





Laser in der Materialbearbeitung  
Forschungsberichte des IFSW

P. Mucha  
Qualitäts- und produktivitätsbe-  
einflussende Mechanismen beim  
Laserschneiden von CF und CFK

# **Laser in der Materialbearbeitung**

## **Forschungsberichte des IFSW**

Herausgegeben von

Prof. Dr. phil. nat. Thomas Graf, Universität Stuttgart  
Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW)

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

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

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

# **Qualitäts- und produktivitätsbeeinflussende Mechanismen beim Laserschneiden von CF und CFK**

von Dr.-Ing. Patrick Mucha  
Universität Stuttgart



Herbert Utz Verlag · Wissenschaft  
München

Als Dissertation genehmigt  
von der Fakultät für Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik  
der Universität Stuttgart

Hauptberichter: Prof.Dr. phil. nat. habil. Thomas Graf  
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf

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

Zugleich: Dissertation, Stuttgart, Univ., 2015

D 93

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt. Die dadurch  
begründeten Rechte, insbesondere die der Übersetzung,  
des Nachdrucks, der Entnahme von Abbildungen, der  
Wiedergabe auf fotomechanischem oder ähnlichem  
Wege und der Speicherung in Datenverarbeitungs-  
anlagen bleiben – auch bei nur auszugsweiser Verwen-  
dung – vorbehalten.

Copyright © Herbert Utz Verlag GmbH 2015

ISBN 978-3-8316-4516-9

Printed in Germany

Herbert Utz Verlag GmbH, München  
Tel.: 089-277791-00 · [www.utzverlag.de](http://www.utzverlag.de)

# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>3</b>
<b>Verzeichnis der Symbole</b>	<b>5</b>
<b>Kurzfassung der Arbeit</b>	<b>11</b>
<b>Extended Abstract</b>	<b>15</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>20</b>
1.1 Einsatz und Herstellung kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe.....	20
1.2 Potenziale des Lasers in der Fertigungstechnik .....	22
1.3 Thermophysikalische Eigenschaften von CFK .....	22
1.4 Motivation und Herausforderung .....	24
1.4.1 Produktivität.....	24
1.4.2 Schädigung.....	26
1.5 Aufbau der Arbeit.....	28
<b>2 Absorption im Verbundmaterial</b>	<b>29</b>
2.1 Optische Eigenschaften CFK .....	29
2.2 Absorptionseinfluss auf die Produktivität .....	31
2.3 Absorptionsbeeinflusste Schädigungsmechanismen .....	35
<b>3 Wärmewirkung im Verbundmaterial</b>	<b>38</b>
3.1 Definition unterschiedlicher Wärmeeinflusszonen .....	38
3.2 Kalibriertes Wärmeleitungsmodell zur Bestimmung der Schädigungszonen	40
3.2.1 Setup Temperaturmessung.....	41
3.2.2 Gemittelttes Wärmeleitungsmodell .....	42
3.2.3 Temperaturverteilungen.....	44
3.2.4 Kalibrierung des Modells.....	46
3.2.5 Wechselwirkungszone .....	47
3.2.6 Berechnung der Schädigungszonen .....	49

3.3	Energiebilanz bei der Bearbeitung von CFK.....	52
3.3.1	Beschreibung und Definition der Energieanteile .....	53
3.3.2	Bestimmung der Energieanteile .....	54
3.4	Mehrfachüberfahrten .....	57
3.4.1	Wärmeakkumulation bei Mehrfachüberfahrten .....	57
3.4.2	Produktivität bei Mehrfachüberfahrten .....	60
3.4.2.1	Bedeutung der Pausen für die produktive Bearbeitung von Bauteilen.....	60
3.4.2.2	Nuttiefenzunahme.....	61
3.4.3	Verbreiteterer Schnittspalt .....	64
3.4.3.1	Verbreiteterer Schnittspalt durch mehrere parallele Bearbeitungsbahnen .....	64
3.4.3.2	„Wobbeln“ einer Sinusbahn .....	67
3.4.3.3	Produktivitätssteigerung durch ausgeschleuderte Feststoffe.....	73
<b>4</b>	<b>Wirkung der Ablationsprodukte</b>	<b>76</b>
4.1	„Verplusterung“ beim Schneiden von CF .....	76
4.1.1	Messung der Verplusterung .....	77
4.1.2	Entstehung der Verplusterung.....	78
4.1.3	„Kalte“ Verplusterung ohne Laser .....	80
4.2	Messung der Abströmgeschwindigkeit .....	81
4.2.1	Methode.....	81
4.2.2	Impuls und Geschwindigkeit der Ablationsprodukte.....	85
4.3	Reduktion der „Verplusterung“ .....	86
4.4	Strömungsrichtung der Ablationsprodukte.....	88
4.4.1	Einfluss der Schneidfrontneigung auf die Strömungsrichtung .....	88
4.4.2	Einfluss der Kerbwände auf die Strömungsrichtung .....	91
	<b>Literatur- und Quellenverzeichnis</b>	<b>96</b>
	<b>Danksagung</b>	<b>107</b>

# Verzeichnis der Symbole

Symbol	Bedeutung	Einheit
<b>Lateinische Buchstaben:</b>		
$A$	Winkelabhängiger Absorptionsgrad	
$A_{\text{Nut}}$	Nutquerschnittsfläche	$\text{m}^2$
$A_{\text{W}}$	Wärmeeintragsfläche	$\text{m}^2$
$b_{\text{scan}}$	Scanbreite: Doppelte Amplitude einer überlagerten Wobbelbewegung	$\text{m}$
$c_p$	Massenspezifische Wärmekapazität	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
$c_{p,f}$	Massenspezifische Wärmekapazität der Fasern	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
$c_{p,m}$	Massenspezifische Wärmekapazität der Matrix	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
$c_{p,\text{Mittel}}$	Mittlere Massenspezifische Wärmekapazität des Verbundmaterials	$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$
$d_{\text{abl}}$	Abtragsdurchmesser	$\text{m}$
$d_f$	Strahldurchmesser im Fokus	$\text{m}$
$d_{f,x}$	Strahldurchmesser im Fokus in $x$ -Richtung	$\text{m}$
$d_{f,y}$	Strahldurchmesser im Fokus in $y$ -Richtung	$\text{m}$
$d_{\text{MSZ},\text{Mittel}}$	Mittlere Breite der MSZ	$\text{m}$
$d_{\text{Nut}}$	Breite der Nut am Strahleintritt	$\text{m}$
$d_{\text{S},\text{Mittel}}$	Mittlere Schnittspaltbreite	$\text{m}$
$d_{\text{W}}$	Wärmeeintragslänge	$\text{m}$
$E_{\text{A}}$	Absorbierte Energie	$\text{J}$
$E_{\text{h,s}}$	Zur Erwärmung und Sublimation des Verbundmaterials erforderliche spezifische Energie	$\text{J}/\text{m}^3$
$E_{\text{L}}$	Vom Laserstrahl während der Bearbeitung einer Probe eingestrahlte Energie	$\text{J}$
$E_{\text{MSZ}}$	Zur Sublimation des Matrixmaterials in der MSZ erforderliche Energie	$\text{J}$
$E_{\text{nA}}$	Nicht absorbierte Energie	$\text{J}$
$E_{\text{P}}$	Zur Sublimation des Verbundmaterials im Schnittspalt erforderliche Energie	$\text{J}$

$E_{\text{verbl}}$	Im Bauteil verbleibende Energie	J
$E_V$	Energie, die durch Wärmeleitung vom Schnittspalt in die Probe geleitet wird	J
$f_{\text{wobbel}}$	Wobbelfrequenz	1/s
$F_z$	z-Komponente einer Kraft	N
$H$	Fluenz	J/m <sup>2</sup>
$H_0$	Maximale Fluenz auf der Strahlachse	J/m <sup>2</sup>
$h_{\text{Nut}}$	Nuttiefe	m
$h_{\text{Nut,max}}$	Maximal mögliche Nuttiefe	m
$h_s$	Bauteildicke	m
$H_t$	Fluenz zum Zeitpunkt $t$	J/m <sup>2</sup>
$I$	Intensität	W/m <sup>2</sup>
$k$	Wärmeleitfähigkeit	W/(m·K)
$\bar{k}$	Mittlere Wärmeleitfähigkeit im Verbundmaterial	W/(m·K)
$l_{\text{opt}}$	Optische Eindringtiefe	m
$l_s$	Schnittlänge	m
$\bar{l}_{th}$	Mittlere thermische Eindringtiefe	m
$L$	Massenspezifische latente Wärme	kJ/kg
$L_f$	Massenspezifische latente Wärme der Fasern	kJ/kg
$L_m$	Massenspezifische latente Wärme der Matrix	kJ/kg
$m_i$	Einzelner Masseanteil	kg
$m_{\text{ges}}$	Gesamte Masse	kg
$n$	Anzahl Überfahrten	
$P$	Laserleistung	W
$\vec{p}$	Impuls	Ns
$\vec{p}_{\text{abl}}$	Impuls der Ablationsprodukte	Ns
$\vec{p}_{\text{ges}}$	Gesamter Impuls	Ns
$\vec{p}_i$	Impuls eines einzelnen Masseanteils	Ns
$p_x$	x-Komponente des Impulses	Ns
$p_{x,\text{ges}}$	x-Komponente des gesamten Impulses	Ns
$p_y$	y-Komponente des Impulses	Ns
$p_{y,\text{abl}}$	y-Komponente des Impulses der Ablationsprodukte	Ns
$p_{y,\text{ges}}$	y-Komponente des gesamten Impulses	Ns

$p_z$	$z$ -Komponente des Impulses	Ns
$p_{z,abl}$	$z$ -Komponente des Impulses der Ablationsprodukte	Ns
$p_{z,ges}$	$z$ -Komponente des gesamten Impulses	Ns
$t$	Zeit	s
$t_1 \dots t_7$	Zeitpunkte 1 bis 7	s
$T_0$	Raumtemperatur	K
$t_{Bearb}$	Bearbeitungsdauer	s
$T_D$	Schädigungstemperatur	K
$T_{Phase1}$	Temperatur während der Wärmeeintragsphase	K
$T_{Phase2}$	Temperatur während der Abkühlphase	K
$T_{sub}$	Sublimationstemperatur	K
$T_{sub,f}$	Sublimationstemperatur der Fasern	K
$T_{sub,m}$	Sublimationstemperatur der Matrix	K
$t_W$	Wärmeeintragsdauer	s
$v$	Vorschubgeschwindigkeit	m/s
$v_{eff}$	Effektive Vorschubgeschwindigkeit	m/s
$v_{anp}$	Angepasste Vorschubgeschwindigkeit	m/s
$\vec{v}_i$	Geschwindigkeit eines einzelnen Masseanteils	m/s
$\bar{\vec{v}}_m$	Mit der Masse gewichtete mittlere Geschwindigkeit	m/s
$\bar{v}_{m,x}$	$x$ -Komponente der mit der Masse gewichteten mittleren Geschwindigkeit	m/s
$\bar{v}_{m,y}$	$y$ -Komponente der mit der Masse gewichteten mittleren Geschwindigkeit	m/s
$\bar{v}_{m,z}$	$z$ -Komponente der mit der Masse gewichteten mittleren Geschwindigkeit	m/s
$v_t$	Theoretische Vorschubgeschwindigkeit	m/s
$V_f$	Faservolumenanteil	
$x'$	$x$ -Koordinate zum Zeitpunkt $t=t_W$	m
$x$	$x$ -Koordinate	m
$x_0$	Position der Strahlachse in $x$ -Richtung	m
$x_1$	Abstand zur Strahlachse in $x$ -Richtung	m
$x_{max}$	Maximale Entfernung einer Isotherme zur Schnittkante	m
$y$	$y$ -Koordinate	m
$y_0$	Position der Strahlachse in $y$ -Richtung	m

$y_1$	Abstand zur Strahlachse in $y$ -Richtung	m
$y_{\text{Laser}}$	Position des Laserstrahls in $y$ -Richtung	m
$y_{\text{Sensor}}$	Position des Sensors in $y$ -Richtung	m
$z$	$z$ -Koordinate	m

### Griechische Buchstaben:

$\alpha_A$	Absorptionskoeffizient	
$\alpha$	Winkel zwischen dem Impuls bzw. der Fackel und der Probenoberfläche	
$\alpha'$	Winkel zwischen der Probenoberfläche und der als Ebene angenommenen Schneidfront	
$\beta$	Taperwinkel	
$\beta_{\text{min}}$	Minimal möglicher Taperwinkel	
$\Delta t$	Dauer eines Zeitintervalls	s
$\eta$	Produktivitätsfaktor	
$\eta_A$	Einkoppelgrad	
$\eta_P$	Prozesswirkungsgrad	
$\lambda$	Wellenlänge	m
$\rho$	Dichte	kg/m <sup>3</sup>
$\rho_f$	Dichte der Fasern	kg/m <sup>3</sup>
$\rho_m$	Dichte der Matrix	kg/m <sup>3</sup>
$\rho_{\text{Mittel}}$	Mittlere Dichte des Verbundmaterials	kg/m <sup>3</sup>

### Abkürzungen

CF	Kohlenstofffasern
CFK	Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe
CFRP	Carbon-fiber-reinforced plastics
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
cw	Dauerstrich (engl. continuous wave)
MBZ	Matrixbeeinflussungszone
MSZ	Matrixsublimationszone
PEEK	Polyetheretherketon
PPS	Polyphenylsulfid
RTM	Resin transfer moulding

UKP      Ultrakurze Pulse  
UV        Ultraviolett  
Yb:YAG   Ytterbium-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat



# Kurzfassung der Arbeit

Für die automatisierte Fertigung von CFK-Bauteilen (kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff) sind effiziente wirtschaftliche Bearbeitungstechnologien nötig. Bei herkömmlichen Schneidtechnologien entstehen unter Anderem durch geringe Bearbeitungsgeschwindigkeiten und starkem Werkzeugverschleiß hohe Kosten. Aufgrund des nahezu kraft- und verschleißfreien Prozesses bietet die Lasertechnologie eine attraktive Möglichkeit für das Schneiden von CF-Halbzeugen und CFK-Bauteilen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Wirkungen der Absorption im Verbundmaterial, der eingebrachten Wärme und der Ablationsprodukte auf die Produktivität und auf die Schädigungsmechanismen untersucht.

Es wurde gezeigt, dass insbesondere bei sinkendem Faservolumengehalt teiltransparente Matrixmaterialien bzw. eine geringere Absorption der Matrixmaterialien zu kleineren Prozessgeschwindigkeiten und somit zu einer geringeren Produktivität führen. Desweiteren wurden bei der Bearbeitung von Materialien mit teiltransparenter Matrix und einer vorrangigen Absorption in den Fasern qualitätsmindernde Effekte, wie Abplatzungen, Matrixrückstände im Schnittpalt oder Risse beobachtet. Da viele Kunststoffe bei der Wellenlänge des CO<sub>2</sub>-Lasers ( $\lambda \approx 10 \mu\text{m}$ ) höhere Absorptionswerte als bei der Wellenlänge von Festkörperlasern ( $\lambda \approx 1 \mu\text{m}$ ) aufweisen, wurden für den Großteil der Versuche dieser Arbeit CO<sub>2</sub>-Laser eingesetzt. Aufgrund der Anforderungen an die Bearbeitungsgeschwindigkeit und der derzeit industriell verfügbaren Strahlquellen mit mittleren Leistungen von mehreren Kilowatt wurden Dauerstrichlaser (Abk. cw für engl. continuous wave) verwendet.

Die hohen Sublimationstemperaturen und die hohe Wärmeleitfähigkeit der Kohlenstofffasern führen zu einem unerwünschten Wärmeeintrag in das Material. Der Wärmeeintrag kann zu einer Schädigung des Materials nahe der Schnittkante führen. In dieser Arbeit wurde die geschädigte Zone in zwei Zonen unterteilt: Eine, in der das Matrixmaterial sublimiert wird (MSZ) und eine, in der die Temperatur ausreichend hoch ist, dass eine strukturelle Schädigung bzw. Beeinflussung des Matrixmaterials möglich ist (MBZ). Außerhalb der MBZ ist davon auszugehen, dass die erreichten Temperaturen unkritisch für den Werkstoff sind. Im Gegensatz zur MBZ ist die MSZ in Querschliffen mit optischen Hilfsmitteln sichtbar. Für die Bestimmung der Größe dieser Zonen wurde ein eindimensionales Wärmeleitungsmodell verwendet, welches auf gemittelten Werten der Dichte und Wärmekapazität sowie einer experimentell ermittelten effektiven Wärmeleitfähigkeit des Verbundmaterials basiert. Neben der

Wärmeleitfähigkeit wurden die Randbedingungen des Modells mit Schneidexperimenten kalibriert, bei denen Temperatursensoren in die bearbeiteten CFK-Proben eingebettet wurden. Die Untersuchungen zeigten, dass die entstehende Breite der Schädigungszonen durch eine Wärmeeintragsdauer bzw. Wechselwirkungsdauer des Laserstrahls und der heißen Ablationsprodukte mit den Fasern dominiert wird. Weiter wurde aufgezeigt, dass sich die experimentell bestimmte effektive Wärmeleitfähigkeit des Verbundmaterials eignet, um auf einfache Weise die Größe der entstehenden Schädigungszonen abzuschätzen.

Das kalibrierte Wärmeleitungsmodell wurde zusätzlich für die Bestimmung der Wärmeleitungsverluste verwendet. Bei einer Bearbeitung mit einer Überfahrt wurde eine Abnahme der Wärmeleitungsverluste bei zunehmender Bearbeitungsgeschwindigkeit und Laserleistung aufgrund der dabei abnehmenden Wärmeeintragsdauer festgestellt. Die kleineren Wärmeleitungsverluste führen sowohl zu einem überproportionalen Anstieg der maximal möglichen Schneidgeschwindigkeit bei steigender Laserleistung als auch zur Ausbildung kleinerer Schädigungszonen. Desweiteren wurde die Energie zur Sublimation des Matrixmaterials in der Matrixsublimationszone und die Energie zur Sublimation des Verbundmaterials im Schnittpalt im Rahmen einer Energiebilanz ermittelt.

Eine gängige Methode zur Erzeugung kleinerer Schädigungszonen ist eine Bearbeitungsstrategie mit höherem Vorschub und mehreren Überfahrten. Die Strategie führt aufgrund der kürzeren Wärmeeintragsdauer pro Überfahrt zur Ausbildung einer kleineren MSZ. Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei Mechanismen identifiziert, welche die Realisierung eines produktiven Prozesses mit mehreren Überfahrten erschweren. Zum Einen ist eine ausreichend lange Pause zwischen den Überfahrten nötig, um eine Wärmeakkumulation und eine dadurch größere Wärmeeinflusszone zu vermeiden. Zum Anderen sinkt die Nuttiefenzunahme pro Überfahrt nach vielen Überfahrten. Dieser Effekt ist auf den wachsenden Einfallswinkel des Laserstrahls bei zunehmender Nuttiefe und die sich der Abtragsschwelle nähernde lokale absorbierte Intensität in der Nut zurückzuführen. Durch eine Verbreiterung des Schnittpalts bei konstanter Strahlkaustik konnten tiefere Nuten erzeugt werden, bis der maximale Einfallswinkel erreicht wurde und sich die Intensität der Abtragsschwelle nähert. Die Verbreiterung wurde exemplarisch durch mehrere parallele Linien oder einer überlagerten sinusförmigen Bewegung quer zur Vorschubrichtung (wobbeln) realisiert. Durch eine Anpassung der Amplitude der Wobbelbewegung mit zunehmender Nuttiefe an die entstehende Nutgeometrie konnte die Prozessgeschwindigkeit um ca. einen Faktor 3 gegenüber einer Bearbeitung mit konstanter Amplitude gesteigert werden. Eine weitere

Möglichkeit zur Steigerung der Produktivität konnte durch eine Prozessstrategie erreicht werden, bei welcher ein Teil des abgetragenen Materials nicht sublimiert, sondern im festen Aggregatzustand ausgeschleudert wird. Exemplarisch wurde gezeigt, dass das Material aus den Zwischenräumen einer sinusförmigen Bearbeitungsbahn teilweise aus dem Schnittspalt geschleudert werden konnte.

Da dieser Mechanismus auf die kinetische Energie der Ablationsprodukte zurückzuführen ist, wurde eine Methode zur Messung des Impulses und der mittleren Abströmgeschwindigkeit der Ablationsprodukte vorgestellt. Bei der Messung wurde eine Probe auf einer Präzisionswaage fixiert, während sie mit einem Laser bearbeitet wurde. Die Messungen zeigten, dass die Gase mit mittleren Geschwindigkeiten von bis zu 300 m/s den Schnittspalt verlassen. Es wurde festgestellt, dass die Geschwindigkeit mit steigender Leistung und steigendem Vorschub zunimmt.

Die Richtung des Impulses wurde durch eine Messung parallel und senkrecht zur Vorschubrichtung bestimmt. Bei konstanter Laserleistung wurde ein zunehmender Winkel zwischen der Probenoberfläche und dem Impuls der Ablationsprodukte ermittelt, was auf den veränderten Winkel der Schneidfront zurückgeführt wurde. Es zeigte sich eine gute Übereinstimmung der Richtung des Impulses mit der Orientierung der Prozessfackel. Weiter wurde dargelegt, dass die Orientierung der entstehenden Fackel und somit auch die Strömungsrichtung der Ablationsprodukte durch die Welligkeit der Schneidfront und eine Wechselwirkung mit dem Schnittspalt beeinflusst wird und eine zweite Prozessfackel am Strahlaustritt entsteht.

Beim Schneiden von CF-Preforms werden die Fasern nicht durch eine umgebende Matrix fixiert und durch die aus dem Schnittspalt strömenden Ablationsprodukte durcheinandergeworfen. Es wurde gezeigt, dass dieser als Verplusterung bezeichnete Schädigungsmechanismus mit steigendem Impuls bzw. steigender Strömungsgeschwindigkeit der Ablationsprodukte verstärkt auftritt. Die Verplusterung konnte durch Verwendung eines in der Fokusebene länglichen Strahlquerschnitts bei nahezu gleicher Bearbeitungsgeschwindigkeit vermieden werden. Dies wurde auf die reduzierte Abströmgeschwindigkeit der Ablationsprodukte bei reduzierter Intensität im länglichen Strahlquerschnitt zurückgeführt. Alternativ konnte die Verplusterung vermieden werden, indem das Material entlang einer Einspannung geschnitten wurde, welche die Fasern während der Bearbeitung fixiert.



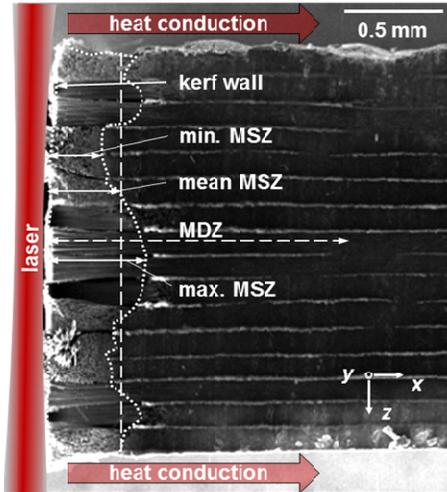
## Extended Abstract

For the automated fabrication of CFRP (carbon-fiber-reinforced plastics) parts efficient and economic machining technologies are needed. In common cutting technologies slow cutting speeds and large tool wear are some of the reasons leading to high costs. Reasoned by the nearly force and tool wear free process the usage of lasers is an attractive option for cutting CF and CFRP parts. The current work investigates the influence of the absorption in the composite material, the heat induced in the material, and the ablation products on the productivity and the quality in laser cutting CF and CFRP.

It was shown that a low absorption of the matrix material and large absorption of fibers cause reduced cutting speeds especially at decreasing fiber volume contents. Furthermore, quality decreasing effects such as chipping, matrix material remaining in the kerf and/or even cracks were found in laser machined samples with partly transparent matrix materials. Many plastics exhibit larger absorption at the wavelength of CO<sub>2</sub> lasers (10 μm) than at the wavelength of solid state lasers (1 μm). Therefore, the majority of the experiments was performed using CO<sub>2</sub> lasers. Due to the demand of high cutting speeds and the industrial availability of beam sources with average powers of several kilowatts, continuous-wave lasers (cw lasers) were used.

The high vaporization temperatures and the large heat conductivity of the carbon fibers lead to unintentional heat conduction into the material causing damage in zones close to the process zone. In the current work, the matrix-damage zone (MDZ) is subdivided into a matrix-sublimation zone (MSZ) where the matrix material is sublimated and a zone where the temperature temporarily exceeded a value causing structural damage in the matrix. Figure 1 shows a cross section of a laser-cut kerf wall. The MSZ is indicated by the dotted line. The double arrows with solid lines show the measured minimum, maximum, and mean extent of the MSZ. Due to larger heat conductivity parallel to the fiber axis, the MSZ exhibits a larger extent in areas where the fibers are oriented orthogonally to the kerf wall as compared to areas where the fibers are parallel to the kerf wall. The damage of the composite material within the MSZ is clearly seen, but the extent of the zone with structural changes of the matrix is larger. The extent of the matrix damage zone (MDZ) is given by the maximum distance from the kerf at which

the temperature exceeded the matrix damage temperature of about 450 K. Outside the MDZ, the maximum temperatures stay below this value and are uncritical for the matrix material.



**Fig. 1:** Scanning electron microscope (SEM) picture of a cross section of the material. The arrows with solid lines show the measured minimum, maximum, and mean MSZ in layers with different fiber orientations. The dashed arrow symbolizes the maximum calculated MDZ.

In order to investigate the extent of these zones, a one-dimensional heat flow model was applied which is based on the average values of the mass density, the heat capacity, and an effective heat conductivity which were determined empirically. Not only the heat conductivity, but also the boundary conditions of the model were calibrated by cutting experiments using temperature sensors embedded in the CFRP samples. The investigations showed that the extents of the MSZ and MDZ are dominated by a total interaction time which includes the passage of the laser beam and the continued interaction of the cloud of hot ablation products with the carbon fibers at the kerf wall and that from a practical point of view, the experimentally determined effective heat conductivity is suitable for simple estimations of the heat affected zones in CFRP.

The calibrated heat-flow model was also used to investigate the heat conduction losses while cutting CFRP. Using a single pass strategy, a decrease of the heat conduction losses was found at increasing cutting speeds and laser powers, due to the decreasing heat load time. The decreasing losses, on the one hand, cause a disproportional in-

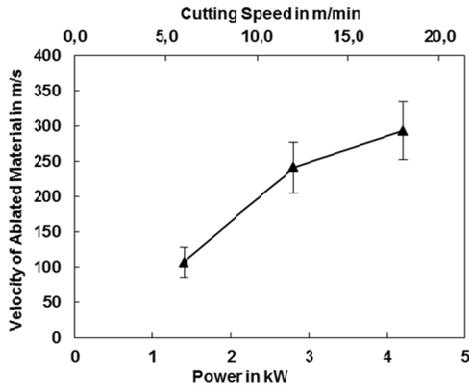
crease of the maximum possible cutting speed at increasing laser power and, on the other hand, cause the formation of a smaller MSZ and MDZ. Furthermore, the energy for sublimating the matrix material within the MSZ and the composite material in the kerf were determined.

The so called multi pass strategy is a common strategy for reducing the width of the MSZ by using larger feed rates than in a single pass strategy. Due to the reduced heat load time at an increased feed rate the width of the MSZ can be reduced. Two mechanisms were shown which hamper a fast multi-pass process: Even a wider MSZ appears due to heat accumulation if the time between the passes is too short and the increase of the groove depth per pass decreases at increasing number of passes due to the increased local angle of incidence in deep grooves. Deeper grooves are possible by widening the groove at constant beam diameter to reduce the local angle of incidence in the kerf (the local absorbed intensity in the kerf increases). Widening was exemplarily realized by moving the beam along several parallel paths or by moving the laser along a sinusoidal path (wobbling). In an improved wobbling strategy the amplitude of the sinusoidal path was adapted to the resulting shape of the groove. Using this strategy, it was possible to increase the cutting speed by a factor of 3 in comparison to a wobbling strategy with constant amplitude. The efficiency of the process can further be increased when a part of the material in the kerf is removed in the solid state. Thereby, less energy is required for sublimating the material. It was shown exemplarily that the material in-between the sinusoidal laser path partly is removed in the solid state.

This effect is caused by interaction of the solid material with the sublimated material, which leaves the kerf at high velocity. Further, as mentioned before, an additional heat load is caused by the hot ablation products leaving the kerf. Thus, a method for measuring the momentum and the velocity of the ablated material was presented. For the experiment a sample was mounted on a precision scale while being cut. The resulting averaged velocity of the ablated material is shown in Figure 2 for different cutting speeds and laser powers (the energy input per unit length was kept constant). Averaged velocities of the ablated material of up to 300 m/s were determined. The velocity was found to increase at increasing laser powers and cutting speeds.

The direction of the momentum was determined by a measurement parallel and orthogonal to the cutting direction. At a constant laser power and increasing cutting speeds the angle between the surface of the part and the momentum of the ablated material was found to increase. This might be due to the changing slope of the cutting front. The direction of the momentum and the orientation of the process plume were found to be in good agreement. Furthermore, a second plume at the exit side of the

kerf and a changed direction of the process plume were found to be caused by the roughness of the cutting front and an interaction between the ablated material and the kerf walls.



**Fig. 2:** Averaged velocity of the ablated material at different laser powers and cutting speeds. The energy input per unit length was kept constant.

In CF-preforms the fibers are not kept in place by surrounding matrix material. Thus, the fibers near the cut become disordered due to the friction between the ablation products leaving the kerf at a high velocity causing the fibers to shape an inhomogeneous and bulged edge. It was shown that the bulging increases at increasing momentum and velocity of the ablated material. Bulging was avoided by using a line focus. Presumably, this is due to the reduced velocity of the ablated material at lower intensities in the line focus. Alternatively, the cut can be performed along a fixation to ensure that the position of the fibers is fixed and no bulging is possible.



# 1 Einleitung

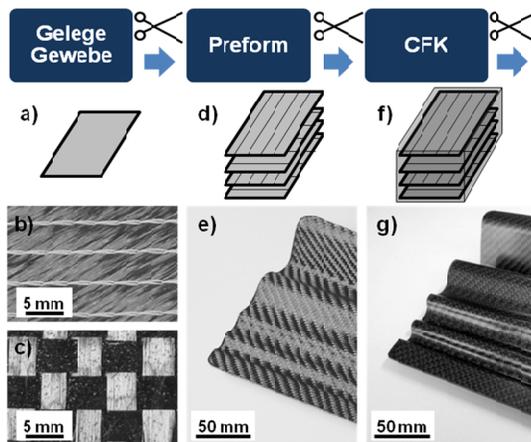
## 1.1 Einsatz und Herstellung kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe bzw. carbonfaserverstärkte Kunststoffe (CFK, englisch carbon-fiber-reinforced plastics, CFRP) werden umgangssprachlich häufig als „Carbon“ bezeichnet. Durch die Einbettung der Fasern in eine Kunststoffmatrix entsteht ein Verbundwerkstoff, der sich durch hohe Steifigkeit und hohe Festigkeit bei gleichzeitig geringer Dichte auszeichnet. Mit diesen Eigenschaften ist der Werkstoff prädestiniert für den Leichtbau. Neben Anwendungen in der Luft- und Raumfahrt [1] führt insbesondere die steigende Nachfrage nach Elektroautos mit hoher Reichweite zu verstärkten Bemühungen bei der Gewichtsreduzierung von Bauteilen in der Automobilindustrie [2-4]. Viele Automobilhersteller versuchen dies durch Einsatz von CFK zu erreichen. Im Maschinenbau bietet die reduzierte Masse von beschleunigten Teilen bei hoher Steifigkeit beispielsweise Potenzial für den Bau von hochdynamischen Werkzeugmaschinen [5].

Bei der Herstellung von CFK finden zwischen unterschiedlichen Prozessschritten Zerschnitte des Materials statt. Bild 1 zeigt verschiedene Ausführungsformen zu unterschiedlichen Reifegraden eines Bauteils am Beispiel eines RTM-Prozesses (resin transfer moulding). Ausführlich sind die unterschiedlichen Herstellprozesse von CFK beispielsweise in [6] beschrieben. Die Fasern werden durch einen Pyrolyseprozess aus Kunststoffäden, sog. Precursorn, hergestellt. Anschließend wird die Oberfläche der Fasern durch eine wenige Nanometer dicke Schlichte überzogen, die in den meisten Fällen aus Kunststoffen besteht. Vor der Weiterverarbeitung zu flächigen Halbzeugen werden die Fasern zu Faserbündeln, sog. Rovings, zusammengefasst.

Aus den Rovings wird „Rollenware“ entweder in Form eines Gewebes oder in Form eines Geleges erstellt. In Bild 1a) ist dieses Material schematisch durch eine Fläche dargestellt. Im Gelege (Bild 1b)) werden die Fasern meist mit Kunststoffäden vernäht. Ein Gewebe (Bild 1c)) besteht aus verwobenen Kohlenstofffasern, wodurch für gewöhnlich keine zusätzlichen Nähfäden nötig sind. Vor der Weiterverarbeitung wird das Rollenmaterial grob zugeschnitten. Nachfolgend werden mehrere Lagen Gelege oder Gewebe aufeinandergeschichtet (Bild 1d)) und zu einem dreidimensionalen CF-

Preform verarbeitet (Bild 1e)). Die Faserrichtung in den einzelnen Lagen variiert meist. Um dies zu verdeutlichen ist in der Skizze die Richtung der Schraffur in den einzelnen Lagen unterschiedlich orientiert. Für den Zusammenhalt der Lagen wird zwischen den Schichten etwas Kunststoffbinder aufgesprüht oder pulverförmig eingestreut. Alternativ werden die Lagen vernäht. Vor der Infiltration des Preforms mit dem Matrixmaterial (Bild 1f) erfolgt häufig ein Zuschnitt des Preforms. Nach der Infiltration des Matrixmaterials wird in einem weiteren Bearbeitungsschritt das ausgehärtete CFK-Bauteil (Bild 1g)) besäumt.



**Bild 1:** Ausführungsformen von CF(K) nach unterschiedlichen Herstellungsschritten bzw. zu unterschiedlichen Reifegraden. Die Scheren symbolisieren den Zuschnitt der Materialien zwischen bzw. nach den Verarbeitungsschritten. a) Skizze einer einzelnen CF-Lage, b) CF-Gelege mit Nähfäden, c) CF-Gewebe mit Sprühbinder auf der Oberfläche, d) Skizze mehrerer Lagen mit unterschiedlichen Faserrichtungen in einem CF-Preform. Die Schraffur zeigt schematisch die unterschiedlichen Orientierungen der Fasern in den einzelnen Lagen. e) CF-Preform, f) Skizze eines ausgehärteten CFK-Bauteils mit Fasern und Matrixmaterial, g) CFK-Bauteil.

Eine große Herausforderung bei der Bearbeitung der Kohlenstofffaserwerkstoffe mit „herkömmlichen“ Bearbeitungsverfahren, wie der Beschnitt von Faserhalbzeugen mittels Ultraschallmessern oder Fräß- und Sägeprozesse, sind schnell verschleißende Werkzeuge [7, 8]. Dies verursacht steigende Herstellkosten. Zusätzlich werden aufwändige Spannvorrichtungen benötigt, um ein Anschwingen der Bauteile während der Bearbeitung zu verhindern [9, 10]. Nach [10-12] können die eingebrachten Kräfte Schädigungen im Bauteil hervorrufen.

## 1.2 Potenziale des Lasers in der Fertigungstechnik

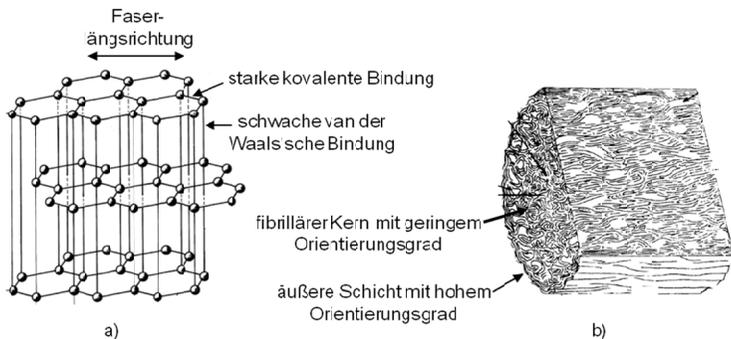
Der Laser ist aufgrund der Möglichkeit einer berührungslosen und nahezu kraftfreien Materialbearbeitung [13] ein Werkzeug, welches bereits in vielen Bereichen der industriellen Fertigung Verwendung findet [14-16]. Durch die gezielte, räumlich und zeitlich begrenzte Energieeinbringung lassen sich mit Lasern unterschiedlichste Fertigungsprozesse realisieren, wie z.B. das Laserschneiden, Laserschweißen, Laserlöten, Laserhärten, Lasersintern, Laserbeschichten, Laserbeschriften u.v.m.. Laser mit ultrakurzen Pulsen (UKP) werden im Bereich von einigen Nanosekunden bis wenigen Femtosekunden unter anderem für das Bohren von präzisen Löchern oder das Abtragen von dünnen Schichten eingesetzt. Die in der industriellen Fertigung bislang am weitesten verbreitete Anwendung ist das Schneiden von Metallen. Wichtige Gründe dafür sind die hohe erzielbare Prozessgeschwindigkeit, gute Automatisierbarkeit und hohe Flexibilität des Lasers. Der Laser findet industriell trotz seiner hohen Investitionskosten insbesondere dann Verwendung, wenn es keine oder nur unwirtschaftlichere verfahrenstechnische Alternativen gibt.

## 1.3 Thermophysikalische Eigenschaften von CFK

Eine besondere Herausforderung für die Laserbearbeitung von CFK bezüglich der erzielbaren Qualität und Prozessgeschwindigkeit stellen die physikalischen Eigenschaften der einzelnen CFK-Bestandteile dar. Für die energetische Betrachtung des Prozesses und die Ausbreitung der Wärme im Bauteil sind insbesondere deren thermophysikalische Eigenschaften von Bedeutung. Ein wichtiger Fakt ist beispielsweise, dass weder Epoxidharze noch Kohlenstofffasern/Graphit eine schmelzflüssige Phase bei Umgebungsdruck aufweisen [17-19]. Alleine diese Tatsache führt zu einem Bearbeitungsprozess, welcher sich deutlich von der bereits weitentwickelten Bearbeitung von Metallen unterscheidet. Beim Schneiden von Metallen wird das Material im Schnittspalt aufgeschmolzen und durch das sog. Schneidgas ausgeblasen, wohingegen bei der Laserbearbeitung von CFK kein Schneidgas und somit auch keine Schneiddüse nötig sind. Dies bietet den Vorteil, dass das Material in einem sog. Remoteprozess auch mit Scanneroptiken bearbeitet werden kann. Eine Beschreibung der Begriffe Remoteprozess oder Scanneroptik sowie eine detailliertere Beschreibung des Schneidprozesses von Metallen erfolgt beispielsweise in [15].

Kohlenstofffasern bestehen zu ca. 90% aus Kohlenstoff und weisen eine graphitähnliche Struktur auf [6]. Graphit ist durch einen schichtweisen und somit richtungsabhän-

gigen Aufbau gekennzeichnet. Innerhalb dieser Schichten, der sog. Basalebene, bewegen sich die freien Elektronen vorrangig und es existieren starke kovalente Bindungen zwischen den Atomen. Hingegen bilden sich zwischen den Schichten lediglich schwächere van der Waals'sche Bindungen aus (siehe Bild 2a), Darstellung nach [6]). Im ideal aufgebauten Graphit sind neben den mechanischen Eigenschaften auch die elektrischen und thermophysikalischen Eigenschaften richtungsabhängig. Nach [20-25] sind C-Fasern inhomogen aufgebaut. Die Fasern mit einem Durchmesser von üblicherweise 5  $\mu\text{m}$  bis 10  $\mu\text{m}$  bestehen aus einem Mantel, der einen hohen Orientierungsgrad der Basalebene in Faserrichtung aufweist und einem fibrillären Kern mit geringerem Orientierungsgrad (siehe Bild 2b)). Aufgrund dieser Vorzugsorientierung der Basalebene weisen die C-Fasern anisotrope Materialeigenschaften auf. Durch den in Bild 2b) dargestellten inhomogenen Aufbau der Fasern ist von unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeiten im Kern und Mantel der Fasern auszugehen. Zur Vereinfachung und aus Mangel an detaillierteren Werten in der Literatur werden die Eigenschaften der C-Fasern im Rahmen dieser Arbeit lediglich parallel und senkrecht zur Faserachse unterschieden. Tabelle 1 zeigt typische thermophysikalische Eigenschaften von Kohlenstofffasern und einer Epoxidharzmatrix [19, 26, 27].



**Bild 2:** a) Elementarzelle eines Graphitkristalls [6]. b) Darstellung einer C-Faser nach einem Modell von Diefendorf [20, 22].

Die Eigenschaften der einzelnen Bestandteile von CFK unterscheiden sich deutlich. Durch die um Faktor 43 höhere latente Wärme und die deutlich höhere Sublimationstemperatur werden für eine Sublimation und Erhitzung der Fasern auf Verdampfungstemperatur ca. 85  $\text{J}/\text{mm}^3$  benötigt. Für das Epoxidharz sind lediglich ca. 2  $\text{J}/\text{mm}^3$  erforderlich. Folglich wird bei der Laserbearbeitung von CFK deutlich mehr Energie für die Bearbeitung der Fasern benötigt, als für die Bearbeitung der Kunststoffe. Die C-Fasern weisen in Faserrichtung eine um Faktor 10 höhere Wärmeleitfähigkeit auf als quer zur

Faserrichtung. Im Matrixmaterial ist die Wärmeleitfähigkeit um Faktor 250 geringer als in der Fasern parallel zur Faserachse.

**Tabelle 1:** Thermophysikalische Eigenschaften von Matrix und C-Fasern (parallel // und senkrecht  $\perp$  zur Faserachse).

	Matrix	C-Faser
Dichte $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1250	1850
Wärmeleitfähigkeit $k$ [W/(m·K)]	0.2	50 //, 5 $\perp$
Wärmekapazität $c_p$ [J/(kg·K)]	1200	710
Latente Wärme $L$ [kJ/kg]	1000	43000
Sublimationstemperatur $T_{\text{sub}}$ [K]	800	4098
Schädigungstemperatur $T_D$ [K]	450	3000

## 1.4 Motivation und Herausforderung

Die Motivation für die vorliegende Arbeit wird nachfolgend anhand einer einfachen energetischen Abschätzung zur Produktivität bei der Laserbearbeitung von CFK und zweier wichtiger Schädigungsmechanismen abgeleitet.

### 1.4.1 Produktivität

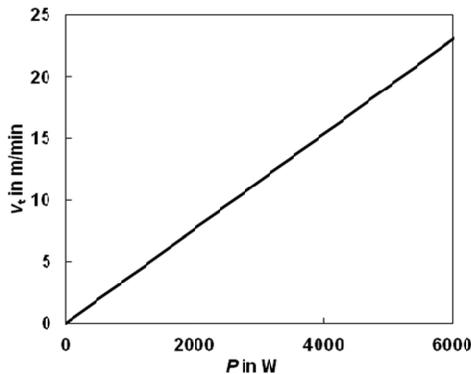
In der Volkswirtschaftslehre wird unter Produktivität das (Mengen-)Verhältnis zwischen den produzierten Gütern und den dafür eingesetzten Mitteln verstanden [28]. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Begriff verwendet, um die erzielte Prozessgeschwindigkeit in Relation zur dafür eingesetzten mittleren Laserleistung zu bewerten. Mit einer gegebenen mittleren Laserleistung ergibt sich anhand einer einfachen energetischen Abschätzung eine theoretische Schneidgeschwindigkeit. Mit den thermophysikalischen Materialeigenschaften aus Tabelle 1 lässt sich die volumenspezifische Energie zur Erwärmung auf Sublimationstemperatur und vollständiger Sublimation der Materialkomponenten von CFK  $E_{h,s}$  nach

$$E_{h,s} = V_f \cdot \rho_f \cdot (L_f + c_{p,f} \cdot (T_{\text{sub}f} - T_0)) + (1 - V_f) \cdot \rho_m \cdot (L_m + c_{p,m} \cdot (T_{\text{sub}m} - T_0)) \quad (1.1)$$

bestimmen, wobei  $V_f$  der relative Faservolumenanteil ist,  $L_f$  die latente Wärme der Fasern,  $L_m$  die latente Wärme der Matrix,  $\rho_f$  die Dichte der Fasern,  $\rho_m$  die Dichte der Matrix,  $c_{p,f}$  die Wärmekapazität der Fasern,  $c_{p,m}$  die Wärmekapazität der Matrix,  $T_{\text{sub},f}$  die Sublimationstemperatur der Fasern,  $T_{\text{sub},m}$  die Sublimationstemperatur der Matrix und  $T_0$  die Ausgangstemperatur ist. Bei einem Faservolumengehalt von 60% ist  $E_{h,s} = 52 \text{ J/mm}^3$ . Mit der Annahme einer vollständigen Absorption der einfallenden Laserleistung, einer verlustfreien Bearbeitung und einer vollständigen Sublimation des Materials im Schnittpalt ergibt sich die theoretische Bearbeitungsgeschwindigkeit  $v_t$  nach

$$v_t = \frac{P}{d_{s,\text{Mittel}} \cdot h_s \cdot E_{h,s}}, \quad (1.2)$$

wobei  $P$  die Laserleistung ist,  $d_{s,\text{Mittel}}$  die mittlere Schnittpaltbreite und  $h_s$  die Materialstärke. Bild 3 zeigt exemplarisch die theoretische Bearbeitungsgeschwindigkeit als Funktion der Laserleistung bei Annahme einer mittleren Schnittpaltbreite von 0,15 mm und einer Materialdicke von 2 mm. Es ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der mittleren Laserleistung und  $v_t$ .



**Bild 3:** Einfache Abschätzung der Bearbeitungsgeschwindigkeit bei unterschiedlichen mittleren Laserleistungen.

Beim Schneiden von 2 mm dickem Baustahl sind Vorschübe von ca. 10 m/min üblich (8 m/min nach [29]). Um bei der CFK-Bearbeitung einen ähnlich schnellen und somit auch wirtschaftlichen Prozess zu ermöglichen sind Laserleistungen von mehreren Kilowatt nötig. Langfristig werden voraussichtlich auch kurz und ultrakurz gepulste Laser mittlere Leistungen in diesem Bereich aufweisen. In [30] wird beispielweise eine

Strahlquelle mit Pulsdauern im Pikosekundenbereich, und einer mittleren Ausgangsleistung von 1,1 kW beschrieben, welche aus thermischer Sicht Vorteile haben kann [31]. Derzeit spricht die nötige mittlere Leistung allerdings für den Einsatz leistungsstarker cw-Laser. Aus diesem Grund liegt der Schwerpunkt dieser Arbeit auf Versuchen mit cw-Lasern.

Aufgrund des linearen Zusammenhangs zwischen Laserleistung und der theoretischen Prozessgeschwindigkeit erscheint es sinnvoll, die erzielte Prozessgeschwindigkeit in Bezug zur verwendeten Laserleistung zu bewerten um Mechanismen, die Einfluss auf die Produktivität haben, identifizieren zu können. Hierfür wird der Produktivitätsfaktor

$$\eta = \frac{v}{v_t} \quad (1.3)$$

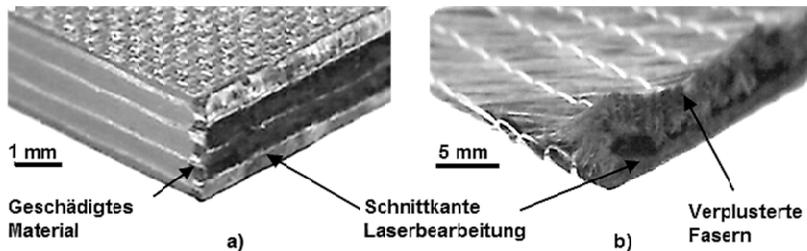
als Verhältnis zwischen der erreichten Schneidgeschwindigkeit  $v$  und der theoretischen Schneidgeschwindigkeit  $v_t$  definiert.

Aus den Annahmen für die Abschätzung der theoretischen Vorschubgeschwindigkeit und dem Produktivitätsfaktor ergeben sich erste Fragestellungen für diese Arbeit. Die Abschätzung von  $v_t$  ist beispielsweise nur mit der Annahme einer vollständigen Absorption der einfallenden Laserleistung gültig. Um den Fehler durch diese Annahme besser einordnen zu können wird die Absorption im Verbundmaterial und deren Einfluss auf die Produktivität betrachtet. Die zweite Annahme für die Abschätzung ist eine vollständige Sublimation des Materials im Schnittspalt. Falls es gelingt das Material abzutragen ohne es vollständig zu sublimieren, ist weniger Energie für den Prozess nötig und er wird produktiver. Demzufolge werden Mechanismen und Prozessstrategien gesucht, bei denen das Material nicht vollständig sublimiert, sondern teilweise als Feststoff ausgeschleudert wird. Eine weitere Annahme ist eine verlustfreie Bearbeitung. Folglich wird eine Energiebilanz für den Bearbeitungsprozess erstellt. Hierbei werden insbesondere die Wärmeleitungsverluste detailliert untersucht, da die in das Bauteil geleitete Energie zusätzlich eine Schädigung des Materials nahe der Schnittkante verursacht.

## 1.4.2 Schädigung

Bild 4a) zeigt eine Ecke einer CFK-Probe. Die rechte Kante der Probe wurde lasergeschnitten. An der Kante entsteht ein im Bild dunkel erscheinender Bereich, der durch die vom Laserstrahl eingebrachte Wärme entsteht. Im Rahmen dieser Arbeit wird untersucht, ob auch außerhalb der sichtbar geschädigten Zone eine Beeinflussung der

Materialeigenschaften durch die Wärme erfolgt. Die Bestimmung der Ausdehnung der sichtbar und nicht sichtbar geschädigten Zonen ist beispielsweise für eine kombinierte Fräs- und Laserbearbeitung sinnvoll, die unter Anderem Gegenstand des Forschungsprojektes „FlexiCut“ ist [32]. In einem ersten Schritt wird ein Hochleistungs-cw-Laser für eine schnelle Bearbeitung eingesetzt. Anschließend kann die durch die Wärme des Laserstrahls beeinflusste Zone abgefräst werden um sicherzustellen, dass im Bauteil kein durch die Wärme des Laserstrahls geschädigtes Material verbleibt. Der vorgelagerte Laserprozess reduziert das im Fräsprozess zu zerspanende Volumen, was in Folge eine Reduktion des Werkzeugverschleißes bewirkt [8, 9]. Im Rahmen dieser Arbeit wird für die Berechnung der Ausdehnung dieser geschädigten Zonen und der Wärmeleitungsverluste ein Wärmeleitungsmodell verwendet. Zusätzlich wurden Experimente zur Bestimmung der Materialeigenschaften und Anpassung der Randbedingungen im Modell durchgeführt.



**Bild 4:** Qualitätsmindernde Effekte bei der produktiven Laserbearbeitung von CFK und CF. a) Lasergeschnittene CFK Probe. Das an die Schnittkante angrenzende Material ist durch die Wärme des Laserstrahls geschädigt. b) CF-Probe mit inhomogener / verplusteter Schnittkante.

Bild 4b) zeigt die Ecke einer verplusterten lasergetrennten CF-Probe. Das Probenmaterial besteht aus zwei Faserlagen welche mit Polymerfäden (weiß) vernäht sind. Es wurde untersucht, ob die Wechselwirkung des im Schnittspalt ablatierten heißen Materials mit den angrenzenden Faserenden zur Ausbildung der inhomogenen bzw. „verplusterten“ Schnittkante führt. Um diesen Mechanismus zu verstehen und um Möglichkeiten zu dessen Vermeidung bzw. Abschwächung aufzuzeigen, ist es von zentraler Bedeutung den Impuls und die Strömungsgeschwindigkeiten der Ablationsprodukte zu kennen. Aus diesem Grund wird eine Methode vorgestellt, mit welcher der Impuls und die Strömungsgeschwindigkeit der Ablationsprodukte mittels einer Präzisionswaage bestimmt werden.

Weitere Schädigungsmechanismen entstehen durch die lokal unterschiedliche Absorption im Verbundmaterial. Für die Untersuchung dieser Effekte werden die Absorptionseigenschaften der einzelnen Komponenten betrachtet und unterschiedliche Absorptionsfälle bei der Bearbeitung bewertet.

## 1.5 Aufbau der Arbeit

Die einzelnen Bestandteile des CFK-Materials (C-Fasern, Schlichte, Binder, Nähfäden, Matrixmaterial, etc.) werden teilweise aus unterschiedlichen Materialien und Kunststoffen hergestellt. Durch die Vielzahl an Bestandteilen in fertigen Bauteilen ergeben sich viele Materialvarianten. Folglich ist die Arbeit nicht nach den verwendeten Materialien, sondern nach den auftretenden Mechanismen bei der Absorption, der Wärmewirkung im Bauteil und der Ablation gegliedert. Auf diese Weise wird ein Prozessverständnis erarbeitet, das möglichst unabhängig von der Variantenvielfalt der CF- und CFK-Materialien und deren Bestandteile ist. Der Stand der Technik und die jeweiligen Grundlagen werden themenbezogen in den einzelnen Kapiteln aufgeführt und diskutiert.

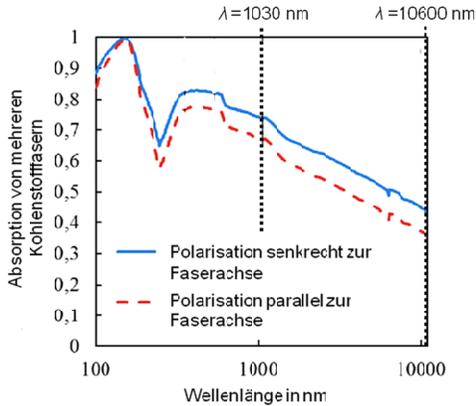
In Kapitel 2 werden Mechanismen beschrieben, die durch die Absorptionseigenschaften der Bestandteile verursacht werden, wobei der Schwerpunkt auf dem Einfluss der Wellenlänge des Lasers liegt. Den Kern der Arbeit bilden Kapitel 3, in welchem die Wirkung der in das Material eingebrachten Wärme betrachtet wird und Kapitel 4, in welchem der Ablationsvorgang und die Wechselwirkung der Ablationsprodukte mit dem Werkstück untersucht werden.

## 2 Absorption im Verbundmaterial

Im Folgenden werden die Effekte beschrieben, die auf die optischen Eigenschaften der Materialien zurückzuführen sind. Für eine produktive Bearbeitung mit mittleren Leistungen von mehreren Kilowatt stehen derzeit vorrangig Festkörperlaser (in dieser Arbeit: Ytterbium-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat, Abk. Yb:YAG-Laser), die eine Wellenlänge von  $1,03\ \mu\text{m}$  emittieren und  $\text{CO}_2$ -Laser mit einer emittierten Wellenlänge von  $10,6\ \mu\text{m}$  zur Verfügung. Der Schwerpunkt dieses Kapitels liegt auf dem Vergleich der Eignung dieser Wellenlängen für die Bearbeitung von CFK. Da die chemische Zusammensetzung mancher Materialkomponenten (z.B. Schlichte) teilweise der Geheimhaltung der Materialhersteller unterliegt, werden vorrangig die Absorptionseigenschaften der Hauptbestandteile, C-Faser und Matrixmaterial, beschrieben. Die optischen Eigenschaften von C-Fasern in der Literatur sind rar, weshalb ergänzend die Eigenschaften von Graphit betrachtet werden.

### 2.1 Optische Eigenschaften CFK

Im für diese Arbeit relevanten Wellenlängenbereich zwischen  $\lambda = 1\ \mu\text{m}$  und  $\lambda = 10\ \mu\text{m}$  beträgt die optische Eindringtiefe von Graphit  $l_{\text{opt}} \ll 1\ \mu\text{m}$  [33, 34] (Kehrwert des Absorptionskoeffizienten  $\alpha_A$ ;  $l_{\text{opt}} = 1/\alpha_A$ ). Folglich kann in guter Näherung angenommen werden, dass keine Strahlung durch eine Faser transmittiert wird. In Bild 5 sind aus den Werten von Graphit und der zylindrischen Form der Faser berechnete Absorptionswerte dargestellt [35]. Es handelt sich somit um gemittelte Werte über alle Einfallswinkel. Für die Bestimmung der Werte wurde zusätzlich angenommen, dass ein Strahl auf mehreren parallel zueinander angeordneten Fasern auftrifft, wobei auch die Mehrfachreflexion zwischen den Fasern berücksichtigt wurde. Die durchgezogene Linie zeigt die Werte bei senkrecht zur Faserachse polarisiertem Licht, die gestrichelte Linie bei parallel zur Faserachse polarisiertem Licht. Bei zufällig oder zirkular polarisiertem Licht ist von Absorptionswerten zwischen den dargestellten Linien auszugehen.

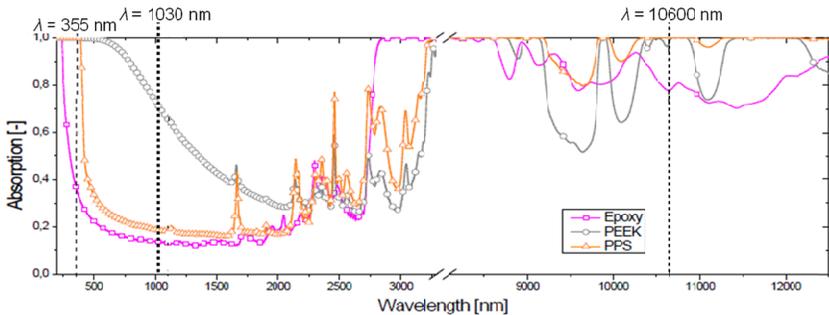


**Bild 5:** Gerechnete Absorption von mehreren Kohlenstofffasern bei unterschiedlicher Polarisationsrichtung in Bezug zur Faserachse [35].

Bei der vom Festkörperlaser emittierten Wellenlänge von  $1\ \mu\text{m}$  werden ca. 70% der auf die Fasern einfallenden Strahlung absorbiert. Mit zunehmender Wellenlänge sinkt die Absorption auf ca. 40% bei  $\lambda = 10\ \mu\text{m}$ . Die Werte gelten insbesondere für eine Absorption auf der zylindrischen Faseroberfläche. Beim Schneiden von CFK wird die Strahlung an der Schneidfront auch im Faserkern unter streifendem Einfall absorbiert. Somit ist davon auszugehen, dass sich die Absorption beim Laserschneiden etwas von den dargestellten Werten abweicht.

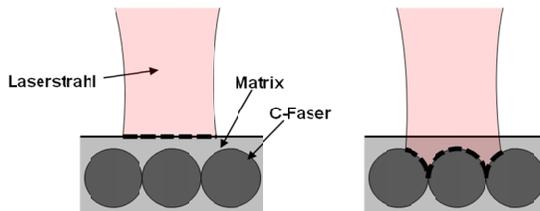
Bild 6 zeigt eine Messung des absorbierten Anteils der Laserleistung bei der Bestrahlung von  $0,2\ \text{mm}$  dicken Matrixmaterialien aus Epoxidharz, Polyetheretherketon (PEEK) und Polyphenylsulfid (PPS) bei unterschiedlichen Wellenlängen [36]. Licht der Wellenlänge  $\lambda = 1\ \mu\text{m}$  wird in manchen Kunststoffen sehr gut absorbiert, in anderen nicht. Bei thermoplastischem PEEK liegt die Absorption beispielsweise bei 70%. Das untersuchte Epoxidharz und PPS absorbieren lediglich ca. 20%. Aus diesen Werten ergeben sich ein Absorptionskoeffizient  $\alpha_A$  des Epoxidharzes von ca.  $1\ \text{mm}^{-1}$  und eine optische Eindringtiefe von  $1\ \text{mm}$ . In [35] wurde bei  $\lambda = 1\ \mu\text{m}$  ein Absorptionskoeffizient eines Epoxidharzes von  $\alpha_A < 0,1\ \text{mm}^{-1}$  gemessen, was mit  $1/\alpha_A$  eine optische Eindringtiefe von mehr als  $10\ \text{mm}$  ergibt. Die optische Eindringtiefe von Epoxidharzen ist bei dieser Wellenlänge somit um mehrere Größenordnungen länger als die der Fasern. Folglich wird die Leistung von der Matrix größtenteils transmittiert und in den Fasern absorbiert. Bei der vom  $\text{CO}_2$ -Laser emittierten Wellenlänge von  $10,6\ \mu\text{m}$  absorbieren alle der in Bild 6 gezeigten Matrixmaterialien mehr als 75% der einfallenden Laserleistung und somit einen größeren Anteil als bei  $\lambda = 1\ \mu\text{m}$ . Die optische Eindring-

tiefe ist somit  $< 0,14$  mm. Im ultravioletten Wellenlängenbereich weisen sowohl die C-Fasern als auch die Kunststoffe höhere Absorptionswerte als bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  auf.



**Bild 6:** Absorptionsspektren unterschiedlicher Matrixwerkstoffe [36].

Eine hohe Absorption im Matrixmaterial und in den Fasern führt zu einer oberflächennahen Absorption, die in Bild 7 auf der linken Seite symbolisch dargestellt ist. Bei geringer Absorption im Matrixmaterial wird die Leistung vorrangig in den Fasern im Werkstoffinneren absorbiert (siehe Bild 7 rechts). Die gepunkteten Linien symbolisieren jeweils den Bereich, in dem die Energie vorrangig absorbiert wird.



**Bild 7:** Links: Schematische Darstellung einer oberflächennahen Absorption. Rechts: Absorption in den Kohlenstofffasern im Werkstoffinneren bei geringer Absorption im Matrixmaterial.

Für viele Kunststoffe ergibt sich bei  $\lambda = 10 \mu\text{m}$  eher der auf der linken Seite dargestellte Fall und bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  eher der auf der rechten Seite dargestellte Fall.

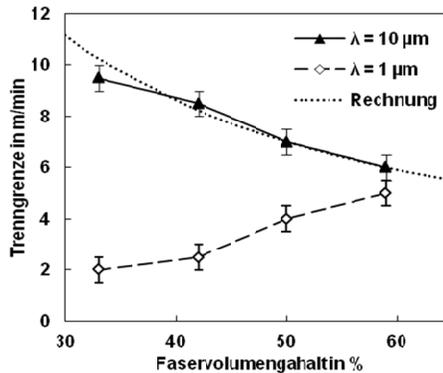
## 2.2 Absorptionseinfluss auf die Produktivität

Im Folgenden wird diskutiert, welchen Einfluss die verwendete Wellenlänge und die wellenlängenabhängigen Absorptionseigenschaften auf die Qualität und die Produkti-

vität bei der Laserbearbeitung von CFK haben. Um diesen Einfluss möglichst getrennt von anderen Einflüssen zu untersuchen wurden Versuche mit einem Festkörperlaser und einem CO<sub>2</sub>-Laser bei ähnlicher Strahlkaustik durchgeführt. Bei den Versuchen mit einem CO<sub>2</sub>-Laser betrug der Fokusbereich 145 µm bei einer Rayleighlänge von ca. 1,4 mm. Der Fokusbereich bei den Versuchen mit dem Festkörperlaser war ca. 160 µm bei einer Rayleighlänge von ca. 1,6 mm. Die gemessene Laserleistung am Werkstück war für alle Versuche konstant bei 2 kW. Für die Versuche wurden im Rahmen des Forschungsprojektes FlexiCut jeweils 2 mm dicke Platten mit unterschiedlichem Faservolumengehalt im Hochdruck-RTM-Verfahren hergestellt. Hierfür wurden 4 bis 7 Lagen eines SGL-Sigratex Körpergewebes mit einem Flächengewicht von 300 g/m<sup>2</sup> in eine Platte eingebracht (Matrix aus Epoxidharz: Biresin CR170).

Bei jedem Faservolumengehalt wurde der Vorschub in einer Schrittweite von 0,5 m/min erhöht bis keine vollständige Trennung des Materials erfolgt. Die maximale Geschwindigkeit für eine vollständige Trennung des Materials wird im Folgenden als Trenngrenze bezeichnet. Die Lage der Fokusebene wurde jeweils so gewählt, dass die Trenngrenze maximal ist. Zur Bestimmung dieses Maximums wurde die Fokusbildung in 0,5 mm Schritten variiert. Bei allen Versuchen lag die Trenngrenze wiederholbar innerhalb einer Vorschub-Schrittweite, sodass beim nächsthöheren Vorschub das Material zuverlässig nicht getrennt wurde und beim nächstgeringeren Vorschub das Material stets getrennt wurde (jeweils 3 Wiederholungen). Die Fehlerbalken in Bild 8 geben die gewählte Schrittweite von 0,5 m/min wieder. Die Rauten zeigen die ermittelten Trenngrenzen bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$ , die Dreiecke zeigen die Trenngrenzen bei einer Wellenlänge von 10 µm.

Die gepunktete Linie zeigt die nach  $v_{\text{amp}} = v_t \cdot \eta$  berechnete Trenngrenze, wobei  $\eta$  der Produktivitätsfaktor und  $v_t$  die nach Gleichung (1.2) berechnete theoretische Schneidgeschwindigkeit ist. Der Wirkungsgrad  $\eta$  wurde nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate an die Trenngrenze bei  $\lambda = 10 \mu\text{m}$  angepasst. Die darin enthaltene Energie zur Erwärmung und Sublimation des Verbundmaterials ist nach Gleichung (1.1) eine Funktion des Faservolumengehalts. Als Schnittspaltbreite wurde jeweils der Mittelwert aus der gemessenen Schnittspaltbreite aus allen dargestellten Versuchen von 125 µm angenommen.



**Bild 8:** Trenngrenze als Funktion des Faservolumengehalts mit  $\lambda = 10 \mu\text{m}$  (Dreiecke) und  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  (Rauten). Die gepunktete Linie zeigt die berechnete Trenngrenze mit angepasstem Produktivitätsfaktor.

Aus der Anpassung ergibt sich ein Produktivitätsfaktor  $\eta$  von 0,64. Die berechneten und die bei  $\lambda = 10 \mu\text{m}$  gemessenen Trenngrenzen sinken mit steigendem Faservolumengehalt. Bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  und einem Faservolumengehalt von 33% liegt die Trenngrenze bei 2 m/min, was einem Produktivitätsfaktor von 0,13 entspricht. Mit steigendem Faservolumengehalt nimmt die Trenngrenze auf 5 m/min bei einem Faservolumengehalt von 59% zu. Die Trenngrenzen und somit auch die Produktivitätsfaktoren bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  und  $\lambda = 10 \mu\text{m}$  gleichen sich mit steigendem Faservolumengehalt an.

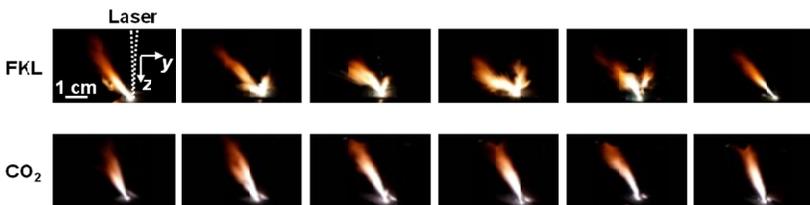
Da für die Erwärmung und Sublimation der Fasern um ca. Faktor 40 mehr Energie nötig ist als für die Erwärmung und Sublimation der Matrix, sinkt die theoretische Trenngrenze mit steigendem Faservolumengehalt. Dies entspricht den ermittelten Trenngrenzen bei  $\lambda = 10 \mu\text{m}$ . Die Verluste von ca. einem Drittel der einfallenden Laserleistung ( $1-\eta$ ) sind vorrangig auf die nicht vollständige Absorption und Wärmeleitungsverluste zurückzuführen. Die Verluste werden in Abschnitt 3.3 ausführlich diskutiert.

Die steigende Trenngrenze mit zunehmendem Faservolumengehalt bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  entspricht hingegen nicht der energetischen Abschätzung. Somit ist der Produktivitätsfaktor bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  nicht konstant. Der kleinere Produktivitätsfaktor bei geringem Faservolumengehalt zeigt, dass die Energie hier offenbar nicht in das Material eingekoppelt wird. In Bereichen im Werkstoff, in denen sich keine oder wenige Fasern befinden wird die Strahlung vermutlich gestreut und reflektiert. Folglich wird an manchen Stellen weniger Leistung absorbiert und der Strahl muss länger an diesen Stellen verblei-

ben, um das Material zu sublimieren (die Trenngrenze sinkt). Steigt der Faservolumengehalt im Werkstoff, werden die Bereiche ohne bzw. mit wenigen Fasern kleiner und die Trenngrenze steigt.

Bei der Bearbeitung von C-Fasern (ohne Matrix und Kunststoffbegleiter) sind bei Verwendung eines Festkörperlasers höhere Trenngrenzen zu erwarten als mit einem CO<sub>2</sub>-Laser, da die Fasern nach Bild 5 bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  höhere Absorptionswerte aufweisen als bei  $\lambda = 10 \mu\text{m}$ . Folglich sind die in Bild 8 dargestellten höheren Trenngrenzen bei  $\lambda = 10 \mu\text{m}$  auf die bei dieser Wellenlänge höhere Absorption in den Kunststoffen zurückzuführen. Ergänzend ist festzuhalten, dass bei der Bearbeitung von Faserhalbzeugen (Preform) die Absorption in den Kunststoffbegleitern des CF-Materials (hier nicht die Matrix, sondern die Heftgarne aus Kunststoff, die Schlichte oder der Binder) die Prozessgeschwindigkeit beeinflusst. In [37] wird beispielsweise bei der Bearbeitung von 0,4 mm dicken CF-Gelegen mit einem Festkörperlaser von einer Reduktion der Prozessgeschwindigkeit um bis zu Faktor 6 berichtet, wenn teiltransparente Nähfäden aus Polyester im CF-Gelege enthalten sind.

Um den Einfluss der wellenlängenabhängigen Absorption im Verbundwerkstoff auf den Prozess detaillierter zu untersuchen wurden zusätzlich Experimente durchgeführt, in welchen die Prozessfackel betrachtet wurde. Bild 9 zeigt Aufnahmen der Prozessfackel bei der Bearbeitung eines Materials mit einem Faservolumengehalt von ca. 50%. Die Aufnahmen bei einer Bearbeitung mit  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  sind in der oberen Bildreihe dargestellt, jene bei einer Bearbeitung mit  $\lambda = 10 \mu\text{m}$  in der unteren. Im Bild links oben ist der Laserstrahl durch die gepunktete Linie angedeutet. Er propagiert in z-Richtung und wird in y-Richtung über das Material bewegt. Für die Bildfolge wurde jeweils nach 0,02 s ein Bild mit einer Belichtungsdauer von 0,001 s aufgenommen.



**Bild 9:** Bildfolge der Prozessfackel über der Probe während der Bearbeitung. Bei der Bearbeitung mit einem FKL (oben) entsteht eine sich von Bild zu Bild ändernde Geometrie der Fackel. Die Bearbeitung mit einem CO<sub>2</sub>-Laser führt zu einer konstanteren Fackelgeometrie während der Bearbeitung.

Mit dem CO<sub>2</sub>-Laser entsteht eine gleichbleibende Fackel, was auf einen kontinuierlichen Prozess hindeutet. Da bei  $\lambda = 10 \mu\text{m}$  sowohl die Fasern als auch der Kunststoff eine hohe Absorption aufweisen, ist der Verbundwerkstoff bei dieser Wellenlänge „optisch homogener“ als bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$ . Bei der Bearbeitung mit einem Festkörperlaser entsteht eine sich von Bild zu Bild ändernde Fackelgeometrie. Der bei dieser Wellenlänge „optisch inhomogenere“ Verbundwerkstoff bewirkt ein instabiles Prozessverhalten.

Insbesondere bei realen 3D-CFK-Bauteilen kann der Faservolumengehalt im Bauteil schwanken. Dies tritt auf bei nicht optimaler Drapierung und Infiltration oder bei in der Fläche ungleichförmiger Kompaktierung der Faserlagen. Hochwertige, fehlerfreie, Bauteile mit konstant hohem Faservolumengehalt lassen sich mit Festkörperlasern und CO<sub>2</sub>-Lasern ähnlich produktiv bearbeiten. Bei Bauteilen mit schwankendem oder geringem Faservolumengehalt ist demnach die Produktivität mit einem CO<sub>2</sub>-Laser aufgrund der höheren Absorptionswerte von vielen Kunststoffen höher und der Prozess stabiler.

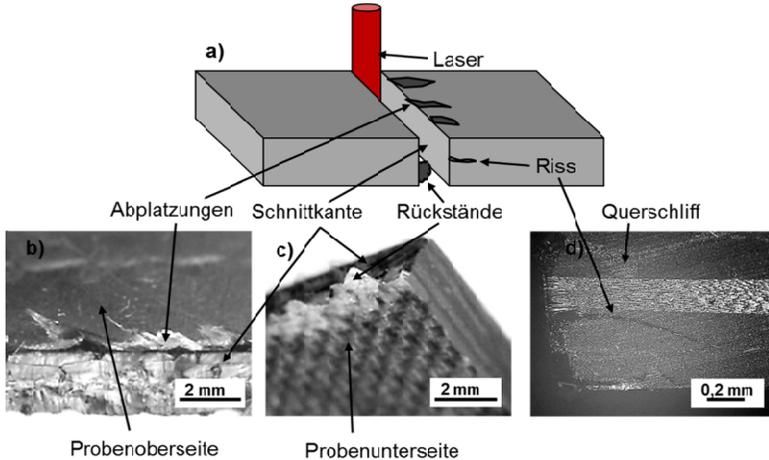
### 2.3 Absorptionsbeeinflusste Schädigungsmechanismen

Neben der Produktivität hat die wellenlängenabhängige Absorption im Verbundmaterial Einfluss auf die Schnittkantenqualität. Anhand einiger exemplarischer Fehlerbilder wird dieser Einfluss im Folgenden beschrieben.

In Bild 10a) sind die Fehlerbilder in einer schematischen Skizze eines Schnittspalts durch die dunkelgrauen Flächen dargestellt. Bild 10b) zeigt eine Abplatzung des Matrixmaterials an der Oberfläche. Ein weiteres typisches Fehlerbild sind Matrixrückstände im Schnittspalt, wie sie in Bild 10c) dargestellt sind. In Bild 10d) ist ein Querschliff einer lasergeschnittenen Probe zu sehen. Der Pfeil deutet auf einen Riss, der von der Schnittkante ins Innere des Materials verläuft.

Wie zuvor gezeigt, wird bei der Bearbeitung mit  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  die Laserleistung vorrangig auf den Fasern absorbiert. Durch die Energieaufnahme der Fasern im Werkstoffinnern und den dann einsetzenden Energieübertrag an die umgebende Matrix, entsteht durch Verdampfung selbiger ein Gasdruck an der Grenzfläche zwischen Faser und Matrix. Der entstehende Druck „sprengt“ das Matrixmaterial an der Oberfläche ab (Bild 10b)). Befinden sich teiltransparente Matrixanhäufungen im Inneren des Materials, so kann der entstehende Dampfdruck Risse erzeugen. Auch hier wird das Matrixmaterial durch die in den Fasern absorbierte Wärme sublimiert und „abgesprengt“.

Sobald alle Fasern im bestrahlten Bereich abgetragen sind und sich dort nur noch Matrixmaterial befindet, verbleiben Matrixrückstände im Schnittpalt. Die im Matrixmaterial absorbierte Energie reicht nicht für deren Sublimation.



**Bild 10:** Fehlerbilder, die bei geringer Absorption im Matrixmaterial auftreten können. a) Abplatzungen an der Strahleintrittsseite, b) Matrixrückstände an der Strahlaustrittsseite, c) Risse, die von der Schnittkante in das Bauteil laufen (Querschliff), d) vergrößerter Bereich aus c).

Bei Verwendung eines  $\text{CO}_2$ -Lasers wurden, aufgrund des zuvor beschriebenen Absorptionsmechanismus, die beschriebenen Fehlerbilder nicht beobachtet. Die Risse, Abplatzungen und Matrixrückstände bei der Bearbeitung mit Festkörperlaser wurden bereits in [38] eingehend untersucht. Desweiteren wurde in dieser Veröffentlichung gezeigt, dass die Effekte nahezu vollständig vermieden werden können, indem die Matrix mit Ruß eingefärbt wird. Die Ruß-Einfärbung bewirkt eine Steigerung der Absorptionswerte bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  und führt so zu einer besseren Eignung der Werkstoffe für eine Bearbeitung mit Festkörperlaser. Wie die Absorptionsspektren in Bild 6 zeigen, kann alternativ ein Kunststoff gewählt werden, der auch ohne Einfärbung bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  höhere Absorptionswerte aufweist.

Es bleibt festzuhalten, dass die Wellenlänge  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  Vorteile hat, die unabhängig vom zu bearbeitenden Material sind. Beispielsweise besteht bei  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  die Möglichkeit, die Strahlung in einer Glasfaser zu führen, was beispielsweise Vorteile bei einer systemtechnischen Umsetzung in einer Roboteranlage bietet. Desweiteren sind bei dieser Wellenlänge kleinere Werte des Strahlparameterproduktes möglich. Die Vortei-

le eines kleinen Strahlparameterprodukts sind beispielsweise in [15, 39] ausführlich beschrieben. In den im Folgenden beschriebenen Versuchen wurden vorrangig CO<sub>2</sub>-Laser eingesetzt, damit der entwickelte Laserprozess möglichst universell für unterschiedlichste Materialzusammensetzungen eingesetzt werden kann und nicht von der Auswahl der Kunststoffe abhängig ist.

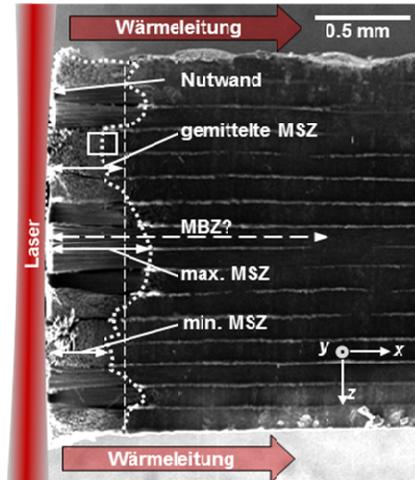
Aufgrund der höheren Absorptionswerte der Kunststoffe und der Fasern im ultravioletten Wellenlängenbereich gegenüber  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  eignen sich auch UV-Laser für eine Bearbeitung von CFK. Die Bearbeitung mit ultrakurzen Pulsen bietet eine weitere Möglichkeit, um die Laserstrahlung direkt in der Matrix zu absorbieren. Bei den hohen Intensitäten ( $\gg 10^{10} \text{ W/cm}^2$ ), die mit diesen Lasern erreicht werden, dominiert die nicht-lineare Absorption durch Stoßionisation und Photoionisation im Material [40]. Diese Effekte ermöglichen eine Absorption in ansonsten transparenten Materialien. Mit UKP-Lasern und kurzgepulsten UV-Lasern lassen sich qualitativ gute Bearbeitungsergebnisse erzielen [41-48]. Allerdings sind die mittleren Leistungen der derzeit verfügbaren Lasersysteme zu klein um Bearbeitungsgeschwindigkeiten von mehreren Metern pro Minute zu erreichen.

## 3 Wärmewirkung im Verbundmaterial

Neben den durch die unterschiedlichen optischen Eigenschaften verursachten Effekten entstehen auch durch die im Material absorbierte Wärme Effekte, die den Prozess und die Qualität beeinflussen. In diesem Kapitel werden diese Effekte eingehend untersucht. Insbesondere wird ein an gemessene Temperaturverteilungen im Material angepasstes Wärmeleitungsmodell zur Bestimmung der Wärmeleitungsverluste und der Größe unterschiedlicher Wärmeeinflusszonen verwendet. Die Inhalte der Abschnitte 3.1 bis 3.3 wurden teilweise bereits in [49] und [50] veröffentlicht.

### 3.1 Definition unterschiedlicher Wärmeeinflusszonen

Die Entstehung der Wärmeeinflusszone ist ein wichtiger Schädigungsmechanismus bei der Laserbearbeitung von CFK, der bereits Gegenstand zahlreicher Untersuchungen war [27, 38, 41, 43, 45, 46, 51-63]. Um die Entstehung unterschiedlicher Wärmeeinflusszonen bei der Bearbeitung von CFK zu verstehen, müssen die in Tabelle 1 aufgeführten unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der Fasern und der Matrix berücksichtigt werden. Durch die hohe Sublimationstemperatur der Fasern von ca. 4100 K entstehen hohe Prozesstemperaturen. In Verbindung mit der hohen Wärmeleitfähigkeit der Fasern führt dies zu einem starken Wärmetransport in das Material. Die niedrige Schädigungstemperatur der Matrix hat eine strukturelle Beeinflussung des Kunststoffes nahe der Schnittkante zur Folge. Dieser Bereich wird hier als Matrix-Beeinflussungs-Zone (MBZ) bezeichnet. Da auch die Sublimationstemperatur der Matrix deutlich kleiner als die der Fasern ist, beinhaltet die MBZ eine sogenannte Matrix-Sublimationszone (MSZ), in der die Matrix vollständig entfernt wurde. Bild 11 zeigt einen Querschliff einer lasergeschnittenen Probe, in welchem die Begrenzung der MSZ durch die gepunktete Linie verdeutlicht ist. Die Doppelpfeile zeigen die gemessene minimale, maximale und gemittelte Breite der MSZ.



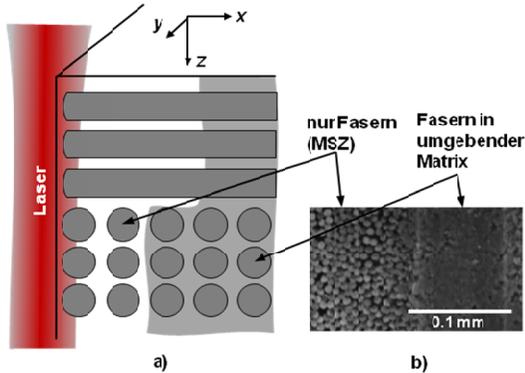
**Bild 11:** Rasterelektronenmikroskop (REM) -Aufnahme eines Querschnitts an einer Schnittkante. Die Doppelpfeile mit durchgezogenen Linien zeigen die gemessene minimale, maximale und gemittelte breite der MSZ. Der gestrichelte Doppelpfeil zeigt die Breite der berechneten MBZ. Die beiden großen Pfeile außerhalb des Querschnitts symbolisieren die Wärmeleitung von der Schnittkante in das Material.

Ein Teil der lokalen Struktur dieses Querschnitts ist schematisch in Bild 12a) dargestellt. Aufgrund der höheren Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faserrichtung entsteht in Bereichen, in welchen die Fasern orthogonal zur Nutwand orientiert sind, eine größere MSZ. In Bild 12b) ist die Grenze der MSZ vergrößert dargestellt. Auf der linken Seite des Bildes (innerhalb der MSZ) sind ausschließlich Fasern sichtbar. Dies zeigt, dass die Matrix innerhalb der sichtbaren MSZ sublimiert wurde. Außerhalb der MSZ sind Fasern und Matrixmaterial sichtbar.

Innerhalb der MSZ ist das Material offensichtlich geschädigt. Jedoch ist der Bereich in welchem die Matrix durch die Temperatur strukturell beeinflusst wird vermutlich größer. Die MBZ ist in Bild 11 nicht sichtbar und aus diesem Grund durch einen gestrichelten Pfeil symbolisiert. Diese wird im Folgenden als der Bereich definiert, in welchem die Schädigungstemperatur der Matrix von 450 K überschritten wird. Somit kann die Breite der MSZ durch Lösung der Wärmeleitungsgleichung bestimmt werden. Außerhalb der MBZ sollte die maximal erreichte Temperatur unkritisch für das Matrixmaterial sein.

Eine Messung der Temperaturverteilung im Material bei der Laserbearbeitung von CFK wurde beispielsweise in [64] durchgeführt. Die Temperaturverteilung in einer

einzelnen Faser wurde beispielsweise in [31] berechnet. Grundsätzlich ist zu beachten, dass in der Literatur teilweise die MBZ und teilweise die MSZ als Wärmeeinflusszone bezeichnet wird [31, 42, 51, 52, 60, 62]. Wenn die Größe der Wärmeeinflusszone mit optischen Instrumenten vermessen wurde, handelt es sich um die MSZ.



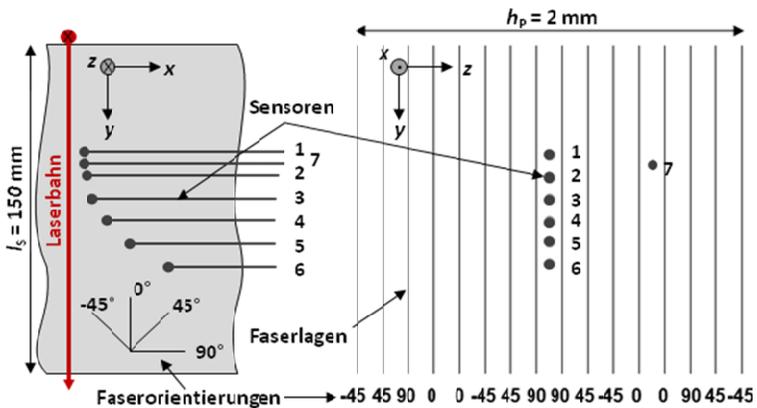
**Bild 12:** a) Skizze zur Darstellung der unterschiedlichen Größe der MSZ in Schichten mit unterschiedlicher Faserrichtung, b) Grenze der MSZ im unteren Teil der Skizze in Bild 12a) in vergrößerter Darstellung. Auf der linken Seite (innerhalb der MSZ) ist das Matrixmaterial größtenteils sublimiert.

## 3.2 Kalibriertes Wärmeleitungsmodell zur Bestimmung der Schädigungszonen

Aufgrund der anisotropen Eigenschaften von CFK ist die exakte Berechnung der Ausbreitung der Wärme und der resultierenden Temperaturverteilung eine große Herausforderung und erfordert numerische Methoden. Die im Folgenden vorgestellten Untersuchungen zeigen, dass einfache praktische Abschätzungen möglich sind, indem lediglich gemittelte Stoffwerte und eine mittlere Breite der Schädigungszonen betrachtet werden. Die Untersuchungen basieren auf einem eindimensionalen Wärmeleitungsmodell, in welchem die effektive Wärmeeintragszeit und die effektive mittlere Wärmeleitfähigkeit des Verbundmaterials durch experimentelle Temperaturmessungen bestimmt werden. Zusätzlich wird der Einfluss der heißen Prozessfackel auf die Abmessungen der Wärmeeintragszone und somit auch auf die effektive Wärmeeintragsdauer diskutiert.

### 3.2.1 Setup Temperaturmessung

Für die Temperaturmessung wurden ein unidirektionales Prepreg-Material und eine Epoxidharzmatrix verwendet. Für die Herstellung von 2 mm dicken Platten wurden 16 Lagen in quasiisotroper Anordnung aufeinandergestapelt. Insgesamt wurden 5 Proben hergestellt und im Vakuum bei 180° C ausgehärtet. Zwischen den Lagen wurden in unterschiedlichen Positionen sieben Temperatursensoren eingebettet. Die vollständige Anordnung ist in Bild 13 dargestellt. Die Sensoren bestehen aus Eisen und Konstantan und weisen einen Durchmesser von ca. 0,6 mm auf. Die Sensoren mit den Nummern 1 bis 6 wurden zwischen zwei Lagen positioniert, in welchen die Fasern orthogonal zur Laserbahn orientiert sind (Faserrichtung: 90°). Zwischen zwei Lagen, in denen die Fasern parallel zur Laserbahn orientiert sind (Faserrichtung: 0°), wurde der Sensor mit der Nummer 7 eingebettet. Aufgrund der begrenzten maximal zulässigen Temperatur der Sensoren von 750 K musste der minimale Abstand zwischen den Sensoren und dem Schnittspalt 1 mm betragen. Der maximale Abstand war 40 mm. Somit wurde die Temperatur außerhalb der MSZ bei moderaten absoluten Temperaturen und Temperaturgradienten gemessen.



**Bild 13:** Probengeometrie mit eingezeichneten Sensorpositionen. Die Sensoren wurden in einem minimalen Abstand von 1 mm zur Schnittkante und somit außerhalb der MSZ positioniert. Links: Draufsicht. Rechts: Faserrichtungen in den einzelnen Lagen.

Bei der Herstellung der Proben konnten die Sensoren lediglich mit begrenzter Genauigkeit von ungefähr  $\pm 1$  mm positioniert werden. Deshalb wurde die exakte Position der Sensoren nach der Laserbearbeitung mit einer Genauigkeit von ca. 0,3 mm vermessen.

Um die Wärmeleitung in die Aufspannung zu minimieren wurden die Kontaktflächen mit Sandpapier beklebt.

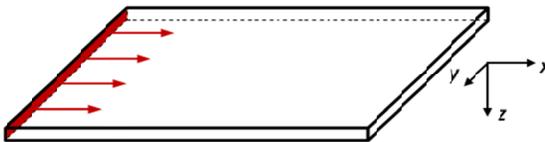
Für die Versuche wurde ein cw-CO<sub>2</sub>-Laser mit einer maximalen mittleren Leistung von 5 kW eingesetzt. Der Strahl wurde auf einen Fokussdurchmesser von 150 µm bei einer Rayleighlänge von ca. 1 mm fokussiert. Das Material wurde mit einer Überfahrt getrennt. Hierfür wurden Laserleistungen von 1 kW, 2 kW und 5 kW eingesetzt. Für jede Laserleistung wurde der Vorschub ca. 5% bis 10% kleiner als die Trenngrenze gewählt. Die drei Parametersätze sind in Tabelle 2 aufgelistet. Die Experimente wurden in Umgebungsluft ohne den Einsatz zusätzlicher Prozessgase durchgeführt.

**Tabelle 2:** Verwendete Vorschübe und Laserleistungen für eine Trennung des Materials mit einer Überfahrt. Der Vorschub wurde jeweils ca. 5% bis 10% unterhalb der Trenngrenze gewählt.

Leistung	Vorschub
1 kW	3 m/min
2 kW	7 m/min
5 kW	20 m/min

### 3.2.2 Gemittelttes Wärmeleitungsmodell

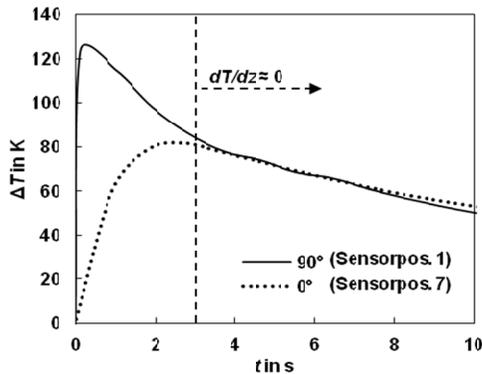
Obwohl CFK eine anisotrope Werkstoffstruktur aufweist wird in dem hier vorgestellten Modell angenommen, dass die gemittelte Wärmeleitung eindimensional in orthogonaler Richtung zur Schnittkante erfolgt (siehe Bild 14). Die Wärmequelle ist eine Ebene, die der Schnittkante entspricht. Es wird angenommen, dass die Konfiguration symmetrisch in Bezug zur Schnittspaltwand ist.



**Bild 14:** Schematische Darstellung der eindimensionalen Wärmeleitung in der Probe ( $dT/dz \approx 0$  und  $dT/dy \approx 0$ ). Die ausgefüllte Fläche zeigt die Wärmequelle an der Schnittkante. Die Pfeile symbolisieren die Wärmeleitung in  $x$ -Richtung.

Diese Herangehensweise ermöglicht zumindest eine Berechnung der mittleren Breite der Schädigungszonen nahe der Schnittkante. Durch die unterschiedlichen Faserrichtungen in den einzelnen Lagen unterscheidet sich auch der Wärmetransport in den Lagen. Allerdings führt mit zunehmender Zeit und Entfernung zur Schnittkante die ver-

gleichsweise geringe Wärmeleitung quer zur Faserrichtung zu einer Angleichung der Temperaturverteilung in den einzelnen Lagen. Dies wurde durch Temperaturmessungen während und direkt nach dem Prozess an den Sensorpositionen 1 und 7 aus Bild 13 bestätigt. Bild 15 zeigt die gemessenen Temperaturerhöhungen  $\Delta T$  als Funktion der Zeit. Ein Sensor wurde zwischen zwei Lagen positioniert, in denen der Winkel zwischen den Fasern und der Schnittkante  $90^\circ$  beträgt (durchgezogene Linie). Der andere Sensor wurde zwischen zwei Lagen positioniert, in denen die Fasern parallel zur Schnittkante verlaufen (gepunktete Linie). Zwischen den Sensoren und der Schnittkante beträgt der Abstand ca. zwei Millimeter. Der Zeitpunkt  $t = 0$  beschreibt für jeden Sensor den Moment, in welchem der Laserstrahl bei der Bearbeitung den jeweiligen Sensor passiert ( $y_{\text{Laser}} = y_{\text{Sensor}}$ ).



**Bild 15:** Gemessene Temperaturerhöhung in einer Entfernung von ca. 2 mm zur Schnittkante. Die durch die durchgezogene Linie dargestellte Temperatur wurde zwischen zwei Lagen gemessen, in welchen die Fasern orthogonal zur Schnittkante orientiert sind. Die gepunktete Linie zeigt die Temperatur zwischen zwei Lagen, in denen die Fasern parallel zur Schnittkante verlaufen. Die Schneidgeschwindigkeit war 7 m/min bei einer Leistung von 2 kW.

Aufgrund der höheren Wärmeleitfähigkeit in Faserrichtung ist die Temperatur in den  $90^\circ$ -Lagen zu Beginn höher als in den  $0^\circ$ -Lagen. Im dargestellten Beispiel ergeben sich ca. drei Sekunden nach der Bearbeitung ungefähr dieselben Temperaturen ( $\pm 5\%$ , gemessen in einem Abstand von 2 mm zur Schnittkante), wonach die Temperaturverteilung zu späteren Zeitpunkten durch ein einfaches eindimensionales Wärmeleitungsmodell beschrieben werden kann.

Demnach ist ein eindimensionales Wärmeleitungsmodell trotz der Anisotropie von CFK entweder für eine Beschreibung der realen Temperaturen, die in der Probe ver-

gleichsweise lange nach der Bearbeitung auftreten geeignet oder es beschreibt ein über alle Lagen mit unterschiedlichen Faserorientierungen gemittelttes Temperaturfeld. In einem solchen gemittelten Modell wird die Anisotropie von CFK durch die Definition von effektiven Materialeigenschaften ersetzt, was in den folgenden Abschnitten diskutiert wird. Die gemittelte Dichte und Wärmeleitfähigkeit lässt sich einfach abschätzen, jedoch muss zum heutigen Stand der Technik eine passende effektive Wärmeleitfähigkeit empirisch ermittelt werden.

### 3.2.3 Temperaturverteilungen

Um die Temperaturverteilungen während und nach der Bearbeitung mit einfachen Mitteln mathematisch zu beschreiben wird der Prozess im Folgenden in zwei Phasen unterteilt: Die Sublimationsphase, während der ein kontinuierlicher Wärmeeintrag in die Schnittkante erfolgt und die Abkühlphase, während der die Temperatur an der Schnittkante aufgrund der Ausbreitung der Wärme in das Bauteil sinkt.

Die Dauer der ersten Phase wird im Folgenden als Wärmeeintragsdauer  $t_W$  bezeichnet. Für die im Folgenden beschriebene Untersuchung wurde angenommen, dass das Verbundmaterial im Schnittpalt während dieser Phase sublimiert wird. Nach den Materialparametern in Tabelle 1 ist für die Erwärmung und Sublimation der Fasern eine ca. um Faktor 40 höheren Energie nötig, als für die Erwärmung und Sublimation der Matrix. Nach der Sublimation der Matrix werden die Fasern auf ihre Sublimationstemperatur erwärmt. Eine weitere Absorption der zugeführten Laserleistung führt zur Sublimation der Fasern im Schnittpalt. Desweiteren ist für die Sublimation der Fasern ungefähr die 16-fache Energie nötig als für die Erwärmung der Fasern auf Sublimationstemperatur. Folglich dauert die Sublimation der Fasern unter Annahme einer konstanten absorbierten Laserleistung mehr als eine Größenordnung länger als die Erwärmung des Materials auf Sublimationstemperatur. Aus diesem Grund wird im Folgenden die Dauer für die Erwärmung des Materials und die Sublimation der Matrix vernachlässigt und angenommen, dass die Temperatur an der Schnittkante der Sublimationstemperatur der Fasern entspricht, sobald der Laserstrahl mit dem Material wechselwirkt ( $0 < t < t_W$ ). Somit wird angenommen, dass die Temperatur zum Zeitpunkt  $t = 0$  von Raumtemperatur  $T_0$  direkt auf Sublimationstemperatur der Fasern  $T_{\text{sub},f}$  springt. Unter zuvor genannter Annahme einer eindimensionalen Wärmeleitung ist die Temperaturverteilung in der Probe bei konstanter Temperatur an der Oberfläche somit durch

$$T_{\text{Phase1}}(x, t) = (T_{\text{sub},f} - T_0) \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{|x|}{2 \sqrt{\frac{\bar{k} t}{\rho_{\text{Mittel}} c_{p,\text{Mittel}}}}} \right) + T_0 \quad (3.1)$$

gegeben [65]. Hierbei ist  $\bar{k}$  eine mittlere Wärmeleitfähigkeit des Verbundmaterials. Die gemittelte Dichte

$$\rho_{\text{Mittel}} = \rho_f \cdot V_f + \rho_m \cdot (1 - V_f) \quad (3.2)$$

ergibt sich aus der Dichte der Matrix  $\rho_m$ , der Dichte der Fasern  $\rho_f$  und dem Faservolumengehalt  $V_f$ . Entsprechend wird für die mittlere Wärmekapazität

$$c_{p,\text{Mittel}} = \frac{c_{p,f} \cdot \rho_f \cdot V_f + c_{p,m} \cdot \rho_m \cdot (1 - V_f)}{\rho_f \cdot V_f + \rho_m \cdot (1 - V_f)} \quad (3.3)$$

angenommen, wobei  $c_{p,f}$  die massenspezifische Wärmekapazität der Fasern und  $c_{p,m}$  die massenspezifische Wärmekapazität der Matrix ist. Die inverse Fehlerfunktion  $\operatorname{erfc}(\xi)$  ist durch

$$\operatorname{erfc}(\xi) = 1 - \operatorname{erf}(\xi) = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\xi} e^{-w^2} dw \quad (3.4)$$

gegeben [66]. Sobald der Sublimationsvorgang abgeschlossen ist, wird der Wärmeeintrag unterbrochen. Zu diesem Zeitpunkt ( $t = t_W$ ) beginnt die Abkühlphase und es liegt nach Gleichung (3.1) die Temperaturverteilung  $T_{\text{Phase,1}}(x, t_W)$  vor. Für  $t \geq t_W$  ist die ungestörte Ausbreitung der Temperaturverteilung durch

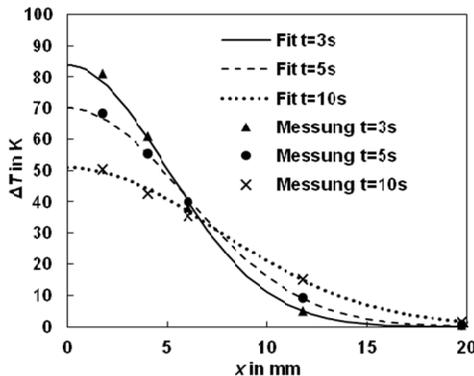
$$T_{\text{Phase2}}(x, t) = \frac{1}{2 \sqrt{\frac{\pi \bar{k}}{\rho_{\text{Mittel}} c_{p,\text{Mittel}}}} (t - t_W)} \int_{-\infty}^{\infty} T_{\text{Heiz,1}}(x', t_W) \cdot e^{-\frac{(x-x')^2}{4 \frac{\bar{k}}{\rho_{\text{Mittel}} c_{p,\text{Mittel}}}} (t - t_W)} dx' \quad (3.5)$$

gegeben [65].

### 3.2.4 Kalibrierung des Modells

Aufgrund der Anisotropie von CFK kann die effektive Wärmeleitfähigkeit  $\bar{k}$  nicht als Mittelwert der Wärmeleitfähigkeiten von Fasern und Matrix definiert werden (Tensoren) und wurde im Rahmen dieser Arbeit daher experimentell bestimmt. Desweiteren kann die Wärmeeintragsdauer  $t_w$  nicht durch  $d_p/v$  bestimmt werden, da der zusätzliche Wärmeeintrag durch die heiße Prozessfackel länger dauert, als die alleinige Wechselwirkung mit dem Laserstrahl. Folglich wurden  $t_w$  und  $\bar{k}$  experimentell bestimmt, indem Formel (3.5) an gemessene Temperaturen angepasst wurde. Die Messung erfolgte zu Zeiten wenn die Temperaturen in den einzelnen Lagen nach Abschnitt 3.2.2 näherungsweise identisch sind. Die Parameter  $t_w$  und  $\bar{k}$  in Gleichung (3.5) wurden iterativ und abwechselnd geändert, um die Wurzel der quadratischen Abweichung zwischen den berechneten und den gemessenen Temperaturen zu minimieren.

Die Messung und die Anpassung wurden bei den in Tabelle 2 aufgeführten Vorschüben und Laserleistungen durchgeführt. Für jeden Parameter wurde die Anpassung 3 s, 5 s und 10 s nach der Bearbeitung durchgeführt. Exemplarisch sind in Bild 16 drei an Messwerte angepasste Kurven als Funktion von  $x$  dargestellt. Die Punkte zeigen gemessene Temperaturerhöhungen in der Probe 3 s (Dreiecke), 5 s (Kreise) und 10 s (Kreuze) nach der Bearbeitung.



**Bild 16:** Temperaturerhöhung als Funktion des Abstandes zur Schnittkante nach 3 s (Dreiecke), 5 s (Kreise) und 10 s (Kreuze). Die Kurven zeigen die zugehörigen berechneten Temperaturverteilungen, welche mit der im Text beschriebenen Methode angepasst wurden.

Die Wurzel aus der quadratischen Abweichung zwischen Messung (Punkte) und Rechnung sind für alle Kurven kleiner als 4 K. Dies zeigt eine gute Übereinstimmung der Temperaturverteilungen in der zweiten Phase des Modells mit den gemessenen Temperaturen. Die ermittelten Werte von  $t_w$  und  $\bar{k}$  nach 3 s, 5 s und 10 s sind nahezu konstant mit Abweichungen von maximal  $\pm 5\%$ . Dies bekräftigt die gute Übereinstimmung der mit dem eindimensionalen Wärmeleitungsmodell berechneten Temperaturen und den gemessenen Temperaturen. Für die unterschiedlichen Prozessparameter in den Experimenten wurde jeweils eine Wärmeleitfähigkeit von  $4 \text{ W/m}\cdot\text{K} \pm 0,1 \text{ W/m}\cdot\text{K}$  ermittelt. Im Gegensatz zu  $\bar{k}$  ist die effektive Wärmeeintragszeit  $t_w$  von den gewählten Prozessparametern abhängig, wie in Bild 17 dargestellt. Die Fehlerbalken zeigen den Bereich, in dem die angepassten Werte bei unterschiedlichen Auswertungszeitpunkten zwischen 3 s und 10 s nach der Bearbeitung variieren (ca.  $\pm 5\%$ ). Um die ermittelten Werte besser einordnen zu können, wird im folgenden Abschnitt die Wechselwirkungszone detaillierter betrachtet.

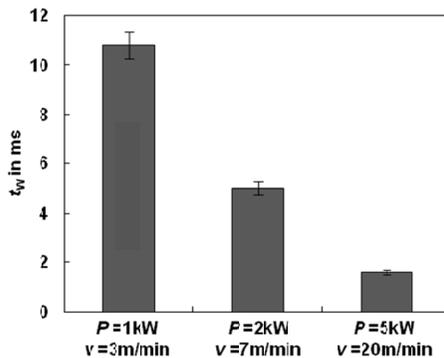


Bild 17: Angepasste Werte der Wärmeeintragszeit  $t_w$  für unterschiedliche Prozessparameter.

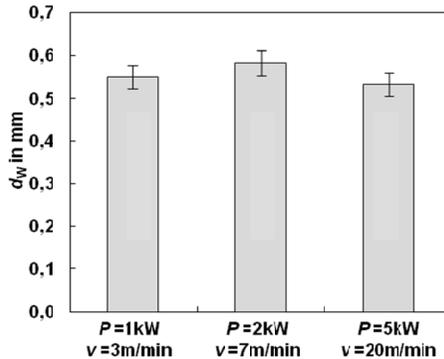
### 3.2.5 Wechselwirkungszone

Die geometrische Länge des Wärmeeintrags und des Sublimationsprozesses in Vorschubrichtung

$$d_w = v \cdot t_w \quad (3.6)$$

ergibt sich aus dem Vorschub  $v$  und dem angepassten Wert der Wärmeeintragsdauer  $t_w$ . Sie entspricht dem vom Laserstrahl auf dem Werkstück während  $t_w$  zurückgelegten

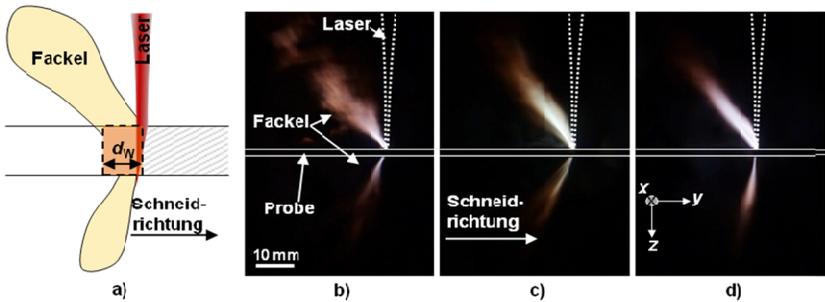
Weg. Bild 18 zeigt die zugehörigen Werte von  $d_w$  für die verwendeten Prozessparameter.



**Bild 18:** Wärmeeintragslänge  $d_w$  nach Gleichung (3.6) für unterschiedliche Prozessparameter.

Die Wärmeeintragslänge beträgt bei allen verwendeten Parametern ca. 0,55 mm und ist damit um ca. den Faktor 3,5 größer als der Fokusbereich des Strahls. Dies bestätigt einen wesentlichen Einfluss der heißen Prozessfackel auf  $d_w$ . Die Wärmeeintragslänge ist in Bild 19a) schematisch dargestellt. Die Heiz- und Sublimationsphase dauert länger als dies der Laserstrahl alleine bewirken würde, da die heiße Prozessfackel mit den Schnittkanten wechselwirkt. In Bild 19b) bis d) sind seitliche Aufnahmen der Prozessfackel während der Bearbeitung mit unterschiedlichen Laserleistungen und Vorschüben dargestellt. Die gepunkteten Linien symbolisieren den Laserstrahl, die durchgezogenen horizontalen Linien verdeutlichen die Ober- und Unterseite der Probe. Der Strahl wird jeweils von links nach rechts (in  $y$ -Richtung) bewegt.

Die Bilder zeigen eine ähnliche Form der Prozessfackel bei allen gewählten Parametern. Diese unveränderte Fackelform könnte der Grund für die konstante Wärmeeintragslänge sein. Sowohl auf der Strahleintrittsseite als auch auf der Strahlaustrittsseite ist eine Prozessfackel sichtbar. Die Form der Fackel und die damit zusammenhängende Strömung der heißen Ablationsprodukte aus dem Schnittspalt werden in Kapitel 4 näher betrachtet.



**Bild 19:** a) Schematische Darstellung der Prozessfackel, des Laserstrahls und der Wärmeeintragslänge  $d_W$ , b)-d) Aufnahmen der Prozessfackeln während von links nach rechts (in  $y$ -Richtung) geschnitten wird. Die gepunkteten Linien symbolisieren den Laserstrahl. b)  $P = 1$  kW,  $v = 3$  m/min, c)  $P = 2$  kW,  $v = 7$  m/min, d)  $P = 5$  kW,  $v = 20$  m/min.

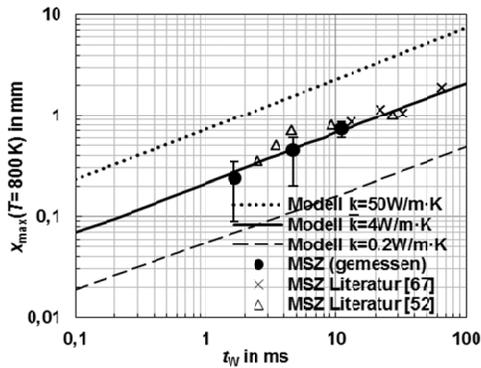
### 3.2.6 Berechnung der Schädigungszonen

Mit der zuvor bestimmten Wärmeeintragsdauer und der zuvor bestimmten effektiven Wärmeleitfähigkeit des Verbundmaterials kann nun mit Gleichung (3.5) die mittlere Breite der Schädigungszonen bestimmt werden. Die MSZ entspricht dem Volumen nahe des Schnittspalts, in dem das Matrixmaterial sublimiert wurde. Folglich wurde hier angenommen, dass die maximale Entfernung der 800 K-Isotherme (Sublimationstemperatur der Matrix) zur Schnittkante der Breite der MSZ in  $x$ -Richtung entspricht. Diese berechnete Breite (durchgezogene Linie) ist in Bild 20 als Funktion von  $t_W$  zusammen mit gemessenen Breiten der MSZ dargestellt. Die ausgefüllten Punkte zeigen die über die Probendicke gemittelte Breite der MSZ für die gewählten drei Prozessparameter. Die Fehlerbalken zeigen hier den Bereich zwischen der maximalen MSZ in Lagen mit einer Faserorientierung senkrecht zur Schnittkante und der minimalen MSZ in Lagen mit einer Faserorientierung parallel zur Schnittkante. Durch die doppelt logarithmische Darstellung erscheinen die Fehlerbalken asymmetrisch. Gemessen wurden die minimale, maximale und gemittelte Breite im Querschliff, wie in Bild 11 dargestellt. Die Wärmeeintragszeit  $t_W$  ist durch die zuvor diskutierte Anpassung gegeben (siehe Bild 17). Die Dreiecke und Kreuze zeigen gemessene Breiten der MSZ aus der Literatur [52, 67] (Versuche, bei denen das Material mit einer Überfahrt getrennt wurde). Mit der Annahme der im vorherigen Abschnitt bestimmten konstanten Wärmeeintragslänge von  $d_W = 0,55$  mm = konst. und dem verwendeten Vorschub  $v$  ergibt sich die dargestellte Wärmeeintragszeit aus Gleichung (3.6). Die gute Übereinstimmung der gemessenen Werte mit den aus dem eindimensionalen Modell resultierenden Wer-

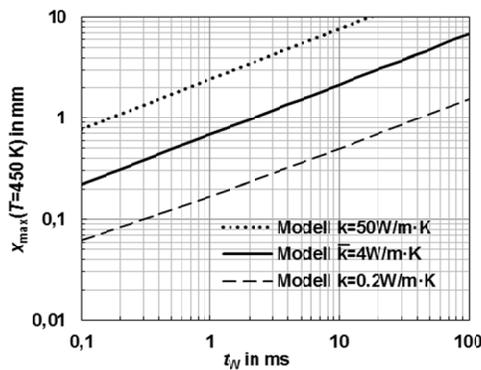
ten zeigt, dass dieser stark vereinfachte Ansatz sich gut für eine Abschätzung der Schädigungszonen in der Praxis eignet.

Die größte Breite der MSZ entsteht in Lagen, in denen die Fasern orthogonal zur Schnittkante orientiert sind. Diese maximale Breite der MSZ könnte auf dieselbe Weise berechnet werden, wenn die effektive Wärmeleitfähigkeit des quasiisotropen Verbundmaterials  $\bar{k}$  in Gleichung (3.5) durch die Wärmeleitfähigkeit einer einzelnen Lage längs zur Faserorientierung ersetzt wird. Da diese Wärmeleitfähigkeit nicht bekannt ist, wurde die maximale Entfernung der 800 K-Isotherme zur Schnittkante mit der Wärmeleitfähigkeit der Fasern entlang der Faserachse ( $k = 50 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ ) berechnet und durch die gepunktete Linie in Bild 20 dargestellt. Da implizit angenommen wurde, dass keine Wechselwirkung zwischen den Fasern und der Matrix stattfindet, wird die MSZ in Realität stets kleiner als dieser Wert sein. Analog könnte die minimale Breite der MSZ berechnet werden, wenn  $\bar{k}$  in Gleichung (3.5) durch die Wärmeleitfähigkeit einer einzelnen Lage quer zur Faserrichtung ersetzt wird. Da diese Wärmeleitfähigkeit ebenfalls nicht bekannt ist, wurde die minimale Breite der MSZ mit der Wärmeleitfähigkeit der Matrix ( $k = 0.2 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ ) berechnet. Das Resultat ist durch die gestrichelte Linie in Bild 20 dargestellt. Da auch hier implizit angenommen wurde, dass keine Wechselwirkung zwischen den Fasern und der Matrix stattfindet, wird die MSZ in Realität stets größer als dieser Wert sein.

Die Berechnung der MBZ, die nicht mit optischen Instrumenten sichtbar ist, erfolgte in derselben Weise. Allerdings wurde anstelle der Sublimationstemperatur der Matrix von 800 K die Schädigungstemperatur der Matrix von 450 K für die Berechnung verwendet. In Bild 21 zeigt die durchgezogene Linie den maximalen Abstand der 450 K-Isotherme von der Schnittkante als Funktion der Wärmeeintragszeit  $x_{\max}(T = 450 \text{ K}, t_w)$  unter Annahme von  $\bar{k} = 4 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ . Zusätzlich zeigen die gepunktete und die gestrichelte Linie die Ergebnisse, die mit  $k = 50 \text{ W/m}\cdot\text{K}$  und  $k = 0,2 \text{ W/m}\cdot\text{K}$  berechnet sind.



**Bild 20:** Maximaler Abstand der 800 K-Isotherme (Sublimationstemperatur der Matrix) zur Schnittkante als Funktion der Wärmeeintragsdauer. Die durchgezogene Linie zeigt den maximalen Abstand bei Annahme von  $\bar{k} = 4\text{ W/m}\cdot\text{K}$  (experimentell bestimmte mittlere Wärmeleitfähigkeit des Verbundmaterials), die gepunktete Linie bei Annahme von  $k = 50\text{ W/m}\cdot\text{K}$  (Wärmeleitfähigkeit längs einer einzelnen Faser) und die gestrichelte Linie bei  $k = 0,2\text{ W/m}\cdot\text{K}$  (Wärmeleitfähigkeit der Matrix). Die gemessene mittlere Breite der MSZ ist durch die ausgefüllten Punkte dargestellt. Die Dreiecke und Kreuze zeigen Literaturwerte der mittleren Breite der MSZ.



**Bild 21:** Maximaler Abstand der 450 K-Isotherme (Schädigungstemperatur der Matrix) als Funktion der Wärmeeintragsdauer  $t_w$ . Die durchgezogene Linie zeigt den maximalen Abstand bei Annahme von  $\bar{k} = 4\text{ W/m}\cdot\text{K}$  (experimentell bestimmte mittlere Wärmeleitfähigkeit des Verbundmaterials), die gepunktete Linie bei Annahme von  $k = 50\text{ W/m}\cdot\text{K}$  (Wärmeleitfähigkeit längs einer einzelnen Faser) und die gestrichelte Linie bei  $k = 0,2\text{ W/m}\cdot\text{K}$  (Wärmeleitfähigkeit der Matrix).

Eine Erhöhung der Schneidgeschwindigkeit führt nach Gleichung (3.6) zu einer kürzeren Wärmeeintragszeit (umgekehrt proportional zur Schneidgeschwindigkeit). Dies führt wiederum zu einer Verkleinerung der MSZ und der MBZ proportional zur Quadratwurzel der Wärmeeintragsdauer (abgeleitet von der Steigung der Geraden im doppeltlogarithmischen Diagramm).

Von den in diesem Abschnitt gezeigten Experimenten entstand mit einer Laserleistung von 5 kW und einem Vorschub von 20 m/min die kürzeste Wärmeeintragszeit  $t_w = 1,6$  ms und die kleinste gemessene mittlere Breite der MSZ von 0,22 mm. Mit der zuvor bestimmten gemittelten Wärmeleitfähigkeit von  $\bar{k} = 4$  W/m·K ergibt sich nach dem Modell eine Breite der MSZ von 0,26 mm und eine Breite der MBZ von 0,9 mm. Bei der in Abschnitt 1.4 erwähnten anschließenden Fräsbearbeitung müsste somit ca. 0,9 mm der Probe abgefräst werden, damit kein geschädigtes Material im Bauteil verbleibt. Das Abfräsen der MBZ ist eine konservative Vorgehensweise um schädigungsfreie Bauteile zu garantieren, da eine strukturelle Schädigung des Matrixmaterials in der MBZ nach aktuellem Stand der Kenntnisse nicht nachgewiesen ist.

Es ist nochmals zu betonen, dass das Modell lediglich für die Bearbeitung mit einem cw-Laser mit einer Überfahrt gültig ist. Da die Ausbildung der MSZ und der MBZ durch die Wärmeleitung im Material verursacht wird, ist der Effekt unabhängig von der Wellenlänge und gilt somit für CO<sub>2</sub>- und Festkörperlaser (die in Bild 20 dargestellten Ergebnisse aus der Literatur [52, 67] wurden teilweise in Experimenten mit Festkörperlasern erzielt). Die verwendete Wellenlänge hat allenfalls Einfluss auf die Geschwindigkeit, mit der das Material getrennt werden kann (siehe Abschnitt 2.2). In diesem Fall ändert sich die Breite der Schädigungszonen durch die Abhängigkeit der Wärmeeintragszeit vom Vorschub und somit lediglich indirekt durch die Wellenlänge.

### 3.3 Energiebilanz bei der Bearbeitung von CFK

Für einen idealen Prozess ist lediglich die Energie zur Sublimation des Verbundmaterials im Schnittspalt nötig, was einem Prozesswirkungsgrad [15]  $\eta_p = 1$  entspräche. In einem realen Prozess wird jedoch, neben weiteren Verlusten, ein Teil der eingestrahelten Energie über Wärmeleitung von der Schnittkante in die Probe transportiert. Diese Energie steht somit nicht für die Sublimation des Verbundmaterials im Schnittspalt zur Verfügung. Zusätzlich führen diese sogenannten Wärmeleitungsverluste zu einer Sublimation des Matrixmaterials innerhalb der MSZ. Folglich mindern die Wärmeleitungsverluste sowohl die Qualität wie auch die Produktivität beim Laserschneiden von CFK. Aus diesem Grund wird in diesem Abschnitt insbesondere über die Bestimmung

der Wärmeleitungsverluste berichtet und zusätzlich über die Erstellung einer Energiebilanz. In [68-70] wurde beispielsweise von einer Berechnung der Wärmeleitungsverluste und in [71] von einer Messung der Wärmeleitungsverluste berichtet. In [72] wurden die Wärmeleitungsverluste bei der Bearbeitung von glas- und aramidfaserverstärkten Kunststoffen und in [73] bei der Bearbeitung von Metallen diskutiert.

### 3.3.1 Beschreibung und Definition der Energieanteile

Die insgesamt während einer Überfahrt vom Laserstrahl eingebrachte Energie ist durch

$$E_L = \frac{P \cdot l_s}{v} \quad (3.7)$$

gegeben. Hierbei ist  $P$  die Laserleistung am Werkstück,  $l_s$  die Schnittlänge und  $v$  die Vorschubgeschwindigkeit. Da immer ein Teil der am Werkstück eintreffenden Strahlung reflektiert wird oder auf anderer Weise nicht eingekoppelt wird, ist  $E_L$  zunächst in einen Teil  $E_A$ , der im Bauteil absorbiert wird und in einen Teil  $E_{nA}$ , der nicht im Bauteil absorbiert wird, zu unterteilen

$$E_L = E_A + E_{nA}. \quad (3.8)$$

Die absorbierte Energie ist in Energie  $E_p$ , die für den Prozess nötig ist (Sublimation des Materials im Schnittspalt) und in Wärmeleitungsverluste  $E_V$  zu unterteilen

$$E_A = E_p + E_V. \quad (3.9)$$

Ein Teil  $E_{MSZ}$ , der Wärmeleitungsverluste sublimiert das Matrixmaterial in der MSZ, ein anderer Teil  $E_{verbl}$ , verbleibt nach der Bearbeitung in der Probe

$$E_V = E_{MSZ} + E_{verbl}. \quad (3.10)$$

Die Energiebilanz

$$E_L = E_p + E_{MSZ} + E_{verbl} + E_{nA}. \quad (3.11)$$

ergibt sich nun aus den Gleichungen (3.8), (3.9) und (3.10). Im Folgenden werden die einzelnen Anteile der Energiebilanz bestimmt. Die für den Prozess nötige Energie (im Folgenden als Prozessenergie bezeichnet) lässt sich unter Annahme einer vollständigen Sublimation der Matrix und der Fasern im Schnittspalt mit

$$E_p = l_s \cdot h_s \cdot d_{S,Mittel} \cdot (V_f \cdot \rho_f \cdot (L_f + c_{p,f} \cdot (T_{sub,f} - T_0)) + (1 - V_f) \cdot \rho_m \cdot (L_m + c_{p,m} \cdot (T_{sub,m} - T_0))) \quad (3.12)$$

bestimmen. Hierbei ist  $l_s$  die Schnittlänge,  $h_s$  die Probendicke,  $d_{S,Mittel}$  die mittlere Schnittspaltbreite,  $V_f$  der relative Faservolumenanteil,  $L_f$  die latente Wärme der Fasern,  $L_m$  die latente Wärme der Matrix,  $\rho_f$ , die Dichte der Fasern,  $\rho_m$  die Dichte der Matrix,  $c_{p,f}$  die Wärmekapazität der Fasern,  $c_{p,m}$  die Wärmekapazität der Matrix,  $T_{sub,f}$  die Sublimationstemperatur der Fasern,  $T_{sub,m}$  die Sublimationstemperatur der Matrix und  $T_0$  die Ausgangstemperatur ist. Die Energie für die Erwärmung und Sublimation des Matrixmaterials in der MSZ ergibt sich entsprechend nach

$$E_{MSZ} = 2 \cdot l_s \cdot h_s \cdot d_{MSZ,Mittel} \cdot \rho_m \cdot (1 - V_f) \cdot (L_m + c_{p,m} \cdot (T_{sub,m} - T_0)), \quad (3.13)$$

wobei  $d_{MSZ,Mittel}$  die gemittelte Breite der MSZ ist. Durch den Faktor 2 wird berücksichtigt, dass auf beiden Seiten des Schnittspalts eine Schädigung auftritt.

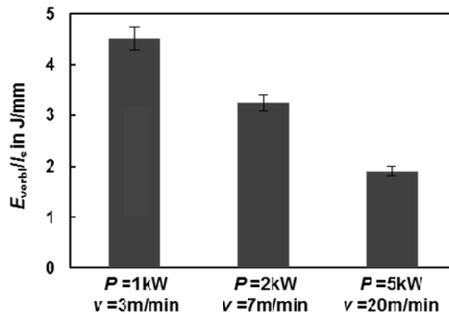
Die im Bauteil verbleibende Energie lässt sich theoretisch oder experimentell aus der Temperaturerhöhung in der Probe nach dem Schnitt  $T(x,y,z) - T_0$  bestimmen. Nach Abschnitt 3.2.2 ist die Wärmeleitung in der Probe für  $t \gg t_w$  eindimensional. Für diesen Fall ist die im Bauteil verbleibende Energie  $E_{verbl}$  durch das Integral über die Temperaturerhöhung  $T(x) - T_0$  gegeben

$$E_{verbl} = 2 \cdot l_s \cdot h_s \cdot \int_0^{\infty} \rho(x) \cdot c_p(x) \cdot (T(x) - T_0) dx \approx 2 \cdot l_s \cdot h_s \cdot \rho_{Mittel} \cdot c_{p,Mittel} \cdot \int_0^{\infty} T(x) - T_0 dx, \quad (3.14)$$

wobei  $\rho_{Mittel}$  die gemittelte Dichte nach Gleichung (3.2) ist und  $c_{p,Mittel}$  die gemittelte Wärmekapazität nach Gleichung (3.3).

### 3.3.2 Bestimmung der Energieanteile

Für die Bestimmung der Energieanteile wurden der Aufbau und die Prozessparameter aus Abschnitt 3.2.1 verwendet. Die Analyse sei mit der Bestimmung von  $E_{verbl}$  begonnen. Die in der Probe verbleibende Wärme ergibt sich aus Gleichung (3.14) mit der Temperaturverteilung  $T(x)$  aus der Abkühlphase im Modell nach Gleichung (3.5). Für  $t_w$  und  $\bar{k}$  wurden die für die drei verwendeten Prozessparameter experimentell bestimmten Werte verwendet (siehe Abschnitt 3.2.4). Bild 22 zeigt die ermittelte im Bauteil verbleibende Streckenenergie ( $E_{verbl}/l_s$ ). Eine Änderung von  $t_w$  und  $\bar{k}$  um ca. 5% (zuvor bestimmte Unsicherheit) ändert die in der Probe verbleibende Wärme maximal um die durch die Fehlerbalken dargestellten Werte (ebenfalls ca. 5%).

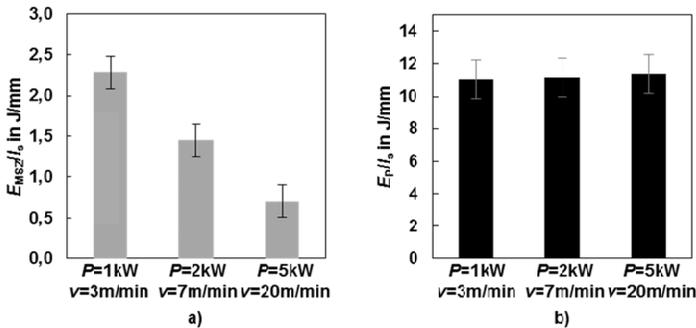


**Bild 22:** In der Probe verbleibende Streckenenergie für unterschiedliche Prozessparameter.

Während der deutlich kürzeren Wärmeeintragsdauer von 1,7 ms bei einer Schneidgeschwindigkeit von 20 m/min wird weniger Wärme in das Material eingetragen ( $E_{\text{verbl}}/l_s = 4,5$  J/mm) als während der Eintragsdauer von 11 ms bei einer Vorschubgeschwindigkeit von 3 m/min ( $E_{\text{verbl}}/l_s = 1,9$  J/mm).

Zu den bei der Anpassung der berechneten an die gemessenen Temperaturverteilungen ausgewerteten Zeitpunkten ( $t \gg t_W$ ) ist die Sublimation des Matrixmaterials in der MSZ bereits abgeschlossen. Die dafür notwendige Energie  $E_{\text{MSZ}}$  ist somit nicht in  $E_{\text{verbl}}$  enthalten. Die nach Gleichung (3.13) ermittelten Werte für  $E_{\text{MSZ}}$  bezogen auf die Schnittlänge  $l_s$  sind in Bild 23a) für die verwendeten Prozessparameter dargestellt, wobei  $d_{\text{MSZ,mittel}}$ , wie in Bild 11 gezeigt, gemessen wurde. Für die Berechnung wurde jeweils die mittlere Breite der MSZ in Querschliffen gemessen. Die Fehlerbalken zeigen die Standardabweichung der Werte von  $E_{\text{MSZ}}/l_s$ , die aus der Schwankung der Vermessung der MSZ resultiert. In Bild 23b) ist die Prozessenergie nach Gleichung (3.12) bezogen auf die Schnittlänge dargestellt. Für die Berechnung von  $E_p$  wurde die mittlere Schnittspaltbreite gemessen. Aus dieser Messung resultieren die durch die Fehlerbalken dargestellten Standardabweichungen der Werte von  $E_p/l_s$ .

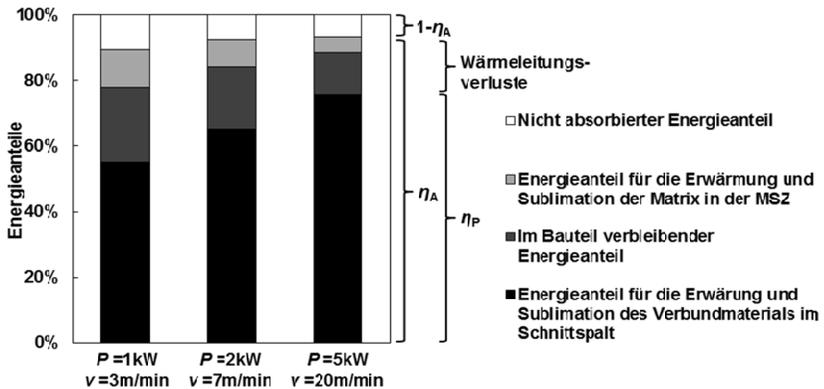
Die gemessene mittlere Schnittspaltbreite war bei allen verwendeten Parametern ungefähr konstant. Folglich sind das sublimierte Volumen im Schnittspalt und die nötige Energie für die Sublimation dieses Volumens konstant. Mit zunehmendem Vorschub und zunehmender Laserleistung entstehen geringere Wärmeleitungsverluste, wodurch wiederum eine kleinere MSZ entsteht.



**Bild 23:** a) Streckenenergie für die Erwärmung und Sublimation des Matrixmaterials in der MSZ bei drei Prozessparametern. b) Prozessenergie (Erwärmung und Sublimation der Fasern und der Matrix im Schnittspalt) bezogen auf die Schnittlänge bei drei Prozessparametern.

Bild 24 zeigt die zuvor bestimmten Energieanteile bezogen auf die gesamte vom Laserstrahl während der Bearbeitung der Proben eingestrahltene Energie  $E_L$ . Die Summe dieser Energieanteile wird in Anlehnung an [15] im Folgenden als Einkoppelgrad  $\eta_A$  bezeichnet. Der restliche Teil der Energie ( $1-\eta_A$ ) wurde nach Formel (3.11) nicht in der Probe absorbiert (weiße Bereiche der Balken). Dieser Energieanteil beinhaltet unter Anderem die an der Schneidfront reflektierte Energie, die anschließend nicht wieder auf die Probe trifft, überschüssige Energie, die durch den Schnittspalt transmittiert wird und Energie, die in der Fackel gestreut oder reflektiert wird. Das Verhältnis  $E_p/E_L$  wird nachfolgend als Prozesswirkungsgrad  $\eta_p$  bezeichnet (schwarze Bereiche der Balken). Der Anteil der Wärmeleitungsverluste ( $E_v/E_L$ ) ist durch die hellgrauen ( $E_{MSZ}/E_L$ ) und dunkelgrauen Bereiche ( $E_{verbl}/E_L$ ) der Balken dargestellt.

Unter Berücksichtigung der Streuung der zuvor bestimmten Energieanteile beträgt der Einkoppelgrad bei allen Prozessparametern näherungsweise  $90\% \pm 4\%$ . Der Prozesswirkungsgrad beträgt bei einer Laserleistung von 1 kW und einer Schneidgeschwindigkeit von 3 m/min ca. 55%. Insgesamt belaufen sich die Wärmeleitungsverluste auf ca. ein Drittel von  $E_L$ . Mit steigendem Vorschub und steigender Laserleistung steigt auch der Prozesswirkungsgrad. Dies erklärt auch die überproportionale Zunahme der maximalen Schneidgeschwindigkeit bei steigender Laserleistung von  $v = 3$  m/min bei  $P = 1$  kW auf  $v = 20$  m/min bei  $P = 5$  kW. Folglich ist der Prozess mit steigendem Vorschub und steigender Laserleistung aufgrund abnehmender Wärmeleitungsverluste produktiver und es entstehen kleinere Schädigungszonen.



**Bild 24:** Energieanteile beim Schneiden der CFK-Proben für drei unterschiedliche Prozessparameter. Die Energieanteile sind jeweils auf die gesamte Energie des Laserstrahls während der Bearbeitung bezogen.

## 3.4 Mehrfachüberfahrten

Um auch bei weniger verfügbarer Leistung mit hohem Vorschub zu arbeiten, kann die Bearbeitung mit mehreren Überfahrten erfolgen. Hierbei wird eine Nut abgetragen, deren Tiefe mit jeder Überfahrt zunimmt. Sobald die Nuttiefe der Bauteildicke entspricht, ist das Material vollständig getrennt.

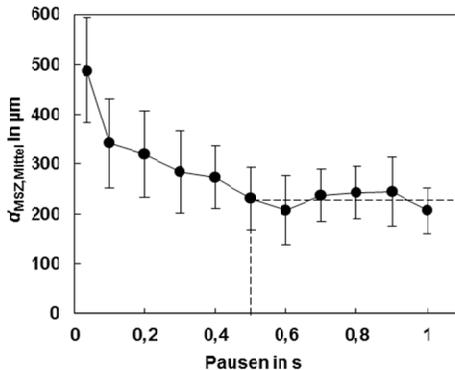
Die Bearbeitungsstrategie mit mehreren Überfahrten (auch Mehrfachbelichtung oder multi-pass strategy (engl.)) ist beim Schneiden und Bohren von CFK Stand der Technik und Gegenstand zahlreicher Untersuchungen [37, 38, 42, 45, 48, 74-84]. Neben der Möglichkeit zur Reduktion der Schädigungszonen sollen im Folgenden auch Schwierigkeiten und Grenzen der Anwendung von Mehrfachüberfahrten anhand eigener Versuche und Ergebnissen aus der Literatur diskutiert werden.

### 3.4.1 Wärmeakkumulation bei Mehrfachüberfahrten

Als Wärmeakkumulation wird eine „Aufstauung“ oder „Aufsummierung“ der Wärme bezeichnet, die durch mehrmaliges Erhitzen der Prozesszone verursacht wird. Da in dieser Arbeit vorrangig der Einsatz von cw-Lasern diskutiert wird, erfolgt pro Überfahrt ein Heizvorgang. In der Literatur werden Wärmeakkumulationseffekte meist bei Prozessen mit gepulsten Lasern diskutiert, wobei mit jedem Puls ein Heizvorgang er-

folgt [45, 84-87]. Um den Einfluss der Wärmeakkumulation zu untersuchen wird im Folgenden insbesondere die Dauer der Pausen zwischen den Überfahrten variiert. Als Pause wird hierbei die Zeit bezeichnet, bis der Strahl bei der darauffolgenden Überfahrt an derselben Stelle in der Nut angelangt.

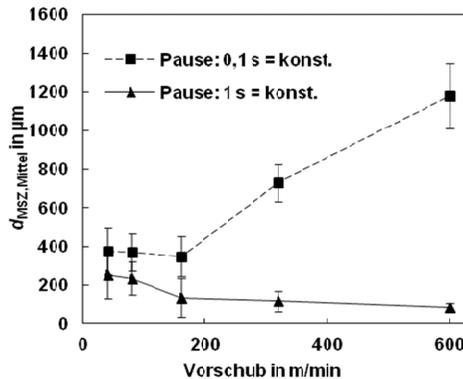
Für die Versuche wurden ein Scheibenlaser und eine Scanneroptik eingesetzt. Der Fokussdurchmesser betrug ca.  $180\ \mu\text{m}$  bei einer Rayleighlänge von ca.  $1,8\ \text{mm}$ . Der Vorschub war jeweils konstant bei  $80\ \text{m/min}$ . Bild 25 zeigt die in Querschliffen gemessene mittlere Breite der MSZ bei Veränderung der Pausen (jeweils 4 Stück. Für die vollständige Trennung des Materials bei einer konstanten Leistung von  $5\ \text{kW}$  waren jeweils 5 Überfahrten nötig. Längere Pausen führen zu einer kleineren MSZ. Ab einer Pausenlänge von ca.  $0,5\ \text{s}$  war die Breite der MSZ näherungsweise konstant.



**Bild 25:** Mittlere Breite der Matrixsublimationszone bei Variation der Dauer der Pausen zwischen den Überfahrten. Es wurden jeweils 6 Überfahrten bei einem konstanten Vorschub von  $v = 80\ \text{m/min}$  und konstanter Laserleistung von  $P = 5\ \text{kW}$  durchgeführt.

Wenn die Probe während der Pausen nicht auf die ursprüngliche Ausgangstemperatur nahe der Raumtemperatur abkühlt, führt dies zu einer stufenweisen Erhöhung der Temperatur an der Schnittkante nach jeder Überfahrt. Diese Wärmeakkumulation führt zur Überschreitung der Schädigungs- und Sublimationstemperatur in größerer Entfernung zum Schnittspalt. Mit abnehmender Dauer der Pausen wirkt dieser Effekt verstärkt, wodurch breitere Matrixsublimationszonen entstehen. Ähnliche Zusammenhänge zeigen sich auch in [38] bei der Verwendung eines Faserlasers, in [37] beim Schneiden von einzelnen Faserlagen oder in [85] bei der Berechnung von Temperaturen in der Prozesszone bei der Materialbearbeitung mit gepulsten Lasern.

Zusätzlich zur Dauer der Pausen wird im Folgenden auch über eine Variation der Wärmeeintragsdauer berichtet. Hierfür werden Experimente betrachtet, in welchen bei unterschiedlichen Vorschüben und Pausen die Anzahl an Überfahrten erhöht wurde, bis das 2 mm dicke Material vollständig getrennt war. Die Leistung war jeweils konstant bei  $P = 5 \text{ kW}$ . In Bild 26 ist die mittlere Breite der MSZ bei unterschiedlichen Vorschüben dargestellt. Die Quadrate zeigen Schnitte mit konstanten Pausen von 0,1 s, die Dreiecke bei konstanten Pausen von 1 s.



**Bild 26:** Mittlere Breite der Matrixsublimationszone bei unterschiedlichen Vorschüben. Die Pause zwischen den Überfahrten war konstant bei 0,1 s (Quadrate) bzw. 1 s (Dreiecke).

Mit steigendem Vorschub nahm bei einer Pausendauer von 0,1 s die Breite der MSZ zu, während die Breite der MSZ bei Pausen von 1 s mit steigendem Vorschub abnahm. Die kleinste mittlere Breite der MSZ von  $83 \mu\text{m}$  entstand bei  $v = 600 \text{ m/min}$  und einer Pause von 1 s. Während bei  $v = 40 \text{ m/min}$  lediglich 4 Überfahrten nötig waren, wurden bei  $v = 600 \text{ m/min}$  (unabhängig von der Dauer der Pause) ca. 70 Überfahrten benötigt.

Grundsätzlich sind nach dem zuvor verwendeten Wärmeleitungsmodell kleinere Schädigungszonen bei steigendem Vorschub bzw. sinkender Wärmeeintragsdauer zu erwarten. Allerdings sind bei Mehrfachüberfahrten mit konstanter Laserleistung bei steigendem Vorschub mehr Überfahrten nötig und die Prozesszone wird häufiger geheizt. Ein steigender Vorschub führt offenbar nur zur Ausbildung einer kleineren MSZ, wenn die Pause/Abkühlphase zwischen den Überfahrten „ausreichend lang“ ist. Theoretisch kann dieses Verhalten mit dem Ansatz in [85] und [87] gut nachvollzogen werden. Es wurde gezeigt, dass bei der Laserbearbeitung mit gepulsten Systemen mit steigender Repetitionsrate und steigender Anzahl an Pulsen, die auf eine Stelle treffen

größere Schädigungszonen entstehen. Wie auch in den hier vorgestellten Versuchen entstehen demnach größere Schädigungszonen mit zunehmender Anzahl an Heizphasen und kürzeren Pausen zwischen den Heizphasen. Allerdings sind die Dauer der Heizphasen (Pulsdauer) und die Dauer der Pausen (Zeit zwischen den Pulsen) bei der Verwendung von kurz und ultrakurz gepulsten Lasern deutlich kürzer. In [88] wurde von einer Berechnung berichtet, wonach auch bei der Verwendung von ultrakurzen Laserpulsen nicht nur die Pausen zwischen den Pulsen, sondern auch die Dauer der Pausen zwischen den Überfahrten Einfluss auf die Größe der entstehenden Schädigungszonen haben.

### **3.4.2 Produktivität bei Mehrfachüberfahrten**

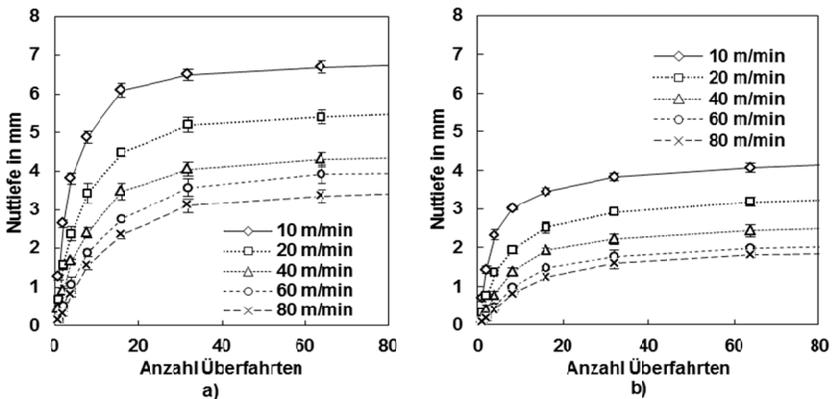
In diesem Abschnitt werden die Auswirkungen der zur Minimierung der Schädigungen nötigen Pausen zwischen den Überfahrten auf die produktive Bauteilbearbeitung diskutiert und anschließend ein weiterer produktivitätsbeeinflussender Effekt bei Mehrfachüberfahrten aufgezeigt.

#### **3.4.2.1 Bedeutung der Pausen für die produktive Bearbeitung von Bauteilen**

Zur Vermeidung von Wartezeiten müssen die zur Minimierung der Schädigung nötigen Pausen genutzt werden, um an anderer Stelle zu bearbeiten. Im Abschnitt zuvor wurde über den Einsatz von Vorschubgeschwindigkeiten von bis zu 600 m/min berichtet. Für eine Bearbeitung mit diesen Vorschubgeschwindigkeiten sind dynamische Scanneroptiken nötig. Bei Verwendung von Scanneroptiken lässt sich die Bearbeitung an anderer Stelle während der Pausen auf einfache Weise realisieren, wenn innerhalb des Arbeitsfeldes der Scanneroptik mehrere Stellen abwechselnd bzw. eine ausreichend lange Strecke bearbeitet werden. Allerdings legt der Strahl bereits bei einem Vorschub von 80 m/min während der zur Minimierung der Schädigungen nötigen Pausen von 0,5 s (siehe Bild 25) eine Strecke von 0,67 m zurück. Folglich sind zukünftig dynamische Scanneroptiken bei gleichzeitig großem Arbeitsfeld nötig, damit sich innerhalb des Arbeitsfeldes eine ausreichend lange zu bearbeitende Strecke befindet. Alternativ können die Pausen beispielsweise bei Verwendung mehrerer Scanneroptiken genutzt werden. Der Strahl einer Strahlquelle wird dann abwechselnd über Strahlweichen zu den einzelnen Optiken geleitet und auf diese Weise ebenfalls die Pausen für eine Bearbeitung an anderer Stelle genutzt. Jedoch erzeugt dies eine aufwändigere Prozessführung bzw. Programmierung und höhere Investitionskosten für mehrere Scanneroptiken.

### 3.4.2.2 Nutttiefenzunahme

Um die Produktivität bei einer Bearbeitungsstrategie mit mehreren Überfahrten zu diskutieren, werden im Folgenden Versuche zur Ausbildung der Nutttiefe mit zunehmender Anzahl an Überfahrten betrachtet. Für die Versuche wurde ein cw-CO<sub>2</sub>-Laser eingesetzt. Der Strahl wurde auf einen Fokussdurchmesser von 170  $\mu\text{m}$  bei einer Rayleighlänge von 1,5 mm fokussiert. Zwischen den Überfahrten wurden jeweils Pausen von 5 s eingehalten, um die Wärmeakkumulation zu reduzieren. In Bild 27 sind die gemessenen Nutttiefen nach unterschiedlicher Anzahl an Überfahrten für unterschiedliche Vorschübe bei einer Leistung von 2 kW (a) und 1 kW (b) dargestellt.

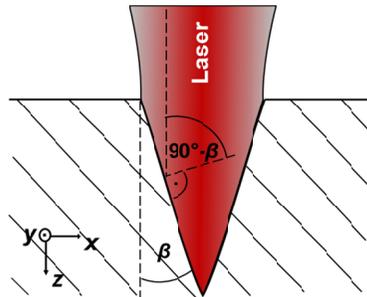


**Bild 27:** Nutttiefe nach unterschiedlicher Anzahl an Überfahrten für mehrere Vorschübe (von 10 m/min bis 80 m/min). a)  $P = 2$  kW; b)  $P = 1$  kW.

Mit zunehmender Anzahl an Überfahrten nimmt die Steigung der Kurven ab, die Nutttiefe wuchs also mit zunehmender Anzahl an Überfahrten langsamer. Bei einer Laserleistung von 1 kW wurden geringere Nutttiefen erreicht als bei einer Laserleistung von 2 kW. Mit steigendem Vorschub trat die reduzierte Nutttiefenzunahme bei geringerer Nutttiefe auf.

Ähnliche Effekte waren beispielsweise beim Perkussions- und Wendelbohren von Metallen und Keramiken mit kurzen und ultrakurzen Pulsen Gegenstand der in [89-94] diskutierten Untersuchungen. Anstelle von mehreren Überfahrten fand der Abtrag mit mehreren Pulsen auf eine Stelle statt, wobei der Bohrtiefenfortschritt mit steigender Anzahl an Pulsen sank und somit die erreichbare Bohrtiefe begrenzt war. In [84] wurde von einer reduzierten Nutttiefenzunahme nach vielen Überfahrten bei der Bearbei-

tung von CFK mit ultrakurzen Pulsen berichtet. Es wurde auch gezeigt, dass durch die Zuführung von Sauerstoff in die Prozesszone bei der Bearbeitung tiefer Nuten die Abtragsrate gesteigert werden konnte. Desweiteren wurde eine Abhängigkeit der Abtragsrate von der Faserorientierung aufgezeigt, die hier nicht beobachtet wurde. Die begrenzte erreichbare Tiefe der Nuten und Bohrungen wurde in der genannten Literatur neben Plasmabildung oder Abschirmung durch Partikel vorrangig auf das Unterschreiten der Abtragsschwelle bei großer Nuttiefe zurückgeführt. Als Abtragsschwelle wurde teilweise eine Schwellfluenz und teilweise eine Schwellintensität angegeben. Im Folgenden wird als Abtragsschwelle eine Schwellintensität bezeichnet. Da die Abtragsschwelle kein Schwerpunkt dieser Arbeit ist, wird nachfolgend von den für das Verständnis der diskutierten Experimente nötigen Zusammenhängen in vereinfachter Form berichtet. Ausführlich wurde die Abtragsschwelle beispielsweise in [15] und [95] diskutiert.



**Bild 28:** Schematische Darstellung des Taperwinkels  $\beta$  bzw. des Einfallswinkels  $90^\circ - \beta$  im Querschnitt einer Nut.

Bild 28 zeigt schematisch einen Nutquerschnitt und den sogenannten Taperwinkel  $\beta$  bzw. den Einfallswinkel  $90^\circ - \beta$  in Bezug zur geneigten Nutwand. Der Strahl propagiert in  $z$ -Richtung und wird in  $y$ -Richtung bewegt. Mit zunehmender Nuttiefe wird der Taperwinkel kleiner und die Auftrefffläche des Strahls in der Nut wächst. Auf die geneigte Fläche trifft somit der Intensitätswert  $I \cdot \cos(90^\circ - \beta)$ . Der Prozess stoppt schließlich, sobald die Abtragsschwelle erreicht ist und die lokale Intensität auf der Nutoberfläche gerade noch für die Erwärmung des Materials auf Sublimationstemperatur ausreicht, jedoch nicht für den Sublimationsprozess.

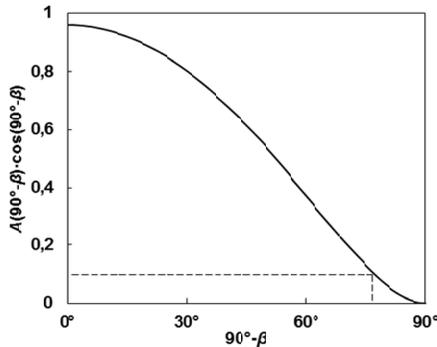
Da für das Über- bzw. Unterschreiten der Abtragsschwelle jedoch nicht die eingestrahlte, sondern die in der Nut absorbierte Intensität relevant ist, wird zunächst das Verhältnis von absorbierter zu eingestrahelter Intensität unter Berücksichtigung der Fresnelabsorption [96] diskutiert. Aus Gründen der Vereinfachung und aufgrund der

Verfügbarkeit der optischen Materialeigenschaften kann die Absorption in reinem Graphit herangezogen werden [35]. Wie bereits in Abschnitt 2.1 beschrieben, ist die optische Eindringtiefe in Graphit deutlich kleiner als der Durchmesser einer Carbonfaser, weshalb die Transmission vernachlässigt werden kann. Aufgrund des schichtweisen Aufbaus von reinem Graphit und dessen doppelbrechenden Eigenschaften sind die Werte des komplexen Brechungsindex abhängig von der Orientierung des einfallenden Lichts in Bezug zur optischen Achse des Materials. Des Weiteren ist die absorbierte Intensität von der Orientierung des elektrischen Feldes in Bezug zur Auftrefffläche abhängig. Exemplarisch wird nachfolgend der Fall mit linear polarisiertem Laserstrahl (elektrischer Feldstärkevektor senkrecht zur Einfallsebene) und einem konstanten Wert des außerordentlichen komplexen Brechungsindex bei  $\lambda \approx 10 \mu\text{m}$  aus [35] diskutiert. Für die im Folgenden durchgeführte qualitative Betrachtung ist dieser exemplarische Fall hinreichend. Es sei jedoch ausdrücklich darauf hingewiesen, dass für eine quantitative Untersuchung auch der sich bei  $\lambda \approx 10 \mu\text{m}$  deutlich unterscheidende ordentliche komplexe Brechungsindex [35] und der parallel zur Einfallsebene polarisierte Anteil des Laserstrahls zu berücksichtigen wären.

Bild 29 zeigt das nach dem in [15] beschriebenen Vorgehen ermittelte Verhältnis der nach Fresnel absorbierten zur eingestrahnten Intensität beim Auftreffen eines Strahls auf eine geneigte Fläche als Funktion des Einfallswinkels  $90^\circ - \beta$ . Die absorbierte Intensität sinkt kontinuierlich bis auf null bei einem Einfallswinkel von  $90^\circ$  (Taperwinkel  $\beta = 0$ ). Bei einer durch die Prozessparameter und dem Material vorgegebenen Abtragschwelle kann der Einfallswinkel nicht beliebig groß bzw.  $\beta$  nicht beliebig klein werden. Die gestrichelten Linien zeigen exemplarisch eine beliebig angenommene Abtragschwelle und den daraus resultierenden maximalen Einfallswinkel nach vielen Überfahrten.

Die Nut kann demnach nicht beliebig tief und der Taperwinkel nicht beliebig klein werden ( $\beta > 0^\circ$ ), vielmehr nähern sich die Nuttiefe und der Taperwinkel entsprechenden Grenzwerten.

Nach [95] sinkt die für einen Abtrag nötige Intensität bei längeren Wechselwirkungs-dauern und somit beim Einsatz von cw-Lasern bei geringeren Vorschubgeschwindigkeiten. Folglich können mit geringer Vorschubgeschwindigkeit tiefere Nuten erzeugt werden. Dieser Zusammenhang konnte durch die zuvor vorgestellten Ergebnisse (siehe Bild 27) bestätigt werden.



**Bild 29:** Verhältnis der absorbierten zur eingestrahlten Intensität beim Auftreffen eines Strahls auf eine geneigte Fläche als Funktion des Einfallswinkels.

Um dicke Materialien trennen zu können bzw. tiefe Nuten mit cw-Lasern realisieren zu können, sind hohe lokale Intensitäten in der Nut bei langer Wechselwirkungsdauer und somit geringem Vorschub nötig. Wie in Abschnitt 3.4.1 diskutiert wurde, entstehen jedoch mit zunehmender Wechselwirkungsdauer größere Schädigungszonen, weshalb der Einsatz hoher Intensitäten in der Nut vorteilhafter zu sein scheint.

### 3.4.3 Verbreiteter Schnittpalt

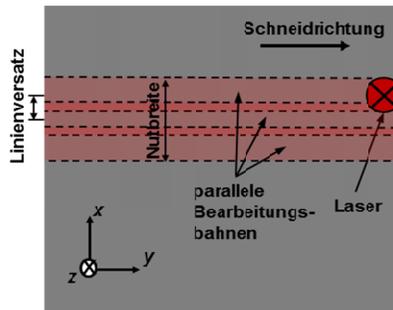
In diesem Abschnitt werden alternative Bearbeitungsstrategien beschrieben, welche die Nut verbreitern und dadurch bei gegebenem minimalem Taperwinkel eine Bearbeitung tieferer Nuten bzw. dickerer Materialien als zuvor gezeigt ermöglichen. Hierfür werden insbesondere unterschiedliche Strategien zur Verbreiterung des Schnittpalts diskutiert.

#### 3.4.3.1 Verbreiteter Schnittpalt durch mehrere parallele Bearbeitungsbahnen

Eine Verbreiterung des Schnittpalts durch Verwendung eines breiteren Strahls erscheint hier nicht zielführend, da die einfallende und somit auch die absorbierte Intensität bei Vergrößerung des Strahlquerschnittes sinkt. Folglich wurden Strategien untersucht, die die Nut bei konstanter Strahlgeometrie verbreitern. Beispielsweise entsteht ein breiterer Schnittpalts, wenn der Strahl auf mehreren parallel versetzten Bahnen bewegt wird. Insbesondere beim Ablationsschneiden mit kurz- und ultrakurzgepulsten Lasern ist dies eine gängige Vorgehensweise. Beispielsweise wurde in [97] gezeigt, dass die nötige Anzahl an Überfahrten beim Laserschneiden von Silizium nahezu hal-

biert werden kann, indem zwei parallel versetzte Bearbeitungsbahnen verwendet werden. In [41-43, 45, 48, 77] wurden mit mehreren parallel versetzten Bahnen Nietlöcher in CFK geschnitten bzw. gebohrt. In [79] wurden Schnitte mit mehreren parallelen Bahnen durchgeführt.

Bild 30 zeigt eine schematische Darstellung einer Strategie mit drei parallel versetzten Bearbeitungsbahnen zur Verbreiterung der Nut. Der Kreis symbolisiert den Laserstrahl, der in  $z$ -Richtung propagiert und in  $y$ -Richtung bewegt wird. Als Versatz wird der Abstand der einzelnen Bearbeitungsbahnen in  $x$ -Richtung bezeichnet. Die eingezeichnete Nutbreite ist folglich neben dem Strahl- bzw. Abtragsdurchmesser vom Versatz und der Anzahl an Bearbeitungsbahnen abhängig.



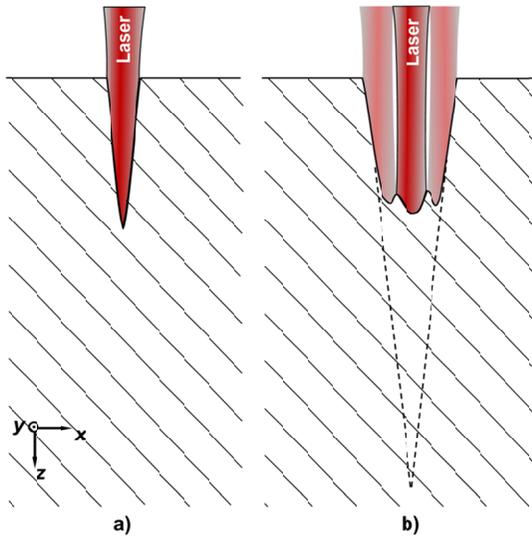
**Bild 30:** Schematische Darstellung der Bearbeitung einer Nut mit drei parallel versetzten Bearbeitungsbahnen.

Für eine Bearbeitung wird der Laserstrahl abwechselnd auf den drei Bahnen bewegt, bis das Material durchtrennt ist. Bild 31a) zeigt schematisch eine nicht verbreiterte Nut im Querschnitt. In Bild 31b) ist eine durch mehrere Bearbeitungsbahnen verbreiterte Nut dargestellt. Exemplarisch ist der Laserstrahl in drei Positionen dargestellt, was eine sequenzielle Bearbeitung auf drei Bearbeitungsbahnen symbolisiert. In beiden Fällen ist der durch die absorbierte Intensität und die Abtragsschwelle bestimmte Grenzwert für die Neigung der Nutflanken (Taperwinkel, siehe Abschnitt 3.4.2.2) derselbe, was bedeutet, dass durch eine Verbreiterung der Nut tiefer abgetragen werden kann.

Die Anzahl an benötigten Überfahrten  $n$  bei der Bearbeitung mit mehreren parallelen Bearbeitungsbahnen gibt im Folgenden die gesamte Anzahl an Überfahrten an. Beispielsweise ist  $n = 15$ , wenn auf jeder von drei parallelen Bahnen fünf Überfahrten erfolgen. Die effektive Schneidgeschwindigkeit  $v_{\text{eff}}$  beträgt damit

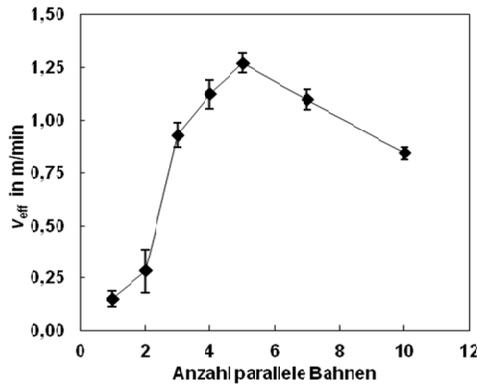
$$v_{\text{eff}} = \frac{v}{n}, \quad (3.15)$$

wobei  $v$  der Vorschub ist, mit dem der Strahl über die Probe geführt wird. Bild 32 a) zeigt den effektiven Vorschub als Funktion der Anzahl an parallelen Bahnen. Zwischen den Bahnen wurde ein konstanter Versatz von  $100 \mu\text{m}$  gewählt. Folglich entstand eine breitere Nut bei größerer Anzahl an Bahnen. Die Versuche wurden mit einer mittleren Leistung von  $1000 \text{ W}$  bei einem Vorschub von  $80 \text{ m/min}$  durchgeführt. Nach jeder Überfahrt wurde eine konstante Pause von einer Sekunde eingehalten. Der Fokusbereich betrug ca.  $170 \mu\text{m}$  bei einer Rayleighlänge von ca.  $1,5 \text{ mm}$ .



**Bild 31:** Schematische Darstellungen von Nutquerschnitten. a) Nut ohne verbreiterten Schnittspalt, b) verbreiterte Nut durch Verwendung mehrerer parallel versetzter Bearbeitungsbahnen.

Mit nur einer Bahn waren insgesamt mehr als 400 Überfahrten nötig, um das Material zu trennen. Die maximale effektive Schneidgeschwindigkeit zur Durchtrennung des  $2 \text{ mm}$  dicken CFK-Materials wurde mit fünf parallelen Bahnen erreicht und lag bei  $1,25 \text{ m/min}$  ( $n = 64$ ). Mit mehr als fünf parallelen Bahnen sank die effektive Schneidgeschwindigkeit. Hier wurde der Prozess vermutlich aufgrund des großen abzutragenden Volumens langsamer.



**Bild 32:** Effektive Schneidgeschwindigkeit bei unterschiedlicher Anzahl an parallelen Bahnen für die vollständige Trennung eines 2 mm dicken Materials.

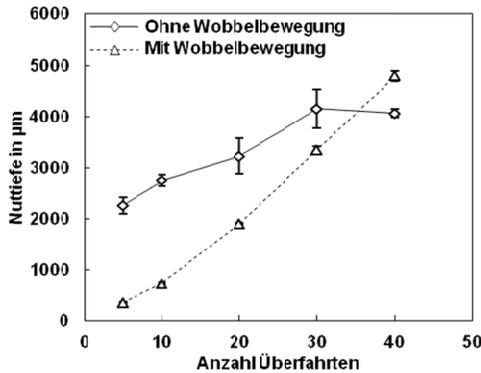
### 3.4.3.2 „Wobbeln“ einer Sinusbahn

Die Verbreiterung des Schnittspalts kann auch durch eine sog. Wobbelbewegung realisiert werden. Hierbei wird der Bewegung in  $y$ -Richtung eine Sinusbewegung in  $x$ -Richtung (quer zum Vorschub) überlagert. Die Ergebnisse und Bilder der Abschnitte 3.4.3.2 und 3.4.3.3 wurden teilweise in der von mir betreuten Masterarbeit [98] erarbeitet.

Für die in diesem Abschnitt vorgestellten Untersuchungen wurde ein cw-CO<sub>2</sub>-Laserstrahl mit einem Fokussdurchmesser von ca. 180  $\mu\text{m}$  bei einer Rayleighlänge von 2 mm eingesetzt. Er weist ein gaußähnliches Intensitätsprofil auf. Die Laserleistung betrug 1 kW, der Vorschub in  $y$ -Richtung 10 m/min, die Wobelfrequenz 300 Hz und die Pausen zwischen den Überfahrten 5 s. Die Fokusebene befand sich in der Probe (3 mm unterhalb der Oberfläche). Für die Versuche wurde ein 5 mm dickes Material mit einer Epoxidharzmatrix und quasiisotropem Lagenaufbau verwendet. Als Scanbreite wird die doppelte Amplitude der Wobbelbewegung in  $x$ -Richtung bezeichnet (bezogen auf die Strahlachse). Die Scanbreite beschreibt somit ungefähr die zusätzliche Breite der Nut durch die Wobbelbewegung.

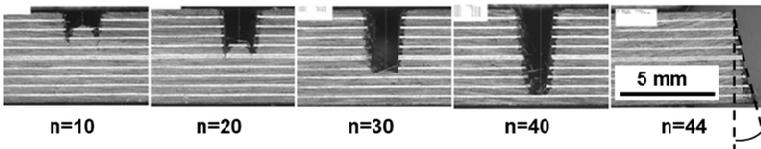
In Bild 33 ist die Nuttiefe nach unterschiedlich vielen Überfahrten dargestellt. Die durchgezogene Linie zeigt die Nuttiefe ohne Wobbelbewegung (Scanbreite: 0), die gestrichelte Linie mit Wobbelbewegung. Exemplarisch ist hier eine Scanbreite von 1,8 mm dargestellt. Ohne überlagerte Wobbelbewegung nimmt die Nuttiefe bis zu einer Tiefe von ca. 4 mm nach 30 Überfahrten zu. Anschließend ist die Nuttiefe im

Rahmen der Messungenaugigkeit konstant. Mit Wobbelbewegung ist die Nut während der ersten 35 Überfahrten weniger tief als ohne Wobbeln. Nach mehr als 35 Überfahrten entsteht allerdings eine tiefere Nut als ohne wobbeln. Dies bestätigt, dass sich die Wobbelbewegung eine Alternative zur Bearbeitung mit mehreren parallelen Bahnen darstellt.



**Bild 33:** Nuttiefe nach unterschiedlicher Anzahl an Überfahrten mit und ohne überlagerte Wobbelbewegung 1,8 mm.

In Bild 34 sind die zu den Versuchen mit einer Scanbreite von 1,8 mm zugehörigen Querschliffe dargestellt. Nach 5 bis 30 Überfahrten entsteht jeweils eine w-förmige Nut mit zwei Spitzen. Zwischen den Spitzen trifft der Strahl unter kleinem Einfallswinkel  $90^\circ - \beta$  auf, wodurch nach Bild 29 in diesem Bereich die lokale absorbierte Intensität höher ist und dadurch bei den weiteren Überfahrten verstärkt material ablatiert wird. Die beiden Spitzen vereinen sich nach ca. 40 Überfahrten zu einer Spitze und es ergibt sich wieder eine v-förmige Nut. Nach 44 Überfahrten ist das Material vollständig getrennt und es ergibt sich ein Taperwinkel  $\beta$  von  $14^\circ$ . Um die Entstehung der w- und v-förmigen Nut besser zu verstehen, wird im Folgenden die auf das Werkstück treffende Energiedichte verteilt berechnet.



**Bild 34:** Querschliffe von Nuten nach unterschiedlicher Anzahl an Überfahrten. Bei der Bearbeitung wurde eine Wobbelbewegung mit einer Scanbreite von 1,8 mm überlagert.

Im rechten Bild ist das Material vollständig getrennt und der Taperwinkel  $\beta$  angedeutet.

Vereinfachend wurde lediglich, die Energiedichteverteilung in der Fokusebene berechnet, die sich in den Versuchen 3 mm unterhalb der ursprünglichen Probenoberfläche befand. Für die Berechnung wurde der Prozess in kleine Zeitintervalle  $\Delta t$  unterteilt. Während  $\Delta t$  ergibt sich die entsprechende Fluenz- bzw. Energiedichteverteilung in der Fokusebene nach  $H(x,y) = I(x,y) \cdot \Delta t$ , wobei  $I(x,y)$  die Intensitätsverteilung des Strahls in der Fokusebene ist. Bei Annahme eines gaußförmigen Strahlprofils ergibt sich die Energieverteilung zum Zeitpunkt  $t$  durch

$$H_t(x_1, y_1) = H_0 \cdot e^{-\frac{2[(x_1 - x_0(t))^2 + (y_1 - y_0(t))^2]}{\left(\frac{d_f}{2}\right)^2}}, \quad (3.16)$$

wobei  $x_1$  der Abstand zur Strahlachse in  $x$ -Richtung,  $y_1$  der Abstand zur Strahlachse in  $y$ -Richtung,  $x_0(t)$  die Position der Strahlachse in  $x$ -Richtung zum Zeitpunkt  $t$ ,  $y_0(t)$  die Position der Strahlachse in  $y$ -Richtung zum Zeitpunkt  $t$  und  $d_f$  der Strahldurchmesser in der Fokusebene ist. Die maximale Fluenz auf der Strahlachse  $H_0$  ist für einen Gaußstrahl gegeben durch:

$$H_0 = \frac{2 \cdot P \cdot \Delta t}{\pi \cdot \left(\frac{d_f}{2}\right)^2}. \quad (3.17)$$

Für die numerische Berechnung wird nun nach jedem Zeitintervall  $\Delta t$  ein Gaußprofil nach Gleichung (3.16) aufsummiert. Hierbei werden die Gaußprofile auf einer Bahn entsprechend der gewählten Wobbelbewegung verschoben. Beim sinusförmigen (eindimensionalen) Wobbeln sei in  $y$ -Richtung eine konstante Geschwindigkeit  $v_y$  angenommen. Die  $y$ -Position der Strahlachse zum Zeitpunkt  $y(t)$  ist somit durch

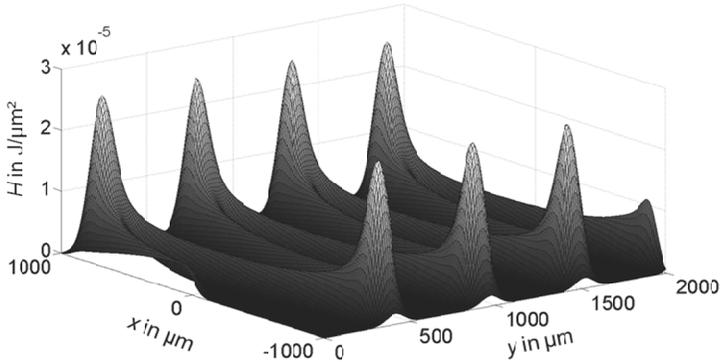
$$y(t) = v_y \cdot t \quad (3.18)$$

gegeben. In  $x$ -Richtung wird eine sinusförmige Bewegung mit der Frequenz  $f_{\text{wobbel}}$  überlagert

$$x(t) = \frac{b_{\text{scan}}}{2} \cdot \sin(2\pi \cdot f_{\text{wobbel}} \cdot t), \quad (3.19)$$

wobei die maximale Auslenkung des Strahls in  $x$ -Richtung der halben Scanbreite  $b_{\text{scan}}$  entspricht. Das gesamte in Bild 35 dargestellte Zeitfenster der Berechnung betrug

10 ms. Für die numerische Berechnung wurde der Prozess in 1000 Zeitintervalle mit einer Dauer von jeweils  $\Delta t = 0,01$  ms unterteilt.



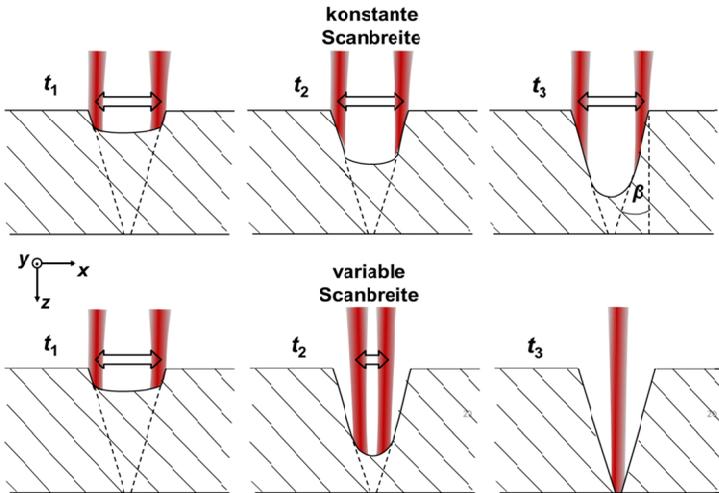
**Bild 35:** Berechnete Energiedichteverteilung bei Wobbelbewegungen mit einer Wobbelfrequenz von 300 Hz.

Durch die geringe Geschwindigkeit der Sinusbewegung an den äußeren Umkehrpunkten ist an diesen Stellen die eingebrachte Energiedichte höher als in der Mitte der Wobbelbahn. Diese erhöhte Energiedichte an den Umkehrpunkten führt zu einem verstärkten Materialabtrag an diesen Stellen und somit zur Ausbildung der w-förmigen Nut (siehe untere Bildreihe in Bild 34 nach 5 bis 30 Überfahrten). Was mit dem Material zwischen den Bahnen geschieht, wird im folgenden Abschnitt betrachtet.

Die Vereinigung der Spitzen der w-förmigen Nut nach ca. 40 Überfahrten lässt sich nicht direkt durch die Energieverteilung begründen. Nach Bild 29 in Abschnitt 3.4.2.2 entsteht stets ein Taperwinkel  $\beta > 0$ . Dadurch vereinen sich die Spitzen zwangsläufig ab einer gewissen Nuttiefe (in Bild 34 bei einer Nuttiefe von ca. 4 mm nach ca. 40 Überfahrten). Entsprechend entsteht auch bei der Bearbeitung mit mehreren parallelen Bahnen eine v-förmige Nut nach vielen Überfahrten.

Im Folgenden wird auf Basis der bisher gewonnenen Erkenntnisse eine Prozessstrategie zur Steigerung der Produktivität vorgestellt. Bei dieser Methode gelangt ein möglichst großer Anteil der einfallenden Laserenergie in den Nutgrund, wo der Materialabtrag vorrangig stattfindet. In Bild 36 ist oben schematisch ein Querschnitt einer Nut bei der Bearbeitung mit konstanter Scanbreite zu den Zeitpunkten  $t_1$  bis  $t_3$  dargestellt. Der Laserstrahl propagiert in  $z$ -Richtung. Dem Vorschub in  $y$ -Richtung ist eine Wobbelbewegung in  $x$ -Richtung überlagert. Der Laserstrahl ist jeweils in den beiden Umkehr-

punkten der Wobbelbewegung dargestellt (bei maximaler Auslenkung). Unten in Bild 36 ist ein schematischer Nutquerschnitt bei angepasster Scanbreite dargestellt. Der Strahl wird mit zunehmender Nuttiefe weniger stark ausgelenkt, wodurch er vorrangig im Nutgrund auftrifft. Die Doppelpfeile symbolisieren die jeweilige Scanbreite.

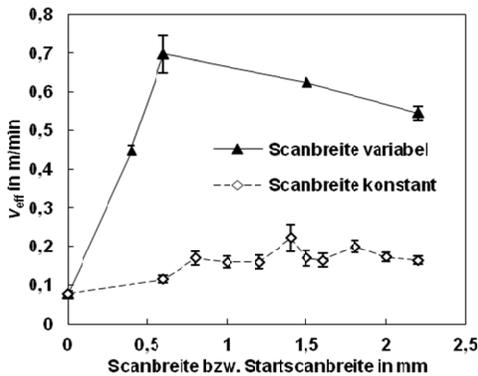


**Bild 36:** Schematische Darstellungen des Nutquerschnitts. Der Laserstrahl ist an den beiden Umkehrpunkten bei maximaler Auslenkung der Wobbelbewegung zu den Zeitpunkten  $t_1$  bis  $t_3$  dargestellt. In den oberen Bildern ist die Scanbreite zu allen Zeitpunkten identisch. In den unteren Bildern wird die Scanbreite während der Bearbeitung stufenweise verkleinert.

Nach vielen Überfahrten nähert sich im oberen Bereich der Nut die lokale Intensität der Abtragsschwelle. Somit nähert sich der Taperwinkel in diesem Bereich dem für diese Parameter minimal möglichen Taperwinkel  $\beta$ . Während der oben in Bild 36 zum Zeitpunkt  $t_3$  dargestellten maximalen Auslenkung ist folglich mit einem ineffizienten Prozess zu rechnen, da an dieser Stelle die Intensität nicht für einen Materialabtrag ausreicht. Bei Verkleinerung der Scanbreite mit zunehmender Nuttiefe trifft der Strahl in dem Bereich in der Nut auf, in dem Materialabtrag vorrangig stattfindet, da der Einfallswinkel  $90^\circ - \beta$  klein und nach Bild 29 die lokal absorbierte Intensität groß ist. Demnach ist durch diese Strategie eine Steigerung der Prozesseffizienz zu erwarten.

Vereinfacht wurden für die Durchführung der im Folgenden vorgestellten Experimente eine lineare Nuttiefezunahme und die Ausbildung einer v-förmigen Nut angenommen. Demnach wurde die Scanbreite für eine effektive Energieeinkopplung in den

Nutgrund nach jeder Überfahrt linear verkleinert. Die Schrittweite zur Verkleinerung des Scanbreite wurde so gewählt, dass die Scanbreite bei der letzten Überfahrt 0 mm betrug. Da die Anzahl der nötigen Überfahrten vor dem Versuch nicht bekannt war, wurde der Schnitt mehrmals durchgeführt und die Schrittweite iterativ geändert, bis sich schließlich eine lineare Verkleinerung auf eine Scanbreite von 0 mm ergab.



**Bild 37:** Anzahl an nötigen Überfahrten zur vollständigen Trennung eines 5 mm dicken Materials mit konstanter (Rauten) und variabler Scanbreite (Dreiecke). Bei variabler Scanbreite wird die Startscanbreite mit zunehmender Nuttiefe verkleinert.

In Bild 37 zeigen die ausgefüllten Dreiecke die effektiven Schneidgeschwindigkeiten für die Bearbeitung des 5 mm dicken CFK Materials bei unterschiedlichen Startscanbreiten. Die Rauten zeigen die effektive Schneidgeschwindigkeit bei konstanter Scanbreite während eines Schnittes, die Fehlerbalken zeigen für jeden Parameter die zugehörige Standardabweichung.

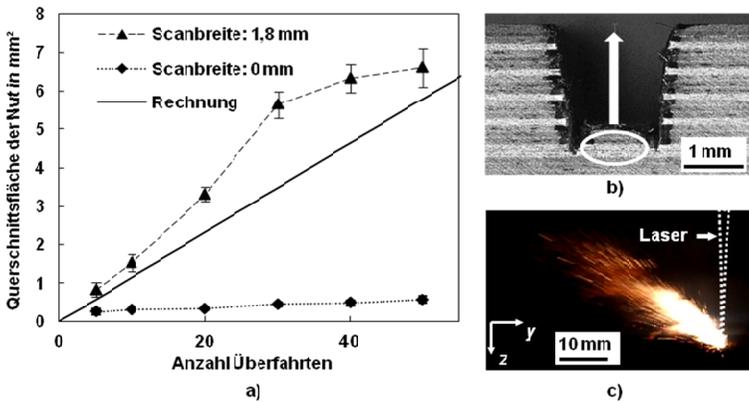
Bei einer (Start-) Scanbreite von 0 mm war die effektive Schneidgeschwindigkeit von 0,08 m/min bei beiden Kurven identisch, da jeweils keine Wobbelbewegung überlagert wurde. Mit einer konstanten Scanbreite von 0,8 mm wurde bereits ungefähr die doppelte effektive Schneidgeschwindigkeit erreicht. Durch eine weitere Erhöhung der Scanbreite bis 2,2 mm änderte sich die effektive Schneidgeschwindigkeit lediglich im Bereich der Streuung. Bei einer linearen Verkleinerung der Scanbreite (variable Scanbreite) wurde die maximale effektive Schneidgeschwindigkeit von 0,7 m/min bei einer Startscanbreite von 0,6 mm erreicht. Gegenüber einer Bearbeitung ohne Wobbelbewegung (Scanbreite 0) konnte das Material somit um Faktor 9 und gegenüber einer Bearbeitung mit konstanter Scanbreite um Faktor 4 schneller getrennt werden.

### 3.4.3.3 Produktivitätssteigerung durch ausgeschleuderte Feststoffe

Unter der Annahme einer vollständigen Sublimation des Materials im Schnittspalt ohne Verluste (Produktivitätsfaktor  $\eta = 1$ ) ergibt sich die Nutquerschnittsfläche

$$A_{\text{Nut}} = \frac{P \cdot n}{v \cdot E_{\text{h,s}}} \quad (3.20)$$

aus dem Vorschub  $v$ , der Laserleistung  $P$ , der Anzahl an Überfahrten  $n$  und der spezifischen Energie zur Erwärmung und Sublimation des Verbundmaterials  $E_{\text{h,s}}$  nach Gleichung (1.1). Die durchgezogene Linie in Bild 38a) zeigt die berechnete Querschnittsfläche als Funktion der Anzahl an Überfahrten bei einer Laserleistung von 1 kW und einem Vorschub von 10 m/min. Zusätzlich sind gemessene Nutquerschnittsflächen der Nuten aus Bild 34 dargestellt.



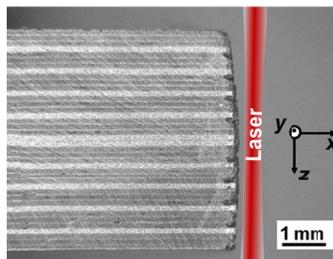
**Bild 38:** a) Querschnittsfläche der in Bild 34 dargestellten Nuten nach unterschiedlicher Anzahl an Überfahrten, b) Querschliff einer w-förmigen Nut. c) Aufnahme der Prozessfackel während der Bearbeitung mit einer Scanbreite von 1,8 mm. Die gepunktete Linie symbolisiert den Laserstrahl.

Ohne Wobbelbewegung (Rauten; Scanbreite: 0 mm) lag die gemessene Nutquerschnittsfläche unter der mit  $\eta = 1$  berechneten. Nach 5 Überfahrten betrug die gemessene Nuttiefe ungefähr 50% der berechneten, nach 50 Überfahrten ca. 10%. Mit einer Scanbreite von 1,8 mm lag die gemessene Nutquerschnittsfläche bis zu 60% über der berechneten ( $\eta = 1,6$ ). Demnach wurde bis zu 60% mehr Material abgetragen als Material mit der zur Verfügung stehenden Energie erwärmt und sublimiert werden kann. Es ist also davon auszugehen, dass mit überlagerter Wobbelbewegung ein nicht ver-

nachlässigbarer Anteil des Materials in festem Aggregatzustand ausgeschleudert wurde. Durch eine zusätzliche Berücksichtigung der Wärmeleitungsverluste bei der Berechnung der Nutquerschnittsfläche würde sich die Kurve hin zu kleineren Nutquerschnittsflächen verschieben. Folglich ist davon auszugehen, dass in den Experimenten teilweise mehr als 60% zusätzlicher Materialabtrag durch ausgeschleuderte Feststoffe erfolgte. Das ausgeschleuderte Material befand sich vermutlich in den Zwischenräumen der Sinusbahn, in denen nach Bild 35 lediglich geringe Leistungsdichten auf das Werkstück trafen. Desweiteren wurde vermutlich das Material in der Mitte der w-förmigen Nut teilweise ausgeschleudert. Dieser Bereich ist im Querschliff in Bild 38b) durch die weiße Ellipse gekennzeichnet.

Bild 38c) zeigt eine Aufnahme der Prozessfackel während einer Bearbeitung mit überlagerter Wobbelbewegung. In der Aufnahme sind deutlich mehr Funken erkennbar als beispielsweise in den Prozessfackeln in Bild 19 bei der Bearbeitung mit einer Überfahrt. Diese Funken deuten ebenfalls darauf hin, dass nicht sublimiertes Material aus der Prozesszone geschleudert wurde.

In der von mir betreuten Arbeit [98] wurde zusätzlich zur sinusförmigen Wobbelbewegung die Überlagerung einer kreis- und achtförmigen Wobbelbewegung für eine Beeinflussung der Produktivität untersucht. Des Weiteren konnte, wie zuvor gezeigt, auch beim Wobbeln durch eine Erhöhung der mittleren Leistung und des Vorschubs weiter die Prozessgeschwindigkeit gesteigert und die Breite der MSZ verkleinert werden. Bild 39 zeigt einen Querschliff einer mit überlagerter Wobbelbewegung geschnittenen Probe. Der schematisch dargestellte Laserstrahl propagierte in  $z$ -Richtung, der Schnitt erfolgte in  $y$ -Richtung und die Wobbelbewegung wurde in  $x$ -Richtung überlagert. Für den Schnitt wurden eine Laserleistung von 3 kW, ein Vorschub von 25 m/min und eine Wobbelfrequenz von 1500 Hz eingesetzt. Die Scanbreite wurde linear von 0,8 mm bei der ersten auf 0 mm bei der letzten Überfahrt verkleinert.



**Bild 39:** Querschliff einer 5 mm dicken Probe, die mit überlagerter Wobbelbewegung geschnitten wurde. Die effektive Schneidgeschwindigkeit betrug 2,5 m/min. Der

schematisch dargestellte Laserstrahl propagierte in  $z$ -Richtung, der Schnitt erfolgte in  $y$ -Richtung und in  $x$ -Richtung wurde eine Wobbelbewegung überlagert.

Die maximale im Querschliff gemessene Breite der MSZ betrug ca. 0,3 mm. Effektiv wurde eine Schneidgeschwindigkeit von 2,5 m/min für das Schneiden des 5 mm dicken Materials erreicht.

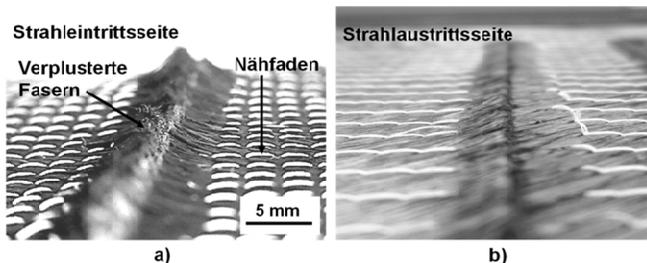
Es bleibt festzuhalten, dass bei der Bearbeitung mit parallelen Bearbeitungsbahnen ähnliche Ergebnisse durch die Nutverbreiterung zu erwarten sind und ebenfalls ein Ausschleudern des Materials zwischen den Bahnen möglich ist. Beispielsweise wurde in [42, 75, 77, 99] und in den von mir mitbetreuten Arbeiten [100, 101] ausgeschleudertes Material beim Schneiden, Bohren und Abtragen von CFK beobachtet.

## 4 Wirkung der Ablationsprodukte

Im vorherigen Kapitel wurde gezeigt, dass der Impuls der Ablationsprodukte genutzt werden kann, um Material aus der Prozesszone auszuschleudern ohne es zu sublimieren. Weiter wurde in Abschnitt 3.2.5 die Vermutung formuliert, dass die heißen Ablationsprodukte den Prozessdurchmesser vergrößern und auf diese Weise zur Ausbildung einer größeren MSZ führen. Im Folgenden werden zwei weitere Mechanismen betrachtet, die durch die Ablationsprodukte verursacht werden. Einerseits erzeugen die Ablationsprodukte eine Prozessfackel, die bei der Bearbeitung von 3D-Konturen auf das Bauteil treffen und dessen Oberfläche beschädigen kann, andererseits hat die Strömung der Ablationsprodukte aus dem Schnittspalt insbesondere bei der Bearbeitung von Faserhalbzeugen einen mechanischen Einfluss auf das Material und erzeugt eine „Verplusterung“ der Fasern. Aufgrund dieser teils gravierenden Einflüsse der Ablationsprodukte auf den Prozess werden Untersuchungen vorgestellt, welche die Geschwindigkeit und die Strömungsrichtung der Ablationsprodukte näher beschreiben. Die Inhalte der Abschnitte 4.1, 4.2 und 4.4 wurden teilweise bereits in [13] veröffentlicht.

### 4.1 „Verplusterung“ beim Schneiden von CF

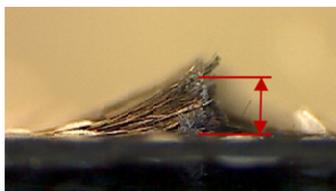
Bild 40a) zeigt die Strahleintrittsseite einer Probe mit stark verplusterten Fasern entlang einer Schnittkante. Teil b) zeigt die Strahlaustrittsseite der Probe. Die Polymerfäden, welche die Fasern zusammenhalten, erscheinen im Bild als weiße Streifen. Im Gegensatz zu ausgehärtetem CFK werden die Fasern bei CF nicht von der Matrix in Position gehalten. Die Fasern werden an der Schnittkante durcheinandergeworfen und bilden insbesondere auf der Strahleintrittsseite eine verplusterte Schnittkante. Vermutlich ist der Effekt auf die mit hoher Geschwindigkeit aus der Schnittkante strömenden Ablationsprodukte zurückzuführen. Sie wechselwirken beim Verlassen des Schnittspalts mit den Fasern und werfen diese durcheinander.



**Bild 40:** Verplusterte Schnittkante mit ungeordneten Fasern an der Schinttkante nach der schnellen Laserbearbeitung von Faserhalbzeugen, a) Strahleintrittsseite, b) Strahlaustrittsseite.

### 4.1.1 Messung der Verplusterung

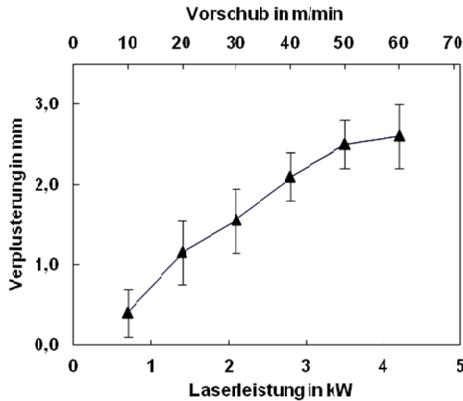
Zur Bewertung der Verplusterung wurde der Abstand zwischen den stark abstehenden Fasern und der ursprünglichen Bauteiloberfläche gemessen. Bild 41 zeigt exemplarisch eine Messung der Verplusterung. Einzelne Fasern, die abstehen, werden für die Messung nicht berücksichtigt. Zur statistischen Absicherung wurde jeder Parameter in jeweils 5 Positionen an zwei Proben gemessen.



**Bild 41:** Exemplarische Vermessung der Verplusterung.

Für die Versuche wurde ein cw-CO<sub>2</sub>-Laser eingesetzt, dessen Strahl auf einen Fokusedurchmesser von 290  $\mu\text{m}$  bei einer Rayleighlänge von 3 mm fokussiert wurde. Die Fokusebene wurde stets auf der Probenoberfläche positioniert. Alle Schnitte wurden ohne Prozessgase in Umgebungsluft durchgeführt. Als Probenmaterial wurde ein einzelnes biaxiales Faserhalbzeug mit einer Materialstärke von 0,4 mm eingesetzt. Der Schnitt wurde in  $\pm 45^\circ$  Richtung bezüglich der Fasern in der Probe durchgeführt.

Bild 42 zeigt die Verplusterung als Funktion der Laserleistung und des Vorschubs. Die Laserleistung wurde linear mit dem Vorschub erhöht (konstante Streckenenergie).



**Bild 42:** Verplusterung bei unterschiedlichen Laserleistungen und Vorschüben. Die Laserleistung wurde linear mit dem Vorschub erhöht (konstante Streckenenergie).

Mit zunehmendem Vorschub und Laserleistung nimmt die Verplusterung zu. Bei einer Laserleistung von 4,2 kW und einer Bearbeitungsgeschwindigkeit von 60 m/min stehen die Fasern 2,6 mm von der Probenoberfläche ab. Um die Ursache für die zunehmende Verplusterung bei schneller Bearbeitung mit hoher Leistung zu verstehen, wird der Prozess im Folgenden detaillierter betrachtet.

### 4.1.2 Entstehung der Verplusterung

Bild 43a) zeigt schematisch einen Schnittspalt, während der Laserstrahl von links nach rechts bewegt wird. Der Pfeil symbolisiert die Strömungsrichtung der Ablationsprodukte senkrecht zur Oberfläche der Schneidfront. Bild 43b) zeigt eine Aufnahme der Prozesszone während der Bearbeitung. Der Blickwinkel entspricht der Darstellung in Teil a). Der Laserstrahl wird von links nach rechts bewegt. Aufgrund des hellen Prozessleuchtens wurde ein spektraler Filter für die Aufnahme eingesetzt, der eine Wellenlänge von 808 nm transmittiert. Zur Beleuchtung des im Bildausschnitt dargestellten Bereichs wurde ein zusätzlicher Laser mit einer Wellenlänge von 808 nm eingesetzt.

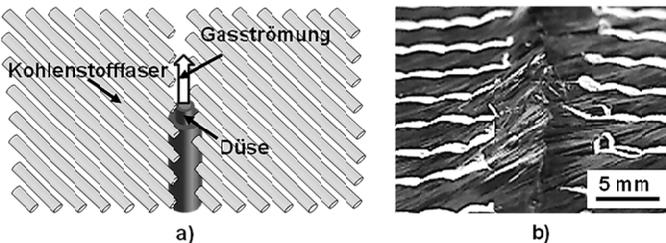


Die hakenähnliche Verformung ist bereits während der Bearbeitung in Bild 43b) erkennbar. Folglich findet die Verformung bereits während der Bearbeitung statt. Allerdings ist bisher nicht geklärt, warum sich die Fasern irreversibel verformen. Für gewöhnlich weisen die Fasern ein vergleichsweise sprödes Versagensverhalten [6] und keine schmelzflüssige Phase [102] auf. Eine mögliche Erklärung ist eine Strukturänderung der graphitähnlichen Schichten in den Fasern. Von einer Strukturänderung durch die hohen Temperaturen bei der Laserbearbeitung wurde beispielsweise in [103] und [104] berichtet. Für die Untersuchung wurden Raman-Spektren und REM-Aufnahmen vor und nach der Laserbearbeitung erstellt.

### 4.1.3 „Kalte“ Verplusterung ohne Laser

Die irreversible Verformung der Fasern zu Häkchen scheint ein Rückfedern der Fasern in ihre Ausgangsposition nach der Laserbearbeitung zu verhindern. Im Folgenden wird von Versuchen berichtet, die zeigen, ob die Häkchenbildung der einzige Grund ist, oder ob die verursachte Unordnung auch ohne Häkchen bestehen bleiben kann.

Hierfür wurden verplusterungsfreie Proben mit einem Messer geschnitten. Anschließend wurde eine mit Druckluft beaufschlagte Düse entlang des Schnittes bewegt. Der Abstand zwischen Düse und Probe sowie der Düsendurchmesser betragen 1 mm, der Druck 15 bar. Bild 45a) zeigt schematisch die Versuchsanordnung. Zur Veranschaulichung der Faserrichtung ( $\pm 45^\circ$  zur Schnittrichtung) sind symbolisch einzelne Fasern dargestellt. Bild 45b) zeigt eine durch Druckluft in kalten Zustand verplusterte Schnittkante.



**Bild 45:** a) Schematische Darstellung der Versuchsanordnung. Die mit Druckluft beaufschlagte Düse wird entlang des Schnittspalts bewegt. Zur Veranschaulichung sind einzelne Fasern dargestellt. b) Verplusterte Probe, nachdem die Düse entlang des Schnittspalts bewegt wurde.

Die Fasern stehen ca. 1,8 mm von der Oberfläche ab. Durch die entstehende Unordnung nehmen die Fasern mehr Raum ein und bilden eine verplusterte Kante. Im Gegensatz zur Verplusterung eines Laserschnitts lässt sich allerdings die „kalte“ Verplusterung entfernen, indem man beispielsweise mit dem Finger über die Kante streicht. Dies ist auf die Abwesenheit der irreversiblen Verformung (Häkchen) zurückzuführen, die ohne die Wärme des Laserprozesses nicht erfolgt. Folglich wird die Verplusterung vermutlich durch beides, die Häkchen und die Unordnung, erzeugt.

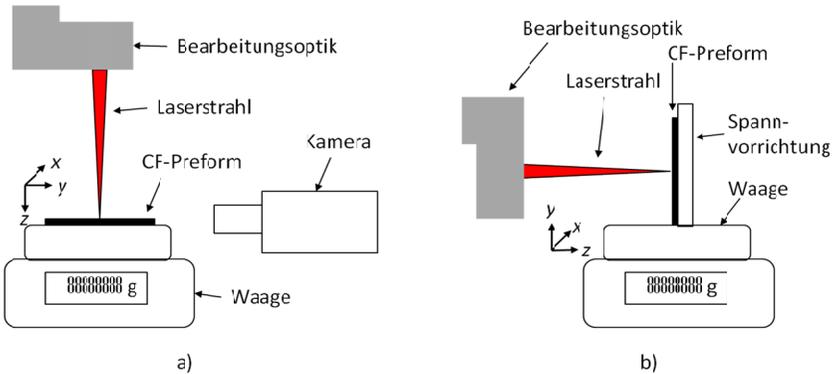
Es bleibt festzuhalten, dass der Gasdruck in der Düse nicht dem Druck der Ablationsprodukte entspricht. Die Gase weisen eine andere Dichte, Temperatur, Schallgeschwindigkeit etc. auf als die Ablationsprodukte. Desweiteren bläst die Düse auf das Material, während die Ablationsprodukte an der Schneidfront entstehen.

## **4.2 Messung der Abströmgeschwindigkeit**

Für die Entstehung der Verplusterung ist der Impuls und somit auch die Abströmgeschwindigkeit der Ablationsprodukte relevant, weshalb im Folgenden eine Methode zur Messung dieser Größen vorgestellt wird.

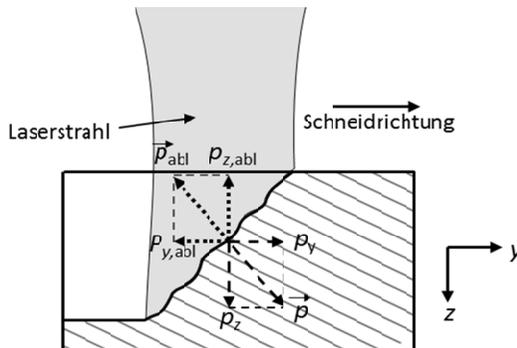
### **4.2.1 Methode**

Für die Messung wurde in eine CF-Preform-Probe auf einer Präzisionswaage positioniert, während eine Nut geschnitten wurde. In Bild 46a) und b) sind zwei Versuchsanordnungen beschrieben. Durch die zwei Anordnungen kann der Impuls sowohl orthogonal als auch parallel zur Probenoberfläche gemessen werden. Zusätzlich wird die Prozessfackel mit einer Kamera seitlich gefilmt.



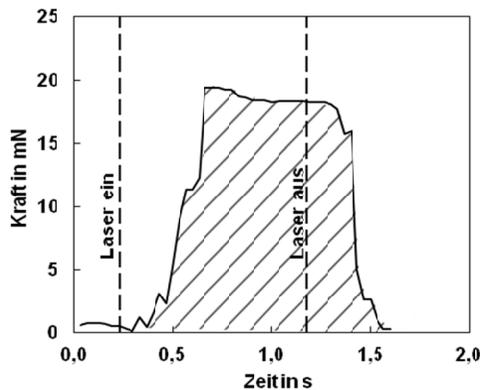
**Bild 46:** Aufbau für die Messung des Impulses der Ablationsprodukte. a) Impulsmessung orthogonal zur Probenoberfläche, b) Impulsmessung parallel zur Probenoberfläche.

In Bild 47 ist ein Querschnitt entlang des Schnittspalts dargestellt. Die hellgraue Fläche symbolisiert den Laserstrahl. Mit gepunkteten Pfeilen wird der Impuls der Ablationsprodukte dargestellt. Nach der Impulserhaltung wirkt derselbe Impuls in entgegengesetzter Richtung auf die Probe (gestrichelte Pfeile) und somit auch auf die Waage. Die Richtung des Impulses ist abhängig von der lokalen Steigung innerhalb der Schneidfront. Von der Waage werden die Komponenten des Impulses in  $y$ - bzw.  $z$ -Richtung über die komplette Wechselwirkungszone gemittelt.



**Bild 47:** Seitliche Schnittansicht der Nut und des Laserstrahls (hellgraue Fläche). Die Pfeile zeigen die Richtung des Impulses und dessen Komponenten in  $y$ - und  $z$ -Richtung. Auf die Ablationsprodukte (gepunktete Pfeile) wirkt der Impuls in entgegengesetzter Richtung als auf die Waage bzw. die Probe (gestrichelte Pfeile).

Bild 48 zeigt exemplarisch eine Messung der Kraft in  $z$ -Richtung. Während des Abtragsprozesses ist die gemessene Kraft näherungsweise konstant ( $\pm 1$  N). Allerdings sind ein verzögerter Anstieg und eine verzögerte Abnahme der Kraft festzustellen. Die Verzögerung ist vermutlich auf die Trägheit der Waage zurückzuführen, was bestätigt wurde, indem ein Stück Knetmasse auf die Waage fallengelassen wurde. Ungefähr 0,15 s nachdem die Knetmasse die Waage berührte, begann die Kraft zu steigen. Nach 0,35 s wurde die maximale Kraft gemessen.



**Bild 48:** Beispiel einer Kraftmessung zur Bestimmung des Impulses.

Mit der Waage wurde die Kraft  $F_z$  in  $z$ -Richtung bzw.  $F_y$  in  $y$ -Richtung gemessen. Diese Kraft ergibt sich aus der zeitlichen Änderung des Impulses  $p_z$  in  $z$ -Richtung

$$F_z = \frac{dp_z}{dt} \quad (4.1)$$

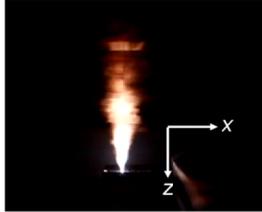
und in analoger Weise für  $p_y$  in  $y$ -Richtung. Der gesamte Impuls  $p_{z,\text{ges}}$  für den Schnitt während der Bearbeitungszeit  $t_{\text{Bearb}}$  ergibt sich nach

$$p_{z,\text{ges}} = \int_0^{t_{\text{Bearb}}} F_z dt. \quad (4.2)$$

und in analoger Weise für  $p_{y,\text{ges}}$ . Durch vektorielle Addition der gemessenen Impulse ergibt sich der Betrag des Gesamtimpulses  $|\vec{p}_{\text{ges}}|$  nach

$$|\vec{p}_{\text{ges}}| = \sqrt{p_{x,\text{ges}}^2 + p_{y,\text{ges}}^2 + p_{z,\text{ges}}^2}, \quad (4.3)$$

wobei die Komponenten in  $y$ - und  $z$ -Richtung gemessen wurden. In  $x$ -Richtung (quer zur Bearbeitungsrichtung) entstand eine symmetrische Fackel (siehe Bild 49). Folglich heben sich die Impulse in positiver und negativer  $x$ -Richtung auf. In guter Näherung wurde die Komponente in  $x$ -Richtung vernachlässigt.



**Bild 49:** Symmetrische Fackel in  $x$ -Richtung. Der Laserstrahl bewegt sich in  $y$ -Richtung auf die Kamera zu.

Der Gesamtimpuls  $\vec{p}_{\text{tot}}$  ergibt sich aus der Summe der Impulse  $\vec{p}_i$  der einzelnen Masseanteile  $m_i$ :

$$\vec{p}_{\text{ges}} = \sum_i \vec{p}_i = \sum_i \vec{v}_i m_i \quad (4.4)$$

Hierbei wird nicht berücksichtigt, ob es sich bei dem abgetragenen Material um Partikel, Cluster oder Dampf handelt. Bei der nach

$$\vec{v}_m = \frac{\sum_i \vec{v}_i m_i}{\sum_i m_i} = \frac{\sum_i \vec{v}_i m_i}{m_{\text{tot}}} = \frac{\vec{p}_{\text{ges}}}{m_{\text{ges}}} \quad (4.5)$$

ermittelten Geschwindigkeit  $\vec{v}_m$  handelt es sich somit um die mit der Masse gewichtete mittlere Geschwindigkeit der Ablationsprodukte. Wie bei der Berechnung des Impulses kann auch hier der Betrag der resultierenden Geschwindigkeit  $|\vec{v}_m|$

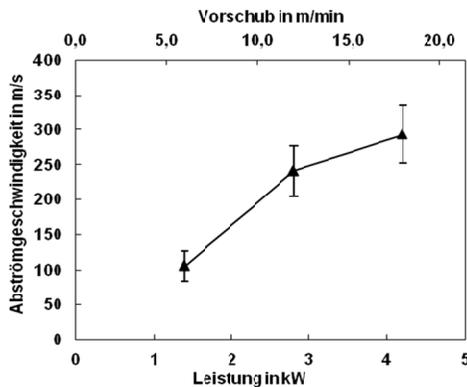
$$|\vec{v}_m| = \sqrt{\vec{v}_{m,x}^2 + \vec{v}_{m,y}^2 + \vec{v}_{m,z}^2} \quad (4.6)$$

durch vektorielle Addition der Geschwindigkeitskomponenten in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung,  $\vec{v}_{m,x}$ ,  $\vec{v}_{m,y}$  und  $\vec{v}_{m,z}$  ermittelt werden.

### 4.2.2 Impuls und Geschwindigkeit der Ablationsprodukte

Bei einer Schnittlänge von 100 mm war die gemessene ablatierte Masse näherungsweise konstant bei  $5,5 \cdot 10^{-5}$  kg ( $\pm 2\%$ ). Durch die Vermessung der Breite, Länge und Tiefe der Nut ergab sich ein Nutvolumen von  $29,7 \text{ mm}^3$ . Mit dem gemessenen Masseverlust der Probe von  $5,5 \cdot 10^{-5}$  kg, der Dichte der Fasern von  $1850 \text{ kg/m}^3$  (siehe Tabelle 1) und einem Faservolumengehalt des Preforms von 40% ergibt sich daraus ein Nutvolumen von  $35,5 \text{ mm}^3$ . Die berechneten Nutvolumina zeigen eine gute Übereinstimmung ( $< 20\%$ ). Dies bestätigt die Eignung der Methode zur Bestimmung der ablatierten Masse mittels Wiegen der Probe vor und nach der Bearbeitung. Folglich ist der Masseanteil, der sich an der Probe wiederanlagert hier vernachlässigbar.

In Bild 50 sind die gemessenen mittleren Abströmgeschwindigkeiten bei unterschiedlichen Leistungen und Vorschüben aufgetragen. Die Streckenenergie ist bei allen gezeigten Versuchen konstant. Die mit der Masse gewichtete mittlere Geschwindigkeit steigt mit zunehmender Leistung und Geschwindigkeit. Mit einer Leistung von 4,2 kW und einem Vorschub von 18 m/min werden mittlere Abströmgeschwindigkeiten bis zu 300 m/s erreicht.



**Bild 50:** Gemessene mittlere Abströmgeschwindigkeit bei Variation der Laserleistung und des Vorschubs. Die Streckenenergie ist für alle Parameter konstant.

Die Vorschubgeschwindigkeit hat hier lediglich einen indirekten Einfluss auf die Abströmgeschwindigkeit, welche ein lokaler physikalischer Effekt ist. Lediglich wenn sich durch eine Änderung des Vorschubs die Form oder Größe der Schneidfront ändert, hat dies einen Einfluss auf die Ablationsprodukte. Folglich ist die höhere Ge-

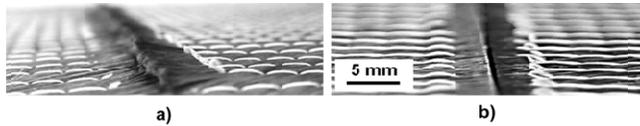
schwindigkeit der Ablationsprodukte bei hoher Leistung auf die steigende Intensität an der Schneidfront zurückzuführen. Die kinetische Energie der Ablationsprodukte resultiert aus einer Überhitzung des Materials. Bei der Laserbearbeitung entsteht die Überhitzung aufgrund der schnellen Verdampfung/Sublimation des Materials und der endlichen Geschwindigkeit des Phasenübergangs [105]. In [95] wird die Verdampfung unterschiedlicher Materialien während der Laserbearbeitung mit kurzen und ultrakurzen Pulsen diskutiert. Für die Ablation von Metallen wurde der Druck und die Geschwindigkeit bereits berechnet [105] oder durch optische [95] und spektroskopische Methoden gemessen [107].

### 4.3 Reduktion der „Verplusterung“

Für eine Bearbeitung mit kleiner Verplusterung bei gleichzeitig schneller Bearbeitung ist ein Prozess nötig, bei dem die Ablationsprodukte den Schnittspalt mit geringer Geschwindigkeit verlassen. Wie zuvor gezeigt, ist die Geschwindigkeit der Ablationsprodukte unter Anderem von der Intensität des Laserstrahls an der Schneidfront abhängig. Durch Einsatz eines längs zur Vorschubrichtung orientierten länglichen Strahlquerschnitts (Linienfokus) kann die Intensität reduziert werden. Entgegen der Verwendung eines größeren runden Strahlquerschnitts entsteht bei der Verwendung eines länglichen Strahlquerschnitts kein breiterer Schnittspalt und es muss nicht unnötig viel Material sublimiert werden.

Für die Erzeugung des länglichen Strahlquerschnitts wurde eine Facettenoptik eingesetzt. In der Fokusebene, die auf der Oberfläche der Probe positioniert wurde, hatte der Strahl eine Länge ( $d_{f,y}$ ) von 6,7 mm und eine Breite ( $d_{f,x}$ ) von 275  $\mu\text{m}$ . Die Rayleighlänge in  $x$ -Richtung betrug ca. 2,1 mm. In  $y$ -Richtung wurde die Rayleighlänge nicht gemessen, da sie deutlich größer als in  $x$ -Richtung war und somit auch deutlich größer als die Probendicke von ca. 0,4 mm. Quer zur Vorschubrichtung ( $x$ -Richtung) wies der Strahl folglich eine ähnliche Dimension auf, wie in den Untersuchungen zur Verplusterung in Abschnitt 4.1.2.

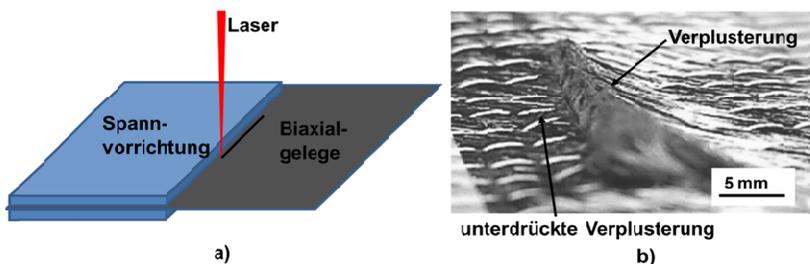
Bild 51 zeigt die Verplusterung bei einer Laserleistung von 4,2 kW und einer Schneidgeschwindigkeit von 60 m/min mit rundem Strahlquerschnitt (a) und länglichen Strahlquerschnitt (b). Nach der Bearbeitung mit rundem Strahlquerschnitt standen die Fasern ca. 2,6 mm von der Oberfläche ab. Bei Verwendung des länglichen Strahlquerschnittes entstand an der Probe keine messbare Verplusterung. Gleichzeitig war der maximale Vorschub, mit dem das Material getrennt werden konnte, näherungsweise identisch ( $\pm 10\%$ ).



**Bild 51:** a) Starke Verplusterung bei einer Bearbeitung mit runden Strahlquerschnitt bei  $v = 60$  m/min, b) keine messbare Verplusterung bei einer Bearbeitung mit länglichem Strahlquerschnitt bei  $v = 60$  m/min.

Durch die Reduktion, der über die Fokusfläche gemittelten Intensität um den Faktor 27, verließen die Ablationsprodukte die Schneidfront mit geringerer Geschwindigkeit. Mit der reduzierten Geschwindigkeit der Ablationsprodukte sinkt auch deren Impuls bei konstanter abgetragener Masse. Der reduzierte Impuls wirft die Fasern weniger stark durcheinander und die Probe ist weniger stark verplustert.

Falls aufgrund der aufwändigeren richtungsabhängigen Prozessführung kein Linienfokus eingesetzt wird, kann die Verplusterung alternativ durch eine Einspannung des Materials nahe der Schnittkante unterdrückt werden. Durch die Einspannung werden die Fasern während der Bearbeitung fixiert. Bild 52a) zeigt schematisch einen Schnitt entlang einer Einspannung. Die in Bild 52b) dargestellte Probe wurde in ca. 1 mm Entfernung zur Aufspannung mit einem Vorschub von 60 m/min und einer Laserleistung von 4,2 kW getrennt. Auf der nicht eingespannten Seite ist die Probe stark verplustert. Auf der durch die Einspannung fixierten Seite der Probe ist keine Verplusterung erkennbar. Ein Schnitt entlang einer Einspannung bietet somit eine pragmatische Lösung um Materialien die zu starker Verplusterung neigen mit hohen Prozessgeschwindigkeiten und kleiner Verplusterung bearbeiten zu können.



**Bild 52:** a) Schematische Darstellung eines Schnittes entlang einer Spannvorrichtung zur Unterdrückung der Verplusterung, b) Schnitt mit einseitiger Verplusterung. Auf der linken Seite entsteht aufgrund der Einspannung während des Schnittes keine erkennbare Verplusterung. Die rechte Seite ist stark verplustert.  $v = 60$  m/min,  $P = 4,2$  kW.

## 4.4 Strömungsrichtung der Ablationsprodukte

Neben dem Betrag der Strömungsgeschwindigkeit ist auch deren Richtung von Interesse. Beispielsweise ergibt sich daraus die Orientierung der Prozessfackel. Da davon auszugehen ist, dass das ablatierte Material orthogonal zur lokalen Oberfläche abströmt, wird im Folgenden der Einfluss der Schneidfrontneigung auf die Richtung des Impulses und somit auch der Geschwindigkeit der Ablationsprodukte betrachtet.

### 4.4.1 Einfluss der Schneidfrontneigung auf die Strömungsrichtung

Mit der zuvor vorgestellten Impulsmessung kann die Richtung des Impulses der Ablationsprodukte bestimmt werden. Zur Untersuchung der Strömungsrichtung wurde der Vorschub bei einer konstanten Leistung von 1,4 kW variiert. Um die Mechanismen getrennt zu betrachten, wurde das Material nicht vollständig getrennt, sondern Nuten geschnitten. Folglich können die Ablationsprodukte den Schnittspalt nur zur Strahleintrittsseite verlassen und auf der Strahlaustrittsseite entsteht keine Prozessfackel.

Der Winkel  $\alpha$  zwischen Impuls und Probenoberfläche

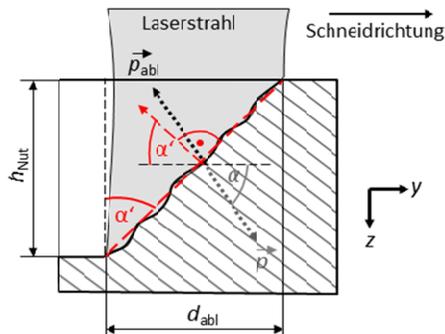
$$\alpha = \arctan\left(\frac{p_z}{p_y}\right) \quad (4.7)$$

ergibt sich aus den Anteilen  $p_y$  und  $p_z$  des Impulses  $\vec{p}$  in  $y$ - und  $z$ -Richtung. In einer groben Näherung entspricht die Schneidfront einer ebenen Fläche. Die Steigung

$$\alpha' = \arctan\left(\frac{d_{\text{abl}}}{h_{\text{Nut}}}\right) \quad (4.8)$$

dieser Ebene kann mit der Nuttiefe  $h_{\text{Nut}}$  und dem Abtragsdurchmesser  $d_{\text{abl}}$  abgeschätzt werden. Für die Auswertung der Versuche wurde der Abtragsdurchmesser mit der gemessenen Nutbreite gleichgesetzt.

In Bild 53 ist ein Querschnitt entlang des Schnittspalts dargestellt. Zusätzlich zu der Darstellung in Bild 47 sind die Winkel  $\alpha$  und  $\alpha'$ , sowie die Nuttiefe  $h_{\text{Nut}}$  und der Abtragsdurchmesser  $d_{\text{abl}}$  gekennzeichnet. Die gestrichelten Pfeile und Linien zeigen die als eben angenommene Schneidfront.

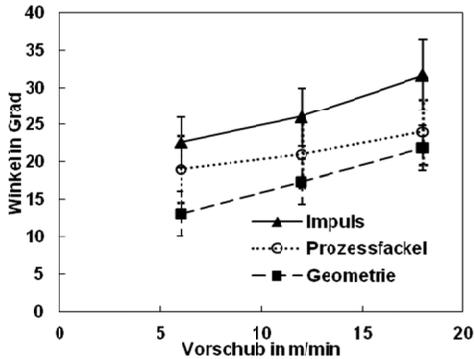


**Bild 53:** Seitliche Schnittansicht der Nut und des Laserstrahls (hellgraue Fläche). Die Pfeile zeigen die Richtung des Impulses und dessen Komponenten in  $y$ - und  $z$ -Richtung. Auf die Ablationsprodukte (schwarz gepunktete Pfeile) wirkt der Impuls in entgegengesetzter Richtung als auf die Waage bzw. die Probe (grau gepunktete Pfeile). Der gestrichelte Pfeil zeigt die Strömungsrichtung der Ablationsprodukte, wenn die Schneidfront durch eine Ebene angenähert wird.

Die Richtung des Impulses ist abhängig von der lokalen Steigung der Schneidfront. Von der Waage werden die Komponenten des Impulses in  $y$ - und  $z$ -Richtung über die komplette Wechselwirkungszone gemittelt. Die lokale Absorption an der Oberfläche nach  $(I \cdot A(90^\circ - \alpha) \times \cos(90^\circ - \alpha))$  mit der Intensität  $I$  und der vom Einfallswinkel abhängigen Absorptionsgrad  $A$  ist durch die Fresnelgleichungen gegeben (Beschreibung der Fresnelgleichungen z.B. in [96]). In Bereichen mit geringer Steigung (kleiner lokaler Einfallswinkel  $90^\circ - \alpha$ ) ist somit die Absorption höher als in Bereichen mit großer Steigung. Folglich wird in Bereichen mit kleiner Steigung mehr Material abgetragen, wodurch der Winkel  $\alpha$  im Mittel größer wird. Bei einer welligen Oberfläche ist demnach  $\alpha > \alpha'$  zu erwarten.

Die Dreiecke in Bild 54 zeigen den Winkel  $\alpha$  zwischen dem gemessenen Impuls und der Bauteiloberfläche nach Gleichung (4.7). Mit zunehmender Schneidgeschwindigkeit entstehen größere Winkel zwischen der Bauteiloberfläche und dem gemessenen Impuls. Bei einer Geschwindigkeit von 18 m/min beträgt der Winkel  $32^\circ$ .

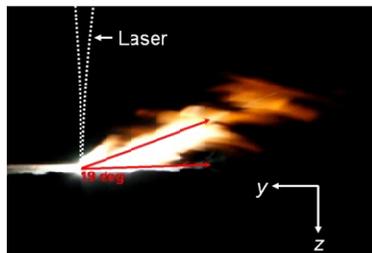
Durch die steigende Vorschubgeschwindigkeit bei konstanter Leistung entstehen weniger tiefe Nuten aufgrund der sinkenden Fluenz. Die Nutbreite hingegen wächst lediglich geringfügig um ca. 10%. Nach Gleichung (4.8) wächst somit auch der über die Schneidfrontneigung abgeschätzte Winkel  $\alpha'$ . In Bild 54 ist dieser Winkel durch die Vierecke dargestellt.



**Bild 54:** Dreiecke: Winkel  $\alpha$  zwischen Bauteiloberfläche und dem gemessenen Impuls. Kreise: Gemessener Winkel zwischen der Prozessfackel und der Bauteiloberfläche. Quadrate: Winkel  $\alpha'$  zwischen der Bauteiloberfläche und der Flächennormalen der geometrischen Näherung der Schneidfront. Die Laserleistung ist jeweils konstant bei 1,4 kW.

Die Abweichung zwischen den bei der Impulsmessung ermittelten Winkeln und den bei der geometrischen Näherung ermittelten Winkeln ist, wie zuvor beschrieben, vermutlich auf eine raue/gewellte Schneidfront zurückzuführen. Ähnliche Zusammenhänge wurden bei der Bearbeitung von Metallen bereits in [108, 109] beobachtet.

Zur weiteren Prüfung der Plausibilität der Messungen wurde zusätzlich der Winkel zwischen der Prozessfackel und der Probenoberfläche bestimmt. Hierfür wurden seitlich Bilder der Prozessfackel aufgenommen (siehe Bild 55). Der Laserstrahl (symbolisiert durch die gepunktete Linie) wurde von rechts nach links (in  $y$ -Richtung) über die Probe bewegt.



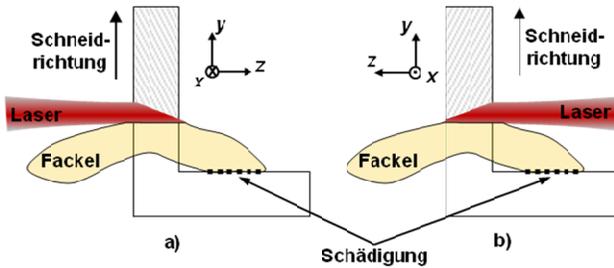
**Bild 55:** Seitliche Aufnahmen des Prozesses zur Vermessung des Winkels zwischen der Prozessfackel und der Bauteiloberfläche. Der Laserstrahl wurde von rechts nach links über die Probe bewegt (in  $y$ -Richtung).  $v = 6$  m/min;  $P = 1,4$  kW.

Zur statistischen Absicherung wurde die Messung an mindestens 10 Aufnahmen pro Parameter durchgeführt (siehe Kreise mit Fehlerbalken in Bild 54). Die starke Messschwankung ist der sich schnell ändernden Prozessfackel und der ungenauen Vermessung der Fackel aus den Bildern geschuldet. Auch hier sind die gemessenen Winkel größer als die geometrische Näherung der Schneidfrontneigung. Die Messung bestätigt somit den durch die Impulsmessung bestimmten Winkel  $\alpha$ . Neben der rauen / gewellten Schneidfront könnte zusätzlich auch eine Wechselwirkung des Schnittspalts mit den Ablationsprodukten die Richtung der Strömung beeinflussen. Dieser Einfluss wird im nächsten Abschnitt betrachtet.

#### 4.4.2 Einfluss der Kerbwände auf die Strömungsrichtung

Im Folgenden wird nicht die Bearbeitung einer Nut, sondern eine komplette Trennung von Materialstärken  $\geq 2$  mm mit einer Überfahrt betrachtet. Der Schnittspalt ist somit hin zur Strahleintritts- und Strahlaustrittsseite geöffnet. Wie bereits in Abschnitt 3.2.5 gezeigt, entsteht hierbei eine zweite Fackel am Strahlaustritt. Zwei Fackeln sind insbesondere bei der Bearbeitung von dreidimensionalen Konturen hinderlich. Bild 56 zeigt schematisch die Bearbeitung einer dreidimensionalen Kontur in einer Ansicht im Querschnitt. Es ist eine Fackel am Strahleintritt und am Strahlaustritt angedeutet. Der Schnitt erfolgt jeweils in  $y$ -Richtung. Im Teil a) des Bildes ist die Bearbeitung einer Außenecke dargestellt, Teil b) des Bildes zeigt die Bearbeitung einer Innenecke. Bei der Bearbeitung der Außenecke trifft die Fackel auf der Strahlaustrittsseite auf das Bauteil, bei der Bearbeitung der Innenecke die Fackel auf der Strahleintrittsseite. Die heiße Fackel kann jeweils zu einer Beschädigung der Bauteiloberfläche führen (gepunkteter Bereich).

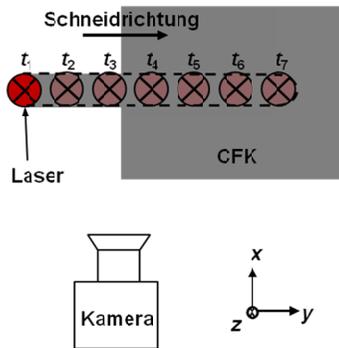
Die Erklärung mit einer Strömung senkrecht zur Schneidfront reicht zur Beschreibung der Fackel auf der Strahlaustrittsseite nicht aus, da die Schneidfront nach obiger Betrachtung stets zur Strahleintrittsseite geneigt ist. Als Ursache für eine Strömung in Richtung Strahlaustrittsseite wird eine Wechselwirkung der Ablationsprodukte mit den Kerbwänden vermutet. Um den Einfluss der Kerbwände möglichst getrennt von anderen Einflüssen zu untersuchen wurde eine Probe angefertigt und bearbeitet, die etwas schmaler als der Fokusedurchmesser ist. Folglich besteht die Probe lediglich aus dem Material, das bei der Bearbeitung ablatiert wird. Auf diese Weise wird ein Schnitt erzeugt, bei dem keine Kerbwände vorhanden sind.



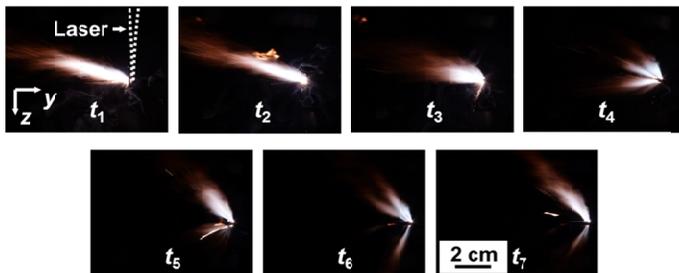
**Bild 56:** Schematische Darstellung der Bearbeitung einer 3D-Kontur. a) Bearbeitung einer Außenecke. Die Fackel der Strahlaustrittsseite trifft auf das Bauteil und erzeugt eine Beschädigung der Oberfläche (gepunkteter Bereich), b) Bearbeitung einer Innenecke. Die Fackel der Strahleintrittsseite trifft auf das Bauteil und erzeugt eine Beschädigung der Oberfläche.

Bild 57 zeigt die schematische Versuchsanordnung (nicht maßstabsgetreu). Die graue Fläche symbolisiert die CFK-Probe. Der Laserstrahl propagiert in  $z$ -Richtung und wird in  $y$ -Richtung bewegt. Für die Beobachtung der Fackel wurde der Prozess seitlich mit 60 Bildern pro Sekunde gefilmt. Die Kreise im Bild zeigen die Positionen des Strahls zu den Zeitpunkten  $t_1$  bis  $t_7$  im aufgenommenen Film. Zu den Zeitpunkten  $t_1$  bis  $t_3$  befindet sich der Strahl in dem Bereich, in dem die Probe schmaler als der Fokusbereich ist. Hier wurde das Material vollständig abgetragen, wodurch keine Kerbwände entstehen. Während  $t_4$  bis  $t_7$  ist die Probe deutlich breiter als der Strahldurchmesser, wodurch Kerbwände entstehen, mit welchen die Ablationsprodukte wechselwirken. Für die Versuche wurde ein cw-CO<sub>2</sub>-Laser eingesetzt. Der Fokusbereich betrug 300  $\mu\text{m}$  bei einer Rayleighlänge von 5,5 mm. Die Probe war 2 mm dick.

Bild 58 zeigt direkt aufeinanderfolgende seitliche Einzelbilder des Prozesses. Zu den Zeitpunkten  $t_1$  bis  $t_3$  lösten sich die Ablationsprodukte von der Schneidfront und erzeugten eine einzelne Fackel. Die Bilder zu den Zeitpunkten  $t_3$  bis  $t_6$  zeigen den Übergangsbereich zwischen der Strömung ohne Kerbwände und der Strömung mit Kerbwänden. Zum Zeitpunkt  $t_7$  bildeten sich zwei Fackeln aus.

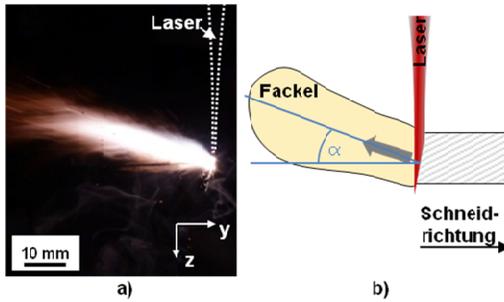


**Bild 57:** Schematischer Versuchsaufbau für einen Schnitt „ohne“ Kerbwände zu den Zeitpunkten  $t_1$  bis  $t_3$  und mit Kerbwänden zu den Zeitpunkten  $t_4$  bis  $t_7$ . Die graue Fläche symbolisiert die CFK-Probe. Die Kreise zeigen die Positionen des Laserstrahls zu den jeweiligen Zeitpunkten. Die gestrichelte Linie deutet den Schnittspalt nach der Bearbeitung an. Der Prozess wurde seitlich mit einer Kamera beobachtet.



**Bild 58:** Seitliche Aufnahme der Prozessfackel zu den Zeitpunkten  $t_1$  bis  $t_7$ . An den Positionen des Laserstrahls zu den Zeitpunkten  $t_1$  bis  $t_3$  entstanden keine Kerbwände. Zum Zeitpunkt  $t_7$  nahm die Fackel die Form an, die in Abschnitt 3.2.5 bereits gezeigt wurde.

Bild 59a) zeigt die Fackel zum Zeitpunkt  $t_1$  in einer größeren Darstellung. In Bild 59b) ist schematisch eine seitliche Schnittansicht des Prozesses dargestellt. Der Pfeil in der Prozessfackel zeigt die vorrangige Strömungsrichtung der Ablationsprodukte. Zusätzlich ist schematisch der gemessene Winkel  $\alpha$  zwischen der Orientierung der Fackel und der Werkstückoberfläche eingezeichnet. Zum Zeitpunkt  $t_1$  betrug  $\alpha$  ca.  $15^\circ$ .

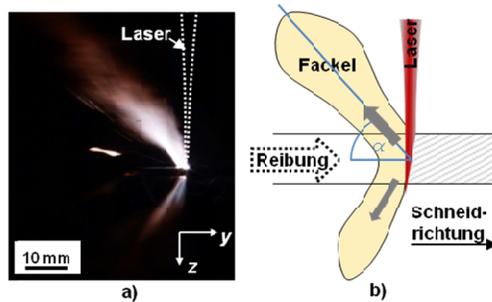


**Bild 59:** a) Seitliche Aufnahme des Prozesses zum Zeitpunkt  $t_1$ . Zu diesem Zeitpunkt entstanden keine Kerbwände, da die Probe lediglich so breit wie der Fokusbereich war. b) Seitliche Schnittansicht der Prozesszone (schematische Darstellung). Der Pfeil in der Prozessfackel zeigt die vorrangige Strömungsrichtung der Ablationsprodukte. Zusätzlich ist der Winkel  $\alpha$  zwischen der Orientierung der Fackel und der Werkstückoberfläche eingezeichnet.

Bild 60 zeigt die Fackel zum Zeitpunkt  $t_7$  in einer größeren Darstellung (a)) und die zugehörige schematische Darstellung des Prozesses (b)). Der Winkel  $\alpha$  zwischen der Orientierung der Fackel am Strahleintritt und der Werkstückoberfläche betrug zum Zeitpunkt  $t_7$  ca.  $45^\circ$  und war somit deutlich steiler als zu den Zeitpunkten  $t_1$ - $t_3$ . Mit der eingesetzten Materialstärke von 2 mm und einem Schnittspaltdurchmesser von ca. 0,3 mm ergibt sich nach Formel (4.8) ein deutlich kleinerer theoretischer Winkel  $\alpha'$  von ca.  $9^\circ$ .

Der Unterschied zwischen dem gemessenen Wert von  $15^\circ$  ohne Kerbwände und dem theoretischen Wert von  $9^\circ$  ist, wie in Abschnitt 4.4 beschrieben, vermutlich auf die Welligkeit der Schneidfront zurückzuführen. Die Differenz zwischen dem gemessenen Winkel von  $15^\circ$  zum Zeitpunkt  $t_1$  und  $45^\circ$  zum Zeitpunkt  $t_7$  ist hingegen auf eine Wechselwirkung der Ablationsprodukte mit den Kerbwänden zurückzuführen.

Da in den Bildern von den Zeitpunkten  $t_1$ - $t_3$  keine Fackel am Strahlaustritt erkennbar ist, entstand sie vermutlich ebenfalls durch die Wechselwirkung der Ablationsprodukte mit den Kerbwänden. Unter dem zum Zeitpunkt  $t_1$  gemessenen Winkel würden die Ablationsprodukte eine längere Strecke entlang des Schnittspalts strömen. Bei der Strömung entlang des Schnittspalts entsteht Reibung zwischen den Ablationsprodukten und den Kerbwänden (siehe z.B. [110]). Diese reibungsbehaftete Strömung entlang der Kerbwände könnte eine Umlenkung der Ablationsprodukte im Schnittspalt verursachen, wodurch sie auf kürzerem Wege aus dem Schnittspalt strömen.



**Bild 60:** a) Seitliche Aufnahme des Prozesses zum Zeitpunkt  $t_7$ . Zu diesem Zeitpunkt entstanden Kerbwände, da die Probe deutlich breiter als der Fokusbereich war. Im Bild ist eine zweite Fackel am Strahlaustritt erkennbar. b) Seitliche Schnittansicht der Prozesszone (schematische Darstellung). Die Pfeile in der Prozessfackel zeigen die vorrangige Strömungsrichtung der Ablationsprodukte. Der gepunktete Pfeil symbolisiert die Reibung bei einer Strömung entlang des Schnittspalts.

Da die Strömungsmechanik kein Schwerpunkt dieser Arbeit ist, werden diese Aspekte hier lediglich phänomenologisch betrachtet. Für eine detailliertere Beschreibung der Effekte und Verifikation der genannten Vermutungen sind weitere Untersuchungen nötig.

# Literatur- und Quellenverzeichnis

- [1] BECKER, H.; NEISE, E.: *CFK beflügelt den Flugzeugbau - Neue Bauweise, Werkstoffauswahl und Verarbeitungsverfahren*. Kunststoffe 4 (1998).
- [2] BIERMANN, D.; HUFENBACH, W.; SELIGER, G.: *Serientaugliche Bearbeitung und Handhabung moderner faserverstärkter Hochleistungswerkstoffe - Untersuchungsbericht zum Forschungs- und Handlungsbedarf*. Dresden, 2008.
- [3] EICKENBUSCH, H.; KRAUSS, O.: *Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe im Fahrzeugbau - Ressourceneffizienz und Technologien*. VDI ZRE Publikationen: Kurzanalyse Nr. 3 und Dokumentation des Fachgesprächs. Berlin, 2013.
- [4] ROBERTS, T.: Rapid growth forecast for fiber market. Reinforced plastics (2007).
- [5] HAUGK, B.; KOERBER, C.; DRECHSLER, K.: *Potenziale der Faser-Verbund-Kunststoffe im allgemeinen Maschinenbau*. Zeitschrift Kunststofftechnik 8 (2012), S. 351.
- [6] SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. London: Springer, 2007.
- [7] KOENIG, W.; WULF, C.; GRAB, P.; WILLERSCHIED, H.: *Machining of Fibre Reinforced Plastics*. CIRP Annals - Manufacturing Technology 34, Ausgabe 2 (1985), S. 537.
- [8] CIRINO, M.; PIPES, R. B.; FRIEDRICH, K.: *The abrasive wear behavior of continuous fibre polymer composites*. Journal of materials science 22 (1987) S. 2481.
- [9] CAPRINO, G.; DE IORIO, I.; NELE, L.; SANTO, L.: *Effect of tool wear on cutting forces in the orthogonal cutting of unidirectional glass fibre-reinforced plastics*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing 27, Ausgabe 5 (1996) S. 409.
- [10] VENIALI, F.; DI ILIO, A.; TAGLIAFERRI, V.: *An Experimental Study of the Drilling of Aramid Composites*. Journal of Energy Resources Technology 117 (1995) S. 271.

- 
- [11] TSAO, C.C.; HOCHENG, H.: *Computerized tomography and C-Scan for measuring delamination in the drilling of composite materials using various drills*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 45 (2005) S. 1282.
- [12] HOCHENG, H.; TSAO, C. C.: *The path towards delamination-free drilling of composite materials*. Journal of Materials Processing Technology 167 (2005) S. 251.
- [13] MUCHA, P.; SPEKER, N.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Momentum and velocity of the ablated material in laser machining of carbon fiber preforms*. Appl Phys A 113 (2013) S. 361.
- [14] *Der Laser schneidet gut ab in immer mehr Branchen*. VDI Nachrichten 15 (2006), S. 16.
- [15] HÜGEL, H.; GRAF, T.: *Laser in der Fertigung - Grundlagen der Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren*. 3., überarbeitete und erweiterte Auflage. Springer-Vieweg, 2014.
- [16] BELFORTE, D.: *The truth – David Belforte on facts and trends within the global laser market*. Laser Community (2006) Nr. 1, S. 30.
- [17] REYNOLDS, W.N.: *Physical Properties of Graphite*. New York, Elsevier, 1968.
- [18] BUNDY, F. P.: *Pressure-Temperature Phase Diagram of Elemental Carbon*. Physica A 156 (1989), S. 169.
- [19] HAYNES, W. M.: *CRC Handbook of Chemistry and Physics*. 94th Edition, Taylor and Francis, 2013.
- [20] DIEFENDORF, R. J.; TOKARSKY, E.: *High-performance carbon fibers*. Polymer Engineering & Science 15, Ausgabe 3 (1975) S. 150.
- [21] EDIE, D. D.: *The effect of processing on the structure and properties of carbon fibers*. Carbon 36, Ausgabe 4 (1998) S. 345.
- [22] Dull, T. L.; Yee1, A. F.; Frieze, W.E.; Gidley, D.W.: *Sensitivity of Doppler Broadening Spectroscopy to the orientation of basal planes in graphitic carbon fibers*. University of Michigan, 1999.
- [23] OBERLIN, A.; GUIGON, M.: *The Structure of Carbon Fibers*. Fiber Reinforcements for Composite Materials 2 (1988) S. 149.

- [24] BARNET, F. R.; NORR, M. K.: *A three-dimensional structural model for a high modulus pan-based carbon*. Composites 7, Ausgabe 2 (1976) S. 93.
- [25] BENNETT, S.C.; JOHNSON, D. J.: *Strength structure relationships in PAN-based carbon fibres*, 5th London International Carbon and Graphite Conference (1978) S. 377.
- [26] SHENG, C.; CHRYSOLOURIS, G.: *Theoretical Model of Laser Grooving for Composite Materials*: Journal of Composite Materials 29 (1995), S. 96-112.
- [27] GOEKE, A.; EMMELMANN, C.: *Influence of Laser Cutting Parameters on CFRP Part Quality*: Physics Procedia 5 (2010), S. 253-258.
- [28] *REFA Methodenlehre des Arbeitsstudiums*, Teil 1 Grundlagen, S. 43 ff., München: Carl Hanser, 1971.
- [29] POWELL, J.; KAPLAN, A.: *Laser cutting: From the principles to the state of the art*, Proceedings of the 1<sup>st</sup> Pacific International Conference on Application of Lasers and Optics (2004).
- [30] NEGEL, J.-P.; VOSS, A.; ABDOU AHMED, M.; BAUER, D.; SUTTER, D.; KILLI, A.; GRAF, T.: *1.1 kW average output power from a thin-disk multipass amplifier for ultrashort laser pulses*. Opt. Lett. 38(24) (2013), S. 5442–5445.
- [31] WEBER, R.; HAFNER, M.; MICHALOWSKI, A.; GRAF, T.: *Minimum damage in CFRP laser processing*. Physics Procedia 12(2) (2011), S. 302–307.
- [32] CHATZIGEORGIOU, L.; KÜHNEL, M.: *FlexiCut - Flexible intelligente Bearbeitungstechnologien für komplexe Faserverbundbauteile*. Projektskizze im Rahmenkonzept „Forschung für die Produktion von morgen“ 29. Bekanntmachung vom 15. April 2010: „Energieeffizienter Leichtbau“.
- [33] DJURIŠIĆ, A. B.; LI, E. H.: *Optical properties of graphite*. Journal of Applied Physics, 85(10) (1999), S. 7404-7410.
- [34] BORGHESI, A.; GUIZZETTI, G.: *“Graphite (C),” in Handbook of Optical Constants of Solids II*, Palik, E.D., ed. San Diego: Academic Press, 1991.
- [35] FREITAG, C.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Polarization dependence of laser interaction with carbon fibers and CFRP*. Optics express 22, Ausgabe 2 (2014), S. 1474-1479.

- 
- [36] FISCHER, F.; KRELING, S.; DILGER, K.: *Laser surface modification of CFRP as pre-treatment for painting and adhesive bonding applications*. EALA - European Automotive Laser Applications (2012).
- [37] MUCHA, P.: *Laserbearbeitung von CFK – Bearbeitungsstrategien und mechanische Eigenschaften*. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 2011. Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW 11-20).
- [38] STOCK, J.; ZAEH, M. F.; CONRAD, M.: *Remote Laser Cutting of CFRP: Improvements in the cut surface*. Physics Procedia 39 (2012), S. 161-170.
- [39] GRAF, T.: *Laser - Grundlagen der Laserstrahlquellen*. Wiesbaden: Vieweg Teubner, 2009.
- [40] LANDOLT-BÖRNSTEIN: *Laser Physics and Applications Subvolume C: Laser Applications*: Springer, 2004.
- [41] LI, Z. L.; ZHENG, H. Y.; LIM, G.C.; CHU, P.L.; LI, L.: *Study on UV laser machining quality of carbon fibre reinforced composites*. Composites: Part A, Applied Science and Manufacturing 41, Ausgabe 10 (2010), S. 1403-1408.
- [42] LI, Z.L., CHU, P.L., ZHENG, H.Y., LIM, G.C.: *Process development of laser machining of carbon fibre reinforced plastic composites*: In Proceedings of ICALEO, Temecular, USA (2008), S. 222-231.
- [43] WOLYNSKI, A.; HERRMANN, T.; MUCHA, P.; HALOUI, H.; L'HUILLIER, J.: *Laser ablation of CFRP using picosecond laser pulses at different wavelengths from UV to IR*. Physics Procedia 12 (2011), S. 292–301.
- [44] YUNG, K.C.; MEI, S.M.; YUE, T.M.: *A study of the heat-affected zone in the UV YAG laser drilling of GFRP materials*. Journal of Materials Processing Technology 122, Ausgaben 2–3 (2002), S. 278–285.
- [45] WOLYNSKI, A.; HALOUI, H.; MUCHA, P.; GLEITER, A.; FRENCH, P.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Effect of process strategies on thermal load during CFRP manufacturing using picoseconds laser pulses*: Laser Institute of America, Proceedings of ICALEO, Anaheim, California (2010), S. 723-730.
- [46] WEBER, R.; HAFNER, M.; MICHALOWSKI, A.; MUCHA, P.; GRAF, T.: *Analysis of thermal damage in laser processing of CFRP*. Proceedings of ICALEO (2011).

- [47] WEBER, R.; FREITAG, C.; KONONENKO, T.; HAFNER, M.; ONUSEIT, V.; BERGER, P.; GRAF, T.: *Short-pulse laser processing of CFRP*. Physics Procedia 39 (2012), S. 137–146.
- [48] MUCHA, P.: *Experimentelle Untersuchungen zur Laserbearbeitung von CFK mit Pikosekundenpulsen bei 532 nm*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 2010 Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW 10-37).
- [49] MUCHA, P.; BERGER, P.; WEBER, R.; SPEKER, N.; SOMMER, B.; GRAF, T.: *Calibrated heat flow model for the determination of different heat-affected zones in single-pass laser-cut CFRP using a cw CO<sub>2</sub> laser*. Appl. Phys. A 118 (4) (2015), S. 1509-1516.
- [50] MUCHA, P.; WEBER, R.; SPEKER, N.; BERGER, P.; SOMMER, B.; GRAF, T.: *Calibrated Heat Flow Model for Determining the Heat Conduction Losses in Laser Cutting of CFRP*. 8<sup>th</sup> International Conference on Photonic Technologies LANE, Physics Procedia (2014).
- [51] ABEDIN, F.: *Review on Heat Affected Zone (HAZ) in Laser Machining*. Proceedings of the 6th Annual GRASP Symposium, Wichita State University (2010).
- [52] JAESCHKE, P.; KERN, M.; STUTE, U.; KRACHT, D.; HAFERKAMP, H.: *Laser processing of continuous carbon fibre reinforced polyphenylene sulfide organic sheets – correlation of process parameters and reduction in static tensile strength properties*. Journal of Thermoplastic Composite Materials (2012).
- [53] KRISMANN, U.: *Laser und Wasserstrahlschneiden endlosfaserverstärkter Thermoplaste*. Fachhochschule für Technik Mannheim, Dissertation, München, Wien: Carl Hanser, 1994.
- [54] DI ILIO, A.; TAGLIAFERRI, V.; VENIALI, F.: *Machining parameters and cut quality in laser cutting of aramid fibre reinforced plastics*. Materials and Manufacturing Processes 5-4 (1990), S. 591-608.
- [55] HAFNER, M.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Modeling of laser ablation of CFRP - influence of beam profile*. Stuttgarter Lasertage SLT 12, Neue Messe Stuttgart (2012).
- [56] CHRYSOLOURIS, G.; SHENG, P.; ANASTASIA, N.: *Laser Grooving of Composite Materials With the Aid of a Water Jet*. Journal of Engineering for Industry 115 (1993), S. 62-72.

- 
- [57] PAN, C. T.; HOCHENG, H.: *The anisotropic heat-affected zone in the laser grooving of fiber-reinforced composite material*. Journal of Materials Processing Technology 62 (1996), S. 54-60.
- [58] CENNA, A. A.; MATHEW, P.: *Evaluation of cut quality of fibre-reinforced plastics - a review*. International Journal of Mechanical and Manufacturing 37 (1997), S. 723-736.
- [59] CHENG, C. F.; TSUI, Y. C.; CLYNE, T. W.: *Application of a three-dimensional heat flow model to treat laser drilling of carbon fibre composites*. Acta Materialia 12 (1998), S. 4273-4285.
- [60] MATHEW, J.; GOSWAMI, G.L.; RAMAKRISHNAN, N.; NAIK, N.K.: *Parametric studies on pulsed Nd: YAG laser cutting of carbon fibre reinforced plastic composites*: Journal of Materials Processing Technology 89-90 (1999), S. 198-203.
- [61] YOUNG, T., O'DRISCOLL, D.: *Impact of Nd-YAG laser drilled holes on the strength and stiffness of laminar flow carbon fibre reinforced composite panels*: Composites Part A: 33 (2002), S. 1-9.
- [62] YOUNG, T.: *Impact of Nd-YAG Laser Drilling on the Fatigue Characteristics of APC-2A/AS4 Thermoplastic Composite Material*. Journal of Thermoplastic Composite Materials 21 (2008), S. 543-555.
- [63] GOEKE, A.: *Laserstrahltrennen von Faserverbundkunststoffen*. Technische Universität Hamburg-Harburg, Institut für Laser- und Anlagensystemtechnik, Dissertation, 2010.
- [64] BLUEMEL, S.; STAEHR, R.; JAESCHKE, P.; STUTE, U.: *Determination of corresponding temperature distribution within CFRP during laser cutting*, Physics Procedia 41 (2013), S. 401-407.
- [65] CARSLAW, H. S.; JAEGER, J. C.: *Conduction of heat in solids*, 2nd edition Hrsg., Oxford: University Press (1959), Chap. X §10.7, IX.
- [66] ABRAMOWITZ, M.; STEGUN, I. A.: *Handbook of Mathematical Functions With Functions Formulas, Graphs, and Mathematical Tables*. New York: Dover Publications, 1964.
- [67] HERZOG, D.; JAESCHKE, P.; MEIER, O.; HAFERKAMP, H.: *Investigations on the thermal effect caused by laser cutting with respect to static strength of CFRP*.

- International Journal of Machine Tools & Manufacture 48 (2008), S. 1464-1473.
- [68] SCHULZ, W.; BECKER, D.; FRANKE, J.; KEMMERLING, R.; HERZIGER, G.: *Heat conduction losses in laser cutting of metals*. Journal of Physics D: Applied Physics 26 (1993) S. 1357.
- [69] MAZUMDER, J.; STEEN, W. M.: *Heat transfer model for cw laser material processing*. Journal of Applied Physics, 51(2) (1980), S. 941-947.
- [70] PRUSA, J. M.; VENKITACHALAM, G.; MOLIAN, P.A.: *Estimation of heat conduction losses in laser cutting*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 39 (1999), S. 431–458.
- [71] FUERSCHBACH, P. W.: *Measurement and prediction of energy transfer efficiency in laser beam welding*. Welding Journal 75 (1996) S. 24-34.
- [72] CENNA, A. A.; MATHEW, P.: *Analysis and prediction of laser cutting parameters of fibre reinforced plastics (FRP) composite materials*. International Journal of Machine Tools & Manufacture 42 (2002), S. 105–113.
- [73] F. DAUSINGER, STRAHLWERKZEUG LASER: *Energieeinkopplung und Prozesseffektivität*. Habilitation, Universität Stuttgart. Stuttgart: B. G. Teubner, 1995.
- [74] NEGARESTANI, R.; LI, L.; SEZER, H. K.; WHITEHEAD, D.; METHVEN, J.: *Nano-second pulsed DPSS Nd:YAG laser cutting of CFRP composites with mixed reactive and inert gases*. International Journal of Advanced Manufacturing Technologies 49 (2010), S. 553–566.
- [75] NEGARESTANI, R.; SUNDAR, M.; SHEIKH, M.A.; MATIVENGA P.; LI, L.; LI, Z.L.; CHU, P.L.; KHIN, C.C.; ZHENG, H.Y.; LIM, G.C.: *Numerical simulation of laser machining of carbon-fibrereinforced composites*, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 224 (2009), S. 1017-1027.
- [76] LÜTKE, M.; KLOTZBACH, A.; WETZIG, A.; BEYER, E.: *Laserschneiden von Faserverbundwerkstoffen. Remote-Bearbeitung ohne Schneidgasunterstützung*: Laser Journal LTJ 2. Weinheim: Wiley, 2009.
- [77] FRENCH, P.; NAEEM, M.; WOLYNSKI, A.; SHARP, M.C.: *Fibre laser material processing of aerospace composites*. Proceedings of ICALEO (2010).

- 
- [78] FRENCH, P.; NAEEM, M.; CLOWES, J.; SHARP, M.C.: *Fibre laser material processing of aerospace composites*. Proceedings of the Fifth International WLT-Conference on Lasers in Manufacturing (2009).
- [79] FINGER, J.; WEINAND, M.; WORTMANN, D.: *Investigations on processing of carbon fiber reinforced plastics using ultrashort pulsed laser radiation with high average power*. Proceedings of ICALEO (2013).
- [80] FINGER, J.; WEINAND, M.; WORTMANN, D.: *Ablation and cutting of carbon-fiber reinforced plastics using picosecond pulsed laser radiation with high average power*. Journal of laser applications 25 (4) (2013), S. 42007-1 - 42007-5.
- [81] LEONE, C.; GENNA, S.; TAGLIAFERRI, V.: *Fibre laser cutting of CFRP thin sheets by multi-passes scan technique*. Optics and Lasers in Engineering 53 (2014), S. 43–50.
- [82] SCHNEIDER, F.; WOLF, N.; PETRING, D.: *High power laser cutting of fiber reinforced thermoplastic polymers with cw- and pulsed lasers*. Physics Procedia 41 (2013), S. 408 – 413.
- [83] NIINO, H.; KAWAGUCHI, Y.; SATO, T.; NARAZAKI, A.; KUROSAKI, R.; MURAMATSU, M.; HARADA, Y.; ANZAI, K.; WAKABAYASHI, K.; NAGASHIMA, T.; KASE, Z.; MATSUSHITA, M.; FURUKAWA, K.; NISHINO, M.: *Laser Cutting of Carbon Fiber Reinforced Thermo-Plastic (CFRTP) by IR Laser Irradiation*. Proceedings of LAMP (2013).
- [84] KONONENKO, T. V.; FREITAG, C.; KOMLENOK, M. S.; ONUSEIT, V.; WEBER, R.; GRAF, T.; KONOV, V.I.: *Oxygen-assisted multipass cutting of carbon fiber reinforced plastics with ultra-short laser pulses*. Journal of Applied Physics 115 (2014), 103107.
- [85] WEBER, R.; GRAF, T.; BERGER, P.; ONUSEIT, V.; WIEDENMANN, M.; FREITAG, C.; FEUER, A.: *Heat accumulation during pulsed laser materials processing*. Optics Express 22 (9) (2014).
- [86] FREITAG, C.; ONUSEIT, V.; WEBER, R.; GRAF, T.: *High-speed observation of the heat flow in CFRP during laser processing*. Physics Procedia 39 (2012), S. 137-146.
- [87] MICHALOWSKI, A.: *Thermal Effects in Ultra-Short Pulsed Laser Ablation of Metals*. Stuttgarter Lasertage SLT 12, Neue Messe Stuttgart (2012).

- [88] WEBER, R.: *Grundsätzliches zur gepulsten Bearbeitung von CFK*. CFK-Workshop des IFSW am Waldhotel Zollernblick (2014).
- [89] BREITLING, D.: *Gasphaseneinflüsse beim Abtragen und Bohren mit ultrakurz gepulster Laserstrahlung*. Universität Stuttgart, Institut für Strahlwerkzeuge, Dissertation. München: Herbert Utz Verlag, 2009.
- [90] DÖRING, S.; ULLSPERGER, T.; HEISLER, F.; RICHTER, S.; TÜNNERMANN, A.; NOLTE, S.: *Hole formation process in ultrashort pulse laser percussion drilling*. Physics Procedia 41 (2013), S. 424 – 433.
- [91] DAUSINGER, F.; ABELN, T.; BREITLING, D.; RADKE, J.; KONOV, V.; GARNOV, S.; KLIMENTOV, S.; KONONENKO, T.; TSARKOVA, O.: *Bohren keramischer Werkstoffe mit Kurzpuls-Festkörperlasern*. LaserOpto 31 (1999) Nr. 3, S. 78-85.
- [92] RADTKE, J.: *Herstellung von Präzisionsdurchbrüchen in keramischen Werkstoffen mittels repetierender Laserbearbeitung*. Universität Stuttgart, Institut für Strahlwerkzeuge, Dissertation. München: Herbert Utz Verlag, 2003
- [93] FÖHL, C.: *Einsatz ultrakurz gepulster Laserstrahlung zum Präzisionsbohren von Metallen*. Universität Stuttgart, Institut für Strahlwerkzeuge, Dissertation. München: Herbert Utz Verlag, 2011.
- [94] BREITLING, D.; FÖHL, C.; DAUSINGER, F.; KONONENKO, T.; KONOV, V.: *Drilling of Metals*. In: Dausinger, F.; Lichtner, F.; Lubatschowski, H. (Hrsg.). *Femtosecond Technology for Technical and Medical Applications*. Berlin: Springer, 2004, S. 131-154.
- [95] RUF, A.: *Modellierung des Perkussionsbohrens von Metallen mit kurz- und ultrakurz gepulsten Lasern*. Universität Stuttgart, Institut für Strahlwerkzeuge, Dissertation. München: Herbert Utz Verlag, 2004.
- [96] HECHT, E.: *Optik*. Bonn: Addison-Wesley, 1989.
- [97] KAGERER, M.; IRLINGER, F.; LUETH, T.C.: *Laser Source Independent Basic Parameters in Micro-Cutting*. International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM2011) Budapest, Hungary (2011).
- [98] BRAUN, L.: *Laserbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen mit periodisch bewegtem Strahl*. Universität Stuttgart, Masterarbeit, 2014 Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW 14-04).

- 
- [99] WEBER, R.; ONUSEIT, V.; TSCHULIN, S.; GRAF, T.: *High-efficiency laser processing of CFRP*. Proceedings of ICALEO (2013), Paper LMP 1901.
- [100] KNAUP, S.: *Optimierung eines gütegeschalteten CO<sub>2</sub>-KurzpulsLasers und dessen Anwendung bei der Nichtmetallbearbeitung*. Hochschule Coburg, Fakultät Angewandte Naturwissenschaften, Diplomarbeit (2012).
- [101] JUNGHANS, S.: *Variation der Pulseigenschaften und des Strahlprofils eines CO<sub>2</sub> KurzpulsLasers für die Lasermaterialbearbeitung von Verbundwerkstoffen*, Hochschule Darmstadt, Fachbereich Mathematik und Naturwissenschaften, Diplomarbeit (2013).
- [102] ZAZULA, J. M.: *On Graphite Transformation at High Temperature and Pressure Induced by Absorption of the LHC Beam*. LHC Project Note 78 / 97 (1997).
- [103] VOISEY, K. T.; FOUQUET, S.; ROY, D.; CLYNE, T. W.: *Fibre swelling during laser drilling of carbon fibre composites*: Optics and Lasers in Engineering 44 (2006) S. 1185–1197.
- [104] PRIEB, T.; HAFNER, M.; WEBER, R.; GRAF, T.; MIDDENDORF, P.: *Influence of laser processing on carbon fibers*. Stuttgarter Lasertage SLT 12, Neue Messe Stuttgart (2012).
- [105] KNIGHT, C.J.: *Theoretical modeling of rapid surface vaporization with back pressure*. AIAA J. 17(5) (1979), S. 519–523.
- [106] BREITLING, D.; RUF, A.; BERGER, P.W.; DAUSINGER, F. H.; KLIMENTOV, S. M.; PIVOVAROV, P. A.; KONONENKO, T.V.; KONOV, V. I.: *in Laser Processing of Advanced Materials and Laser Microtechnologies*. Conference on Lasers, Applications, and Technologies LAT, Moscow, Proc. SPIE, vol. 5121, ed. by F.H. Dausinger, V.I. Konov, V.Yu. Baranov, V.Ya. Panchenko (SPIE Press, Bellingham, 2002), S. 24-33.
- [107] GROJO, D.; HERMANN, J.; PERRONE, A.: *Plasma analyzing during femtosecond laser ablation of Ti, Zr and Hf*. Journal of Applied Physics 97, 063306 (2005).
- [108] BERGER, P.; SCHUSTER, R.; ZVYAGOLSKAYA, M.; HÜGEL, H.; SCHÄFER, P.: *Zur Bedeutung von gleitenden Stufen an der Kapillarfront beim Schweißen und Schneiden mit Laserstrahlen – Teil 1*. Schweißen und Schneiden 63 (2011) Heft 1-2.

- [109] BERGER, P.; SCHUSTER, R.; ZVYAGOLSKAYA, M.; HÜGEL, H.; SCHÄFER, P.: *Zur Bedeutung von gleitenden Stufen an der Kapillarfront beim Schweißen und Schneiden mit Laserstrahlen – Teil 2*. Schweißen und Schneiden 63 (2011) Heft 1-2.
- [110] OERTL, H.: *Prandtl - Führer durch die Strömungslehre: Grundlagen und Phänomene*. Ausgabe 13. Wiesbaden: Springer, 2012.

## Danksagung

Die Vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit bei der Firma Trumpf Laser und Systemtechnik GmbH in Zusammenarbeit mit dem Institut für Strahlwerkzeuge. Für das Gelingen war die Unterstützung Vieler nötig. So möchte ich allen Personen danken, die einen Beitrag dazu geleistet haben. Meinem Erstkorrektor Herrn Prof. Thomas Graf vom Institut für Strahlwerkzeuge der Universität Stuttgart möchte ich sehr herzlich danken, mir die Erstellung dieser Arbeit ermöglicht und mich dabei stets unterstützt zu haben. Darüber hinaus danke ich Herrn Prof. Peter Middendorf für das große Interesse an dem Thema meiner Promotion und die Übernahme des 2. Gutachtens sowie Herrn Prof. Rainer Gadow für den Vorsitz des Promotionsverfahrens.

Besonderer Dank gilt der Firma Trumpf, und insbesondere Herrn Nicolai Speker und Herrn Dr. Thomas Harrer, die mir eine Industriepromotion ermöglicht haben und mir jederzeit mit Rat und Tat zur Seite gestanden sind.

Herrn Dr. Rudolf Weber und Herrn Peter Berger möchte ich für sehr viele Tipps, die jederzeit spannenden Diskussionen und der unermüdlichen Unterstützung danken.

Meinen Kollegen bei der Firma Trumpf und am Institut für Strahlwerkzeuge möchte ich für ein sehr angenehmes Arbeitsklima danken. Ohne die Unterstützung meiner Kollegen wäre eine erfolgreiche Erstellung dieser Arbeit sicher nicht möglich gewesen. Danken möchte ich auch meinen Praktikant(inn)en, Studien-, Diplom- und Mitarbeiter(inne)n, die ebenfalls zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Ganz besonders danke ich meiner Frau für die Unterstützung in allen Höhen und Tiefen. Meinen Eltern danke ich für die immerwährende Hilfe und die Möglichkeit mit meinem Studium dieses Ziel zu erreichen.



# Laser in der Materialbearbeitung

## Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

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

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

### Zoske, Uwe

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

### Gorritz, Michael

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

### Mohr, Ursula

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

### Rudlaff, Thomas

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

### Borik, Stefan

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

### Paul, Rüdiger

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

### Wahl, Roland

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

### Frederking, Klaus-Dieter

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

### Grünewald, Karin M.

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

### Shen, Jialin

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

### Arnold, Johannes M.

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

### Holzwarth, Achim

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

### Dausinger, Friedrich

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

### Meiners, Eckhard

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

### Beck, Markus

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

### Breining, Klaus

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

### Griebsch, Jürgen

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

### Krepulat, Walter

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

### Xiao, Min

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

### Glumann, Christiane

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

### Gross, Herbert

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

### Rapp, Jürgen

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

**Wittig, Klaus**

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

**Grünenwald, Bernd**

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

**Lee, Jae-Hoon**

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

**Albinus, Uwe N. W.**

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

**Wiedmaier, Matthias**

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

**Bloehs, Wolfgang**

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

**Bea, Martin**

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

**Stöhr, Michael**

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

**Plaaß, Wilfried**

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

**Schaller, Markus K. R.**

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

**Hack, Rüdiger**

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

**Krupka, René**

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

**Pfeiffer, Wolfgang**

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

**Volz, Robert**

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

**Bartelt-Berger, Lars**

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

**Müller-Hummel, Peter**

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

**Rohde, Hansjörg**

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

**Huonker, Martin**

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

**Callies, Gert**

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

**Schubert, Michael E.**

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

**Kern, Markus**

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

**Raiber, Armin**

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

# Laser in der Materialbearbeitung

## Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

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

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

### **Schittenhelm, Henrik**

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

### **Stewen, Christian**

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

### **Schmitz, Christian**

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

### **Karszewski, Martin**

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

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

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

### **Haag, Matthias**

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

### **Bahn Müller, Jochen**

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

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

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

### **Angstenberger, Birgit**

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

### **Bachhofer, Andreas**

Schneiden und Schweißen von Aluminiumwerkstoffen mit Festkörperlasern für den Karosseriebau  
2001, 194 Seiten, ISBN 3-89675-881-0

### **Breitschwerdt, Sven**

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

### **Mochmann, Gunter**

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

### **Herrmann, Andreas**

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

### **Mästle, Rüdiger**

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

### **Voß, Andreas**

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

### **Müller, Matthias G.**

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

### **Abeln, Tobias**

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

### **Erhard, Steffen**

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

### **Contag, Karsten**

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

### **Krastel, Klaus**

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

### **Staud, Jürgen**

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

### **Schinzel, Cornelius M.**

Nd:YAG-Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Automobilbau  
2002, 177 Seiten, ISBN 3-8316-0201-8

### **Sebastian, Michael**

Grundlagenuntersuchungen zur Laser-Plasma-CVD Synthese von Diamant und amorphen Kohlenstoffen  
2002, 153 Seiten, ISBN 3-8316-0200-X

**Lücke, Bernd**

Kohärente Kopplung von Vertikalemitter-Arrays  
2003, 120 Seiten, ISBN 3-8316-0224-7

**Hohenberger, Bernd**

Laserstrahlschweißen mit Nd:YAG-Doppelfokus-  
technik – Steigerung von Prozeßsicherheit, Fle-  
xibilität und verfügbarer Strahlleistung  
2003, 128 Seiten, ISBN 3-8316-0223-9

**Jasper, Knut**

Neue Konzepte der Laserstrahlformung und  
-führung für die Mikrotechnik  
2003, 152 Seiten, ISBN 3-8316-0205-0

**Heimerdinger, Christoph**

Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen  
für die Luftfahrt  
2003, 112 Seiten, ISBN 3-8316-0256-5

**Christoph Fleig**

Evaluierung eines Messverfahrens zur genauen  
Bestimmung des Reflexionsgrades optischer  
Komponenten  
2003, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0274-3

**Joachim Radtke**

Herstellung von Präzisionsdurchbrüchen in ke-  
ramischen Werkstoffen mittels repetierender  
Laserbearbeitung  
2003, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0285-9

**Michael Brandner**

Steigerung der Prozesseffizienz beim Löten und  
Kleben mit Hochleistungsdiodenlasern  
2003, 195 Seiten, ISBN 3-8316-0288-3

**Reinhard Winkler**

Porenbildung beim Laserstrahlschweißen von  
Aluminium-Druckguss  
2004, 153 Seiten, ISBN 3-8316-0313-8

**Helmut Kindler**

Optische und gerätetechnische Entwicklungen  
zum Laserstrahlspritzen  
2004, 117 Seiten, ISBN 3-8316-0315-4

**Andreas Ruf**

Modellierung des Perkussionsbohrens von Metal-  
len mit kurz- und ultrakurzgepulsten Lasern  
2004, 140 Seiten, ISBN 3-8316-0372-3

**Guido Hergenhan**

Kohärente Kopplung von Vertikalemittern – Sys-  
temkonzept und experimentelle Verifizierung  
2004, 115 Seiten, ISBN 3-8316-0376-6

**Klaus Goth**

Schweißen von Mischverbindungen aus Alumini-  
umguß- und Knetlegierungen mit CO<sub>2</sub>-Laser  
unter besonderer Berücksichtigung der Nahtart  
2004, 143 Seiten, ISBN 3-8316-0427-4

**Armin Strauch**

Effiziente Lösung des inversen Problems beim  
Laserstrahlschweißen durch Simulation und  
Experiment  
2004, 169 Seiten, ISBN 3-8316-0425-8

**Thomas Wawra**

Verfahrensstrategien für Bohrungen hoher Präzi-  
sion mittels Laserstrahlung  
2004, 162 Seiten, ISBN 3-8316-0453-3

**Michael Honer**

Prozesssicherungsmaßnahmen beim Bohren  
metallischer Werkstoffe mittels Laserstrahlung  
2004, 113 Seiten, ISBN 3-8316-0441-x

**Thomas Herzinger**

Prozessüberwachung beim Laserbohren von  
Turbinenschaufeln  
2004, 143 Seiten, ISBN 3-8316-0443-6

**Reiner Heigl**

Herstellung von Randschichten auf Aluminium-  
gusslegierungen mittels Laserstrahlung  
2004, 173 Seiten, ISBN 3-8316-0460-8

# Laser in der Materialbearbeitung

## Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

Prof. Dr. phil. nat. Thomas Graf, Universität Stuttgart

Forschungsberichte des IFSW ab 2005 erschienen im Herbert Utz Verlag, München

### **Thomas Fuhrich**

Marangoni-effekt beim Laserstrahl-tiefschweißen von Stahl

2005, 163 Seiten, ISBN 3-8316-0493-2

### **Daniel Müller**

Pulsenergiestabilität bei regenerativen Kurzpuls-verstärkern im Scheibenlaserdesign

2005, 172 Seiten, ISBN 3-8316-0508-4

### **Jiancun Gao**

Neodym-dotierte Quasi-Drei-Niveau-Scheiben-laser: Hohe Ausgangsleistung und Frequenzver-dopplung

2005, 148 Seiten, ISBN 3-8316-0521-1

### **Wolfgang Gref**

Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen mit der Fokusmatrixtechnik

2005, 136 Seiten, ISBN 3-8316-0537-8

### **Michael Weikert**

Oberflächenstrukturieren mit ultrakurzen Laser-pulsen

2005, 116 Seiten, ISBN 3-8316-0573-4

### **Julian Sigel**

Lasergenerieren metallischer Bauteile mit vari-ablem Laserstrahldurchmesser in modularen Ferti-gungssystemen

2006, 132 Seiten, ISBN 3-8316-0572-6

### **Andreas Ruß**

Schweißen mit dem Scheibenlaser-Potentiale der guten Fokussierbarkeit

2006, 142 Seiten, ISBN 3-8316-0580-7

### **Gabriele Seibold**

Absorption technischer Oberflächen in der La-sermaterialbearbeitung

2006, 156 Seiten, ISBN 3-8316-0618-8

### **Dirk Lindenau**

Magnetisch beeinflusstes Laserstrahlschweißen

2007, 180 Seiten, ISBN 978-3-8316-0687-0

### **Jens Walter**

Gesetzmäßigkeiten beim Lasergenerieren als Basis für die Prozesssteuerung und -regelung

2008, 140 Seiten, ISBN 978-3-8316-0770-9

### **Heiko Ridderbusch**

Longitudinal angeregte passiv gütegeschaltete Laserzündkerze

2008, 175 Seiten, ISBN 978-3-8316-0840-9

### **Markus Leimser**

Strömungsinduzierte Einflüsse auf die Nahteigen-schaften beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen

2009, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-0854-6

### **Mikhail Larionov**

Kontaktierung und Charakterisierung von Kristal-len für Scheibenlaser

2009, 186 Seiten, ISBN 978-3-8316-0855-3

### **Jürgen Müller-Borhanian**

Kamerabasierte In-Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen

2009, 162 Seiten, ISBN 978-3-8316-0890-4

### **Andreas Letsch**

Charakterisierung allgemein astigmatischer La-serstrahlung mit der Methode der zweiten Mo-mente

2009, 176 Seiten, ISBN 978-3-8316-0896-6

### **Thomas Kübler**

Modellierung und Simulation des Halbleiterschei-benlasers

2009, 152 Seiten, ISBN 978-3-8316-0918-5

### **Günter Ambrosy**

Nutzung elektromagnetischer Volumenkräfte beim Laserstrahlschweißen

2009, 170 Seiten, ISBN 978-3-8316-0925-3

### **Agnes Ott**

Oberflächenmodifikation von Aluminiumlegierun-gen mit Laserstrahlung: Prozessverständnis und Schichtcharakterisierung

2010, 226 Seiten, ISBN 978-3-8316-0959-8

### **Detlef Breiting**

Gasphaseneinflüsse beim Abtragen und Bohren mit ultrakurz gepulster Laserstrahlung

2010, 200 Seiten, ISBN 978-3-8316-0960-4

### **Dmitrij Walter**

Online-Qualitätssicherung beim Bohren mittels ultrakurz gepulster Laserstrahlung

2010, 156 Seiten, ISBN 978-3-8316-0968-0

### **Jan-Philipp Weberpals**

Nutzen und Grenzen guter Fokussierbarkeit beim Laserstrahlschweißen

2010, 154 Seiten, ISBN 978-3-8316-0995-6

### **Angelika Beyertt**

Yb:KYW regenerativer Verstärker für ultrakurze Pulse

2010, 166 Seiten, ISBN 978-3-8316-4002-7

**Christian Stolzenburg**

Hochrepetierende Kurzpuls-Scheibenlaser im infraroten und grünen Spektralbereich  
2011, 184 Seiten, ISBN 978-3-8316-4041-6

**Svent-Simon Beyertt**

Quantenfilm-Pumpen zur Leistungsskalierung von Halbleiter-Scheibenlasern  
2011, 130 Seiten, ISBN 978-3-8316-4051-5

**Sonja Kittel**

Verzugsarmes Laserstrahlschweißen an axial-symmetrischen Bauteilen  
2011, 162 Seiten, ISBN 978-3-8316-4088-1

**Andrey Andreev**

Schweißen mit dem Scheibenlaser im Getriebebau – Prozessmerkmale und Anlagenkonzepte  
2011, 140 Seiten, ISBN 978-3-8316-4103-1

**Christian Föhl**

Einsatz ultrakurz gepulster Laserstrahlung zum Präzisionsbohren von Metallen  
2011, 156 Seiten, ISBN 978-3-8316-4120-8

**Andreas Josef Birnesser**

Prozessregelung beim Laserstrahlschweißen  
2011, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4133-8

**Christoph Neugebauer**

Thermisch aktive optische Bauelemente für den resonatorinternen Einsatz beim Scheibenlaser  
2012, 220 Seiten, ISBN 978-3-8316-4178-9

**Andreas Dauner**

Fluidmechanische Maßnahmen zur Reduzierung von Schmelzablagerungen beim Hochgeschwindigkeitslaserbohren  
2012, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4194-9

**Axel Heß**

Vorteile und Herausforderungen beim Laserstrahlschweißen mit Strahlquellen höchster Fokussierbarkeit  
2012, 164 Seiten, ISBN 978-3-8316-4198-7

**Christian Gehrke**

Überwachung der Struktureigenschaften beim Oberflächenstrukturieren mit ultrakurzen Laserpulsen  
2013, 164 Seiten, ISBN 978-3-8316-4271-7

**David Schindhelm**

In-Prozess Qualitätssicherung für das Laserstrahlschneiden von Metallen  
2013, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4345-5

**Moritz Vogel**

Speciality Fibers for High Brightness Laser Beam Delivery  
2014, 187 Seiten, ISBN 978-3-8316-4382-0

**Andreas Michalowski**

Untersuchungen zur Mikrobearbeitung von Stahl mit ultrakurzen Laserpulsen  
2014, 176 Seiten, ISBN 978-3-8316-4424-7

**Georg Stöppler**

Untersuchung eines OPOs im mittleren Infrarot im Hinblick auf Anwendungen für minimalinvasive Chirurgie  
2015, 144 Seiten, ISBN 978-3-8316-4437-7

**Patrick Mucha**

Qualitäts- und produktivitätsbeeinflussende Mechanismen beim Laserschneiden von CF und CFK  
2015, 120 Seiten, ISBN 978-3-8316-4516-9



