziumeinkristalls wesentlich die Herstellung dreidimensionaler Strukturen durch nasschemische Ätzprozesse.

Die wichtigsten atomaren Eigenschaften des Siliziums sind in Tabelle 4-1 aufgeführt.

Tab. 4-1: atomare Eigenschaften von einkristallinem Silizium

Ordnungszahl	14
rel. Atommasse	28,09
Atomdichte	$5,00 \times 10^{22} \text{ cm}^{-3}$
Atomradius	$1,17 \times 10^{-10} \text{ m}$ (1,17 Å)
Gitterkonstante	$5,43 \times 10^{-10} \text{ m}$ (5,43 Å)

Im Siliziumeinkristall sind die Gitterbausteine räumlich periodisch angeordnet [3,100,101]. Das Kristallgitter entsteht durch Translation der kleinsten räumlichen Einheit im Gitter, der Elementarzelle. Silizium gehört zum Typ der kubisch flächenzentrierten Translationsgitter und besitzt Diamantstruktur. Sie besteht aus 2 ineinander gestellten kubisch flächenzentrierten Elementarzellen, die in den 3 Raumrichtungen

gen um jeweils $\frac{1}{4}$ der Gitterkonstante zueinander verschoben sind. Jedes Siliziumatom ist von vier Nachbaratomen umgeben. Die zu den Nachbarn ausgebildeten Bindungen ergeben das für die Diamantstruktur typische Tetraeder, dargestellt in Bild 4-1.

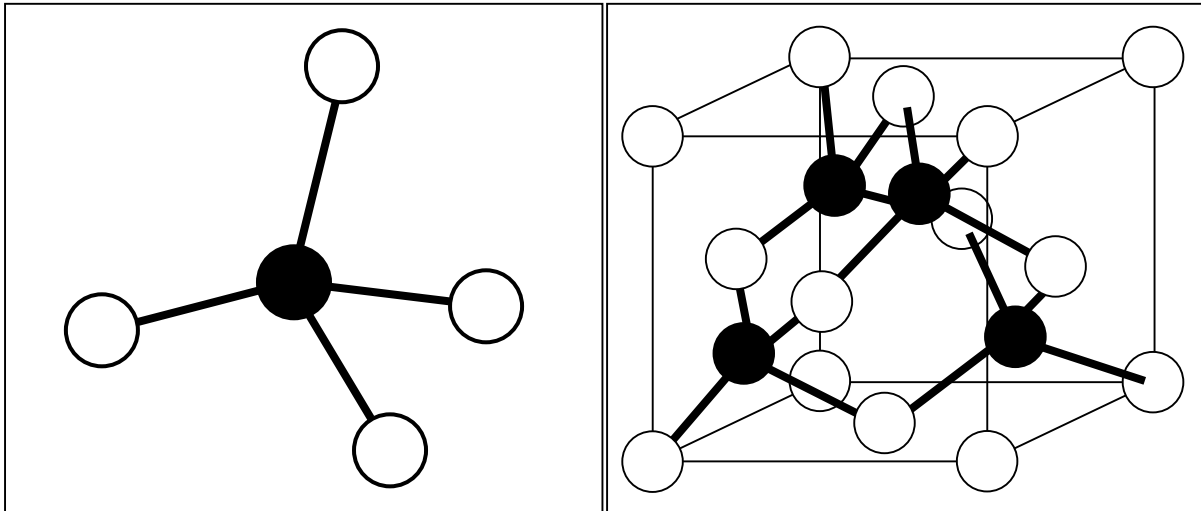


Bild 4-1: Diamantstruktur, links: Tetraeder als Grundbaustein, rechts: Diamantgitter

Zur Kennzeichnung von Orten, Richtungen und Ebenen im Kristall definiert man ein Koordinatensystem, das durch Einheitsvektoren aufgespannt wird und auf die Gitterkonstante normiert ist. Die eindeutige Kennzeichnung eines Ortes z.B. in der Einheitszelle erfolgt durch Projektion der Koordinaten des Ortes auf die jeweilige Koordinatenachse. Die Koordinaten des Ortes gibt man als Vielfaches der Einheitsvektoren bzw. Gitterkonstanten in eckigen Klammern an.

Richtungen im Gitter werden ebenfalls durch 3 Zahlenwerte u,v,w beschrieben. Dabei ist die Richtung als Vektor vom Koordinatenursprung zum entsprechenden Ort definiert.

Ebenen im Kristall charakterisiert man mit den MILLER'schen Indizes h,k,l . Zuerst sucht man den Schnittpunkt der indizierten Ebenen mit den Koordinatenachsen auf. Im Anschluss werden die Kehrwerte der Schnittpunkte gebildet und danach die kleinsten ganzen Zahlen h,k,l gesucht, die im gleichen Verhältnis wie die Kehrwerte zueinander stehen. Äquivalente Kristallebenen (runde Klammern) fasst man zu Klassen (geschweifte Klammern) zusammen. Beispielsweise gehören die Ebenen (110) , (011) , (101) zur Klasse $\{110\}$. Bild 4-2 zeigt eine Auswahl von Kristallebenen im kubischen Kristall.

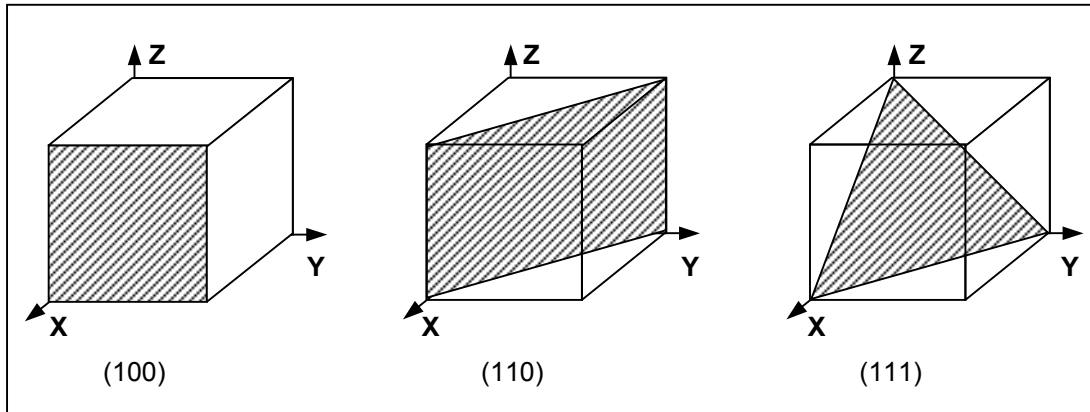


Bild 4-2: wichtige Kristallebenen im kubischen Kristall

Für kubische Kristalle gilt insbesondere: Die Richtung $[uvw]$ steht senkrecht auf der Ebene (hkl) . Äquivalente Richtungen werden mit $\langle uvw \rangle$ angegeben.

Winkel zwischen den Ebenen im Kristall (Winkel der Ebenennormalen = Richtungen zueinander) berechnet man mit dem Skalarprodukt.

Eine wichtige Eigenschaft von Kristallebenen in der Elementarzelle ist die Besetzungsdichte, ausgedrückt als Atome pro Flächeneinheit. Die $\{111\}$ -Ebenen im Silizium weisen die größte Besetzungsdichte auf.

Die unterschiedlichen Besetzungsdichten in den Ebenen haben unmittelbar Auswirkungen auf die Eigenschaften des Siliziums und sind für die Anisotropie, d.h. die Richtungsabhängigkeit der Materialeigenschaften verantwortlich. Beim anisotropen Ätzprozess wird die unterschiedliche Besetzungsdichte verbunden mit unterschiedlichen Ätzraten in den Kristallebenen ausgenutzt, um gezielt dreidimensionale Formen herzustellen.

4.3 Mechanische Eigenschaften

Die beschriebene Anisotropie im Siliziumkristall verursacht ein von der Kristallrichtung abhängiges elastisches Verhalten. Dazu muss das Hooke'sche Gesetz entsprechend erweitert werden. Die Proportionalität zwischen Verzerrungstensor ε_k und Spannungstensor σ_i wird durch eine lineare Tensorfunktion C_{ik} , die die elastischen Koeffizienten beinhaltet, hergestellt:

$$\sigma_i = C_{ik} \cdot \varepsilon_k ; \quad i, k = 1, 2, \dots, 6 \quad \text{Gl. 4-1}$$

4 Eigenschaften des Siliziums

Aufgrund von Symmetriebeziehungen bei kubischen Kristallen existieren nur drei voneinander verschiedene elastische Koeffizienten. Die Matrix der elastischen Koeffizienten hat folgendes Aussehen:

$$(C_{ik})_{\text{kub}} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 4-2}$$

Für Silizium betragen die Koeffizienten und deren Temperaturabhängigkeiten [102]:

$$\begin{aligned} C_{11} &= 165,64 \text{ GPa} & \frac{1}{C_{11}} \cdot \frac{dC_{11}}{dT} &= -9,4 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1} \\ C_{12} &= 63,94 \text{ GPa} & \frac{1}{C_{12}} \cdot \frac{dC_{12}}{dT} &= -9,8 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1} \quad (300 \text{ K} < T < 1000 \text{ K}) \\ C_{44} &= 79,51 \text{ GPa} & \frac{1}{C_{44}} \cdot \frac{dC_{44}}{dT} &= -8,3 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1} \end{aligned}$$

Die Temperaturabhängigkeit der Koeffizienten ist äußerst gering ($dC/dT < 10^{-4} \text{ K}^{-1}$).

Für ausgewählte Orientierungen im Siliziumeinkristall ergeben sich folgende Elastizitätsmoduln [102]:

$$\begin{aligned} E_{\langle 100 \rangle} &= 130 \text{ GPa} \\ E_{\langle 110 \rangle} &= 169 \text{ GPa} \\ E_{\langle 111 \rangle} &= 188 \text{ GPa} \end{aligned}$$

Die Querkontraktionszahl wird mit $\nu = 0,28$ angegeben [101].

Zum elastisch-plastischen Materialverhalten von Silizium bei einachsiger Belastung liegen qualitative Beschreibungen vor [108,109,110]. Die experimentellen Ergebnisse aus [110] in Form von eindimensionalen Spannungs-Durchbiegungs-Kurven bestätigen zwar die theoretischen Ausführungen, können aber das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Silizium nicht geschlossen darstellen, weil kein Bezug zwischen Durchbiegung und Dehnung vorliegt. Die Ergebnisse gelten nur für die beschriebenen Umformbedingungen und reichen nicht aus, um sie auf den mehrachsigen Spannungszustand übertragen zu können.

Die nachfolgende Beschreibung bezieht sich daher auf eine eindimensionale Betrachtungsweise des elastisch-plastischen Verhaltens von Silizium. Wie bereits in Kap. 3.3 beschrieben, kann Silizium nur bei höheren Temperaturen plastisch verformt werden. Dabei wird ein Fließbereich mit oberer und unterer Fließgrenzspannung beobachtet. In Bild 4-3 ist das in [110] ermittelte elastisch-plastische Materialverhalten von Silizium als Spannungs-Durchbiegungskurve schematisch dargestellt.

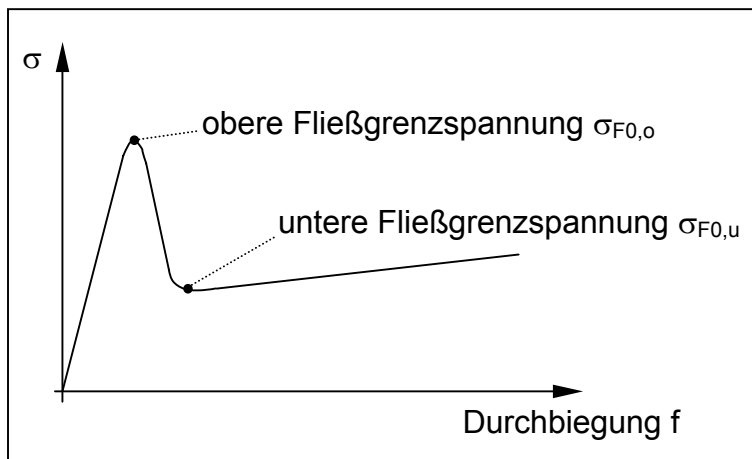


Bild 4-3: Spannungs-Durchbiegungskurve von einkristallinem Silizium

Im nahezu versetzungsfreien Silizium-Einkristall müssen zu Beginn der plastischen Verformung (obere Fließgrenzspannung) Versetzungen erzeugt und deren Anzahl so erhöht werden, dass nach Erreichen der unteren Fließgrenzspannung die plastische Verformung annähernd makroskopisch homogen verläuft. Ein Fließbereich mit oberer und unterer Fließgrenzspannung tritt auf, wenn die wirkende Deformationsgeschwindigkeit gegenüber der Bildungs- und Bewegungsgeschwindigkeit der Versetzungen zu groß ist.

Der typische Kurvenverlauf bei elastisch-plastischer Verformung von einkristallinem Silizium in Bild 4-3 beginnt zunächst mit einem linearen Anstieg der Spannungs-Durchbiegungs-Kurve (elastische Verformung). Im Bereich der oberen Fließgrenzspannung biegt die Kurve zu größeren Durchbiegungen hin ab, ein Hinweis auf irreversible Vorgänge. Der Beginn der Abweichung von der Hooke'schen Geraden wird von den Verformungsparametern und der Orientierung bestimmt. Die obere Fließgrenzspannung hängt stark von der Temperatur und der Biegegeschwindigkeit ab (Bildung und Aktivierung von Versetzungsquellen zur Erzeugung einer hohen Anzahl an Gleitversetzungen). Nach dem Durchlaufen der oberen Fließgrenzspannung fällt die Spannungs-Durchbiegungs-Kurve mit wachsender Durchbiegung auf einen unte-

ren Grenzwert = untere Fließgrenzspannung. Die untere Fließgrenzspannung hängt weniger stark von Verformungsparametern und der Orientierung des Materials ab als die obere Fließgrenzspannung, weil der Initialvorgang zur Bildung von Versetzungen im versetzungsfreien Silizium abgeschlossen ist. Für die weitere Deformation stehen nun genügend aktive Quellen zur Verfügung, die mit geringerem Aufwand als im Initialprozess notwendige Gleitversetzungen bilden können. Der ansteigende Kurvenverlauf nach Erreichen der unteren Fließgrenzspannung deutet auf Verfestigung bei weitgehend makroskopisch homogener plastischer Verformung hin. Merkmal sind die hohen Durchbiegungen bei geringem bis starkem Anstieg der dazu erforderlichen Spannung. Dieser Bereich hängt stark von der Orientierung des Siliziums ab.

Die in den Untersuchungen in [110] abgeschätzten stark temperaturabhängigen Fließgrenzspannungen σ_{F0} für <110>-orientiertes Silizium bei unterschiedlichen Umformparametern zeigt Tabelle 4-2.

Tab.4-2: Fließgrenzspannungen σ_{F0} bei unterschiedlichen Umformparametern

Temperatur T [K]	Biegegeschwindigkeit v_B [mm min ⁻¹]	Fließgrenzspannung σ_{F0} [MPa]	
		Obere $\sigma_{F0,o}$	Untere $\sigma_{F0,u}$
873	1,0	2185	806
923	1,0	1305	503
973	1,0	823	330
873	0,1	962	397
923	0,1	575	248
973	0,1	362	163
1073	0,1	164	79
1173	0,1	95	43
1273	0,1	49	26
1473	0,1	20	12
1673	0,1	10	6,3
1273	0,01	21	13
1473	0,01	8,8	5,7
1673	0,01	4,5	3,1

In der grafischen Darstellung in Bild 4-4 wird der Zusammenhang zwischen Fließgrenzspannung und Temperatur besonders deutlich. Mit zunehmender Temperatur sinkt die Fließgrenzspannung exponentiell. Die Kurven beginnen bei 873 K. In diesem Temperaturbereich geht Silizium, wie in Kap. 3.3 beschrieben, von sprödem zu duktilem Verhalten über.

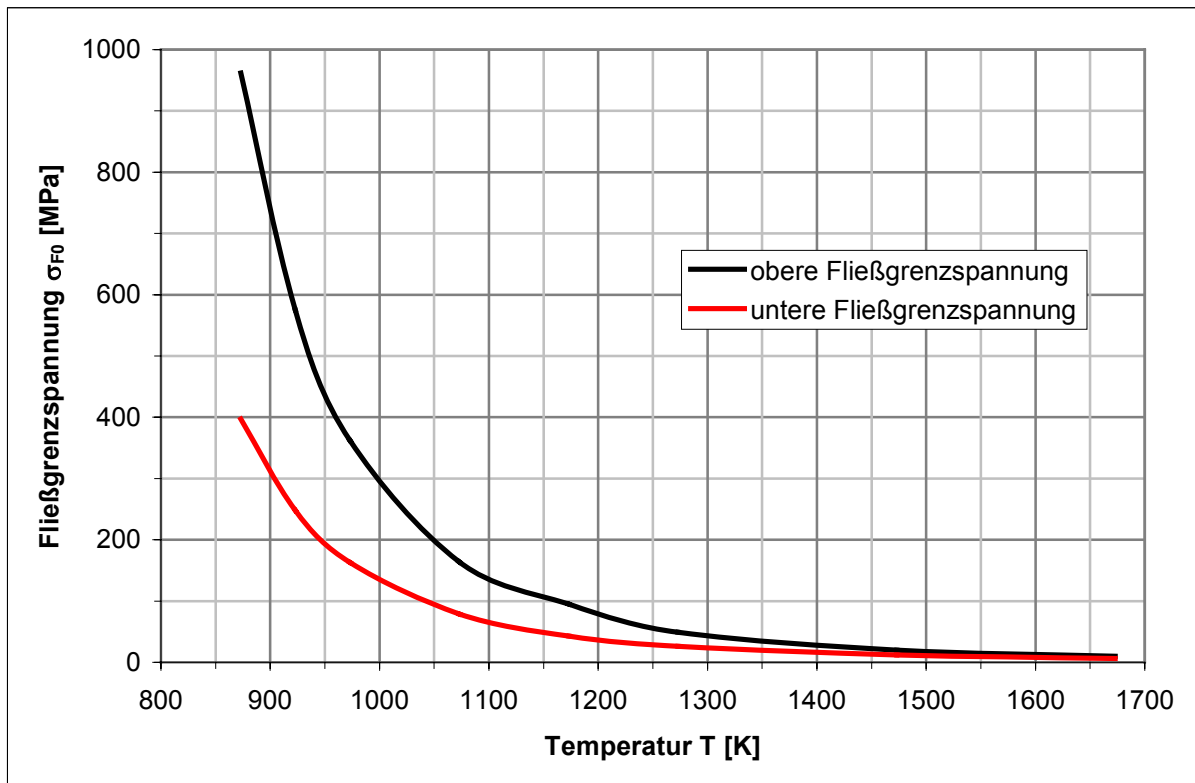


Bild 4-4: Fließgrenzspannung als Funktion der Temperatur bei $v_B = 0,1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$

Die Dichte von Silizium beträgt $2,329 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$ bei 298 K [117,118]. Bei höheren Temperaturen sinkt die Dichte nahezu linear um 0,1% pro 100 K. Aufgrund dieses äußerst geringen Wertes kann der Temperatureinfluss für die meisten Betrachtungen vernachlässigt werden.

4.4 Thermische Eigenschaften

Die Schmelztemperatur T_m von einkristallinem Silizium liegt bei 1414°C bzw. 1687 K [103]. Um 1 kg Silizium zu schmelzen, benötigt man eine Wärmemenge von $1,787 \cdot 10^6 \text{ J}$ [104].

Die in Bild 4-5 grafisch dargestellten thermischen Eigenschaften Wärmeleitfähigkeit λ_{th} , Temperaturleitfähigkeit a , spezifische Wärmekapazität c_p und linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{th} hängen bei Silizium stark von der Temperatur ab.

Die Wärmeleitfähigkeit von Silizium in Bild 4-5a fällt oberhalb von 298 K exponentiell und nähert sich einem Wert von $20 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$. Oberhalb der Schmelztemperatur steigt die Wärmeleitfähigkeit linear mit der Temperatur.

Der Verlauf der Temperaturleitfähigkeit in Bild 4-5b ähnelt dem von der Wärmeleitfähigkeit.

4 Eigenschaften des Siliziums

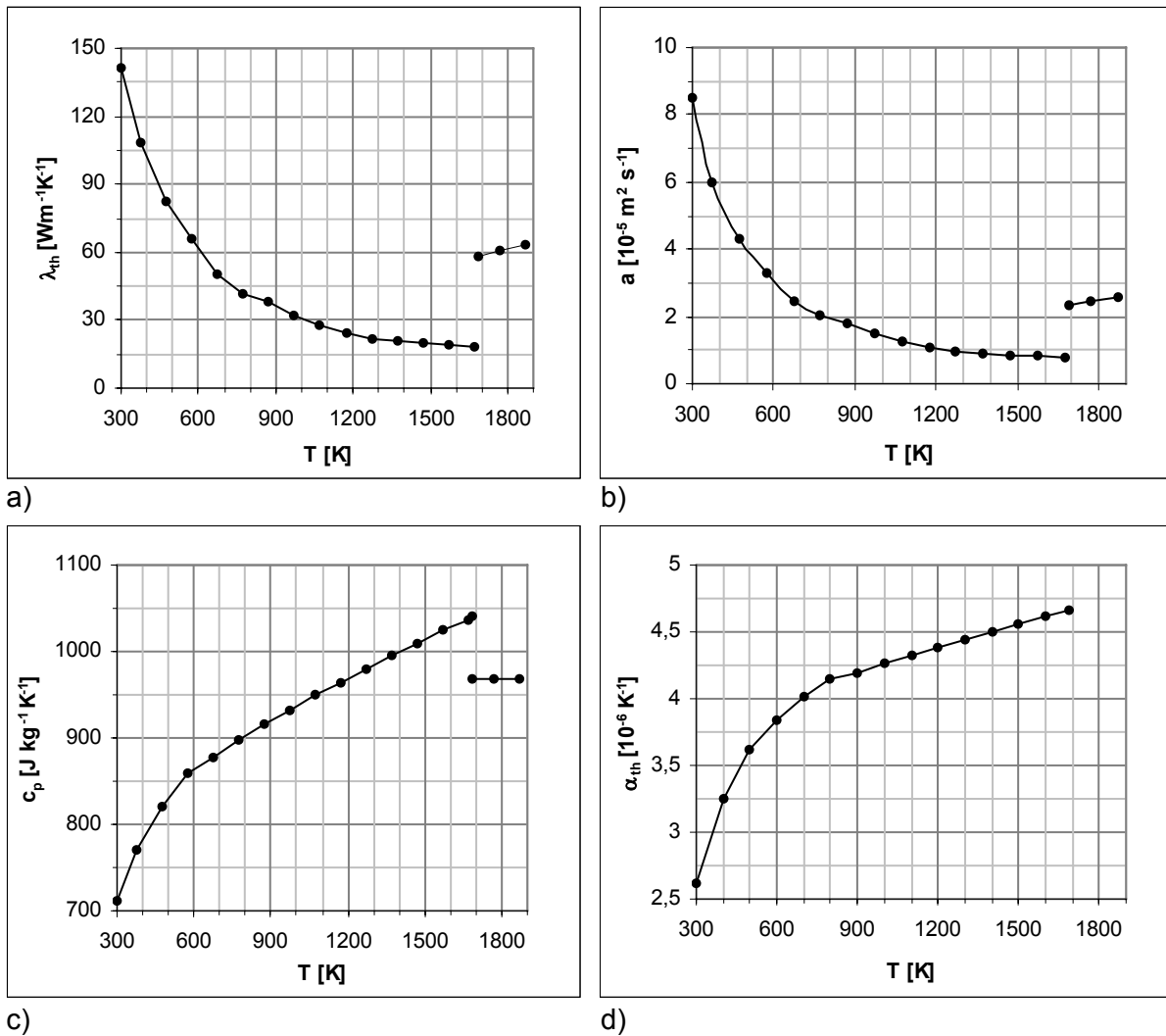


Bild 4-5: thermische Eigenschaften: a) Wärmeleitfähigkeit λ_{th} [104], b) Temperaturleitfähigkeit a [104], c) spezifische Wärmekapazität c_p [104], d) linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{th} [105]

Die spezifische Wärmekapazität in Bild 4-5c hingegen verläuft entgegengesetzt zur Wärmeleitfähigkeit bzw. Temperaturleitfähigkeit. Oberhalb 298 K steigt sie stark an und nimmt dann einen degressiven Verlauf. Ab etwa 750 K bis zum Schmelzpunkt hängt die spezifische Wärmekapazität linear von der Temperatur ab. Oberhalb der Schmelztemperatur nimmt die spezifische Wärmekapazität einen konstanten Wert an, der etwa 10% unterhalb des Wertes der spezifischen Wärmekapazität beim Erreichen der Schmelztemperatur liegt.

Der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient in Bild 4-5d steigt oberhalb von 298 K stark an, verläuft dann degressiv und hängt ab ca. 900 K linear von der Temperatur ab.

4.5 Optische Eigenschaften

Absorptionskoeffizient

Silizium besitzt signifikant unterschiedlich große Absorptionskoeffizienten für die Laserwellenlängen 532 nm und 1064 nm [116]. Außerdem hängen die Absorptionskoeffizienten sehr stark von der Temperatur ab. Bild 4-6 zeigt die Absorptionskoeffizienten beider Wellenlängen als Funktion der Temperatur. Für die Wellenlänge 1064 nm

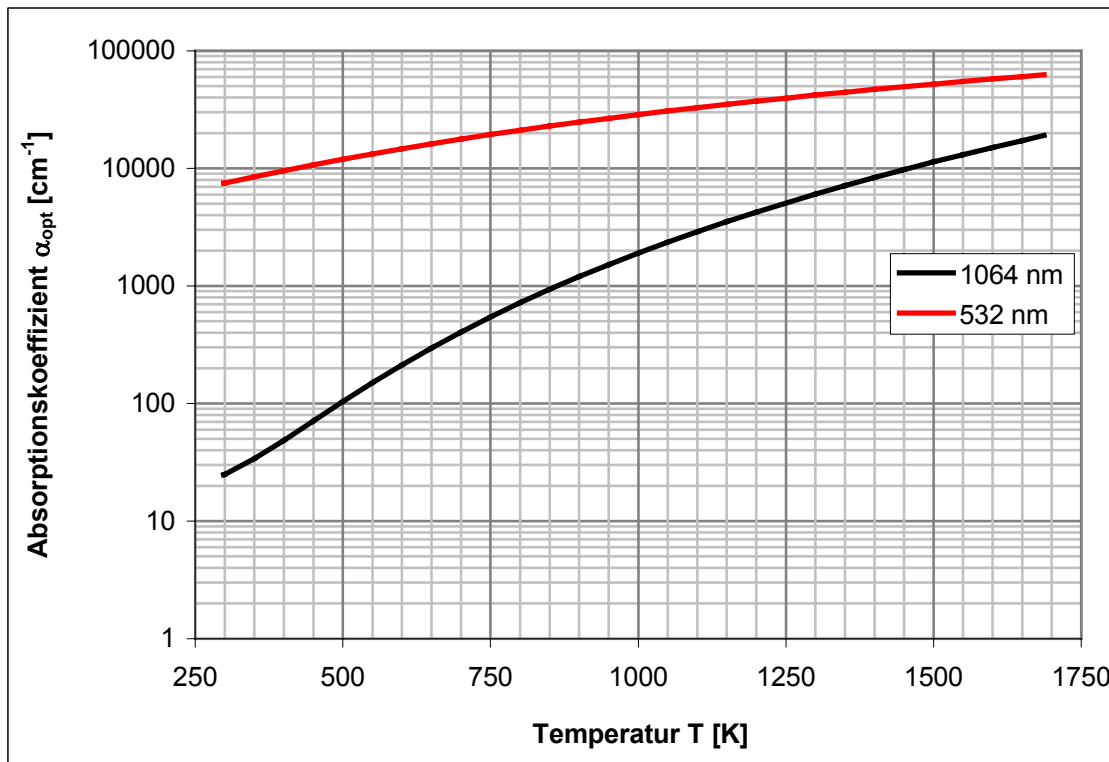


Bild 4-6: Absorptionskoeffizienten als Funktion der Temperatur für die Laserwellenlängen 532 nm und 1064 nm

beträgt der Absorptionskoeffizient 25 cm^{-1} bei 298 K. Mit zunehmender Temperatur steigt er bis zum Erreichen der Schmelztemperatur exponentiell um fast drei Größenordnungen.

Die Absorptionskoeffizienten für 532 nm Wellenlänge sind wesentlich größer im Vergleich zu 1064 nm Wellenlänge. Bei 298 K beträgt der Absorptionskoeffizient schon 7500 cm^{-1} . Bis zum Erreichen der Schmelztemperatur steigt er um fast eine Größenordnung.

Die Absorptionskoeffizienten bei den Laserwellenlängen 1064 nm und 532 nm unterscheiden sich bei 298 K um Faktor 300, im Bereich der Schmelztemperatur von Silizium nur noch um Faktor 3.

Brechzahl und Reflexionsgrad

Der Reflexionsgrad R an der Materialoberfläche hängt von der Brechzahl n und dem Absorptionsindex κ ab. Brechzahlen und Reflexionsgrade (senkrechter Einfall) für die beiden verwendeten Laserwellenlängen sind in Tabelle 4-3 zusammengefasst [116]. Berechnungen haben gezeigt, dass der Temperatureinfluss auf den Absorptionskoeffizienten und damit verbunden auf den Absorptionsindex den Reflexionsgrad nur im Promille-Bereich ändert.

Tab.4-3: Brechzahlen und Reflexionsgrade von Silizium

	Laserwellenlänge 532 nm	Laserwellenlänge 1064 nm
Brechzahl n	4,15	3,56
Reflexionsgrad R	37,4%	31,5%

Die Recherche zur Temperaturabhängigkeit der Brechzahl blieb leider erfolglos. Der Einfluss dürfte aber nur im Prozent-Bereich liegen und beeinflusst deshalb den Reflexionsgrad nur unwesentlich.

Emissionsgrad

Für den integralen Emissionsgrad ϵ_R sind keine vollständigen Angaben bekannt. Lediglich für ausgewählte Wellenlängen liegen spektrale Emissionsgrade vor [106]. Für eine Grobabschätzung des integralen Emissionsgrades wird das Wiensche Verschiebungsgesetz herangezogen. Aus den sich einstellenden Temperaturen beim Laserstrahlumformen von Silizium kann man die jeweils im Maximum der spektralen Strahldichte wirkende Wellenlänge berechnen. Für diesen Wellenlängenbereich liegt der Emissionsgrad bei $\epsilon_R = 0,7$.

5 Numerische Simulation des Umformprozesses mit Laserstrahlung

5.1 Grundlegende Betrachtungen zum Umformen mit Laserstrahlung

Beim Laserstrahlumformen werden im Gegensatz zum mechanischen Biegen die Spannungs- und Verformungsfelder nicht durch Wirkung äußerer Kräfte und Momente, sondern durch das Temperaturfeld und die dadurch hervorgerufenen thermisch induzierten Dehnungen verursacht.

Die Induktion eines lokalen instationären Temperaturfeldes führt zu einer der jeweiligen Temperatur entsprechenden örtlichen Volumenausdehnung. Umgebende kälteren Materialbereiche behindern die thermische Ausdehnung und wirken wie eine feste Einspannung. In der Folge werden Spannungen im Werkstück generiert. Überschreiten diese Spannungen die Elastizitätsgrenze des Materials, entstehen an dieser Stelle plastisch verformte Bereiche. Nach dem Abkühlvorgang hat sich die Endform des Werkstückes ausgebildet. Gleichzeitig entstehen Eigenspannungen, weil das Material infolge der plastischen Verformung an seiner vollständigen Entspannung gehindert wird [83,93].

In den folgenden Abschnitten werden die ablaufenden physikalischen Prozesse beim thermischen Umformen mit Laserstrahlung näher beschrieben.

Zunächst erzeugt die im Material absorbierte Laserstrahlung das für die thermische Umformung notwendige Temperaturfeld: Für die Wechselwirkung der Laserstrahlung

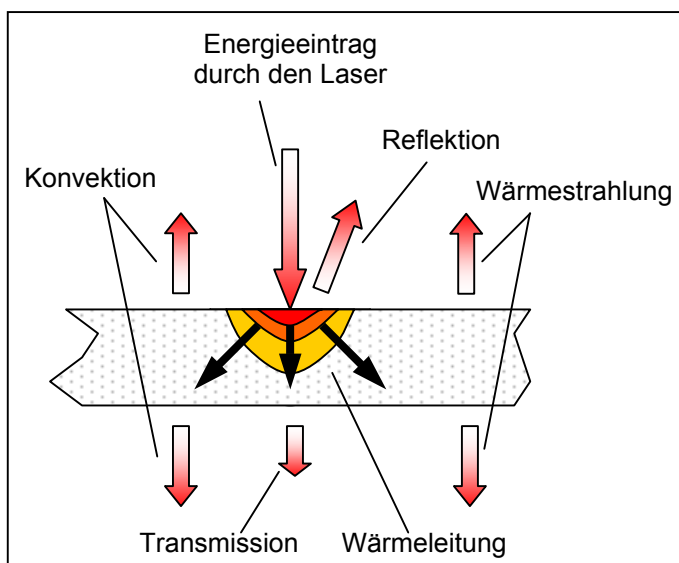


Bild 5-1: Energiebilanz bei der Wechselwirkung zwischen Laserstrahlung und Material

mit dem umzuformenden Material gilt die in Bild 5-1 aufgestellte Energiebilanz. Wie viel Laserstrahlung reflektiert, absorbiert oder transmittiert wird, hängt von den optischen Eigenschaften des umzuformenden Materials ab. Die Summe aus reflektierten, absorbierten und transmittierten Anteil ist gemäß Gl. 5-1 gleich eins:

$$R + A + T = 1 \quad \text{Gl. 5-1}$$

mit Reflexionsgrad $R = \frac{I_R}{I_0}$, Absorptionsgrad $A = \frac{I_A}{I_0}$ und Transmissionsgrad $T = \frac{I_T}{I_0}$.

An der Materialoberfläche wird ein Teil der eingestrahlenen Laserleistung reflektiert. Der verbleibende Anteil dringt in das Material ein. Gemäß dem Lambert-Beer'schen Gesetz (Gl. 5-2) entspricht die optische Eindringtiefe δ_{opt} (auch als Skintiefe bezeichnet) der Tiefe, in der die ursprüngliche Leistungsflussdichte I_0 auf den Wert $1/e$ abgefallen ist. In dieser Tiefe wurden 63,2% der Leistungsflussdichte I_0 im Material absorbiert.

$$I(z) = I_0 \cdot e^{-\frac{z}{\delta_{\text{opt}}}} = I_0 \cdot e^{-\alpha_{\text{opt}} \cdot z} \quad \text{mit } \delta_{\text{opt}} = \alpha_{\text{opt}}^{-1} \quad \text{Gl.5-2}$$

Die über Absorption eingetragene Energie wird in Wärme umgewandelt und ist somit für die Ausbildung des Temperaturfeldes verantwortlich.

Der Temperaturgradient zum umgebenden Material führt zur Wärmeleitung von der erwärmten Zone aus zum kälteren Material hin.

Gleichzeitig wirken Wärmestrahlung und Konvektion an den Oberflächen als Energieverluste. Die Energieverluste durch Wärmestrahlung hängen von der vierten Potenz der Temperatur ab und können mit Hilfe des Stefan-Boltzmann-Gesetzes berechnet werden (Gl. 5-3).

$$j_R = \varepsilon \cdot \sigma_B \cdot (T_1^4 - T_0^4) \quad \text{Gl. 5-3}$$

Bei Verlusten durch Konvektion geht die Temperatur linear ein (Gl.5-4).

$$j_C = \alpha_C \cdot (T_1 - T_0) \quad \text{Gl. 5-4}$$

Ohne Berücksichtigung der Energieverluste durch Wärmestrahlung und Konvektion reduziert sich die Temperaturfeldbestimmung auf ein dreidimensionales Wärmeleitungsproblem und kann durch die Differentialgleichung für das Temperaturfeld in allgemeiner Form gemäß Gl. 5-5 dargestellt werden [97].

$$\rho \cdot c_P \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda_{\text{th}} \cdot \vec{\nabla} T) + \frac{\dot{Q}}{V} \quad \text{Gl. 5-5}$$

Die Änderung der inneren Energie ist dann gleich der Summe aus den ein- und aus-tretenden Wärmeströmen in allen drei Raumkoordinaten und dem Wärmestrom der Wärmequellen bzw. Wärmesenken im Volumen V .

Für die Lösung der Differentialgleichung auf analytischem Wege können die Methode der Punktquellen (Green'sche Funktion) [98] oder für Werkstücke mit begrenzter Blechdicke die Methode der Spiegelquellen bzw. virtuellen Quellen nach Rosenthal [99] herangezogen werden. Beide Methoden setzen voraus, dass einfache Geometrien vorliegen und die Materialeigenschaften temperaturunabhängig sind.

Beim Biegen wird der Zustand eines Werkstoffs durch die auftretenden Spannungen und Verformungen im Werkstoff beschrieben. Eine Materialverformung kann sowohl durch das Einwirken mechanischer Kräfte und Momente als auch durch thermische Ausdehnung, die wie hier durch ein laserstrahlinduziertes Temperaturfeld erzeugt wird, erfolgen.

Bei rein elastischer Verformung entsteht eine reversible Gitterverzerrung im Material [95]. Höhere mechanische Beanspruchungen haben irreversible Atomgitterverschiebungen (Ausbildung und Bewegung von Versetzungen) zur Folge und führen zu einer bleibenden plastischen Verformung.

Im Umformprozess zeigen reale Werkstoffe elastisch-plastisches Verhalten, d.h. die Formänderung besteht aus elastischen und plastischen Anteilen. Der Zusammen-

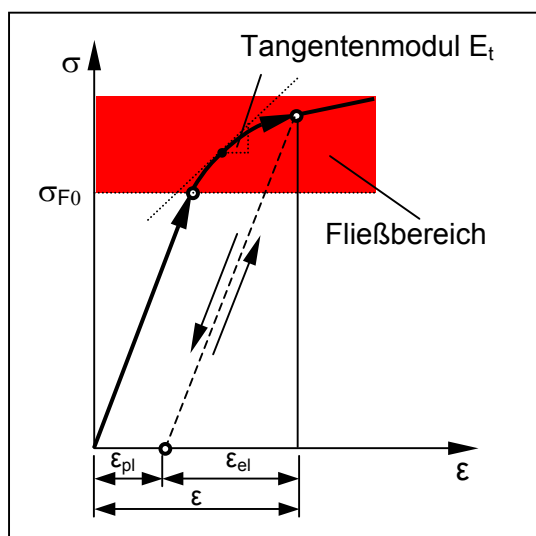


Bild 5-2: Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit stetigem Übergang von linearelastischem zu elastisch-plastischem Verhalten bei einachsiger Zugbeanspruchung nach [94]

hang zwischen Spannung und Dehnung beschreibt das mechanische Verhalten eines Werkstoffes. Bild 5-2 zeigt einen typischen Spannungs-Dehnungs-Verlauf für eine elastisch-plastische Reaktion des Werkstoffes infolge einachsiger Zugbeanspruchung [95].

Die Fließgrenzspannung σ_{F0} trennt den Bereich mit rein elastischen Zustandsänderung vom sich anschließenden Fließbereich mit plastischen Zustandsänderungen ab. Der lineare Anstieg unterhalb der Fließgrenzspannung σ_{F0} ist durch Proportionalität zwischen anliegender Spannung und resultierender Dehnung charakterisiert und wird durch das Hooke'sche Gesetz beschrieben,

s. Gl. 5-6. Der Proportionalitätsfaktor ist der Elastizitätsmodul (Young'scher Modul).

$$\sigma = E \cdot \varepsilon_{el} \quad \text{Gl. 5-6}$$

Wird die Elastizitätsgrenze (Fließgrenzspannung σ_{F0}) überschritten, setzt elastisch-plastisches Verhalten ein und der Dehnungsverlauf weicht von der Hooke'schen Gerade ab. Die Spannung im Fließbereich heißt Fließspannung σ_F [94]. Der Tangentenmodul E_t als Anstieg der Fließspannungskurve legt fest, ob die Festigkeit im Material ansteigt ($E_t > 0 \Rightarrow$ Materialverfestigung), erhalten bleibt ($E_t = 0$) oder verringert wird ($E_t < 0 \Rightarrow$ Entfestigung). Gemäß Gl. 5-7 besteht die Gesamtdehnung aus der Summe von elastischer und plastischer Dehnung.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_{pl} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} \quad \text{Gl. 5-7}$$

Nach der Entlastung bleibt die plastische Dehnung ε_{pl} als plastische Formänderung erhalten.

Ändert sich die Temperatur beim Umformen, kommt zusätzlich die thermische Dehnungskomponente hinzu. Die Gesamtdehnung lässt sich dann mit Gl. 5-8 berechnen:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_{pl} + \alpha_{th} \cdot \Delta T = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{th} \quad \text{Gl. 5-8}$$

Im einachsigen Spannungszustand treten nicht nur Längsdehnungen auf, sondern auch Dehnungen in Querrichtung ε_q , die über die Querkontraktionszahl ν mit der Längsdehnung in Zusammenhang stehen, s. Gl. 5-9.

$$\varepsilon_q = -\nu \cdot \varepsilon \quad \text{Gl. 5-9}$$

Für den verallgemeinerten mehrachsigen Belastungsfall müssen die elastisch-plastischen Materialgesetze in Tensorform beschrieben und die Fließbedingungen für den mehrachsigen Spannungszustand formuliert werden. Der Spannungszustand eines Materialpunktes hängt nun zusätzlich von der Orientierung der Schnittfläche im Raum ab und ist durch den Spannungstensor σ_{ij} (Gl. 5-10) charakterisiert.

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 5-10}$$

Die Komponenten auf der Hauptdiagonalen beschreiben die Normalspannungen, die Elemente auf den Nebendiagonalen die Schubspannungen. Für ein vorgegebenes Flächenelement berechnet sich der Spannungsvektor nach Gl. 5-11.

$$\bar{\sigma} = \sigma_{ij} \cdot n_j \quad \text{Gl. 5-11}$$

Unter Berücksichtigung der isotropen thermischen Ausdehnung beim thermischen Umformen erhält man für den Zusammenhang zwischen Spannung und Verzerrung [96]:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \cdot \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \cdot \sigma_{kk} \cdot \delta_{ij} + \alpha_{th} \cdot \Delta T \cdot \delta_{ij} \quad \text{Gl. 5-12}$$

Die bei der Verformung auftretenden Verzerrungen werden in Dehnung und Schiebung unterteilt und durch den Verzerrungstensor ε_{ij} beschrieben. Die Tensorkomponenten errechnen sich aus dem Verschiebungsfeld u mit Gl. 5-13 (geometrisch lineare Näherung, gültig für kleine Dehnungen).

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad \text{Gl. 5-13}$$

Das reale Werkstoffverhalten unterliegt in den meisten Fällen viel komplexeren Zusammenhängen. Vor allem das plastische bzw. duktile Verhalten lässt sich mathematisch nur schwer abbilden. Deshalb verwendet man vereinfachte Modelle, um das elastisch-plastische Materialverhalten zunächst im einachsigen Belastungsfall zu charakterisieren. Bild 5-3 zeigt zwei vereinfachte Modelle.

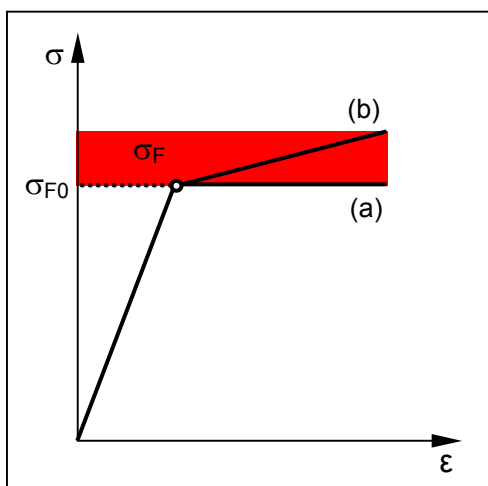


Bild 5-3: Spannungs-Dehnungs-Diagramm für a) idealplastisches und b) linear-elastisch-plastisches Werkstoffverhalten [93]

Beide Modelle gehen im elastischen Bereich von linear-elastischem Verhalten aus. Idealplastisches Verhalten (Kursenverlauf (a) in Bild 5-3) bedeutet, dass bei vorgegebener Belastung bzw. Fließspannung σ_F die Größe der Dehnung beliebig, d.h. unbestimmt ist. Umgekehrt lässt sich aber jedem Dehnungswert ein Spannungswert zuordnen. Dieses Materialverhalten wird als instabil bezeichnet [94].

Der Kursenverlauf (b) ist oberhalb der Fließgrenzspannung σ_{F0} durch einen monotonen Anstieg gekennzeichnet. Der Widerstand des Materials gegen das Anwachsen der plastischen Dehnung steigt. Dieses Verhalten ist stabil und wird als Materialverfestigung bezeichnet (Tangentenmodul $E_t > 0$). Die Spannung oberhalb der Fließgrenzspan-

nung (= Fließspannung σ_F) ist eine Funktion der plastischen Dehnung mit konstantem Tangentenmodul E_t . Der Kurvenverlauf (b) wird mathematisch mit Gl. 5-14 beschrieben [93]:

$$\sigma = \begin{cases} E \cdot \varepsilon & \rightarrow \varepsilon < \frac{\sigma_{F0}}{E} \\ \sigma_{F0} + E_t \cdot \varepsilon_{pl} & \rightarrow \varepsilon > \frac{\sigma_{F0}}{E} \end{cases} \quad \text{Gl. 5-14}$$

Als Ursachen für die Verfestigung kommen die Vermehrung von Versetzungen und ihre gegenseitige Behinderung bzw. ihr Aufstauen an Hindernissen in Betracht. Der hervorgerufene Spannungsanstieg $\Delta\sigma_F$ ist nach Gl. 5-15 näherungsweise der Wurzel aus der Versetzungsdichte N , dem Schubmodul G und dem Betrag des Burgers-Vektors b proportional [95].

$$\Delta\sigma_F \approx G \cdot b \cdot \sqrt{N} \quad \text{Gl. 5-15}$$

Zwischen elastisch-plastischen und rein elastischen Modellen besteht ein wesentlicher Unterschied: Findet man bei elastischen Modellen stets einen eindeutigen Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung, geht er bei plastischen Modellen verloren. Der aktuelle Spannungszustand hängt in diesem Fall von den bereits durchlaufenen Spannungs-Dehnungszyklen ab.

Numerische Lösungen basieren auf einer inkrementellen Beschreibung des Fließverhaltens, d.h. das Verfahren setzt die Kenntnis von Spannungen und Dehnungen zum Zeitpunkt t voraus und berechnet für den Zeitpunkt $t+\Delta t$ die jeweiligen Änderungen. Für die Berechnung sind eine Fließbedingung (legt fest, ob elastische oder plastische Verformung eintritt) und ein Fließgesetz (beschreibt das Deformationsverhalten des Werkstoffes) erforderlich.

Der räumliche Spannungszustand kann auf einen einachsigen Vergleichsspannungszustand zurückgeführt werden, der das Material in gleicher Weise beansprucht. Die Bedingungen für das Fließen entsprechen dann denen des einachsigen Belastungsfalls. Die Spannungstensoranteile σ_{ij} werden auf eine skalare Vergleichsspannung σ_v abgebildet (von-Mises-Vergleichsspannung). Die Fließbedingung erhält die Form [96]

$$f(\sigma_{ij}) - \sigma_F = 0. \quad \text{Gl. 5-16}$$

Die Fließfunktion $f(\sigma_{ij})$ beschreibt im Spannungsraum einen Fließkörper, dessen Oberfläche Fließfläche heißt. Alle Spannungszustandsänderungen im Inneren des Fließkörpers sind elastisch. Spannungszustandsänderungen entlang der Fließfläche führen zu Spannungsumlagerungen. Bereits infinitesimal kleine Spannungszunahmen, die versuchen, die Fließfläche zu durchbrechen, führen zu plastischen Zustandsänderungen und zu einer Deformation der Fließfläche selbst, weil Spannungszustände außerhalb der Fließfläche nicht erlaubt sind [94].

Die in der Praxis für metallische Werkstoffe häufig angewendete Huber-von Mises-Hencky Fließbedingung wird durch Gl. 5-17 beschrieben, wobei $\sigma_F(T)$ die temperaturabhängige Fließspannung darstellt.

$$\sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} - \sigma_F(T) = 0 \quad \text{mit} \quad \sigma_{ij} = S_{ij} + \frac{1}{3} \sigma_{kk} \cdot \delta_{ij} \quad \text{Gl. 5-17}$$

Der Spannungstensor σ_{ij} wird in einen Spannungsdeviator S_{ij} , der für die Gestaltsänderung verantwortlich ist, und in einen Kugeltensor, der eine Beanspruchung durch allseitig gleichen Druck beschreibt (Volumenänderung), zerlegt. Plastisches Fließen entsteht nur durch Gestaltsänderung, nicht durch Volumenänderung [93].

Aus den berechneten plastischen Dehnungen (Gestaltsänderung) ergeben sich die resultierenden Formänderungen, aus denen letztendlich der Biegewinkel abgeleitet werden kann.

Die Komplexität der wirkenden Mechanismen beim Umformen, vor allem die starke Temperaturabhängigkeit der thermischen und mechanischen Eigenschaften von Silizium sowie die Berücksichtigung des bewegten Laserstrahls als instationäre Wärmequelle auf dem Material gestatten keine analytische Lösung der thermisch-elastisch-plastischen Gleichungssysteme. Hier muss auf numerische Verfahren wie z.B. die Finite-Elemente-Methode zurückgegriffen werden.

5.2 Die Erstellung des FE-Modells

5.2.1 Generelle Vorgehensweise

Die numerische Simulation des Umformprozesses von Silizium mit Laserstrahlung erfolgte im Anschluss an die experimentellen Untersuchungen. Um die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen in Kap. 6 bis 8 anhand der entwickelten Modellvorstellungen ausführlich diskutieren und mit Simulationsergebnissen belegen zu können, wurde das Kapitel 5 „Numerische Simulation des Umformprozesses mit Laserstrahlung“ den experimentellen Ergebnissen vorangestellt.

Die Modellrechnungen in dieser Arbeit sind mit dem zur Verfügung stehenden FEM-Softwarepaket ANSYS durchgeführt worden. Der Umfang und die Komplexität der Berechnungen erforderte die Zusammenstellung eines Spezialrechners mit zwei Prozessoren, großem Arbeitsspeicher sowie sehr schnellen Festplatten mit geringen Zugriffszeiten, um die sehr hohen Anforderungen an Rechenleistung und Speicherkapazität zu erfüllen.

Die Modellierung des Umformprozesses von Silizium konnte durch entkoppelte Temperatur- und Spannungsfeldberechnungen erfolgen, weil die Temperatur durch die bei der Verformung dissipierte mechanische Arbeit nur unwesentlich beeinflusst wurde und spannungsinduzierte Gefügeumwandlungen nicht zu erwarten waren [24,93].

Zuerst erfolgte die Berechnung des instationären Temperaturfeldes, das die bewegte Laserquelle induzierte. Im anschließenden mechanischen Berechnungsschritt lag das errechnete Temperaturfeld als thermische Last an und verursachte die zu berechnenden Dehnungs- und Spannungsverteilungen sowie die resultierende Verformung des Werkstücks.

5.2.2 Erstellung der Modellgeometrie

Um die durch eine bewegte Laserquelle hervorgerufenen Temperatur-, Spannungs-, Dehnungs- und Verschiebungsverteilungen mit Hilfe der FE-Methode berechnen zu können, war eine Unterteilung der Probengeometrie in eine Vielzahl einzelner Elemente erforderlich. Dazu wurde das gesamte Probenvolumen mit einem dreidimensionalen Netz versehen, dessen Knoten gleichzeitig die Eckpunkte der Elemente bilde-

ten. Es kam ein regelmäßiges Netz zum Einsatz, d.h. der Anwender legt die Koordinaten der Knoten des Netzes und damit verbunden die Form der finiten Elemente (hier sind es quaderförmige Elemente) im FE-Modell fest.

Im Gegensatz dazu werden bei einem freien Netz die Knotenkoordinaten und die Form der Elemente (meist Tetraeder) nicht mehr vom Anwender gesteuert, sondern von der FEM-Software festgelegt.

Die Generierung eines regelmäßigen Netzes gestaltete sich viel aufwendiger, besitzt aber wesentliche Vorteile gegenüber einem freien Netz:

- bedeutend schnellere Vernetzung mit dem programminternen Netzgenerator
- genauere und leichtere Kontrolle über die erforderliche Netzdichte
- einfacheres bzw. exakteres Aufbringen von Lasten, Randbedingungen und damit verbunden höhere Ergebnisgenauigkeit

Um die Berechnungsergebnisse mit den experimentellen Resultaten vergleichen zu können, muss die geometrische Form des Modells weitestgehend mit den in den Ex-

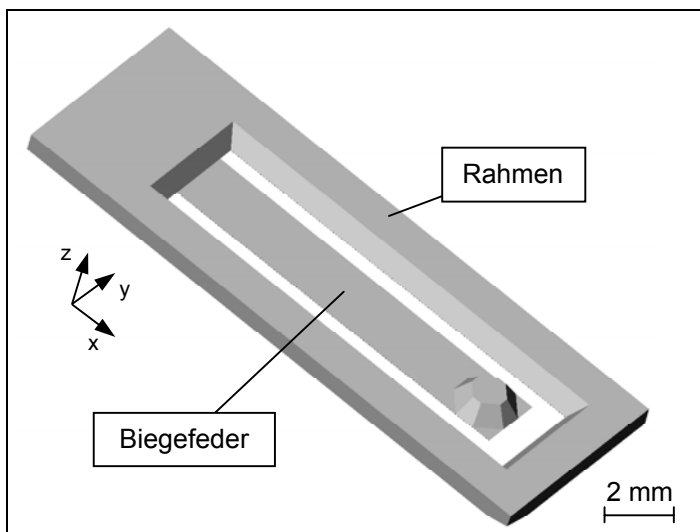


Bild 5-4: in den experimentellen Untersuchungen eingesetzte Biegeprobengeometrie

perimenten verwendeten Siliziummikrostrukturen (im weiteren Text als Biegeproben bezeichnet) übereinstimmen. Bild 5-4 zeigt die in den experimentellen Untersuchungen verwendete Geometrie der Biegeproben, die in Kap. 6.2.1 ausführlich beschrieben ist.

Die Überführung der Biegeprobengeometrie in ein FE-Modell unter Verwendung des beschriebenen regelmäßigen Net-

zes erforderte eine Reihe von Vereinfachungen und Abstraktionen, um einerseits die sehr komplexe Probengeometrie mit vertretbarem Aufwand abbilden und andererseits den Rechenaufwand in Grenzen zu halten zu können:

- die im anisotropen Ätzprozess von Silizium nicht vermeidbaren $\{111\}$ -Facetten konnten im Modell keine Berücksichtigung finden
- der Rahmenteil, der die Biegefeder umgibt, wurde vernachlässigt

- der Boss, der sich am Ende der Biegefeder befindet und beim anisotropen Ätzen ausgespart wurde, blieb unberücksichtigt.

Bild 5-5 zeigt das vereinfachte FE-Modell, das aus quaderförmigen Elementen besteht. Die gewählte Netzeinteilung sieht im Lasereinwirkungsbereich ein verfeinertes Netz in lateraler Richtung mit 25 μm Knotenabstand vor, um die bewegte Wärmequelle

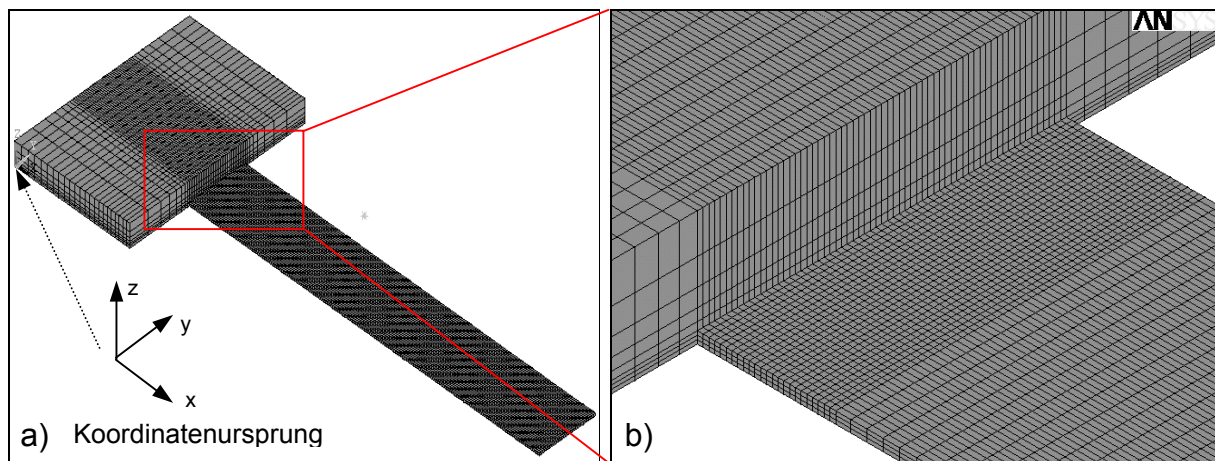


Bild 5-5: a) vereinfachte Modellgeometrie, b) verfeinertes Netz im Lasereinwirkungsbereich

realitätsnah implementieren zu können. In Materialdickenrichtung besitzt das Netz einen Knotenabstand von 16,7 μm . Eine feinere Unterteilung entlang der Materialdicke s wäre für die Berechnung von Temperaturen und Spannungen wünschenswert gewesen, unterliegt aber den Restriktionen für finite Elemente: Übersteigt bei einem finiten Element das Verhältnis von Länge zu Breite zu Höhe (als Aspektverhältnis bezeichnet) einen Grenzwert, kann die Berechnung stark abweichende bzw. fehlerhafte Lösungen liefern oder an kritischen Stellen abbrechen. Nur über eine Erhöhung der Elementanzahl im ganzen Modell lässt sich das Netz an exponierten Stellen weiter verfeinern. Dem stand ein unverhältnismäßig hoher Rechenaufwand gegenüber, der im Extremfall die Berechnung zum Erliegen bringen würde. Deshalb ist ein sinnvoller Kompromiss zwischen Netzdichte bzw. Elementanzahl und Rechenaufwand geschlossen worden.

Außerhalb des Lasereinwirkungsbereiches wurde die Netzeinteilung grober gewählt, um den Rechenaufwand zu reduzieren.

5.2.3 Modell für die Temperaturfeldberechnung

5.2.3.1 Der Laserstrahl als Wärmequelle

Ausgangspunkt für die Temperaturfeldberechnung bildete die aufgestellte Energiebilanz in Kap 5.1. Neben der Energieeinkopplung durch den scannenden Laserstrahl waren Phasenumwandlungsprozesse, Energieverluste durch Wärmestrahlung und Konvektion sowie Randbedingungen im Modell zu implementieren.

Der Laserstrahl als Wärmequelle wurde mit gaußverteilter Strahlform angesetzt (Gl. 5-18).

$$I(r) = I_0 \cdot e^{-2\left(\frac{r^2}{w_0^2}\right)} \quad \text{mit } I_0 = \frac{2 \cdot P}{\pi \cdot w_0^2} \quad \text{Gl. 5-18}$$

Abzüglich des reflektierten Anteils, der an der Grenzfläche Luft-Silizium entsteht, erhält man die in das Silizium eindringende Leistungsflussdichte (Gl. 5-19).

$$I(r) = (1-R) \cdot I_0 \cdot e^{-2\left(\frac{r^2}{w_0^2}\right)} \quad \text{Gl. 5-19}$$

Sie wird im Material gemäß dem Lambert-Beer'schen Gesetz absorbiert. Die in einem Teilvolumen ΔV mit der Dicke Δz absorbierte Laserleistungsflussdichte ΔI lässt sich mit Gl. 5-20 berechnen. In Bild 5-6 sind die Zusammenhänge zur Berechnung der im Volumen ΔV absorbierten Laserleistungsflussdichte ΔI aus Gl. 5-20 grafisch veranschaulicht. Die in der Dicke dz absorbierte Laserleistungsflussdichte ΔI kann man als absorbierte Laserleistung ΔP bzw. Wärmestrom $\Delta \dot{Q}$ im Volumen ΔV auffassen.

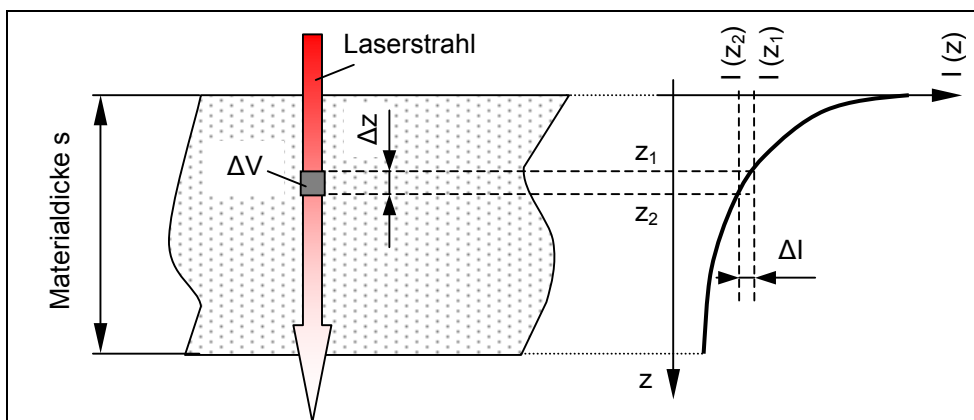


Bild 5-6: grafische Darstellung des Zusammenhangs zur Berechnung der im Volumen ΔV absorbierten Laserleistungsflussdichte ΔI

$$\frac{\Delta \dot{Q}}{\Delta V} \equiv -\frac{\Delta I}{\Delta z} = -\frac{I(z_2) - I(z_1)}{z_2 - z_1} = -\frac{(1-R) \cdot I_0}{z_2 - z_1} \cdot \left(e^{-\left(\frac{z_2}{\delta_{\text{opt}}}\right)} - e^{-\left(\frac{z_1}{\delta_{\text{opt}}}\right)} \right)$$

Mit $z_2 = z_1 + \Delta z$

ergibt sich:

Gl. 5-20

$$\frac{\Delta I}{\Delta z} = \frac{I(z_2) - I(z_1)}{\Delta z} = \frac{(1-R) \cdot I_0}{\Delta z} \cdot e^{-\left(\frac{z_1}{\delta_{\text{opt}}}\right)} \cdot \left(e^{-\left(\frac{\Delta z}{\delta_{\text{opt}}}\right)} - 1 \right).$$

Der mit Gl. 5-20 beschriebene Energieeintrag in das Material entspricht somit einer Volumenwärmequelle.

Sind die Bedingungen optische Eindringtiefe $\delta_{\text{opt}} < 1 \mu\text{m}$ und $\delta_{\text{opt}} \ll$ Materialdicke s erfüllt, kann für die Modellierung vereinfacht eine Oberflächenwärmequelle als Sonderfall der mit Gl. 5-20 beschriebenen Volumenwärmequelle angesetzt werden, weil der Großteil der einfallenden Laserstrahlung in einer sehr dünnen Schicht an der Materialoberfläche absorbiert wird. Der Energieeintrag erfolgt als Leistungsflussdichte bzw. Wärmestromflussdichte auf die Oberfläche des Materials.

Beim Energieeintrag in das Silizium ist die starke Temperaturabhängigkeit des Absorptionskoeffizienten bzw. der optischen Eindringtiefe zu beachten. In Tabelle 5-1 sind für ausgewählte Temperaturen die Absorptionskoeffizienten und die optischen Eindringtiefen für die in den experimentellen Untersuchungen zum Einsatz kommenden Wellenlängen 1064 nm und 532 nm zusammengestellt.

Tab. 5-1: Absorptionskoeffizienten und die optischen Eindringtiefen für ausgewählte Temperaturen

	Absorptionskoeffizient $\alpha_{\text{opt}} [\text{cm}^{-1}]$	Optische Eindringtiefe $\delta_{\text{opt}} [10^{-6} \text{ m}]$
$\lambda = 1064 \text{ nm}$		
T = 298 K	25	400
T = 950 K	1525	6,6
T = 1350 K	7125	1,4
$\lambda = 532 \text{ nm}$		
T = 298 K	7500	1,3
T = 950 K	26700	0,4
T = 1350 K	44500	0,2

Der Absorptionskoeffizient hängt bei 1064 nm Wellenlänge sehr viel stärker von der Temperatur ab als bei 532 nm. Bei 298 K beträgt der Absorptionskoeffizient für 1064 nm Wellenlänge nur 25 cm^{-1} . Die hohe optische Eindringtiefe von $400 \mu\text{m}$ bedeutet, dass erst in $400 \mu\text{m}$ Materialtiefe 63,2% der Laserstrahlung absorbiert wurden.

Die absorbierte und in Wärme umgewandelte Laserstrahlung führt zur Temperaturerhöhung im Material. Damit verbunden steigt der Absorptionskoeffizient exponentiell. Der höhere Absorptionskoeffizient verursacht wiederum eine stärkere Temperaturerhöhung usw. Mit steigendem Absorptionskoeffizienten verringert sich die optische Eindringtiefe im gleichen Maße. Dieses Wechselspiel setzt sich fort, bis nahezu die gesamte Laserstrahlung nur noch in einer dünnen Oberflächenschicht absorbiert wird.

Bei 532 nm Wellenlänge beträgt der Absorptionskoeffizient bei 298 K bereits 7500 cm^{-1} . Im Gegensatz zu 1064 nm Wellenlänge werden 63,2% der Laserstrahlung innerhalb von nur $1,3 \mu\text{m}$ optischer Eindringtiefe nahe der Materialoberfläche absorbiert. Auch hier verursacht die Temperaturerhöhung im Material infolge der absorbierten Laserstrahlung einen Anstieg des Absorptionskoeffizienten usw. Es beginnt das selbe Wechselspiel, nur mit dem Unterschied, dass der Absorptionskoeffizient aufgrund der schwächeren Temperaturabhängigkeit im Vergleich zu 1064 nm Wellenlänge nicht so stark zunimmt.

Die optische Eindringtiefe von $1 \mu\text{m}$ wird bei 1064 nm Wellenlänge erst oberhalb von 1460 K, bei 532 nm oberhalb von 420 K unterschritten. Es ist deshalb in beiden Fällen von einer Volumenwärmequelle auszugehen. Der Energieeintrag erfolgt gemäß Gl. 5-20.

Das beschriebene FE-Modell besteht aus einer endlichen Zahl kleiner Teilvolumina ΔV , den finiten Elementen, deren Eckpunkte die Knoten bilden. Die numerische Berechnung liefert für jeden Knoten die Temperatur in Abhängigkeit der aufgebrachten Last (= Energieeintrag). Aus den Knotentemperaturen muss eine mittlere Teilvolumentemperatur (Elementtemperatur) bestimmt werden, um dem Teilvolumen den entsprechenden Absorptionskoeffizienten zuordnen zu können. Die mittlere Teilvolumentemperatur hängt dabei sehr stark von der Größe der Teilvolumina ab. Je kleiner die Teilvolumina sind, desto geringer fallen die Temperaturunterschiede an den Knoten aus und desto repräsentativer erscheinen die mittleren Temperaturen der Teilvolumina.

Dieser iterative Algorithmus muss mit allen betreffenden Teilvolumina bzw. finiten Elementen zusätzlich zur Temperaturfeldberechnung durchgeführt werden. Außerdem benötigt dieser Algorithmus eine dafür zugeschnittene Netzeinteilung entlang der Materialdickenrichtung mit einer zunehmend feineren Netzstruktur nahe der bestrahlten Oberfläche, um höhere Absorptionskoeffizienten bzw. kleinere optischen Eindringtiefen infolge ansteigender Temperaturwerte ausreichend berücksichtigen zu können. Die Umsetzung dieses Algorithmus in Verbindung mit einer Netzverfeinerung im bestrahlten Gebiet würde zu den gleichen Problemen führen, wie in Kap. 5.2.2 beschrieben. Aus diesen Gründen erfolgte der Energieeintrag im Modell mit Hilfe einer Oberflächenwärmequelle.

Die auf die Biegefeder auftreffende Laserleistungsflussdichte wurde im FE-Modell in Form eines Wärmestromes auf die Elementoberflächen aufgetragen. Dabei war die

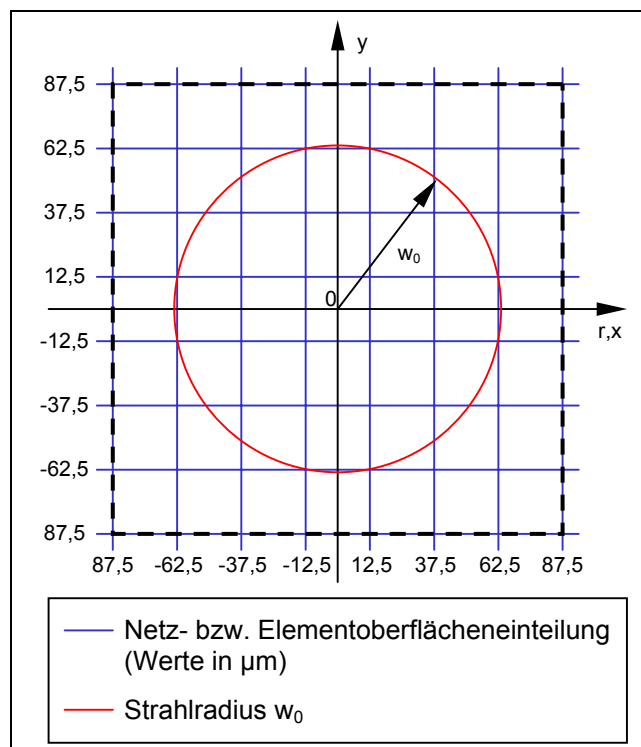


Bild 5-7: Projektion des rotationssymmetrischen Strahlprofils auf das rechteckige Netzraster im FE-Modell

Zunächst waren in die stufenförmige Näherung des Strahlprofils im FE-Modell $7 \times 7 = 49$ Elementoberflächen einbezogen, die der gestrichelt gezeichnete Rahmen in Bild 5-7 begrenzt.

Um die zugehörigen Leistungsflussdichtewerte für die jeweiligen Elementoberflächen ermitteln zu können, war eine Transformation der Berechnungsgleichungen von Po-

mit Gl. 5-19 beschriebene rotations-symmetrische gaußverteilte Strahlform auf das rechteckige Netz des FE-Modells abzubilden. Bild 5-7 zeigt die Projektion des rotations-symmetrischen gaußverteilten Strahlprofils, angedeutet mit Hilfe des Strahlradius w_0 , auf das Netz im FE-Modell. Bei 1064 nm Wellenlänge beträgt der Strahlradius der Laserquelle $w_0 = 65 \mu\text{m}$.

Aufgrund der diskreten NetZRaster-abstände von $25 \mu\text{m}$ konnte das gaußverteilte Strahlprofil nur stufenförmig nachgebildet werden, weil die Elementoberflächen im FE-Modell nur konstante Werte für die Leis-

larkoordinatendarstellung in kartesische Koordinaten erforderlich. Bild 5-8 zeigt die Transformation der Berechnungsgleichungen von Polarkoordinaten in kartesische Koordinaten. Setzt man in Gl. 5-23 für die Integrationsgrenzen die jeweiligen Elementgrenzen in x- und y-Koordinatenrichtung ein, erhält man die für diese Elementoberfläche zugehörige Leistung unter der Gauß-Funktion. Die errechnete Leistung dividiert durch den Flächeninhalt der Elementoberfläche ergibt die mittlere Leistungsflussdichte im Integrationsbereich.

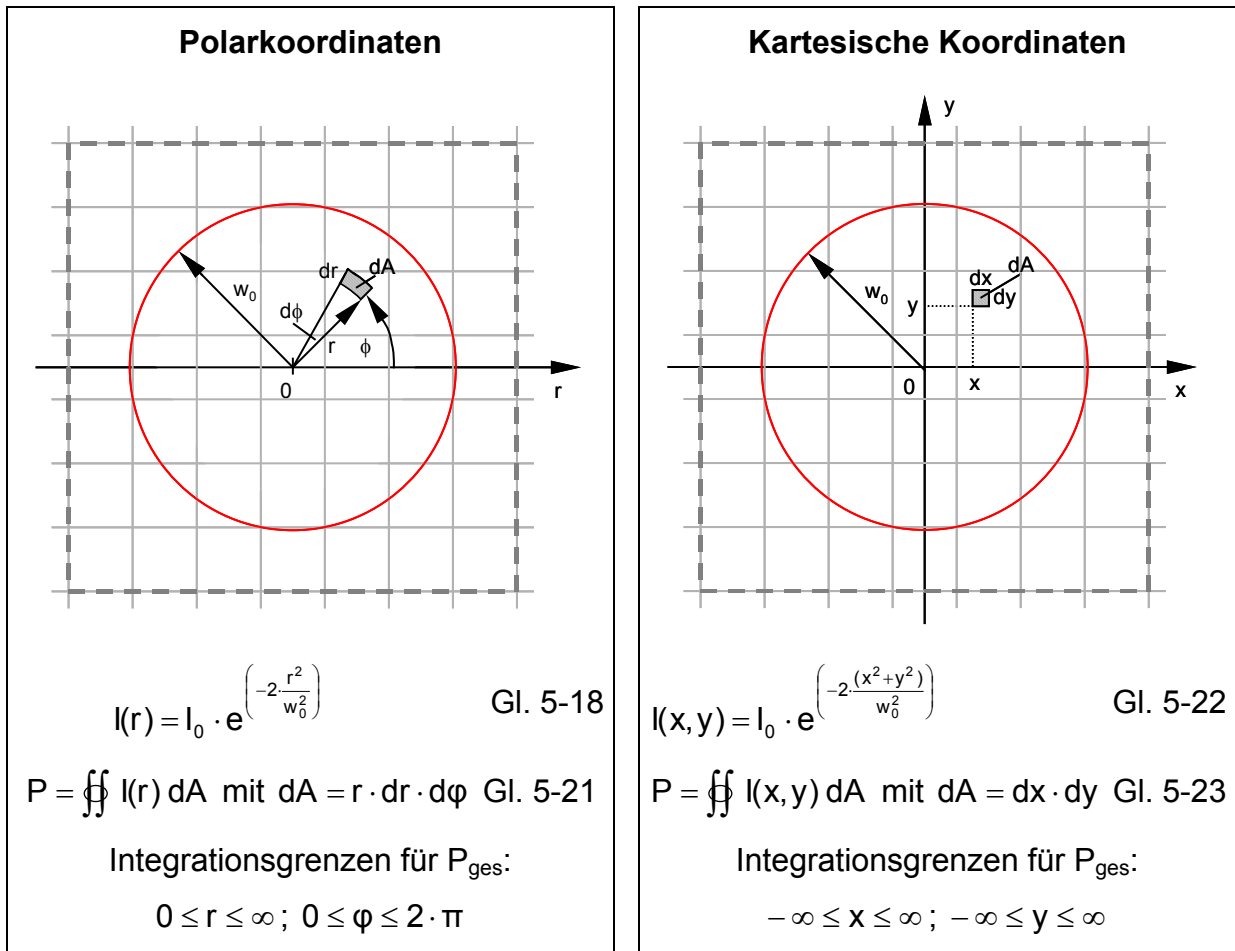


Bild 5-8: Transformationsvorschrift für die Berechnungsgleichungen von Polarkoordinaten in kartesische Koordinaten

Bild 5-9a zeigt eine dreidimensionale Skizze des stufenförmig angenäherten gaußverteilten Strahlprofils. In Bild 5-9b sind die gaußförmige Verteilung und die für 49 Elementoberflächen berechnete stufenförmige Näherung des Strahlprofils als Schnitt an der Stelle $y = 0$ zweidimensional dargestellt.

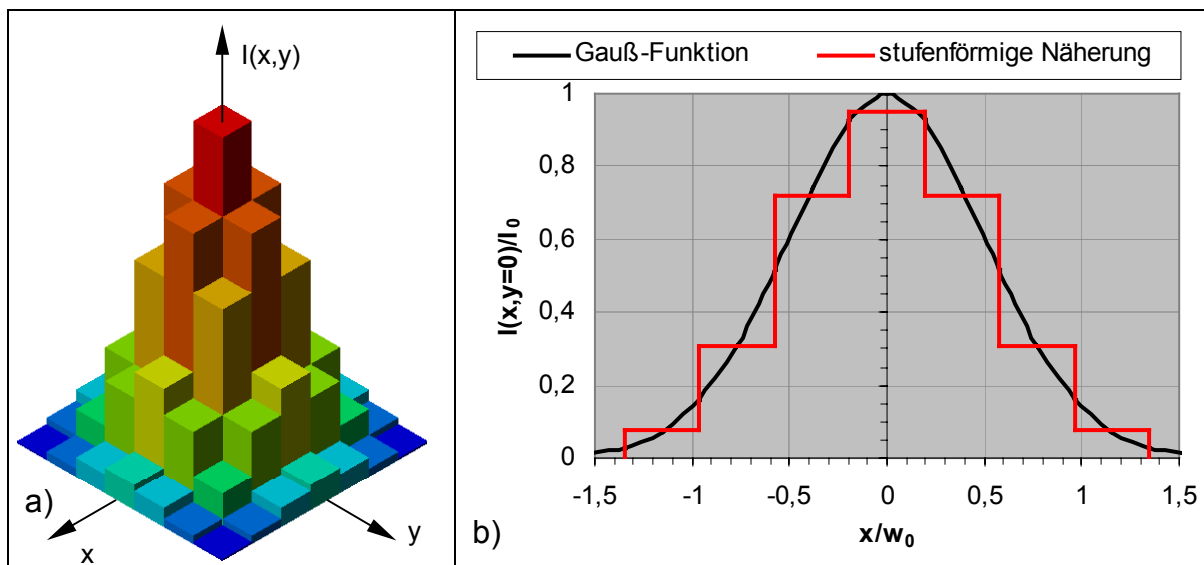


Bild 5-9: a) dreidimensionale Skizze des stufenförmig angenäherten gaußverteilten Strahlprofils, b) gaußförmige Verteilung und stufenförmige Näherung (zweidimensionale Darstellung an der Stelle $y = 0$)

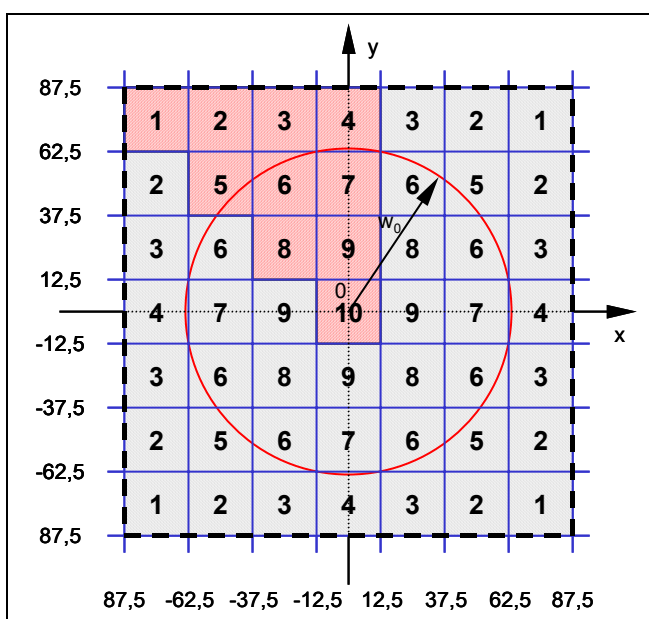


Bild 5-10: Symmetriebeziehungen für die stufenförmig genäherte Gauß-Funktion in kartesischen Koordinaten

Aufgrund der Rotationssymmetrie der Gauß-Funktion liegen für die Darstellung in kartesischen Koordinaten ebenfalls Symmetriebeziehungen vor. Wie Bild 5-10 zeigt, ergeben sich für die 49 Elementoberflächen zehn voneinander verschiedene Werte für die mittlere Leistungsflussdichte. Die zehn mittleren Leistungsflussdichtewerte I_n stehen mit der maximalen Leistungsflussdichte I_0 über einen Faktor u in Zusammenhang. Tabelle 5-2 beinhaltet die mit Gl. 5-24 berechneten Faktoren.

$$I_n = u \cdot I_0 \quad n = 1 \dots 10$$

Gl. 5-24

Tab. 5-2: Faktoren u für die zehn voneinander verschiedenen mittleren Leistungsflussdichtewerte I_n

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
u	0,006	0,024	0,057	0,075	0,1	0,233	0,309	0,542	0,719	0,952

Für die hier vorliegenden Bedingungen (Netzraster $25\ \mu\text{m}$, Strahlradius $w_0 = 65\ \mu\text{m}$) betrug die Summe der errechneten Leistungen nach Gl. 5-23 für die in den Energieeintrag einbezogenen 49 Elementoberflächen 99% von der Gesamtleistung unter der Gauß-Funktion (Gl. 5-23 mit Integrationsgrenzen für P_{ges}). Der Gesamtenergieeintrag wurde im FE-Modell sehr gut abgebildet, nur 1% der Leistung befand sich außerhalb der Grenzen von den 49 Elementoberflächen. Die stufenförmige Näherung der Gauß-Verteilungsfunktion auf 49 Elementoberflächen war deshalb völlig ausreichend.

5.2.3.2 Die bewegte Wärmequelle

Ausgehend von kontinuierlichem Laserbetrieb (cw-Betrieb) bewegte sich der Laserstrahl als Wärmequelle mit einer definierten gleichbleibenden Geschwindigkeit geradlinig entlang der vorgegebenen Bewegungsrichtung quer über die Biegefeder, wie in Bild 5-11 dargestellt.

Durch den kontinuierlichen Laserbetrieb wurde ununterbrochen Energie in das Material eingetragen. Eigentlich müsste man auch im Modell die Laserleistungsflussdichte kontinuierlich in Abhängigkeit von Ort und Zeit auftragen. Die Umsetzung solcher kontinuierlich ablaufender Prozesse mit Hilfe der FE-Methode war mit Einschränkungen verbunden: Einerseits besteht die Modellgeometrie aus „diskreten“ finiten Elementen, andererseits kann die Berechnung von zeitabhängigen Problemstellungen nur in diskreten Zeitschritten erfolgen.

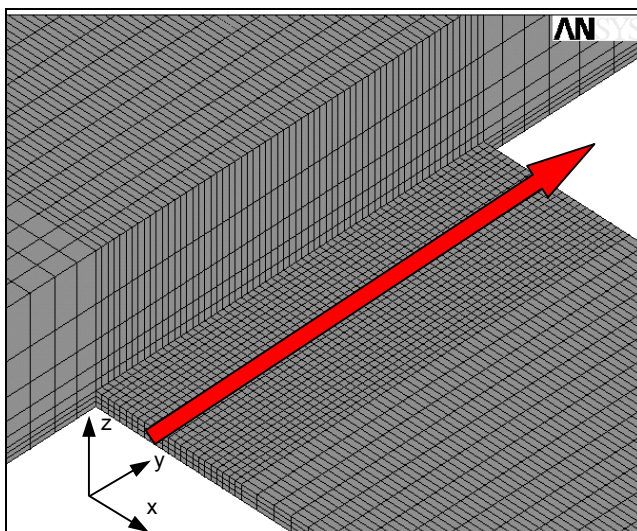


Bild 5-11: Ausschnitt aus dem FE-Modell mit Bewegungsrichtung des Laserstrahls bzw. der Wärmequelle (roter Pfeil)

Die Umsetzung solcher kontinuierlich ablaufender Prozesse mit Hilfe der FE-Methode war mit Einschränkungen verbunden: Einerseits besteht die Modellgeometrie aus „diskreten“ finiten Elementen, andererseits kann die Berechnung von zeitabhängigen Problemstellungen nur in diskreten Zeitschritten erfolgen.

Für die Wärmequelle bedeutete das eine diskontinuierliche Bewegung in diskreten Schritten zu bestimmten Zeitpunkten. Die Geschwindigkeit v der bewegten Wärmequelle wurde durch die Anzahl diskreter Wegschritte pro Zeitintervall festgelegt.

Die Umsetzung im Modell lässt sich am besten an einem Beispiel erklären:

Die Wärmequelle soll sich mit einer Geschwindigkeit von $v = 10\ \text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$ quer über die Biegefeder bewegen. Aus dem Knotenabstand des Netzes, der gleich der

Kantenlänge der Elemente Δl ist, ergibt sich die Verweilzeit Δt der Wärmequelle auf einer Elementoberfläche. Bild 5-12 verdeutlicht das beschriebene Prinzip der bewegten Wärmequelle. Bei einer Kantenlänge $\Delta l = 25 \mu\text{m}$ beträgt die Verweilzeit

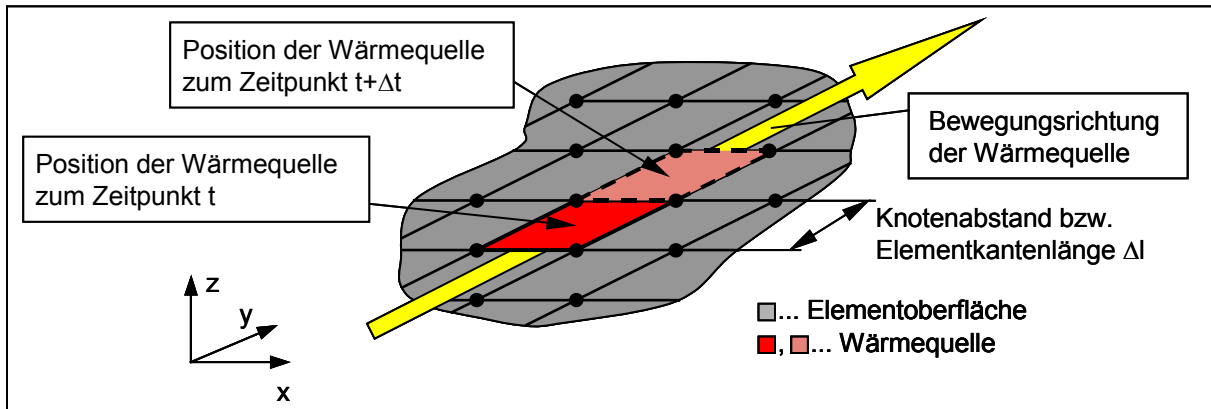


Bild 5-12: Prinzip der bewegten Wärmequelle im FE-Modell

$\Delta t = 2,5 \text{ ms}$, d.h. alle 2,5 ms wird die Wärmequelle um eine Elementoberfläche weitergerückt. Bei gleichbleibender Kantenlänge Δl lassen sich damit durch Veränderung der Verweilzeit Δt verschiedene Geschwindigkeiten v realisieren. Dieser Algorithmus wurde schließlich auf alle 49 Teilflächen der stufenförmig nachgebildeten gaußverteilten Wärmequelle angewendet.

5.2.3.3 Phasenumwandlung

Ungeachtet der Vorgabe, die Umformung im Festphasenregime (unterhalb der Schmelztemperatur) zu realisieren, wurden Phasenumwandlungsprozesse vom festen in den flüssigen Aggregatzustand und umgekehrt im Modell prinzipiell berücksichtigt.

Im Material erfolgt der Transport der in Wärme umgewandelten absorbierten Strahlungsenergie entsprechend dem vorherrschenden Temperaturgradienten von der erwärmten Zone aus zum kälteren Material hin. Ist der Energieeintrag so groß, dass lokal die Schmelztemperatur des Materials erreicht wird, muss die Schmelzwärme in die Berechnungen mit einfließen. Für Berechnungen mit Phasenumwandlungsprozessen benötigt die FEM-Software anstatt der spezifischen Wärmekapazität die volumenbezogene Enthalpie. Diese ließ sich aus der spezifischen Wärmekapazität nach Gl. 5-25 berechnen.

$$H_V = \int_{T_1}^{T_2} c_p(T) \cdot \rho(T) dT \quad \text{Gl. 5-25}$$

Hängt die Dichte nicht von der Temperatur ab, vereinfacht sich Gl. 5-25 zu

$$H_V = \rho \cdot \int_{T_1}^{T_2} c_p(T) dT. \quad \text{Gl. 5-26}$$

Approximiert man die Werte der spezifischen Wärmekapazität in Bild 4-5c an eine stetige Funktion, kann mit Gl. 5-26 die volumenbezogene Enthalpie errechnet werden. Der Kurvenverlauf der spezifischen Wärmekapazität in Bild 5-13 erforderte wegen der Unstetigkeit am Schmelzpunkt eine Zerlegung in zwei Intervalle. Bis zum Schmelzpunkt ließen sich die Werte der spezifischen Wärmekapazität an ein Polynom 6. Ordnung approximieren. Für eine exakte Berechnung der Enthalpie war die angegebene hohe Genauigkeit der Koeffizienten des Polynoms unerlässlich. Oberhalb der Schmelztemperatur blieb die spezifische Wärmekapazität konstant.

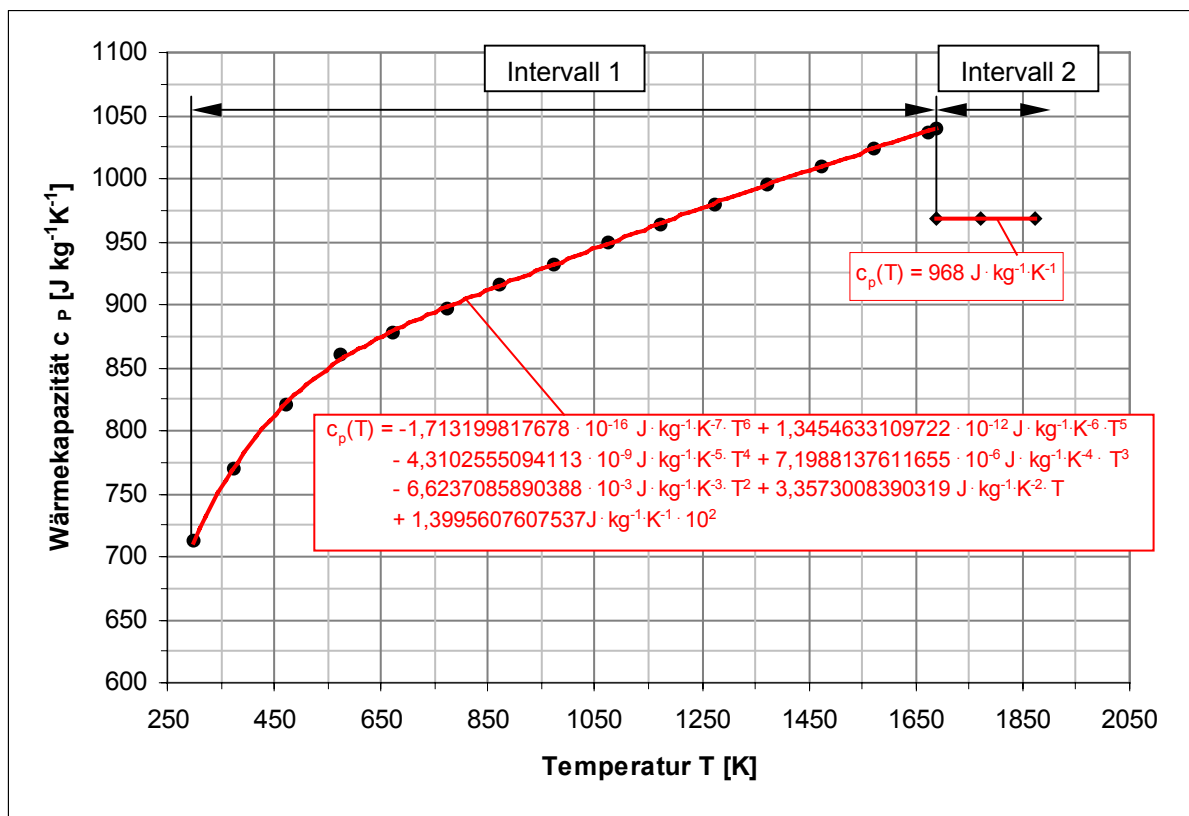


Bild 5-13: spezifische Wärmekapazität c_p als Funktion der Temperatur mit approximierten Funktionen

Die Enthalpie als Zustandsgröße wurde auf 298 K bezogen. Die Lösung von Gl. 5-26 für beide Intervalle ergab die Enthalpie als Funktion der Temperatur, dargestellt in

Bild 5-14. Am Schmelzpunkt addiert sich die volumenbezogene Schmelzwärme zur Enthalpie. Diesen Enthalpiesprung am Schmelzpunkt kann man als einen Haltepunkt im Temperaturverlauf interpretieren, bis die erforderliche Wärmemenge zum Schmelzen eines definierten Volumens aufgebracht wurde. Erst dann steigt die Temperatur weiter.

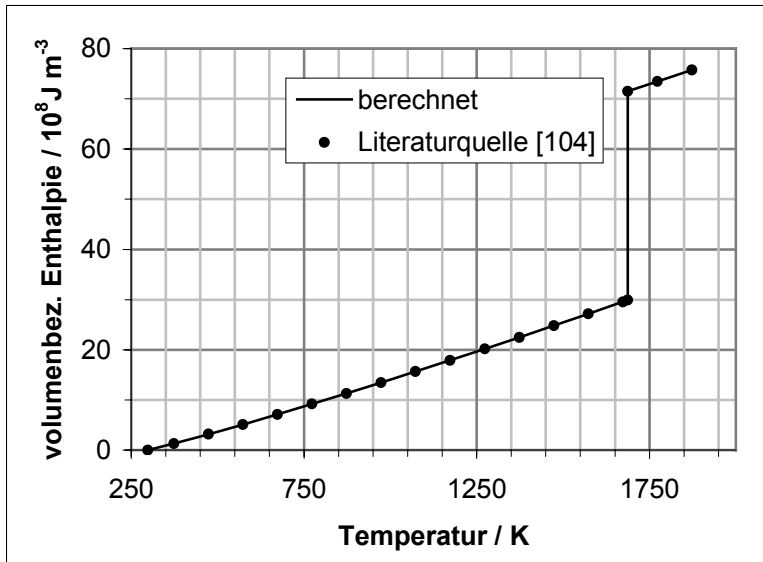


Bild 5-14: volumenbezogene Enthalpie als Funktion der Temperatur

Die berechneten Werte für die volumenbezogene Enthalpie stimmten exakt mit den Werten in [104] überein.

5.2.3.4 Energieverluste durch Wärmestrahlung und Konvektion, Randbedingungen

Durch den Energieeintrag erwärmt sich das Material und es treten Energieverluste an den Oberflächen durch Wärmestrahlung und Konvektion auf. Mit den Gleichungen Gl. 5-3 und Gl. 5-4 konnten die Wärmeströme für Wärmestrahlung und Konvektion abgeschätzt werden.

Für die Berechnung der Wärmestrahlung wurde ein Emissionsgrad ε_R von 0,7 angesetzt. Der Wärmeübergangskoeffizient α_C an Luft (freie Konvektion an Luft an erwärmten horizontalen und vertikalen Wänden, keine erzwungene Konvektion durch Luftströmungen) lag zwischen $5 \dots 10 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$. In Tabelle 5-3 sind die Werte der Wärmestromflussdichten bei den Temperaturen 950 K (Beginn der plastischen Deformation) und 1680 K (nahe Schmelztemperatur) gegenübergestellt.

Tab. 5-3: Wärmeströme durch Konvektion und Wärmestrahlung

Temperatur [K]	Strahlung j_R [Wm^{-2}]	Konvektion j_C [Wm^{-2}]	Verhältnis j_R / j_C
950	32000	3250...6500	5...10
1680	315850	6900...13800	23...46

Im relevanten Temperaturbereich war der Verlust durch Wärmestrahlung wesentlich höher als der konvektive Wärmeverlust. Bei 950 K lagen die Verluste durch Wärmestrahlung 5...10 mal, nahe der Schmelztemperatur sogar 23...46 mal höher als die Konvektionsverluste. Um den Rechenaufwand zu reduzieren, wurde der konvektive Wärmeverlust im Modell vernachlässigt.

Schließlich waren für die Berechnung noch Randbedingungen zu definieren. Die Aussenkante des Biegeprobenrahmens lag im Probenhalter auf. Man kann davon ausgehen, dass durch die lokal begrenzte Lasereinwirkung keine Wärme in den Halter abfließt. Deshalb wurde die Außenkante des aufliegenden Rahmens auf 298 K fixiert.

5.2.4 Modell für die Spannungsfeldberechnung

5.2.4.1 Modellierung des elastisch-plastischen Materialverhaltens

Für die Spannungsfeldberechnungen lag die gleiche Modellgeometrie zugrunde. Lediglich der Elementtyp aus der Temperaturfeldberechnung musste auf einen Äquivalenttyp für die Spannungsfeldberechnung umgestellt werden.

Das elastisch-plastische Materialverhalten von Silizium ist in Kap. 4.3 ausführlich beschrieben worden. Die elastischen Materialeigenschaften lagen vollständig vor. Materialeigenschaften zur Charakterisierung des plastischen Verhaltens waren nur in unzureichender Form verfügbar. Trotz intensiver Recherche in der internationalen Literatur und bei namhaften wissenschaftlichen Einrichtungen konnten die für die Berechnung notwendigen Kennwerte für das anisotrope Silizium, wie beispielsweise Fließgrenzspannungen oder Tangentenmoduln, nicht aufgefunden werden. Lediglich die in [110] bestimmten plastischen Materialeigenschaften, insbesondere die temperaturabhängigen Fließgrenzspannungen, die für den eindimensionalen Fall unter den beschriebenen Versuchsbedingungen ermittelt wurden, standen zur Verfügung.

Der in Kap. 4.3 beschriebene komplizierte Spannungs-Durchbiegungs-Zusammenhang mit oberer und unterer Fließgrenzspannung blieb im Modell unberücksichtigt, weil aus den ermittelten Werten aus dem Spannungs-Durchbiegungs-Verlauf in [110]

nicht auf das für die Modellierung erforderliche Spannungs-Dehnungs-Verhalten geschlossen werden konnte.

Aus den genannten Gründen basieren die Modellrechnungen idealisiert auf isotropen elastisch-plastischen Verhalten mit Materialverfestigung (von Mises-Fließbedingung), wie es in Bild 5-3 dargestellt wurde, unter Berücksichtigung der vorliegenden Orientierung des Siliziums. Für die temperaturabhängigen Fließgrenzspannungen $\sigma_{F0}(T)$ in Tabelle 4-2 wurde jeweils ein Mittelwert aus oberer und unterer Fließgrenzspannung verwendet. Den Fließgrenzspannungswerten lag eine Durchbiegegeschwindigkeit von $0,1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ zugrunde, weil nur für diese Geschwindigkeit durchgängig Werte für den relevanten Temperaturbereich zur Verfügung standen.

Der Tangentenmodul als Kenngröße für die Materialverfestigung war nicht bekannt. Er wurde mit $1/100$ des E-Modul-Wertes angesetzt. Die modellierten Spannungs-Dehnungs-Verläufe sind in Bild 5-15 dargestellt.

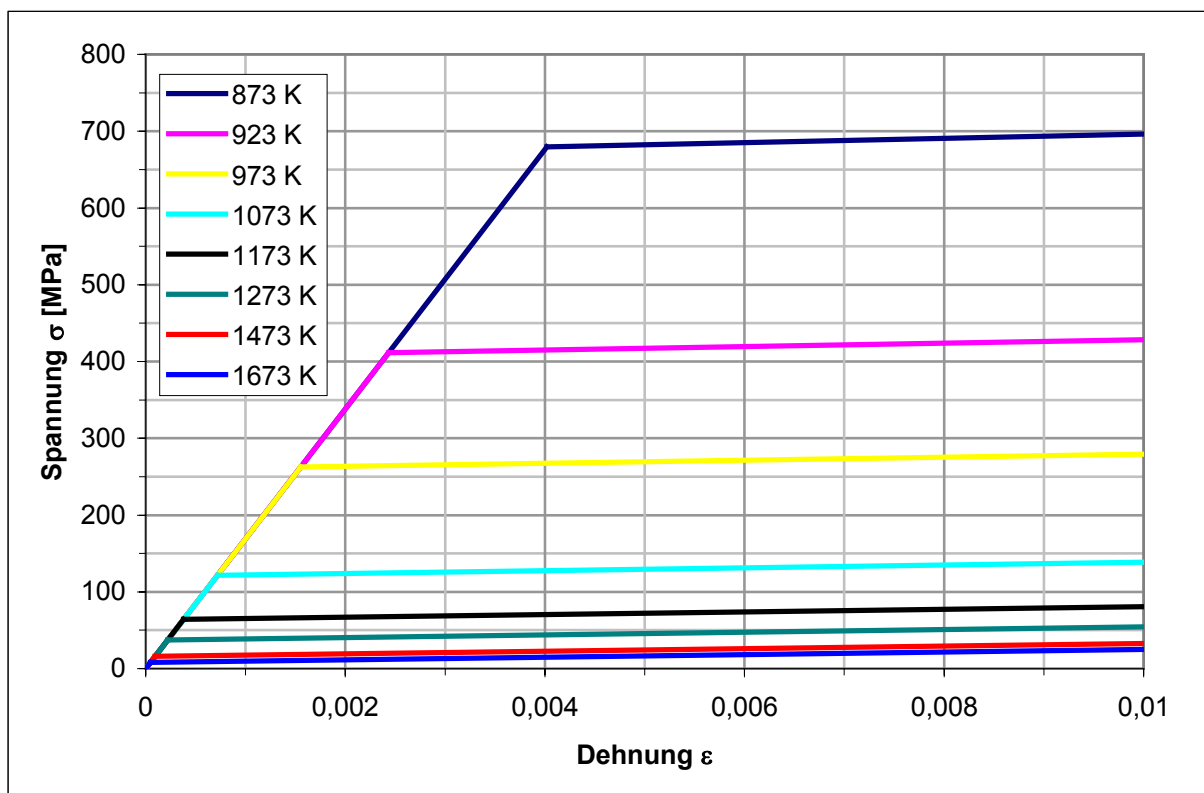


Bild 5-15: Spannungs-Dehnungs-Verläufe für verschiedene Temperaturen (Orientierung $\langle 110 \rangle$)

Aufgrund der starken Vereinfachungen des realen elastisch-plastischen Materialverhaltens im Modell sei darauf hingewiesen, dass die Berechnungsergebnisse nur als Abschätzung dienen bzw. zur qualitativen Beschreibung der ablaufenden Prozesse herangezogen werden können.

5.2.4.2 Berechnung der Dehnungen und Spannungsfelder aus den induzierten Temperaturfeldern, Randbedingungen

Die Spannungsfeldberechnung erfolgte ebenfalls zeitabhängig nach dem gleichen Regime wie die Temperaturfeldberechnung. Die Ergebnisse aus der Temperaturfeldberechnung wirkten als Last für die Spannungsfeldberechnung. Für den zu berechnenden Zeitschritt wurden die Temperaturen für jeden Knoten im Modell aus der Ergebnisdatei der Temperaturfeldberechnung eingelesen. Aus den daraus entstehenden thermisch induzierten Spannungen, Dehnungen und Knotenverschiebungen unter Berücksichtigung der Spannungs-, Dehnungs- und Verschiebungsverteilungen aus dem vorangegangenen Berechnungsschritt errechnete die FEM-Software die aktuellen Verteilungen.

Für die Spannungsfeldberechnungen mussten die Freiheitsgrade für die Knotenverschiebungen definiert werden. Der Rahmen der Biegeprobe lag in einem Halter auf. Im Modell wurde der Rahmen so fixiert, dass die Lage der Biegeprobe statisch bestimmt war, aber keine Behinderung der thermischen Ausdehnung bewirkte. Dazu wurden alle Knoten an der Rahmenaußenkante mit der Koordinate $z = 0$ in z -Richtung fixiert. Alle Knoten dieses Knotensatzes mit der Koordinate $x = 0$ waren zusätzlich für Verschiebungen in x -Richtung gesperrt. Dem Knoten mit den Koordinaten $x = y = z = 0$ wurden alle translatorischen Freiheitsgrade entzogen.

5.3 Temperaturfeldberechnungen

5.3.1 Einführung in die Problematik

Die Temperaturfeldberechnungen mit dem Laserstrahl als bewegte Wärmequelle lieferten Informationen über die Temperaturverteilung und die Temperaturgradienten in der Biegeprobe in Abhängigkeit von Ort und Zeit. Sie sind zugleich Ausgangspunkt für die Berechnung der thermisch induzierten mechanischen Spannungsfelder.

Das vorgestellte Berechnungsbeispiel beschreibt die entstehenden orts- und zeitabhängigen Temperaturverteilungen während der Laserbestrahlung. Der Berechnung lagen folgende Parameter, die den experimentellen Untersuchungen in Kap. 6 entnommen wurden, zugrunde:

- die Laserleistung betrug 4,5 W,
- der Laserstrahl bewegte sich mit einer Geschwindigkeit von $10 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ über die $50 \text{ }\mu\text{m}$ dicke Biegefeder,
- die Bestrahlung erfolgte $0,3 \text{ mm}$ von der Einspannung entfernt
- wegen der vorgegebenen Netzdichte im FE-Modell wurde für das in Kap. 6.2.2 beschriebene mäanderförmige Bestrahlungsregime ein Linienabstand der einzelnen Mäanderlinien von $0 \text{ }\mu\text{m}$ gewählt - das bedeutet, der Mäander fällt auf eine Linie zusammen - der Laserstrahl bewegt sich an der Biegestelle hin und her
- die Länge der Linie wurde an die experimentellen Vorgaben angepasst (Umkehrpunkte liegen außerhalb der Biegefeder)

Der hohe Rechenaufwand und die anfallenden Datenmengen beschränkten die Temperaturfeldberechnungen auf 10 Laserüberfahrten.

Für eine detaillierte Analyse der berechneten Temperaturfelder wurden Temperaturverläufe an exponierten Positionen T1-T3 auf Vorder- und T4-T6 auf der Rückseite der Biegefeder entlang der Bewegungsrichtung des Laserstrahls ausgewertet. Bild 5-16 zeigt die Lage der Positionen T1-T6.

Die grau hinterlegten von gestrichelten Linien begrenzten Zeitbereiche in den Bildern 5-18 und 5-19 (Darstellung von Temperaturverläufen in Abhängigkeit von der Zeit) kennzeichnen die Zeitfenster, innerhalb derer sich der Laserstrahl auf der Biegefeder befindet. Zusätzlich sind die Zeitfenster mit Nummern 1 bis 10 versehen, die

die jeweilige Überfahrt angeben. Außerhalb dieser Zeitfenster bewegte sich der Laserstrahl zu den Umkehrpunkten des Mäanders.

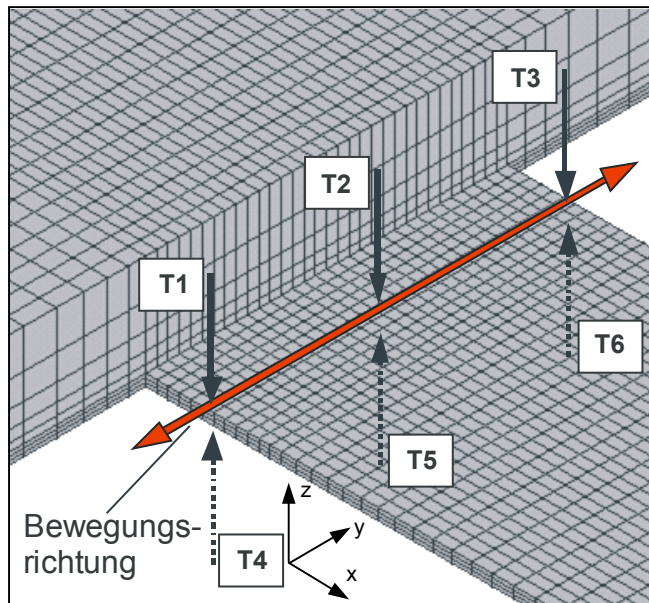


Bild 5-16: ausgewählte Positionen auf der Biegefeder

5.3.2 Ergebnisse der Temperaturfeldberechnungen

Bild 5-17 zeigt berechnete Temperaturverteilungen bei verschiedenen Positionen des Laserstrahls auf der Biegefeder während der ersten Überfahrt (roter Pfeil in Bild 5-17a kennzeichnet die Bewegungsrichtung des Laserstrahls bei der ersten Überfahrt). Es ist sehr deutlich zu sehen, dass sich das laserinduzierte Temperaturfeld mit dem scannenden Laserstrahl bewegt.

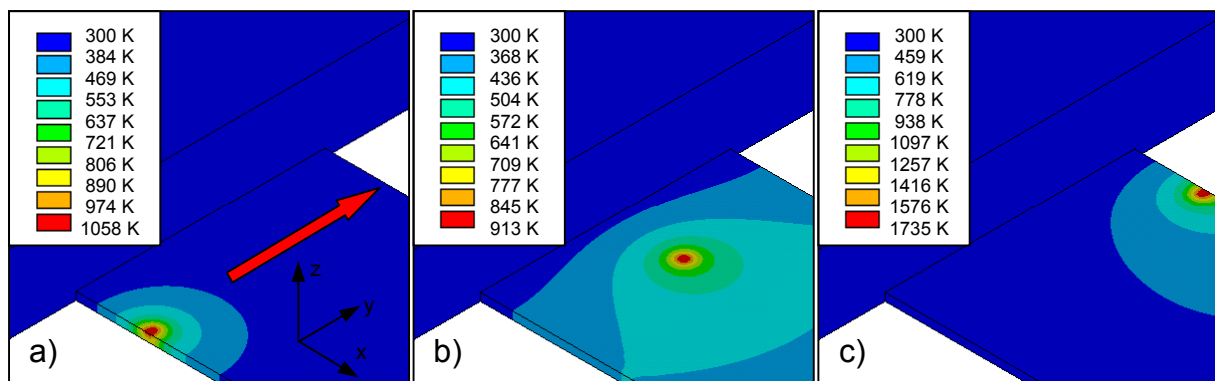


Bild 5-17: Temperaturverteilungen bei der ersten Überfahrt für die Laserstrahlpositionen a) T1 am linken Rand, b) T2 in der Mitte und c) T3 am rechten Rand der Biegefeder

Betrachtet man die Maximaltemperaturen unter Beachtung der verschiedenen Temperaturskalen in den Bildern 5-17a bis c, dann stellen sich an den Kanten (Positionen

T1 und T3) wesentlich höhere Temperaturen ein als in der Mitte der Biegefeder (Position T2). Unter Berücksichtigung der Scanrichtung des Laserstrahls ergeben sich an der linken und an der rechten Kante unterschiedlich hohe Temperaturen.

Trifft der Laserstrahl von außen das erste mal an der Position T1 auf die linke Biegefederkante, entsteht ein sprunghafter Energieeintrag. Zusätzlich wird die Wärmeableitung an der Kante behindert. Es bildet sich ein Wärmestau, der zu einem steilen Temperaturanstieg von 300 K auf etwa 1058 K an der Biegefedervorderseite führt. Bild 5-18 zeigt äquivalent zu Bild 5-17a den Temperaturverlauf an der Position T1 in Abhängigkeit von der Zeit für 10 berechnete Überfahrten.

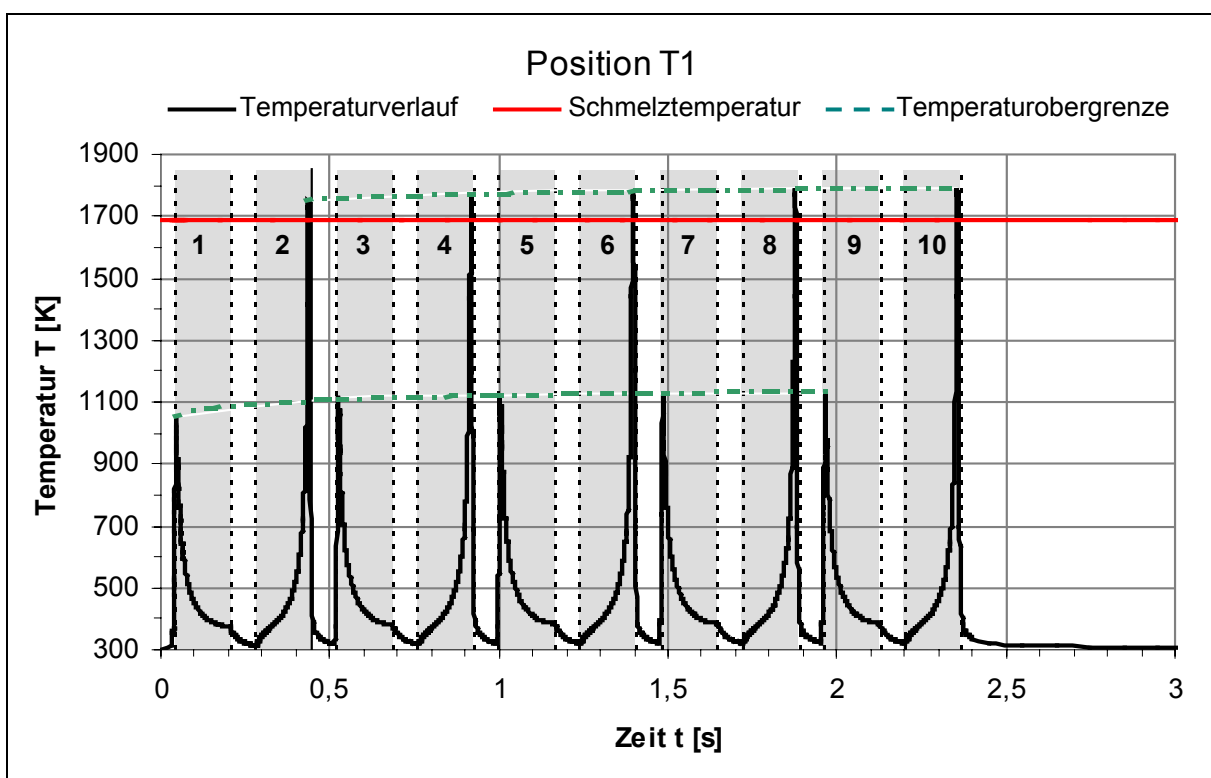


Bild 5-18: Temperaturverlauf auf der Biegefedervorderseite an der Position T1 für 10 Laserüberfahrten

Bewegt sich der Laserstrahl weiter zur Position T2 in der Mitte der Biegefeder, fällt die Temperatur an der linken Kante (Position T1) exponentiell. Hat der Laserstrahl die rechte Kante (Position T3) erreicht, ist die Temperatur an der linken Kante (Position T1) von 1058 K auf 400 K abgesunken.

Wie Bild 5-17b zeigt, werden an der Position T2 in der Mitte der Biegefeder im Vergleich zu Positionen T1 bzw. T3 viel geringere Temperaturen mit einem Temperaturmaximum von 913 K bei der ersten Überfahrt erreicht, weil die Wärmeableitung nicht behindert wird. Der Temperaturverlauf für die Position T2 in Bild 5-19 zeigt, dass die Höhe des Temperaturmaximums für die jeweilige Überfahrt unabhängig von

der Scanrichtung des Laserstrahls ist. Schon nach drei Überfahrten wird ein Gleichgewichtszustand der Temperaturverläufe mit einer Maximaltemperatur von 955 K erreicht, gekennzeichnet durch den grün dargestellten Verlauf der Temperaturobergrenze in Bild 5-19.

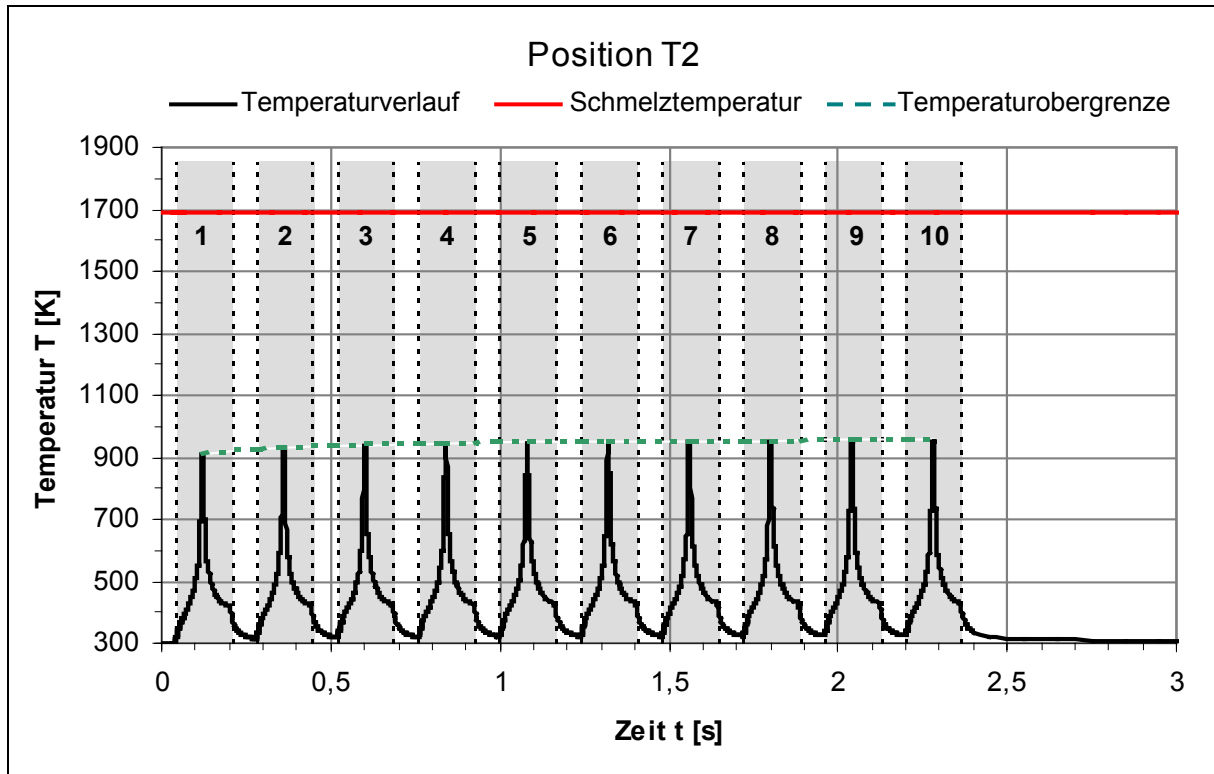


Bild 5-19: Temperaturverlauf auf der Biegefedervorderseite an der Position T2 für 10 Laserüberfahrten

Bewegt sich der Laserstrahl auf die rechte Kante (Position T3) zu, steigt die Behinderung des Wärmeabflusses zunehmend an. Durch den permanenten Energieeintrag des sich auf die Kante zu bewegendem Laserstrahls führen vorausgehende Wärmeleitprozesse im Material zusätzlich zu Temperaturen weit oberhalb von 300 K an der rechten Kante, noch bevor der Laserstrahl diese erreicht. Dieser Effekt ist bereits zum Zeitpunkt des Passierens von Position T2 in Bild 5-17b deutlich ausgeprägt. Durch die Überlagerung von Wärmeleitprozessen und der Behinderung des Wärmeabflusses, die beide zur Temperaturerhöhung führen, übersteigt die Maximaltemperatur von 1735 K in Bild 5-17c an der rechten Kante der Biegefeder (Position T3) die Schmelztemperatur von Silizium $T_m = 1687$ K und liegt damit viel höher als an der linken Kante in Bild 5-17a.

Die zweite Überfahrt beginnt auf der gegenüberliegenden Seite in der Nähe von Position T3 außerhalb der Biegefeder. Der Laserstrahl trifft an der Position T3 auf die

Biegefeder und bewegt sich in Richtung Position T1. Dabei nimmt die Temperatur an der Position T1 kontinuierlich zu und übersteigt schließlich die Schmelztemperatur aufgrund der oben diskutierten Effekte, in Bild 5-18 deutlich zu sehen als Temperaturspitze am Ende der zweiten Überfahrt.

Auf eine Darstellung der Temperaturverläufe an der Position T3 wird verzichtet, weil dort, nur um eine Überfahrt verschoben, gleiche Verhältnisse wie an der Position T1 vorherrschen.

Zusammenfassend kann man festhalten, dass sich bei jeder Laserüberfahrt die Kante, an der der Laserstrahl die Biegefeder verlässt, aufgrund vorauseilender Wärmeleitprozesse und des entstehenden Wärmestaus kontinuierlich aufheizt und Temperaturen oberhalb der Schmelztemperatur entstehen. Hat der Laserstrahl die Biegefeder verlassen, kühlen sich die erwärmten Bereiche sehr schnell ab.

Nach sechs Überfahrten stellen sich an den Positionen T1 und T3 gleichbleibende Temperaturverläufe ein. Der grün dargestellte Temperaturobergrenzenverlauf in Bild 5-18 stagniert. Es entstehen Maximaltemperaturen von 1790 K.

Auf der Rückseite der Biegefeder korrelieren die Temperaturverläufe an den Positionen T4 bis T6 mit denen an den Positionen T1 bis T3 auf der Vorderseite. Die Maximaltemperaturen fallen zum Zeitpunkt der Laserstrahleinwirkung an den Positionen T4 bzw. T6 um 430 K und an der Position T5 um 190 K niedriger aus. Es entsteht ein steiler Temperaturgradient dT/dz von einigen 10^6 K m^{-1} zwischen Vorder- und Rückseite der 50 μm dicken Biegefeder.

Anhand von Isothermendarstellungen soll die Temperaturgradientenverteilung im Lasereinwirkungsbereich diskutiert werden. Bild 5-20 zeigt die Temperaturverteilungen aus Bild 5-17 als Isothermenplot. In Bild 5-20b und c ist das FE-Modell entlang der Biegefeder aufgeschnitten dargestellt, damit die Isothermen im Lasereinwirkungsbereich nicht durch weiter außen liegende Isothermen verdeckt werden.

Der Temperaturgradient steht senkrecht auf den Isothermen. Beispielsweise bedeutet eine geringe Neigung der Isothermen gegenüber der Biegefedervorderseite (xy-Ebene) einen Temperaturgradienten, der hauptsächlich in Materialdickenrichtung (z-Richtung) zeigt. Der geometrische Abstand der Isothermen zueinander ist ein Maß für die Größe des Temperaturgradienten. Für alle drei Darstellungen a, b, c in Bild 5-20 befinden sich die Isothermen mit der höchsten Temperatur an der Biegefedervorderseite im Lasereinwirkungsbereich und weisen eine geringe Neigung bezüglich

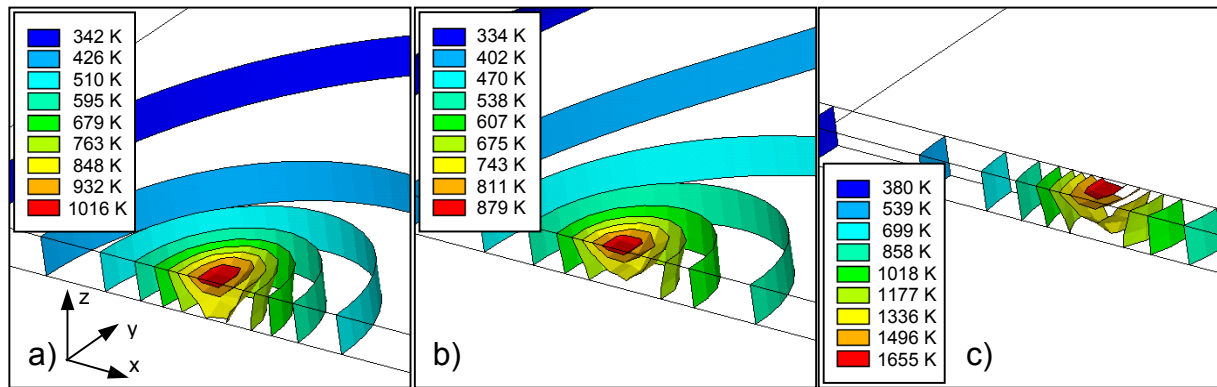


Bild 5-20: Isothermenplot der Temperaturverteilungen aus Bild 5-14: a) Position T1 am linken Rand, b) Position T2 in der Mitte (Schnitt) und c) Position T3 am rechten Rand (Schnitt) der Biegefeder

der Biegefedervorderseite auf. Dort bilden sich Temperaturgradienten aus, deren Betrag hauptsächlich von ihrer z-Komponente bestimmt wird. Der geringe Abstand der Isothermen lässt auf hohe Temperaturgradienten schließen. Weiter entfernt vom Lasereinwirkungsbereich in lateraler Richtung neigen sich die Isothermen zunehmend gegenüber der Biegefedervorderseite. Der Einfluss der z-Komponente des Temperaturgradienten nimmt stark ab. Die geometrischen Abstände zwischen den Isothermen steigen beträchtlich, gleichbedeutend mit schwindenden Temperaturgradienten.

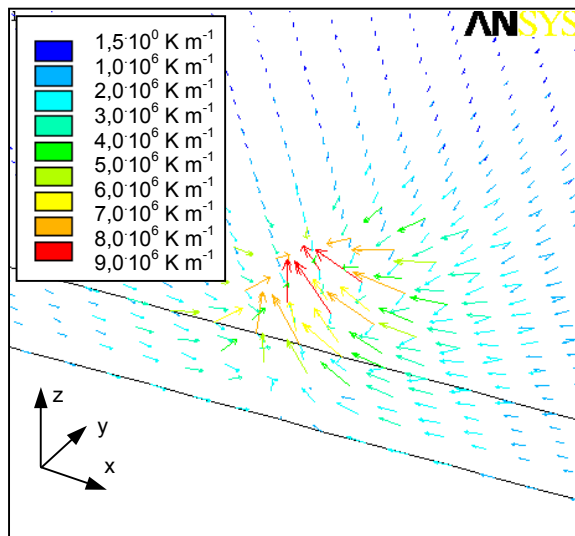


Bild 5-21: Temperaturgradientenplot am linken Rand der Biegefeder

Die Länge der Pfeile repräsentiert die Größe des Gradienten, die Pfeilrichtung die Lage im Koordinatensystem.

Bild 5-21 zeigt zur Verdeutlichung den Isothermenplot aus Bild 5-20a am linken Rand der Biegefeder als Temperaturgradientenplot. Die Länge der Pfeile repräsentiert die Größe des Gradienten, die Pfeilrichtung die Lage im Koordinatensystem.

Abschließend wurde der Temperaturverlauf in z-Richtung zwischen den Positionen T1-T4, T2-T5 und T3-T6 betrachtet. Die Temperaturwerte stammen aus den Berechnungsergebnissen, die in Bild 5-17 dargestellt sind. Mit den Bezeichnungen a, b, c in der Legende in Bild 5-22 wird der Bezug zu den Temperaturverteilungen in Bild 5-17 bzw. den Isothermenplots in Bild 5-20 hergestellt. Der Temperaturverlauf in Bild 5-22 ist an allen 3 Orten qualitativ gleich. Ausgehend von der Biegefedervorderseite

($z = 50 \cdot 10^{-6} \text{ m}$ bzw. $0 \text{ } \mu\text{m}$ Materialdicke) sinken die Temperaturen mit zunehmender Materialdicke langsamer. Der Temperaturgradient dT/dz als Anstieg der Kurven nimmt mit steigender Materialdicke ab. Die mittleren Temperaturgradienten entlang der z -Koordinate zwischen Biegedevorder- und -rückseite liegen hier bei $4 \cdot 10^6 \text{ K m}^{-1}$ für die Positionen T1-T4, bei $3,6 \cdot 10^6 \text{ K m}^{-1}$ für die Positionen T2-T5 und bei $7,7 \cdot 10^6 \text{ K m}^{-1}$ für die Positionen T3-T6.

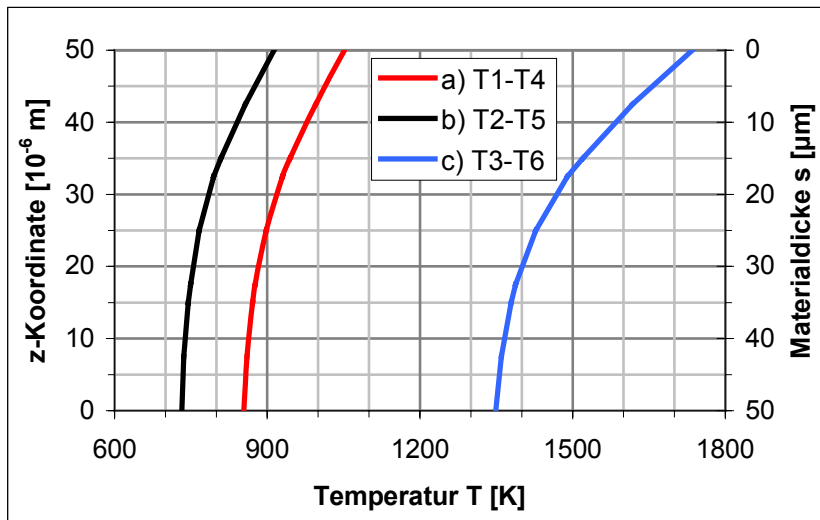


Bild 5-22: Temperaturverläufe zwischen den Positionen T1-T4, T2-T5 und T3-T6

Der steile Temperaturgradient zwischen Biegedevorder- und -rückseite deutet darauf hin, dass für die Umformung von Silizium unter Verwendung der beschriebenen Parameter ein ähnlicher Temperaturgradientenmechanismus wirkt, wie er bei Metallen diskutiert wird.

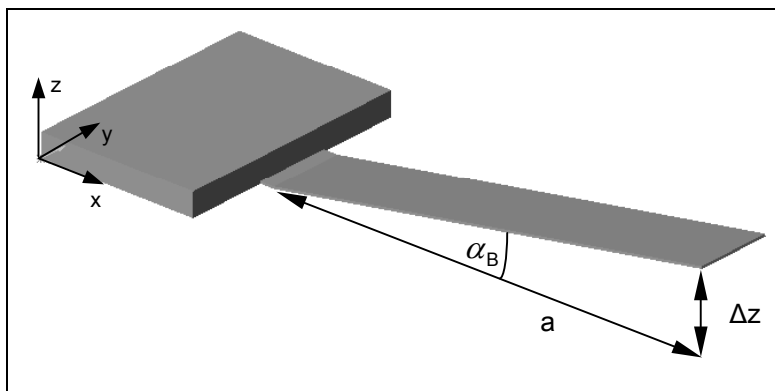
5.4 Spannungsfeldberechnungen

5.4.1 Dehnungs- und Spannungsverläufe in x-Richtung

Die im Anschluss an die Temperaturfeldberechnungen durchgeführten Spannungsfeldberechnungen lieferten Informationen über die thermisch induzierten Dehnungen und Spannungsverteilungen in der Biegeprobe sowie die durch die Verformung verursachten Knotenverschiebungen in Abhängigkeit von Ort und Zeit.

In diesem Kapitel sollen an den selben exponierten Stellen wie bei den Temperaturfeldbetrachtungen nur ausgewählte Dehnungs-, Spannungs- und die daraus resultierenden Biegewinkelverläufe diskutiert werden, um den Rahmen der Arbeit nicht zu sprengen.

Für die Ausbildung des Biegewinkels sind die Dehnungs- und Spannungsverhältnisse in x-Richtung und die damit verbundenen Verschiebungen der Knoten im FE-Modell in z-Richtung entscheidend. Der resultierende Biegewinkel errechnet sich gemäß Bild 5-23 aus der Knotenverschiebung Δz am Biegefederende und dem Abstand a zwischen Biegestelle und Biegefederende nach Gl. 5-27.



$$\alpha_B = \arctan\left(\frac{\Delta z}{a}\right) \quad \text{Gl. 5-27}$$

Bild 5-23: Bestimmung des Biegewinkels aus den FEM-Berechnungsergebnissen

Zuerst werden deshalb Dehnungs- und Spannungsverläufe in x-Richtung diskutiert. In den Bildern 5-24 bis 5-26 ist ein Ausschnitt aus den für 10 Überfahrten berechneten thermisch induzierten Dehnungs- und Spannungsverläufen in x-Richtung an den Positionen T1 und T4 dargestellt. Die Kennzeichnung der Bewegung auf der Biegefeder sowie die Nummerierung der Überfahrten sind analog zu Kap. 5.3. Der zugehörige Biegewinkelverlauf wird im Anschluss an die Diskussion zu den Dehnungs- und Spannungsverläufen erklärt.

Trifft der Laserstrahl an der Position T1 auf die Biegefeder, will sich das Material dort infolge des raschen Temperaturanstiegs ausdehnen. Es wird von umgebenden kälteren Materialbereichen daran gehindert und deshalb wie in Bild 5-24 zu sehen, zu-

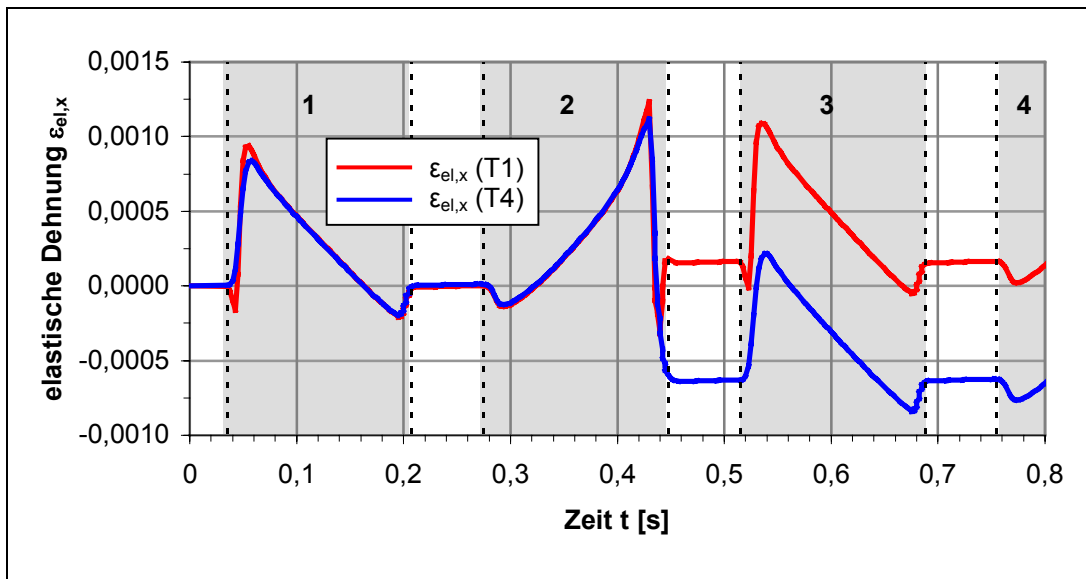


Bild 5-24: Ausschnitt aus den berechneten elastischen Dehnungsverläufen an den Positionen T1 (rote Kurve) und T4 (blaue Kurve) in x-Richtung

nächst elastisch gestaucht (Stauchungen sind in den grafischen Darstellungen Dehnungen mit $\epsilon < 0$). In Bild 5-25 kann man für diesen Zeitpunkt Druckspannungen von $\sigma_x = 55$ MPa (Druckspannungen sind in den grafischen Darstellungen alle Spannungen mit $\sigma < 0$) ablesen. Während sich der Laserstrahl weiter zu Position T2 bewegt,

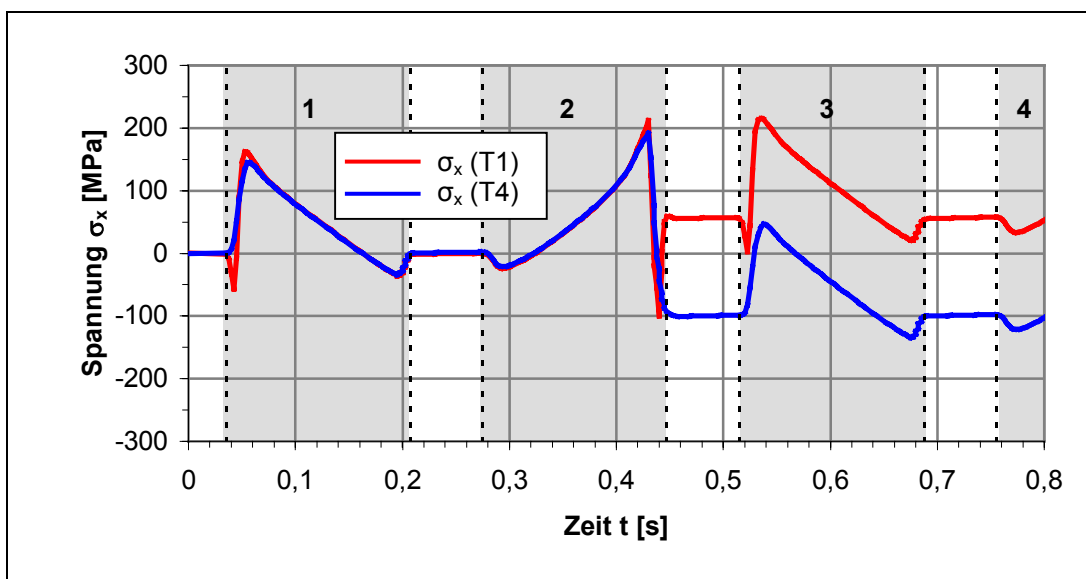


Bild 5-25: Ausschnitt aus den berechneten Spannungsverläufen an den Positionen T1 (rote Kurve) und T4 (blaue Kurve) in x-Richtung

wandeln sich die elastischen Stauchungen in elastische Dehnungen und die Druckspannungen in Zugspannungen (Zugspannungen sind in den grafischen Darstellungen alle Spannungen mit $\sigma > 0$) um und steigen stark an, weil sich die thermische Ausdehnung durch die exponentielle Abkühlung an der Position T1 zurückbildet.

Im weiteren Verlauf fallen die elastischen Dehnungen und demzufolge die Zugspannungen an der Position T1 nahezu linear, nachdem ein Zugspannungsmaximum von $\sigma_x = 170 \text{ MPa}$ und eine maximale Dehnung von $\varepsilon_{el,x} = 0,00095$ überschritten wurde.

Dieses Verhalten lässt sich so erklären: Die durch den Laserstrahl verursachte thermische Dehnung führt in seiner unmittelbaren Umgebung infolge Dehnungsbehinderung durch das umgebende kältere Material zu einer elastischen Materialstauchung. Während sich der Laserstrahl immer weiter Richtung Position T2 bzw. T3 bewegt, nimmt der Einfluss der elastischen Materialstauchung auf die Dehnungs- und Spannungswerte an der Position T1 stetig ab. Hat sich der Laserstrahl zu $\frac{3}{4}$ über die Biegefeder bewegt (zwischen Position T2 und T3), durchlaufen die elastischen Dehnungen und die Zugspannungen an der Position T1 sogar den Wert Null und gehen anschließend kontinuierlich zu elastischen Stauchungen und Druckspannungen über. Nach Durchschreiten eines Druckspannungsmaximums von $\sigma_x = 40 \text{ MPa}$ (verursacht durch die zu diesem Zeitpunkt stattfindenden plastischen Verformung an den Positionen T3 und T6) gehen die Werte für Dehnung und Spannung auf Null zurück, während der Laserstrahl die Biegefeder an der Position T3 sukzessive verlässt.

Die Dehnungs- und Spannungsverläufe an der Position T4 unterscheiden sich nur

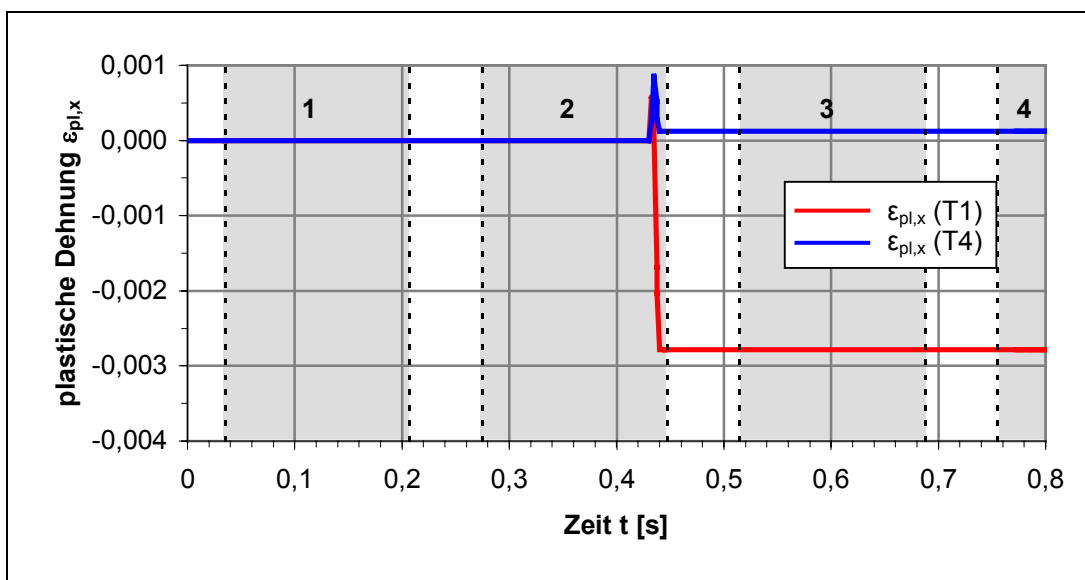


Bild 5-26: Ausschnitt aus den berechneten plastischen Dehnungsverläufen an den Positionen T1 (rote Kurve) und T4 (blaue Kurve) in x-Richtung

wenig von denen der Position T1. An der Position T4 entstehen beim Auftreffen des Laserstrahls aufgrund der geringeren Temperaturen keine elastischen Stauchungen und Druckspannungen, sondern sofort Dehnungen und Zugspannungen.

Sowohl an Position T1 als auch an Position T4 lagen die Werte für die thermisch induzierten Spannungen innerhalb der ersten Überfahrt unterhalb der für die jeweilige Temperatur gültigen Fließgrenzspannung. Die Verformung ist somit rein elastisch, wie Bild 5-26 bestätigt. Elastische Dehnungen und Spannungen haben sich nach der ersten Überfahrt vollständig zurückgebildet.

Bei der zweiten Überfahrt trifft der Laserstrahl an der Position T3 auf die Biegefeder. An den Positionen T1 und T4 in Bild 5-24 entstehen zunächst kleine elastische Stauchungen und demzufolge in Bild 5-25 geringe Druckspannungen, die durch das Auftreffen des Laserstrahls und den damit verbundenen thermischen Ausdehnungen an der Position T3 verursacht werden. Nach Durchschreiten einer maximalen Stauchung von $\varepsilon_{el,x} = 0,00015$ bzw. eines Druckspannungsmaximums $\sigma_x = 25 \text{ MPa}$ verringern sich die elastischen Stauchungen und Druckspannungen an beiden Positionen, schneiden die Abszisse und wandeln sich zu elastischen Dehnungen und Zugspannungen um. Anschließend steigen die elastischen Dehnungen und Zugspannungen bis zum Erreichen eines Maximalwertes monoton an. Die Maximalwerte der Zugspannungen von $\sigma_x(T1) = 210 \text{ MPa}$ bzw. $\sigma_x(T4) = 190 \text{ MPa}$ liegen jetzt so hoch, dass die Fließgrenzspannung überschritten und das Material, wie Bild 5-26 zeigt, zunächst plastisch gedehnt wird. Zu diesem Zeitpunkt befindet sich der von der Position T2 nähernde Laserstrahl kurz vor der Position T1. Im weiteren Verlauf überstreicht der Laserstrahl die Position T1. Dabei bilden sich infolge der thermischen Ausdehnung und der Dehnungsbehinderung durch das umgebende kältere Material an den Positionen T1 und T4 sofort Stauchungen und Druckspannungen aus. Die Druckspannungen übersteigen die Fließgrenzspannung und führen zu einer teilweisen plastischen Rückdehnung an der Position T4 und zu einer vollständigen plastischen Rückdehnung mit anschließender plastischer Stauchung an der Position T1 in Bild 5-26. Die Druckspannungen, die diese plastische Deformation verursachen, sind betragsmäßig nur etwa halb so groß wie die vorher anliegenden Zugspannungen, die eine plastische Dehnung bewirkt haben. Die Ursache dafür sind die unterschiedlich hohen Temperaturwerte. Zum Zeitpunkt der plastischen Dehnung befindet sich der Laserstrahl noch nicht an der Position T1. Aufgrund der niedrigeren Temperaturwerte liegen die Fließgrenzspannungen höher. Befindet sich der Laserstrahl an der Positi-

on T1, sind die Temperaturen dort am höchsten und es wirken entsprechend geringere Fließgrenzspannungen (vgl. dazu Bild 4-4 und Bild 5-18). Deshalb ist die plastische Stauchung an der Position T1 ca. 5 mal so groß wie die vorangegangene plastische Dehnung.

Weil die Temperatur an der Position T4 etwa 350 K geringer ausfällt, liegt die Fließgrenzspannung dort höher als an der Position T1. Dadurch kann die plastische Rückdehnung die vorangegangene plastische Dehnung nicht vollständig kompensieren.

Nachdem der Laserstrahl die Biegefeder verlassen hat, kühlt sich die Biegefeder exponentiell ab. An der Position T1 verbleiben neben der plastischen Stauchung von $\epsilon_{pl,x} = 0,0028$ zusätzlich elastische Dehnungen von $\epsilon_{el,x} = 0,0002$ und Zugspannungen von $\sigma_x = 60$ MPa und an der Position T4 neben der kleinen plastischen Dehnung von $\epsilon_{pl,x} = 0,00015$ elastische Stauchungen von $\epsilon_{el,x} = 0,0007$ und Druckspannungen von $\sigma_x = 100$ MPa, weil das Material durch die plastische Verformung an seiner vollständigen Entspannung gehindert wird.

Bei der dritten Überfahrt wiederholen sich die Dehnungs- und Spannungsverläufe der ersten Überfahrt, bei der vierten Überfahrt die der zweiten Überfahrt usw. Der einzige Unterschied besteht in den Anfangsbedingungen für die neue Überfahrt. Die Dehnungs- und Spannungsverläufe beginnen nicht bei Null, sondern haben als Ausgangspunkt die Werte aus der vorangegangenen Überfahrt.

In Bild 5-27 ist ein Ausschnitt aus den für 10 Überfahrten berechneten Dehnungs- und Spannungsverläufen in x-Richtung an den Positionen T2 bzw. T5 dargestellt. Im Gegensatz zu den Positionen T1 und T4 fällt auf, dass sich sowohl die Dehnungs- als auch die Spannungsverläufe, unabhängig von welcher Richtung aus der Laserstrahl die Biegefeder überquert, symmetrisch ausbilden. Außerdem verlaufen die Dehnungen und auch die Spannungen an den Positionen T2 und T5 synchron zueinander.

Bewegt sich der Laserstrahl während der ersten Überfahrt von der Position T1 auf die Position T2 zu, sind an den Positionen T2 und T5, bedingt durch die Materialstauchung in unmittelbarer Umgebung des Laserstrahls, zunächst elastische Dehnungen zu verzeichnen. Wie Bild 5-19 in Kap. 5.3 zeigt, verursacht der sich auf die Position T2 zu bewegende Laserstrahl schon im Vorfeld eine Erwärmung der Position T2 bzw. T5. Die damit generierte thermische Ausdehnung in Verbindung mit der

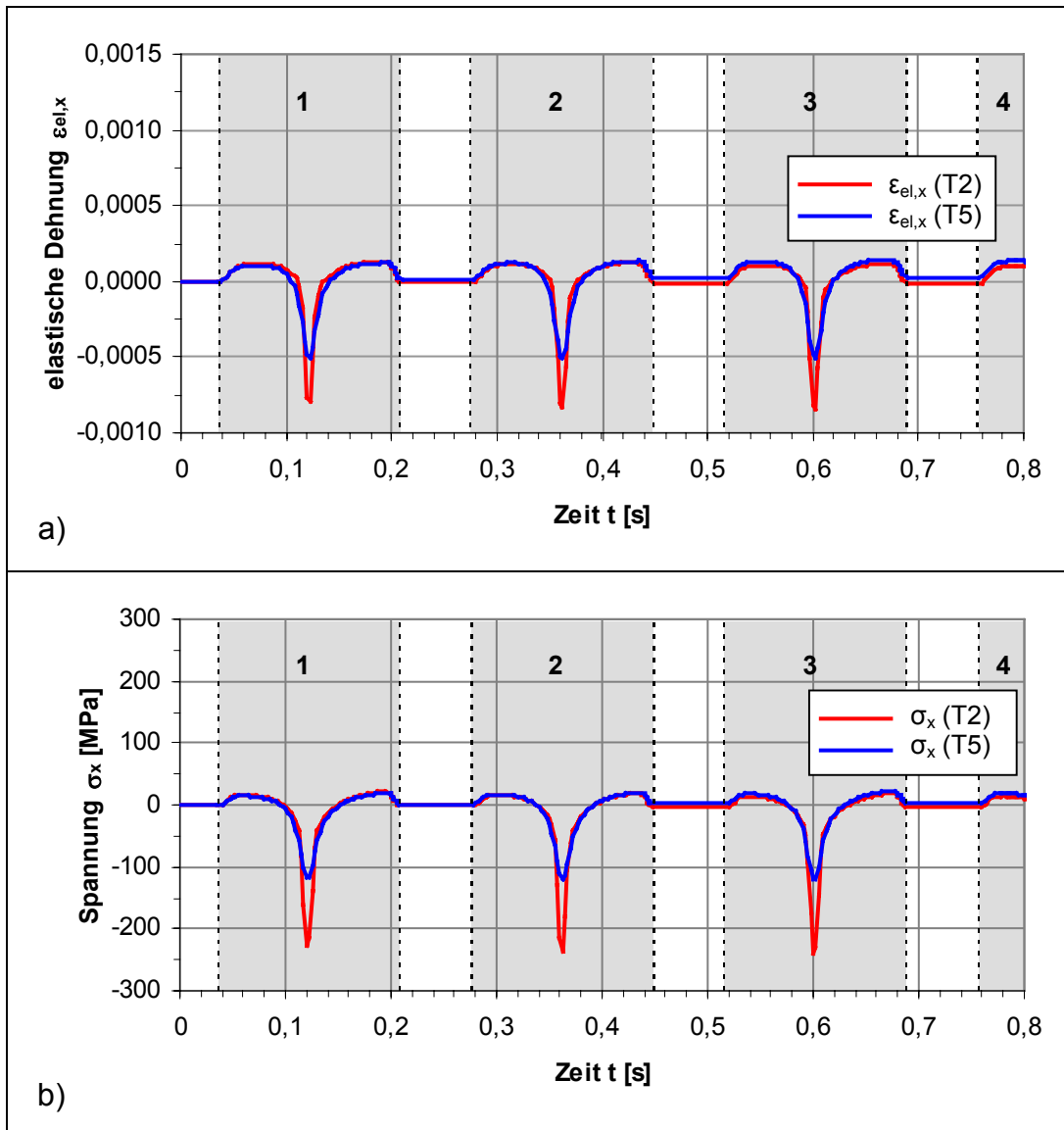


Bild 5-27: Ausschnitt aus den berechneten elastischen Dehnungs- und Spannungsverläufen: a) elastische Dehnungen und b) Spannungen an den Positionen T2 (rote Kurve) und T5 (blaue Kurve) in x-Richtung

durch die umgebenden kälteren Materialbereiche hervorgerufenen Dehnungsbehinderung wirken der elastischen Dehnung und den Zugspannungen mit fortlaufender Annäherung des Laserstrahls an die Position T2 entgegen. Nachdem der Laserstrahl $\frac{3}{4}$ des Weges zwischen der Position T1 und T2 zurückgelegt hat, schneiden Dehnungen und Spannungen die Abszisse. Diese wandeln sich anschließend zu elastischer Stauchung und Druckspannungen um, weil die Temperaturwerte und damit das Ausdehnungsbestreben an den Positionen T2 und T5 so hoch liegen, dass aufgrund der Dehnungsbehinderung durch das umgebende kältere Material verstärkt Stauchungen und Druckspannungen dominieren. Die Maximalwerte der Stauchungen und der Druckspannungen sind an der Position T2 aufgrund der höheren Tem-

peratur ungefähr doppelt so groß als an der Position T5. Nachdem der Laserstrahl die Position T2 überschritten hat und sich weiter zur Position T3 bewegt, laufen die beschriebenen Vorgänge wieder rückwärts ab. Aufgrund der geringeren Temperaturen an den Positionen T2 und T5 gegenüber T1 und T4 bzw. T3 und T6 reichen die aus den elastischen Stauchungen resultierenden maximalen Druckspannungen sowohl an der Position T2 als auch an der Position T5 nicht an die für diese Temperaturen gültige Fließgrenzspannung heran. Die Verformungen an den Positionen T2 bzw. T5 sind rein elastisch.

Nachdem der Laserstrahl die Biegefeder verlassen hat, bilden sich an der Position T2 sehr kleine elastische Stauchungen von $\epsilon_{el,x} = 0,000005$ und damit geringe Druckspannungen von $\sigma_x = 1,5 \text{ MPa}$ und an der Position T5 sehr kleine elastische Dehnungen von $\epsilon_{el,x} = 0,00001$, verbunden mit geringen Zugspannungen von $\sigma_x = 1,5 \text{ MPa}$ aus. Die verbleibenden Dehnungen bzw. Stauchungen und Spannungen sind zu denen an den Positionen T1 und T4 negiert. Die infolge der plastischen Verformung hervorgerufenen Zugspannungen an der Position T1 und Druckspannungen an der Position T4 verursachen an den nur elastisch verformten Positionen T2 und T5 elastische Stauchungen und Druckspannungen bzw. elastische Dehnungen und Zugspannungen.

Im Gegensatz zu den sich bei jeder zweiten Überfahrt wiederholenden Dehnungs- und Spannungsverläufen an den Positionen T1/T4 bzw. T3/T6 entstehen an den Positionen T2/T5 bei jeder Überfahrt gleiche Verläufe, identisch zu den Temperaturfeldberechnungen.

Auch hier unterscheiden sich die Verläufe für die einzelnen Überfahrten nur durch die Anfangsbedingungen für die neue Überfahrt. Die Dehnungs- und Spannungsverläufe beginnen nicht bei Null, sondern starten mit den Endwerten aus der vorangegangenen Überfahrt.

Auf eine Diskussion der in Bild 5-28 dargestellten Dehnungs- und Spannungsverläufe in x-Richtung an den Positionen T3 und T6 wurde verzichtet, weil die Verläufe nur um eine Überfahrt verschoben mit denen an den Positionen T1 und T4 identisch sind. An den Positionen T3 und T6 entstanden bereits zu Ende der ersten Überfahrt plastische Verformungen. Dieses Verhalten deckt sich mit den Temperaturfeldberechnungen in Kap. 5.3.

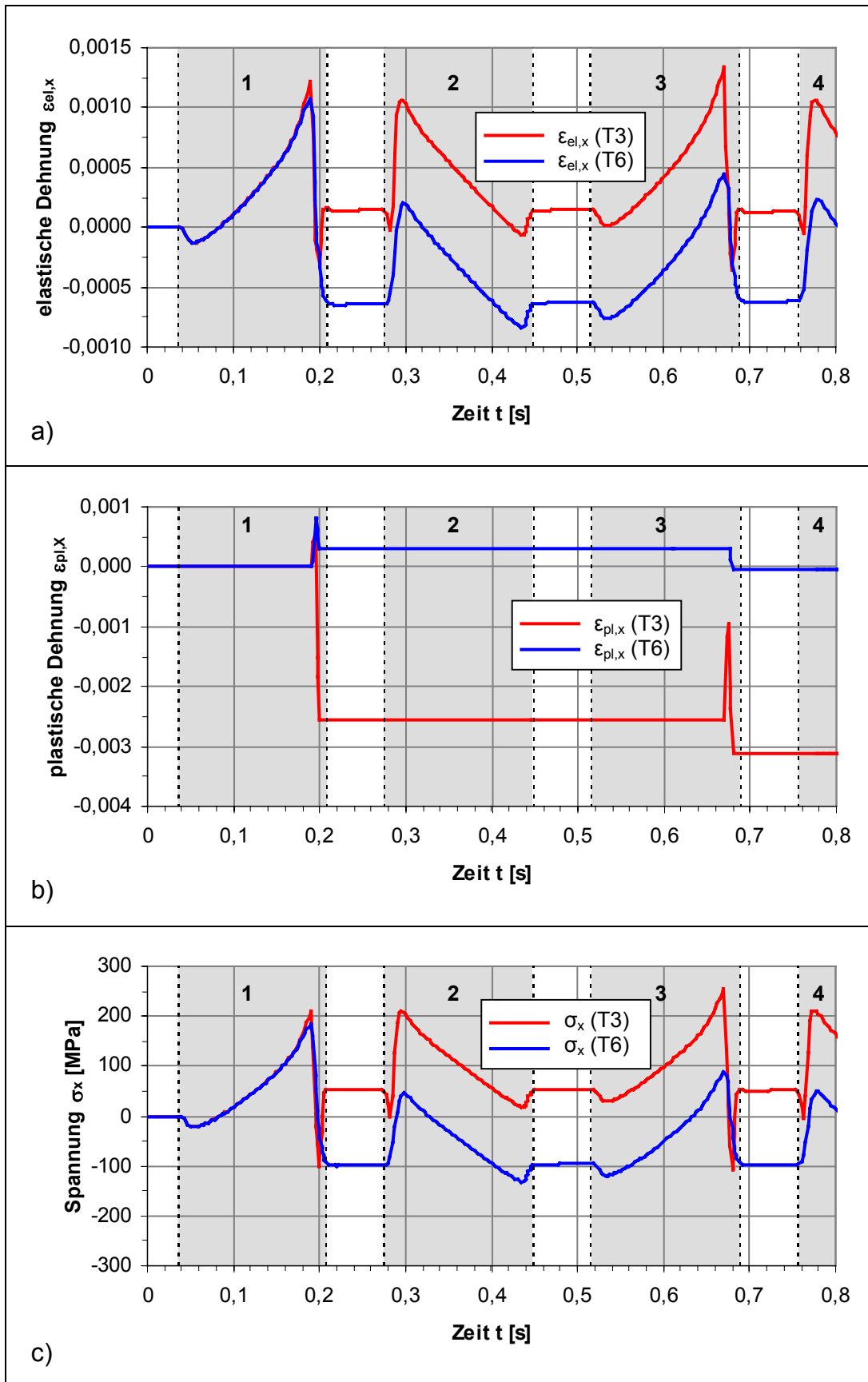


Bild 5-28: Ausschnitt aus den berechneten Dehnungs- und Spannungsverläufen: a) elastische Dehnungen, b) plastische Dehnungen und c) Spannungen an den Positionen T3 (rote Kurve) und T6 (blaue Kurve) in x-Richtung

Die Dehnungs- und Spannungsverläufe in x-Richtung an den Positionen T1-T6 für alle 10 berechneten Überfahrten sind den Bildern A-2 bis A-4 im Anhang zu entnehmen.

5.4.2 Der Biegewinkelverlauf

Der Biegewinkelverlauf resultiert unmittelbar aus den berechneten Knotenverschiebungen in z-Richtung und wurde mit Gleichung 5-27 berechnet. Bild 5-29 dokumentiert den Biegewinkelverlauf für die ersten Überfahrten. Trifft der Laserstrahl an der Position T1 auf die Biegefeder, beginnt sich ein Biegewinkel entgegen der Laserein-

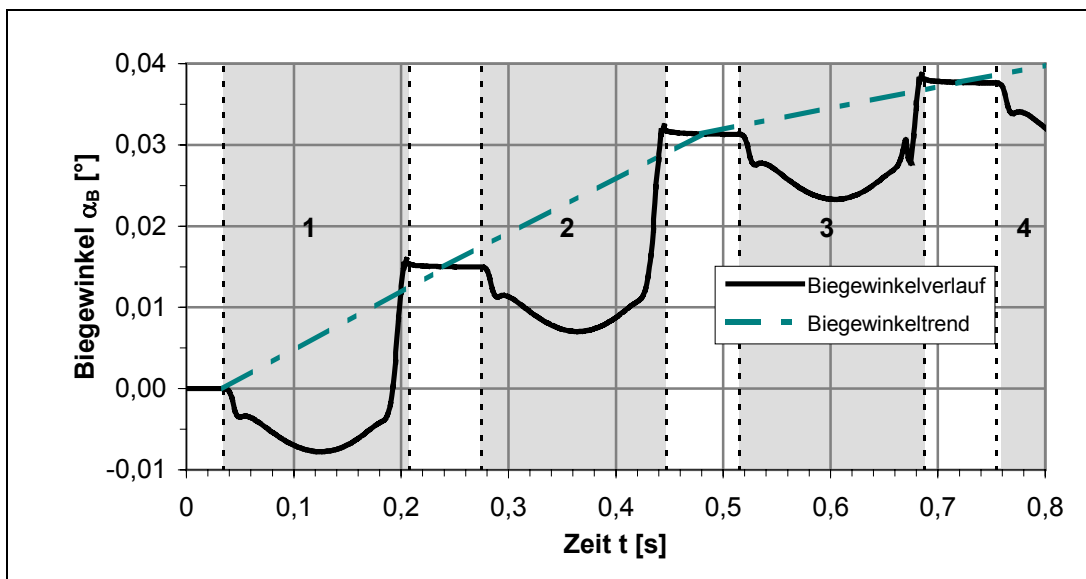


Bild 5-29: berechneter Biegewinkelverlauf für die ersten Überfahrten

strahlrichtung bzw. entgegen der positiven z-Koordinate gemäß Bild 5-23 auszubilden, der als Gegenbiegung bezeichnet wird. Der folgende Haltepunkt im Biegewinkelverlauf entsteht durch die wechselnden Dehnungs- und Spannungsverhältnisse, während der Laserstrahl die Biegefederkante verlässt und sich weiter zur Biegefedermitte hin bewegt. Danach vergrößert sich die Gegenbiegung bis zu einem Maximalwert von $\alpha_B = -0,008^\circ$. An dieser Stelle hat der Laserstrahl die Biegefedermitte (Position T2) erreicht. Im Anschluss bildet sich die Gegenbiegung sukzessive zurück. Der Biegewinkelwert schneidet kurz vor Ende der ersten Überfahrt die Abszisse und wandelt sich bis zum Ende der ersten Überfahrt infolge einsetzender plastischer Verformung an der Position T3 bzw. T6 (s. Bild 5-28) in einen positiven Biegewinkel etwa doppelter Größe. Der kleine Überschwinger entsteht durch die sich ausbildenden elastischen Dehnungsverhältnisse infolge der bereits einsetzenden Abkühlung während der Laserstrahl die Biegefeder verlässt.

Die zweite Überfahrt zeigt einen identischen Biegewinkelverlauf mit dem Unterschied, dass der Startpunkt nicht bei 0° liegt, sondern der Endbiegewinkel der ersten Überfahrt Ausgangspunkt ist.

Kurz vor Ende der dritten Überfahrt wird die Rückbildung der Gegenbiegung unterbrochen. Die Gegenbiegung steigt kurzzeitig wieder an. Anschließend bildet sich die Gegenbiegung weiter zurück wie oben beschrieben. Dieser Effekt ist so zu erklären: Der Laserstrahl fährt bei der dritten Überfahrt erstmalig auf einen bereits plastisch verformten Bereich zu. Wie Bild 5-28 zeigt, führen die sich ausbildenden höheren Zugspannungen von $\sigma_x = 255 \text{ MPa}$ an der Position T3 (der nach der ersten Überfahrt verbliebene Zugeigenspannungsanteil von $\sigma_x = 50 \text{ MPa}$ kommt hinzu) zu einer größeren plastischen Dehnung und damit teilweisen Kompensation der bereits vorhandenen plastischen Stauchung. Deshalb kommt es zu einem kurzzeitigen Anstieg der Gegenbiegung.

Für die berechneten zehn Überfahrten ergab sich ein Endbiegewinkel von $0,055^\circ$. Der eingezeichnete Biegewinkelverlauf in Bild 5-30 verbindet die Biegewinkelwerte nach jeder Überfahrt miteinander. Der Anstieg verläuft zunehmend degressiv, d.h.

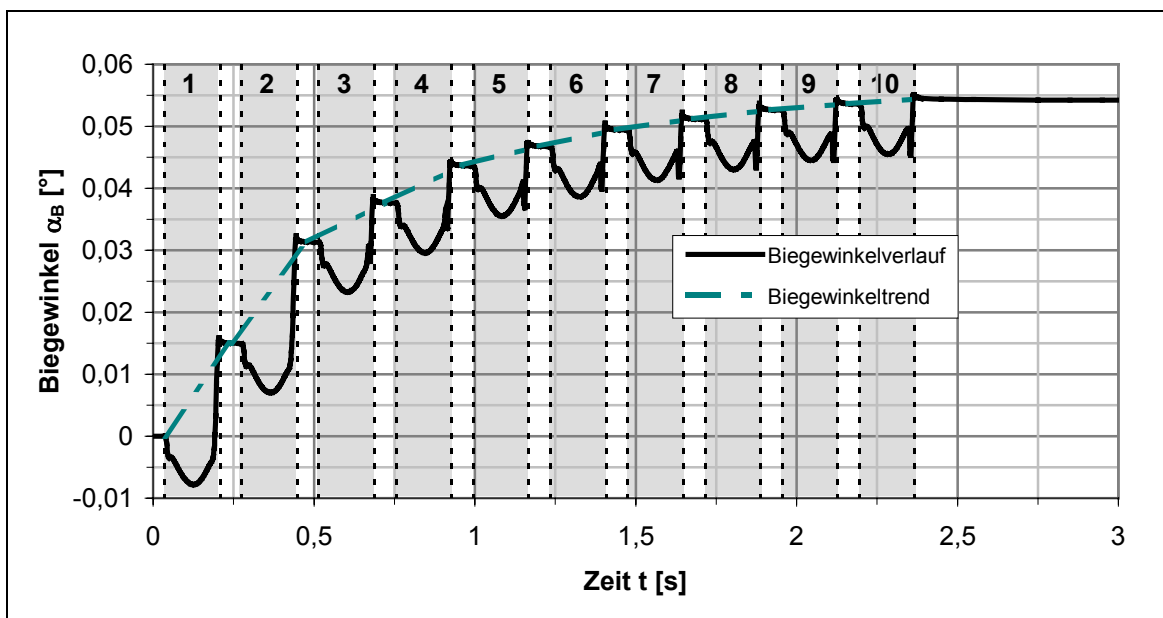


Bild 5-30: berechneter Biegewinkelverlauf für zehn Überfahrten

der Biegewinkelzuwachs verringert sich mit jeder neuen Überfahrt. Der fast lineare Anstieg bis zum Ende der zweiten Überfahrt ist mit den vorliegenden Dehnungsverhältnissen erklärbar. Bei der ersten und zweiten Überfahrt entstehen die plastischen Verformungen an den Positionen T1/T4 bzw. T3/T6 im bis dahin unverformten Mate-

rial. Nach der zweiten Überfahrt muss bereits plastisch gedehntes oder gestauchtes Material weiter plastisch verformt werden. Für den zunehmend degressiven Verlauf sind zwei Effekte ausschlaggebend: Erstens steigt, wie in Kap. 5.1 beschrieben, mit zunehmender plastischer Verformung die zu überwindende Fließgrenzspannung an, d.h. für gleiche Umformgrade sind höhere Spannungen notwendig. Dieser Effekt wird als Materialverfestigung bezeichnet. Zweitens nimmt die Biegefederdicke an der Biegestelle infolge des aufgestauchten Materials zu (s. Kap. 5.4.3 und 7.3).

Beide Prozesse wirken der weiteren plastischen Verformung entgegen. Der sinkende Zuwachs an plastischer Verformung in x-Richtung mit zunehmender Anzahl an Überfahrten äußert sich in einem fallenden Biegewinkelzuwachs.

Der berechnete Biegewinkelverlauf in Zusammenhang mit der dreidimensionalen Betrachtung der Dehnungs- und Spannungsverläufe bestätigt und ergänzt die zweidimensionale Modellvorstellung zum Temperaturgradienten-Mechanismus in Kap. 3.2.1.2. Eine modellhafte Beschreibung des Umformprozesses von Silizium auf Grundlage der beschriebenen Berechnungsergebnisse wird in Kap. 5.5 gegeben.

5.4.3 Ausgewählte Dehnungs- und Spannungsverläufe in y- und z-Richtung

Neben den diskutierten Verläufen in x-Richtung sollen in den folgenden Abschnitten ausgewählte Dehnungs- und Spannungsverläufe in y- und z-Richtung kurz näher beleuchtet werden.

Bild 5-31 und 5-32 zeigen die elastischen und plastischen Dehnungsverläufe an den Positionen T1 und T4 für die ersten Überfahrten in y-Richtung. Vergleicht man die Dehnungsverläufe der ersten Überfahrt in y-Richtung in Bild 5-31 mit denen der x-Richtung in Bild 5-24, scheinen beide Dehnungsverläufe voneinander abzuhängen. Der Zusammenhang wird über das Verhältnis der Längsdehnung zur Querdehnung bzw. über die Querkontraktionszahl ν hergestellt.

Ausgehend von Gl. 5-12 ergeben sich für rein elastische Dehnungen folgende Zusammenhänge:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{xx} &= \frac{1}{E} [\sigma_{xx} - \nu \cdot (\sigma_{yy} + \sigma_{zz})] + \alpha_{th} \cdot \Delta T \\ \varepsilon_{yy} &= \frac{1}{E} [\sigma_{yy} - \nu \cdot (\sigma_{zz} + \sigma_{xx})] + \alpha_{th} \cdot \Delta T \\ \varepsilon_{zz} &= \frac{1}{E} [\sigma_{zz} - \nu \cdot (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})] + \alpha_{th} \cdot \Delta T\end{aligned}\tag{Gl. 5-28}$$

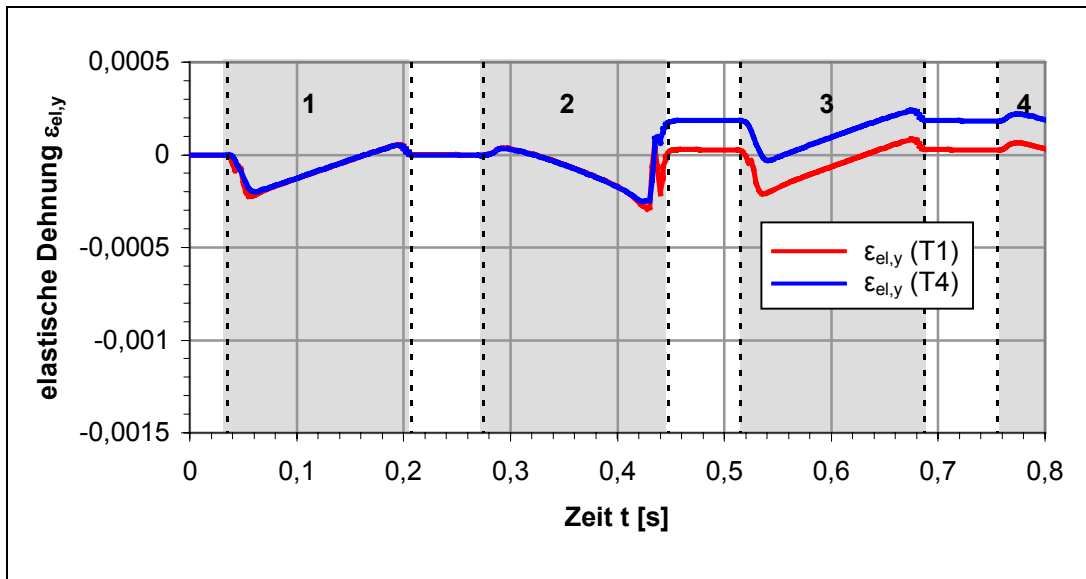


Bild 5-31: Ausschnitt aus den berechneten elastischen Dehnungsverläufen an den Positionen T1 (rote Kurve) und T4 (blaue Kurve) in y-Richtung

Gl. 5-28 ist zu entnehmen, dass sich der Dehnungswert in eine Koordinatenrichtung aus Anteilen aller drei Koordinatenrichtungen und dem thermischen Anteil zusammensetzt. Eine Diskussion der Verläufe ist deshalb sehr schwierig. Hinzu kommt, dass Gl. 5-28 nur für rein elastische Verformungen gilt. Deshalb sollen nur wichtige, für die plastische Verformung relevante Ereignisse in den Verläufen erklärt werden. Kurz vor dem Ende der zweiten Überfahrt erreichen die elastischen Stauchungen in y-Richtung an den Positionen T1 und T4, dargestellt in Bild 5-31, einen Maximalwert von ca. $\epsilon_{el,y} = 0,0003$. Zu diesem Zeitpunkt beginnen sich an beiden Positionen in Bild 5-32 kleine plastische Stauchungen auszubilden. Sofort im Anschluss entstehen

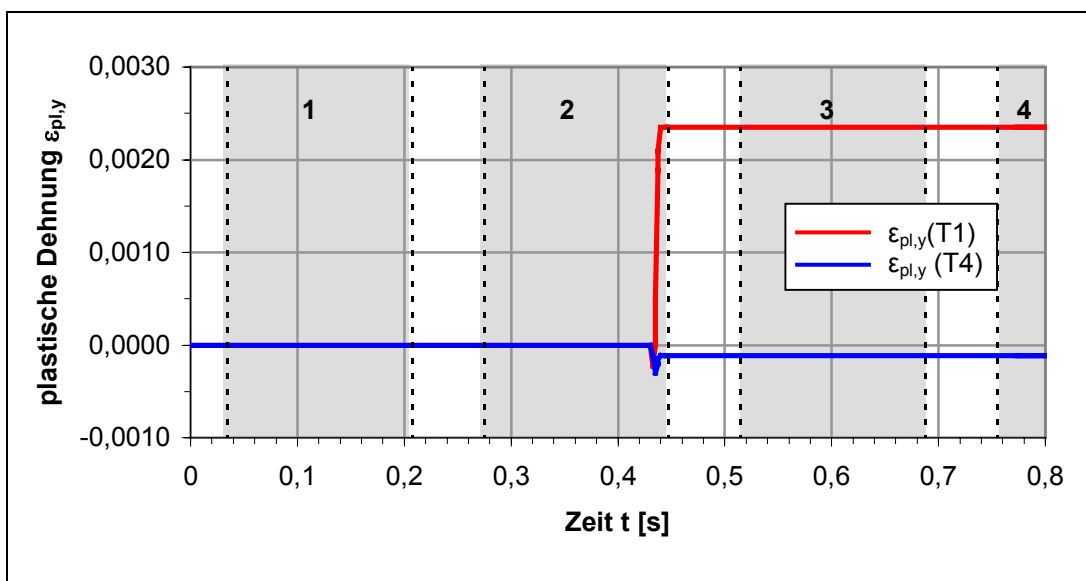


Bild 5-32: Ausschnitt aus den berechneten plastischen Dehnungsverläufen an den Positionen T1 (rote Kurve) und T4 (blaue Kurve) in y-Richtung

an der Position T1 eine starke plastische Dehnung von $\epsilon_{pl,y} = 0,0024$ und an der Position T4 eine kleine plastische Dehnung, die die vorangegangene plastische Stauchung nur teilweise kompensiert. Die plastische Dehnung an der Position T1 wird durch die fehlende Dehnungsbehinderung in y-Richtung (Rand der Biegefeder) begünstigt.

Am Ende der zweiten Überfahrt bleiben an den Positionen T1 und T4 neben der plastischen Verformungen ebenfalls elastische Dehnungen und Spannungen zurück, weil das Material durch die plastische Verformung an seiner vollständigen Entspannung gehindert wird.

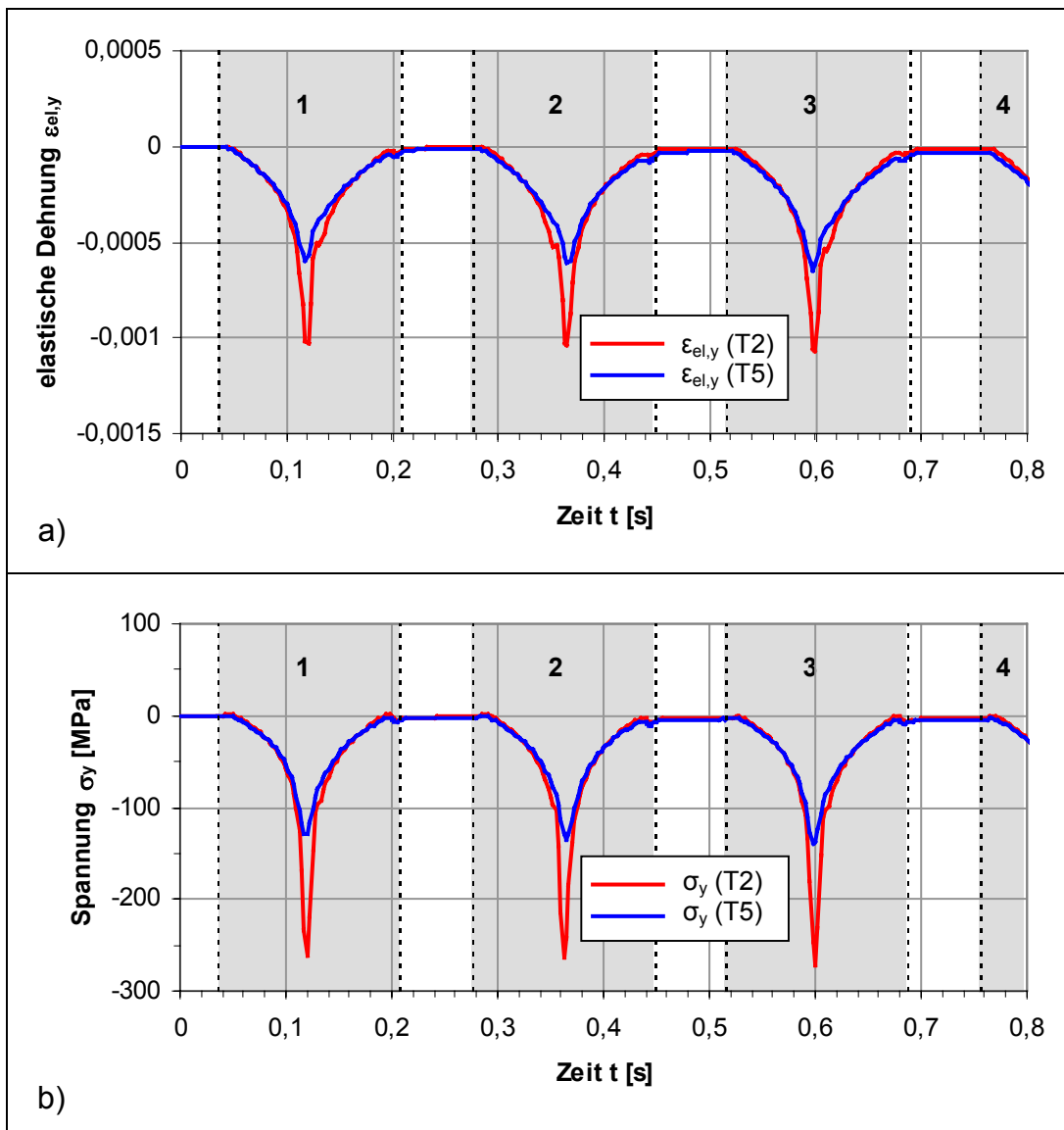


Bild 5-33: Ausschnitt aus den berechneten a) Dehnungs- und b) Spannungsverläufen an den Positionen T2 (rote Kurve) und T5 (blaue Kurve) in y-Richtung

Die in Bild 5-33a und b gezeigten Dehnungs- und Spannungsverläufe in y-Richtung an den Positionen T2 und T5 sind denen in x-Richtung ähnlich. Elastische Dehnungen und Zugspannungen am Beginn und am Ende jeder Überfahrt bilden sich jedoch nicht aus. Im Unterschied zur x-Richtung wird die elastische Rückdehnung am Ende jeder Überfahrt kurz unterbrochen. Ursache dafür ist die Ausbildung plastischer Verformungen bei jeder Überfahrt alternierend an den Positionen T1/T4 bzw. T3/T6.

An den Positionen T2 und T5 reichen die generierten Spannungen nicht aus, plastische Verformungen herbeizuführen.

Die Verhältnisse an den Positionen T3 und T6 sind nur um eine Überfahrt zu denen an den Positionen T1 und T4 verschoben, aber sonst identisch.

Die Dehnungsverläufe in z-Richtung an den Position T1 und T4 in Bild 5-34 sind qualitativ deckungsgleich mit denen in y-Richtung, s.o. Ähnlich den Verläufen für die

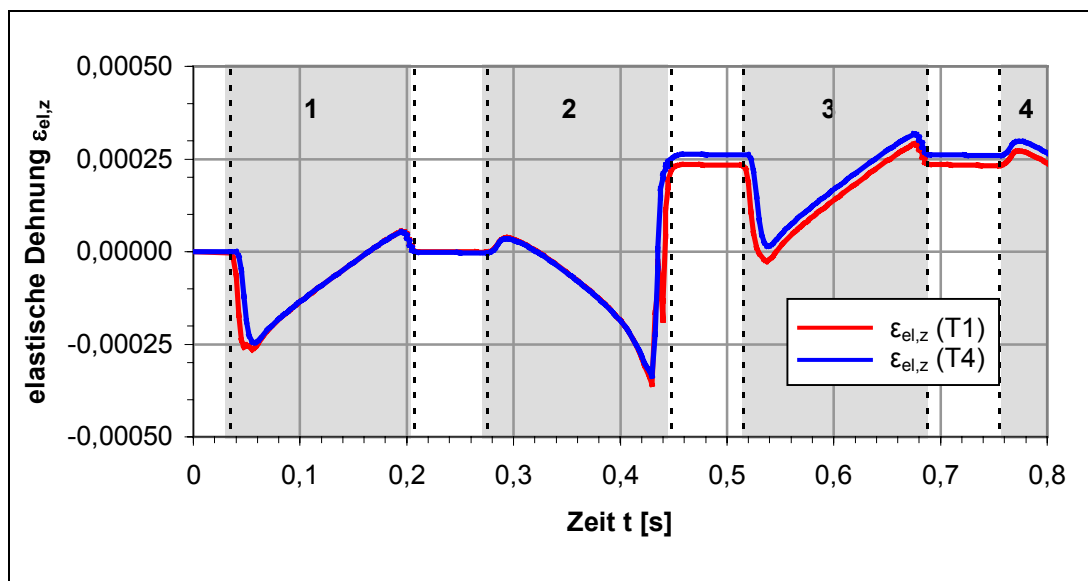


Bild 5-34: Ausschnitt aus den berechneten elastischen Dehnungsverläufen an den Positionen T1 (rote Kurve) und T4 (blaue Kurve) in z-Richtung

y-Richtung erreichen die elastischen Stauchungen in Bild 5-34 kurz vor dem Ende der zweiten Überfahrt einen Maximalwert von ca. $\epsilon_{el,z} = 0,00035$. Gleichzeitig bilden sich, wie Bild 5-35 zu entnehmen ist, an beiden Position große plastische Stauchungen im Vergleich zu jenen in y-Richtung aus. Sofort im Anschluss entstehen an der Position T1 eine plastische Dehnung von $\epsilon_{pl,z} = 0,00044$ und an der Position T4 eine plastische Dehnung, die die vorangegangene plastische Stauchung nahezu vollständig kompensiert. Zusätzlich wird die plastische Dehnung an der Position T1 durch die fehlende Dehnungsbehinderung in z-Richtung (Vorderseite der Biegefeder)

begünstigt. Die plastische Dehnung in z-Richtung an der Position T1 stellt gleichzeitig eine Materialdickenzunahme und damit eine Vergrößerung des Biegefederquerschnitts dar und wirkt damit einer weiteren Verformung hemmend entgegen.

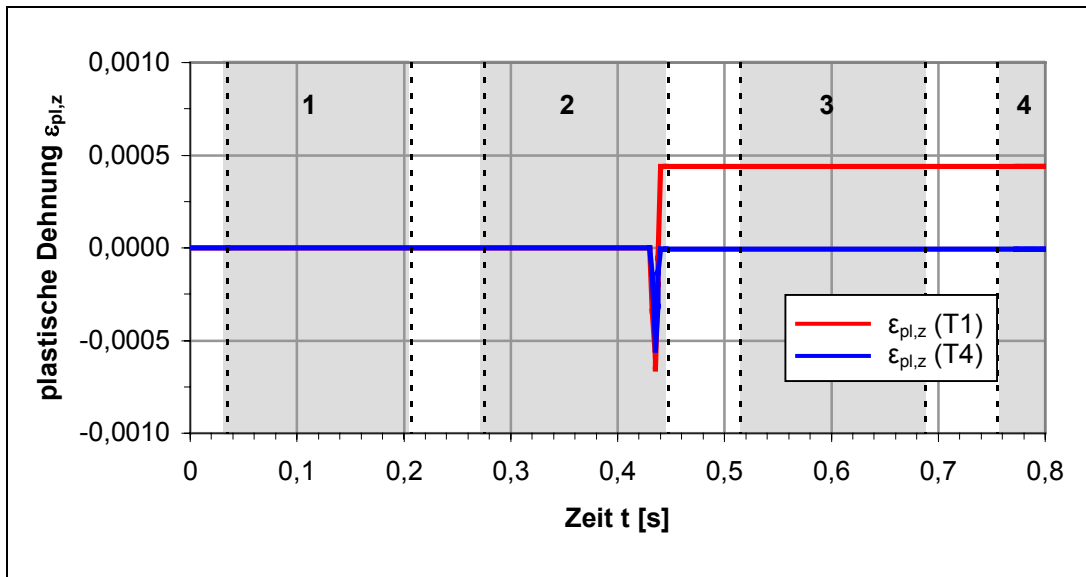


Bild 5-35: Ausschnitt aus den berechneten plastischen Dehnungsverläufen an den Positionen T1 (rote Kurve) und T4 (blaue Kurve) in z-Richtung

Die Dehnungen und Spannungen in z-Richtung an den Positionen T2 und T5 unterscheiden sich von denen in x- bzw. y-Richtung. Die Dehnungsverläufe in z-Richtung erscheinen gegenüber jenen in x-Richtung an der Abszisse gespiegelt.

Analog zu den Betrachtungen für die x- bzw. y-Richtung reichen die entstehenden Spannungen an den Positionen T2 und T5 nicht aus, plastische Verformungen herbeizuführen.

Die Dehnungs- und Spannungsverläufe an den Positionen T1-T6 in y- und in z-Richtung für alle zehn Überfahrten sind den Bildern A-5 bis A-10 im Anhang zu entnehmen.

5.4.4 Analyse der berechneten plastischen Dehnungen

Die plastische Verformung erfolgt wie in Kap. 5.1 beschrieben nur durch Gestaltsänderung, nicht durch Volumenänderung. Demzufolge darf die Summe der plastischen Dehnungen zu keiner Volumenänderung führen. Mielnik [107] formulierte folgende Gleichung:

$$d\varepsilon_1 + d\varepsilon_2 + d\varepsilon_3 = 0$$

Gl. 5-29

Dabei stellen ϵ_1 , ϵ_2 und ϵ_3 die zueinander senkrecht stehenden Dehnungen dar. Die Summe der Dehnungen bzw. Dehnungsänderungen ist Null. Angewendet auf die berechneten plastischen Dehnungen entlang der Koordinatenachsen müsste Gl. 5-29 für die Positionen T1, T3, T4 und T6 erfüllt sein. An den Positionen T2 und T5 treten keine plastischen Verformungen auf.

Bild 5-36a-d zeigt die einzelnen plastischen Dehnungen und deren Summe an allen vier Positionen. Die Summe der plastischen Dehnungen ist stets Null, d.h. Gl. 5-29 wird erfüllt. Außerdem ist sehr deutlich zu sehen, dass die Dehnungen an den Positionen T1 und T3 auf der Biegefedervorderseite größere Werte annehmen als an den Positionen T4 und T6 an der Biegefederrückseite. Ursache ist der bereits in Kap. 5.4.1 diskutierte Zusammenhang zwischen vorherrschender Temperatur und zugehöriger Fließgrenzspannung. Zur Verdeutlichung zeigt Bild 5-37 die für 10 Überfahrten berechneten plastischen Dehnungen in x-Richtung auf der Biegefedervorder- und -rückseite.

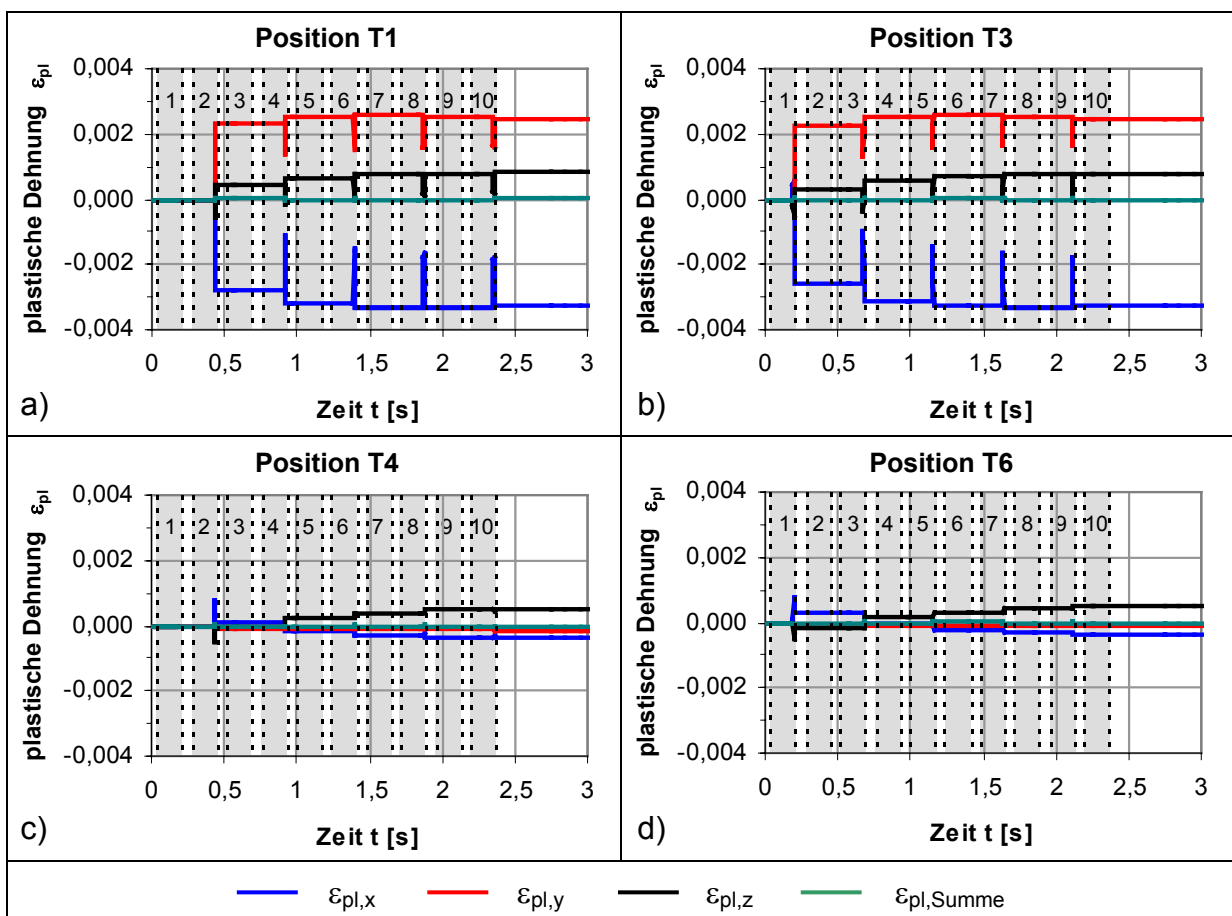
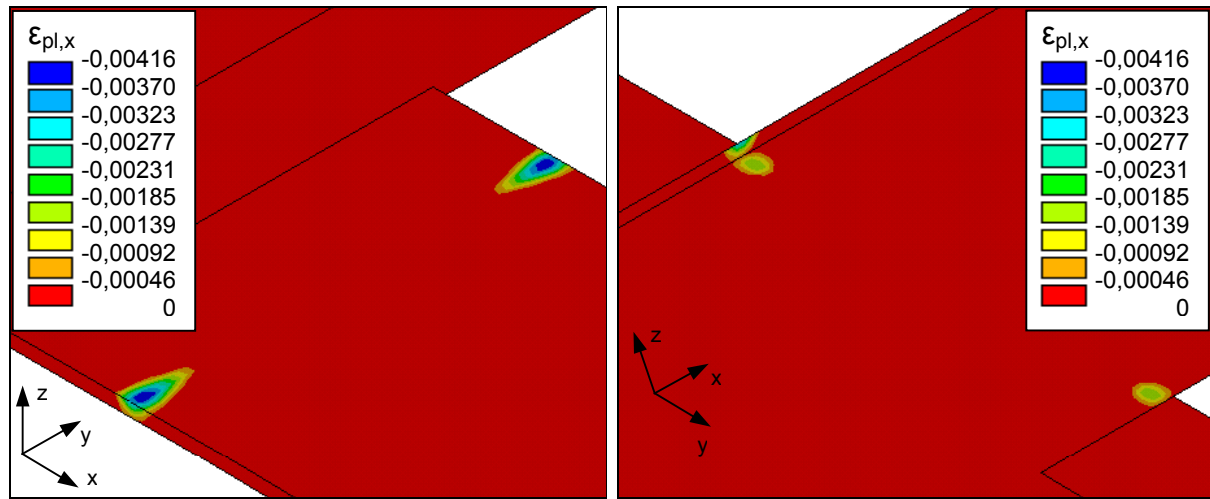


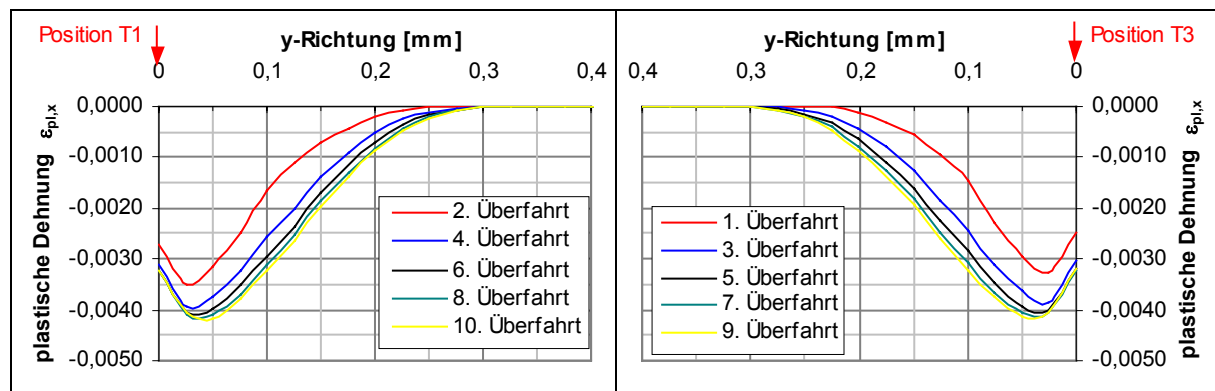
Bild 5-36: plastische Dehnungen an den Positionen a) T1, b) T3, c) T4 und d) T6; (Dehnung mit $\epsilon < 0$ bedeutet Stauchung)



a) b)
Bild 5-37: berechnete plastische Dehnungen in x-Richtung nach zehn Überfahrten (Dehnung mit $\epsilon < 0$ bedeutet Stauchung): a) Biegefedervorderseite, b) Biegefederrückseite

Hingewiesen sei auf die leicht geringeren Werte für die plastischen Stauchungen in x-Richtung an der Position T3 am Ende der 9. Überfahrt und an der Position T1 am Ende der 10. Überfahrt in Bild 5-36 a und b, obwohl der Biegewinkel in Bild 5-30 weiter ansteigt. Hier ist zu beachten, dass die Positionen T1 und T3 (sowie auch die Positionen T4 und T6) jeweils am Biegefederrand liegen. Aufgrund der Dehnungsverhältnisse in y- und z-Richtung am Biegefederrand ergeben sich in Übereinstimmung mit Gl. 5-29 geringere Dehnungswerte für die x-Richtung.

Analysiert man hingegen die gesamte plastische Verformung in x-Richtung, dann nehmen sowohl die Größe der plastisch verformten Gebiete auf der Biegefeder als auch die Maximalwerte für die plastische Dehnung mit jeder Überfahrt zu. Bild 5-38 zeigt eine detaillierte Auswertung der plastischen Dehnungen für die x-Richtung aus



a) b)
Bild 5-38: plastische Dehnungen in x-Richtung entlang der Bewegungsrichtung des Laserstrahls auf der Biegefedervorderseite (y-Richtung) in Abhängigkeit von der berechneten Überfahrt (Dehnung mit $\epsilon < 0$ bedeutet Stauchung): a) linker Bereich, b) rechter Bereich der Biegefeder

Bild 5-37 entlang der Bewegungsrichtung des Laserstrahls auf der Biegefedervorderseite (y-Richtung) zwischen den Positionen T1 und T3. Mit zunehmender Anzahl an Überfahrten vergrößern sich die plastisch verformten Bereiche alternierend zur Biegefedermittle hin. Gleichzeitig nehmen die Werte für die plastische Dehnung zu. Die Erklärung wird damit untermauert.

Außerdem ist Bild 5-38 zu entnehmen, dass sich die plastisch verformten Bereiche auf der Biegefedervorderseite von den Rändern der Biegefeder ausgehend jeweils bis zu 0,3 mm zur Biegefedermittle hin erstrecken. Der Bereich zwischen diesen plastisch verformten Gebieten wird ausschließlich elastisch verformt.

Vergleicht man die plastischen Dehnungswerte an den Rändern der Biegefedervorder- und -rückseite entlang der y-Richtung in Bild 5-36 miteinander, fällt auf, dass die Vorderseite (Positionen T1 und T3) stark plastisch gedehnt und die Rückseite (Positionen T4 und T6) leicht plastisch gestaucht wird. Die Biegestelle erfährt deshalb eine Krümmung in der y-z-Ebene mit konkavem Verlauf auf der Biegefedervorderseite und konvexem Verlauf auf der Biegefederrückseite. Dieser gekrümmte Verlauf der Biegestelle wird in der Literatur auch als „Edge-Effekt“ bezeichnet. Er ist den sich ändernden Dehnungsbehinderungen in y-Richtung durch das umgebende Material besonders an den Rändern der Biegeprobe (Anfang und Ende des Laserbestrahlungspfades auf der Biegefeder) geschuldet, die in Kap. 5.4.3 bereits diskutiert wurden.

5.5 Modellvorstellung zum laserinduzierten Umformprozesses von Silizium-mikrostrukturen

Ausgehend von den Betrachtungen in Kap. 5.1 und den Temperatur- und Spannungsfeldberechnungen in Kap. 5.3 und 5.4 konnte eine modellhafte Beschreibung des laserinduzierten Biegeprozesses von Siliziummikrostrukturen abstrahiert werden. Für die Beschreibung des Biegevorganges ist die Betrachtung der sich einstellenden Dehnungs- und Spannungsverhältnisse in x-Richtung ausreichend.

Der Laserstrahl bewegt sich entlang des vorgegebenen Pfades über die Biegefeder. Die eingestrahelte Laserleistungsflussdichte wird absorbiert und in Wärme umgewandelt. In der näheren Umgebung des Lasereinwirkbereiches bildet sich ein stark orts- und zeitabhängiges instationäres Temperaturfeld mit einem großen Temperaturgradienten in z-Richtung mit hohen Temperaturen auf der Biegefedervorderseite und geringeren Temperaturen auf der Biegefederrückseite aus. Während einer Laserstrahlüberfahrt auf der Biegefeder laufen folgende Vorgänge ab (Bild 5-39 dokumentiert den zugehörigen Biegewinkelverlauf und stellt eine Abstraktion des berechneten Verlaufs in Bild 5-29 dar):

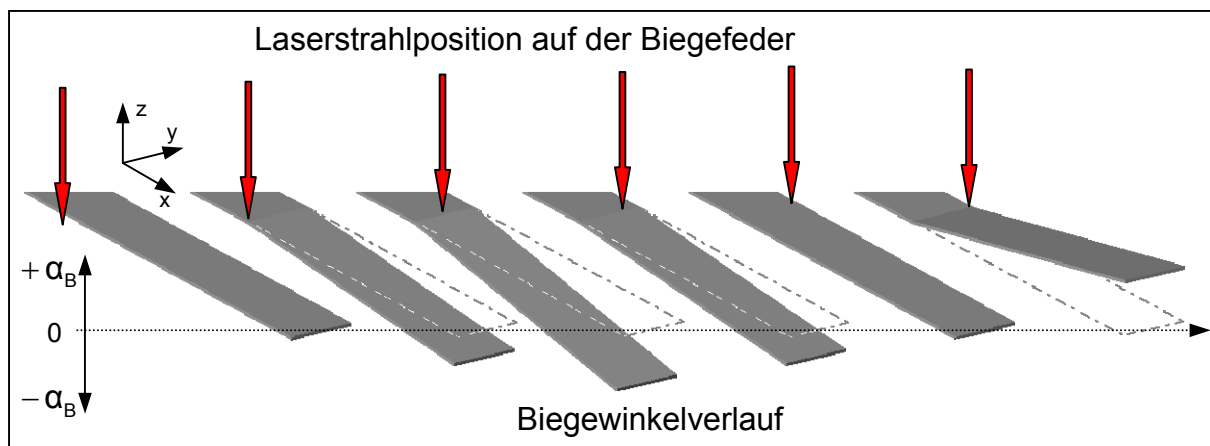


Bild 5-39: schematische Darstellung des Biegewinkelverlaufs in Abhängigkeit der Laserstrahlposition auf der Biegefeder für eine Überfahrt

Das spannungsfreie monokristalline Silizium dehnt sich entsprechend der Temperaturverteilung thermisch aus. Das abfallende thermische Ausdehnungsbestreben entlang der z-Richtung infolge des wirkenden Temperaturgradienten führt zunächst zu einer Biegung entgegen der Lasereinstrahlrichtung (2. Position v.l. in Bild 5-39). Befindet sich der Laserstrahl in der Mitte der Biegefeder (3. Position v.l.), stellt sich ein Maximalwert dieser Gegenbiegung ein, weil das umgebende Material zu beiden Sei-

ten in einem weiten Bereich symmetrisch erwärmt ist und somit der Widerstand gegen die thermische Ausdehnung geringer ausfällt (vgl. Bild 5-17b im Gegensatz zu Bild 5-17a und c).

Dem thermischen Ausdehnungsbestreben wirken die umgebenden kälteren Materialbereiche entgegen und verursachen im Lasereinwirkungsbereich und dessen unmittelbarer Umgebung an der Biegefedervorderseite stärkere und an der Rückseite etwas geringere elastische Stauchungen. Diese Stauchungen und damit verbundenen Druckspannungen wandern mit dem Laserstrahl über die Biegefeder.

Übersteigen die in der Biegefeder generierten Spannungen die Fließgrenzspannung, beginnt das Material plastisch zu fließen. Materialbereiche mit hohen Temperaturwerten begünstigen den Fließvorgang, weil dort die Fließgrenzspannung absinkt. Diese Bedingungen werden jeweils am Biegefederrand und dessen näherer Umgebung erfüllt, an dem der Laserstrahl die Biegefeder verlässt. Auf der Biegefedervorderseite bilden sich stärkere, an der Rückseite geringere plastische Stauchungen aus.

Während des Fließvorgangs bauen sich die Spannungen ab und es beginnt die Biegewinkelausbildung zur Lasereinstrahlrichtung hin (4. und 5. Position v.l.), weil die Biegefedervorderseite aufgrund der stärkeren plastischen Stauchung gegenüber der Biegefederrückseite verkürzt ist. Beginnt der Laserstrahl die Biegefeder zu verlassen, führt die zunehmend einsetzende Abkühlung zum Schrumpfen thermisch gedehnter Bereiche. Nach dem Abkühlprozess erreicht der Biegewinkel seinen Endwert (6. Position v.l.).

Im Abkühlprozess bilden sich elastische Dehnungen und Stauchungen sowie Eigenspannungen aus, weil die Biegefeder durch die plastische Verformung an ihrer vollständigen Entspannung gehindert wird. In den plastisch verformten Gebieten entstehen auf der Biegefedervorderseite elastische Dehnungen bzw. Zugspannungen und an der Rückseite elastische Stauchung bzw. Druckspannungen. Die elastisch verformten Bereichen sind durch Stauchungen und Druckspannungen an der Biegefedervorderseite gekennzeichnet. An der Rückseite liegen Dehnungen und Zugspannungen vor. Aus den Bildern 5-24 und 5-27 ist zu entnehmen, dass die Werte für die verbleibenden Dehnungen bzw. Stauchungen und Spannungen in den elastisch verformten Bereichen viel geringer sind als jene für die plastisch verformten Bereiche.

Bei erneuter Überfahrt wiederholt sich der beschriebene Prozess. Im Unterschied zur ersten Überfahrt haben sich die Anfangsbedingungen für die neue Überfahrt geän-

dert. Die Dehnungs- und Spannungsverläufe beginnen nicht bei Null, sondern haben als Ausgangspunkt die Endwerte aus der vorangegangenen Überfahrt.

Bild 5-40 stellt den in Bild 5-30 dargestellten berechneten Biegewinkelverlauf abstrahiert dar. Mit zunehmender Anzahl an Überfahrten n verringert sich der Biegewinkel-

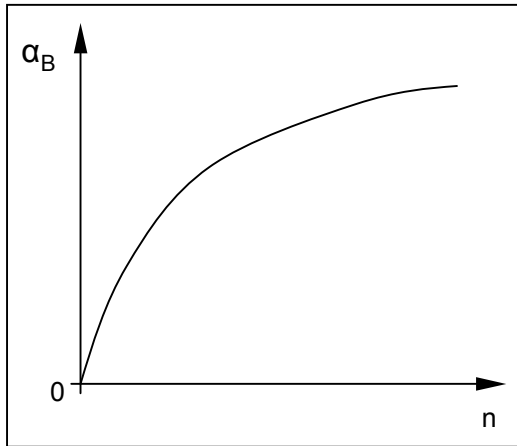


Bild 5-40: abstrahierte Darstellung des berechneten Biegewinkel α_B in Abhängigkeit von der Anzahl an Überfahrten n

zuwachs pro Überfahrt. Hier kommen zwei weitere Effekte zum tragen, die beide dem Biegewinkelzuwachs bzw. der weiteren plastischen Verformung entgegenwirken. Einerseits setzt Materialverfestigung ein, d.h. es sind höhere Spannungen erforderlich, um das Material um den gleichen Betrag plastisch weiter zu verformen. Andererseits behindert die entstehende Dickenzunahme in der Biegezone aufgrund des aufgestauchten Materials vor allem auf der Biegefeder Vorderseite (größerer Biegefederquerschnitt) die plastische Verformung.

6 Experimentelle Untersuchungen

6.1 Versuchsaufbau

6.1.1 Die Laseranlage

Für die Untersuchungen standen ein Nd:YAG-Laser mit 1064 nm Wellenlänge und ein frequenzverdoppelter Nd:YAG-Laser mit 532 nm Wellenlänge zur Verfügung. Beide Laser wurden in eine Anlage integriert. Bild 6-1 zeigt die wichtigsten Komponenten der Anlage. Sie bestand neben den Laserquellen aus der Strahlführung mit Auskopplungsmöglichkeit zur Laserleistungsmessung, einem Laserscanner mit Objektiv zur Strahlbewegung, einer Beobachtungseinheit mit Binokular, einem manuellen xyz ϕ -Koordinatentisch mit Probenhalter und der Steuereinheit. Zusätzlich wurde noch ein Biegewinkelmessgerät montiert.

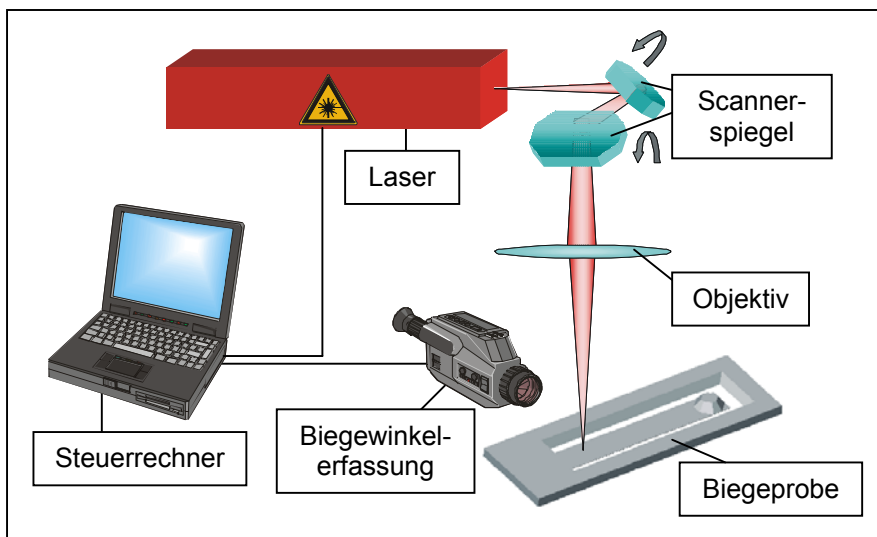


Bild 6-1: experimenteller Aufbau (schematisch)

Der Nd:YAG-Laser mit 1064 nm Wellenlänge konnte sowohl im kontinuierlichen (cw) als auch im gütegeschalteten Betrieb arbeiten. Im cw-Betrieb leistete er max. 20 W. Der gütegeschaltete Betrieb ermöglichte 100 ns kurze Pulse mit Pulswiederholraten bis 25 kHz.

Der frequenzverdoppelte Nd:YAG-Laser arbeitete nur im cw-Betrieb und leistete 3,6 W.

Um auf den Bearbeitungsprozess gezielt einwirken und entstandene Ergebnisse diskutieren zu können, war es notwendig, das Werkzeug Laserstrahl hinsichtlich seiner Strahleigenschaften, insbesondere den Strahldurchmesser am Bearbeitungsort zu

charakterisieren. Die Strahlparameter beider Laser in Tabelle 6-1 wurden mit einem Strahlanalysegerät bestimmt.

Tab. 6-1: Strahlparameter der eingesetzten Laserquellen

	Wellenlänge 1064 nm	Wellenlänge 532 nm
Laserleistung	4 W	3,1 W
w_0	65 μm	60 μm
k	0,34	0,16

Die Relativbewegung zwischen Laserstrahl und Werkstück realisierte ein Laserscanner mit korrigiertem F-Theta-Objektiv (Brennweite $f_{\text{obj}} = 100 \text{ mm}$). Durch das geringe Gewicht der Scannerspiegel war eine fast trägheitslose Laserstrahlbewegung mit konstantem Energieeintrag pro Wegeinheit vor allem bei Richtungsänderungen möglich. Der Scanner konnte Bearbeitungsgeschwindigkeiten bis zu $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ erreichen. Mit dem manuellen $xyz\phi$ -Koordinatentisch wurde die Probe vor der Bearbeitung relativ zum Laserstrahl ausgerichtet. Der speziell angefertigte Probenhalter besaß zwei Niederhalter zum Fixieren der Biegeprobe.

6.1.2 Die Biegewinkelmessung

Das Wirkprinzip des in-situ Biegewinkelmessgerätes ist in Bild 6-2 skizziert. Die Biegeprobe befand sich im Probenhalter, der eine seitliche Betrachtung der sich biegen-

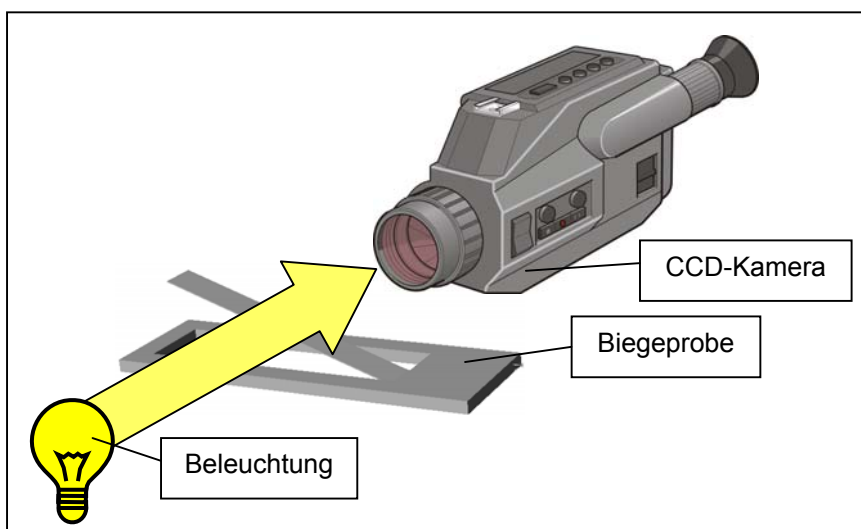


Bild 6-2: Prinzip der Biegewinkelmessung

den Feder gestattete. Die CCD-Kamera mit einem angepassten Objektiv zeichnete während des Biegevorganges eine Sequenz von Bildern auf. Die zusätzliche Beleuchtung diente zur optimalen Ausleuchtung der aufzuzeichnenden Bilder. Nachdem

der Biegevorgang beendet war, erfolgte die Biegewinkelbestimmung aus der aufgezzeichneten Bildsequenz mittels spezieller Bildbearbeitungssoftware. Neben dieser dynamischen Biegewinkelerfassung konnte auch eine statische Auswertung der Biegewinkel, z.B. bei Mehrfachbiegungen nach Abschluss des Umformprozesses, erfolgen. Außerdem bestand die Möglichkeit, zeitliche Veränderungen des Biegewinkels nach der Laserbestrahlung zu vermessen und damit einen möglichen Alterungsprozess zu erfassen.

Zusätzlich ist ein höher auflösendes Objektiv an die CCD-Kamera angebaut worden. Dadurch erhöhte sich die Genauigkeit bzw. das Auflösungsvermögen der Biegewinkelmessung. Gleichzeitig verkleinerte sich jedoch der sichtbare Bildausschnitt.

Die Auflösungsgrenze für die Biegewinkelmessung lag bei $0,5^\circ$, bei Einsatz des höher auflösenden Objektivs bei $0,25^\circ$.

6.2 Versuchsplanung und -durchführung

6.2.1 Biegeproben

Die Siliziummikrostrukturen, im weiteren Text als Biegeproben bezeichnet, wurden von der Fachgruppe Werkstoffe der Elektrotechnik am Institut für Mikrosystem- und Halbleitertechnik der Technische Universität Chemnitz im Rahmen eines DFG-Forschungsprojektes zur Verfügung gestellt. Sie waren aus einkristallinem Silizium mit $\langle 110 \rangle$ -Orientierung gefertigt. Bild 6-3 zeigt REM-Aufnahmen der eingesetzten Biegeprobengeometrie, die aus dem Rahmen und der Biegefeder bestand. Die Bie-

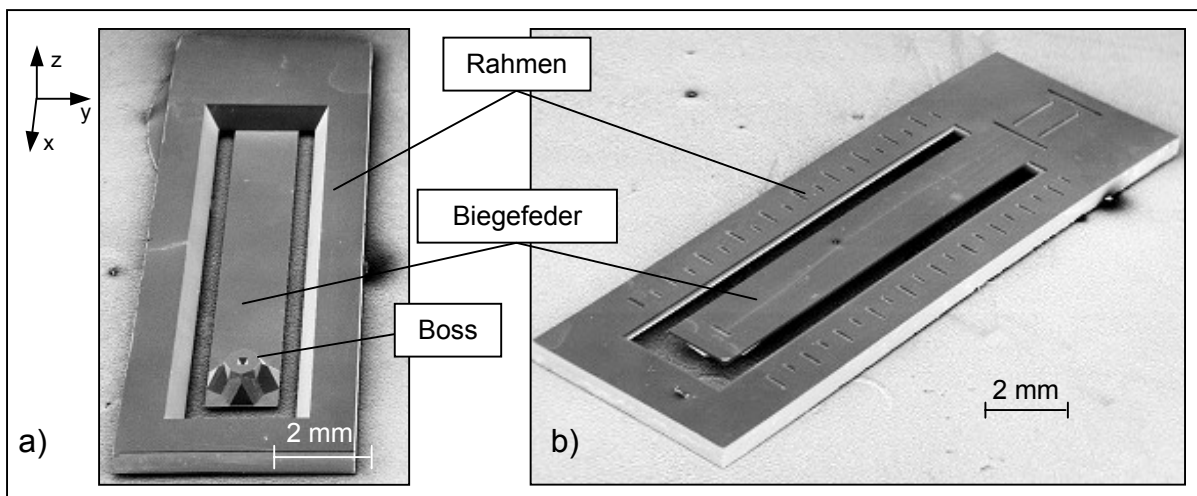


Bild 6-3*: REM-Aufnahme einer Biegeprobe, a) Vorderseite, b) Rückseite

geproben waren auf einem $525 \mu\text{m}$ dicken, n-dotierten (100)-Wafer mit dem spezifischen Widerstand von $0,02$ bis $0,03 \Omega\text{cm}$ angeordnet und wurden mit Hilfe des nasschemisch orientierungsabhängigen Ätzens auf verschiedene Biegefederdicken abgedünnt und anschließend vereinzelt. Der sich auf der Vorderseite der Strukturen befindliche Boss (beim Ätzen ausgesparter Bereich) diente zur Orientierung für das Einätzen von Markierungen auf der Biegefederrückseite. Diese waren für die Justage des Belastungsstempels bei der Bestimmung der Bruchfestigkeiten erforderlich.

Die Biegefeder mündete in eine $\{111\}$ -Böschung (Bild 6-4a), die die Verbindung zum Rahmen bildete. Bedingt durch das Ätzen besaßen die Biegefedern einen trapezförmigen Querschnitt, wobei die längere Trapezseite auf der geätzten Vorderseite lag. In Bild 6-4b sehr gut zu sehen, waren die seitlichen Begrenzungsflächen ebenfalls $\{111\}$ -Facetten.

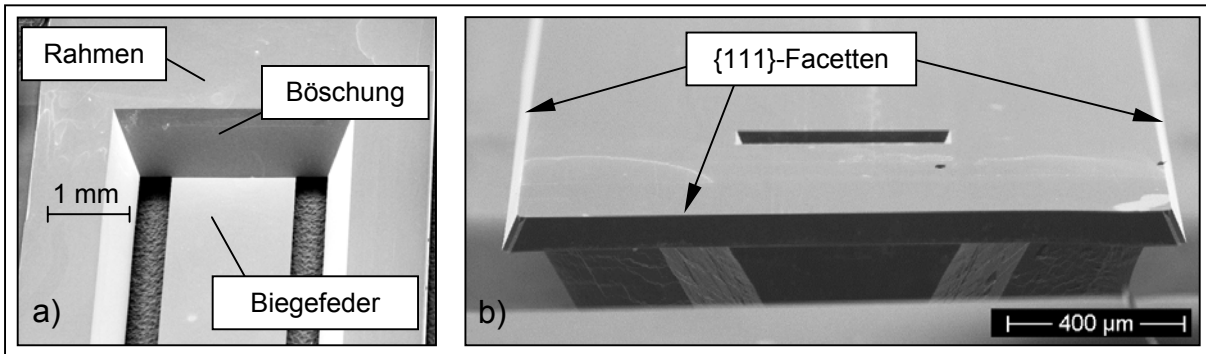


Bild 6-4*: REM-Aufnahme, a) Einmündung der Biegefeder in den Rahmen, b) Querschnitt der Biegefeder (von der Rückseite aus betrachtet)

Die geometrischen Abmessungen der Strukturen wurden mit Hilfe eines Messmikroskops (Länge, Breite) und eines digitalen Messtasters (Dicke) ermittelt. Mittelwerte der Abmessungen sind in Tabelle 6-2 aufgeführt.

Tab. 6-2: Geometrische Abmessungen der Biegefedern

Biegefederdicke s	Biegefederlänge l_b	Biegefederbreite b_b	
		Vorderseite	Rückseite
50 μm	9700 μm	1555 μm	1490 μm
70 μm	9740 μm	1580 μm	1490 μm
95 μm	9770 μm	1620 μm	1490 μm
195 μm	9910 μm	1760 μm	1490 μm

Bedingt durch den Ätzprozess schwankte die Biegefederdicke innerhalb eines Wafers um $\pm 2 \mu\text{m}$. Die Rauheit der Biegefeder betrug 3-5 nm auf der polierten Rückseite und 10-30 nm auf der geätzten Vorderseite.

) Die hier und in den folgenden Abschnitten mit "" gekennzeichneten REM-Aufnahmen wurden von Mitarbeitern der Fachgruppe Werkstoffe der Elektrotechnik / Elektronik an der TU Chemnitz angefertigt und mit freundlicher Genehmigung zur Verfügung gestellt.

6.2.2 Auswahl der zu untersuchenden Einflussparameter

Das Ziel der experimentellen Untersuchungen war die Erarbeitung der Grundlagen für das Umformen von Siliziummikrostrukturen mittels Laserstrahlung.

Das Biegeergebnis hängt neben den Parametern der Prozessführung auch von den Eigenschaften des Materials und der Probengeometrie ab. In den folgenden Abschnitten werden die für die experimentellen Untersuchungen ausgewählten Parameter näher beschrieben.

Die Untersuchungen zum Umformen von Siliziummikrostrukturen wurden bei 1064 nm Wellenlänge (Grundwellenlänge des Nd:YAG-Laser) und 532 nm Wellenlänge (frequenzverdoppelte Wellenlänge des Nd:YAG-Laser) sowohl im kontinuierlichen als auch im gütegeschalteten Laserbetrieb durchgeführt. Der um bis zu zwei Größenordnungen höhere Absorptionskoeffizient der Laserstrahlung für Silizium bei 532 nm Wellenlänge ließ Umformungen bei deutlich geringeren Laserleistungen erwarten.

Für die Laserbestrahlung der Biegefeder wurde ein mäanderförmiges Bestrahlungsregime gewählt. Das in Bild 6-5 eingezeichnete Bestrahlungsregime bestand aus 10 Linien, die z. B. mit einem Linienabstand d von 20 μm zueinander angeordnet waren. Die Umkehrpunkte lagen außerhalb der Biegefeder, um einen gleichmäßigen Energieeintrag pro Längeneinheit auf der Biegefeder zu gewährleisten und damit lokalen Aufschmelzungen durch Abbrems- und Beschleunigungsphasen vorzubeugen. Nach abgearbeitetem Mäander erfolgte ein Rücksprung zum Startpunkt. Die Rück-

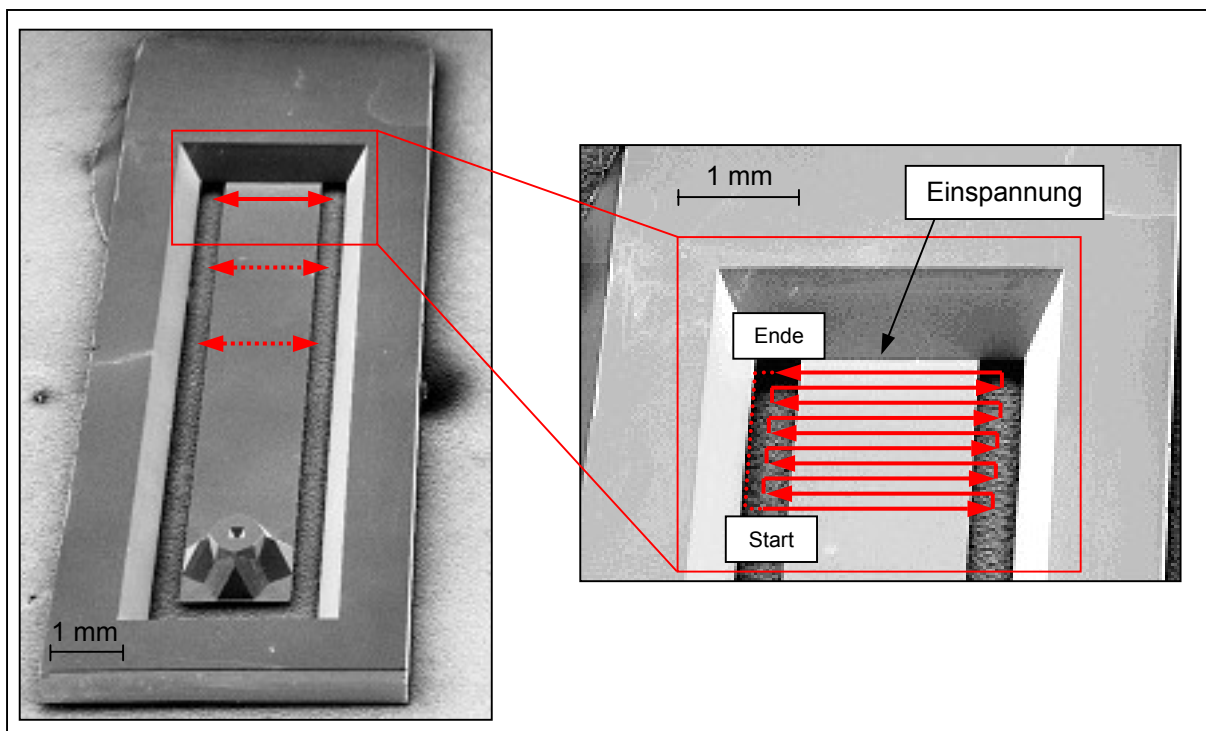


Bild 6-5*: mäanderförmiges Bestrahlungsregime (nicht maßstäblich)

sprungzeit von 1 ms war gegenüber der Bearbeitungszeit von wenigen Sekunden für die Abarbeitung des Mäanders vernachlässigbar klein. Die Mäanderstruktur ließ sich beliebig oft wiederholt abarbeiten (Anzahl n).

Der Bestrahlungsort auf der Biegefeder, angedeutet durch die roten Pfeile in Bild 6-5 links, wurde als Abstand zur Einspannung Δe definiert. Als Einspannstelle ist, wie in Bild 6-5 rechts dargestellt, der Übergang Biegefeder – Böschung zu verstehen.

Tabelle 6-3 gibt eine systematische Übersicht zu den variierten Parametern. In den Untersuchungen wurden die Prozessparameter so gewählt, dass die Umformung im festen Aggregatzustand ohne Ausbildung von Schmelzphasen erfolgt.

Tab. 6-3: Übersicht zu den variierten Prozessparametern

Prozessparameter		
Laserparameter	Bestrahlungsregime	Parameter an der Biegeprobe
⇒ Betriebsart	⇒ Anzahl wiederholter Bearbeitungen	⇒ Biegefederdicke
kontinuierlich (cw) oder gütegeschaltet (Q-switched)	$n = 10 \dots 50$	$s = 50 \mu\text{m}, 70 \mu\text{m}, 95 \mu\text{m}$
⇒ Wellenlänge	⇒ Bearbeitungsgeschwindigkeit	
$\lambda = 1064 \text{ nm}, 532 \text{ nm}$	$v = 10 \dots 50 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$	
⇒ Laserleistung	⇒ Linienabstand	
$P = 1 \text{ W} \dots 8 \text{ W}$	$d = 0 \mu\text{m} \dots 20 \mu\text{m}$	
⇒ Pulswiederhol- frequenz	⇒ Bestrahlungsort	
$f_p = 1 \text{ kHz} \dots 25 \text{ kHz}$	$\Delta e = 0,3 \text{ mm} \dots 6,8 \text{ mm}$ von der Einspannung	

6.2.3 Auswertung der Untersuchungen

Die Bewertung der Umformung erfolgte in erster Linie anhand des erreichten Biege-
winkels in Abhängigkeit von den gewählten Prozessparametern in Kap. 6.3 und 6.4.
Kap. 6.5 enthält eine Gegenüberstellung der experimentellen Ergebnisse und der
FEM-Berechnungsergebnisse. In den Kap. 7.1 bis 7.5 werden die umgeformten Bie-
geproben hinsichtlich Veränderungen in den bestrahlten Bereichen, ihrer Bruchfes-

tigkeit, ihrer Dickenzunahme an der Biegestelle, ihrem Querverzug und ihrer Biege-
radien charakterisiert.

Untersuchungen zur Beurteilung der Reproduzierbarkeit und zum Alterungsverhalten
sind in Kap. 7.6 dokumentiert.

Alle gemessenen Werte können mit systematischen und zufälligen Fehlern behaftet
sein. Systematische Fehler sind häufig vermeidbar, lassen sich erfassen und können
entsprechend berücksichtigt werden. Zufällige Fehler schwanken unter gleichen
Bedingungen in Betrag und Vorzeichen. Sie können nicht erfasst werden.

Beim Umformen mit Laserstrahlung verursachten unterschiedliche Einflüsse zufällige
Fehler. Mögliche Fehlerquellen waren:

- Schwankung der Laserleistung
- Abweichungen in der Biegefederdicke
- Messfehler bei der Biegewinkelbestimmung
- Positionierabweichung des Laserscanners.

Die beiden erstgenannten Einflüsse stellten die größten Fehlerquellen für zufällige
Fehler dar. Der bei der Ermittlung des Biegewinkels z.B. durch das Grundrauschen
der CCD-Kamera begangene Fehler und die Positionierabweichung der Laser-
scannerspiegel spielten eine untergeordnete Rolle.

In den Untersuchungen sind zu jedem Parametersatz fünf Biegeproben umgeformt
worden, um ein Minimum an statistischer Sicherheit zu gewährleisten. Für die
Mittelwerte der Biegewinkel wurden die Standardabweichung s_n und der
Vertrauensbereich v , innerhalb dessen mit einer wählbaren statistischen Sicherheit S
die wahre Messgröße zu erwarten ist, angegeben.

Die Standardabweichung ergibt sich nach Gl. 6-1.

$$s_n = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n-1}} \quad \text{Gl. 6-1}$$

Den Vertrauensbereich v erhält man mit Gl. 6-2.

$$v = \pm \frac{t}{\sqrt{n}} \cdot s_n \quad \text{Gl. 6-2}$$

Aus der statistischen Sicherheit S ergibt sich der Faktor t . Für die gewählte statistische Sicherheit $S = 95\%$ sind die Werte für t in Tabelle 6-4 angegeben.

Tab. 6-4: Faktor t in Abhängigkeit der Anzahl Messwerte n für $S=95\%$

Anzahl Messwerte n	3	4	5	6	8	10	20
t	4,330	3,200	2,773	2,572	2,376	2,277	2,102

6.3 Untersuchungen bei einer Wellenlänge von 1064 nm

6.3.1 Laserparameter

6.3.1.1 Einfluss der Betriebsart

Umformversuche im gütegeschalteten Laserbetrieb (Q-switched) verliefen erfolglos. Bedingt durch die kurzen Pulszeiten des Lasers von 100 ns verursachten die hohen Spitzenleistungsflussdichten von 10^7 bis $10^8 \text{ W} \cdot \text{cm}^{-2}$ auch bei geringen mittleren Leistungen im Bereich von 1 W immer eine Schmelzspur bzw. einen deutlichen Abtrag.

Eine Biegung konnte nicht nachgewiesen werden, weil sich mit diesen kurzen Pulsen die für die Umformung von Silizium notwendigen Temperatur-, Dehnungs- und Spannungsfelder nicht generieren ließen.

Im Gegensatz dazu wurden im kontinuierlichen Betrieb (cw) verifizierbare Ergebnisse erzielt. Die applizierte Laserleistung an der Bearbeitungsstelle lag für die Erzielung einer detektierbaren Biegung im Bereich 2,7 - 7,7 Watt (Laserleistungsflussdichten von $4 \cdot 10^4 \text{ W} \cdot \text{cm}^{-2}$ bis $11,6 \cdot 10^4 \text{ W} \cdot \text{cm}^{-2}$). Der Biegewinkel bildete sich stets zur Lasereinstrahlrichtung hin aus.

6.3.1.2 Einfluss der Laserleistung im cw-Betrieb

Mit der Festlegung, möglichst keine Aufschmelzungen durch die Lasereinwirkung zu erzeugen, wurde der Bereich der applizierbaren Laserleistung ermittelt. Der unter dieser Bedingung erzielbare Variationsbereich der Laserleistung zum Erzeugen einer definierten Biegung war sehr eng begrenzt. Bei dieser Versuchsreihe fand unterhalb 3,5 W keine effiziente Erzeugung einer Biegung statt. Oberhalb 4,2 W setzte ein Anschmelzen der Oberfläche ein.

Die Versuche zur Laserleistung erfolgten an einer 95 μm dicken Biegefeder im Abstand 6,8 mm von der Einspannung entfernt. Die für diese Versuchsreihe verwendeten Prozessparameter sind im unteren Teil von Bild 6-6 dokumentiert.

Aus den experimentellen Ergebnissen in Bild 6-6 ließ sich ein linearer Zusammenhang zwischen Laserleistung und Biegewinkel ableiten. Der Biegevorgang reagierte sehr sensibel auf die Laserleistung. Mit zunehmender Laserleistung stieg der Biegewinkel an.

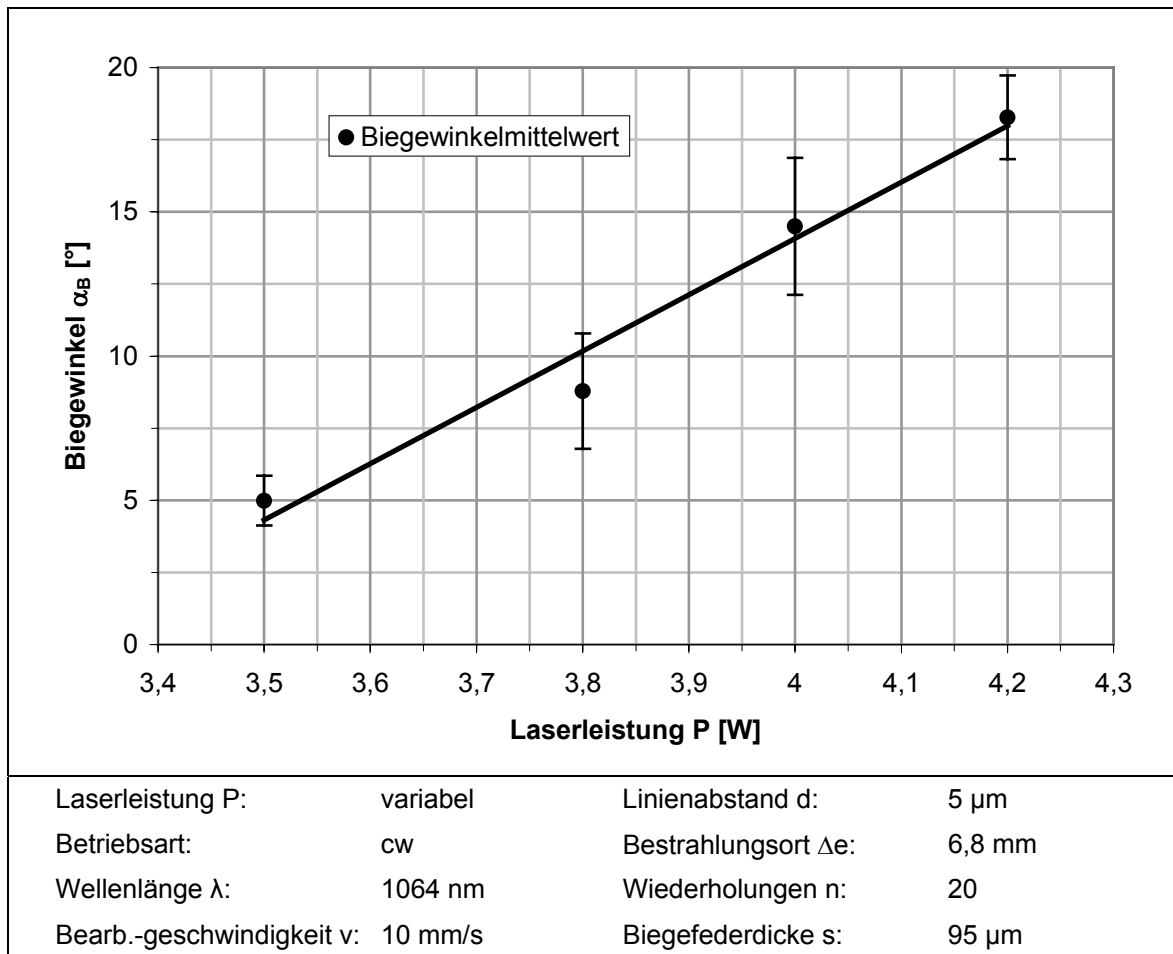


Bild 6-6: Abhängigkeit des Biegewinkels von der Laserleistung

Eine Erhöhung der Laserleistung führte zu einem größeren Energieeintrag in das Material. In der Folge wurden an der Biegestelle höhere Temperaturwerte erreicht. Das Material war bestrebt, sich stärker thermisch auszudehnen. In Verbindung mit der wirkenden Dehnungsbehinderung durch die umliegenden kälteren Materialbereiche wurden höhere Spannungen generiert, die in der Folge die Fließgrenzspannung in stärkerem Maße überschritten. Es entstanden größere plastische Verformungen. Zusätzlich begünstigend wirkte die abgesenkte Fließgrenzspannung infolge höherer Temperaturen, vgl. Bild 4-4 in Kap. 4-3.

Die behinderte Wärmeableitung am Rand der Biegefeder führte trotz angestrebter Vermeidung von Schmelzgebieten zu angeschmolzenen Bereichen, die sich mit zunehmender Laserleistung zur Mitte hin vergrößerten. Der Parameter Laserleistung ist daher keine günstige Wahl zur Einstellung bzw. Variation des Biegewinkels.

Tabelle 6-5 fasst die Ergebnisse zum Einfluss der Laserleistung auf den Biegewinkel zusammen:

Tab. 6-5: Biegewinkel in Abhängigkeit von der Laserleistung

Laserleistung P	3,5 W	3,8 W	4,0 W	4,2 W
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	5,0°	8,8°	14,5°	18,3°
Vertrauensbereich	± 0,9°	± 1,4°	± 2,0°	± 2,4°
Standardabweichung	0,7° 14,0%	1,2° 13,6%	1,6° 11,0%	1,9° 10,4%

Zur Verifizierung der getroffenen Erklärungen zum Biegewinkelverlauf wurden für vier verschiedene Laserleistungen analog zu Kap. 5.3 und 5.4 Temperaturfelder und die zugehörigen Dehnungsverläufe für 2 Laserüberfahrten berechnet. Bild 6-7 zeigt die berechneten Temperaturfelder und plastischen Dehnungsverläufe in x-Richtung am Ende der zweiten Überfahrt. Der Laserstrahl befindet sich zu diesem Zeitpunkt gerade an der Position T1 (linke Kante der Biegefeder).

Im oberen Teil von Bild 6-7 sind die berechneten Temperaturverteilungen in Abhängigkeit von der applizierten Laserleistung dargestellt. Die Temperaturen steigen mit zunehmender Laserleistung (unter Beachtung der verschiedenen Temperaturskalen in jedem Bild). Die Maximaltemperatur erhöht sich um ca. 70 K je 0,1 W Leistungszuwachs. Der untere Teil von Bild 6-7 enthält die korrespondierenden plastischen Dehnungsverläufe in x-Richtung, die für die Größe des entstehenden Biegewinkels ausschlaggebend sind. Gleichläufig zur Temperatur nimmt mit anwachsender Laserleistung auch die plastische Verformung, hier die plastische Stauchung auf der Biegefedervorderseite, zu (beachte die verschiedenen Skalen in jedem Bild). Außerdem vergrößern sich die plastisch verformten Gebiete mit zunehmender Laserleistung. Wie die Berechnungen in Kap. 5.4.2 zeigten, verursachen stärkere plastische Verformungen auch größere Biegewinkel.

Die im Berechnungsbeispiel insgesamt um 0,3 W angehobene Laserleistung führt zu einem Temperaturanstieg von knapp 220 K und sogar zur Verdopplung der Maximalwerte für die plastische Stauchung. Hier kommt die absinkende Fließgrenzspannung bei höheren Temperaturen als fördernder Einfluss für die plastische Verformung zum Tragen.

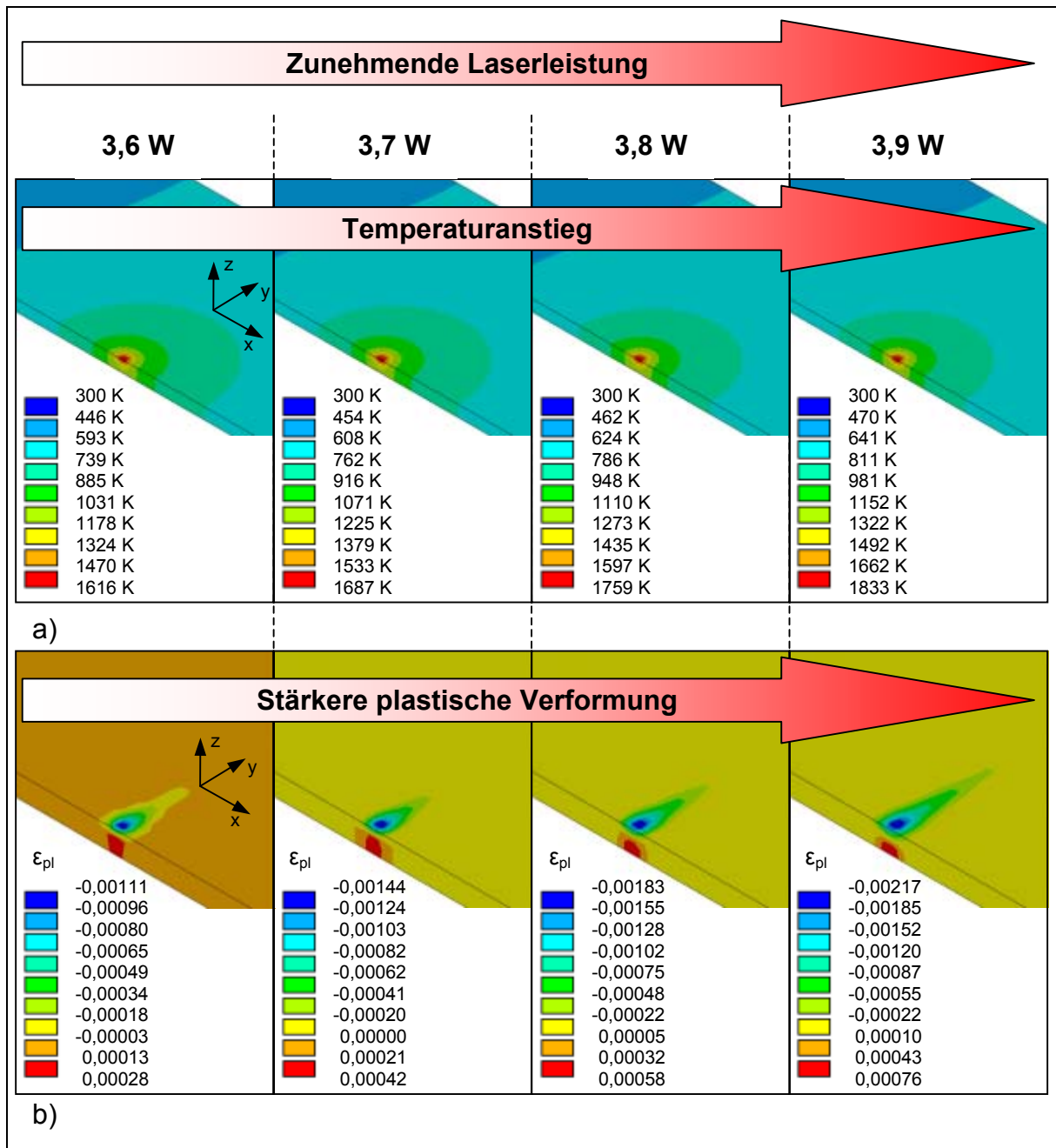


Bild 6-7: berechnete Temperatur- und plastische Dehnungsverläufe für unterschiedlich hohe Laserleistungen am Ende der zweiten Überfahrt (Laserstrahl befindet sich an der Position T1: a) berechnete Temperaturfelder, b) korrespondierende plastische Dehnungen ϵ_{pl} in x-Richtung (Dehnung mit $\epsilon < 0$ bedeutet Stauchung)

Die Erklärungen zum diskutierten Biegeverlauf in Bild 6-6 wurden durch die Berechnungsergebnisse in Bild 6-7 eindeutig bestätigt. Der beschriebene Zusammenhang zwischen Temperaturfeld, plastischer Dehnung und Biegeverlauf kann auch losgelöst von der Variation der Laserleistung als Ursache für höhere bzw. geringere Temperaturen betrachtet werden und so als Diskussionsgrundlage für weitere experimentelle Untersuchungsergebnisse dienen.

Ein Vergleich der berechneten Biegewinkel mit den experimentell ermittelten Biege-
winkeln erfolgt gesondert in Kap. 6.5. Dort werden berechnete und experimentell er-
mittelte Biegewinkelverläufe für verschiedene Prozessparameter gegenübergestellt
und diskutiert.

6.3.2 Bestrahlungsregime

6.3.2.1 Einfluss der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen auf den Biegewinkel

In dieser Versuchsreihe wurde zwischen 10 und 40 wiederholten Bearbeitungen vari-
iert.

Aus der grafischen Darstellung der Ergebnisse in Bild 6-8 ist zu entnehmen, dass der
Biegewinkel mit der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen stieg, wobei der Biege-
winkelzuwachs einen zunehmend degressiven Verlauf annahm. Als Ursachen für die
Abweichung von der Geraden kommen zwei Effekte in Betracht: Erstens wächst der
Widerstand gegen eine weitere plastische Verformung mit jeder erneuten Überfahrt,

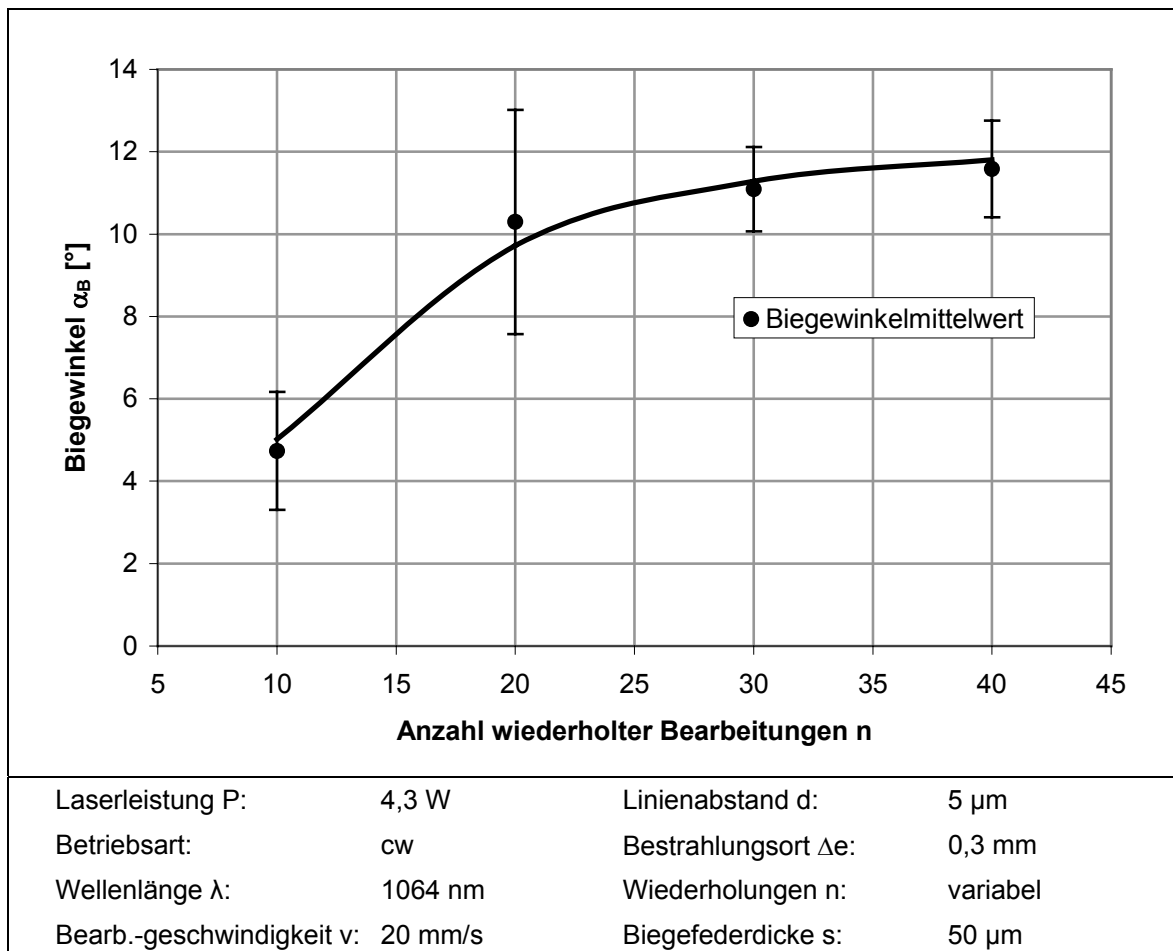


Bild 6-8: Abhängigkeit des Biegewinkels von der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen

weil zum Überschreiten der bereits erfolgten plastischen Verformung höhere Fließgrenzwertwerte überwunden werden müssen (Materialverfestigung). Bild 6-9 verdeutlicht diesen Zusammenhang. Mit jeder Überfahrt wird der Spannungs-Dehnungs-Zyklus erneut durchlaufen. Infolge zunehmender Materialverfestigung, gekennzeichnet durch den monotonen Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Kurve oberhalb der Fließgrenzspannung σ_{F0} , steigt die Fließgrenzspannung mit jeder Über-

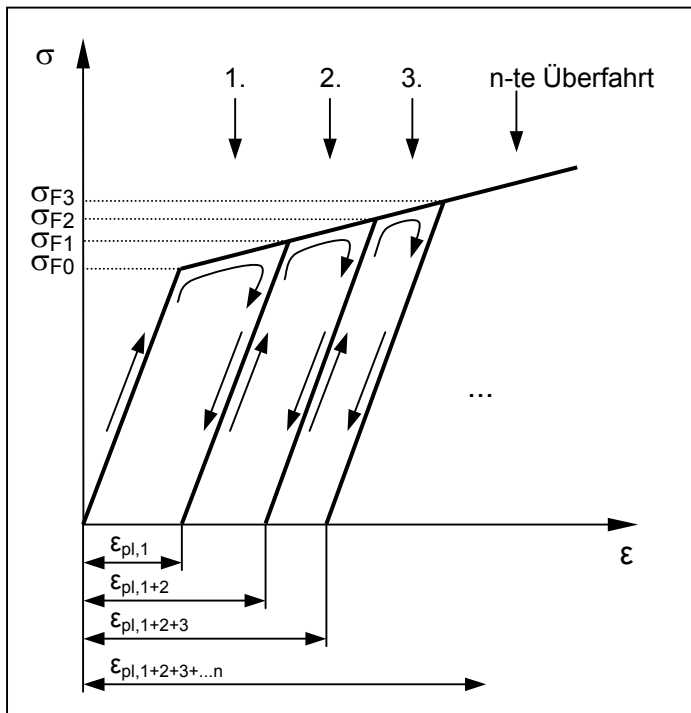


Bild 6-9: schematische Darstellung des Spannungs-Dehnungsverlaufs bei mehrmaligem Durchlaufen des Spannungs-Dehnungs-Zyklus bei wiederholter Bearbeitung

fahrt in Abhängigkeit der bereits erzielten plastischen Dehnung. Für die erste Überfahrt entstehen plastische Dehnungen, sobald die Fließgrenzspannung σ_{F0} , bei der zweiten Überfahrt σ_{F1} usw. überschritten wurde. Der plastische Dehnungszugewinn und damit verbunden der Biegewinkelzuwachs sinken mit jeder erneuten Überfahrt, weil die anwachsende Fließgrenzspannung von den thermisch induzierten Spannungen in immer geringerem Umfang überschritten wird. Zweitens verursacht die in Kap. 7.3 ausführlich beschriebene

Dickenzunahme an der Biegestelle infolge des aufgestauchten Materials ebenfalls eine Abnahme des Biegewinkelzuwachses mit steigender Anzahl an wiederholter Bearbeitung.

Beide Effekte können bis zur Stagnation des Biegewinkelzuwachses führen.

In der Literatur wurde für andere Materialien gleiche Verläufe des Biegewinkels mit steigender Anzahl an wiederholten Bearbeitungen beobachtet (vgl. Kap. 3.2.2.4)

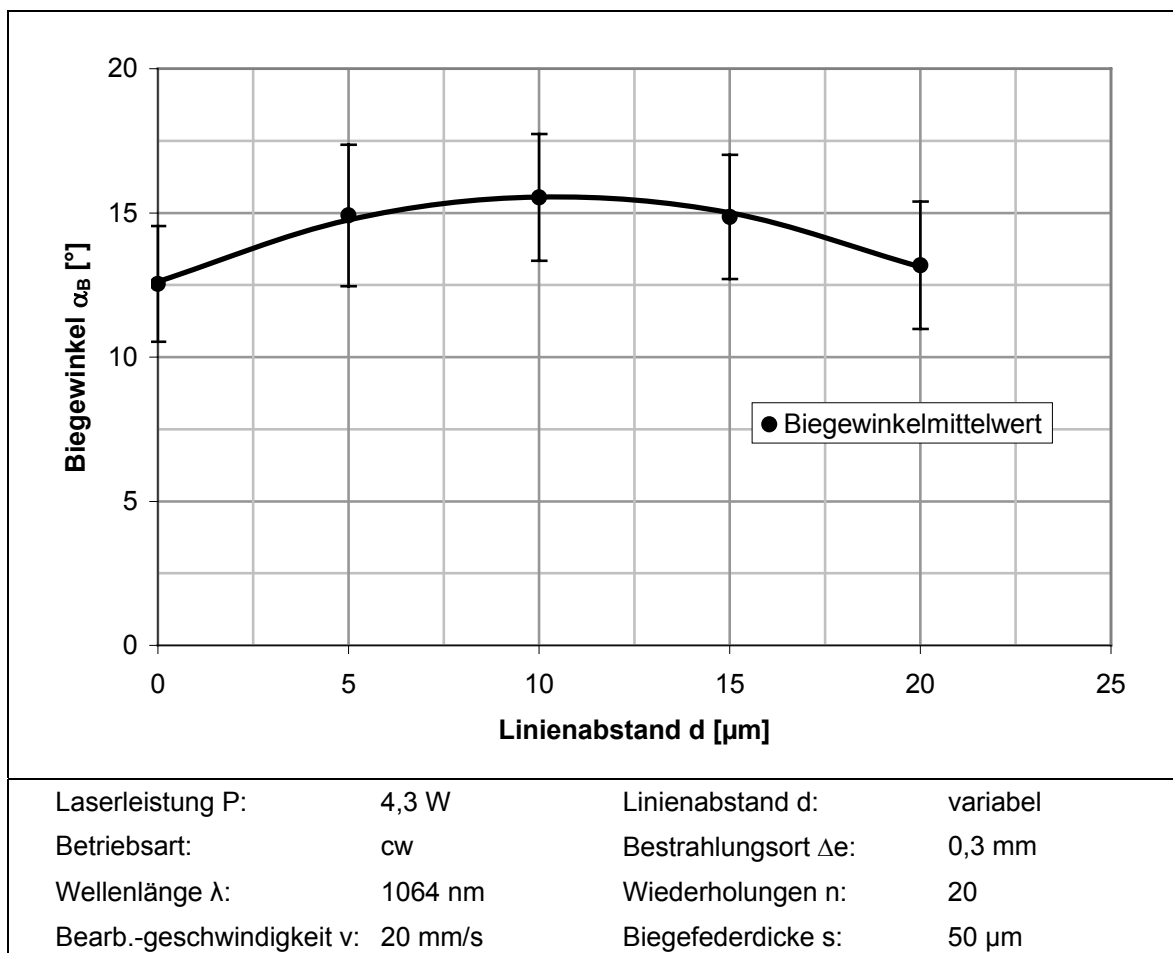
In der nachfolgenden Tabelle sind die Ergebnisse zum Einfluss der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen auf den Biegewinkel zusammengefasst:

Tab. 6-6: Biegewinkel in Abhängigkeit von der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen

Wiederholungen n	10	20	30	40
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	4,7°	10,3°	11,1°	11,6°
Vertrauensbereich	±1,4°	±2,7°	±1,0°	±1,2°
Standardabweichung	1,2° 25,5%	2,2° 21,3%	0,8° 7,2%	0,9° 7,8%

6.3.2.2 Einfluss des Linienabstandes auf den Biegewinkel

Veränderte man den Abstand der einzelnen Linien der Mäanderstruktur zueinander, war, wie die experimentell gewonnenen Ergebnisse in Bild 6-10 zeigen, ebenfalls eine Änderung des Biegewinkels zu beobachten. Der Linienabstand wurde zwischen 0 μm und 20 μm variiert. Noch größere Linienabstände würden anstatt einer eng begrenzten Biegestelle eine größere Biegezone verursachen und den Einfluss des Linienabstandes auf den sich einstellenden Biegewinkel verwaschen.

**Bild 6-10:** Abhängigkeit des Biegewinkels vom Linienabstand

Die Untersuchungen ergaben eine geringfügige Abhängigkeit des Biegewinkel vom Linienabstand der Mäanderlinien. Die Variation des Linienabstandes bewirkte eine Biegewinkeländerung von nur 3°. Bei 10 µm Linienabstand wurde der größte Biegewinkel erreicht. Größere bzw. kleinere Abstände der Linien im Mäander ergaben eine geringe Biegewinkelabnahme.

Bei der Erklärung des Kurvenverlaufs in Bild 6-10 sind zwei gegenläufige Effekte zu betrachten. Erstens: Mit sinkendem Abstand der Mäanderlinien zueinander wirken die mit jeder Laserüberfahrt induzierten Dehnungen und Spannungen in zunehmend kleineren Gebieten auf der Biegefeder. Um eine gleichgroße plastische Gesamtverformung der Biegefeder wie bei größeren Mäanderlinienabständen zu erreichen, müssten kleinere Gebiete stärker plastisch verformt werden. Wie im vorangegangenen Abschnitt bereits ausführlich diskutiert wurde, steigt der Widerstand gegen eine weitere plastische Verformung mit jeder erneuten Überfahrt infolge der anwachsenden Fließgrenzspannung bei größeren plastischen Dehnungswerten (Materialverfestigung). Folglich nimmt die plastische Gesamtverformung der Biegefeder mit sinkendem Abstand der Mäanderlinien ab.

Zweitens: Mit zunehmendem Abstand der einzelnen Mäanderlinien entstehen geringere Temperaturen im Bestrahlungsgebiet infolge des mit jeder Überfahrt um den Linienabstand des Mäanders versetzten Bestrahlungspfades. Das reduzierte thermische Ausdehnungsbestreben und die damit verbundene Dehnungsbehinderung führen zu niedrigeren Spannungen. Die Fließgrenzspannung wird seltener bzw. in geringerem Maße überschritten. Letztendlich ergeben sich kleinere plastische Verformungsgrade bei zunehmendem Linienabstand.

Die Überlagerung dieser beiden Effekte ergibt ein Maximum des Biegewinkels bei 10 µm Linienabstand.

In Tabelle 6-7 sind die Ergebnisse zum Einfluss des Linienabstandes auf den Biegewinkel zusammengefasst:

Tab. 6-7: Biegewinkel in Abhängigkeit vom Linienabstand

Linienabstand d	0 µm	5 µm	10 µm	15 µm	20 µm
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	12,5°	14,9°	15,5°	14,9°	13,2°
Vertrauensbereich	± 2,0°	± 2,4°	± 2,2°	± 2,1°	± 2,2°
Standardabweichung	0,8° 6,4%	1,2° 8,1%	1,0° 6,4%	0,9° 6,0%	1,0° 7,6%

6.3.2.3 Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf den Biegewinkel

Vom verfügbaren Geschwindigkeitsbereich des verwendeten Laserscanners ließ sich nur ein kleiner Ausschnitt nutzen. Außerhalb des Bereiches war der Energieeintrag entweder zu niedrig und es entstand keine Biegung oder zu hoch und es bildeten sich Aufschmelzungen.

Bei fünf verschiedenen Bearbeitungsgeschwindigkeiten zwischen $10\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ und $50\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ wurden die Biegewinkel ermittelt. Aus dem Diagramm in Bild 6-11 ist zu entnehmen, dass sich mit zunehmender Bearbeitungsgeschwindigkeit kleinere Biegewinkel einstellen. Über eine Geschwindigkeitsvariation ließ sich der Biegewinkel in einem weiten Bereich verändern. Der Parameter Bearbeitungsgeschwindigkeit eignete sich deshalb ausgezeichnet zum Steuern des Biegewinkels.

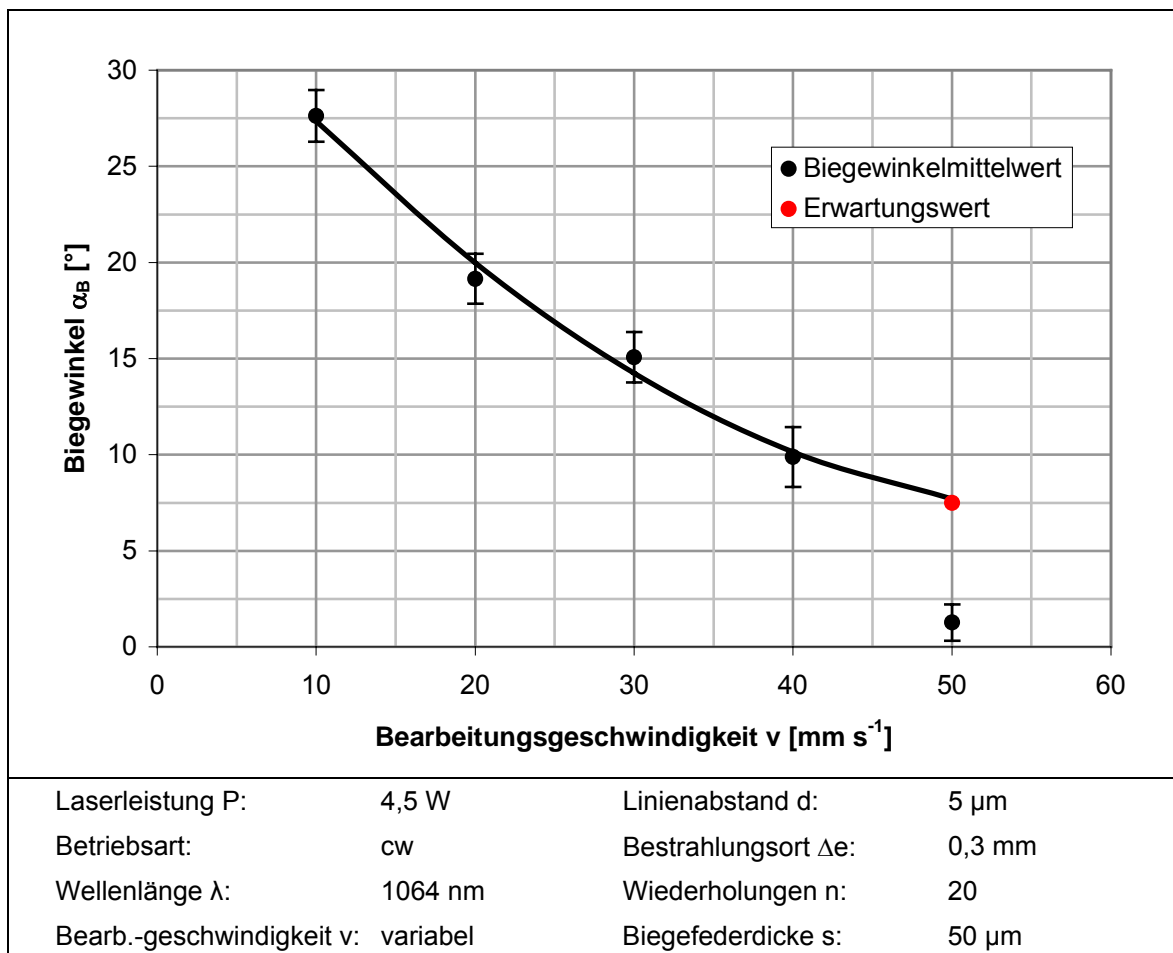


Bild 6-11: Abhängigkeit des Biegewinkels von der Bearbeitungsgeschwindigkeit

Der Verlauf lässt sich wie folgt beschreiben: Je schneller sich der Laserstrahl über die Biegefeder bewegt, desto weniger Energie wird in das Material eingetragen. Infolgedessen sinken die Temperaturwerte. Das abnehmende thermische Ausdeh-

nungsbestreben und die damit verbundene Dehnungsbehinderung durch die umgebenden kälteren Materialbereiche führen zu kleineren Spannungen. Folglich wird die Fließgrenzspannung in geringerem Maße überschritten bzw. seltener erreicht. Gleichzeitig steigt die Fließgrenzspannung bei geringeren Temperaturen an. Beide Effekte führen, wie bereits in Kap. 6.3.1.2 ausführlich beschrieben, zu einer geringeren plastischen Verformung und damit zu kleineren Biegewinkeln.

Für das starke Absinken des Biegewinkels bei 50 mm/s Bearbeitungsgeschwindigkeit konnte keine schlüssige Erklärung gefunden werden. Erwartet hätte man einen Biegewinkel zwischen 7° und 8°. Bezieht man den in Bild 6-12 rot eingetragenen Erwartungswert ein, besteht zwischen Biegewinkel und Bearbeitungsgeschwindigkeit ein durchgehend degressiver Zusammenhang, wie er in der Literatur auch für andere Werkstoffe diskutiert wurde (vgl. Kap. 3.2.2.4).

Die nachfolgende Tabelle enthält eine Zusammenfassung der Ergebnisse zum Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf den Biegewinkel:

Tab. 6-8: Biegewinkel in Abhängigkeit von der Bearbeitungsgeschwindigkeit

Geschwindigkeit v	10 mm/s	20 mm/s	30 mm/s	40 mm/s	50 mm/s
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	27,6°	19,2°	15,1°	9,9°	1,3°
Vertrauensbereich	± 1,3°	± 1,3°	± 1,3°	± 1,6°	± 1,0°
Standardabweichung	1,1°	1,0°	1,1°	1,2°	0,8°
	4,0 %	5,2%	7,3%	12,1%	61,5 %

6.3.2.4 Einfluss des Bestrahlungsortes auf den Biegewinkel

Die Biegefeder wurde an fünf verschiedenen Orten im Abstand 2,8 mm bis 6,8 mm von der Einspannung entfernt bestrahlt.

Bild 6-12 zeigt die ermittelte Abhängigkeit des Biegewinkel vom Bestrahlungsort. Der Ort der Laserbestrahlung auf der Biegefeder hatte unmittelbaren Einfluss auf den Biegewinkel. Der Biegewinkel stieg mit zunehmenden Abstand des Bestrahlungsortes von der Einspannung an. Der Zusammenhang ist nicht linear. Mit steigendem Abstand fiel der Biegewinkelzuwachs geringer aus.

Der erhaltene Biegewinkelverlauf kann so diskutiert werden: Je weiter man den Bestrahlungsort von der Einspannung weg verlagert, desto weniger Wärme kann von der Biegefeder in den Rahmen abfließen. Am Bestrahlungsort entstehen dadurch höhere Temperaturen und bedingt durch das stärkere Ausdehnungsbestreben in Ver-

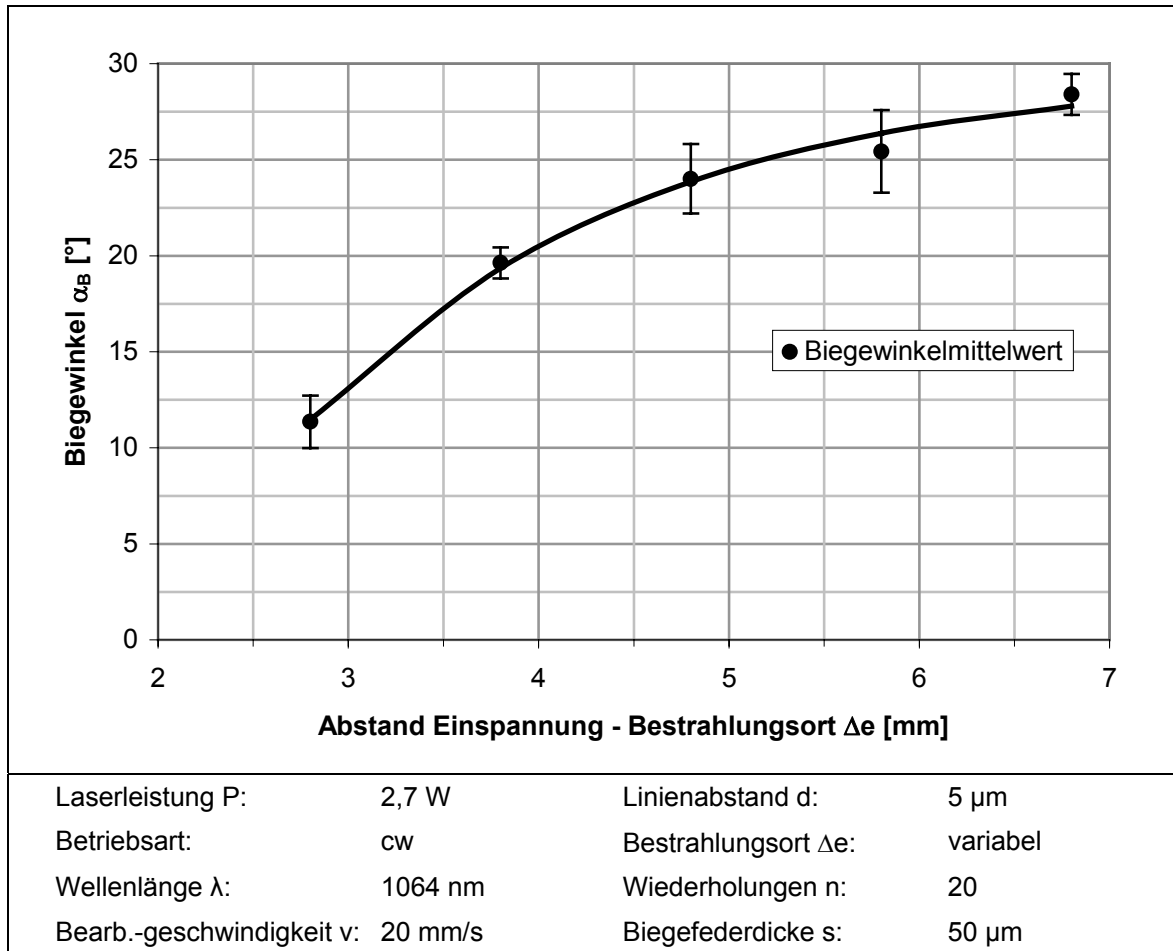


Bild 6-12: Abhängigkeit des Biegewinkels vom Bestrahlungsort auf der

bindung mit der Dehnungsbehinderung umgebender kälterer Materialbereiche auch höhere Spannungen. Die Fließgrenzspannung wird häufiger und in stärkerem Maße überschritten.

Außerdem geht mit den höheren Temperaturwerten ein Absinken der Fließgrenzspannung einher. Dadurch entstehen stärkere plastische Verformungen verbunden mit ansteigenden Biegewinkeln.

In Tabelle 6-9 sind die Ergebnisse zum Einfluss des Bestrahlungsortes auf den Biegewinkel zusammengefasst:

Tab. 6-9: Biegewinkel in Abhängigkeit vom Bestrahlungsort

Bestrahlungsort Δe	2,8 mm	3,8 mm	4,8 mm	5,8 mm	6,8 mm
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	11,4°	19,6°	24,0°	25,4°	28,4°
Vertrauensbereich	$\pm 1,4^\circ$	$\pm 0,8^\circ$	$\pm 1,8^\circ$	$\pm 2,1^\circ$	$\pm 1,1^\circ$
Standardabweichung	1,1° 9,6%	0,6° 3,1%	1,4° 5,8%	1,7° 6,7%	0,9° 3,2%

6.3.3 Parameter an der Biegeprobe - Einfluss der Biegefederdicke auf den Biegewinkel

Zur Untersuchung des Einflusses der Materialstärke auf den Biegewinkel standen verschieden dicke Biegefedern zwischen 45 μm und 195 μm zur Verfügung. Um eine Vergleichbarkeit zu gewähren, war zu beachten, dass bei gleichen Parametern die dicksten Biegefedern noch eine Biegung zuließen und die dünnsten nicht anschmolzen. Aus diesem Grund konnten die 195 μm starken Biegefedern nicht mit einbezogen werden.

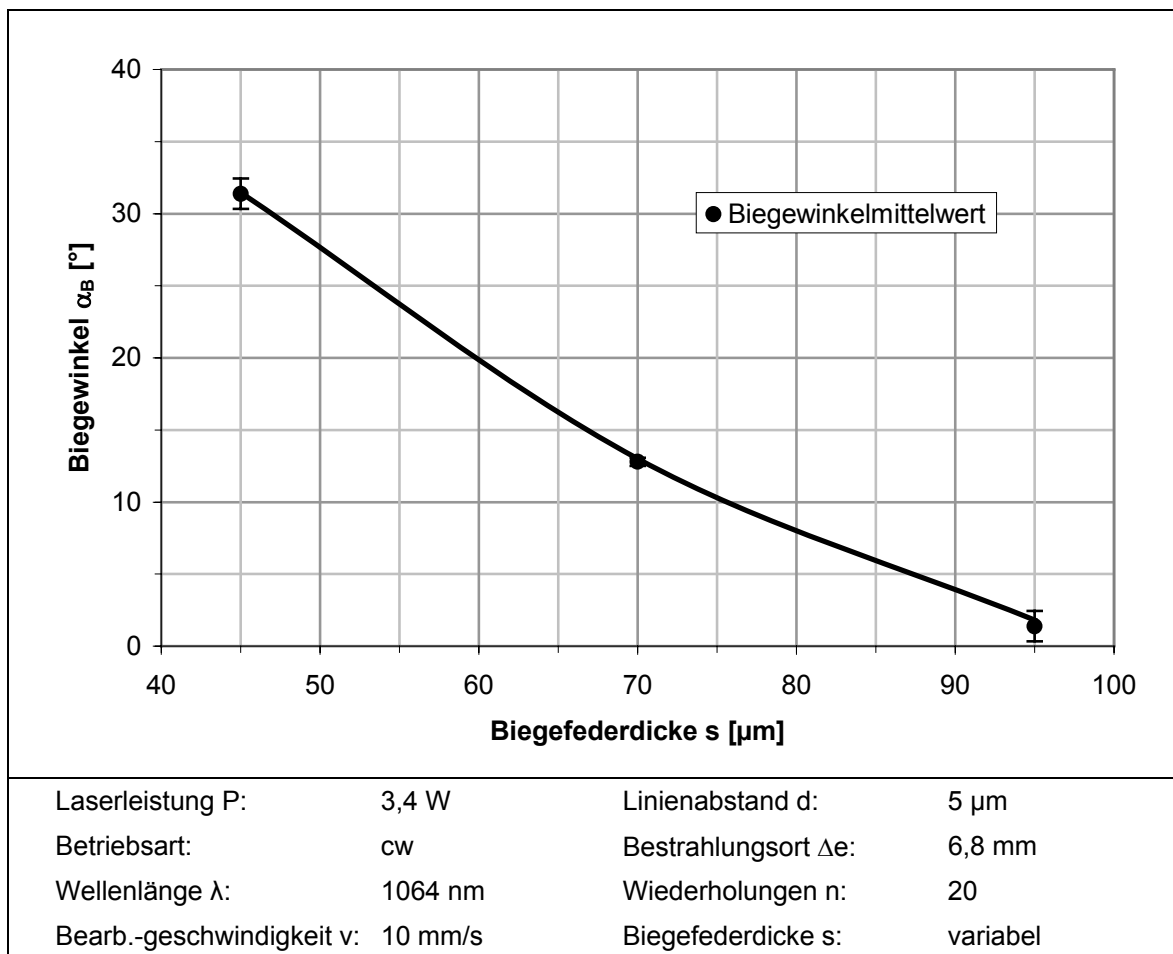


Bild 6-13: Abhängigkeit des Biegewinkels von der Biegefederdicke

In Bild 6-13 ist die festgestellte Abhängigkeit des Biegewinkel von der Biegefederdicke grafisch dargestellt. Mit zunehmender Biegefederdicke entstanden deutlich geringere Biegewinkel. Dieses Verhalten lässt sich so erklären: Dickere Biegefedern ermöglichten aufgrund der größeren Querschnittsfläche eine bessere Wärmeableitung vom Lasereinwirkbereich in die kältere Umgebung. Demzufolge entstehen geringere Temperaturen und es bilden sich aufgrund des abnehmenden Ausdehnungsbestrebens und der damit verbundenen Dehnungsbehinderung kleinere Spannungen

aus. Infolgedessen wird weniger stark plastisch verformt. Die bei geringeren Temperaturen erhöhte Fließgrenzspannung erschwert die plastische Verformung zusätzlich. Der ermittelte Zusammenhang zwischen Biegefederdicke und Biegewinkel wurde in der Literatur auch für andere Werkstoffe beobachtet (vgl. Kap. 3.2.2.4).

Tabelle 6-10 zeigt eine Zusammenfassung der Ergebnisse zum Einfluss der Biegefederdicke auf den Biegewinkel:

Tab. 6-10: Biegewinkel in Abhängigkeit von der Biegefederdicke

Biegefederdicke s	45 μm	70 μm	95 μm
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	31,4°	12,8°	1,4°
Vertrauensbereich	$\pm 1,0^\circ$	$\pm 0,3^\circ$	$\pm 1,1^\circ$
Standardabweichung	0,8° 2,5%	0,2° 1,6%	0,9° 64,3%

6.4 Untersuchungen bei einer Wellenlänge von 532 nm

6.4.1 Laserparameter

6.4.1.1 Einfluss der Betriebsart

Auf Umformversuche im gütegeschalteten Laserbetrieb (Q-switched) wurde aufgrund der nicht erfolgreich verlaufenen Umformversuche bei 1064 nm Wellenlänge verzichtet.

Im kontinuierlichen Betrieb (cw) stand an der Bearbeitungsstelle abzüglich der Verluste an Optiken und Spiegel eine Laserleistung von 3,1 W (Laserleistungsflussdichte $5,5 \cdot 10^4 \text{ W} \cdot \text{cm}^{-2}$) zur Verfügung.

6.4.1.2 Einfluss der Laserleistung im cw-Betrieb

Der Absorptionskoeffizient von Silizium bei 532 nm Wellenlänge liegt, wie in Kap. 4.5 beschrieben, um bis zu zwei Größenordnungen höher als bei 1064 nm Wellenlänge. Diese Eigenschaft des Siliziums sollte, unter der Voraussetzung annähernd gleicher Strahlradien w_0 (s. Tabelle 6-1) und damit vergleichbarer Laserleistungsflussdichten, Umformungen bei wesentlich geringeren Laserleistungen im Vergleich zu 1064 nm Wellenlänge erlauben. Erste Versuche ergaben selbst bei 3,1 W Laserleistung keine Biegung. Erst durch Verlegung des Bestrahlungsortes 3,8 mm von der Einspannung weg konnten aufgrund des geringeren Laserleistungsbedarfs gegenüber Bestrahlungsorten nahe der Einspannung verifizierbare Umformungen erzielt werden. Unter Berücksichtigung der verschiedenen Strahlradien und Reflexionsgrade für beide Wellenlängen waren bei 532 nm Wellenlänge annähernd gleiche Laserleistungsflussdichten zum Umformen notwendig.

Abschätzungen mit Hilfe eines für stationäre laserinduzierte Temperaturfelder zugeschnittenen Berechnungsprogramms ergaben, dass das in Kap. 5.2.3.1 ausführlich beschriebene Absorptionsverhalten bei 1064 nm Wellenlänge nur zu einem kleinen zeitlichen Versatz von einigen Mikrosekunden führt, bis ähnliche Temperaturfelder wie bei 532 nm Wellenlänge entstehen. Das Wechselspiel zwischen Absorption, Temperaturerhöhung und Anstieg des Absorptionskoeffizienten bei 1064 nm Wellenlänge benötigt mehr Zeit, bis die Laserstrahlung ebenfalls in einer dünnen Schicht nahe der Oberfläche wie bei 532 nm Wellenlänge absorbiert wird, weil die Absorpti-

onskoeffizienten vor allem bei niedrigen Temperaturen zu Beginn der Bestrahlung viel geringer sind im Vergleich zu 532 nm Wellenlänge.

In Verbindung mit dem kontinuierlichen Energieeintrag (cw-Laserbetrieb) spielte dieser zeitliche Versatz nur eine untergeordnete Rolle. Ein Einfluss der vor allem bei kleineren Temperaturwerten stark voneinander abweichenden Absorptionskoeffizienten beider Wellenlängen auf die Umformergebnisse konnte deshalb nicht nachgewiesen werden.

Die Versuche zur Bestimmung der Abhängigkeit des Biegewinkels von der Laserleistung erfolgten an 50 µm dicken Biegefedern im Abstand 3,8 mm von der Einspannung entfernt. Der mögliche Laserleistungsbereich war nach oben durch die maximal zur Verfügung stehende Laserleistung begrenzt. Unterhalb 2,3 W ließen sich keine effizienten Biegungen herstellen.

Aus den grafisch dargestellten Untersuchungsergebnissen in Bild 6-14 ließ sich analog den Untersuchungen bei 1064 nm Wellenlänge ein linearer Zusammenhang zwi-

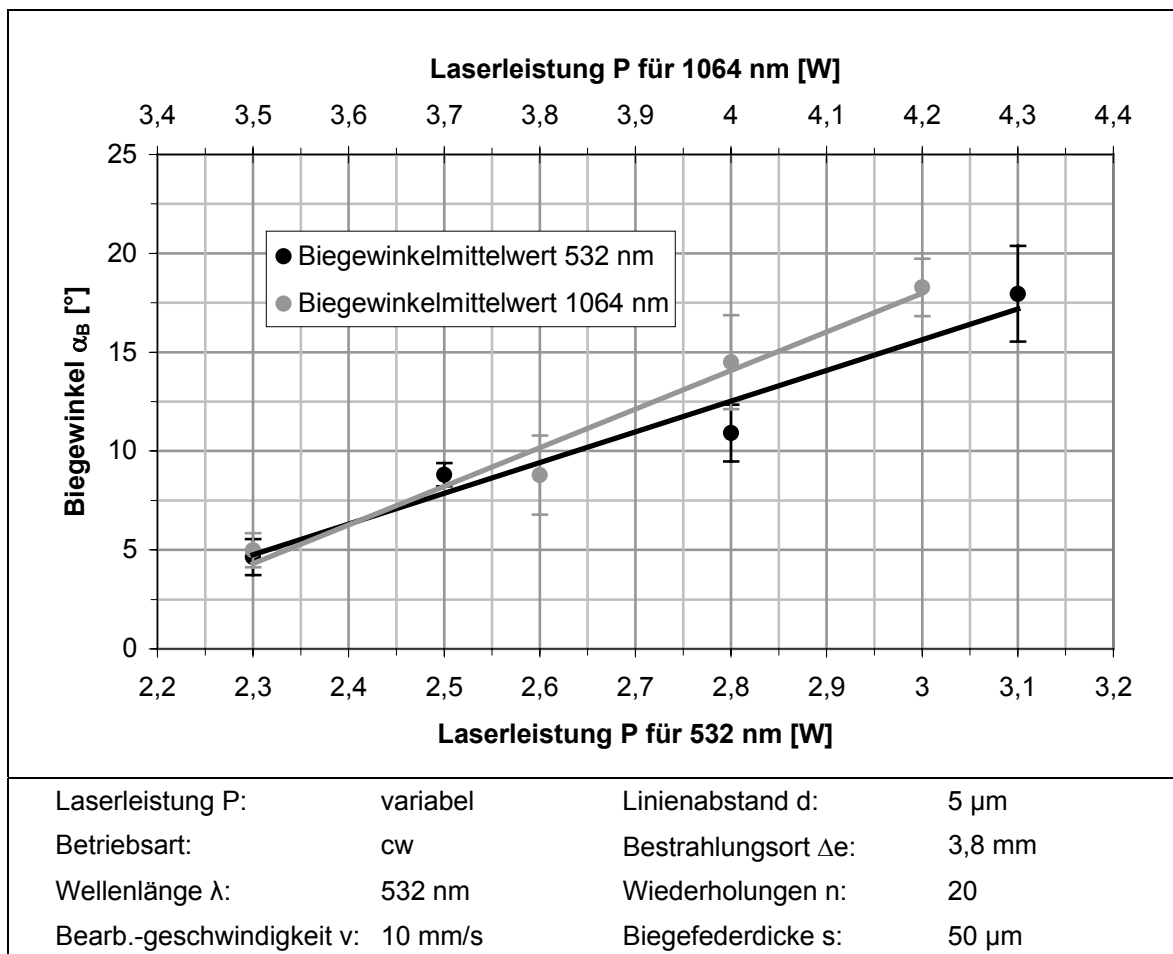


Bild 6-14: ermittelte Abhängigkeit des Biegewinkels von der Laserleistung (zum Vergleich sind die Ergebnisse für 1064 nm Wellenlänge mit eingetragen)

schen Laserleistung und Biegewinkel ermitteln. Mit zunehmender Laserleistung konnten größere Biegewinkel erreicht werden. Die wirkenden Mechanismen sind die gleichen wie für die Wellenlänge 1064 nm.

Die Tendenzen der Kurvenverläufe für beide Wellenlängen stimmen sehr gut überein. Der einzige Unterschied besteht im geringeren Leistungsbedarf gegenüber 1064 nm Wellenlänge aufgrund des verlegten Bestrahlungsortes.

Auch hier wurde festgestellt, dass infolge behinderter Wärmeableitung am Rand der Biegefeder angeschmolzene Bereiche entstehen, die sich mit zunehmender Laserleistung zur Mitte hin ausdehnen. Deshalb ist der Parameter „Laserleistung“ auch bei 532 nm Wellenlänge zur Einstellung bzw. Variation des Biegewinkels ungeeignet.

In Tabelle 6-11 sind die Ergebnisse zum Einfluss der Laserleistung auf den Biegewinkel zusammengefasst:

Tab. 6-11: Biegewinkel in Abhängigkeit von der Laserleistung

Laserleistung P	2,3 W	2,5 W	2,8 W	3,1 W
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	4,6°	8,8°	10,9°	18,0°
Vertrauensbereich	± 0,9°	± 0,6°	± 1,4°	± 2,4°
Standardabweichung	0,7° 15,2%	0,5° 5,7%	1,2° 11,0%	2,0° 11,1%

6.4.2 Bestrahlungsregime

6.4.2.1 Einfluss der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen auf den Biegewinkel

In dieser Versuchsreihe wurde der Parameter „Anzahl an wiederholten Bearbeitungen“ ebenfalls zwischen 10 und 40 variiert. Die ermittelten Biegewinkel in Abhängigkeit von der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen sind in Bild 6-15 dargestellt.

Das Absinken des Biegewinkels bei 40 wiederholten Bearbeitungen kann nicht mit den ablaufenden Prozessen beim Umformen erklärt werden. Im Nachhinein wurde festgestellt, dass die Abweichung vom erwarteten Biegewinkelwert auf die stark ausgeprägten Schwankungen in der mittleren Biegefederdicke zurückzuführen sind. Bei 40 wiederholten Bearbeitungen waren die mittleren Biegefederdicken bei 4 von 5 Biegeproben um bis zu 1,4 µm größer als bei den anderen Proben in dieser Versuchsreihe. Folglich fielen die Biegewinkel an den dickeren Biegefedern kleiner aus

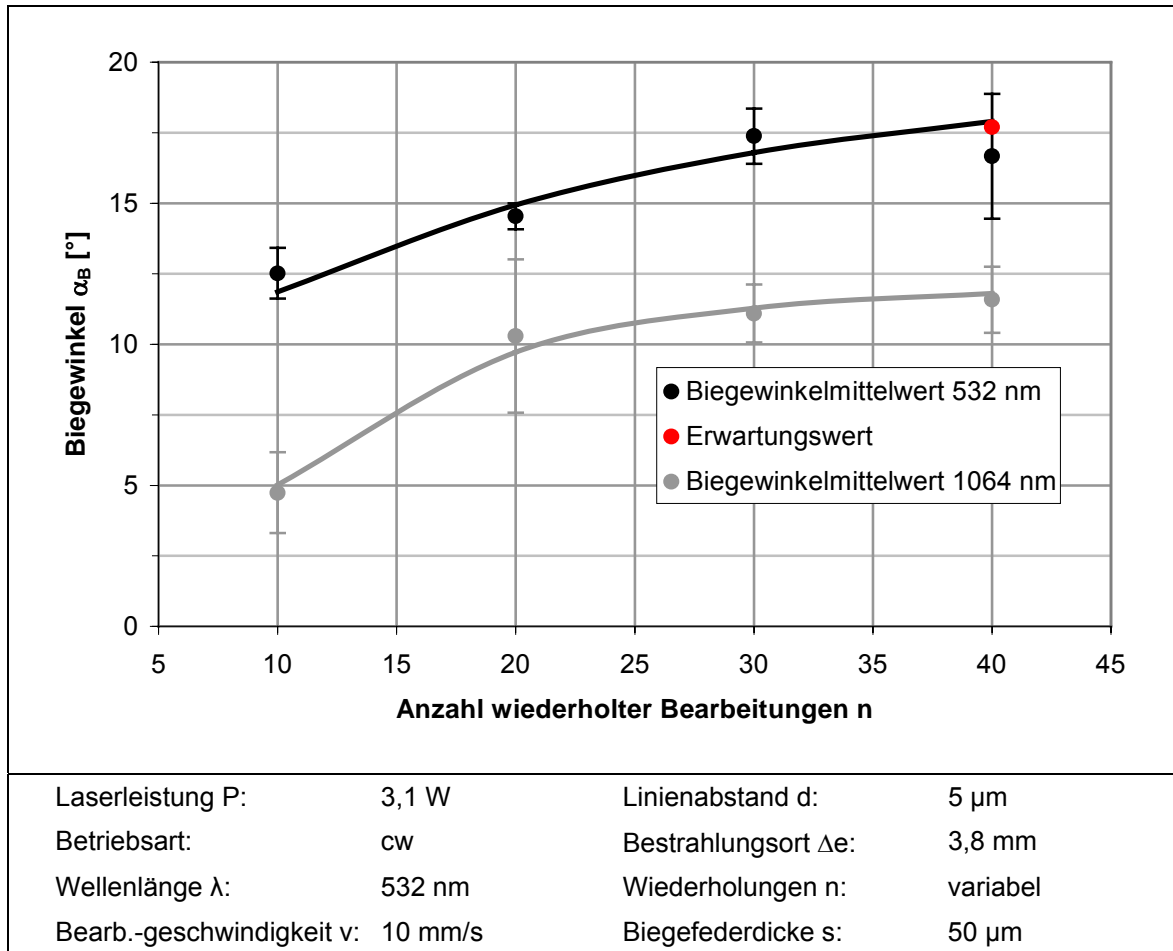


Bild 6-15: ermittelte Abhängigkeit des Biege winkels von der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen (zum Vergleich sind die Ergebnisse für 1064 nm Wellenlänge mit eingetragen)

und drückten den Biege winkelmittelwert für 40 wiederholte Bearbeitungen nach unten.

Ausgehend von den gewonnenen Untersuchungsergebnissen zum Einfluss der Biegefederdicke bei 1064 nm Wellenlänge kann für gleiche Biegefederdicken ein Biege winkelerwartungswert von $17,7^\circ$ abgeschätzt werden. Bezieht man den in Bild 6-15 rot eingetragenen Erwartungswert ein, lässt sich der Biege winkelverlauf folgendermaßen beschreiben: Der Biege winkel steigt mit zunehmender Anzahl an wiederholten Bearbeitungen. Der Biege winkelzuwachs nimmt gleichzeitig einen degressiven Verlauf an. Als Ursachen für die Abweichung von der Geraden kommen hier analog den Erklärungen zu den Ergebnissen bei 1064 nm Wellenlänge einsetzende Materialverfestigung und eine Zunahme der Materialdicke in der Biegezone in Betracht.

Aufgrund veränderter Prozessparameter (Bestrahlungsort, Laserleistung) bei den Untersuchungen mit 532 nm Wellenlänge ergeben sich größere Biegewinkel im Vergleich zu den Untersuchungen bei 1064 nm Wellenlänge. Trotzdem weisen die ermittelten Abhängigkeiten des Biegewinkels von der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen bei beiden Wellenlängen gleiche Tendenzen auf.

Tabelle 6-12 beinhaltet die Ergebnisse zum Einfluss der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen auf den Biegewinkel:

Tab. 6-12: Biegewinkel in Abhängigkeit von der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen

Wiederholungen n	10	20	30	40
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	12,5°	14,5°	17,4°	16,7°
Vertrauensbereich	± 0,9°	± 0,5°	± 1,0°	± 2,2°
Standardabweichung	0,7° 5,6%	0,4° 2,8%	0,8° 4,6%	1,8° 10,8%

6.4.2.2 Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf den Biegewinkel

Die Untersuchungen wurden analog der Versuchsreihe bei 1064 nm Wellenlänge mit den gleichen Geschwindigkeitswerten durchgeführt.

In Bild 6-16 ist die experimentell bestimmte Abhängigkeit des Biegewinkel von der Bearbeitungsgeschwindigkeit grafisch dargestellt. Mit zunehmender Bearbeitungsgeschwindigkeit wurden geringere Biegewinkel gemessen. Der Biegewinkel hing schwach degressiv von der Bearbeitungsgeschwindigkeit ab. Die Erklärung ist die gleiche wie die für die Untersuchungen bei 1064 nm Wellenlänge.

Im Unterschied zur Wellenlänge 1064 nm wurde mit steigender Bearbeitungsgeschwindigkeit eine geringere Biegewinkelabnahme festgestellt, die den um 3,8 mm verlegten Bestrahlungsort geschuldet ist. Wie in den Untersuchungen zum Einfluss des Bestrahlungsortes bereits herausgefunden wurde, steigen die Temperaturwerte am Bestrahlungsort mit zunehmenden Abstand von der Einspannung an. Obwohl mit zunehmender Bearbeitungsgeschwindigkeit weniger Energie in die Biegefeder eingetragen wird und damit verbunden die Temperaturwerte sinken, liegt das Temperaturniveau trotzdem höher als bei den Untersuchungen zum Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit mit 1064 nm Wellenlänge an der Biegefedereinspannung. Die durch das höhere Temperaturniveau abgesenkte Fließgrenzspannung begünstigt die plas-

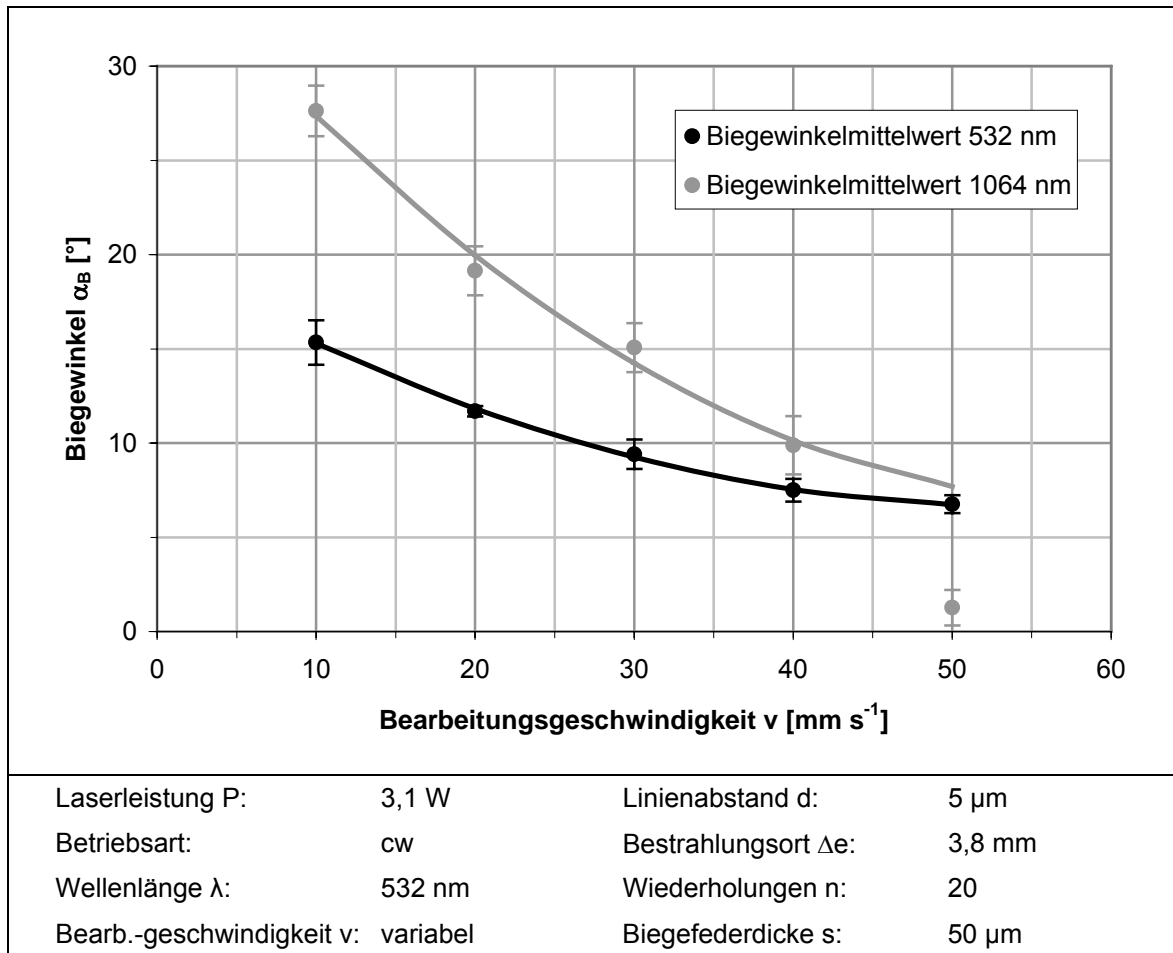


Bild 6-16: ermittelte Abhängigkeit des Biegewinkels von der Bearbeitungsgeschwindigkeit (zum Vergleich sind die Ergebnisse für 1064 nm Wellenlänge mit eingetragen)

tische Verformung. Deshalb stellte sich mit zunehmend höheren Bearbeitungsgeschwindigkeiten eine geringere Biegewinkelabnahme als bei den Untersuchungen mit 1064 nm Wellenlänge ein.

In der nachfolgenden Tabelle sind die Ergebnisse zum Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit auf den Biegewinkel zusammengefasst:

Tab. 6-13: Biegewinkel in Abhängigkeit von der Bearbeitungsgeschwindigkeit

Geschwindigkeit v	10 mm/s	20 mm/s	30 mm/s	40 mm/s	50 mm/s
Biegewinkelmittelwert $\overline{\alpha_B}$	15,3°	11,7°	9,4°	7,5°	6,8°
Vertrauensbereich	$\pm 1,2^\circ$	$\pm 0,3^\circ$	$\pm 0,8^\circ$	$\pm 0,6^\circ$	$\pm 0,5^\circ$
Standardabweichung	0,9° 5,9%	0,2° 1,7%	0,6° 6,4%	0,5° 6,7%	0,4° 5,9%

6.5 Vergleich der experimentell bestimmten Biegewinkelverläufe mit den Ergebnissen aus den FEM-Berechnungen

Die folgenden Abschnitte beinhalten Vergleiche der experimentell bestimmten Biegewinkelverläufe aus den Versuchsreihen für 1064 nm Wellenlänge mit den dazu durchgeführten FEM-Berechnungen. Das FE-Modell ist an die Prozessparameter aus den jeweiligen Versuchseihen in Kap. 6.3 angepasst worden.

Auf FEM-Berechnungen bei 532 nm Wellenlänge wurde verzichtet, weil die Modellierung der Wärmequelle für beide Wellenlängen identisch war und somit keine neuen Ergebnisse entstehen.

Aufgrund der sehr großen Datenmengen und der langen Berechnungszeiten blieben die durchgeführten FEM-Berechnungen auf zwei Laserüberfahrten beschränkt.

Außerdem ist zu beachten, dass das reale elastisch-plastische Materialverhalten von Silizium aufgrund der in Kap. 5.2.4.1 beschriebenen Einschränkungen hinsichtlich der verfügbaren Kennwerte idealisiert wiedergegeben wurde.

Aus den genannten Gründen basiert die Gegenüberstellung der Ergebnisse aus Berechnung und Experiment auf qualitativen Vergleichen. In den grafischen Darstellungen sind auf der linken Ordinate die berechneten, auf der rechten Ordinate die experimentell bestimmten Biegewinkelwerte dargestellt.

Laserleistung

In Bild 6-17 sind die experimentell bestimmten Biegewinkelverläufe in Abhängigkeit von der Laserleistung aus Kap. 6.3.1.2 und die berechneten Biegewinkel gegenübergestellt. Die FEM-Berechnung liefert im Gegensatz zum Experiment einen leicht progressiven Anstieg des Biegewinkels mit ansteigender Laserleistung. Hin zu geringeren Laserleistungen bleibt der berechnete Biegewinkelverlauf zunehmend hinter dem experimentell bestimmten Verlauf zurück. Ursache sind die möglicherweise zu hoch gewählten Fließgrenzspannungen. Die temperaturabhängigen Fließgrenzspannungswerte, die in [110] ermittelt wurden und den Berechnungen zugrunde lagen, scheinen vor allem im Temperaturbereich von 870 K (Duktilitätsgrenze) bis 1300 K für den Laserumformprozess zu hoch zu liegen. Kleinere Laserleistungen verursachen niedrigere Temperaturen und damit verbunden eine Abnahme des Ausdehnungsbestrebens. Die generierten Spannungen reichen seltener an die zu hohe Fließgrenzspannung heran oder überschreiten diese weniger stark. Es entstehen geringere plasti-

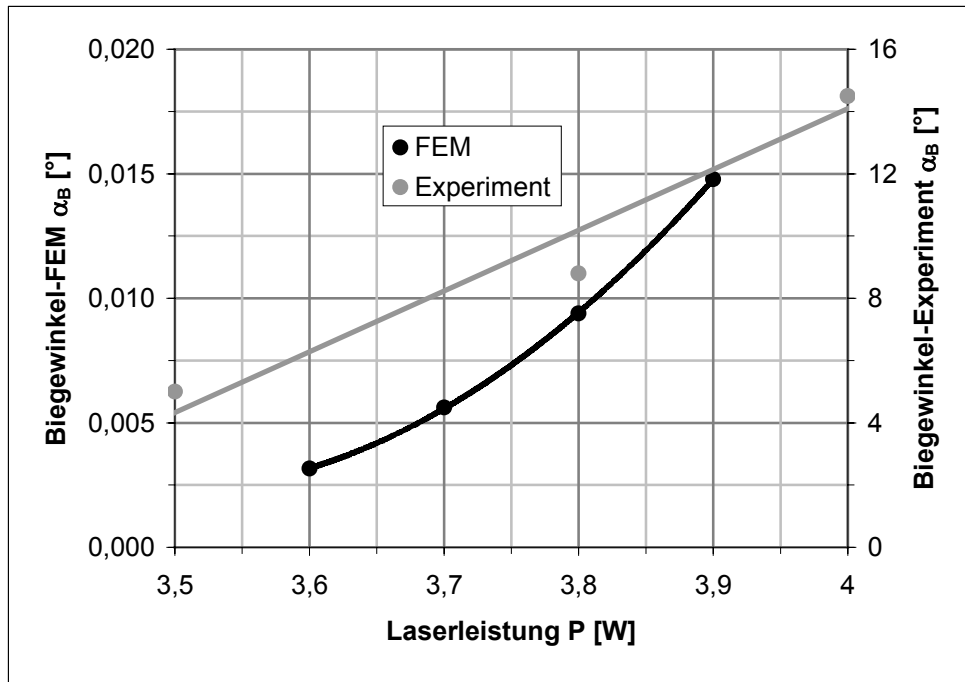


Bild 6-17: Abhängigkeit von der Laserleistung - Vergleich der berechneten und experimentell ermittelten Biegewinkel

sche Verformungen und damit kleinere Biegewinkel. Trotzdem stimmen Experiment und Berechnung tendenziell überein.

Linienabstand

Zum Parameter „Linienabstand“ der Mäanderlinien konnten aufgrund der beschränkten Netzeinteilung im FE-Modell keine FEM-Berechnungen durchgeführt werden.

Anzahl wiederholter Bearbeitungen

Aus den bereits angeführten Gründen hinsichtlich Rechenzeit und Speicherkapazität ist eine Verifizierung dieser experimentellen Ergebnisse durch FEM-Berechnung nicht möglich. Dennoch belegen die FEM-Berechnungen in Kap. 5.4, die bereits für 10 wiederholte Überfahrten eine starke Abnahme des Biegewinkelzuwachses lieferten, den in den experimentellen Untersuchungen gefundenen degressiven Verlauf.

In Bild 6-18 sind der in Bild 5-30 dargestellte Biegewinkeltrend aus der FEM-Berechnung für 10 Überfahrten und der während der Bearbeitung gemessene Biegewinkelverlauf an einer Biegeprobe, die mit 300 wiederholten Überfahrten (Mäander mit 10 Linien 30 mal abgearbeitet) beaufschlagt wurde, gemeinsam grafisch dargestellt. Die beiden Trends zeigen sehr gute Übereinstimmung.

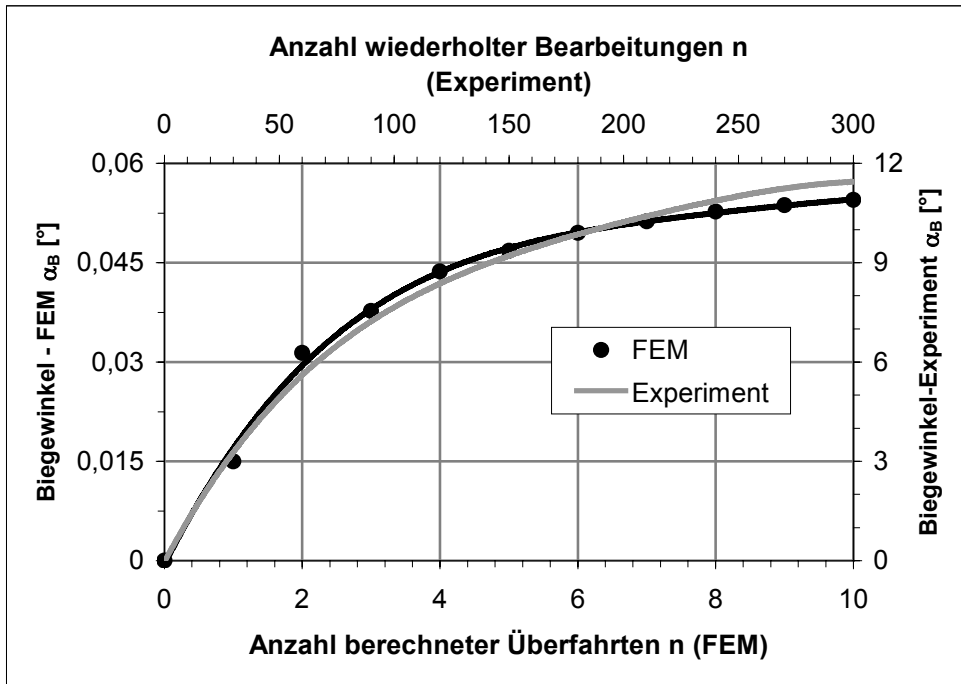


Bild 6-18: Vergleich des berechneten Biegewinkelverlaufs für 10 Überfahrten mit dem experimentell ermittelten Biegewinkelverlauf für 300 Überfahrten

Bearbeitungsgeschwindigkeit

In Bild 6-19 sind die experimentell ermittelten und berechneten Biegewinkel als Funktion der Bearbeitungsgeschwindigkeit grafisch dargestellt. Im untersuchten Ge-

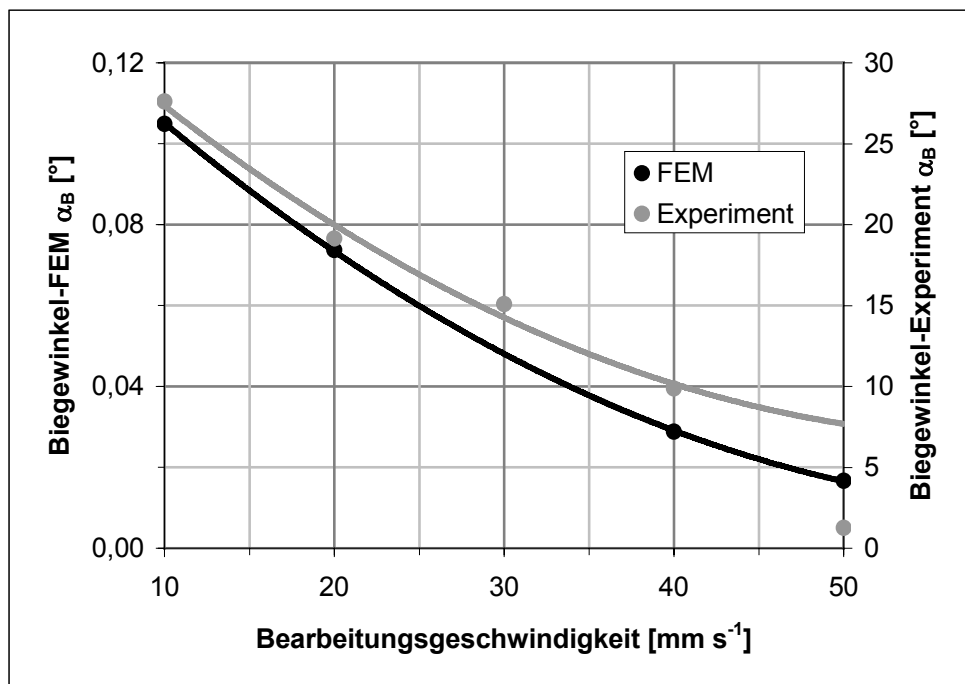


Bild 6-19: Abhängigkeit von der Bearbeitungsgeschwindigkeit - Vergleich der berechneten und experimentell ermittelten Biegewinkel

schwindigkeitsbereich lieferten Experiment und Berechnung gleiche degressive Verläufe. Experiment und Berechnung stimmen tendenziell sehr gut überein.

Bestrahlungsort

Bild 6-20 zeigt die berechneten und experimentell ermittelten Abhängigkeiten des Biegewinkel vom Bestrahlungsort. Der tendenzielle Zusammenhang zwischen Bestrahlungsort und Biegewinkel wurde durch die FEM-Berechnungsergebnisse annä-

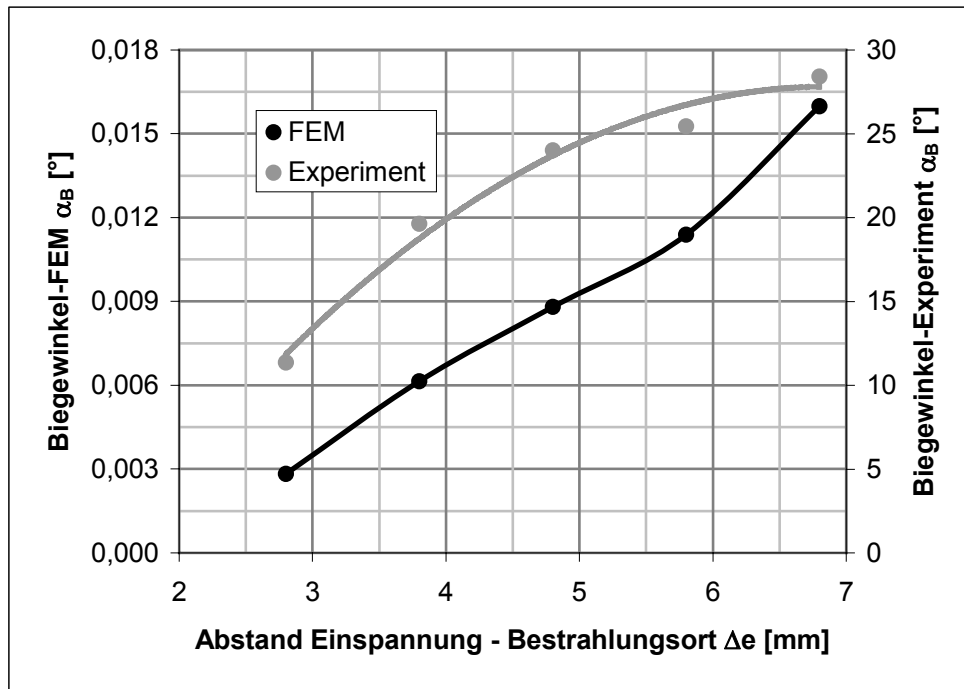


Bild 6-20: Abhängigkeit vom Bestrahlungsort - Vergleich der berechneten mit den experimentell ermittelten Biegewinkeln

hernd bestätigt. Hin zu kürzeren Abständen Bestrahlungsort - Einspannung blieb der berechnete Biegewinkelverlauf hinter der experimentellen Kurve zurück. Ursache waren die möglicherweise zu hoch angesetzten Fließgrenzspannungen bei geringeren Temperaturen. Dadurch wurden, wie beim Parameter Laserleistung bereits beschrieben, zu geringe plastische Verformungen zugelassen.

Biegefederdicke

In Bild 6-21 sind die ermittelten experimentellen Ergebnisse und FEM-Berechnungsergebnisse zum Einfluss der Biegefederdicke auf den sich ausbildenden Biegewinkel gegenübergestellt. Bei den zwei größeren Biegefederdicken beträgt der berechnete Biegewinkel 0° . Das bedeutet, die Biegefeder wurde nur elastisch verformt weil die generierten Spannungen nicht an die Fließgrenzspannung heranreichten. Als Ursa-

che kommen hier ebenfalls die möglicherweise zu hoch liegenden Fließgrenzwertswerte bei geringeren Temperaturen in Betracht.

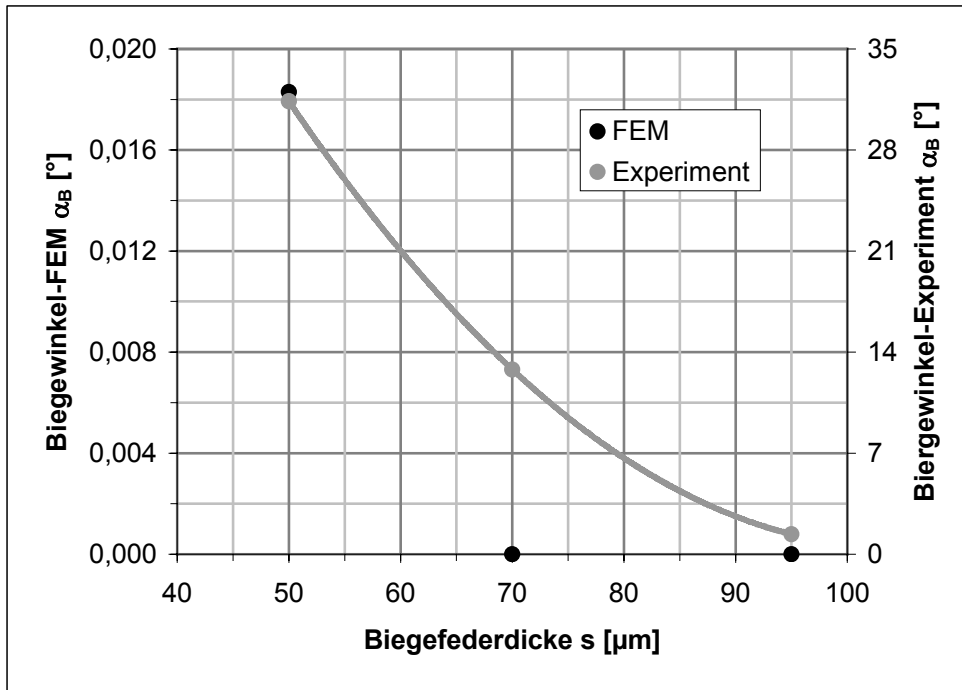


Bild 6-21: Abhängigkeit von der Biegefederdicke - Vergleich der berechneten mit den experimentell ermittelten Biegewinkeln

Eine Testberechnung mit frei gewählten niedrigeren Fließgrenzwertswerten lieferte auch für die dickeren Biegefedern plastische Verformungen und bestätigt somit die gegebene Erklärung.

7 Charakterisierung umgeformter Biegeproben

7.1 Beurteilung der bestrahlten Bereiche

7.1.1 Materialveränderungen

An den Biegefederrändern entstanden während der Laserbestrahlung bei allen verwendeten Parametersätzen Materialveränderungen, deren häufigste Form in Bild 7-1 dargestellt ist. Die Biegefeder wurde im Bestrahlungsbereich leicht eingeschnürt. Neben den Erhebungen (aufgeschmolzenes Material) direkt am Biegefederrand bildeten sich Vertiefungen. Über einen kleinen Bereich zur Biegefedermitte hin wurde die Oberfläche gestört. Die Beeinflussungen variierten je nach angewendeten Prozessparametern.

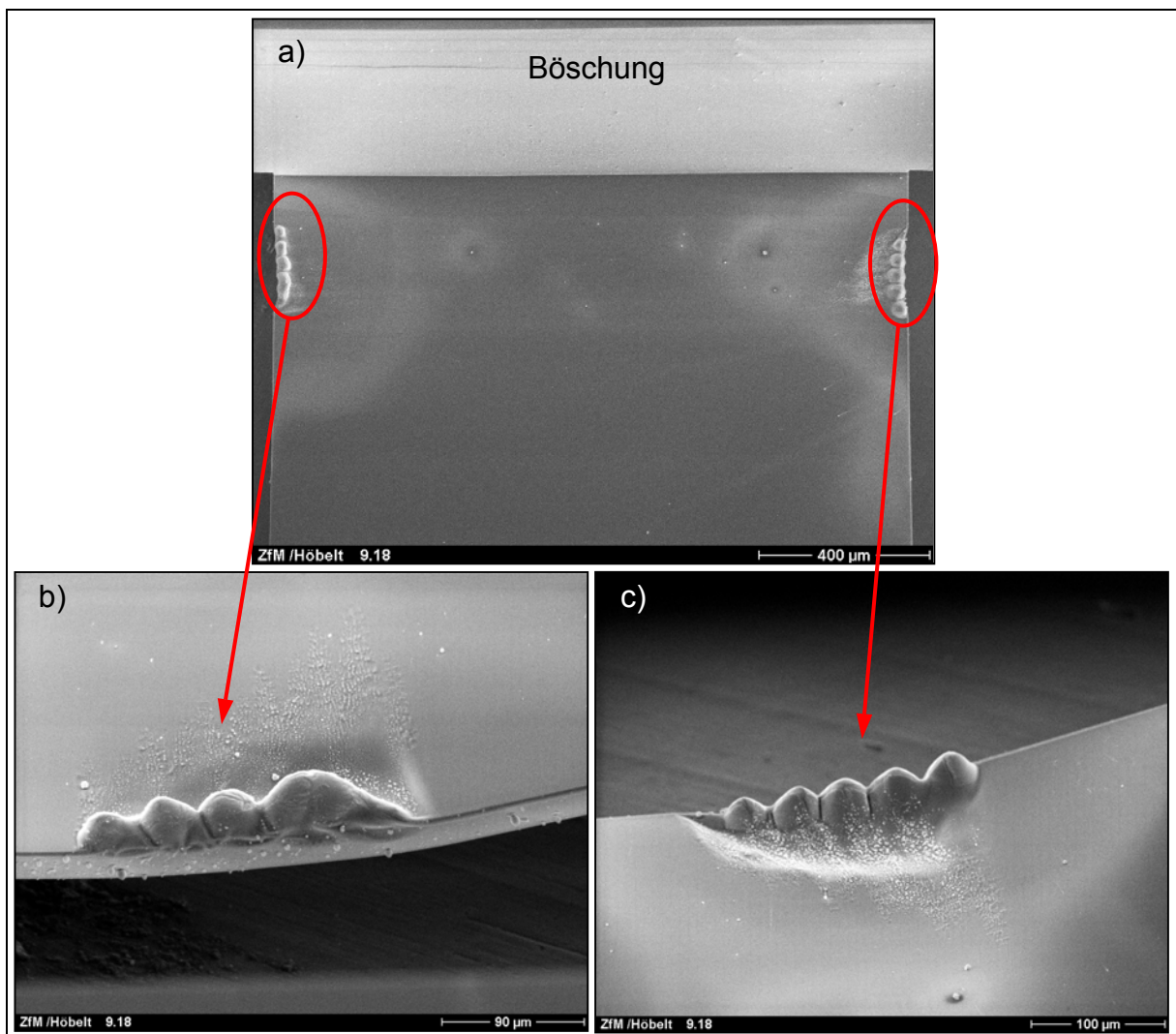


Bild 7-1*: REM - Aufnahme einer Biegestelle mit Materialveränderungen an den Biegefederrändern a) Übersicht, b) und c) vergrößerte Aufnahmen

Die durchgeführten Temperaturfeldberechnungen bestätigten die Existenz dieser Schmelzbereiche an den Rändern auf der Biegefedervorderseite eindeutig. Die Schmelzbereiche entstehen durch die Effekte, die in Kap. 5.3 diskutiert worden sind und reichten in der dort vorgestellten Berechnung vom Biegefederrand aus bis zu 50 μm Richtung Biegefedermatte. Die berechnete Ausdehnung der Schmelzbereiche stimmt exakt mit den gemessenen Werten aus Bild 7-1 überein.

Die Schmelze wurde in Scanrichtung mitgerissen und verblieb aufgrund ihrer Viskosität und der sofort einsetzenden Abkühlung als erstarrter Schmelztropfen bzw. -zacke an der Kante zurück, sobald der Laserstrahl die Biegefeder verlassen hat. Das Material stammte aus den Vertiefungen kurz vor der Kante. Die Ausbildung der Schmelzgebiete wurde durch die trapezförmige ausgebildete Kante (entstand durch den anisotropen Ätzprozess bei der Herstellung der Biegeprobe), die eine zusätzliche Behinderung des Wärmeabflusses darstellt, verstärkt.

Die Temperaturfeldberechnungen in Kap. 5.3 haben ergeben, dass die Schmelztemperatur des Silizium nur an der Kante überschritten wird, an der der Laserstrahl die Biegefeder verlässt. Bild 7-2 als vergrößerter Ausschnitt von Bild 7-1a bestätigt, dass die Ausbildung von Schmelzbereichen tatsächlich von der Scanrichtung des Laser-

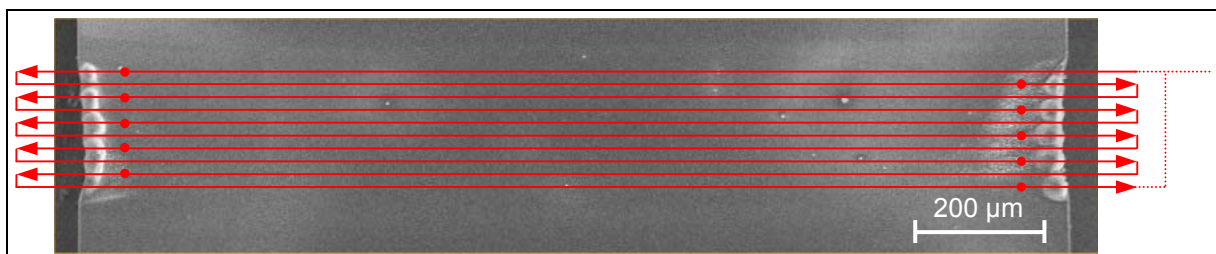


Bild 7-2*: vergrößerte Darstellung aus Bild 7-1a mit mäanderförmigen Bestrahlungsregime: Zusammenhang zwischen entstehenden Schmelzgebieten und mäanderförmigem Bestrahlungsregime

strahls abhängt. Zeichnet man den Mäander ein, wird der Zusammenhang deutlich (roter Punkt auf der jeweiligen Mäanderlinie in Bild 7-2 kennzeichnet, dass der Laserstrahl die Biegefeder an dieser Kante verlässt).

7.1.2 Ausbildung von Gleitversetzungen

Die in Kap. 4.3 diskutierte Ausbildung von Gleitversetzungen in den bestrahlten Gebieten belegt die Existenz plastisch verformter Bereiche im einkristallinen Silizium.

Die Gleitmöglichkeiten für die verwendeten $\langle 110 \rangle$ -orientierten Biegeproben sind in Bild 7-3 dargestellt.

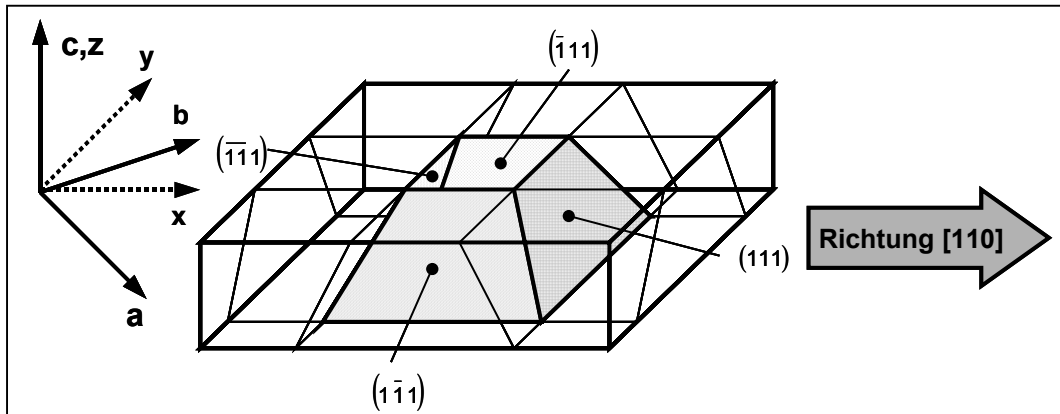


Bild 7-3: Gleitsysteme an den eingesetzten Biegeproben

Die Koordinatenachsen der Elementarzelle a und b sind in einem Winkel von 45° zu den Achsen x und y der Biegeprobe in Bild 6-4a angeordnet. Die vier möglichen Gleitebenen (111) , $(\bar{1}\bar{1}\bar{1})$, $(\bar{1}11)$ und $(1\bar{1}\bar{1})$ durchschneiden die Biegefedervorder- bzw. -rückseite in x-Richtung (längs zur Biegefeder) und in y-Richtung (quer zur Biegefeder). Die Durchstoßpunkte der Gleitebenen an der Oberfläche sind als Gleitlinien sichtbar.

An den Vorder- und Rückseiten der umgeformten Biegeproben konnten Gleitlinien in x-Richtung (längs zur Biegefeder) und in y-Richtung (quer zur Biegefeder) beobachtet werden. Die Gleitlinienanordnung auf der Biegefeder in Bild 7-4 stimmt mit den diskutierten Gleitmöglichkeiten exakt überein.

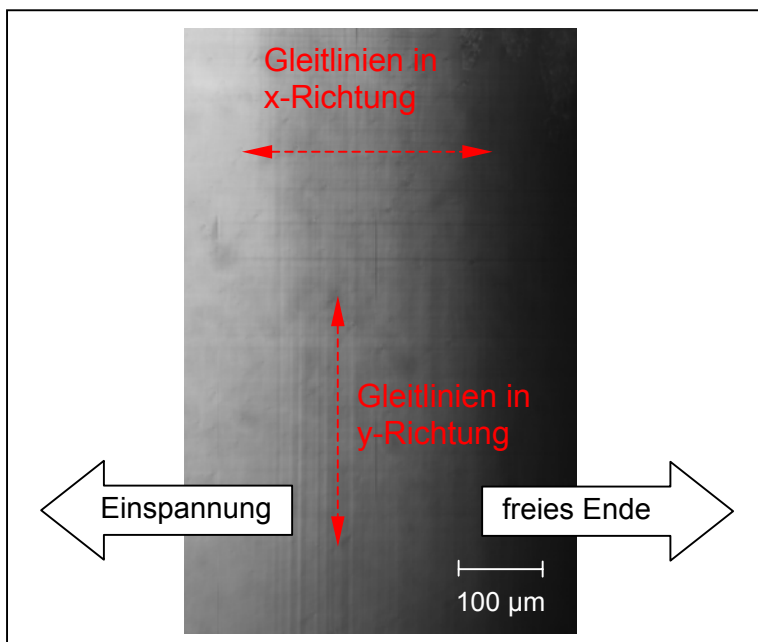


Bild 7-4*: Gleitlinien im bestrahlten Bereich auf der Biegefeder

In Abhängigkeit der gewählten Prozessparameter variierten Dichte und Verteilung der Gleitlinien.

7.1.3 Beurteilung der Materialveränderungen und der Gleitversetzungsausbildung in Abhängigkeit von ausgewählten Prozessparametern

Für ausgewählte Prozessparameter sind die bestrahlten Bereiche detailliert charakterisiert worden. Die Beurteilung erfolgte an umgeformten Biegeproben aus dem experimentellen Teil (Kap. 6.3).

Einfluss der wiederholten Bearbeitungen

Die Biegefedervorderseiten wurden an den Rändern auf einer Länge zwischen 110 μm und 130 μm und einer Breite von 50 μm beschädigt. Wie in Bild 7-5 schematisch dargestellt, setzt sich die Länge der geschädigten Zone aus der Breite des durch den Laserstrahl verursachten Schmelzgebietes für eine Überfahrt (halbe Schmelzgebietbreite links und rechts neben dem Mäander) und aus der Länge des Mäanders von 45 μm (Mäander bestand aus 10 Linien mit 5 μm Linienabstand) zusammen.

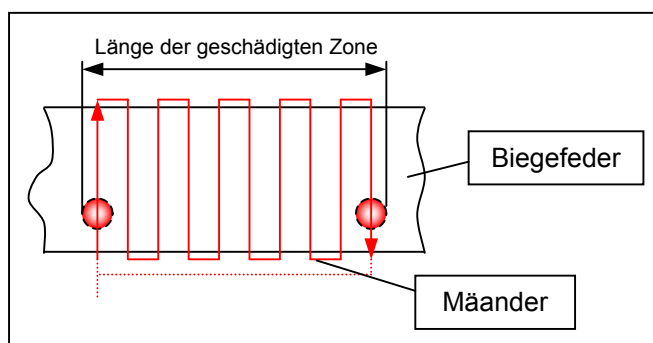


Bild 7-5: Skizze zur Länge der geschädigten Zone (nicht maßstäblich)

Demzufolge verursachte der Laserstrahl allein eine 65 μm bis 85 μm große Schädigung.

Die Biegeprobe, die mit der geringsten Anzahl an Überfahrten bestrahlt wurde, besaß den kleinsten Biegewinkel. Auf deren Vorderseite waren nur in der Mitte der Biegefeder Gleitlinien sichtbar. Mit zunehmender Anzahl an Überfahrten stieg der Biegewinkel an. Gleichzeitig nahmen Anzahl und Dichte der Gleitlinien zu. Die Gleitlinien verliefen nun über die gesamte Biegefederbreite. Anzahl und Dichte der Gleitlinien korrelierten mit dem Biegewinkel.

Einfluss des Linienabstandes

Erwartungsgemäß vergrößerte sich mit zunehmendem Linienabstand der Mäanderlinien die geschädigte Randzone mit Schmelzbereichen auf der Vorderseite. Bei 0 μm Linienabstand war die Schädigung gering (Bild 7-6a), bei 20 μm Linienabstand bildeten sich deutlich ausgeprägte Schmelzbereiche (Bild 7-6b).

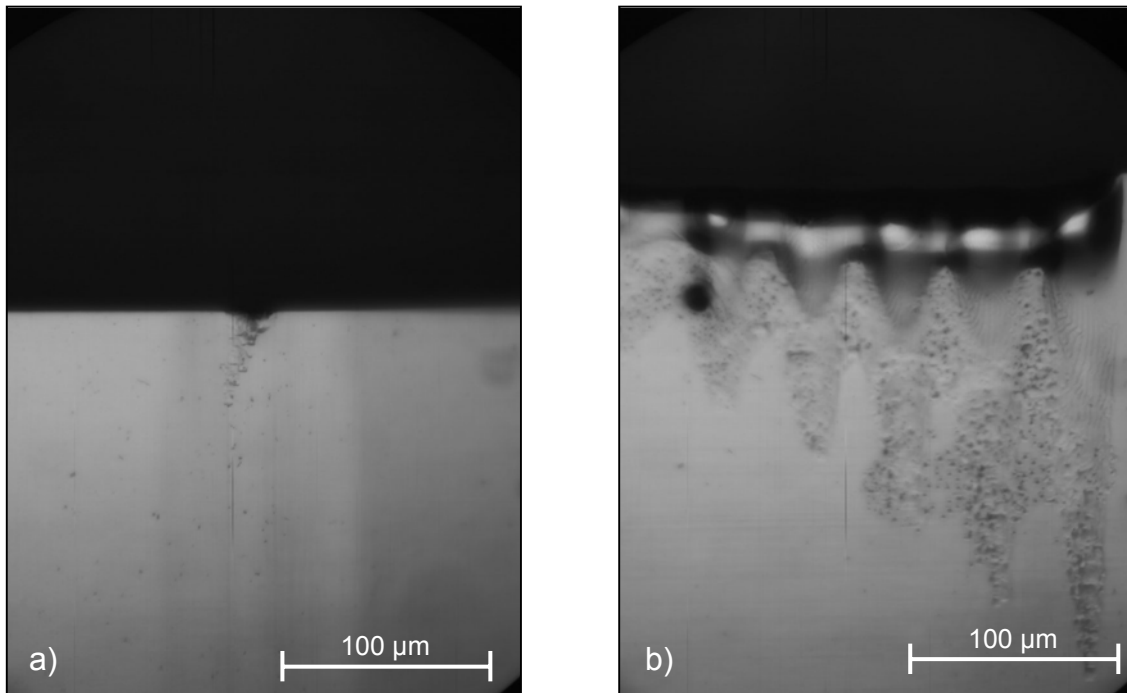


Bild 7-6*: Beschädigungen an den Biegefederrändern, a) Linienabstand 0 µm, b) Linienabstand 20 µm

Auf der Biegefedervorderseite traten bei allen Biegeproben durchgehende Gleitlinien auf. Die Größe des Gleitlinienbereichs korrelierte mit dem Biegewinkelwert. Größere Gleitlinienbereiche waren gleichbedeutend mit größeren Biegewinkeln und umgekehrt.

Einfluss der Bearbeitungsgeschwindigkeit

Die verschiedenen Bearbeitungsgeschwindigkeiten beeinflussten die Größe der Beschädigung an den Rändern nur gering. Die Ränder waren auf einer Länge von 125 µm bis 145 µm und einer Breite von 50 µm beschädigt.

Eine Erhöhung der Bearbeitungsgeschwindigkeit führte zu abnehmenden Biegewinkeln und ging mit einer Abnahme an Gleitlinien einher. Bei großen Bearbeitungsgeschwindigkeiten und damit verbunden kleinen Biegewinkeln waren die Gleitlinien nicht mehr über die gesamte Biegefederbreite ausgebildet.

Einfluss des Bestrahlungsortes

Die beschädigte Randzone auf der Vorderseite war 115 µm bis 140 µm lang. Bei Biegungen nahe der Einspannung waren nur an den Rändern Schmelzspuren zu beobachten. Mit zunehmender Entfernung des Bestrahlungsortes von der Einspan-

nung dehnten sich die angeschmolzenen Bereiche mehr und mehr zur Biegefedermitte hin aus, weil mit zunehmender Verlagerung des Bestrahlungsortes weg von der Einspannung weniger Wärme von der Biegefeder in den Rahmen abfließen konnte und dadurch höhere Temperaturen entstanden. Ab 4,8 mm Entfernung von der Einspannung bildeten sich Schmelzspuren über die gesamte Biegefederbreite aus.

Bei allen Proben verliefen Gleitlinien auf den Vorder- und Rückseiten der Biegefeder durchgehend über die gesamte Biegefederbreite. Aufgrund der zunehmenden Ausbildung von Schmelzbereichen infolge fortschreitender Verlagerung des Bestrahlungsortes von der Einspannung weg war keine quantitative Bewertung des Gleitlinienbildes möglich.

Einfluss der Biegefederdicke

Auch hier entstanden bei allen Biegeproben Schädigungen an den Biegefedervorderseiten. Die Ausdehnung dieser geschädigten Zone nahm mit zunehmender Dicke ab. Bei den 50 μm und 75 μm dicken Biegefedern verliefen starke Schmelzspuren über die gesamte Biegefederbreite, weil die gewählte Laserleistung für diese Biegefederdicken bereits zu hoch war, jedoch für die 100 μm dicken Biegeproben die untere Grenze für die Umformung darstellte. Die 100 μm dicken Biegeproben zeigten nur noch an den Rändern der Biegefedervorderseiten Schmelzbereiche.

Die Aufschmelzungen im Biegebereich auf der Vorderseite überdeckten teilweise die Gleitlinien. Die Gleitlinien auf den Biegefederrückseiten nahmen in Verteilung und Dichte mit zunehmender Biegefederdicke ab. Bei 100 μm Biegefederdicke konnten keine Gleitlinien mehr nachgewiesen werden. Dieses Verhalten korrelierte mit den gleichzeitig stark abnehmenden Biegewinkeln.

7.2 Bestimmung der Bruchfestigkeit laserumgeformter Biegeproben

Die Bruchfestigkeitsmessungen und die nachträgliche Wärmebehandlung der Biegeproben sind von Mitarbeitern der Fachgruppe Werkstoffe der Elektrotechnik / Elektronik an der TU Chemnitz durchgeführt worden.

Silizium ist ein sehr sprödes Material. Die Sprödigkeit äußert sich in einer geringen Risszähigkeit und in einer großen Streuung der Festigkeitswerte [110]. Für die statistische Auswertung der Festigkeitsuntersuchungen ist neben der mittleren Festigkeit ein zweiter Parameter notwendig, der die Streubreite der Festigkeitswerte angibt.

Für die vorliegenden Verhältnisse ist die Weibull-Statistik gut geeignet. Die Weibull-Funktion

$$F = 1 - W = 1 - \exp \left[- \frac{V}{V_0} \cdot \left(\frac{\sigma_{BB} - \sigma_U}{\sigma_0} \right)^m \right] \quad \text{Gl. 7-1}$$

stellt den Zusammenhang der Bruchwahrscheinlichkeit F mit dem Probenvolumen V und der Biegebruchfestigkeit σ_{BB} her. Für spröde Materialien wird die Spannung σ_U mit der Überlebenswahrscheinlichkeit eins gleich Null gesetzt [113,114]. Der Weibull-Modul m charakterisiert die Streuung der ermittelten Bruchfestigkeiten spröder Werkstoffe. Mit steigendem Weibull-Modul sinkt die Streubreite der Bruchfestigkeit und damit verbunden auch die Standardabweichung. σ_0 gibt die Biegebruchfestigkeit bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 63,2% an. Gleichung 7-1 vereinfacht sich mit $\sigma_U = 0$ und dem Volumenverhältnis $V/V_0 = 1$ (gleichgroße Proben) zu

$$F = 1 - W = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_{BB}}{\sigma_0} \right)^m \right] \quad \text{Gl. 7-2}$$

Zur Festigkeitsmessung an den Biegeproben aus Silizium wurde der Dreipunkt-Biegeversuch benutzt. Mit Hilfe einer speziellen Einspannvorrichtung konnte die Prüfung der Biegeproben von der Vorder- (VS) und Rückseite (RS) mit Berücksichtigung unterschiedlicher Biegewinkel erfolgen.

Die Biegebruchfestigkeit wurde an jeweils 50 μm und 95 μm dicken umgeformten Proben von Vorder- und Rückseite bestimmt. Eine weitere Probenserie ist nach der Laserverformung im Ofen wärmebehandelt worden. Eine Probenserie umfasste mindestens 11 Einzelproben.

Die Prozessparameter der Probenserien sind in Tabelle 7-1 aufgelistet.

Tab. 7-1: Probenserien für die Bruchfestigkeitsuntersuchungen

Probenserie	Serie 1 und 2	Serie 3 (nach der Umformung wärmebehandelt)	Serie 4 und 5
Parameter			
Laserleistung P:	3,6 W bzw. 4 W	4 W	7,7 W
Betriebsart:	cw	cw	cw
Wellenlänge λ :	1064 nm	1064 nm	1064 nm
Bearb.-geschwindigkeit v:	20 mm/s	20 mm/s	10 mm/s
Linienabstand d:	20 μm	20 μm	5 μm
Wiederholungen n:	30	30	20
Bestrahlungsort Δe :	0,3 mm	0,3 mm	0,3 mm
Biegefederdicke s:	50 μm	50 μm	95 μm
Biegewinkel	6,5° - 23,8°	10,9° - 22,3°	10,8° - 14,9°

Tabelle 7-2 beinhaltet die dazugehörigen gemessenen mittleren Biegebruchfestigkeiten, Standardabweichungen, Weibull-Moduln sowie die Bruchfestigkeiten für eine Ausfallwahrscheinlichkeit i .

Tab. 7-2: Mittlere Biegebruchfestigkeit σ_{mittel} , Standardabweichung, Weibull-Modul m sowie Biegebruchfestigkeiten σ_i für die Ausfallwahrscheinlichkeit i der lasergebogenen Biegeproben

Serie	Belastung	σ_{mittel} [MPa]	Standard-abw. [MPa]	m	σ_0 [MPa]	σ_{50} [MPa]	σ_{20} [MPa]	σ_5 [MPa]	σ_2 [MPa]
1	VS	375	97,6	3,44	417	375	270	176	134
2	RS	1002	455,9	0,87	1355	889	242	45	15
3	VS	370	26,1	10,4	404	943	618	357	252
4	VS	241	46,74	4,74	263	243	192	141	115
5	RS	951	306,1	2,68	1082	944	618	357	252

Bei laserverformten Proben unterschieden sich die Bruchfestigkeitswerte bei Belastung von der Vorder- bzw. Rückseite stark voneinander. Belastete man die Proben von der Rückseite, betragen die mittleren Biegebruchfestigkeiten 1002 bzw. 951 MPa

(Serie 2 bzw. Serie 5). Sie lagen damit in der selben Größenordnung wie von ähnlichen, einseitig eingespannten unverformten Biegeproben (887 MPa) sowie von im Wärmeofen umgeformten Strukturen (1053 MPa) [110].

Die mittleren Biegebruchfestigkeiten für Belastung von der Vorderseite betragen mit 241 MPa bis 375 MPa nur ein Drittel von den Werten der Rückseite. Ursache dafür waren die unterschiedlichen Eigenspannungszustände über den Probenquerschnitt. Lagen auf der bestrahlten Seite Zugspannungen vor, herrschten auf der Rückseite Druckspannungen.

Die Ergebnisse der FEM-Berechnungen in Kap. 5.4 belegten die Existenz von Eigenspannungszuständen, die zu diesen unterschiedlichen Bruchfestigkeitswerten führten. Für das Bruchverhalten waren hauptsächlich die Eigenspannungen entlang der Längsseite der Biegefeder (x-Koordinate im FE-Modell) verantwortlich. In Bild 7-7

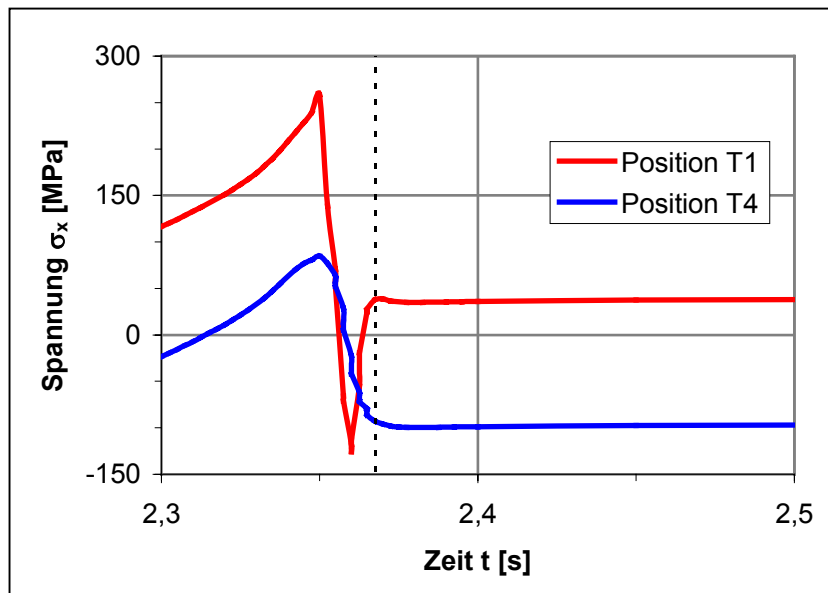


Bild 7-7: Ausbildung von Eigenspannungen an den Positionen T1 und T4 am Ende des Umformprozesses ($\sigma > 0$ bedeutet Zugspannung, $\sigma < 0$ bedeutet Druckspannung)

sind die Spannungsverläufe an den Positionen T1 und T4 am Ende des Biegeprozesses dargestellt. Die gestrichelt gezeichnete Linie markiert den Zeitpunkt, zu dem der Laserstrahl die Biegefeder vollständig verlassen hat. Bereits kurze Zeit davor begannen sich in x-Richtung Eigenspannungen auszubilden, weil der Abkühlvorgang bereits einsetzte, während der Laserstrahl die Biegefeder sukzessive verließ. Nach dem Abkühlen blieben auf der Biegefedervorderseite Zugeigenspannungen von bis zu 40 MPa und auf der Rückseite Druckeigenspannungen von bis zu 95 MPa zurück.

Für die Festigkeitsuntersuchungen ergaben sich deshalb konträre Ausgangszustände für die Belastung von der Vorderseite bzw. von der Rückseite der Biegefeder. Wurde die Vorderseite mit einer Zugspannung beaufschlagt (= Belastung von der Vorderseite), addierte sich diese zu den bereits vorhandenen Zugeigenspannungen. Belastete man hingegen die Rückseite mit einer Zugspannung, wirkte diese der vorhandenen Druckeigenspannung kompensierend entgegen. Erst danach wurde eine Zugspannung generiert, die zum Bruch führte. Deshalb waren die Bruchfestigkeitswerte für Belastungen von der Rückseite wesentlich höher als von der Vorderseite. Dieser Effekt muss beim Einsatz dieses Verfahrens an Bauteilen berücksichtigt werden.

Besonders hingewiesen sei auf die Serie 3, die nach dem Laserstrahlumformen noch eine Wärmebehandlung im Ofen erfahren hatte. Laserverformte Biegeproben besaßen nach der Umformung einen hohen Eigenspannungsanteil, s.o. Diese Eigenspannungszustände können die Bruchfestigkeit negativ beeinflussen. Durch eine nachträgliche Wärmebehandlung der lasergebogenen Biegeproben in einem Wärmeofen wurde versucht, die Eigenspannungen zu reduzieren. Die Wärmebehandlung verlief wie folgt:

1. Aufheizen auf 900 °C , 10 min halten bei 900 °C, abkühlen
(dieser Ablauf entspricht dem Umformungszyklus im Wärmeofen)
2. Aufheizen auf 1180 °C, 6 h halten bei 1180 °C, abkühlen
3. Aufheizen auf 1300 °C, 6 h halten bei 1300 °C, abkühlen.

Eine nachträgliche Vermessung der Biegeproben ergab keine Veränderung der Biegewinkel infolge der Wärmebehandlung.

Die Bruchfestigkeitswerte sind nahezu identisch mit der Serie 1, die nicht nachträglich wärmebehandelt wurde. D.h. die Wärmebehandlung führte zu keiner Festigkeitssteigerung. Dafür wurde aber für die Serie 3 ein 3-fach höherer Weibull-Modul ermittelt. Die Streubreite der einzelnen Festigkeitswerte war damit viel geringer. Die nutzbaren Festigkeiten lagen deshalb höher.

7.3 Dickenzunahme an der Biegestelle

Die ablaufenden Mechanismen bei der plastischen Verformung von Siliziummikrostrukturen mit dem Laser wurden bereits ausführlich beschrieben. Ausgehend von einer zweidimensionalen Betrachtung der Biegestelle, herrschten im Lasereinwirkbereich an der Biegefedervorderseite, an der die höchsten Temperaturen vorlagen, Druckspannungen. Überschritten diese Druckspannungen die Fließgrenzspannung, setzte plastisches Fließen ein. Die mit steigender Temperatur abnehmende Fließgrenzspannung begünstigte diesen Vorgang zusätzlich. Durch die behinderte Wärmedehnung, verursacht durch das umgebende kältere Material, wurde der Werkstoff in oberflächennahen Bereichen gestaucht. Das aufgestauchte Material verursachte eine Dickenzunahme an der Biegestelle.

Die in Bild 7-8 dargestellte Schliffpräparation entlang der Biegefedermitte einer 70 μm dicken Biegefeder liefert Informationen über geometrische Veränderungen im Querschnitt der Biegestelle.

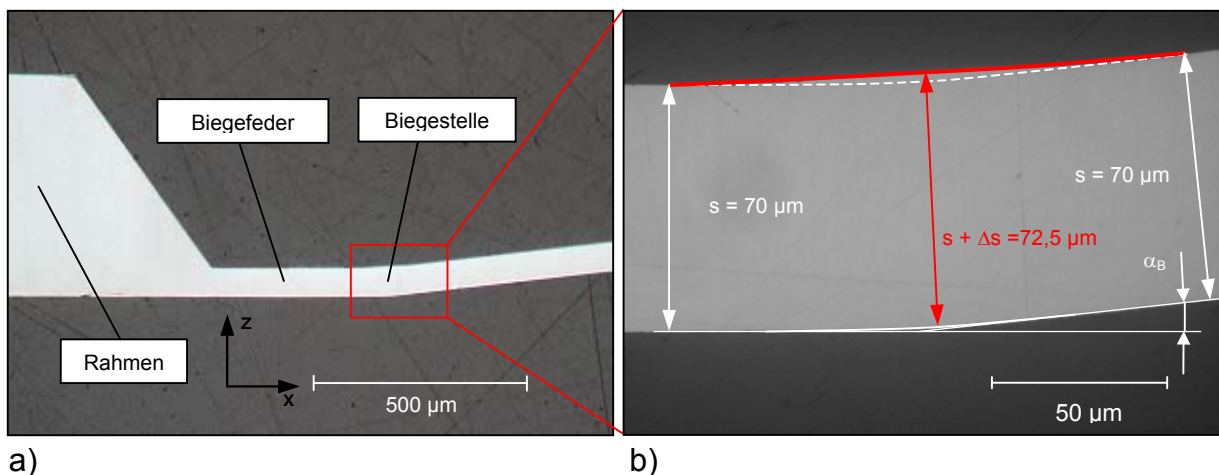


Bild 7-8: a) Übersichtsaufnahme des Schliffs entlang der Biegefedermitte, b) Biegestelle vergrößert mit Messwerten

Deutlich sichtbar ist die Aufwölbung infolge des aufgestauchten Materials an der Biegefedervorderseite, gekennzeichnet durch die dick gezeichnete rote Linie in Bild 7-8b. Die Dickenzunahme erstreckte sich auf einer Länge von ca. 150 μm und betrug im Maximum 2,5 μm bzw. 3,6% der Biegefederdicke.

Die Dickenzunahme an der Biegestelle beeinflusst den Biegeprozess vor allem bei wiederholter Bearbeitung, weil mit zunehmender Dicke der Widerstand der Biegefeder gegen eine weitere plastische Verformung ansteigt [6,12,18,25]. Dies äußert sich

ähnlich wie bei zunehmender Materialverfestigung in einem sinkenden Biegewinkelzuwachs, d.h. die Biegewinkelzunahme pro wiederholter Bearbeitung wird kleiner. Die Dickenzunahme an der Biegestelle wurde durch die Ergebnisse der FEM-Berechnung verifiziert. In Bild 7-9 ist das Profil der Biegefedervorderseite entlang der x-Koordinate im Bereich der Biegestelle dargestellt. Abweichend von der vermuteten Biegeprobe in Bild 7-8 erfolgte die Auswertung der Dickenzunahme in den plastisch verformten Gebieten in der Nähe des Biegefederrandes, weil die Berechnung in Kap. 5.4.4 für die Biegefedermittle keine plastischen Bereiche lieferte.

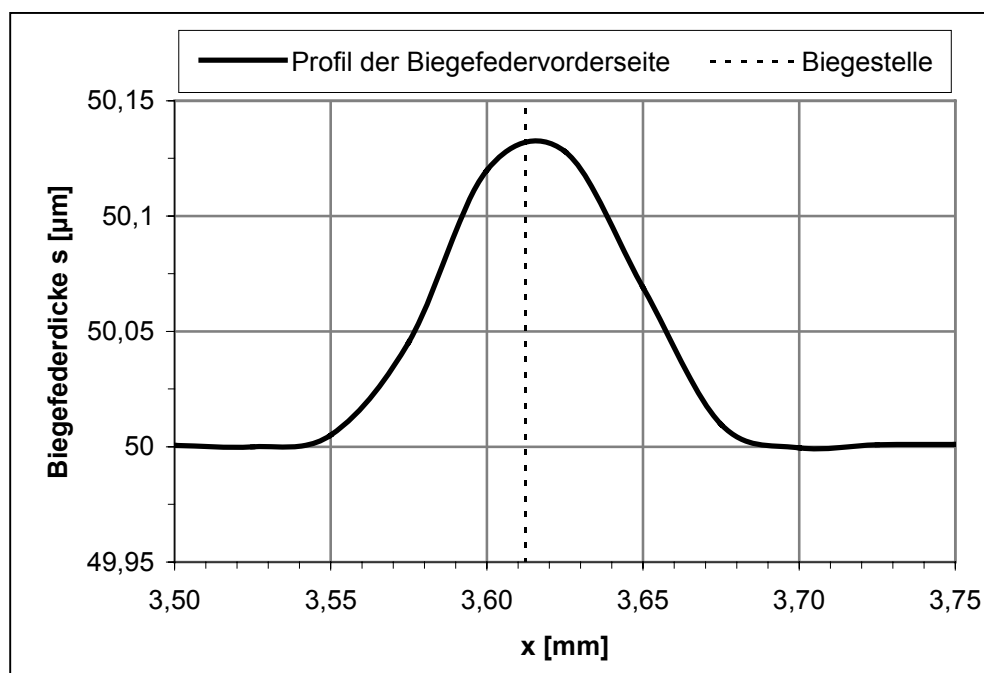
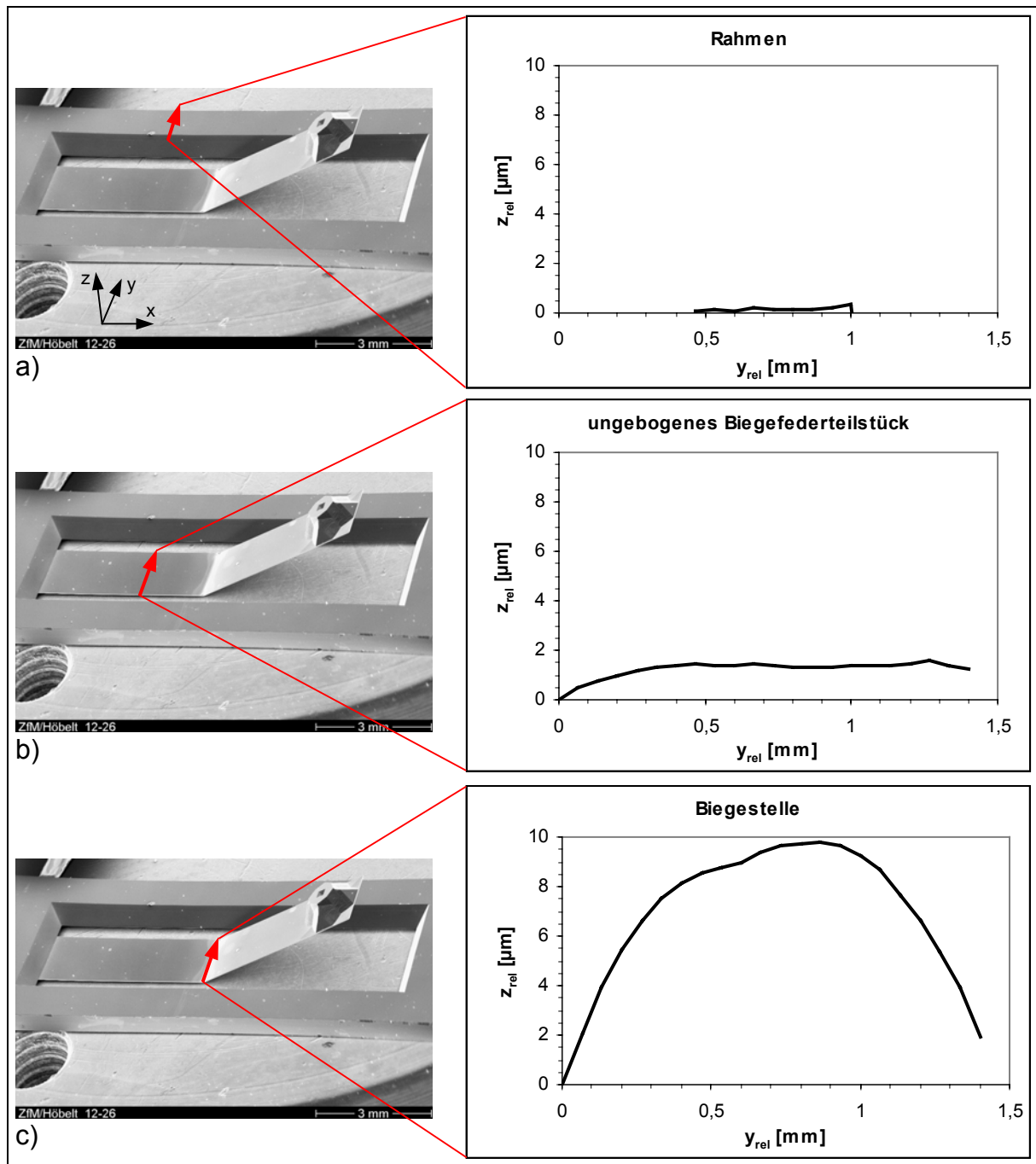


Bild 7-9: berechnete Dickenzunahme an der Biegestelle

Die berechnete Dickenzunahme für die 50 µm dicke Biegefeder betrug 0,13 µm bzw. 0,26%. Die Dickenzunahme erstreckte sich in x-Richtung über eine Länge von knapp 150 µm und stimmt mit der gemessenen Länge an der Schliiffprobe sehr gut überein. Die errechnete maximale Dickenzunahme war im Vergleich zu den gemessenen Werten an der Schliiffprobe geringer. Die Hauptursache stellte der zugrunde liegende Biegewinkel dar: Der Biegewinkel der präparierten Probe war 100-fach größer als der für 10 Laserüberfahrten berechnete. Demzufolge wurde die Schliiffprobe wesentlich stärker plastisch verformt. Somit hat sich mehr Material an der Biegestelle aufgestaucht. Die Dickenzunahme an der Biegestelle der Schliiffprobe ist deshalb größer.

7.4 Querverzug

Die Profile der lasergebogenen Strukturen wurden mit Hilfe eines berührungslos arbeitenden optischen Tastschnittgeräts von Mitarbeitern der Fachgruppe Werkstoffe der Elektrotechnik / Elektronik an der TU Chemnitz vermessen. Bild 7-10 zeigt aufgezeichnete Profile an exponierten Stellen auf der Biegeprobe (gekennzeichnet durch dicke rote Pfeile in den REM-Aufnahmen in Bild 7-10). Als Querverzug soll die Auslenkung in z-Richtung entlang der y-Koordinate verstanden werden.



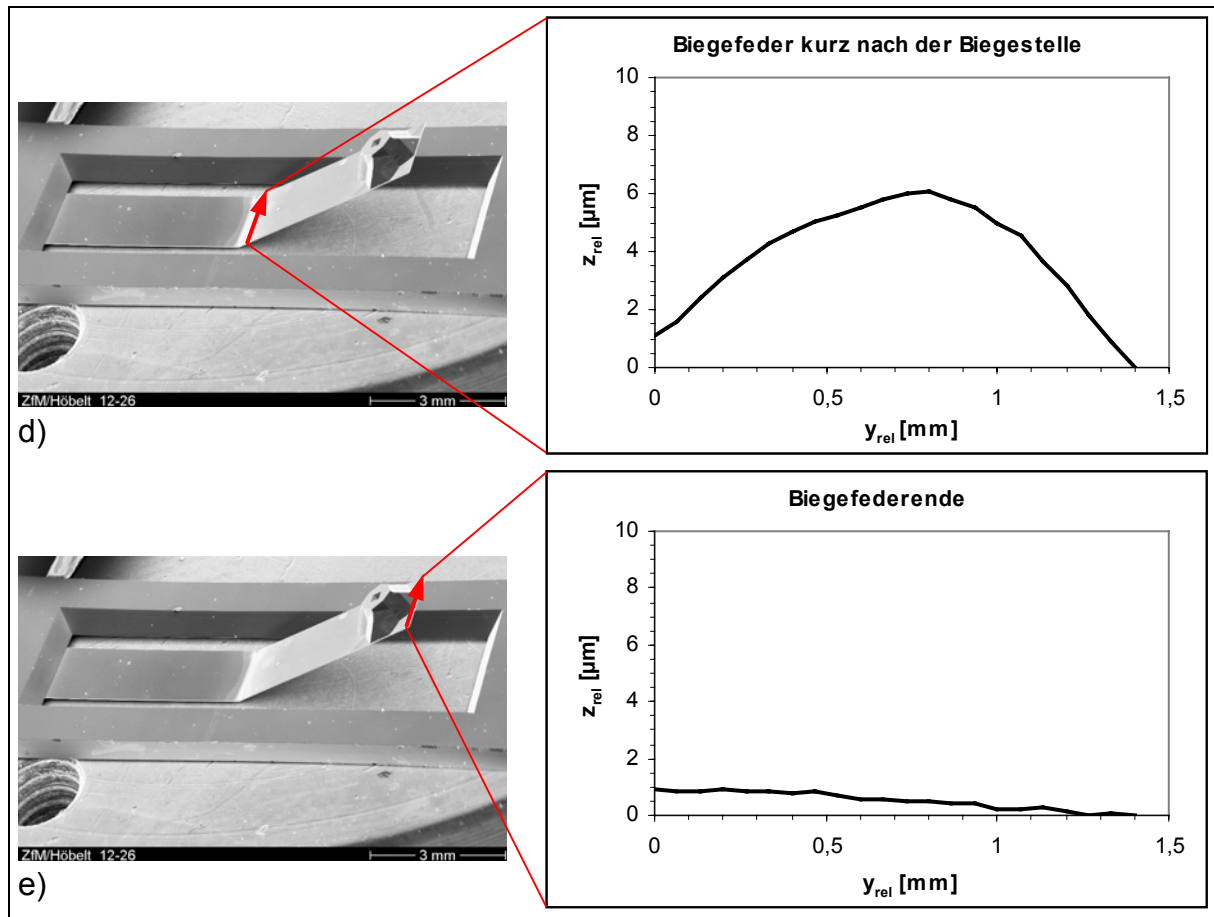


Bild 7-10: Typische Profile einer umgeformten Biegeprobe: a) Rahmen, b) unverformtes Biegefederstück, c) Biegestelle, d) Biegefeder kurz nach der Biegestelle, e) Biegefederende

Der Rahmen in Bild 7-10a und der ungebogene Biegefederabschnitt in Bild 7-10b wiesen kleine Querverzüge bis zu $1,5 \mu\text{m}$ auf. An der Biegestelle auf der Biegefeder-vorderseite in Bild 7-10c war eine deutlich ausgeprägte konkave Krümmung zu verzeichnen. Die Höhe der Krümmung in der Mitte der Biegefeder betrug gegenüber dem Rand $10 \mu\text{m}$. Die sich über einen Bereich von $0,5$ bis 1 mm längs der Biegefeder fortsetzende Krümmung verringerte sich mit zunehmender Entfernung von der Biegestelle (vgl. Bild 7-10c und d). Am von der Umformung unbeeinflussten Biegefederende betrug der Querverzug nur noch $1 \mu\text{m}$.

Die FEM-Berechnungsergebnisse in Kap. 5.4 bestätigten die gemessenen Querverzüge an der Biegeprobe eindeutig. In Bild 7-11 sind die berechneten Querprofile an verschiedenen Stellen auf der Biegefeder dargestellt. Die größte Krümmung auf der Biegefeder entstand hier ebenfalls in der Mitte der Biegestelle. In Richtung des freien Biegefederendes nahm die Krümmung stetig ab. In $0,5 \text{ mm}$ Entfernung von der Biegestelle betrug die maximale Höhe der Krümmung ca. $1/30$ des Wertes an der Biegestelle.

Aufgrund der beschriebenen Voraussetzungen und Annahmen, unter denen die FEM-Berechnungen durchgeführt wurden, sind die berechneten Querverzüge wesentlich kleiner als die gemessenen. Außerdem bezogen sich die Berechnungsergebnisse auf nur zehn Laserüberfahrten im Abstand 0,3 mm von der Einspannung der Biegefeder entfernt.

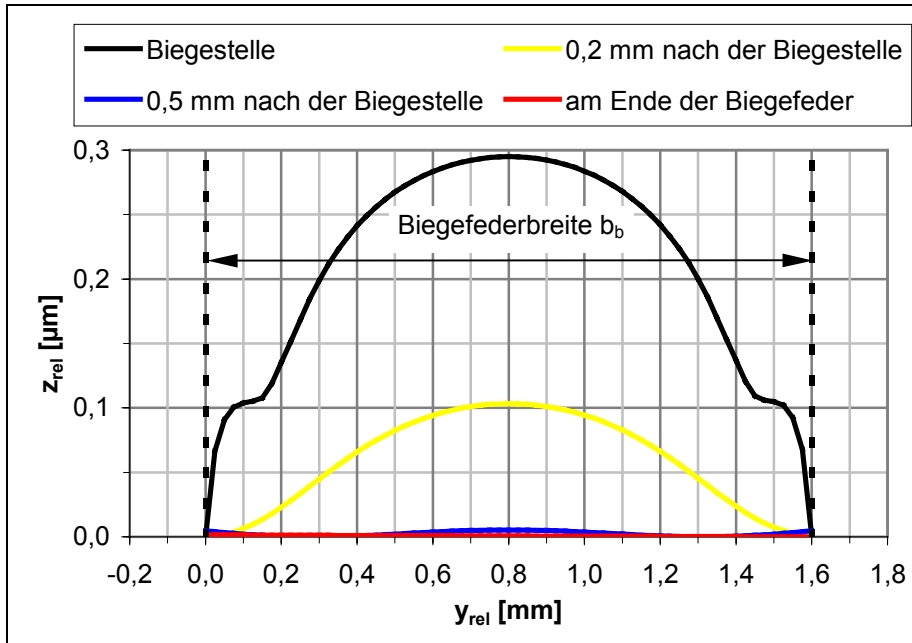


Bild 7-11: berechnete Querprofile an verschiedenen Orten auf der Biegefeder

Die Ursache für diese Krümmung liegt in den unterschiedlichen Dehnungsverhältnissen begründet, die in Kap 5.4.3 und 5.4.4 bereits diskutiert wurden. Die sich auf der

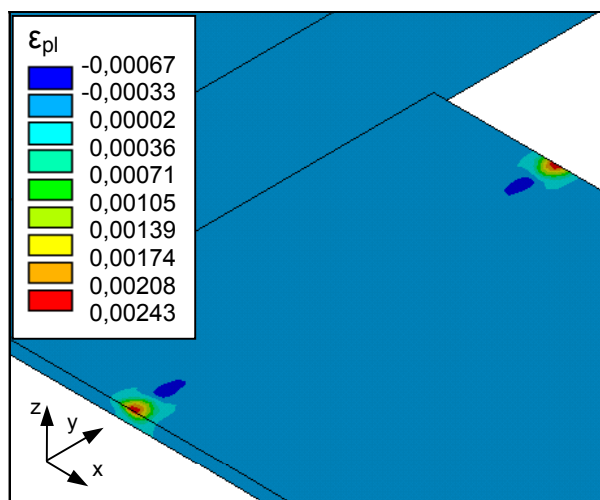


Bild 7-12: berechnete plastische Verformungen (s. Farblegende) in y- Richtung nach zehn Überfahrten auf der Biegefeder Vorderseite ($\epsilon_{pl} < 0$ bedeutet Stauchung, $\epsilon_{pl} > 0$ bedeutet Dehnung)

Vorderseite an den Biegefederrändern ausbildende starke plastische Dehnung in y-Richtung und die leichte Stauchung an der Rückseite verursachen eine Krümmung der Biegestelle. Durch die mäanderförmige Bestrahlung trat der Effekt an beiden Rändern der Biegefeder in gleichem Maße auf.

Das Querprofil an der Biegestelle in Bild 7-11 weist sattelförmige Verläufe in der Nähe der Biegefederränder auf. Dies ist auf den deutlich ausgeprägten Wechsel von plastischer Dehnung zu

plastischer Stauchung in y-Richtung zurückzuführen, wobei die plastische Stauchung nur etwa $\frac{1}{4}$ der plastischen Dehnung beträgt. Bild 7-12 zeigt zur Verdeutlichung die berechneten plastischen Verformungen in y-Richtung auf der Biegefedervorderseite. Im Profil der Biegeprobe in Bild 7-10c trat der sattelförmige Verlauf nicht auf. Aufgrund der viel größeren plastischen Verformung im Experiment ist davon auszugehen, dass sich die plastisch verformten Bereiche über die gesamte Biegefederbreite erstrecken und damit der Wechsel zwischen plastischer Dehnung und plastischer Stauchung in y-Richtung ausbleibt.

7.5 Biegeradien

Die Bestimmung der Biegeradien wurde mit Hilfe optischer Profilometrie von Mitarbeitern der Fachgruppe Werkstoffe der Elektrotechnik / Elektronik an der TU Chemnitz durchgeführt [115].

Die Abhängigkeiten der Biegeradien von ausgewählten Prozessparametern und dem Biegewinkel bei 1064 nm Laserwellenlänge sind in Bild 7-13 a-d zusammengestellt.

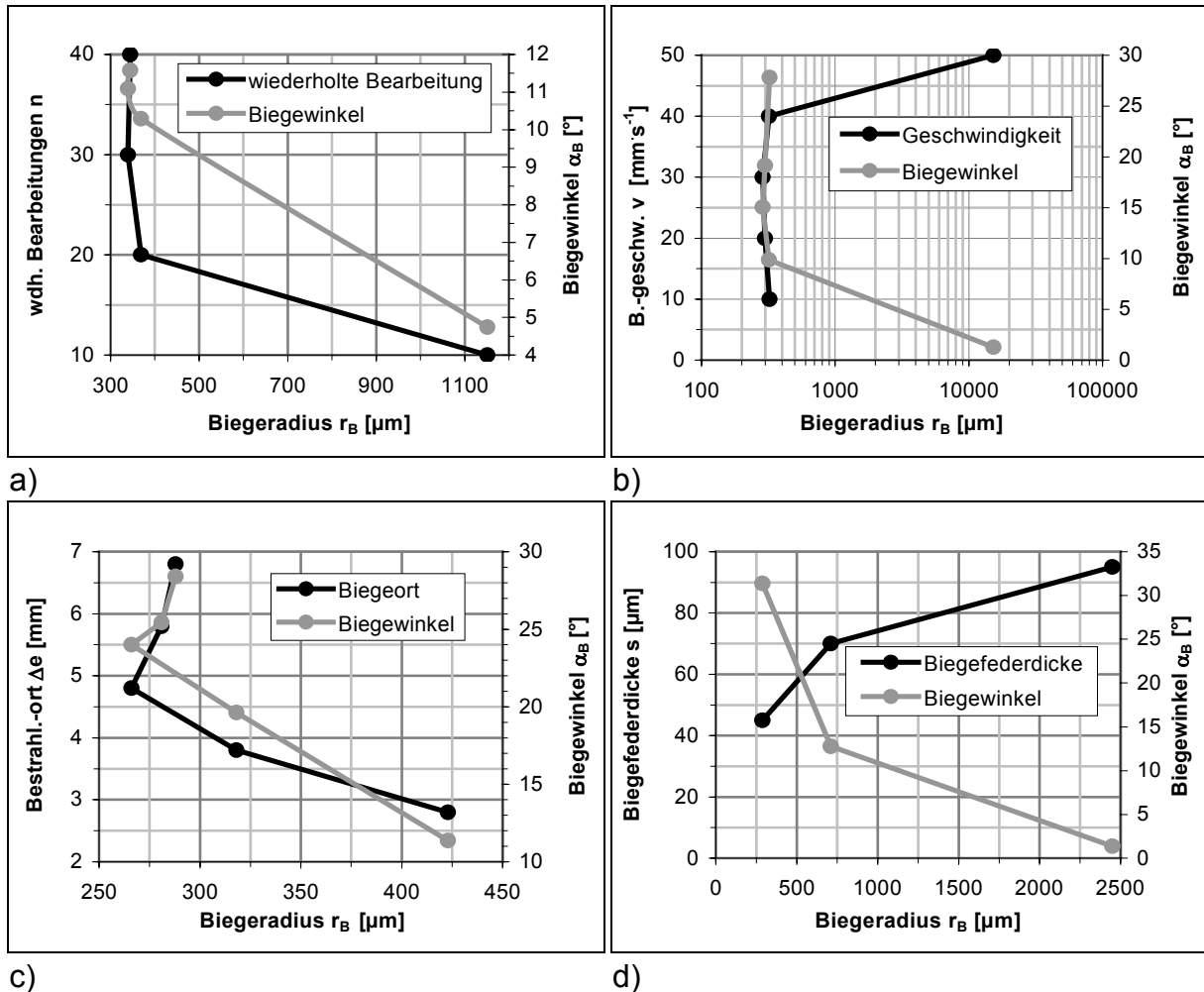


Bild 7-13: Biegeradien in Abhängigkeit von Prozessparametern und Biegewinkel (Laserwellenlänge 1064 nm): a) wiederholte Bearbeitungen n , b) Bearbeitungs-geschwindigkeit v , c) Bestrahlungs-ort Δe , d) Biegefederdicke s

Auf den ersten Blick vermutet man eine Abhängigkeit des Biegeradius von den Prozessparametern. Eine genauere Analyse zeigte, dass der Biegeradius mit dem Biegewinkel einhergeht. Bei größeren Biegewinkeln waren kleinere Biegeradien zu beobachten und umgekehrt.

Die Biegeradienbestimmung für Biegeproben, die mit der Wellenlänge 532 nm umgeformt wurden, lieferten das gleiche Ergebnis bezüglich des Biegeradius. Trägt man

die erhaltenen Biegewinkel aus allen Untersuchungen als Funktion der Biegeradien auf, wird dieser in Bild 7-14 grafisch dargestellte Zusammenhang besonders deutlich. Biegeproben mit Biege winkeln größer als 10° zeigten Biegeradien von 300-700 μm . Bei kleineren Biege winkeln stiegen die Radien an. Aus diesen Ergebnissen lässt sich schlussfolgern, dass sich der Biegeradius durch eine Variation der Prozessparameter nur in Zusammenhang mit dem Biege winkel verändert. Eine Abhängigkeit des Biegeradius von den Prozessparametern selbst war nicht ersichtlich.

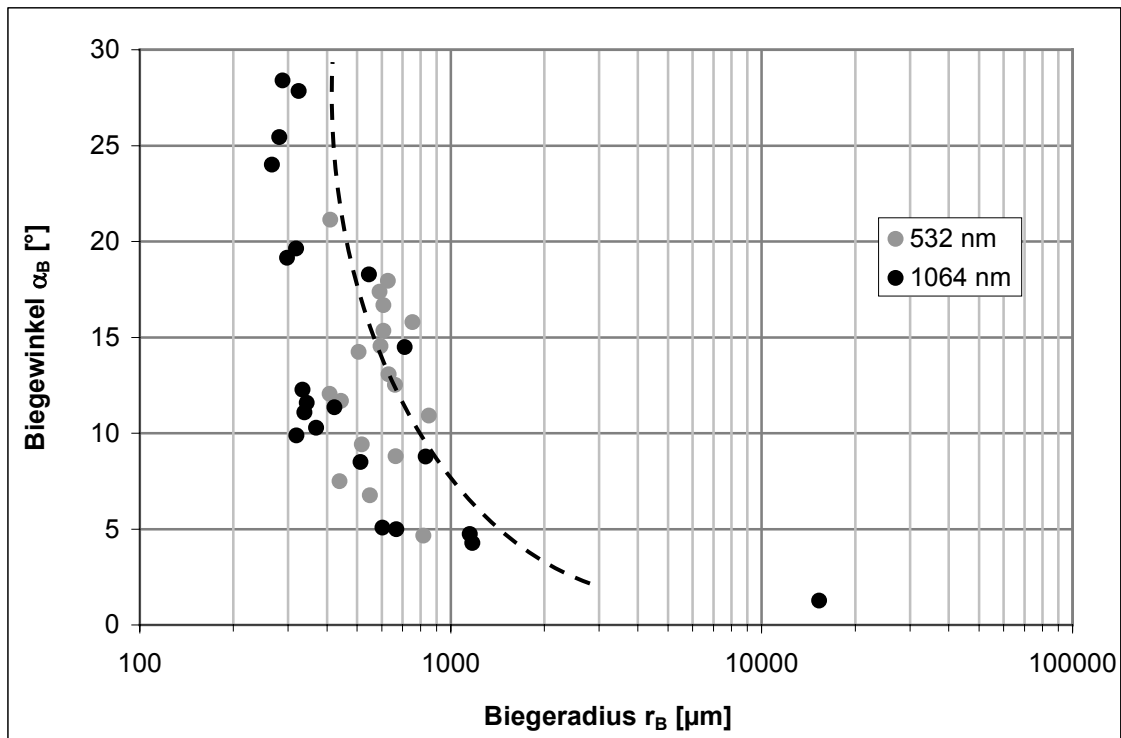


Bild 7-14: Biegeradien in Abhängigkeit vom Biege winkel

7.6 Reproduzierbarkeit und Alterungsverhalten

Reproduzierbarkeit der Umformung

Zur Bestimmung der Reproduzierbarkeit der Umformung wurde eine Serie aus 55 Biegeproben (Serie 1) mit gleichbleibenden Parametern umgeformt. Der Biege­winkelmittelwert betrug $17,5^\circ$. Die maximale Spanne der erreichten Biege­winkel lag bei 24° . Die Abweichungen sind für den praktischen Einsatz zu groß. Bild 7-15 zeigt die Häufigkeitsverteilung der Biege­winkelabweichung vom Biege­winkelmittelwert aus Serie 1. Die Abszisse des Diagramms ist in Häufigkeitsklassen eingeteilt. Beispielsweise beinhaltet die Klasse „0“ alle Biege­winkelabweichungen zwischen $-2,9^\circ$ und 0° , die Klasse „3“ alle Biege­winkelabweichungen zwischen $0,1^\circ$ und 3° usw.

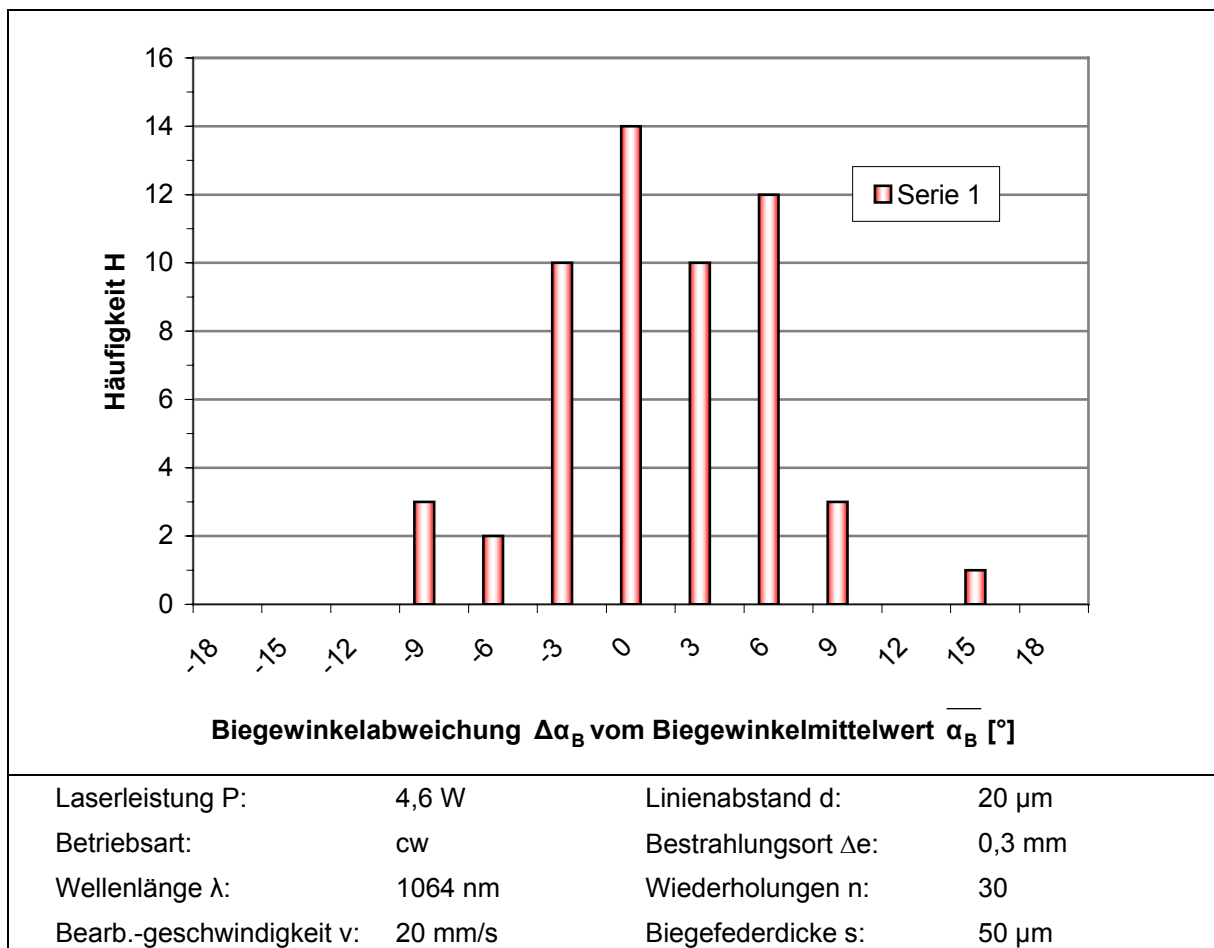


Bild 7-15: Häufigkeitsverteilung der Biege­winkelabweichung $\Delta\alpha_B$ vom Biege­winkelmittelwert α_B der Serie 1 und zugehörige Prozessparameter

Eine Ursache für die starke Streuung der Biege­winkel stellte die Schwankung der Laserleistung dar. Wie in Kapitel 6.3.1.2 bereits beschrieben wurde, reagierte der Biege­winkel sehr sensibel auf Laserleistungsänderungen. Für die jeweilige Biegung

hatte eine Leistungsschwankung im Bereich von 5-10% schon eine große Auswirkung auf den sich einstellenden Biegewinkel. Einen Toleranzbereich von 1% für die Leistungsschwankung könnte man akzeptieren, ist aber für einen Laser nur unter erheblichem Aufwand zu realisieren.

An der vorhandenen Laseranlage konnten die auftretenden Leistungsschwankungen durch Veränderungen bzw. Umbau des Kühlkreislaufs auf $\pm 2,5\%$ minimiert und damit bessere Bedingungen für die Versuchsreihen geschaffen werden. Durch die geringere Schwankung der Laserleistung verbesserte sich die Reproduzierbarkeit deutlich.

Für die in Bild 7-16 dargestellte Verteilung wurden 22 Biegeproben (Serie 2) mit konstanten Parametern umgeformt und denen aus der Serie 1 gegenübergestellt. Die Biegewinkel wichen bei Serie 2 nur noch um bis zu $4,5^\circ$ voneinander ab und schwankten um einen Mittelwert von $12,3^\circ$.

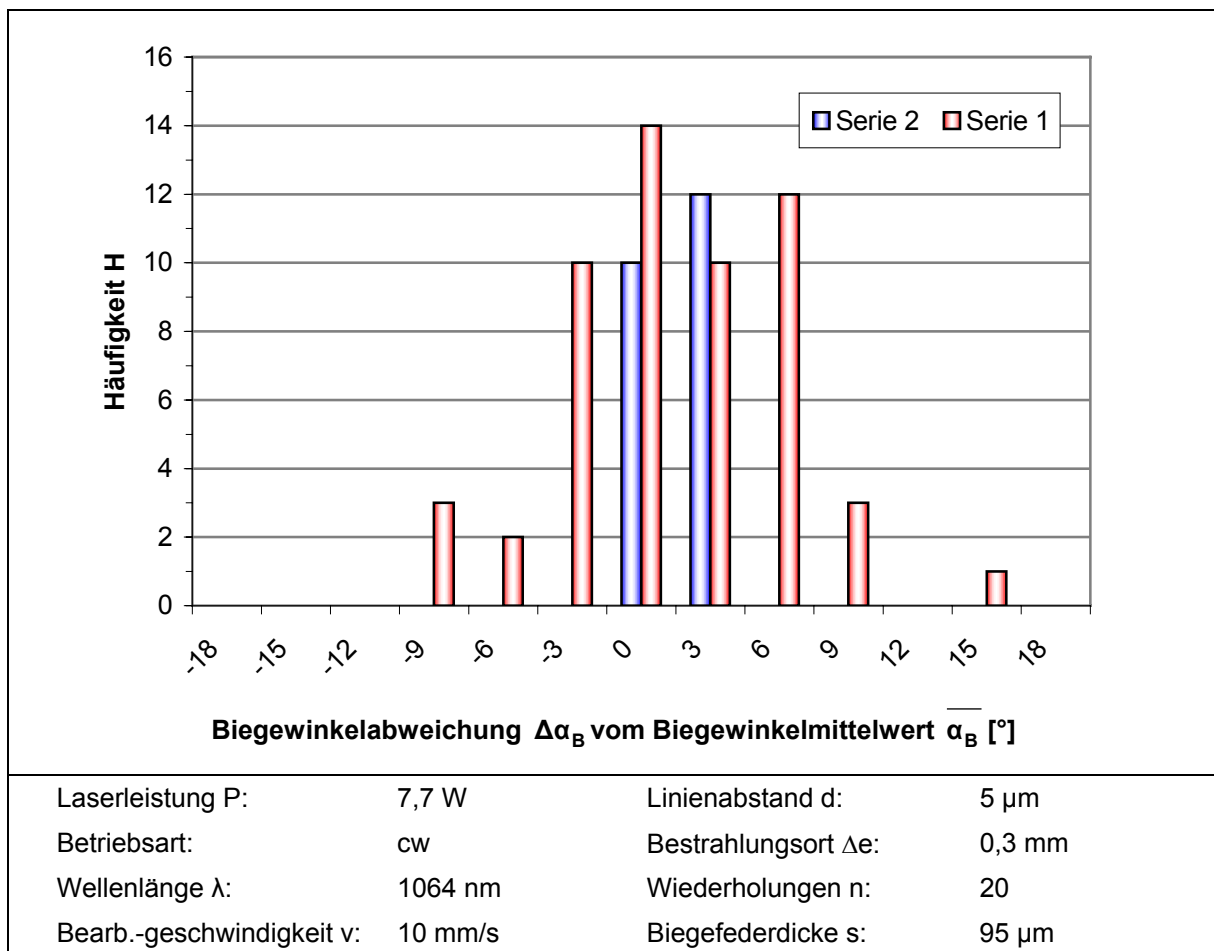


Bild 7-16: Häufigkeitsverteilung der Biegewinkelabweichung $\Delta\alpha_B$ vom Biegewinkelmittelwert $\bar{\alpha}_B$ der Serie 2 und zugehörige Prozessparameter sowie Häufigkeitsverteilung des Biegewinkels der Serie 1

Einen weiteren Einfluss für die Streuung der Biegewinkel hatten die unterschiedlichen Biegefederdicken. Dickenschwankungen der Biegefedern von bis zu $\pm 2\%$ beeinflussten den Biegewinkel deutlich. Wie die experimentellen Untersuchungen gezeigt haben, setzten größere Biegefederdicken der Umformung einen stärkeren Widerstand entgegen und umgekehrt.

Die Reproduzierbarkeit der bisher hergestellten Umformungen ist bedingt durch die Toleranzfelder im Umformprozess (hauptsächlich Schwankungen der Laserleistung und Variation der Biegefederdicke) begrenzt und für spätere Anwendungen in der Mikrosystemtechnik als unzureichend einzuschätzen.

Eine Möglichkeit, die beim Umformprozess störenden Einflüsse zu eliminieren und damit die Reproduzierbarkeit zu verbessern, besteht im Aufbau eines Regelkreises, der vom Biegewinkel als Stellgröße gesteuert wird. Für die Regelung ist während des Umformprozesses ein ständiger Soll- und Ist-Winkel-Vergleich nötig. Stimmen beide Winkel überein, dann wird der Laserstrahl abgeschaltet und damit der Biegevorgang gestoppt.

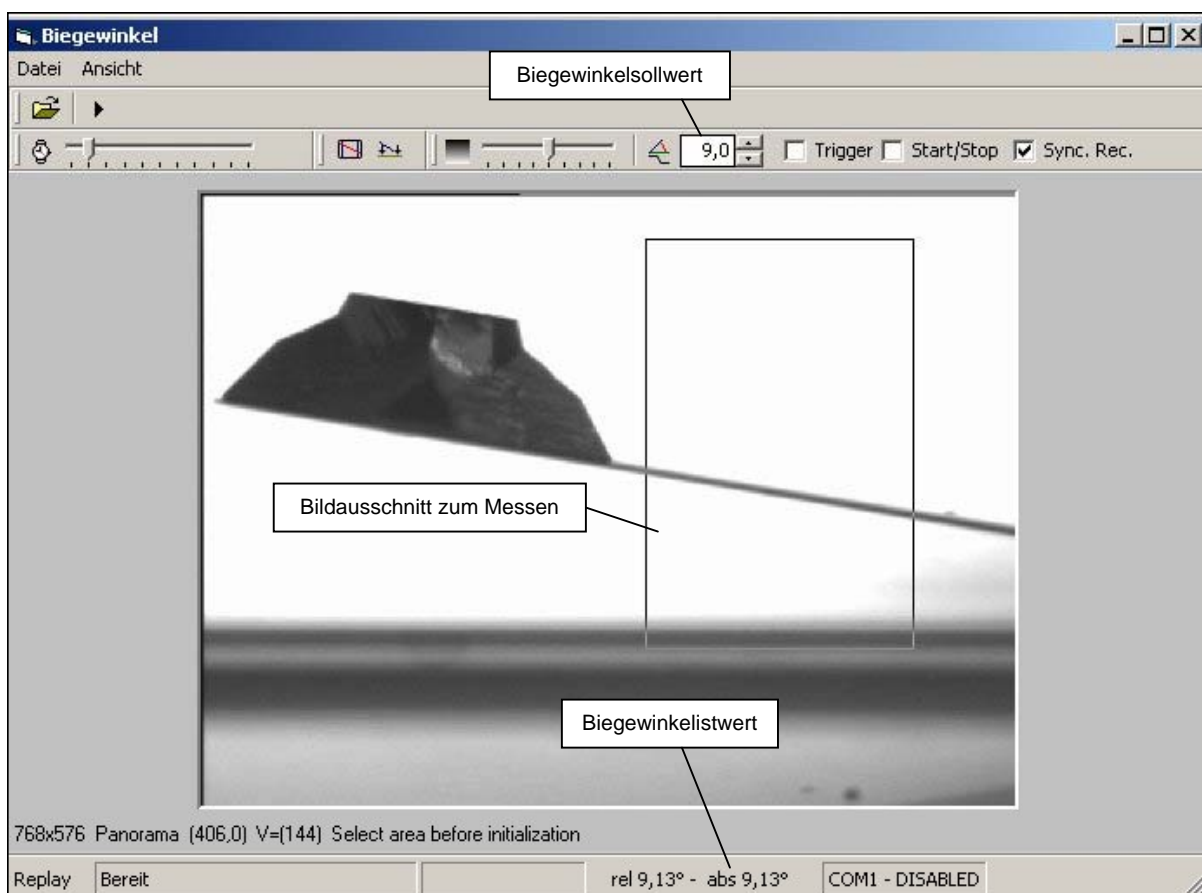


Bild 7-17: Benutzeroberfläche zur Biegewinkelmessung

Zur Realisierung wurde ein Teil der zum Biegewinkelmessgerät gelieferten Softwaremodule für den Aufbau des Regelkreises genutzt.

Die CCD-Kamera übermittelt die aktuellen Bilder vom Biegevorgang an den Steuerrechner. An dieser Stelle wurde in den Prozessablauf eingegriffen und die vorhandenen Softwaremodule entsprechend ergänzt bzw. durch neue Module erweitert. Am aufwendigsten gestaltete sich die Umsetzung der Biegewinkelauswertung in Echtzeit, d.h. die Biegewinkelbestimmung in jedem gelieferten Bild.

Die neu gestaltete Benutzeroberfläche ist in Bild 7-17 dargestellt. Zuerst muss der Nutzer den gewünschten Sollwinkel vorgeben. Im Anschluss können Einstellungen zum Aufnehmen der Bilder (z.B. Bildanzahl) und zur Biegewinkelbestimmung (z.B. Auswahl des Bildausschnitts zum Messen) vorgenommen werden.

Im dazu durchgeführten Experiment wurden 23 Biegeproben (Serie 3) mit einer Biegewinkelvorgabe von 10° umgeformt. Die Ergebnisse sind in Bild 7-18 denen der

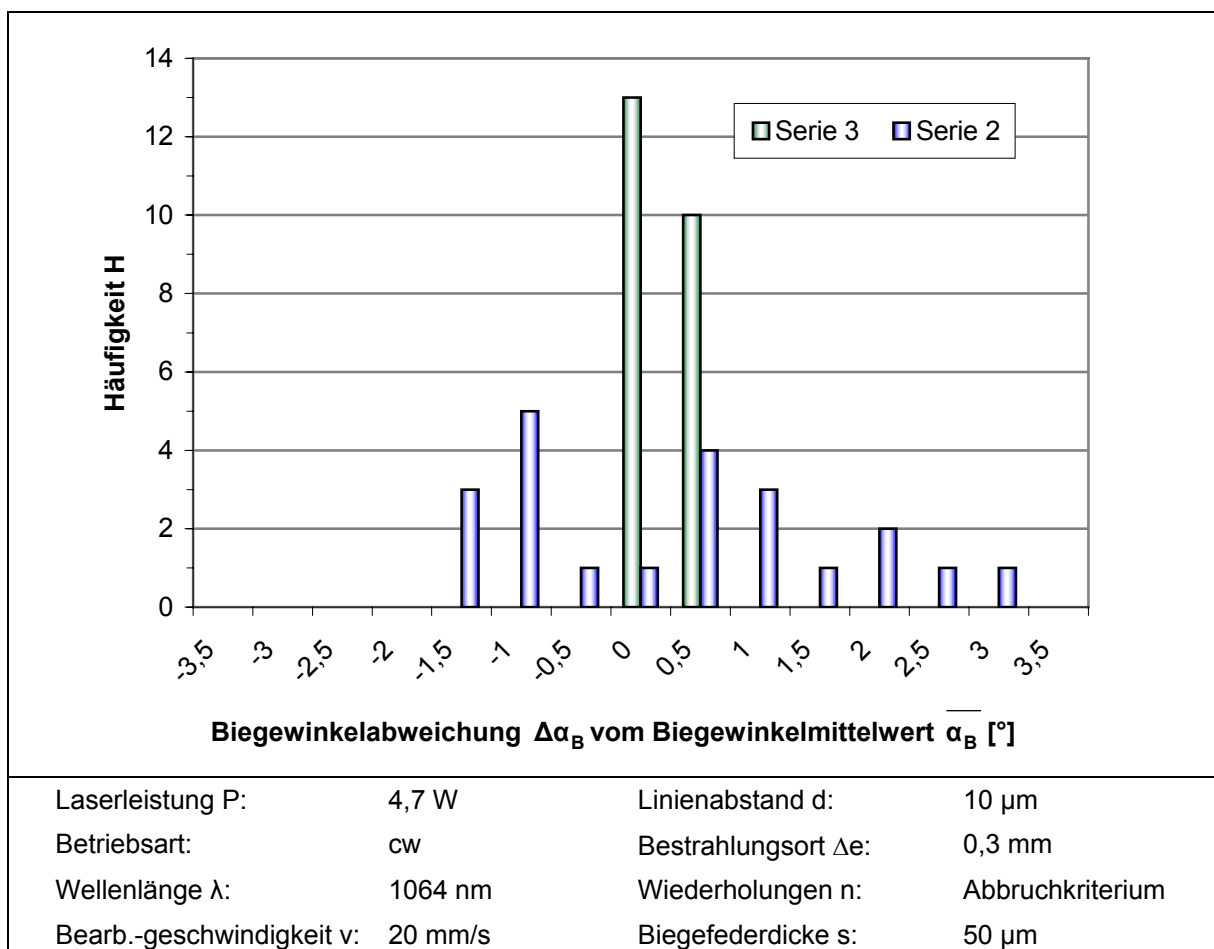


Bild 7-18: Häufigkeitsverteilung der Biegewinkelabweichung $\Delta\alpha_B$ vom Biegewinkelmittelwert $\bar{\alpha}_B$ der Serie 3 und zugehörige Prozessparameter sowie Häufigkeitsverteilung des Biegewinkels der Serie 2

Serie 2 zum Vergleich gegenübergestellt. Gegenüber den Ergebnissen ohne Regelkreis (Serie 2) konnte eine Verbesserung um eine Größenordnung mit einer verbleibenden Abweichung von nur noch $\pm 0,3^\circ$ bei einem Biegewinkelmittelwert von $10,15^\circ$ erreicht werden.

In Bild 7-19 deutlich zu sehen liegt das Maximum der Häufigkeitsverteilung nicht bei

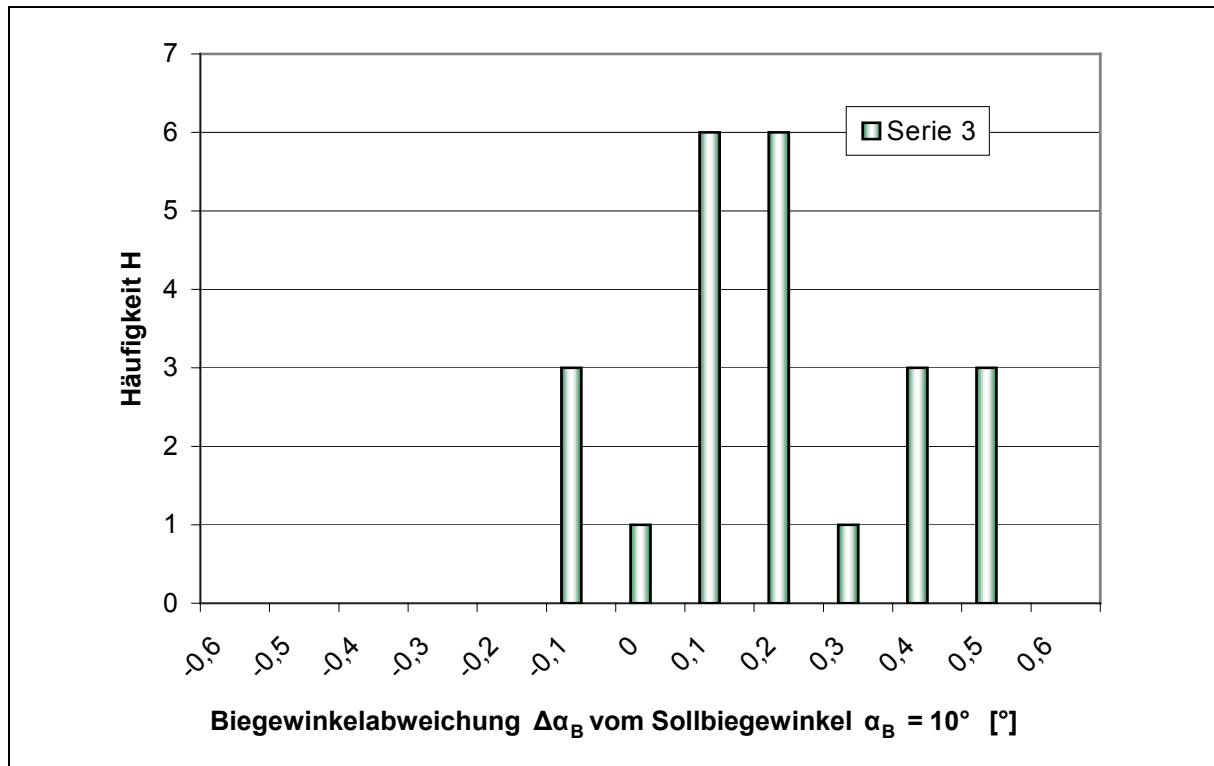


Bild 7-19: Häufigkeitsverteilung der Biegewinkelabweichung $\Delta\alpha_B$ vom vorgegebenen Sollbiegewinkel $\alpha_B = 10^\circ$ bei Serie 3

10° , sondern zwischen $10,1^\circ$ und $10,2^\circ$, d.h. der eingestellte Sollbiegewinkel wurde leicht überschritten. Dafür kommen mehrere Ursachen in Betracht:

Erstens erfolgt die Abschaltung der Laserstrahlung, sobald über die Bildauswertung die Bedingung Istwinkel = Sollwinkel erreicht wird. Der Laserstrahl befindet sich zu diesem Zeitpunkt mit großer Wahrscheinlichkeit auf der Biegefeder, weil die Wegstrecken zu den Umkehrpunkten außerhalb der Biegefeder klein im Gegensatz zur Biegefederbreite sind. Zum Zeitpunkt des Abschaltens der Laserstrahlung ist der Umformprozess noch nicht beendet. Die während der Abkühlphase noch wirksamen thermisch induzierten Spannungen können den Biegewinkel verändern. Eine speziell zugeschnittene FEM-Berechnung, in der der Laserstrahl während der Überfahrt auf der Biegefeder abgeschaltet wird, bestätigte diesen Effekt.

Zweitens nimmt der Biegewinkelzuwachs pro Überfahrt diskrete Werte an, so dass es praktisch nicht möglich ist, mit den eingestellten Prozessparametern den exakten Sollbiegewinkel außerhalb dieser diskreten Werte zu erreichen.

Drittens ergab sich wie in Kap. 6.1.2. beschrieben aus dem Messaufbau bzw. der Messung eine minimal erreichbare untere Grenze für die Messgenauigkeit.

Viertens entstand ein zeitlicher Versatz zwischen dem Biegevorgang und der Auswertung des aktuellen Biegewinkelwertes. Der Steuerrechner erhält von der CCD-Kamera 8,3 Bilder in der Sekunde (= alle 120 ms 1 Bild). Für die Bildübermittlung an den Steuerrechner und die sich anschließende Bildauswertung bis hin zur Auslösung des Stop-Signals wird zusätzlich Zeit benötigt. Bei durchschnittlich 170 Überfahrten (Mäander 17 mal abgearbeitet) beträgt der mittlere Biegewinkelzuwachs knapp $0,06^\circ$ pro Überfahrt bezogen auf 10° Endbiegewinkel. Der Laserstrahl benötigt bei einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von $20 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ für eine Überfahrt 120 ms (Abarbeitung einer Mäanderlinie). Bedingt durch die Bilderfassungsrate von 8,3 Bildern pro Sekunde und dem Zeitbedarf bis zum Auslösen des Stop-Signals werden mindestens 1 bis 2 Überfahrten mehr absolviert. Dadurch entsteht zwangsweise ein um $0,06^\circ$ bis $0,12^\circ$ größerer Biegewinkel.

Mit Hilfe des aufgebauten Regelkreises konnte die Reproduzierbarkeit drastisch verbessert und von den vorhandenen Toleranzfeldern im Umformprozess entkoppelt werden. Die geringen Abweichungen des Biegewinkels von wenigen Zehntel Grad erlauben den Einsatz des Verfahrens in der Mikrosystemtechnik.

Alterungsverhalten der Biegestelle

Zur Untersuchung, ob ein Alterungsverhalten der lasergebogenen Proben auftritt, wurde in unterschiedlichen Zeitabständen der Biegewinkel an einer umgeformten Probe nachgemessen. Tabelle 7-3 zeigt die Messwerte.

Tab. 7-3: Biegewinkeländerung in Abhängigkeit von der Zeit

Zeit t	0 s	20 s	30 s	1 min	10 min
Biegewinkel α_B	$29,9^\circ$	$29,9^\circ$	$29,9^\circ$	$29,9^\circ$	$29,9^\circ$
Zeit t	1 h	1 d	4 d	28 d	365d
Biegewinkel α_B	$29,9^\circ$	$29,9^\circ$	$29,9^\circ$	$29,9^\circ$	$29,9^\circ$

Im Zeitraum bis zu 1 Jahr blieb der Biegewinkel konstant, so dass man einen kurz- und mittelfristigen Alterungsprozess ausschließen kann. Es ist anzunehmen, dass

auch über diesen Zeitraum hinaus keine Veränderung des Biegewinkels durch Alterungsprozesse eintritt.

7.7 Vergleich Laserstrahlumformen – Umformung mit Biegewerkzeug in einem Wärmeofen

In diesem Abschnitt werden das Laserstrahlumformen von Siliziummikrostrukturen und die Umformung von Siliziummikrostrukturen mittels Biegewerkzeug in einem Wärmeofen gegenübergestellt und hinsichtlich wichtiger Verfahrensmerkmale charakterisiert.

In Tabelle 7-4 sind eine Reihe wichtiger Merkmale beider Verfahren gegenübergestellt und mit Pfeilen bewertet (↑ positiv, → neutral, ↓ negativ). Der Vergleich soll

Tab. 7-4: Verfahrensmerkmale Laserstrahlumformen - Umformung mit Werkzeug in einem Wärmeofen

	Laserstrahlumformen	Ofenumformung
Technischer Aufwand	→ Laseranlage und Biege- winkelerfassung	→ Isolierter Wärmeofen mit spezieller Biegevorrich- tung und Messsystemen für Kraft und Weg
Umformwerkzeug	↑ Nicht erforderlich	↓ Erforderlich, meist für jede Umformaufgabe spezielles Werkzeug
Zugänglichkeit der Biegestelle	↑ uneingeschränkt (bis zur Abschattung des Strahls)	↓ Werkzeug (u.U. Werk- zeughalter mit Bewe- gungssystem) muss zur Biegestelle geführt wer- den
Mögliche Biegeaufga- ben	↑ Einfache, mehrfache, kontinuierliche Biegun- gen auch an Bauteilen im Waferverbund	↓ Meist nur einfache Bie- gungen an Einzelbautei- len
Zeitbedarf	↑ Einige 10 s bis 2 min	↓ Mehrere Stunden
Wärmeeintrag	↑ Lokal, nur auf Biegestelle begrenzt	↓ Ganzes Bauteil
Eigenspannungen nach der Umformung	↓ Sehr hoch	↑ gering
Erreichter Biegewinkel nach Beendigung des Umformprozesses	↑ unverändert, weil keine elastische Rückfederung	↓ kleiner als unter Belas- tung mit dem Werkzeug wegen elastischer Rück- federung bei Entlastung
Schädigung der Bie- gestelle	↓ Schmelzspuren an den Rändern	↑ keine
Stückzahlen	↑ Kleine bis mittlere Stück- zahlen	↓ Nur wenige Teile

Vor- und Nachteile herausstellen und damit mögliche Einsatzgebiete aufzeigen und voneinander abgrenzen.

Folgende Vor- und Nachteile des Laserstrahlumformens von Siliziummikrostrukturen gegenüber der in Kap. 3.3 ausführlich beschriebenen Umformung mittels Biegewerkzeug in einem Wärmeofen können zusammengefasst werden:

Vorteile des Laserstrahlumformens

1. Das Verfahren arbeitet berührungslos.
2. Die Umformung erfolgt ohne Wirkung äußerer Kräfte, dadurch entsteht auch keine elastische Rückfederung nach Beendigung des Umformprozesses.
3. Für die Umformung sind keine Werkzeuge notwendig. Die flexible Positionierung des Werkzeuges „Laserstrahl“ gestattet komplexe Umformaufgaben auch an schwer zugänglichen Stellen, die mit mechanischem Biegewerkzeug nicht bewerkstelligt werden können.
4. Mit Hilfe des Laserstrahlumformens sind Biegeaufgaben an Bauteilen möglich, die sich im Waferverbund befinden.
5. Durch die lokale Lasererwärmung ist die Wärmebelastung angrenzender Gebiete minimal. Somit eignet sich diese Verfahren auch zur Bearbeitung mikrosystemtechnischer Komponenten im fortgeschrittenen Prozessstadium oder sogar bereits endmontierter Mikrosysteme.
6. Der Zeitbedarf für die Umformung ist sehr gering im Gegensatz zur Ofenumformung.

Nachteile des Laserstrahlumformens

1. Nach der Umformung verbleibt ein sehr hoher Eigenspannungsanteil im Bauteil.
2. Schmelzspuren an den Rändern der Biegefeder lassen sich nicht vermeiden.
3. Bei Neubeschaffung der Laseranlage liegen die Anschaffungskosten hoch im Gegensatz zur Umformung in einem Wärmeofen.

Im Hinblick auf den Einsatz dieser Technologie in der Mikrosystemtechnik besitzt das Umformen von Silizium mit Laserstrahlung aufgrund seiner hohen Flexibilität und des geringen Zeitbedarfs das größere Potential gegenüber der Umformung mittels Biegewerkzeug im Wärmeofen. Geschmälert wird dieses Potential nur durch die unvermeidbaren Schädigungen an den Rändern der Biegestelle und die möglicherweise störenden Eigenspannungszustände nach der Umformung.

8 Spezielle Umformaufgaben und Anwendungsmöglichkeiten

8.1 Umformung von zweiseitig eingespannten Biegefedern

Für die Versuche standen zweiseitig eingespannte 50 µm dicke Biegeproben ohne Boss zur Verfügung, siehe Bild 8-1.

Im Gegensatz zur Umformung mittels Biegewerkzeug im Wärmeofen, bei der das komplette Bauteil weit oberhalb der Grenze für eine plastische Verformung erwärmt

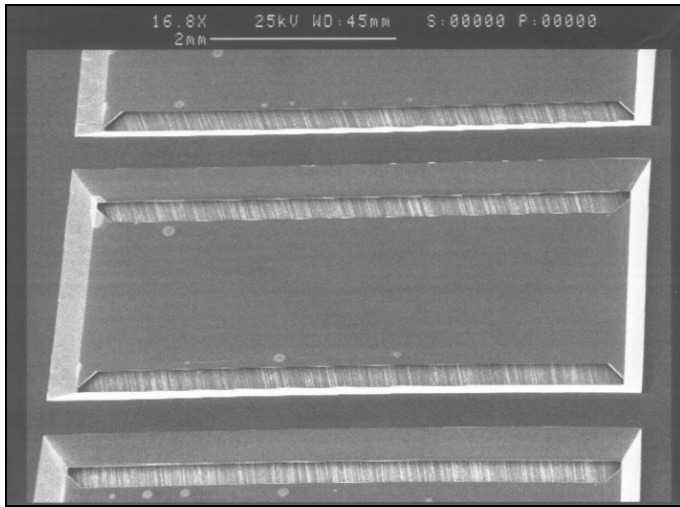


Bild 8-1*: REM-Aufnahme einer ungebogenen zweiseitig eingespannten Biegefeder

und dann mit Hilfe eines Werkzeugs plastisch verformt wird, handelt es sich bei der Laserbestrahlung um eine sehr lokal und sequentiell erzeugte Erwärmung der Biegestellen.

Beim Laserstrahlumformen müssen die sich ausbildenden thermisch induzierten Spannungen zur plastischen Deformation führen. D.h. einerseits muss die Duktilitätsgrenze überschritten werden ($T \geq 600^\circ\text{C}$), andererseits

ist eine plastische Deformation nur möglich, wenn die generierten Spannungen die Fließgrenzspannung überschreiten.

Die beidseitig eingespannten Biegefedern wurden mit den sich als günstig erwiesenen Parametern aus den vorangegangenen Untersuchungen bestrahlt. Im konkreten Fall wurden 3 verschiedene Bestrahlungsvarianten untersucht:

1. sequentielle Bestrahlung der beiden Einspannstellen der Biegefeder
2. wechselseitige Bestrahlung der beiden Einspannstellen der Biegefeder
3. kontinuierliche Bestrahlung eines 6 mm langen Bereiches der Biegefeder.

Zuerst sind beide Einspannstellen an Probe 1 nacheinander bestrahlt worden. Während der Bestrahlung war eine ständige Auf- und Abbewegung der Biegefeder zu beobachten. Nach der Bestrahlung konnte jedoch keine bleibende Verformung festgestellt werden. Auch mehrere Wiederholungen und höhere Laserleistung brachten

kein neues Ergebnis. Die verwendeten Parameter und Ergebnisse sind Tabelle A-11 im Anhang zu entnehmen.

In einem weiteren Versuch wurden beide Einspannstellen im Wechsel bestrahlt (Probe 2). Nach der Bearbeitung blieb auch hier keine Verformung zurück, s. Tabelle A-12 im Anhang.

Die dritte Bestrahlungsvariante verfolgte das Ziel, durch eine plastische Verformung eines großen Bereiches der Biegefeder die ersten beiden Varianten abzulösen.

Es wurde quer über die Biegefeder kontinuierlich gescannt. Die Scanlänge betrug 6 mm, der Linienabstand der Mäanderlinien 20 μm . Auch hier war während der Bestrahlung eine ständige Auf- und Abbewegung der Biegefeder zu beobachten. Nach der Bearbeitung blieb nur eine sehr geringe undefinierte Verformung erhalten. Nach mehreren wiederholten Bearbeitungen riss die Feder bei Probe 3 während, bei Probe 4 nach der Bearbeitung ab. Auch mit dieser Variante konnten keine nutzbaren plastischen Verformungen erreicht werden (Parameter und Ergebnisse s. Tabelle A-13 im Anhang).

Die Ergebnisse lassen sich so erklären: Durch die lokale Wirkung des Umformwerkzeugs „Laserstrahl“ wurde die Duktilitätsgrenze nur in einem sehr kleinen Bereich auf der Biegefeder überschritten. Außerhalb konnte sich die Biegefeder nur elastisch verformen. Bei zweiseitig eingespannten Biegefedern generierte die Laserstrahlung so hohe thermisch induzierte Spannungen in der Biegefeder, dass die Elastizitätsgrenze von Silizium überschritten wurde und die Biegefeder abriss oder zersplitterte. Der Laser als Umformwerkzeug für zweiseitig eingespannte Biegefedern ist deshalb als ungeeignet einzuschätzen. Umformversuche mit Hilfe eines Biegewerkzeugs in einem Wärmeofen hingegen wurden erfolgreich durchgeführt [2].

8.2 Umformen mit Laserstrahlung und zusätzlichem Biegewerkzeug

Für die Untersuchungen zum Umformen mittels Laserstrahlung und zusätzlichem Biegewerkzeug wurde der Probenhalter durch den Anbau eines Biegewerkzeugs ergänzt. Als Biegewerkzeug diente ein gehärteter Metallstift mit einer kegelförmigen

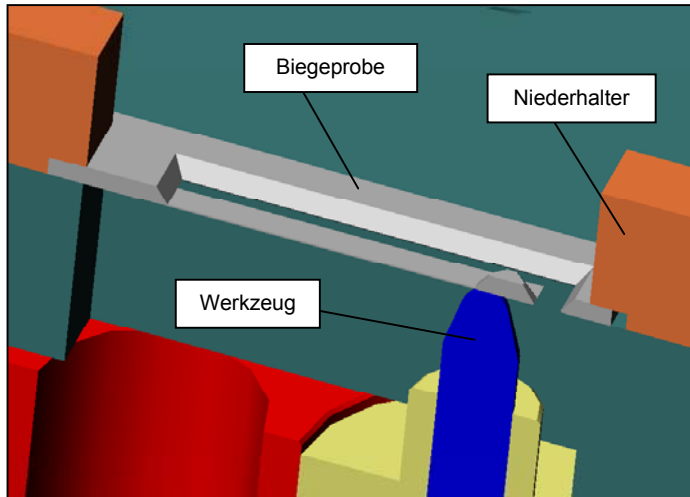


Bild 8-2: Schnittdarstellung des Probenhalters mit Biegewerkzeug (blau) und Biegeprobe (grau)

leicht abgerundeten Kuppe, der in Bild 8-2 blau dargestellt ist. Der Metallstift wurde von einer Mikrometerschraube bewegt. Die Kuppe des Stifts drückte unmittelbar gegen die Biegefederrückseite und bewirkte somit eine elastische Verformung der Biegefeder. Am Biegewinkelmessgerät konnte man sofort den vorgespannten Biegewinkel ablesen.

Im Vorfeld mussten die Prozessparameter für die Untersuchungen mit Laserstrahlung und zusätzlichem Biegewerkzeug so abgestimmt werden, dass durch die Laserbestrahlung allein ohne Einsatz des Biegewerkzeugs noch keine Umformung stattfand.

Bei den Untersuchungen wurden größere Strahlfleckdurchmesser zur Erwärmung eines ausgedehnteren Bereichs verwendet, als bei den Versuchen ohne zusätzliches mechanisches Werkzeug. Die Variation des Strahlfleckdurchmessers erfolgte durch Defokussierung.

Der Ablauf der Umformung unterteilte sich in drei Schritte:

1. elastisches Vorspannen der Biegefeder mit dem Biegewerkzeug
2. Laserbestrahlung
3. Entspannen der Biegefeder

Im Gegensatz zur Umformung in einem Wärmeofen wirkte hier das Biegewerkzeug bereits im „kalten“ Zustand auf die Biegefeder und verursachte eine rein elastische Verformung. Die absorbierte Laserstrahlung führte zur lokalen Erwärmung. Infolgedessen sank an dieser Stelle die Fließgrenzspannung ab. Ein Teil der durch das Bie-

gewerkzeug verursachten elastischen Vorspannung wurde in plastische Verformung umgewandelt. Nach der Laserbestrahlung erfolgte das Entspannen der Biegefeder. Dabei bildeten sich die noch vorhandenen elastischen Vorspannungen zurück und die entgültige Form entstand.

Die Durchführung der Untersuchungen gestaltete sich schwierig und war mit einigen Problemen verbunden: Die Versuchsbedingungen unterschieden sich für verschiedenen große elastische Vorspannungen. Die Bearbeitungsebene des Laserstrahls lag fest auf der ungebogenen Biegefedervorderseite. Je größer die mechanische Vorspannung war, desto mehr wanderte die Biegefedervorderseite aufgrund der größeren Durchbiegung nach oben, gekennzeichnet durch die gestrichelt gezeichneten roten Linien in Bild 8-3. Im konkreten Fall verkleinerte sich dadurch der Strahlfleck-

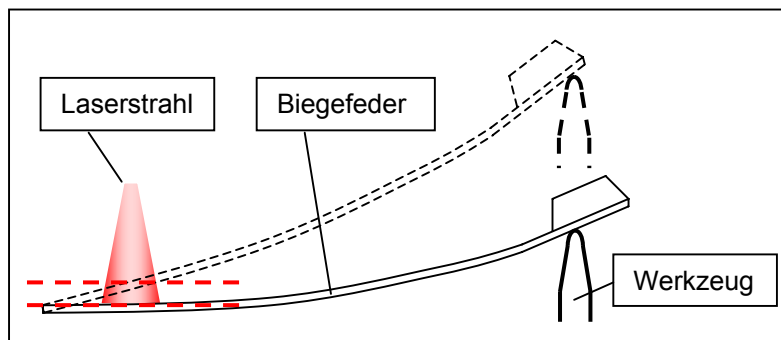


Bild 8-3: schematische Darstellung: Vorspannen der Biegefeder mit Werkzeug

durchmesser auf der Biegefedervorderseite infolge zunehmender Fokussierung und die Leistungsflussdichte stieg. Dies konnte im Extremfall dazu führen, dass die Schwelle zur Umformung durch thermisch induzierte Spannungen überschritten wurde und das Biegewerkzeug nur teilweise oder gar nicht zur Umformung beitrug.

Ein weiteres Problem war die Erfassung bzw. Messung der kleinen Biegewinkel. Die Auflösungsgrenze des Biegewinkelmessgerätes betrug beim höher auflösenden Objektiv etwa $0,25^\circ$ und lag im Bereich der zu erwartenden Biegewinkel. Durch die begrenzte Auflösung des Biegewinkelmessgerätes konnten die Winkel nur sehr grob bestimmt werden.

Die $70\ \mu\text{m}$ dicken Biegeproben ließen sich mit Hilfe von Laserstrahlung und dem Einsatz eines zusätzlichen Biegewerkzeugs plastisch verformen. Ähnlich wie bei den Untersuchungen ohne zusätzliches Biegewerkzeug war auch hier eine bestimmte Laserleistung erforderlich, um den Umformprozess zu initiieren. Für die Untersu-

chungen lag die untere Grenze der Laserleistung bei 6,3 W. Die obere Grenze der Laserleistung wurde durch das Einsetzen des Biegens infolge thermisch induzierter Spannungen ohne Wirkung des Biegewerkzeugs festgelegt.

Für die Erzeugung plastischer Verformungen musste die Biegefeder mit einem Vorspannwinkel α_v von mindestens 5° beaufschlagt werden. Die hergestellten Biegewinkel waren sehr klein und betrug nur etwa ein Zehntel vom elastisch vorgespannten Winkel. Der erreichte maximale Biegewinkel betrug $1,4^\circ$.

Eine höhere elastische Vorspannung zum Erzielen größerer Biegewinkel konnte nicht realisiert werden, weil bei einem Vorspannwinkel α_v von etwa 10° die Bruchgrenze der Biegefeder erreicht war.

Die verwendeten Prozessparameter sind gemeinsam mit den erhaltenen Umformergebnissen in Tabelle A-14 im Anhang zusammengefasst.

8.3 Anwendungsmöglichkeiten des Laserstrahlumformens von Siliziummikrostrukturen

8.3.1 Umformbeispiele

Mit den gewonnenen Erkenntnissen aus den experimentellen Untersuchungen in Kap. 6 ließen sich an einseitig eingespannten Biegeproben durch geeignete Parameterwahl unterschiedliche Biegeaufgaben realisieren.

Bild 8-4 zeigt Einfachbiegungen mit verschieden großen Biegewinkeln. Die Biegung kann an beliebigen Stellen erfolgen, beispielsweise wie Bild 8-4 zeigt, nahe an der

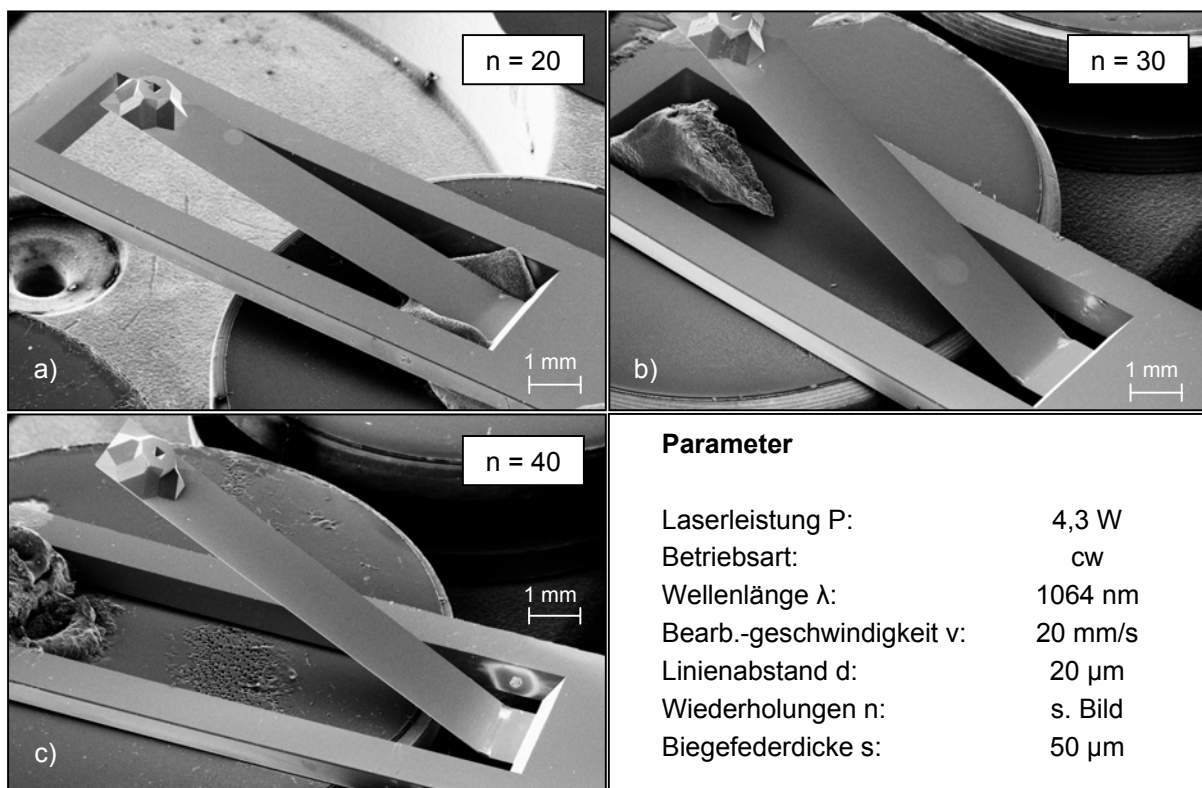


Bild 8-4: Einfachbiegungen mit verschieden großen Biegewinkeln, a) $\alpha_B = 8,4^\circ$, b) $\alpha_B = 25,8^\circ$, c) $\alpha_B = 31,9^\circ$

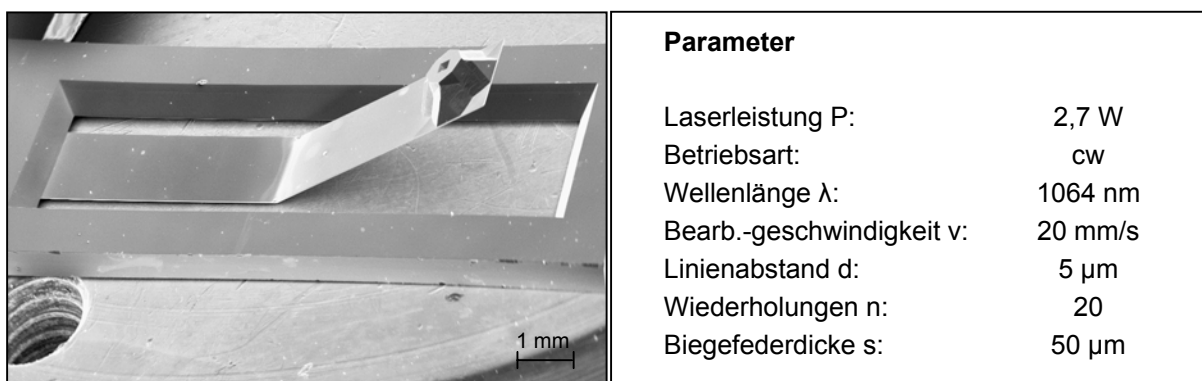


Bild 8-5*: Einfachbiegung in der Biegefedermitte

Einspannung der Biegefeder oder wie in Bild 8-5 dargestellt, in der Mitte der Biegefeder.

Zwei- und Mehrfachbiegungen zeigt Bild 8-6. Die Biegungen können sowohl in eine, als auch in beide Richtungen mit dem Laser hergestellt werden.

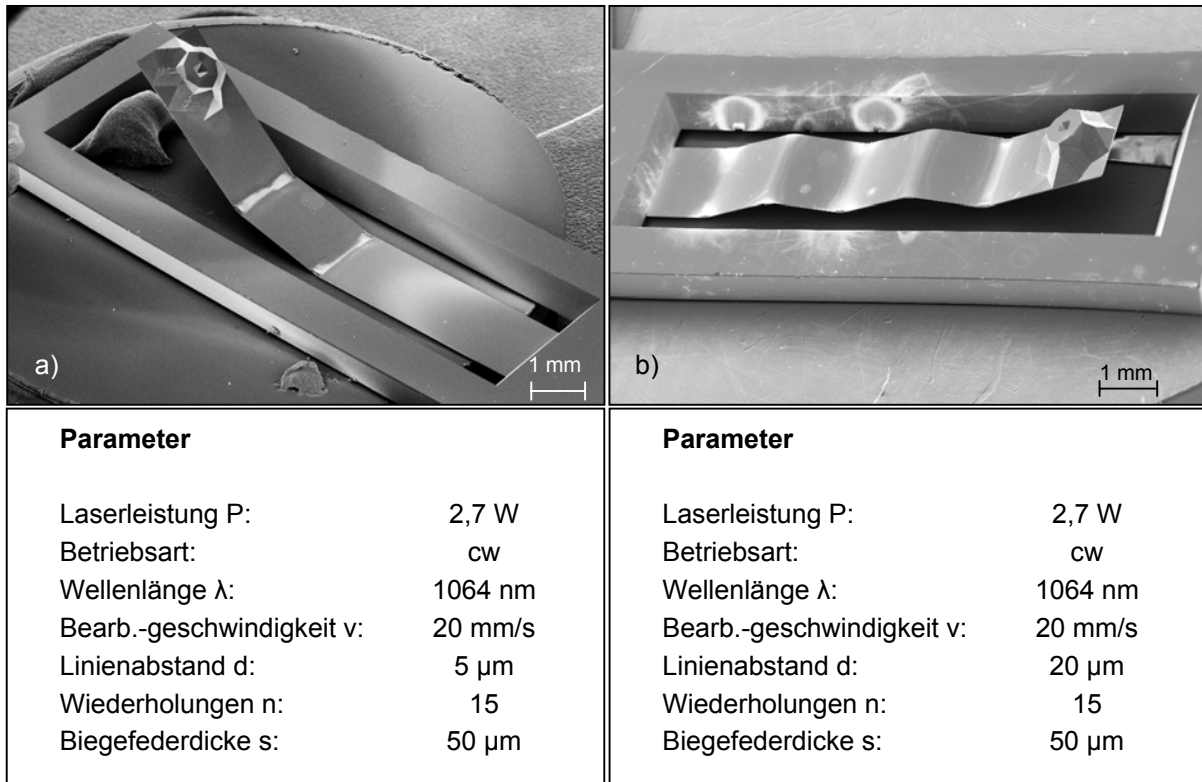


Bild 8-6: Mehrfachbiegungen: a) Zweifachbiegung in eine Richtung, b)* Mehrfachbiegung in beide Richtungen

Neben diesen diskreten Biegeaufgaben waren mit Hilfe eines modifiziertes Bearbeitungsregime auch kontinuierliche Biegungen über einen größeren Biegefederbereich möglich, s. Bild 8-7. Das mäanderförmige Bestrahlungsregime bestand in diesem Falle aus sehr vielen Linien und wurde nur einmal in Richtung der Einspannung der

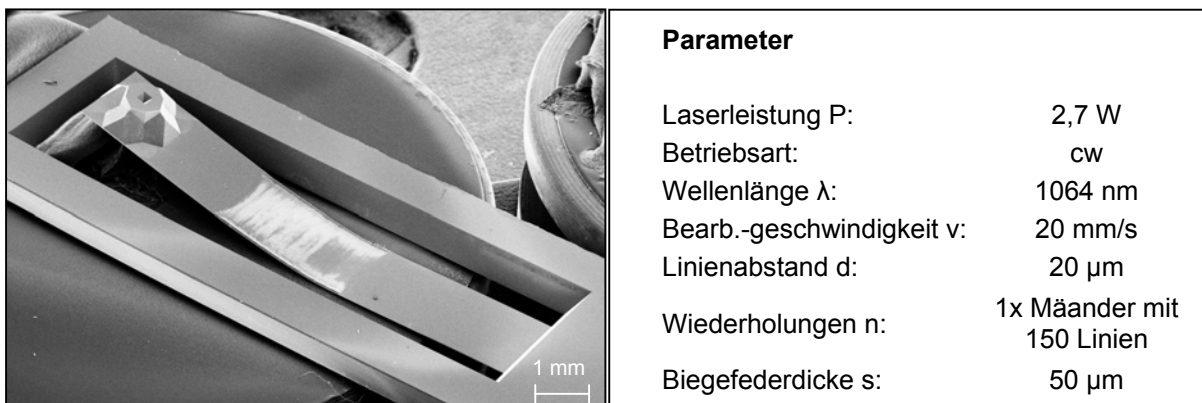


Bild 8-7: kontinuierliche Biegung

Biegefeder abgearbeitet, weil sonst mit jeder Überfahrt die Bearbeitungsebene (Biegefedervorderseite) aufgrund der voranschreitenden Biegung entsprechend nachge-regelt werden müsste.

8.3.2 Erste Anwendungen

Basierend auf den Umformbeispielen im vorangegangenen Kapitel sind eine ganze Reihe von Anwendungen vorstellbar. Die folgenden Abschnitte beinhalten erste An-wendungsbeispiele und -vorschläge für lasergebogene Mikrobauteile aus Silizium.

Clip-Chip-Mechanismus

Mit einem speziell entworfenen Clip-Chip kann man Bauelemente von Mikrosyste-men fixieren, führen oder auch stapeln [110, 112]. Wie in Bild 8-8 schematisch dar-gestellt, besteht der Clip-Chip aus zwei Cantilevern mit Boss, die mit dem Laser plas-tisch aus der Waferenebene herausgebogen werden und dann andere, größenmäßig darauf abgestimmte Bauelemente umklammern können. Der Vorteil dieses Mecha-nismus besteht in der Lösbarkeit der Verbindung.

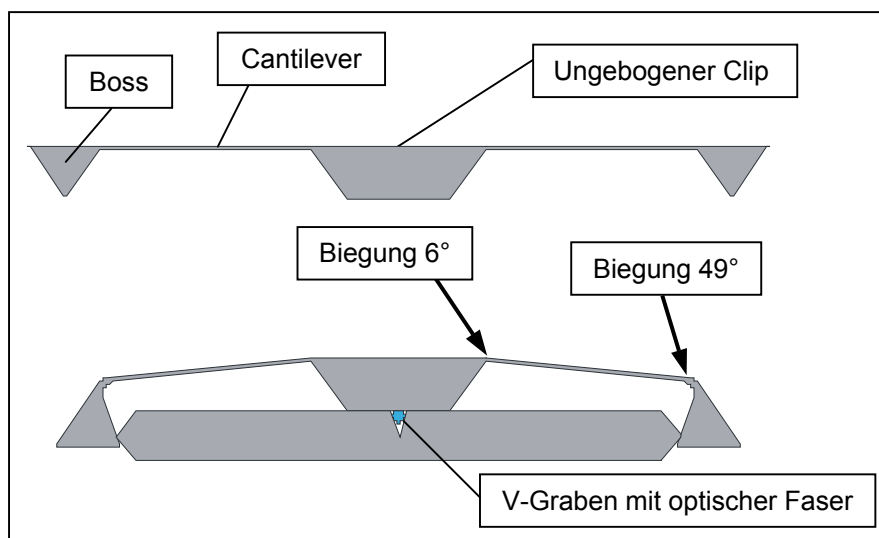


Bild 8-8: Schematische Darstellung des Clip-Chip-Mechanismus (oben ungebogener Clip, unten eingerastete Clip-Chip-Verbindung)

Die Clipfunktion wird über eine Doppelbiegung an jedem Cantileverarm realisiert. Die Cantilever müssen soweit gebogen werden, dass sie die Spitze der {111}-Böschungen des zu clippenden Chips umschließen. Der erforderliche Biegewinkel an den Cantileverarmen beträgt 6°, an den Rastkrallen 49°.

Die Umformungen wurden im Vorfeld mit relativ hohem Aufwand in einem Wärmeofen mit Hilfe von speziellen Werkzeugen aus Silizium erprobt [112]. Die Herstellung des 49°-Winkels gestaltete sich jedoch schwierig. Mit dem entwickelten Laserumformverfahren hingegen ließen sich Clip-Chips durch die Wahl geeigneter Parameter problemlos ohne zusätzliches Werkzeug umformen. Sowohl im Wärmeofen vorgebogene als auch ungebogene Cantilever wurden mit dem Laser bis zum geforderten Winkel umgeformt.

Die folgenden Bilder 8-9 bis 8-11 zeigen REM-Aufnahmen eines mit Hilfe des Laserstrahlumformens weitergebogenen Clip-Chips, eines komplett mit Laserstrahlung umgeformten Clip-Chips sowie Chips im geklippten Zustand. Tabelle 8-1 beinhaltet die verwendeten Prozessparameter.

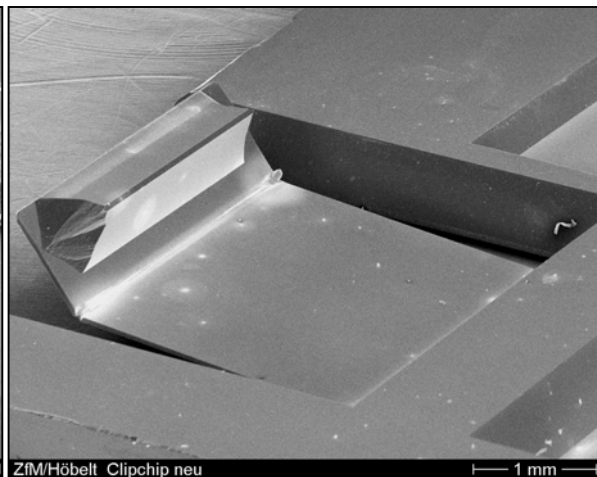
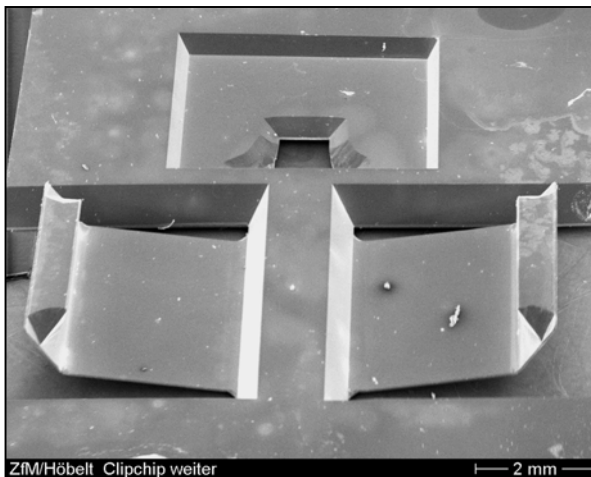


Bild 8-9*: REM-Aufnahme eines mit Laser weitergebogenen Clip-Chips

Bild 8-10*: REM-Aufnahme eines mit Laser komplett gebogenen Clip-Chips

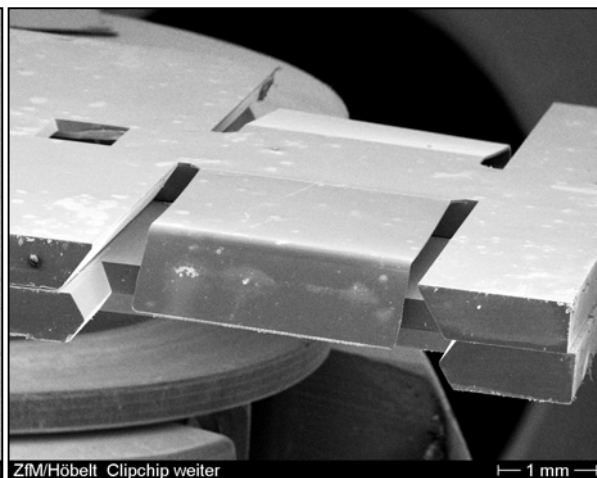
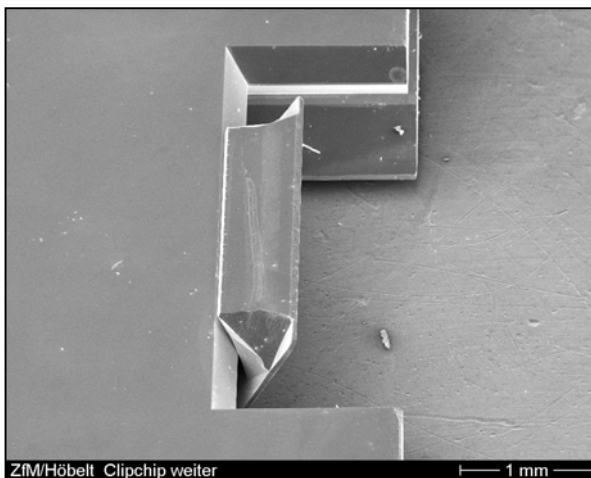


Bild 8-11*: Clip-Chips im umklammerten Zustand

Tab. 8-1: verwendete Parameter zur Umformung der Clip-Chips

	Biegung 49°	Biegung 6°		
Laserleistung P:	3,2 W	5,7 W		
Betriebsart:		cw	Linienabstand d:	0 µm
Wellenlänge λ:	1064 nm		Wiederholungen n:	variabel
Bearb.-geschwindigkeit v:	10 mm/s		Biegefederdicke s:	50 µm

Der Clip-Chip-Mechanismus gestattet in Verbindung mit der sehr präzisen Fertigung der benötigten Bauteile durch nasschemische Ätzprozesse eine ganze Reihe verschiedener Applikationen.

Im einfachsten Fall wird das zu umklammernde Bauelement eingeclippt und in seiner Lage fixiert. Beispielsweise mikroelektronische Bauteile können auf diese Weise ohne Beschädigung wieder lösbar fixiert werden.

Legt man das einzurastende Bauelement als Führungsbahn aus, arbeitet das Cantilever-Element als Führungsschlitten. Eine solche Präzisionsführung eignet sich für Positionier- oder Justageaufgaben in Mikrosystemen, beispielsweise zur Justage einer optischen Faser.

Sind auf Wafern mehrere solcher Clip-Chip-Strukturen untergebracht, können beliebig viele Wafer gestapelt und auch wieder vereinzelt werden.

Der Clip-Chip-Mechanismus bietet sicher noch viele weitere Anwendungsmöglichkeiten. Durch die große Gestaltungsfreiheit bei der Herstellung der Clip-Chip-Bauteile können durch Kombination der Anwendungsmöglichkeiten völlig neue mikrosystemtechnische Komponenten entstehen. Setzt man als Chip einen Silizium-Mikrospiegel ({111}-Fläche) ein, kann, wie in Bild 8-12 schematisch dargestellt, Licht aus einer Lichtleitfaser, die sich in der Waferebene befindet und durch den Clip-Chip gleichzeitig fixiert wird, senkrecht zur Waferebene abgelenkt werden.

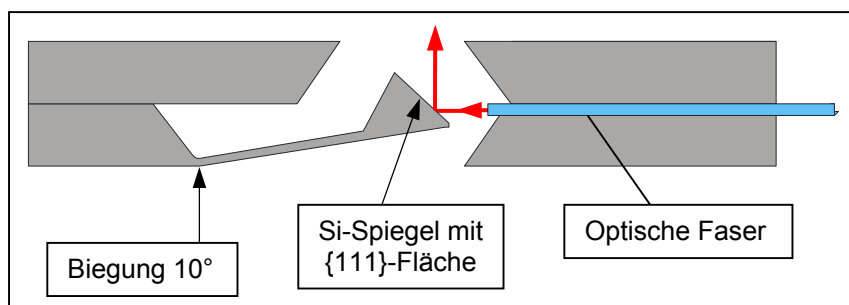


Bild 8-12: Clip-Chip-Verbindung mit Silizium-Mikrospiegel und optischer Faser (schematisch)

Mehrfachbiegung

Das Laserstrahlumformen erlaubt auch die Herstellung komplizierter mehrfach gebogener Strukturen, die aus der Waferenebene herausragen und somit mechanische oder elektrische Aufgaben über mehrere Waferenebenen übertragen können. Zusätzlich kann der Clip-Chip-Mechanismus zum Stapeln der Wafer genutzt werden. In Bild 8-13 ist ein Waferstapel, der z.B. aus zwei Silizium-Wafern und einem Pyrex-Glaswafer besteht, schematisch dargestellt. Die umgeformte mehrfach gebogene Struktur kann bestimmte Funktionen vom unteren Wafer zum oberen Wafer übertragen.

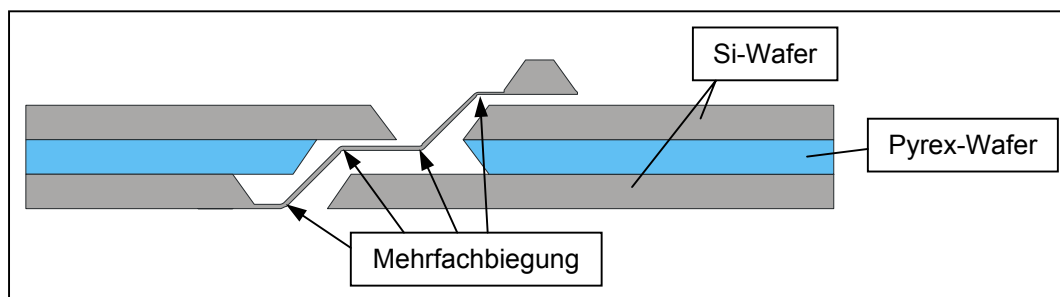


Bild 8-13: schematische Darstellung eines Waferstapels mit einer mehrfach gebogenen Struktur

Wanderkeilantrieb

Ein elektrostatischer Wanderkeilantrieb soll eine durch elektrische Felder induzierte Bewegung innerhalb der Waferenebene (in-plane-Bewegung) realisieren. Er besteht aus einer gekrümmten Siliziumelektrode und einer Biegefeder. Bisher stellte man die gekrümmte Elektrode in einem sehr aufwendigen Prozess mit Hilfe der Silizium-Bulk-Technik durch nasschemische Ätzprozesse her [112].

Es wurde deshalb versucht, den konventionellen Herstellungsprozess für die gekrümmte Elektrode durch das Laserstrahlumformen einer ebenen Elektrode abzulösen. Die Elektrode für den Wanderkeilantrieb besteht aus einer 195 μm dicken Biegefeder. Die geometrischen Vorgaben sind in Bild 8-14 skizziert.

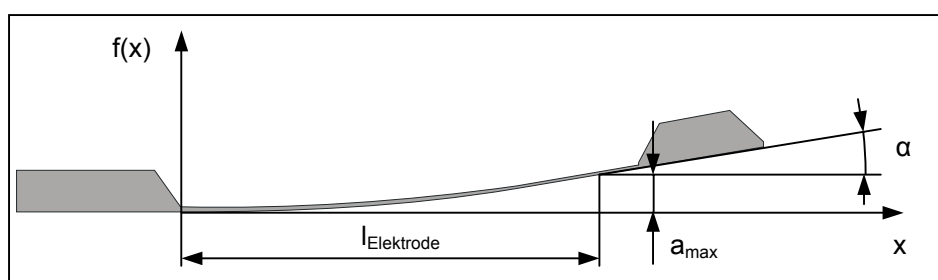


Bild 8-14: Schematische Darstellung einer gekrümmten Biegefeder für den Einsatz als Elektrode

Gefordert sind:

- Länge der Elektrode $l_{\text{Elektrode}}$: 6060 μm
- maximale Auslenkung a_{max} am Ende der Elektrode: 123 μm
- Verlauf der Krümmung soll einem Polynom 3.Grades folgen:

$$f(x) = a_{\text{max}} \cdot \left(\frac{x}{l_{\text{Elektrode}}} \right)^3 \quad \text{Gl. 8-1}$$

Die erste Ableitung des Polynoms ergibt den Anstieg der Funktion an entsprechender Stelle, so dass der Winkel α an der Stelle $x = l_{\text{Elektrode}}$ errechnet werden konnte:

$$f'(x) = \frac{3 \cdot a_{\text{max}}}{l_{\text{Elektrode}}^3} \cdot x^2 \quad f'(x = l_{\text{Elektrode}}) = \tan \alpha \quad \text{Gl. 8-2}$$

Mit den oben aufgeführten Werten ergab sich ein Winkel $\alpha = 3,5^\circ$, der gleichzeitig den zu realisierenden Biegewinkel darstellte.

Die Krümmung mittels Laser wurde durch eine kontinuierliche Biegung über die vorgegebene Elektrodenlänge erzeugt. Als Grundlage diente die in Kap. 8.3.1 bereits vorgestellte kontinuierlich gekrümmte Biegefeder. Die Bestrahlung begann an der Stelle $x = l_{\text{Elektrode}}$ und wurde in Richtung Einspannung weitergeführt. Die Bearbeitung erfolgte ohne Wiederholung. Bild 8-15 zeigt eine REM-Aufnahme der kontinuierlich gebogenen Biegefeder.

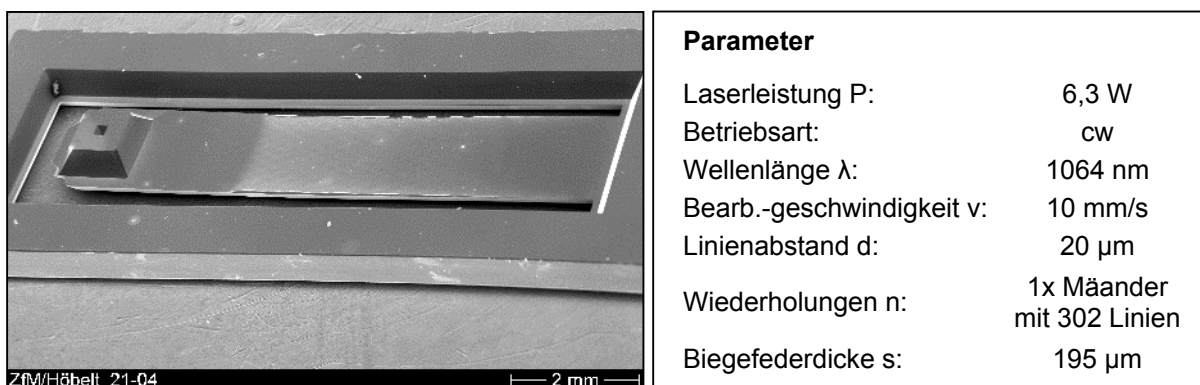


Bild 8-15*: REM-Übersichtsaufnahme der kontinuierlich gebogenen Biegefeder

Der Biegewinkel am Ende der Krümmung betrug $\alpha_b = 2,5^\circ$. Er wich um 1° von der Vorgabe ab.

Die optische Vermessung der hergestellten Krümmung in Bild 8-16 bestätigte, dass infolge des zu kleinen Biegewinkels die geforderte maximale Auslenkung a_{max} am Elektrodenende nicht erreicht wurde. Der Krümmungsverlauf (Istkurve) weicht von der Sollkurve ab.

Obwohl die hergestellte Krümmung von der geforderten Elektrodenform abweicht, belegen diese Versuche die prinzipielle Möglichkeit, eine gekrümmte Kontur mit Hilfe

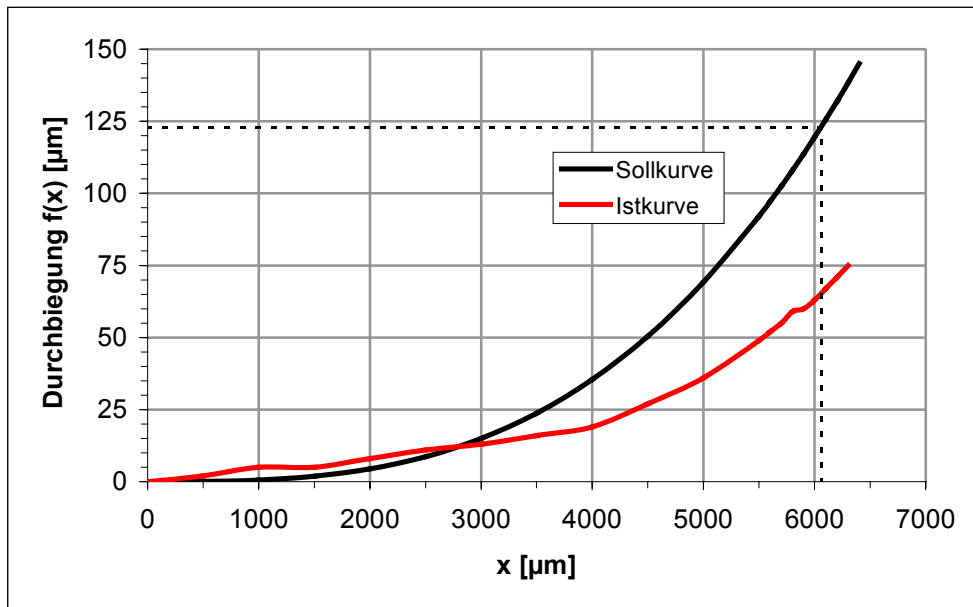


Bild 8-16: Krümmungsverlauf an der lasergebogenen Elektrode**

des Laserstrahlumformens herzustellen. Die Nachbildung eines vorgegebenen Krümmungsverlaufs ist schwierig, weil sich der Zusammenhang zwischen verwendeten Prozessparametern und der erreichten Umformung aufgrund des sich kontinuierlich verlagernden Bestrahlungsortes auf der Biegefeder ständig ändert. Für solche Biegeaufgaben sind spezielle Untersuchungen bzw. eine iterative Annäherung notwendig.

***) Das Profil der lasergebogenen Elektrode wurde mit Hilfe eines berührungslos arbeitenden optischen Tastschnittgeräts von Mitarbeitern der Fachgruppe Werkstoffe der Elektrotechnik / Elektronik an der TU Chemnitz vermessen.

9 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde das Umformen von Siliziummikrostrukturen mit Hilfe von Laserstrahlung erstmalig grundlegend untersucht.

Zu Beginn erfolgte eine gründliche Analyse des technischen Kenntnisstandes. An die Einteilung und Charakterisierung der verschiedenen Umformmechanismen beim Laserstrahlumformen schloss sich eine detaillierte Analyse der sehr umfangreich durchgeführten experimentellen Untersuchungen zum Umformen mit Laserstrahlung an. Neben eingesetzten Laserquellen wurden Einflussparameter und deren Wirkung auf den Umformprozess diskutiert. Vorgestellte analytische und numerische Modelle beinhalteten die theoretische Beschreibung und Wiedergabe des Umformprozesses mit Laserstrahlung.

Abschließend erfolgte eine Charakterisierung des Umformprozesses von Silizium mit Biegewerkzeug in einem Wärmeofen.

Zur Simulation des Laserumformprozesses von Siliziummikrostrukturen wurde ein auf die experimentellen Untersuchungen zugeschnittenes FE-Modell entwickelt, das die Berechnung von Temperatur-, Dehnungs-, und Spannungsfeldern sowie des Biegewinkels ermöglicht. Das Modell war in der Lage, auch für mehrere Laserstrahlüberfahrten Berechnungen durchzuführen. Durch die einfache Anpassung des Modells an unterschiedliche Prozessparameter konnten die Berechnungsergebnisse unmittelbar mit den Ergebnissen aus den experimentellen Untersuchungen verglichen werden.

Aus der detaillierten Analyse der für zehn Laserstrahlüberfahrten berechneten Temperatur-, Dehnungs-, Spannungs- und Biegewinkelverläufe wurde eine modellhafte Beschreibung des laserinduzierten Umformprozesses von Siliziummikrostrukturen abgeleitet. Ausgangspunkt ist der Laserstrahl, der sich als Wärmequelle über die Biegeprobe bewegt. In der näheren Umgebung des Lasereinwirkungsbereiches bildet sich ein stark orts- und zeitabhängiges instationäres Temperaturfeld mit einem starken Temperaturgradienten zwischen Biegefedervorder- und -rückseite aus. Das über die Biegefederdicke abfallende thermische Ausdehnungsbestreben führt zunächst zu einer Biegung entgegen der Lasereinstrahlrichtung. Die umliegenden kälteren Materialbereiche behindern die thermische Ausdehnung und es werden Dehnungen und Spannungen generiert, während sich der Laserstrahl über die Biegefeder bewegt. Überschreiten die erzeugten Spannungen die Fließgrenzspannung, entstehen plas-

tisch verformte Bereiche. Die Gegenbiegung verschwindet und der Biegewinkel beginnt sich zunehmend zur Lasereinstrahlrichtung hin auszubilden. Verlässt der Laserstrahl die Biegefeder, führt die einsetzende Abkühlung zum Schrumpfen thermisch gedehnter Bereiche. Der Biegewinkel erreicht seinen Endwert. Gleichzeitig entstehen elastische Dehnungen und Eigenspannungen, weil die Biegefeder durch die plastische Verformung an ihrer vollständigen Entspannung gehindert wird. Mit jeder erneuten Überfahrt wiederholen sich die ablaufenden Prozesse mit dem Unterschied, dass die jeweiligen Endwerte für Dehnungen und Spannungen aus der vorangegangenen Überfahrt Ausgangspunkt sind und sich eine Addition der Biegewinkel ergibt.

Mit steigender Anzahl an wiederholten Überfahrten lieferten die Berechnungen einen sinkenden Biegewinkelzuwachs pro Überfahrt. Grund dafür waren sowohl Materialverfestigungsprozesse als auch eine Dickenzunahme in der Biegezone.

Für die experimentellen Untersuchungen standen Nd:YAG-Laserquellen mit 1064 nm Wellenlänge und 532 nm Wellenlänge zur Verfügung.

Zunächst wurden mit der Wellenlänge 1064 nm der Einfluss der gewählten Parameter auf das Umformergebnis untersucht. Umformversuche im gütegeschalteten Laserbetrieb (Q-switched) blieben erfolglos. Im kontinuierlichen Betrieb (cw) hingegen wurden mit Laserleistungen zwischen 2,7 und 7,7 W verifizierbare Ergebnisse erzielt. Der Bereich der Laserleistung, der sich innerhalb einer Versuchsreihe zum Umformen eignete, war sehr eng begrenzt. Unterhalb einer von den gewählten Prozessparametern abhängigen Laserleistungsschwelle fand keine effiziente Erzeugung einer Biegung statt. Oberhalb des Bereiches erfolgte ein Anschmelzen der Oberfläche.

Eine Variation der Laserleistung zwischen 3,5 W und 4,2 W führte zu einem linearen Anstieg des Biegewinkels von 5° auf 18,3°. Gleichzeitig entstanden infolge behinderter Wärmeableitung am Rand der Biegefeder zunehmend angeschmolzene Bereiche. Über die Veränderung des Parameters „Anzahl an wiederholten Bearbeitungen“ zwischen 10 und 40 ließ sich der Biegewinkel sehr gut steuern. Der Biegewinkel stieg mit zunehmender Anzahl an wiederholten Bearbeitungen von 4,7° auf bis zu 11,6°, wobei der Biegewinkelzuwachs mit steigender Anzahl an wiederholten Bearbeitungen degressiv verlief.

Eine Veränderung des Abstandes der einzelnen Linien der Mäanderstruktur zueinander von 0 µm bis zu 20 µm führte nur zu geringfügigen Biegewinkelunterschieden

von maximal 3° . Bei $10\ \mu\text{m}$ Linienabstand wurde mit $15,5^\circ$ der größte Biegewinkel erreicht. Größere bzw. kleinere Linienabstände bewirkten geringere Biegewinkel.

Über eine Geschwindigkeitsvariation zwischen $10\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ und $50\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ließ sich der Biegewinkel in einem weiten Bereich von $27,6^\circ$ bis $1,3^\circ$ verändern. Im untersuchten Geschwindigkeitsbereich stellten sich mit zunehmender Bearbeitungsgeschwindigkeit kleinere Biegewinkel ein. Der Biegewinkel hing degressiv von der Bearbeitungsgeschwindigkeit ab.

Der Ort der Laserstrahlapplikation auf der Biegefeder beeinflusste den Biegewinkel unmittelbar. Der Biegewinkel stieg mit zunehmendem Abstand des Bestrahlungsortes von der Einspannung nicht linear von $11,4^\circ$ bei $2,8\ \text{mm}$ Abstand bis auf $28,4^\circ$ bei $6,8\ \text{mm}$ Abstand an. Der Biegewinkelzuwachs verringerte sich mit steigendem Abstand.

Mit zunehmender Biegefederdicke fielen die mit gleichen Prozessparametern erzielbaren Biegewinkel kleiner aus. Bei einer Biegefederdicke von $45\ \mu\text{m}$ betrug der Biegewinkel $31,4^\circ$, bei $95\ \mu\text{m}$ Biegefederdicke nur noch $1,4^\circ$.

Die Wellenlänge $532\ \text{nm}$ sollte Umformungen aufgrund des um bis zu zwei Größenordnungen höheren Absorptionskoeffizienten der Laserstrahlung bereits bei wesentlich geringeren Laserleistungen erlauben. Der erhoffte Vorteil konnte jedoch nicht bestätigt werden. Für die Erzeugung einer Umformung waren annähernd gleiche Leistungswerte wie für die Wellenlänge $1064\ \text{nm}$ erforderlich. Analog den Untersuchungen bei $1064\ \text{nm}$ Wellenlänge bestand ebenfalls ein linearer Zusammenhang zwischen Laserleistung und Biegewinkel.

Sowohl mit der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen als auch mit einer Variation der Bearbeitungsgeschwindigkeit wurden mit $532\ \text{nm}$ Wellenlänge ähnliche Abhängigkeiten wie mit $1064\ \text{nm}$ Wellenlänge festgestellt.

Innerhalb der untersuchten Parameterbereiche bot die kürzere Wellenlänge $532\ \text{nm}$ keine Vorteile und führte zu ähnlichen Umformergebnissen wie bei $1064\ \text{nm}$ Wellenlänge. Zukünftige Umformaufgaben an Siliziummikrostrukturen können deshalb mit der Grundwellenlänge $1064\ \text{nm}$ durchgeführt werden.

Der Vergleich der experimentell bestimmten Biegewinkelverläufe aus den Versuchsreihen mit den dazu durchgeführten FEM-Berechnungen lieferte übereinstimmende Tendenzen. Experimentell bestimmte und berechnete Biegewinkelverläufe für die

Abhängigkeit von der Laserleistung bzw. vom Bestrahlungsort zeigten gleiche tendenzielle Zusammenhänge. Die Trends der experimentell ermittelten und berechneten Biegewinkelverläufe als Funktion der Anzahl an wiederholten Bearbeitungen stimmten sehr gut überein. Ebenso konnte der Biegewinkelverlauf in Abhängigkeit von der Bearbeitungsgeschwindigkeit durch die FEM-Berechnung verifiziert werden.

Die bestrahlten Bereiche der Biegeprobe wurden hinsichtlich Materialveränderungen untersucht. Die Biegefeder zeigte an den Rändern leichte Einschnürungen mit angeschmolzenen Gebieten, die auf der Vorderseite vom Biegefederrand bis zu 50 μm weit zur Biegefedermitte hin reichten. Die Größe der Materialveränderungen variierte in Abhängigkeit der gewählten Prozessparameter.

Zur Charakterisierung der plastisch verformten Bereiche wurden die entstandenen Gleitlinien ausgewertet. Die Gleitlinienanordnung stimmte mit den Gleitmöglichkeiten für die vorliegende Orientierung exakt überein. Die Gleitlinienverteilung und die Gleitliniendichte korrelierten mit dem Biegewinkel.

Die mit Hilfe der Weibull-Statistik ermittelten Bruchfestigkeitswerte umgeformter Biegeproben unterschieden sich bei Belastung von der Vorder- bzw. Rückseite stark voneinander. Belastungsversuche von der Rückseite lieferten Biegebruchfestigkeiten von 951 MPa bis 1002 MPa. Die Werte lagen im Bereich unverformter Biegeproben. Für die Vorderseite betrug die Bruchfestigkeit nur etwa ein Drittel von den Werten für die Rückseite. Es wurden Biegebruchfestigkeitswerte von 241 MPa bis 375 MPa ermittelt. Verantwortlich waren die nach der Umformung im Material verbliebenen Eigenspannungen, die mit der FEM-Berechnung nachgewiesen werden konnten. Eine anschließende Wärmebehandlung umgeformter Biegeproben führte zwar zu keiner Festigkeitssteigerung, erhöhte aber den Weibull-Modul um Faktor 3 und damit verbunden auch die nutzbaren Festigkeitswerte.

Beim Umformen wurde der Werkstoff in oberflächennahen Bereichen an der Biegestelle infolge der behinderten Wärmedehnung durch das umgebende kältere Material gestaucht. Das aufgestauchte Material verursachte eine Dickenzunahme von mehreren Prozent. Die Dickenzunahme an der Biegestelle beeinflusste den Umformprozess vor allem bei wiederholter Bearbeitung, weil mit zunehmender Dicke der Widerstand der Biegefeder gegen eine weitere plastische Verformung ansteigt. Dies äußer-

te sich in einer sinkenden Biegewinkelzunahme pro wiederholter Bearbeitung. Die Dickenzunahme an der Biegestelle wurde durch FEM-Berechnungsergebnisse bestätigt.

Die Messung des Querverzugs entlang der Biegefeder lieferte unterschiedliche Werte. An der Biegestelle war auf der Vorderseite eine deutlich ausgeprägte konkave Krümmung („Edge-Effekt“) von 10 μm Höhe in der Biegefedermitte zu verzeichnen, verursacht durch die vorliegenden Dehnungsverhältnisse. Die Krümmung setzte sich längs der Biegefeder fort, verliert sich jedoch mit zunehmender Entfernung von der Biegestelle. Dieser Effekt konnte durch die FEM-Berechnungen verifiziert werden.

Die erreichbare Reproduzierbarkeit der hergestellten Biegungen ließ sich durch Veränderungen bzw. Umbauten an der Laseranlage deutlich verbessern. Innerhalb einer Versuchsreihe schwankten die Biegewinkel um wenige Grad.

Durch den Aufbau eines Regelkreises mit dem Biegewinkel als Stellgröße wurden die beim Umformprozess störenden Einflüsse eliminiert. Die Reproduzierbarkeit verbesserte sich um eine Größenordnung, die Biegewinkel schwankten nur noch um wenige Zehntel Grad. Die Reproduzierbarkeit hängt nun nicht mehr von den vorhandenen Toleranzfeldern im Umformprozess ab.

An den umgeformten Biegeproben konnte ein kurz- und mittelfristiger Alterungsprozess der Biegestelle ausgeschlossen werden. Im Zeitraum bis zu 1 Jahr blieb der Biegewinkel konstant. Es ist anzunehmen, dass auch über diesen Zeitraum hinaus keine Veränderung des Biegewinkels durch Alterungsprozesse eintritt.

Im Vergleich mit der Umformung in einem Wärmeofen besitzt das Umformen von Silizium mit Laserstrahlung aufgrund seiner hohen Flexibilität und des geringen Zeitbedarfs das größere Potential im Hinblick auf den Einsatz dieser Technologie in der Mikrosystemtechnik. Nachteilig erwiesen sich die unvermeidbaren Schädigungen an den Rändern der Biegestelle und die u.U. störenden Eigenspannungszustände nach der Umformung.

Es wurde gezeigt, dass sich das entwickelte Verfahren sehr gut zum Umformen von Siliziumbauteilen für verschiedenste Anwendungen eignet. Mit den gewonnenen Er-

kenntnissen aus den experimentellen Untersuchungen ließen sich an einseitig eingespannten Biegeproben durch geeignete Parameterwahl unterschiedliche Biegeaufgaben realisieren. Neben Einfachbiegungen mit verschiedenen großen Biegewinkeln konnten Biegungen an beliebigen Stellen auf der Biegefeder auch als Zwei- und Mehrfachbiegungen hergestellt werden. Außer diesen diskreten Biegeaufgaben ließen sich auch kontinuierliche Biegungen über einen größeren Biegefederbereich durch ein modifiziertes Bearbeitungsregime generieren.

So konnte beispielsweise ein speziell entworfener Clip-Chip-Mechanismus mit Hilfe des Laserstrahlumformens hergestellt werden, der in der Lage ist, mikrosystemtechnische Bauelemente zu fixieren, zu führen oder auch zu stapeln.

Auch komplizierte mehrfach gebogene Strukturen, die aus der Waferenebene herausragen und somit mechanische oder elektrische Aufgaben über mehrere Waferenebenen übertragen können, ließen sich erfolgreich herstellen.

Eine kontinuierlich gekrümmte Elektrode für einen elektrostatischer Wanderkeilantrieb wurde unter Verwendung eines modifizierten Bestrahlungsregimes realisiert.

Auch mechanisch vorgespannte Biegefedern wurden mit Laserunterstützung erfolgreich umgeformt. Die hergestellten Biegewinkel waren sehr klein und betrug nur etwa ein Zehntel vom elastisch vorgespannten Winkel. Aufgrund der begrenzten elastischen Vorspannbarkeit der Biegefeder lag der größtmöglich erreichbare Biegewinkel bei $1,4^\circ$.

Zum Umformen von beidseitig eingespannten Biegefedern war das vorgestellte Verfahren nicht geeignet.

10 Ausblick

Die entwickelte Technologie zum Laserstrahlumformen von Siliziummikrostrukturen bietet vielfältige Anwendungsmöglichkeiten. Im Vordergrund stehen Bauteile für mikrosystemtechnische Komponenten und Systeme. Die wesentlichen Vorteile des Laserstrahlumformens, wie die kraftfreie und berührungslose Wirkung oder die flexible Positionierbarkeit des Umformwerkzeuges Laser prädestinieren das Verfahren für den Einsatz in Bereichen der Mikromechanik, der Mikroelektronik und der Mikrooptik. Die lokale Lasererwärmung verursacht nur eine geringe thermische Belastung angrenzender Gebiete, sodass sich das Verfahren auch zur Bearbeitung von Komponenten im fortgeschrittenen Prozessstadium oder sogar bereits endmontierter Mikrosysteme eignet.

Besonders die Kombination des Laserstrahlumformens mit der 3d-Bulk-Technologie (anisotroper Ätzprozess) schafft völlig neue Möglichkeiten und Freiräume bei der Bauteilgestaltung und -kombination. Mechanische Funktionen wie das Führen, das Stapeln, die Lagefixierung oder das Verbindung von Bauelementen aus Silizium oder auch anderen Werkstoffen, lassen sich realisieren. Außerdem kann man entsprechend umgeformte Siliziumbauelemente auch zur Übertragung elektrischer bzw. elektronischer Funktionen einsetzen. In der Mikrooptik sind Anwendungen denkbar, bei denen das Silizium als Träger optischer Komponenten dient und diese führt bzw. fixiert. Außerdem kann ein Teil des Siliziumbauelementes selbst als optische Spiegelfläche fungieren, deren vorgegebene Lage im Raum durch gezielte Umformung abgestimmt wird.

Aufgrund des wesentlich geringeren Zeitbedarfs gegenüber dem alternativen Umformprozess von Siliziummikrostrukturen in einem Wärmeofen eignet sich das Laserstrahlumformen von Silizium auch für kleine bis mittlere Stückzahlen.

11 Literaturquellenverzeichnis

- [1] K.E. Peterson; *Silicon as a mechanical material*; Proc. of IEEE 70, 1982, S.420
- [2] J. Frühauf, E. Gärtner, E. Jänsch; *Silicon as a plastic material*; Journal Micromechan. Micro-engineering 9, 1999, UK, S.305-312
- [3] U. Mescheder; *Mikrosystemtechnik. Konzepte und Anwendungen*; Verlag B.G. Teubner Stuttgart – Leipzig 2000, S.12 ff.
- [4] K. Yasutake, J. Murakami, M. Umeno, H. Kawabe; *Mechanical properties of heat-treated CZ-Si wafer from brittle to ductile temperature range*; Journal of Applied Physics A21, Japan, 1982, S.L288-L290
- [5] H. Alexander; *Dislocations in covalent crystals*; Dislocation in Solids ed FRN Nabarro, 1986, S.113-234
- [6] M. Marya, G.R. Edwards; *A study on the laser forming of near-alpha and metastable beta titanium alloy sheets*; Journal of Materials Processing Technology 108: (3) Jan. 17 2001; S.376-383
- [7] J. Magee, K.G. Watkins, W.M. Steen, N.J. Calder, J. Sidhu, J. Kirby; *Laser bending of high strength alloys*; Journal of Laser Application 10: (4) Aug. 1998; S.149-155
- [8] P.J. Cheng, S.C. Lin; *An analytical model for the temperature field in the laser forming of sheet metal*; Journal of Materials Processing Technology 101: (1-3) Apr 14 2000; S.260-267
- [9] T. Hennige; *Development of irradiation strategies for 3D-laser forming*; Journal of Materials Processing Technology 103: (1) Jun 1 2000; S.102-108
- [10] J. Magee, J. Sidhu, R.L. Cooke; *A prototype laser forming system*; Optics and Lasers in Engineering 34: (4-6) Oct-Dec 2000; S.339-353
- [11] W.C. Li, J.C. Bao, Y.L. Yao; *Dimensional characteristics and mechanical properties of laser-formed parts*; High Temperature Material Processes 4: (2) 2000; S.253-290
- [12] M. Geiger, M. Merklein; *Short therm effects of laser forming in aluminum alloys*; Zeitschriftenaufsatz: Production Engineering. Research and Development, Band 7 (2000) Heft 2; S.13-18
- [13] W. Li, Y.L. Yao; *Numerical and experimental study of strain rate effects in laser forming*; Zeitschriftenaufsatz: Transactions of the ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering, Band 122 (2000) Heft 3; S.445-451
- [14] M. Geiger, S. Holzer, F. Vollertsen; *Optimizing laser forming by FEM-simulation*; Zeitschriftenaufsatz: Production Engineering, München, Band 3 (1996) Heft 2; S.39-44
- [15] H. Arnet, F. Vollertsen; *Extending laser bending for the generation of convex shapes*; Proceedings of IMECHE 1995, Vol. 209; S.433-442
- [16] M. Geiger, B. Müller; *Coupling of analytical and numerical models for laser adjustment*; Lasers in Engineering 7: (3-4) 1998; S.275-286

- [17] A.K. Kyrzanidi, T.B. Kermanidis, S.G. Pantelakis; *Numerical and experimental investigation of the laser forming process*; Journal of Materials Processing Technology 87: (1-3) Mar 15 1999; S.281-290
- [18] C.L. Yau, K.C. Chan, W.B. Lee; *Laser bending of leadframe materials*; Journal of Materials Processing Technology 82: (1-3) Oct 1 1998; S.117-121
- [19] T. Hennige, S. Holzer, F. Vollertsen, M. Geiger; *On the working accuracy of laser bending*; Journal of Materials Processing Technology 71: (3) Nov 23 1997; S.422-432
- [20] K.C. Chan, C.L. Yau, W.B. Lee; *Laser bending of thin stainless steel sheets*; Journal of Laser Applications 12: (1) Feb 2000; S.34-40
- [21] A.C. Tam, C.C. Poon, L. Crawforth; *Laser bending of ceramics and application to manufacture magnetic head sliders in disk drives*; Analytical Sciences 17: Sp. Iss. SI 2001; S.419-421
- [22] Z. Hu, M. Labudovic, H. Wang, R. Kovacevic; *Computer simulation and experimental investigation of sheet metal bending using laser beam scanning*; Zeitschriftenaufsatz: International Journal of Machine Tools and Manufacture, Band 41 (2001) Heft 4; S.589-607
- [23] E.-C.M. Verhoeven, W. Hoving; *Micro forming of thin metal sheets using laser technology*; Konferenz-Einzelbericht: Sheet Metal 1998, Proc. of the 6th Internat. Conf., Vol. 2, Twente, NL, 6-8, Apr 1998; S.35-42
- [24] G. Chen, X. Xu, C.C. Poon, A.C. Tam; *Experimental and numerical studies on microscale bending of stainless steel with pulsed laser*; Konferenz-Einzelbericht: ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Heat Transfer Division - 4, Nov 15-20 1998, Anaheim, CA, USA, American Society of Mechanical Engineers, Heat Transfer Division, (Publication) HTD, Band 361-4 (1998); S.49-57
- [25] J. Lawrence, M.J.J. Schmidt, L. Li; *The forming of mild steel plates with a 2.5 kW high power diode laser*; International Journal of Machine Tools & Manufacture 41: (7) May 2001; S.967-977
- [26] M. Geiger, B. Müller; *Process characterization of laser adjustment with an excimer laser*; Zeitschriftenaufsatz: Production Engineering. Research and Development, Band 7 (2000) Heft 1; S.41-44
- [27] M. Geiger, T. Hennige; *Characterization of the potentials of 3D-laser forming*; Zeitschriftenaufsatz: Production Engineering, Erlangen-Nürnberg, Band 5 (1998) Heft 2; S.27-30
- [28] J. Frühauf, E. Gärtner, E. Jänsch; *New aspects of the plastic deformation of silicon - prerequisites for the reshaping of silicon microelements*; Applied Physics A 68, (1999); S.673-679
- [29] H. Frackiewicz, Z. Mucha, W. Trampczynski, A. Baranowski, A. Cybulski, W. Kottler; *Bleche und Platten mit dem Laser formen*; Zeitschriftenaufsatz: Laser-Praxis, (1990) Heft Okt.; S.LS111-LS113
- [30] P. Wiesner, D. Heß; *Biegen von Federn mit dem Laserstrahl*; Zeitschriftenaufsatz: Draht, Bamberg, Band 43 (1992) Heft 3; S.301-302
- [31] S. Kittel, F. Küpper; *Laserstrahlumformen von Blechen. Für Einzelteile und Kleinserien*; Zeitschriftenaufsatz: Bänder Bleche Rohre, Band 34 (1993) Heft 3; S.54-56,59-62

- [32] Y.C. Hsiao, H. Shimizu, L. Firth, W. Maher, K. Masubuchi; *Finite element modeling of laser forming. Section A*; Konferenz-Einzelbericht: Laser materials processing conf. ICALEO '97, Pt.1, San Diego, USA, 17.-20.11.1997, Band 83 (1997); S.31-40
- [33] J. Bao, Y.L. Yao; *Study of edge effects in laser bending*; Konferenz-Einzelbericht: Manufacturing Science and Engineering – 1999 (The ASME International Mechanical Engineering Congress and Exhibition), Nov 14-Nov 19 1999, Nashville, TN, USA, American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED, Band 10 (1999); S.941-948
- [34] Y.W. Chen, P.J. Li, A.T. Male, Y.M. Zhang; *Flexible forming of sheet metal using plasma arc*; Konferenz-Einzelbericht: Manufacturing Science and Engineering – 1999 (The ASME International Mechanical Engineering Congress and Exhibition), Nov 14-Nov 19 1999, Nashville, TN, USA, American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED, Band 10 (1999); S.935-940
- [35] A. Otto; V. Brandt; *Closed loop control for laser bending of extrusions*; Buchkapitel: Advanced Technology of Plasticity 1999, Proc. of the 6th Internat. Conf. on Technol. of Plasticity, Nuremberg, D, Sep 19-24, 1999, Band II; S.1019-1024
- [36] M. Merklein, T. Hennige, M. Geiger; *Laser forming of aluminium and aluminium alloys - Microstructural investigation*; Buchkapitel: Sheet Metal 1999. Proc. of the 7th Internat. Conf. on Sheet Metal - SheMet '99, Univ. Erlangen-Nürnberg, Erlangen, D, Sep 27-28, 1999; S.285-294
- [37] G. Lubiano, J.A. Ramos, J. Magee; *Laser bending of thin metal sheets by means of a low power CO2 laser*; Konferenz-Einzelbericht: Solid Freeform Fabrication Proceedings, Proc. of the SFF Symp., Austin, USA, Aug 7-9, 2000; S.537-548
- [38] M. Geiger, T. Hennige; *Laser forming - an innovation for manufacturing engineering*; Buchkapitel: Sheet Metal 2000, Proc. of the 8th Internat. Conf. – SheMet 2000, Birmingham, GB, Apr 17-19, 2000; S.43-54
- [39] G.F. Chen, X.F. Xu; *Experimental and 3D finite element studies of CW laser forming of thin stainless steel sheets*; Journal of Manufacturing Science and Engineering -Transactions of the ASME 123: (1) Feb 2001; S.66-73
- [40] K.C. Chan, J. Liang; *Laser bending of an A16013/SiCp aluminium matrix composite sheet*; Journal of Materials Processing Technology 100: (1-3) Apr 3 2000; S.214-218
- [41] J.C. Bao, Y.L. Yao; *Analysis and prediction of edge effects in laser bending*; Journal of Manufacturing Science and Engineering -Transactions of the ASME 123: (1) Feb 2001; S.53-61
- [42] F. Vollertsen, I. Komel, R. Kals; *The laser bending of steel foils for microparts by the buckling mechanism - a model*; Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.3 (1995); S.107-119
- [43] K.C. Chan, J. Liang; *Laser bending of a Ti₃Al-based intermetallic alloy*; Materials Letters 49: (1) May 2001; S.51-55
- [44] J. Magee, K.G. Watkins, W.M. Steen; *Advances in laser forming*; Journal of Laser Applications 10: (6) Dec 1998; S.235-246
- [45] G.F. Chen, X.F. Xu, C.C. Poon, A.C. Tam; *Laser-assisted microscale deformation of stainless steels and ceramics*; Optical Engineering 37: (10) Oct 1998; S.2837-2842
- [46] Z. Mucha, J. Hoffman, W. Kalita, S. Mucha; *Laser forming of thick free plates*; Laser Assisted Net Shape Engineering 2, Proceedings of the LANE'97, edited by M. Geiger and F. Vollertsen (Meisenbach Bamberg, Germany, 1997), Vol. 2; S.383-392

- [47] S.C. Wu, J.S. Zheng; *An experimental study of laser bending for sheet metals*; Journal of Materials Processing Technology 110: (2) Mar 19 2001; S.160-163
- [48] M. Otsu, T. Wada, K. Osakada; *Micro-bending of thin spring by laser forming and spark forming*; Zeitschriftenaufsatz: 51th General Assembly of CIRP, Nancy, F, Aug 19-25, 2001, CIRP Annals, Band 50 (2001) Heft 1; S.141-144
- [49] A. Huber, M. Geiger; *Micro-adjustment by thermally induced strains using laser technology*; Konferenz-Einzelbericht: Micro.tec 2000, Applications - Trends - Visions, VDE World Micro-technol. Congress, Proc., Vol. 1, Hannover, D, Sep 25-27, 2000; S.73-78
- [50] M. Geiger, F. Vollertsen, J. Kraus, P. Hoffmann; *Rapid Prototyping in profile forming by means of laser-induced thermal stresses*; Konferenz-Einzelbericht: ISATA, 28th Internat. Symp. on Automotive Technol. and Automation, Rapid Prototyping in the Automotive Industries, Stuttgart, D, Sep 18-22, 1995; S.467-474
- [51] D.F. Walczyk, S. Vittal; *Bending of titanium sheet using laser forming*; Zeitschriftenaufsatz: Journal of Manufacturing Processes, Band 2 (2000) Heft 4; S.258-269
- [52] M. Geiger, F. Vollertsen, St. Amon; *Flexible Blechumformung mit Laserstrahlung - Laserstrahlbiegen*; Zeitschriftenaufsatz: Blech, Rohre, Profile, Band 38 (1991) Heft 11; S.856-861
- [53] M. Geiger, J. Kraus, F. Vollertsen; *Werkstoffeigenschaften von Profilen nach dem Laserstrahlbiegen*; Zeitschriftenaufsatz: Bänder, Bleche, Rohre, Band 35 (1994) Heft 12; S.18-21
- [54] F. Vollertsen, M. Geiger; *Laserstrahlbiegen von Eisen- und NE-Legierungen*; Zeitschriftenaufsatz: Blech, Rohre, Profile, Band 40 (1993) Heft 9; S.666-668,670
- [55] R. Kopp, S. Kittel, C. Scholl; *Simulation des Laserstrahlumformens von Stahlblechen*; Zeitschriftenaufsatz: Bänder Bleche Rohre, Band 35 (1994) Heft 10; S.34-38
- [56] H. Frackiewicz, W. Kalita, Z. Mucha, W. Trampczynski; *Laserformgebung der Bleche*; Zeitschriftenaufsatz: VDI-Berichte, (1990) Heft 867; S.317-328
- [57] M. Geiger, W. Becker, F. Vollertsen; *Mikrobiegen und Präzisionsrichten mit gepulster UV-Laserstrahlung*; Zeitschriftenaufsatz: Laser und Optoelektronik, Band 29 (1997) Heft 4; S.67-75
- [58] B. Reichenbach; *Laser formt aus Blechzuschnitten komplexe räumliche Bauteile. Kein Hexenwerk: Bleche ohne Berührung biegen*; Zeitschriftenaufsatz: Industrieanzeiger, Band 120 (1998) Heft 49; S.50-53
- [59] J.A. Ramos; *Closed-form analytical solution to the temperature distribution inside a finite thickness body interacting with a moving Gaussian laser beam*; Lasers in Engineering 8: (4) 1999; S.267-283
- [60] A.K. Kyrsanidi, T.B. Kermanidis, S.G. Pantelakis; *An analytical model for the prediction of distortions caused by the laser forming process*; Journal of Materials Processing Technology 104: (1-2) Aug 18 2000; S.94-102
- [61] M. Geiger, T. Hennige, A. Huber, B. Müller; *Laserstrahlumformen als Innovation für das Justieren vormontierter Systeme*; Konferenz-Einzelbericht: Umformtechnik 2000 Plus, Festschrift zu Ehren von Prof. Kurt Lange, Erlangen, D, 1999; S.149-162
- [62] F. Meyer-Pittroff, A. Otto; *Einflußparameter beim Laserstrahlbiegen metallischer Folien*; Konferenz-Einzelbericht: Laser in der Elektronikproduktion & Feinwerktechnik, Tagungsband des 3. Erlanger Seminars LEF 2000, Erlangen, D, 8.-9. Mar, 2000; S.149-164

11 Literaturquellenverzeichnis

- [63] F. Vollertsen; *Laser forming, Mechanisms, Models, Applications*; LFT Erlangen Monograph, unpublished;
- [64] F. Vollertsen; *An analytical Model for laser Bending*; Lasers in Engineering, 1994, Vol. 2; S.261-276
- [65] F. Vollertsen, M. Rodle; *Model for the Temperature Gradient Mechanism of Laser Bending*; Laser Assisted Net Shape Engineering, Proceedings of the LANE'94, edited by M. Geiger and F. Vollertsen (Meisenbach Bamberg, Germany, 1994), Vol. I; S.371-378
- [66] J. Kraus; *Basic Process in Laser Bending of Extrusions using the Upsetting Mechanism*; Laser Assisted Net Shape Engineering 2, Proceedings of the LANE'97, edited by M. Geiger and F. Vollertsen (Meisenbach Bamberg, Germany, 1997), Vol. 2; S.431-438
- [67] F. Vollertsen, M. Geiger, W.M. Li; *FDM and FEM simulation of Laser Forming: a Comparative Study*; Advanced Technology of Plasticity, edited by Z.R Wang, Y. He, 1993, Vol. III; S.1793-1798
- [68] S. Holzer, H. Arnet, M. Geiger; *Physical and numerical modelling of the Buckling Mechanism*; Laser Assisted Net Shape Engineering, Proceedings of the LANE'94, edited by M. Geiger and F. Vollertsen (Meisenbach Bamberg, Germany, 1994), Vol. I; S.379-386
- [69] M. Geiger, J. Kraus, F. Vollertsen; *Laserstrahlumformen von räumlichen Bauteilen*; VDI-Tagung „Rapid Prototyping“, 17.3.1994;
- [70] M. Geiger, J. Kraus, F. Vollertsen; *Laserstrahlumformen räumlicher Bauteile*; Bänder, Bleche, Rohre 35 (1994) 11; S.26-37
- [71] M. Geiger, F. Vollertsen; *Rapid Prototyping für Aluminium-Bleche*; VDI-Berichte Nr. 1080, 1994; S.293-298
- [72] M. Geiger, J. Kraus, T. Pohl, P. Hoffmann, F. Vollertsen; *Analytisches Modell für das Laserstrahlbiegen von Profilen*; Laser Magazin 10 (1994) 6; S.18-25
- [73] H. Jansen; *Beispiele für das Flammrichten von hochfesten vergüteten Feinkornbaustählen sowie austenitischen Stählen*; DVS-Berichte, Band 128 (1990) 10; S.35-46
- [74] S. Kittel, R. Kopp; *FEM-Simulation der Blechumformung mittels induktiver Erwärmung*; Bänder Bleche Rohre 31 (1990) 3; S.54-62
- [75] S. Kittel; *Simulation des thermischen Blechumformens mit der Finite-Element-Methode*; Dissertation, RWTH Aachen, 1994
- [76] R. Martin, G. Kohler; *Verfahren zum automatisierbaren Justieren feinwerktechnischer Teile, insbesondere Kontaktfedern und nach diesem Verfahren justiertes Teil*; Patentschrift DE 29 18 100 C2, Anmeldetag: 4.5.1979
- [77] N.N.; *DIN 8522: Fertigungsverfahren der Autogentechnik*; Hrsg.: Deutscher Normenausschuß e.V. , September 1993
- [78] R. Pfeiffer; *Richten und Umformen mit der Flamme*; Die Schweißtechnische Praxis, Band 10, DVS-Verlag, Düsseldorf, 1983
- [79] F. Vollertsen; *Mechanisms and models for laser forming*; Laser Assisted Net Shape Engineering, Proceedings of the LANE'94, edited by M. Geiger and F. Vollertsen (Meisenbach Bamberg, Germany, 1994), Vol. I; S.345-360

11 Literaturquellenverzeichnis

- [80] F. Vollertsen, S. Holzer; *3D-thermomechanical simulation of laser forming*; Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications (NUMIFORM95); Shen & Dawson (eds); Balkema, Rotterdam (1995); S.785-791
- [81] F. Vollertsen; *Laserstrahlumformen, lasergestützte Formgebung: Verfahren, Mechanismen, Modellierung*; Bamberg: Meisenbach, 1996
- [82] G. Weirich, A. Wilwerding; *Stand der Entwicklung und Anwendung des Flammrichtens*; Schweißtechnik, Wien, Band 45 (1991) Heft 9; S.134-138
- [83] C. Dietz; *Praxisorientierte Prozessentwicklung zum Laserstrahlbiegen von Feinblechen*; Deutsche Dissertation RWTH Aachen 1998, Shaker-Verlag 1998
- [84] H. Petrick; *Praktische Oberflächenverfestigung durch Strahlen*; Blech Rohre Profile, 37. Jahrgang, Heft 10, 1990
- [85] W. Köhler, K.-P. Hornauer, A. Bornschlegel; *Herstellung von sphärisch gekrümmten Al-Bauteilen durch Kugelstrahlumformen im Hinblick auf spezielle Werkstoffeigenschaften*; Metall, 45. Jahrgang, Heft 12, 1991
- [86] W. Linnemann, R. Kopp, S. Kittel, F. Wüstefeld; *Shot Velocity Measurement*, Int. Conf. On Shot Peening ICSP, conference proceedings, San Fransisco, 1996
- [87] F. Wüstefeld et al.; *1/4 Tank Bulkhead segment for the european Ariane 5*; Int. Conf. On Shot Peening ICSP, conference proceedings, San Fransisco, 1996
- [88] R. Pfeiffer; *Handbuch der Flammrichttechnik*; Deutscher Verlag für Schweißtechnik DVS, Düsseldorf, 1996
- [89] R. Kümmerling; *Ein empirisch-theoretisches Verfahren zur Berechnung von Verzerrungen und Umformgraden beim Induktivbiegen von Rohren*; Steel research, 56, No. 11, 1985
- [90] A.D. Kovtun, L.A. Zucinskij, A.S. Cybenko, A.M. Kovin; *Experimentelle Untersuchungen des Blechbiegens durch Streifenenerwärmung mit Hilfe einer beweglichen Induktionsquelle des Hochfrequenzstroms*; Trudy Nikolajevskovo Instituta, Nr. 94, 1975
- [91] F. Fünfstück; *Untersuchungen zum thermischen Blechumformung*; Diplomarbeit, Institut für Bildsame Formgebung IBF, TH Aachen, 1992
- [92] R. Kopp, S. Kittel; *Blechumformung mittels induktiver Erwärmung*; Abschlußbericht, DFG-Forschungsvorhaben Ko 579/30, Institut für Bildsame Formgebung IBF, TH Aachen, 1992
- [93] B. Ollier; *Untersuchungen zur flexiblen Blechumformung mit Laserstrahlung*; Deutsche Dissertation RWTH Aachen 1998, Shaker-Verlag 1999
- [94] H. Parisch; *Festkörperkontinuumsmechanik*; Verlag B.G. Teubner Stuttgart/Leipzig/ Wiesbaden, 2003
- [95] A. Troost; *Einführung in die allgemeine Werkstoffkunde metallischer Werkstoffe*; BI-Wissenschaftsverlag, Mannheim, 1984
- [96] H. Altenbach; *Werkstoffmechanik: Einführung*; Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1993
- [97] U. Grigull, H. Sandner; *Wärmeleitung*; 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 1990

11 Literaturquellenverzeichnis

- [98] B. Ollier; *Untersuchung zur Anwendbarkeit von dreidimensionalen Wärmeleitungsmodellen auf das Umschmelzen mit CO₂-Laserstrahlung*; Diplomarbeit, Lehrstuhl für Lasertechnik, LLT, TH Aachen, 1990
- [99] D. Rosenthal; *The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments*; Transactions of the ASME, S.849
- [100] S. Büttgenbach; *Mikromechanik: Einführung in Technologie und Anwendungen*; Verlag B.G. Teubner, Stuttgart, 1994, S.21 ff.
- [101] H.F. Hadamovsky; *Werkstoffe der Halbleitertechnik*; VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1985, S.52 ff.
- [102] J.J. Hall; *Phys. Rev.*; (USA), vol. 161, 1967, S.756
- [103] *Formeln und Tabellen*; PAETEC, 1996, S.97
- [104] K.C. Mills, L. Courtney; *Thermophysical properties of silicon*; ISIJ International, Vol. 40, 2000, S. S130-S138
- [105] T. Soma, H.M. Kagaya; *Thermal Expansion Coefficient*; Properties of silicon – emis data series No. 20, 1987, S.153-154
- [106] W. Blanke; *Thermophysikalische Stoffgrößen*; Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 1989, S.345
- [107] E.M. Mielnik; *Metalworking Science and Engineering*; McGraw-Hill; Inc., 1991
- [108] J. Frühauf, C. Franke; Plastic Deformation of Silicon Microelements; Proc. Of the Micro Materials Conference, Berlin 1997, S.459ff.
- [109] C. Franke; Bruchfestigkeit und plastische Deformierbarkeit von Silizium als Werkstoff in der Mikrosystemtechnik; Diplomarbeit an der TU Chemnitz 1995
- [110] unveröffentlicht: Abschlussbericht zum DFG-Vorschungsvorhaben FR 1030/2-1 „Plastische Deformation von Silizium bei höheren Temperaturen zur Formgebung in der Mikrosystemtechnik“, TU Chemnitz, 2001
- [111] W. Blanke; Thermophysikalische Stoffgrößen; Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 1989, S.345
- [112] E. Gärtner, J. Frühauf, E. Jänsch; Mounting of Si-Chips with Plastically Bent Cantilevers; Proc. 11th Int. Conf. Solid-State Sensors and Actuators: Transducers 2001, Germany, München, S.206-209
- [113] H. Salmang, H. Scholze; *Keramik*; Teil 1, Springer-Verlag 1982
- [114] L. Michalowsky; *Neue keramische Werkstoffe*; Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1944
- [115] unveröffentlicht: Abschlussbericht zum DFG-Vorschungsvorhaben EX 9/2-1 u. 2 „ Laserumformung von Silizium-Mikrostrukturen als Formgebungsverfahren in der Mikrotechnologie“, HTWM Mittweida, 2003
- [116] A. Fischer; *Theoretische und experimentelle Beiträge zur selektiven Lasermaterialbearbeitung*; Dissertation; Mai 1984, Mittweida, DDR, S.39

- [117] K.G. Lyon, G.L. Salinger, C.A. Swenson, G.K. White; *Journal of Applied Physics*; (USA), Vol. 48, no.3, 1977, S.865-868
- [118] Y. Okada, Y. Tokuaru; *Journal of Applied Physics*; (USA), Vol. 56, no.2, 1977, S.314-320
- [120] T. Misu, T. Miyazaki, S. Yoshioka, Y. Sano; *Laser Bending of Thin Plate due to Buckling Mode*; Laser Assisted Net Shape Engineering 4, Proceedings of the LANE'2004, edited by M. Geiger and A. Otto (Meisenbach Bamberg, Germany, 2004), S.1041-1048
- [121] X.F. Wang, X.D. Lu, Y.P. Su, Gy. Kralics, G.N. Chen, Sh.G. Hu; *Simulation and Verification Temperature Field in Laser Bending*; Laser Assisted Net Shape Engineering 4, Proceedings of the LANE'2004, edited by M. Geiger and A. Otto (Meisenbach Bamberg, Germany, 2004), S.1049-1058
- [122] A. Komlódi, A. Otto, M. Geiger; *On the Way to Real-Time Simulation of Incremental Laser Beam Bending*; Laser Assisted Net Shape Engineering 4, Proceedings of the LANE'2004, edited by M. Geiger and A. Otto (Meisenbach Bamberg, Germany, 2004), S.1059-1070
- [123] J. Widlaszewski; *Modelling of Actuators for Adjustment with a Laser Beam*; Laser Assisted Net Shape Engineering 4, Proceedings of the LANE'2004, edited by M. Geiger and A. Otto (Meisenbach Bamberg, Germany, 2004), S.1083-1094
- [124] J.T. Kim, S.J. Na; *Geometrical Approaches for Laser Forming of Free Curved Surfaces*; Laser Assisted Net Shape Engineering 4, Proceedings of the LANE'2004, edited by M. Geiger and A. Otto (Meisenbach Bamberg, Germany, 2004), S.1103-1112
- [125] K. Bartkowiak, S.P. Edwardsen, G. Dearden, C. Carey, K. Watkins, J. Borowski; *Laser Forming of Thin Section Non Ferrous Metals with a Nd:YAG Laser Source*; Proceedings of ICALEO 2005, Oct 31-Nov 3, Miami, Florida, USA, S.12-21
- [126] L. Furong; *Microstructure Integrated Finite Element Modeling of Laser Forming Particle Reinforced Aluminum Matrix Composite Sheets*; Proceedings of ICALEO 2005, Oct 31-Nov 3, Miami, Florida, USA, S.32-39
- [127] D. Mika; *Thermal Forming Process Design*; Proceedings of ICALEO 2005, Oct 31-Nov 3, Miami, Florida, USA, S.40-48
- [128] T. Misu, T. Miyazaki, M. Nagahama, S. Yoshioka, Y. Tanaka, T. Tokunaga; *Spinning of Thin Metal Plate with Diode Laser*; Proceedings of ICALEO 2005, Oct 31-Nov 3, Miami, Florida, USA, S.49-53
- [129] W. Zhang, M. Azer, C. Erikson, B. Farrell, M. Graham, M. Jones, Y.L. Yao, J. Zhang; *Large Diameter and Thin Wall Laser Tube Bending*; Proceedings of ICALEO 2005, Oct 31-Nov 3, Miami, Florida, USA, p.64-68
- [130] S. Safdar, L. Li, Z. Liu, M.A. Sheikh; *The Effect of Beam Geometry on Stress Distribution in Laser Bending of Tubes*; Proceedings of ICALEO 2005, Oct 31-Nov 3, Miami, Florida, USA, S.54-63
- [131] C.L. Yau, K.C. Chan, W.B. Lee; *A New Analytical Model for Laser Bending*; Laser Assisted Net Shape Engineering 24, Proceedings of the LANE'1997, edited by M. Geiger and F. Voltertsen, (Meisenbach Bamberg, Germany, 1997), S.357-366
- [132] A. Binder, H. Kern, D. Ashkenasi, N. Müller, T. Riesbeck; *Microdrilling, -scribing and -cutting with high-quality and high-power ns-Nd:YAG systems*; Proceedings of LPM 2003-4th International Symposium on Laser Microfabrication, Deutschland, 2003, S.401-406

11 Literaturquellenverzeichnis

- [133] T. Corboline, T. Hoult; *High power UV laser machining of silicon*; Proceedings of LPM 2003-4th International Symposium on Laser Microfabrication, Deutschland, 2003, S.495-500

- [134] M. Dovc, J. Mozina, F. Kosel; *Pulsed Laser Bending of a Plate as an Optodynamic Process*; Laser Assisted Net Shape Engineering 2, Proceedings of the LANE'1997, edited by M. Geiger and F. Vollertsen, (Meisenbach Bamberg, Germany, 1997), S.421-430

12 Anhang

Hinweise zu den in Bild A-2 bis A-10 dargestellten FEM-Berechnungsergebnissen

- Analog zu Kap. 5.3 und 5.4 erfolgt die Auswertung der FEM-Berechnung an den selben exponierten Positionen T1-T3 auf Vorder- und T4-T6 auf der Rückseite der Biegefeder (s. Bild A-1) in Abhängigkeit von der Zeit.
- die grau hinterlegten von gestrichelten Linien begrenzten Zeitbereiche kennzeichnen die Zeitfenster, innerhalb derer sich der Laserstrahl auf der Biegefeder befindet.
- zusätzlich sind die Zeitfenster mit Nummern 1 bis 10 versehen, die die jeweilige Überfahrt angeben.
- außerhalb dieser Zeitfenster bewegt sich der Laserstrahl zu den Umkehrpunkten des Mäanders.

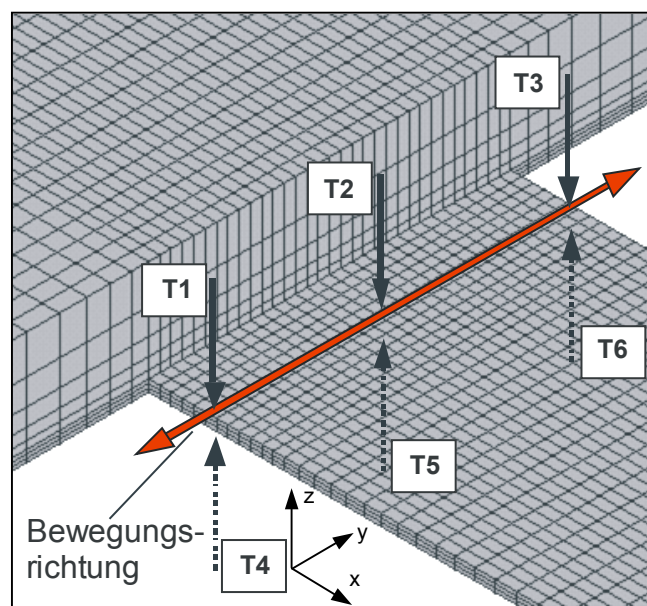


Bild A-1: ausgewählte Positionen auf der Biegefeder

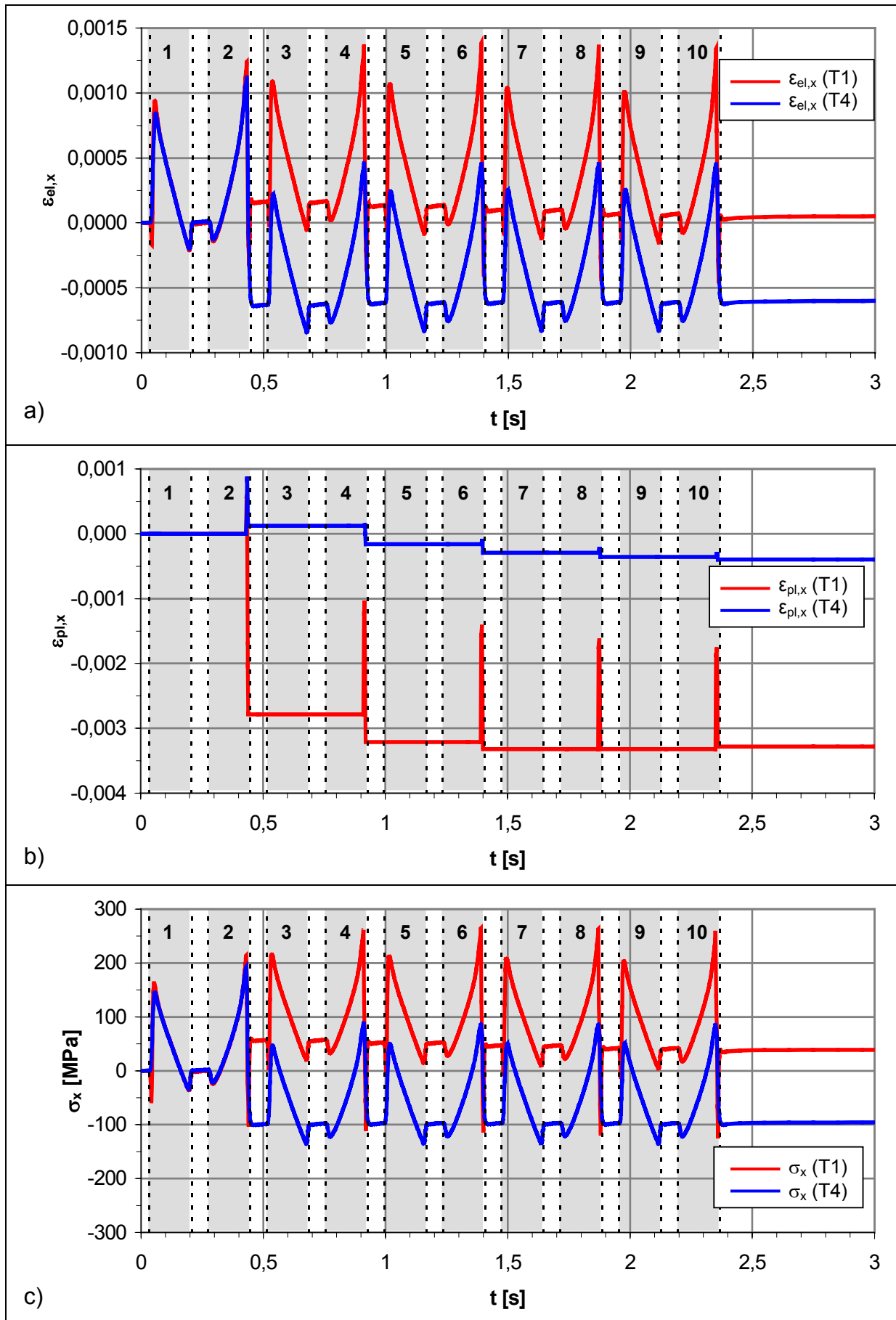


Bild A-2: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T1 und T4 in x-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,x}$, b) plastische Dehnung $\epsilon_{pl,x}$, c) Spannung σ_x

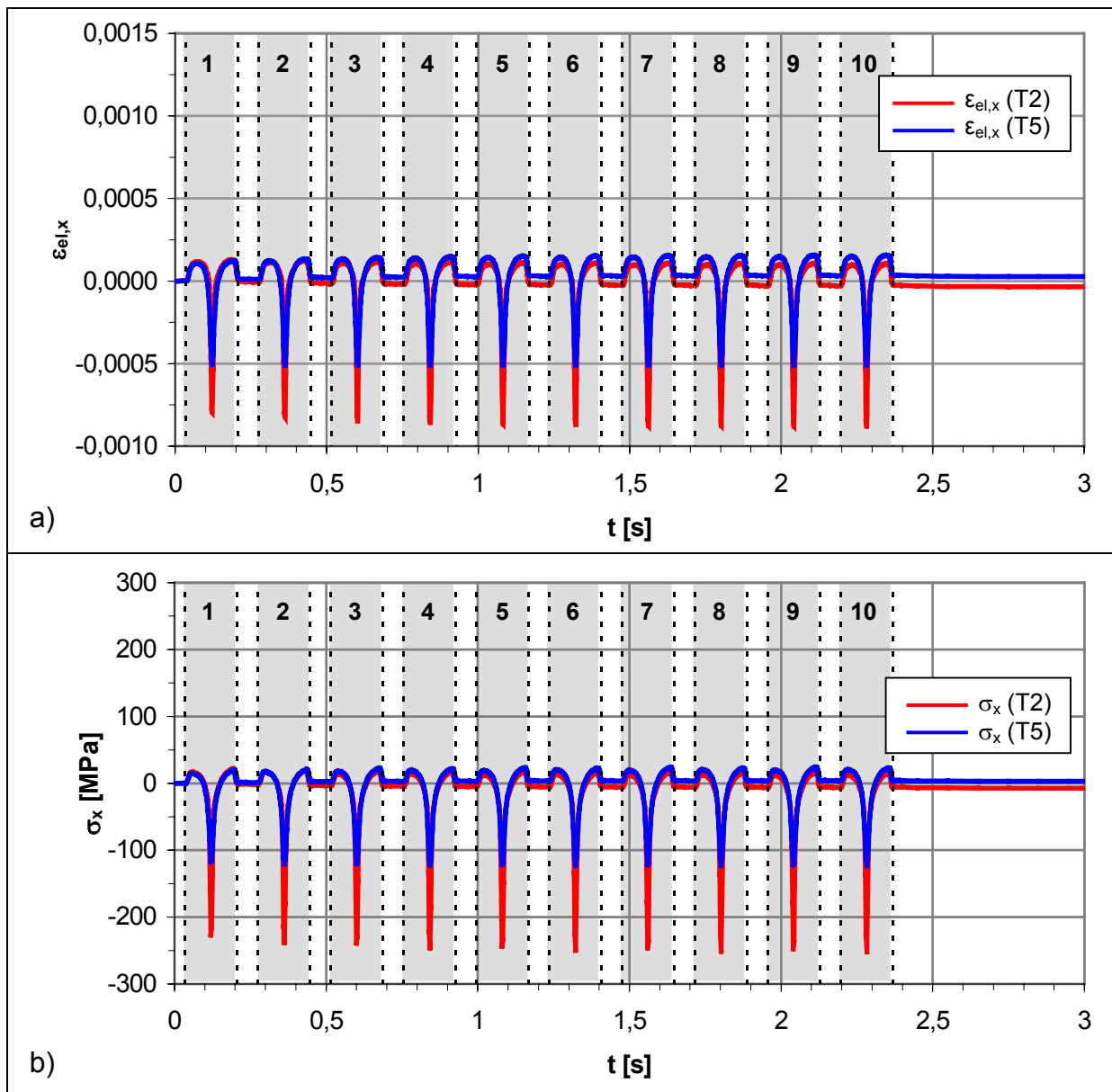


Bild A-3: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T2 und T5 in x-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,x}$, b) Spannung σ_x

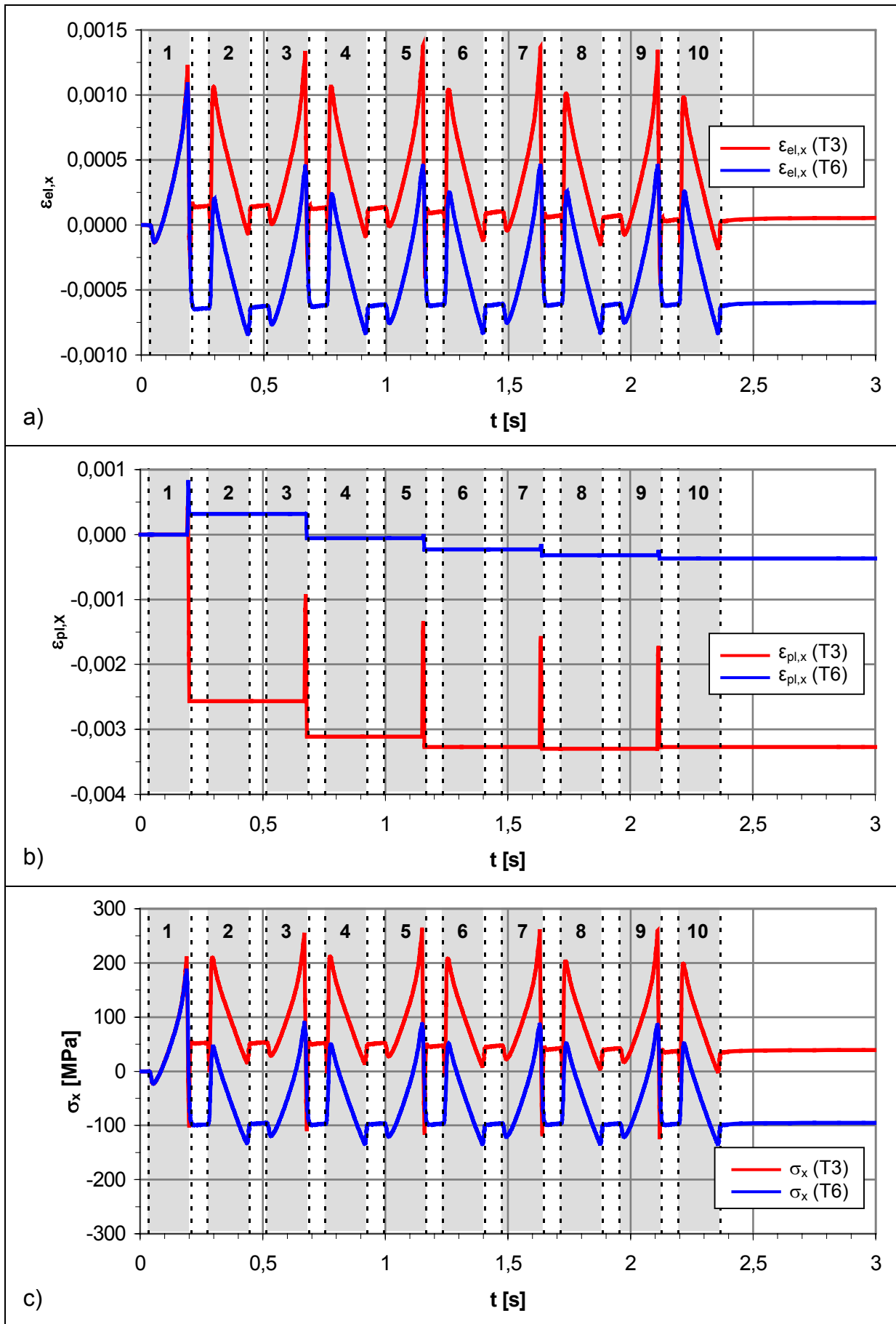


Bild A-4: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T3 und T6 in x-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,x}$, b) plastische Dehnung $\epsilon_{pl,x}$, c) Spannung σ_x

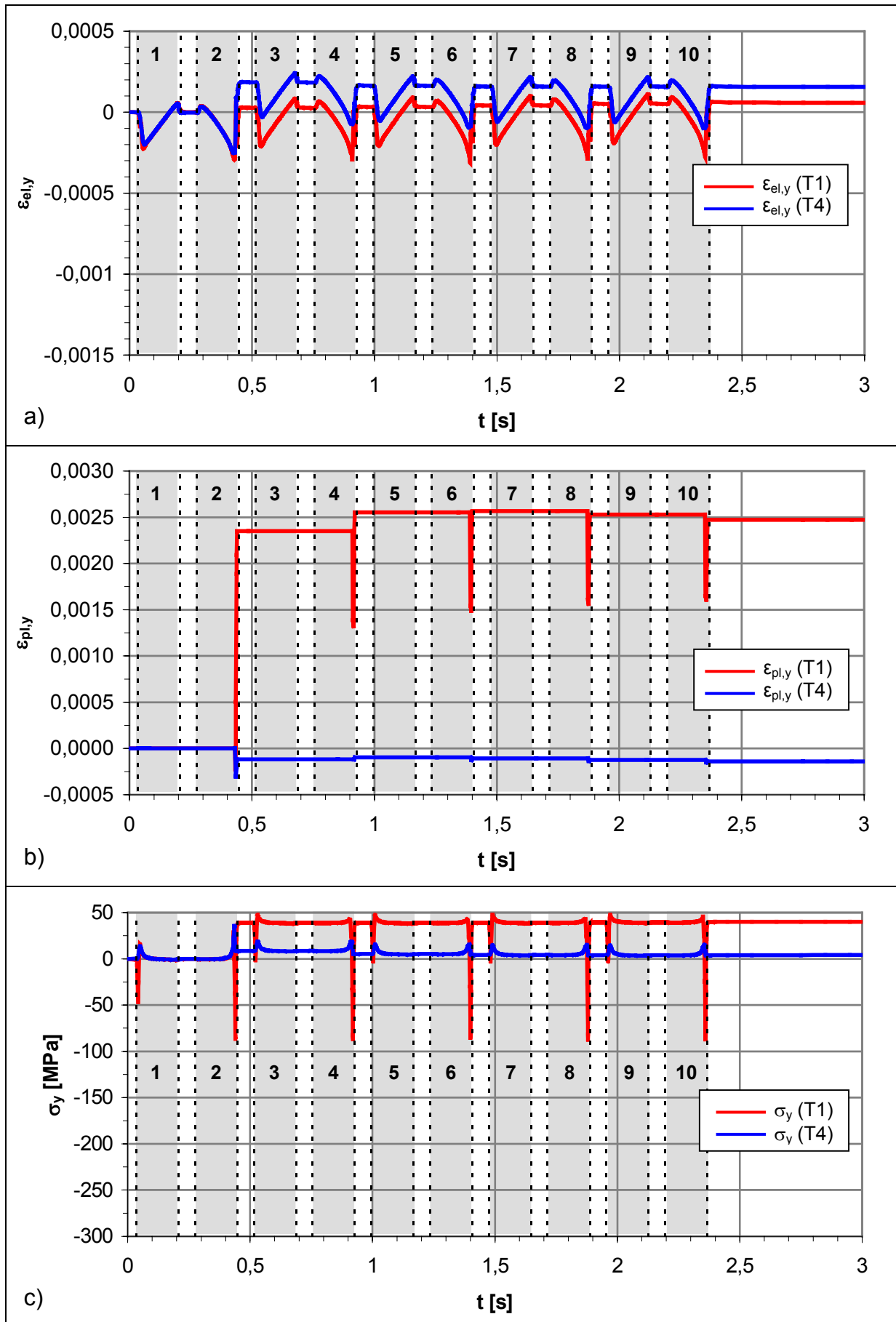


Bild A-5: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T1 und T4 in y-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,y}$, b) plastische Dehnung $\epsilon_{pl,y}$, c) Spannung σ_y

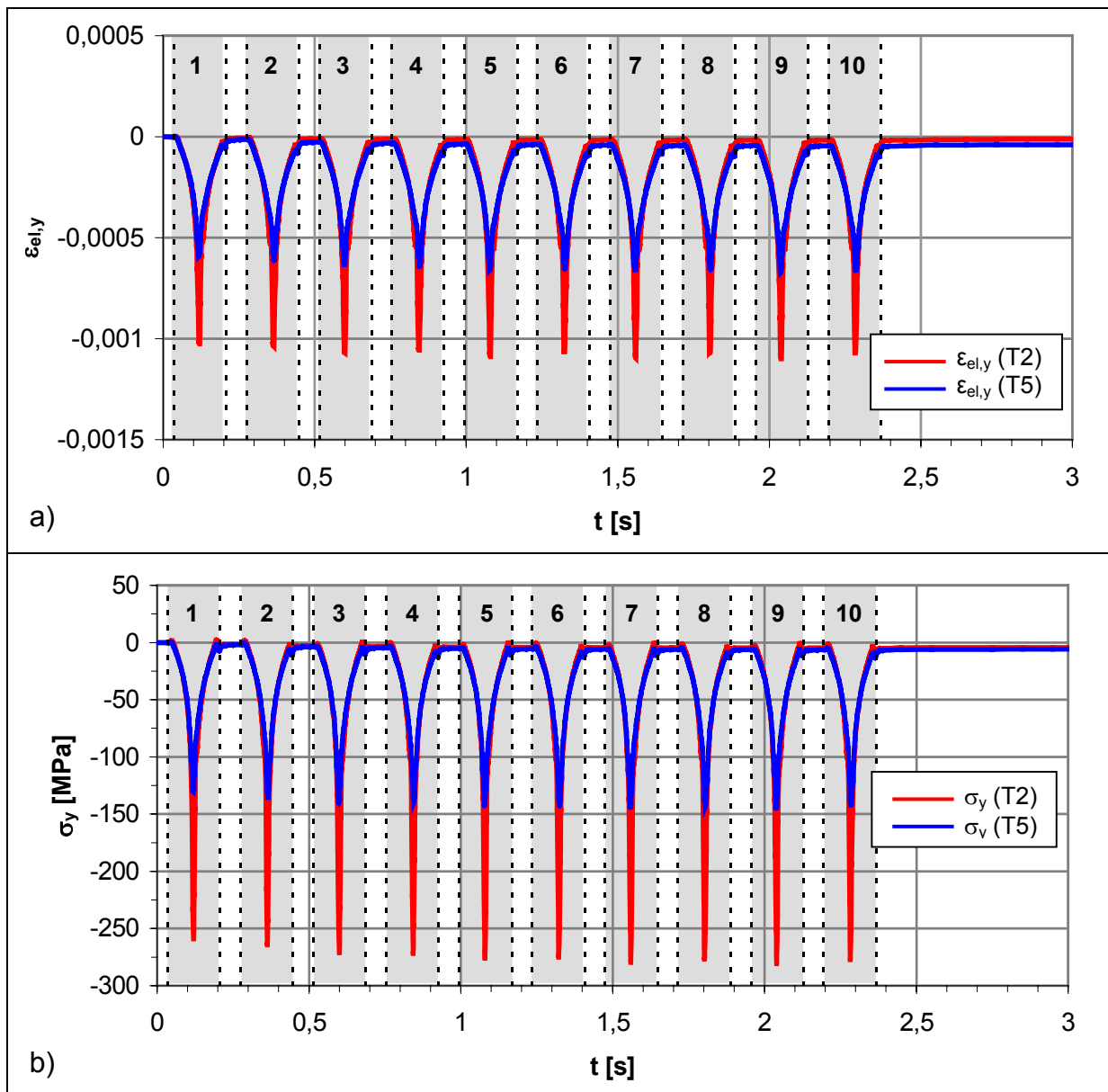


Bild A-6: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T2 und T5 in y-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,y}$, b) Spannung σ_y

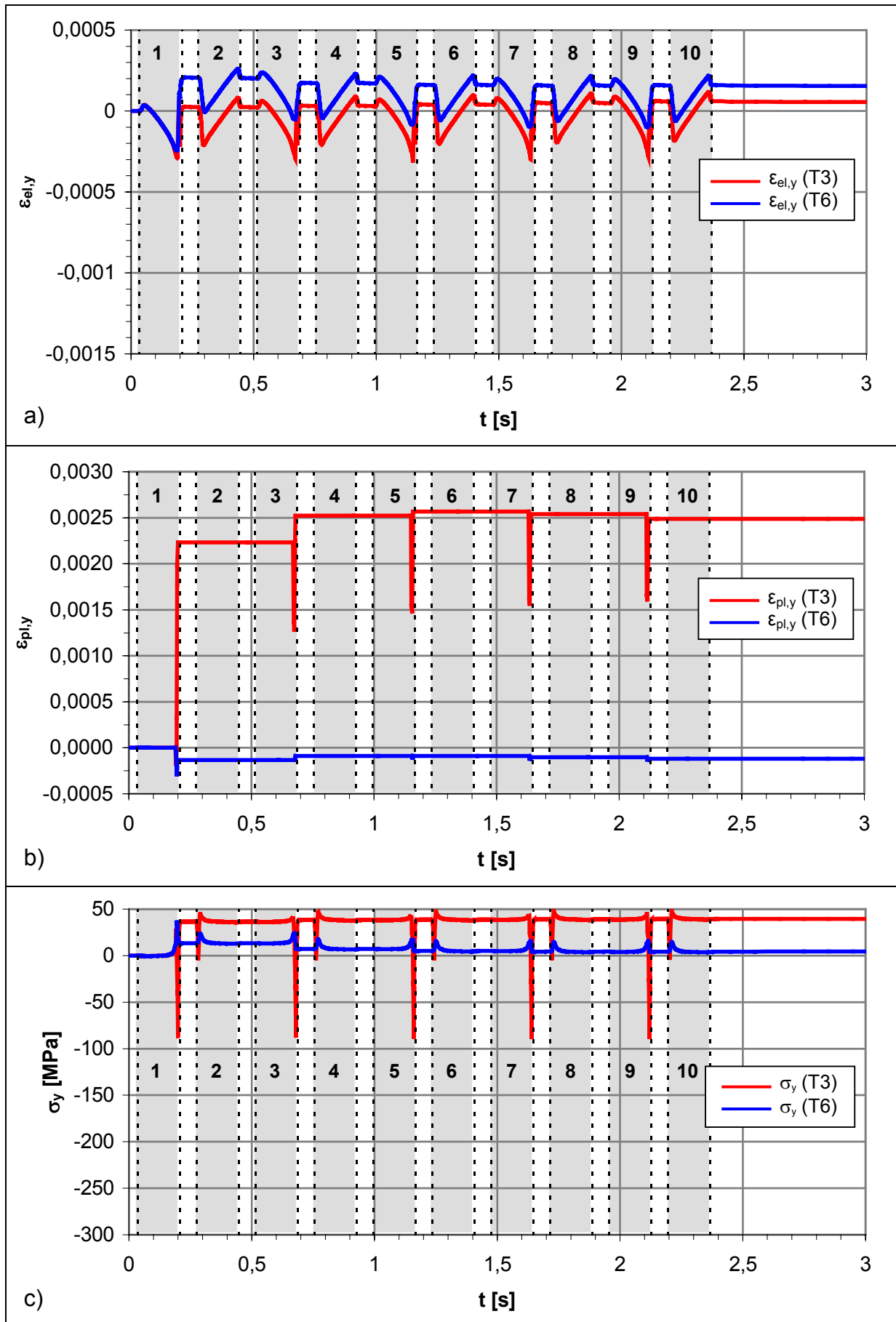


Bild A-7: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T3 und T6 in y-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,y}$, b) plastische Dehnung $\epsilon_{pl,y}$, c) Spannung σ_y

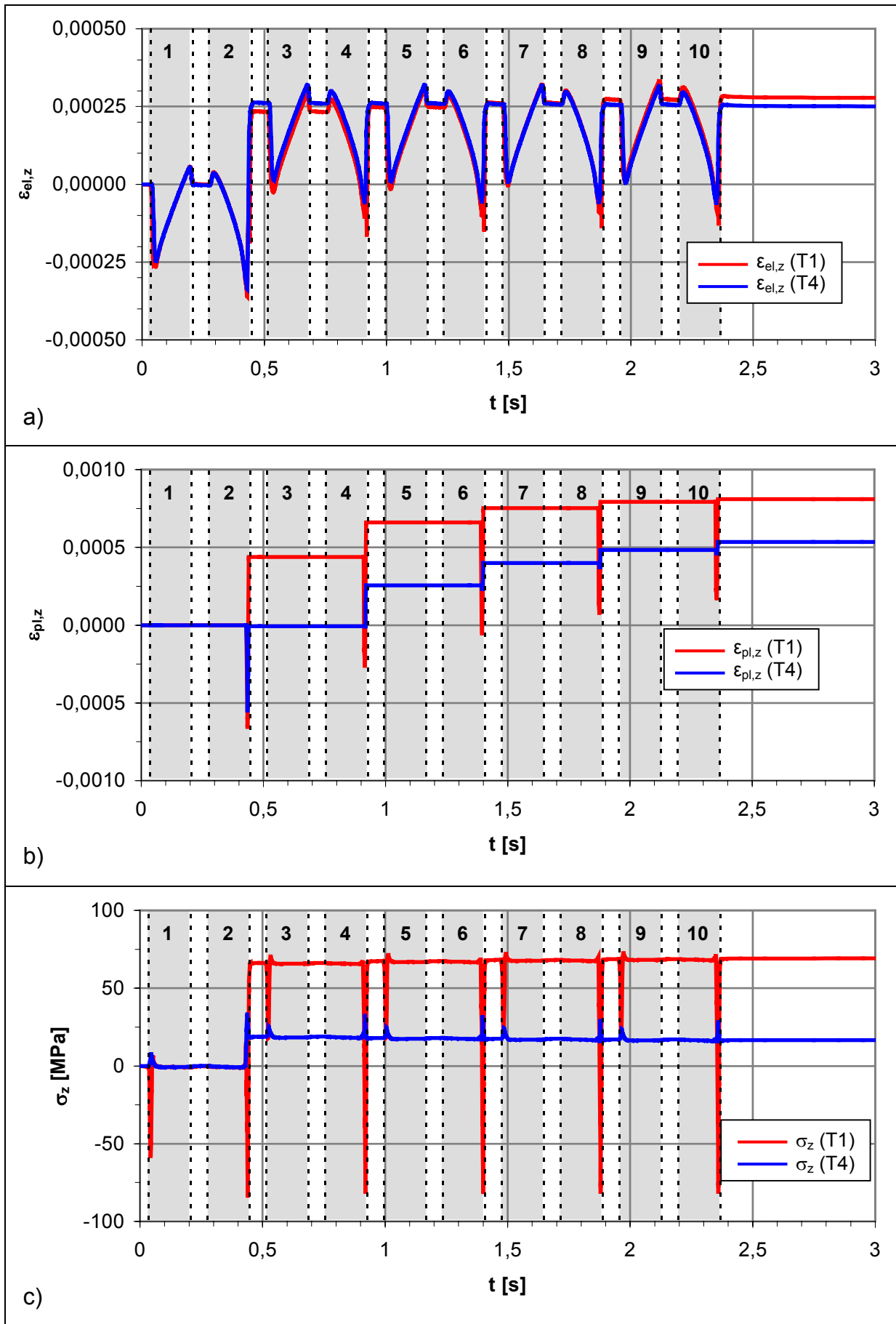


Bild A-8: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T1 und T4 in z-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,z}$, b) plastische Dehnung $\epsilon_{pl,z}$, c) Spannung σ_z

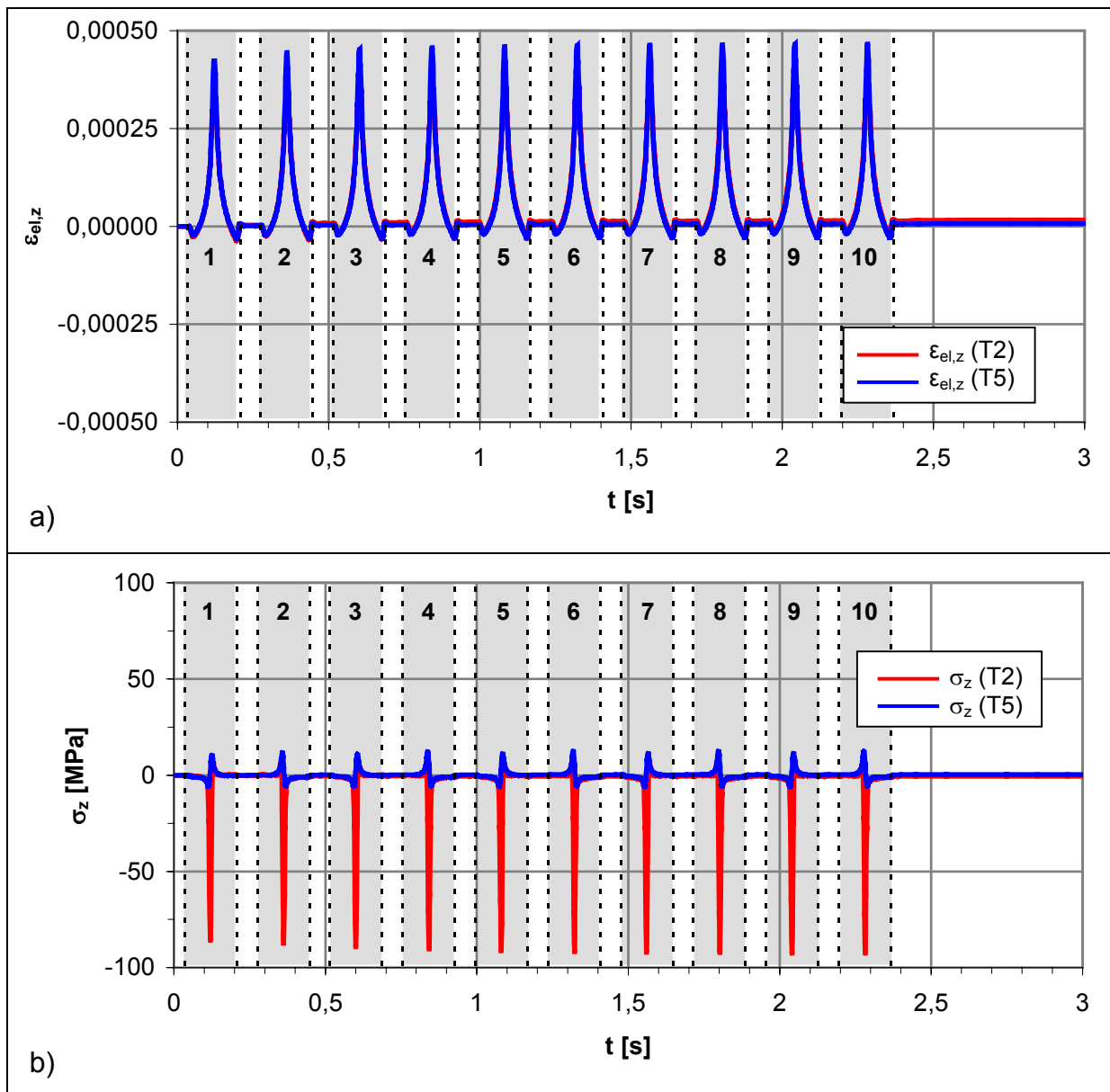


Bild A-9: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T2 und T5 in z-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,z}$, b) Spannung σ_z

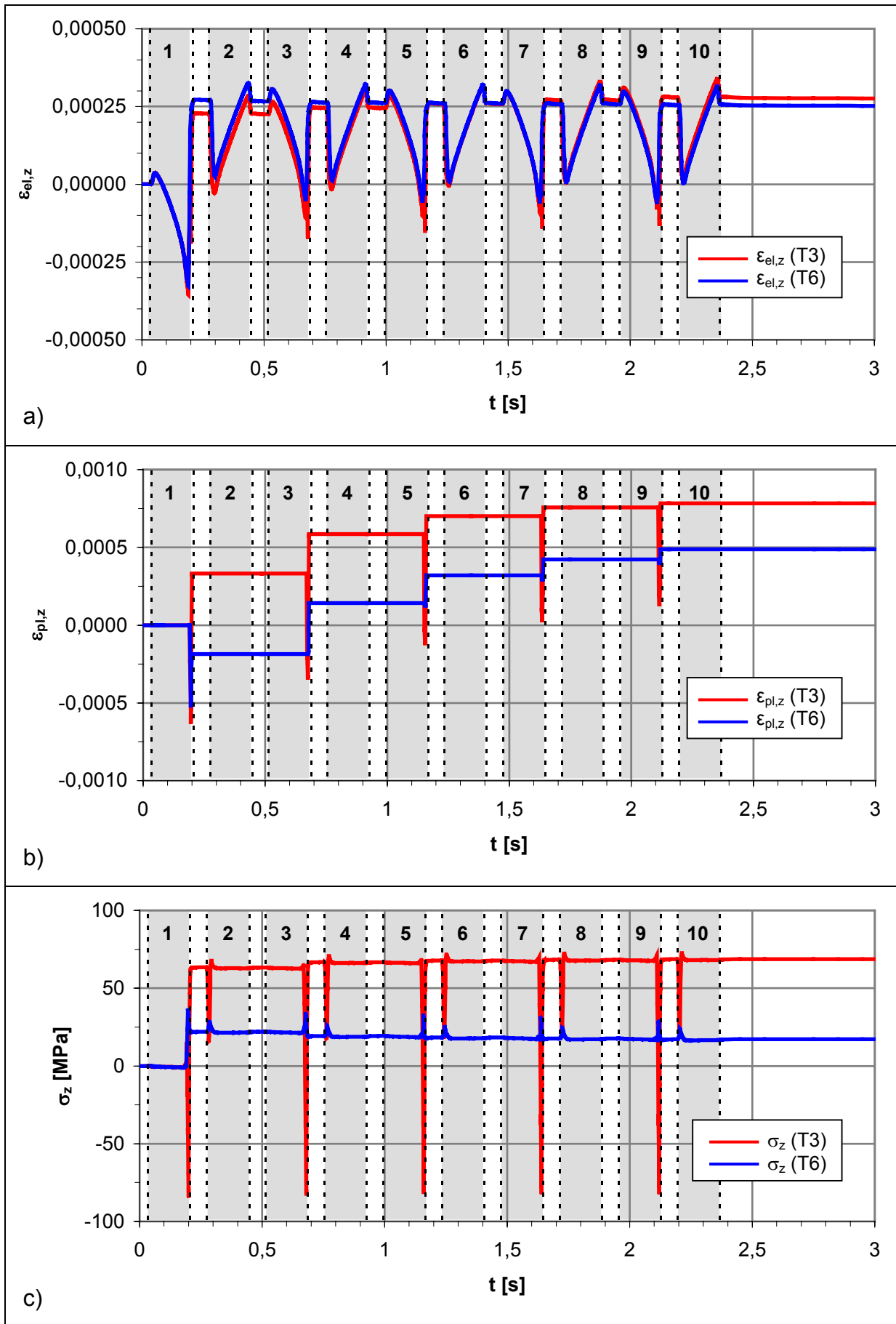


Bild A-10: Berechnete Verläufe für 10 Überfahrten an den Positionen T3 und T6 in z-Richtung: a) elastische Dehnung $\epsilon_{el,z}$, b) plastische Dehnung $\epsilon_{pl,z}$, c) Spannung σ_z

Prozessparameter und Ergebnisse zur Umformung zweiseitig eingespannter Biegefedern

Tab. A-11: Prozessparameter und Ergebnisse für sequentielle Bestrahlung der Biegestellen

Probe 1				
Versuch	Laserleistung P [W]	Bearb.- geschw. v [mms ⁻¹]	Bestrahlungsregime	Ergebnis
1	2,85	10	20 x Mäander mit 5 µm Linienabstand, jeweils an den beiden Einspannungen	auch nach mehreren Wiederholungen keine Biegung
2	3,2	10	20 x Mäander mit 5 µm Linienabstand, jeweils an den beiden Einspannungen	auch nach mehreren Wiederholungen keine Biegung

Tab. A-12: Prozessparameter und Ergebnisse für wechselseitige Bestrahlung der Biegestellen

Probe 2				
Versuch	Laserleistung P [W]	Bearb.- geschw. v [mms ⁻¹]	Bestrahlungsregime	Ergebnis
1	2,85	10	2 Linien Abstand 6 mm, jeweils an den beiden Einspannungen wechselseitig 200 x bestrahlt	auch nach mehreren Wiederholungen keine Biegung
2	3,2	10	2 Linien Abstand 6 mm, jeweils an den beiden Einspannungen wechselseitig 200 x bestrahlt	auch nach mehreren Wiederholungen keine Biegung

Tab. A-13: Prozessparameter und Ergebnisse für kontinuierliche Bestrahlung der Biegefeder

Probe 3				
Versuch	Laserleistung P [W]	Bearb.- geschw. v [mms ⁻¹]	Bestrahlungsregime	Ergebnis
1	3,65	10	Mäander kontinuierlich über 6 mm mit 20 µm Linienabstand	nach der Bearbeitung geringe Deformation
2	3,65	10	Mäander kontinuierlich über 6 mm mit 20 µm Linienabstand	nach der Bearbeitung geringe Deformation
3	3,65	10	Mäander kontinuierlich über 6 mm mit 20 µm Linienabstand	nach der Bearbeitung geringe Deformation
4	3,9	10	Mäander kontinuierlich über 6 mm mit 20 µm Linienabstand	Während der Bearbeitung abgerissen
Probe 4				
Versuch	Laserleistung P [W]	Bearb.- geschw. v [mms ⁻¹]	Bestrahlung	Ergebnis
1	3,65	10	Mäander kontinuierlich über 6 mm mit 20 µm Linienabstand	nach der Bearbeitung geringe Deformation
2	3,65	10	Mäander kontinuierlich über 6 mm mit 20 µm Linienabstand	nach der Bearbeitung geringe Deformation
3	3,65	10	Mäander kontinuierlich über 6 mm mit 20 µm Linienabstand	nach der Bearbeitung geringe Deformation, nachträglich abgerissen

Tab. A-14: Prozessparameter und Ergebnisse zum Umformen mit Laserstrahlung und zusätzlichem Werkzeug

Probe	Laserleistung P [W]	Strahlradius w_0 [μm]	Bearb.-geschw. v [mm s^{-1}]	Bestrahlungsregime	Vorspann- winkel α_V [$^\circ$]	Endwinkel α_B [$^\circ$]
1	6,3	135	20	20x Mäander mit 5 μm Linienabstand	5	0
	6,3	135	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	5	0,6
	6,3	135	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	7,1	abgebrochen
2	6,3	150	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	7,3	0,7
	6,3	150	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	7,3	0,7
	6,8	165	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	7,3	0,7
3	6,8	165	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	10,8	0,7
	7,4	180	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	10,8	1,4
	7,4	180	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	10,8	1,4
4	6,8	165	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	10,1	0
	7,1	165	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	10,1	0
	7,3	165	20	50x Mäander mit 5 μm Linienabstand	10,1	0,8