





TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik  
am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*)

Prozessmodell und Systemtechnik  
für das laserunterstützte Fräsen

**Robert Wiedenmann**

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Rolf Steinhilper  
Universität Bayreuth

Die Dissertation wurde am 14.01.2014 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 13.05.2014 angenommen.



Robert Wiedenmann

Prozessmodell und Systemtechnik  
für das laserunterstützte Fräsen



Herbert Utz Verlag · München

## **Forschungsberichte IWB**

Band 287

Zugl.: Diss., München, Techn. Univ., 2014

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

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  
Verwendung – vorbehalten.

Copyright © Herbert Utz Verlag GmbH · 2014

ISBN 978-3-8316-4384-4

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

## **Geleitwort der Herausgeber**

Die Produktionstechnik ist für die Weiterentwicklung unserer Industriegesellschaft von zentraler Bedeutung, denn die Leistungsfähigkeit eines Industriebetriebes hängt entscheidend von den eingesetzten Produktionsmitteln, den angewandten Produktionsverfahren und der eingeführten Produktionsorganisation ab. Erst das optimale Zusammenspiel von Mensch, Organisation und Technik erlaubt es, alle Potentiale für den Unternehmenserfolg auszuschöpfen.

Um in dem Spannungsfeld Komplexität, Kosten, Zeit und Qualität bestehen zu können, müssen Produktionsstrukturen ständig neu überdacht und weiterentwickelt werden. Dabei ist es notwendig, die Komplexität von Produkten, Produktionsabläufen und -systemen einerseits zu verringern und andererseits besser zu beherrschen.

Ziel der Forschungsarbeiten des *iwb* ist die ständige Verbesserung von Produktentwicklungs- und Planungssystemen, von Herstellverfahren sowie von Produktionsanlagen. Betriebsorganisation, Produktions- und Arbeitsstrukturen sowie Systeme zur Auftragsabwicklung werden unter besonderer Berücksichtigung mitarbeiterorientierter Anforderungen entwickelt. Die dabei notwendige Steigerung des Automatisierungsgrades darf jedoch nicht zu einer Verfestigung arbeitsteiliger Strukturen führen. Fragen der optimalen Einbindung des Menschen in den Produktentstehungsprozess spielen deshalb eine sehr wichtige Rolle.

Die im Rahmen dieser Buchreihe erscheinenden Bände stammen thematisch aus den Forschungsbereichen des *iwb*. Diese reichen von der Entwicklung von Produktionssystemen über deren Planung bis hin zu den eingesetzten Technologien in den Bereichen Fertigung und Montage. Steuerung und Betrieb von Produktionssystemen, Qualitätssicherung, Verfügbarkeit und Autonomie sind Querschnittsthemen hierfür. In den *iwb* Forschungsberichten werden neue Ergebnisse und Erkenntnisse aus der praxisnahen Forschung des *iwb* veröffentlicht. Diese Buchreihe soll dazu beitragen, den Wissenstransfer zwischen dem Hochschulbereich und dem Anwender in der Praxis zu verbessern.

*Michael Zäh*

*Gunther Reinhart*



## **Vorwort**

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München.

Ich möchte an dieser Stelle Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh, dem Leiter des Lehrstuhls für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik, für die Möglichkeit der Promotion und die Betreuung meiner Arbeit danken. Mein Dank gilt auch meinem Zweitprüfer, Herrn Prof. Dr.-Ing. Rolf Steinhilper, sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart für die Übernahme des Vorsitzes.

Ein besonderer Dank gilt meinen beiden Kollegen Jan Musiol und Johannes Löhe, die mit ihren kritischen und hilfreichen Anmerkungen zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Darüber hinaus bedanke ich mich bei allen meinen Kolleginnen und Kollegen für die zahlreichen fachlichen und auch spaßigen Diskussionen zu und neben meinem Thema. Zudem danke ich Julian Backhaus für die gemeinsamen kurzweiligen Tage in unserem Büro.

Ein weiteres Dankeschön geht an das Bayerische Laserzentrum in Erlangen für die Möglichkeit der „freizeitlichen Gastprofessur“ während der schriftlichen Ausarbeitung.

Mein ganz besonderer Dank gilt jedoch meinen Eltern, die mir durch ihre Unterstützung das Studium erst ermöglicht haben, und meiner Frau Stephanie, die mir stets Rückhalt gegeben und mir mit Rat und Tat zur Seite gestanden hat.

München, 16. Mai 2014

*Robert Wiedenmann*



---

# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>V</b>
<b>Formelzeichenverzeichnis</b>	<b>VI</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Spanende Bearbeitung im Leichtbau	1
1.2 Prinzip des laserunterstützten FräSENS	2
1.3 Allgemeine Zielsetzung der Arbeit	3
1.4 Aufbau der Arbeit	4
<b>2 Grundlagen und Stand der Forschung</b>	<b>5</b>
2.1 Allgemeines	5
2.2 Statistische VersuchsplAnung	5
2.3 Grundlagen der Bearbeitungsprozesse	7
2.3.1 Allgemeines	7
2.3.2 Spanende Bearbeitung	8
2.3.3 Lasermaterialbearbeitung	16
2.4 Werkstofftechnische Grundlagen von Titan	20
2.4.1 Allgemeines zu Titan	20
2.4.2 Titanlegierung TiAl6V4	24
2.4.3 Zerspanbarkeit	29
2.5 Stand der Forschung zur laserunterstützten Zerspanung	31
2.5.1 Allgemeines	31
2.5.2 Laserunterstütztes Drehen	31
2.5.3 Laserunterstütztes FräSEN	35
2.6 Zusammenfassung	41
<b>3 Forschungsbedarf, Zielsetzung, Vorgehensweise</b>	<b>43</b>
3.1 Allgemeines	43
3.2 Forschungsbedarf	43

3.3 Zielsetzung	44
3.3.1 Ableitung der Zielsetzung	44
3.3.2 Definition der Zielgrößen	45
3.3.3 Forschungsfragen	45
3.4 Vorgehensweise	46
3.4.1 Allgemeine Beschreibung	46
3.4.2 Experimentelle Prozessuntersuchung	46
3.4.3 Modellbildung	48
3.4.4 Aufbau der Systemtechnik	48
3.4.5 Laserunterstütztes Fräsen	48
3.4.6 Bewertung	49
3.5 Zusammenfassung	49
<b>4 Experimentelle Prozessuntersuchungen</b>	<b>51</b>
4.1 Allgemeines	51
4.2 Fräsbearbeitung	52
4.2.1 Allgemeines	52
4.2.2 Versuchsaufbau	52
4.2.3 Vorgehensweise	58
4.2.4 Ergebnisse	59
4.2.5 Zusammenfassung	74
4.3 Lasermaterialbearbeitung	75
4.3.1 Allgemeines	75
4.3.2 Versuchsaufbau	75
4.3.3 Vorgehensweise	79
4.3.4 Ergebnisse	80
4.3.5 Zusammenfassung	91
4.4 Laserunterstützte Fräsbearbeitung	92
4.4.1 Allgemeines	92

---

4.4.2	Zusammenführung der getrennten Betrachtungen der Prozesse	92
4.4.3	Versuchsaufbau	94
4.4.4	Vorgehensweise	96
4.4.5	Ergebnisse	98
4.5	Zusammenfassung der Prozessuntersuchungen	118
<b>5</b>	<b>Prozessmodell</b>	<b>121</b>
5.1	Allgemeines	121
5.2	Modellbildung	121
5.3	Simulation des Wärmeeintrags	126
5.3.1	Allgemeines	126
5.3.2	Aufbau	126
5.3.3	Kalibrierung und Validierung	130
5.4	Modellgestützte Prozessparameterwahl	134
5.4.1	Ansätze zur Anwendung des Prozessmodells	134
5.4.2	Ermittlung geeigneter Prozessparameter	136
5.5	Zusammenfassung	141
<b>6</b>	<b>Systemtechnik</b>	<b>143</b>
6.1	Allgemeines	143
6.2	Konzept	143
6.3	Laserintegration	145
6.3.1	Lasersicherheit	145
6.3.2	Laserspot-Nachführung	147
6.3.3	Integration des Prozessmodells	149
6.4	Zusammenfassung	150
<b>7</b>	<b>Prozess des laserunterstützten FräSENS</b>	<b>151</b>
7.1	Allgemeines	151
7.2	Datenbasis mit Prozessparametern	151
7.3	Validierung der Prozessparameter	153

7.3.1	Versuchsaufbau	153
7.3.2	Vorgehensweise	153
7.3.3	Ergebnisse	154
7.4	Validierung der Systemtechnik	157
7.4.1	Vorgehensweise	157
7.4.2	Ergebnisse	159
7.5	Zusammenfassung	161
<b>8</b>	<b>Technologische und wirtschaftliche Bewertung</b>	<b>163</b>
8.1	Allgemeines	163
8.2	Technologische Bewertung	163
8.3	Wirtschaftliche Bewertung	166
8.4	Zusammenfassung	168
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung der Arbeit und Ausblick</b>	<b>169</b>
9.1	Zusammenfassung	169
9.2	Ausblick	171
<b>10</b>	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>173</b>
<b>11</b>	<b>Verzeichnis betreuter Studienarbeiten</b>	<b>187</b>
<b>12</b>	<b>Anhang</b>	<b>189</b>
A1	Prozesskräfte (Rundplattenfräser)	189
A2	Berechnung der Schnittleistung	190
A3	Daten zur wirtschaftlichen Bewertung	192

---

## Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
CAD/CAM	Computer-Aided Design and Manufacturing (deutsch: <i>Computergestützte Konstruktion und Fertigung</i> )
CCD	Central Composite Design (deutsch: <i>Zentral zusammengesetzter Versuchsplan</i> )
CFK	kohlenstofffaser-verstärkter Kunststoff
DEM	Diskrete-Elemente-Methode
DoE	Design of Experiments ( <i>deutsch: Versuchsplanung</i> )
F1 bis F5	Frässituation 1 bis 5
FDM	Finite-Differenzen-Methode
FEM	Finite-Elemente-Methode
FVK	faserverstärkter Kunststoff
hdp	hexagonal dichteste Packung
HSC	High-Speed Cutting (deutsch: <i>Hochgeschwindigkeitsbearbeitung</i> )
HV-Fräser	Hochvorschub-Fräser
kfz	kubisch flächenzentriert
krz	kubisch raumzentriert
KSS	Kühlschmierstoff
ℕ	Menge der natürlichen Zahlen
SZ	Aufgeschmolzene Zone
WEZ	Wärmeeinflusszone

## Formelzeichenverzeichnis

Variable	Einheit	Bedeutung
$a_e$	mm	Eingriffsbreite
$a_p$	mm	Schnitttiefe
$a_{p,i}$	mm	Schnitttiefe ( <i>Index: Laufvariable</i> )
$A_S$	mm <sup>2</sup>	Spanungsquerschnitt
$A_{S,eff}$	mm <sup>2</sup>	effektiver Spanungsquerschnitt
$b$	mm	Spanungsbreite
$C$	°	Maschinenkoordinate
$c_p$	J/(kg·K)	spezifische Wärmekapazität
$c_x, c_y, c_z$	kN/µm	Steifigkeit
$d_c$	mm	Werkzeugdurchmesser
$d_{Fok}$	mm	Fokusdurchmesser des Laserstahls
$d_{hp}$	mm	Wärmeeindringtiefe
$d_L$	mm	Spottdurchmesser
$d_{LWL}$	mm	Durchmesser der Lichtwellenleiters
$d_{Sim,800}$	mm	Tiefe der 800-°C-Isotherme in der Simulation
$d_{WEZ}$	mm	Tiefe der Wärmeeinflusszone
$E$	kN/mm <sup>2</sup>	Elastizitätsmodul
$F_c$	N	Schnittkraft
$F_{c,j}$	N	Schnittkraftkomponente ( <i>Index: Raumrichtung</i> )
$F_{ges,m}$	N	mittlere Schnittkraft
$F_j$	N	Kraft ( <i>Index: Laufvariable</i> )
$F_{j,L}$	N	Kraft bei Laserunterstützung ( <i>Index: Laufvariable</i> )
$F_{j,max}$	N	maximale Kraft ( <i>Index: Laufvariable</i> )
$F_N$	N	Normalkraft
$F_{N,j}$	N	Normalkraftkomponente ( <i>Index: Raumrichtung</i> )

---

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$F_P$	N	Passivkraft
$F_{res}$	N	resultierende Kraft
$F_x, F_y, F_z$	N	koordinatenabhängige Kraft
$f_z$	mm	Zahnvorschub
$h_m$	mm	mittlere Spanungsbreite
$i$	-	Laufvariable
$I(t)$	W/m <sup>2</sup>	zeitabhängige Intensität im Laserspot
$I_0$	W/m <sup>2</sup>	maximale Intensität im Laserspot
$I_L$	W/m <sup>2</sup>	absolute Intensität des Laserspots
$I_L(x,y)$	W/m <sup>2</sup>	koordinatenabhängige Intensität im Laserspot
$j$	-	Laufvariable
$k$	-	Konzentrationskoeffizient
$K_0$ bis $K_{23}$	k.A.	Koeffizient des Regressionsmodells
$K_K$	-	Korrekturfaktor
$k_{cl,1}$	N	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft
$M^2$	-	Beugungsmaßzahl
$1-m_c$	-	Anstiegswert der spezifischen Schnittkraft
$n$	min <sup>-1</sup>	Drehzahl
$P_L$	W	Laserleistung
$P_{L,i}$	W	Laserleistung ( <i>Index: Laufvariable</i> )
$P_{L,max}$	W	maximale Laserleistung
$p_n$	-	n-ter Koeffizient des Polynoms n-ten Grades
$P_S$	W	Schnittleistung
$\dot{q}(r)$	W/m <sup>2</sup>	normalverteilte radiusabhängige Wärme- stromdichte
$\dot{q}(x,y)$	W/m <sup>2</sup>	koordinatenabhängige Wärmestromdichte

Variable	Einheit	Bedeutung
$\dot{q}_0$	W/m <sup>2</sup>	maximale Wärmestromdichte
$\dot{q}_{ein}$	W/m <sup>2</sup>	in das Bauteil gerichteter Wärmestrom
$\dot{q}_{Konv}$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestrom über Konvektion
$\dot{q}_{St}$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestrom über Strahlung
$Q_W$	cm <sup>3</sup> /min	Zeitspannvolumen
$Q_{W,max}$	cm <sup>3</sup> /min	maximales Zeitspannvolumen
$\dot{q}_{WL}$	W/m <sup>2</sup>	Wärmestrom über Wärmeleitung
$r$	mm	Radius
$R^2$	-	Bestimmtheitsmaß des Regressionsmodells
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	Dehngrenze
$R_{x,I}^2, R_{y,I}^2, R_{z,I}^2$	-	koordinatenabhängiges Bestimmtheitsmaß des Regressionsmodells ( <i>Index: Modellnummer</i> )
$S_L$	J/m	Streckenergie
$S_M$	-	Anzahl der Messungen innerhalb einer Messreihe
$SPP$	-	Stahlparameterprodukt
$T$	°C	Temperatur
$t$	s	Zeit
$T(x,y,z)$	°C	koordinatenabhängige Temperatur
$T_0$	°C	Anfangstemperatur
$T_{Entfestigung}$	°C	Entfestigungstemperatur
$T_{max}$	°C	maximale Temperatur
$T_{max,E}$	°C	maximale Einsatztemperatur
$T_{MS}$	°C	Martensitstart-Temperatur
$T_{P1}, T_{P2}, T_{P3}$	°C	Temperatur am Punkt P1, P2 und P3
$T_S$	°C	Schmelztemperatur
$T_{Umwandlung}$	°C	Umwandlungstemperatur

---

<b>Variable</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$T_{WKZ,max}$	°C	maximale Einsatztemperatur des Werkzeugs
$T_\beta$	°C	β-Umwandlungstemperatur eines Titanwerkstoffs
$V_B$	mm	Verschleißmarkenbreite
$v_c$	m/min	Schnittgeschwindigkeit
$v_{c,x}, v_{c,y}$	m/min	koordinatenabhängige Schnittgeschwindigkeit
$v_f$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
$v_L$	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit des Laserstrahls
$V_S$	cm³	abgehobenes Materialvolumen
$w_{WEZ}$	mm	Breite der Wärmeeinflusszone
$x, y, z$	mm	Koordinaten der Raumrichtungen
$X, Y, Z$	mm	Maschinenkoordinate
$x_I$	mm	Koordinate
$y_{0,f1}$	mm	erster Nulldurchlauf der Funktion f1
$y_{0,g2}$	mm	zweiter Nulldurchlauf der Funktion f1
$y_{0,g1}$	mm	erster Nulldurchlauf der Funktion g1
$y_{0,g2}$	mm	zweiter Nulldurchlauf der Funktion g1
$y_I$	mm	Koordinate
$y_{fg}$	mm	Schnittpunkt zwischen den Funktionen f und g
$y_L$	mm	Laservorlauf vor dem Werkzeug
$y_{L,i}$	mm	Laservorlauf ( <i>Index: Laufvariable</i> )
$y_{P1}, y_{P3}$	mm	Koordinate der Punkte P1 und P3
$Z$	-	Anzahl der Schneiden
$Z_{iE}$	-	Anzahl der Schneiden im Eingriff
$z_L$	mm	Koordinate auf der Laserstahlachse
$z_R$	mm	Rayleighlänge
$\alpha$	-	Stufenabstand des Versuchsplans

Variable	Einheit	Bedeutung
$\beta_L$	°	Einstrahlwinkel
$\beta_{la}$	°	lateraler Einstrahlwinkel
$\beta_{lo}$	°	longitudinaler Einstrahlwinkel
$\Delta F_i$	N	Kraftreduzierung ( <i>Index: Raumrichtung</i> )
$\Delta F_c$	N	Schnittkraftreduzierung
$\Delta F_x, \Delta F_y, \Delta F_z$	N	koordinatenabhängige Kraftreduzierung
$\Delta H$	kJ/(kg·K)	Umwandlungsenthalpie
$\Delta P$	W	Veränderung der Laserleistung
$\Delta t$	s	Zeitintervall
$\Delta y$	mm	Veränderung des Laservorlaufs
$\Delta z$	mm	Veränderung der Schnitttiefe
$\varepsilon$	-	Emissionskoeffizient
$\varepsilon_{abs}$	-	Absorptionskoeffizient
$\theta$	°	Öffnungswinkel des Laserstahls
$\lambda$	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_{Stahl}, \lambda_{TiAl6V4}$	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit ( <i>Index: Werkstoff</i> )
$\lambda_{Yb}, \lambda_{Nd}$	nm	Wellenlänge ( <i>Index: laseraktives Medium</i> )
$\rho_{Ti}$	kg/m³	Dichte ( <i>Index: Werkstoff</i> )
$x\sigma$	-	x-fache Standardabweichung
$\sigma_{x,l}, \sigma_{y,l}, \sigma_{z,l}$	N	koordinatenabhängige Standardabweichung des Regressionsmodells ( <i>Index: Modellnummer</i> )
$\varphi(t)$	°	Eingriffswinkel der Schneide (auch Vorschubwinkel)
$\varphi_E$	°	Eingriffswinkel des Werkzeugs
$\varphi_S$	°	Schnittbogenwinkel
$\chi_r$	°	Einstellwinkel der Schneide

# 1 Einleitung

## 1.1 Spanende Bearbeitung im Leichtbau

Die drastische Verknappung der weltweiten Rohstoffressourcen und die daraus resultierende Preisentwicklung fördern den Trend zum Leichtbau bei gleichzeitig verbesserter mechanischer Festigkeit sowie thermischer Beständigkeit der Bauteile. Daher werden vor allem in der Luftfahrtindustrie, aber auch in der sonstigen Mobilitätsindustrie klassische Konstruktionswerkstoffe, wie Stähle oder Aluminiumlegierungen, durch hochleistungsfähige, jedoch auch aufwändig und damit kostenintensiv herzustellende Werkstoffe, wie kohlenstofffaser-verstärkte Kunststoffe oder Titanlegierungen, substituiert. Erstere gelten als das „Schlüsselmaterial (...) des 21. Jahrhunderts“ (BMW GROUP 2011, S. 1). Im Gegensatz zu CFK können Titanlegierungen hohe maximale Einsatztemperaturen ohne Verlust der Festigkeit erreichen und besitzen daher eine große Bedeutung im Flugzeugtriebwerksbau (PETERS & LEYENS 2002). Zudem begrenzen sie die Problematik der Kontaktkorrosion beim Einsatz von CFK. Hochfeste Materialien setzen allerdings nicht nur den Belastungen im Einsatz, sondern auch der spanenden Bearbeitung eine hohe Widerstandsfähigkeit entgegen. Dies erschwert einen konstruktiven Leichtbau durch spanend hergestellte Integralbauteile. Folgende zeitlose Aussage beschreibt den Kern dieser produktionstechnischen Herausforderung:

„Die Zerspanbarkeit von Werkstoffen ist ein in der Produktionstechnik ständig wiederkehrender Aspekt, da moderne Hochleistungswerkstoffe durch ihre verbesserten Gebrauchseigenschaften immer höhere Ansprüche an die Zerspanung stellen.“ (WEINERT 2005, S. 2)

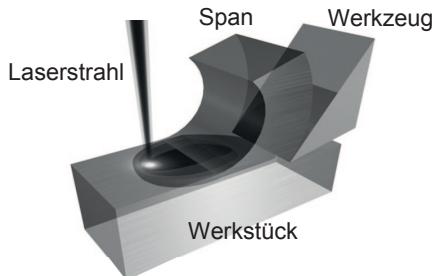
Ein aus der starken Werkzeugbeanspruchung resultierender hoher Verschleiß und ein niedriges Zeitspanvolumen führen zu einer eingeschränkten Wirtschaftlichkeit des Prozesses der Zerspanung, da bei der Bearbeitung hohe Fertigungszeiten anfallen. Vor dem Hintergrund der derzeitigen Diskussion um Ressourcen- und Energieeffizienz wird die spanende Bearbeitung zudem zunehmend kritisch hinterfragt. Materialien werden zunächst energieintensiv gefördert, aufgeschmolzen und in ein Halbzeug überführt. Anschließend wird die Endkontur durch spanende Bearbeitung erzeugt und das zuvor aufwändig hergestellte Restmaterial in Form von Spänen dem Wiederverwertungskreislauf zugeführt. Die Herstellung von Integralbauteilen kennzeichnen dabei Zerspanungsanteile von bis zu 95% (SCHNADT-KIRSCHNER 1997, DENKENA ET AL. 2008). Zudem fallen aufgrund hoher Kühlshmiermitteldrücke und -durchflussvolumina bei der Bearbeitung große Mengen an zu entsorgenden Kühlshmiermedien an (ABELE ET AL. 2011). Da die spanende Bearbeitung zu den am umfangreichsten erforschten Fertigungsverfahren zählt und damit über

einen hohen technologischen Reifegrad verfügt, kann diese prozesssicher beherrscht werden. Insbesondere bei der Herstellung von sicherheitskritischen Bauteilen, beispielsweise in der Luftfahrtindustrie, ist eine genaue Kenntnis des Fertigungsprozesses und der resultierenden Bauteileigenschaften unverzichtbar, um einen sicheren Einsatz der gefertigten Komponente zu gewährleisten. Zu diesem Zweck sind dort angewandte Fertigungsverfahren aufwändig behördlich zertifiziert. Die spanende Bearbeitung ist trotz der beschriebenen kritischen Gesichtspunkte auf lange Sicht durch kein alternatives Fertigungsverfahren vollständig ersetzbar, stößt aber aufgrund der bereits beschriebenen Begrenzung der Leistungsfähigkeit und der Wirtschaftlichkeit bereits an ihre technologischen Grenzen. „Gefragt sind daher neue Fertigungstechnologien. (...) Das wirtschaftliche Bearbeiten (...) steht und fällt mit dem Zweiklang aus Fachberatung und Technologie“, um auch zukünftig eine wirtschaftliche Bearbeitung hochfester Werkstoffe realisieren zu können (FECHT 2011, S. 36). Dabei ist die Fachberatung in diesem Kontext als zur Verfügung stehendes Prozessverständnis zu interpretieren.

## 1.2 Prinzip des laserunterstützten FräSENS

Zur prozesseitigen Leistungssteigerung der spanenden Bearbeitung wurde schon vielfach der Ansatz der Warmzerspanung verfolgt, bei der die Werkstoffeigenschaften gezielt thermisch beeinflusst werden (HERMANN 1995). Bei der Warmzerspanung handelt es sich um einen *hybriden Bearbeitungsprozess* aus einer Kombination einer spanenden Bearbeitung und einer Erwärmung. Durch diese Kombination zu einem hybriden Prozess werden über die jeweiligen Einzelprozesse hinausreichende neue positive Prozesseigenschaften ermöglicht. Beim laserunterstützten Fräsen wird mittels Strahlung lokal Wärme in die Zerspanzone vor dem Werkzeug eingebracht. Der Werkstoff wird dadurch entfestigt und anschließend im entfestigten Zustand abgehoben. Die eingebrachte Wärme soll dabei weder durch das Werkstück noch durch das Werkzeug, sondern durch den Span abtransportiert werden. **Abbildung 1-1** zeigt das Prinzip der Laserunterstützung bei der Zerspannung. Laserstrahlung als Wärmequelle bei der Warmzerspanung zählt aufgrund ihrer fokussierten Wirkung zu den fortschrittlichsten Varianten. Mittels Vorwärmung werden die Prozesskräfte und dadurch die mechanische und die thermische Belastung des Werkzeugs reduziert, wodurch die Werkzeugstandzeit erhöht werden kann. Auf diese Weise ist mittels einer Verschiebung der werkzeugseitigen Prozessgrenze bei gleichbleibender Belastung des Werkzeugs eine Erhöhung des Zeitspanvolumens und dadurch eine Reduzierung der Fertigungszeit möglich. Trotz hervorragender Perspektiven des laserunterstützten FräSENS findet

eine industrielle Anwendung praktisch noch nicht statt. Mögliche Ursache hierfür ist zum einen der hohe systemtechnische Aufwand zur Realisierung eines derartigen hybriden Prozesses, bedingt durch die hohe Prozessdynamik beim Fräsen. Zum anderen wird aufgrund des mangelnden Prozesswissens die Kombination aus einer Laser- und einer Fräsbearbeitung noch nicht prozesssicher beherrscht, wodurch eine mögliche thermische Belastung des fertigen Bauteils nicht vollständig ausgeschlossen werden kann.



*Abbildung 1-1: Prinzip der lokalen Wärmeeinbringung vor dem Werkzeugeingriff bei der laserunterstützten spanenden Bearbeitung*

### 1.3 Allgemeine Zielsetzung der Arbeit

Mit dieser Arbeit soll ein Beitrag zur wirtschaftlichen und leistungsfähigen Bearbeitung hochfester Leichtbauwerkstoffe geleistet werden, bei welchen die konventionelle Fräsbearbeitung an ihre technologischen und wirtschaftlichen Grenzen stößt. Durch den Einsatz von Laserstrahlung zur Unterstützung eines konventionellen Fräsprozesses kann diese technologische Grenze erweitert werden. Die Umsetzung eines praxisorientierten, robusten und gleichzeitig kostenminimierten Maschinen-systems soll trotz eines zusätzlich erforderlichen systemtechnischen Aufwands die Wirtschaftlichkeit der Fräsbearbeitung hochfester Werkstoffe im Vergleich zur konventionellen Bearbeitung verbessern. Auf diese Weise soll die Bereitschaft potentieller Anwender erhöht werden, das laserunterstützte Fräsen in der Produktion einzusetzen. Ziel dieser Arbeit ist es deshalb, Prozesswissen über das Zusammenwirken einzelner Einflussgrößen aufzubauen, um einen hybriden Bearbeitungsvorgang prozesssicher zu beherrschen. Darauf basierend soll ein Maschinenkonzept zur wirtschaftlichen und damit leistungsfähigen laserunterstützten Fräsbearbeitung aufgebaut werden.

## Prozesssicherheit und Wirtschaftlichkeit

Als übergeordnete Zielgrößen sind daher die *Prozesssicherheit* und die *Wirtschaftlichkeit* zu nennen. Prozesssicherheit liegt vor, wenn während des Prozesses die Belastung auf das Werkzeug reduziert bzw. das Zeitspanvolumen erhöht werden kann, das fertige laserunterstützt gefräste Bauteil jedoch keine thermische Schädigung aufweist. Bei der Betrachtung der Wirtschaftlichkeit wird der monetäre Nutzen einer Maßnahme dem Aufwand dafür gegenübergestellt. Eine erhöhte Wirtschaftlichkeit liegt bei einer Erhöhung des Quotienten aus Nutzen und Aufwand vor.

## 1.4 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Abhandlung beschreibt in Kapitel 2 die Grundlagen zum Verständnis der Arbeit. So werden in den Abschnitten 2.2 bis 2.4 die für das gewählte Vorgehen relevanten Grundlagen zusammengefasst. Daran anschließend wird in Abschnitt 2.5 der Stand der Forschung zur laserunterstützten Zerspanung vorgestellt, aus dem sich der Forschungsbedarf sowie die Zielsetzung der Arbeit ableiten (Abschnitte 3.2 und 3.3). Den Abschluss des dritten Kapitels bildet die Erläuterung der systematischen Vorgehensweise, die im Rahmen dieser Arbeit umgesetzt wurde.

Die Kapitel 4 bis 7 bilden den Hauptteil der Abhandlung. Zunächst werden in Kapitel 4 die grundlegenden Prozessuntersuchungen dargestellt. Die Abschnitte 4.2 bis 4.4 unterteilen das Kapitel dabei in die experimentellen Untersuchungen der Fräsbearbeitung, der Lasermaterialbearbeitung und der laserunterstützten Fräsbearbeitung. Basierend auf den Ergebnissen dieser Prozessuntersuchungen beinhaltet Kapitel 5 den Aufbau eines Prozessmodells sowie dessen Umsetzung zur Bestimmung geeigneter Prozessparameter mithilfe der FEM. In Kapitel 6 wird die parallel zu den Prozessuntersuchungen entwickelte Systemtechnik der Laserintegration vorgestellt. Das Kapitel 7 bildet den Abschluss des Hauptteils und beinhaltet die Validierung der Ergebnisse der vorherigen Kapitel. Abschnitt 7.2 beschreibt dabei eine modellgestützte Datenbasis aus Prozessparametern, die in den Abschnitten 7.3 und 7.4 hinsichtlich der Prozesssicherheit und der Funktionalität der Systemtechnik validiert werden.

In Kapitel 8 wird eine Bewertung der erzielten Ergebnisse aus technologischer und wirtschaftlicher Sicht anhand einer Beispielrechnung vorgenommen. Abschließend werden in Kapitel 9 die gewonnenen Erkenntnisse zusammengefasst und zukünftige Entwicklungspotentiale vorgestellt.

## 2 Grundlagen und Stand der Forschung

### 2.1 Allgemeines

Das laserunterstützte Fräsen ist ein hybrider Prozess aus einer Kombination von Lasermaterialbearbeitung und Fräsbearbeitung. Daher werden in diesem Kapitel die für diese Arbeit relevanten Bearbeitungsprozesse einzeln betrachtet sowie die erforderlichen physikalischen und werkstofftechnischen Grundlagen dargestellt. Ein weiterer Schwerpunkt des Kapitels liegt auf dem Stand der Forschung sowie den unterschiedlichen Ansätzen und Vorgehensweisen zur wissenschaftlichen Aufarbeitung des laserunterstützten FräSENS. Neben den Ergebnissen der Prozessuntersuchungen werden dabei die entwickelten Anlagentechniken beschrieben, die für eine laserunterstützte Zerspanung aufgebaut wurden. Für die Durchführung der experimentellen Prozessuntersuchungen wurde auf Methoden der statistischen Versuchsplanung zurückgegriffen. Diese werden zunächst einführend erläutert.

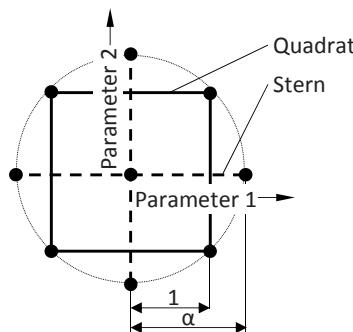
### 2.2 Statistische Versuchsplanung

Zur systematischen Bestimmung von Einflussgrößen und deren Wechselwirkungen untereinander sind statistisch abgesicherte Versuchsreihen mittels statistischer Versuchsplanung – Design of Experiments (DoE) – zweckmäßig. Die Vorgehensweise und die Terminologie der folgenden Ausführungen orientieren sich am weltweiten Standard hierzu und können SCHEFFLER (1997) und SIEBERTZ ET AL. (2010) entnommen werden. Diese Quellen enthalten über die nachfolgenden Grundlagen hinausreichende Inhalte zur statistischen Versuchsplanung.

Für eine jede Versuchsplanung gilt, dass auf der Basis eines zuvor definierten Vorgehens ein Versuchsplan erstellt werden muss, der nach der Ausführung eine Auswertung von auftretenden Effekten und Wechselwirkungen verschiedener Faktoren innerhalb einer Systemgrenze ermöglicht. Dazu wird ein mathematisches Regressionsmodell bestimmt, mit dessen Hilfe beispielsweise Effekte auf die untersuchte Zielgröße ermittelt werden können und eine Prognose der Zielgröße in Abhängigkeit der untersuchten Einflussgrößen ermöglicht wird.

## Versuchspläne

Zur Beschreibung von quadratischen Effekten und von Wechselwirkungen, die bei den durchgeföhrten Untersuchungen zu erwarten sind, ist das Central Composite Design (CCD) ein weitverbreiteter Ansatz. Der zweistufige Versuchspläne besteht aus einem Quadrat und einem zentralen Stern, wobei jeder Versuchspunkt wiederholt werden kann. Die beispielhaft gezeigte Darstellung in **Abbildung 2-1** gilt für die Parameteranordnung eines Plans mit zwei Faktoren, welcher jedoch mehrdimensional erweitert werden kann. Der Stufenabstand  $\alpha$  übersteigt den normierten Stufenabstand des Quadrats und wird mithilfe der Anzahl der Faktoren und der durchgeföhrten Versuchswiederholungen berechnet (SCHEFFLER 1997, S. 209 ff.). Zweck dieser Parameteranordnung ist die Erreichung eines symmetrischen Versuchsraums. Das CCD erfordert zwar eine hohe Gesamtzahl an Versuchen und bedingt somit einen hohen Versuchsaufwand, ermöglicht aber zugleich eine sehr gute Auswertbarkeit von quadratischen Effekten und linearen Wechselwirkungen.



*Abbildung 2-1: Für die statistische Methode des Central Composite Designs (CCD) aufgespannter zweidimensionaler Versuchsraum aus Quadrat, Zentrum und Stern*

## Regressionsmodell

Mithilfe des CCD wird auf der Basis der durch die Versuchsmatrix festgelegten Parameter und der erzielten Versuchsergebnisse ein Regressionsmodell abgeleitet, das das Verhalten der Zielgröße im untersuchten Versuchsraum beschreibt. Das Modell ermöglicht zudem eine Prognose der Zielgröße innerhalb eines ermittelten Vertrauensbereichs (im weiteren Vorgehen der Prozesskraft). Die Modellqualität beschreibt die Übereinstimmung zwischen dem Modell und der experimentellen

Beobachtung und wird durch das Bestimmtheitsmaß  $R^2$  angegeben. Ein in der Theorie ideales Modell erreicht dabei ein Bestimmtheitsmaß von  $R^2 = 1$ . Als ergänzendes Maß ist die erzielte Standardabweichung  $\sigma$  zu sehen, wobei eine geringe Standardabweichung von einer hohen Modellqualität zeugt.

### Absolute Effekte

Neben der Möglichkeit einer Prognose der Zielgröße durch das Regressionsmodell erlaubt die statistische Versuchsplanung auch eine weiterführende Auswertung. Im weiteren Vorgehen werden dabei die absoluten Effekte der einzelnen Einflussfaktoren herangezogen. Ein absoluter Effekt wurde von SIEBERTZ ET AL. (2010, S. 12) folgendermaßen definiert:

„Die Wirkung eines Faktors auf das System wird durch den sogenannten Effekt gekennzeichnet. (...) Der Effekt quantifiziert also die mittlere registrierte Veränderung des Qualitätsmerkmals [Anm.: Zielgröße Kraft] (...) beim Wechsel der Faktoreneinstellung [Anm.: vom Minimum zum Maximum des definierten Versuchsraums].“

### Kommerzielle Software

Zur Aufstellung der Versuchsmatrix sowie zur Versuchsauswertung in den Abschnitten 4.2.4.1, 4.4.5.2 und 8.3 wurde auf die Software Visual-XSel 11.0 der Firma CRGraph zurückgegriffen.

## 2.3 Grundlagen der Bearbeitungsprozesse

### 2.3.1 Allgemeines

Die folgenden Abschnitte fassen die für das weitere Vorgehen relevanten Grundlagen zur spanenden und zur Lasermaterialbearbeitung zusammen und basieren auf grundlegender Fachliteratur, auf die für weiterführende Erklärungen verwiesen wird: ALTINTAS 2000 und DEGNER ET AL. 2002 zur spanenden Bearbeitung und ALLMEN & BLATTER 1995, POPRAWE 2005 und HÜGEL & GRAF 2009 zur Lasermaterialbearbeitung. Spezifische Grundlagen, die für die Prozessuntersuchungen notwendig waren, werden in den jeweiligen Unterabschnitten der Kapitel 4 bis 7 ergänzend erläutert.

## 2.3.2 Spanende Bearbeitung

### 2.3.2.1 Prozessgrößen

Die Abbildung 2-2 visualisiert die wichtigsten Werkzeug- und Prozessparameter für das Gleichlauffräsen sowie die Lage der Raumrichtungen ( $x$ ,  $y$ ,  $z$ ) für die im Weiteren durchgeführten Untersuchungen. Ein nicht veränderlicher Werkzeugparameter ist der Durchmesser des Werkzeugs  $d_c$ . Bei der Bearbeitung variable Werkzeugparameter sind der Zahnvorschub  $f_z$ , die Eingriffsbreite  $a_e$ , die Schnitttiefe  $a_p$  und die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$ . Aus diesen berechnen sich die Drehzahl des Werkzeugs  $n$  und die Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  wie folgt:

$$n = v_c / (d_c \cdot \pi) \quad (2-1)$$

$$v_f = (f_z \cdot n \cdot Z) \quad (2-2)$$

Der Winkel  $\varphi_s$  bezeichnet den Schnittbogenwinkel und  $\varphi_E$  die Winkellage einer Schneidplatte beim Schneideneintritt in Bezug auf die Vorschubrichtung. Das Spanungsvolumen kennzeichnet den Bereich, der während des Fräsvorgangs durch eine einzige Schneide abgehoben wird. Aufgrund der Überlagerung der translatorischen Vorschubbewegung und der rotatorischen Schneidbewegung ergibt sich in der Draufsicht eine Sichelform des Spanungsvolumens, wobei der größte Spanungsquerschnitt in Vorschubrichtung vor dem Werkzeug auftritt.

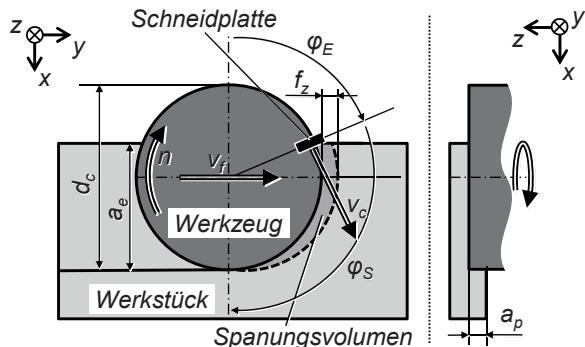


Abbildung 2-2: Werkzeug- und Prozessparameter beim Gleichlauffräsen

Eine für die wirtschaftliche Betrachtung wichtige Größe ist das erzielte Zeitspanvolumen  $Q_W$ . Es gibt an, welche Menge an Material in einer bestimmten Zeit durch einen Fräsvorgang abgehoben werden kann. Es berechnet sich wie folgt:

$$Q_W = a_p \cdot a_e \cdot v_f \quad (2-3)$$

### 2.3.2.2 Schnitt-, Zerspan- und Prozesskraft

Beim laserunterstützten Fräsen findet die spanende Bearbeitung in Form eines Fräsvorgangs statt. Der Begriff der spanenden Bearbeitung wird durch die DIN 8589 als Spanen mit geometrisch bestimter und unbestimmter Schneide definiert. Im Rahmen dieser Arbeit wird ausschließlich die Bearbeitung mit einer geometrisch bestimmten Schneide betrachtet. Ein Werkstück wird dabei durch eine mechanische Bearbeitung in eine vorgegebene Form gebracht und das überflüssige Material in Form von Spänen durch ein Werkzeug abgehoben. Die bei der Bearbeitung auftretenden Kräfte und der Werkzeugverschleiß befinden sich in einer gegenseitigen Abhängigkeit. Eine hohe mechanische Belastung der Schneide beschleunigt den Verschleiß, was wiederum die auftretenden Kräfte erhöht. Eine Darstellung der auf ein Werkzeug resultierenden Kraft erfolgt entweder in Bezug auf eine einzelne Schneide oder in kartesischen Koordinaten. In Bezug auf die Schneide wird dabei in die Schnittkraft und in Koordinatenrichtung in die Zerspan- oder Prozesskraft unterschieden.

Grundlagen zur Modellierung und Messung von Kräften werden nachfolgend sowie ergänzend durch KIENZLE & VICTOR (1952), ALTINTAS (2000), DEGNER ET AL. (2002) und SCHWARZ (2010) beschrieben. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die beim Fräsen entstehenden Zerspankräfte mit Hilfe einer Kraftmessplattform werkstückseitig erfasst (siehe S. 54).

#### Schnittkraftkomponenten

Beim Abheben eines Spans mithilfe eines Werkzeugs tritt eine resultierende absolute Kraft auf die Schneide auf, die je Vorschubwinkel  $\varphi$  variiert. Diese absolute Kraft wird üblicherweise auf die Werkzeugschneide bezogen und in die Vektoren der Schnittkraft  $\vec{F}_C$ , der Schnitt-Normalkraft  $\vec{F}_N$  und der Passivkraft  $\vec{F}_P$  unterteilt (siehe Abbildung 2-3).

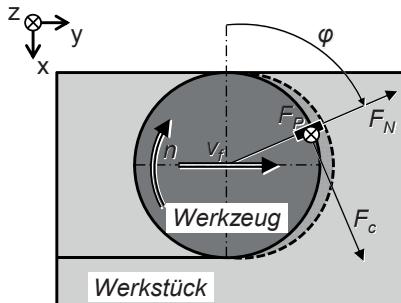


Abbildung 2-3: Auf eine Schneide beim Fräsen wirkende Schnittkraft  $F_c$ , Normalkraft  $F_N$  und Passivkraft  $F_p$  in Abhängigkeit des Eingriffswinkels der Schneide  $\varphi$

Die Schnittkraft  $\vec{F}_c$  und die Schnitt-Normalkraft  $\vec{F}_N$  wirken lediglich in der  $x$ - $y$ -Ebene und können daher als  $x$ - und  $y$ -Vektor in Abhängigkeit des Vorschubrichtungswinkels  $\varphi$  ausgedrückt werden:

$$\vec{F}_c(\varphi) = \vec{F}_{c,x}(\varphi) + \vec{F}_{c,y}(\varphi) \quad (2-4)$$

$$\vec{F}_N(\varphi) = \vec{F}_{N,x}(\varphi) + \vec{F}_{N,y}(\varphi) \quad (2-5)$$

Die Passivkraft  $\vec{F}_p$  ist ausschließlich in die  $z$ -Richtung orientiert. Es gilt daher:

$$\vec{F}_p(\varphi) = \vec{F}_{p,z}(\varphi) \quad (2-6)$$

### Zerspankraftkomponenten

In der vorliegenden Arbeit wurden die in den kartesischen Koordinaten auf das Werkzeug wirkenden Kräfte messtechnisch erfasst. Die in **Abbildung 2-4** dargestellten Kräfte  $\vec{F}_x$ ,  $\vec{F}_y$  und  $\vec{F}_z$  werden als die Zerspankraftkomponenten bezeichnet.

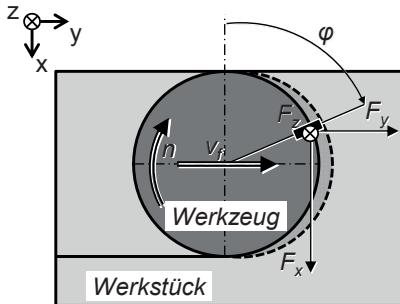


Abbildung 2-4: Auf eine Schneide beim Fräsen wirkende Zerspankraftkomponenten  $F_x$ ,  $F_y$  und  $F_z$  in Abhängigkeit des Eingriffswinkels der Schneide  $\varphi$

Die Zerspankraftkomponenten können in Abhängigkeit vom Vorschubrichtungswinkel  $\varphi$  aus der in die jeweilige Raumrichtung wirkenden Schnitt-, Normal- und Passivkraftkomponente berechnet werden. Für die drei Raumrichtungen gilt:

$$\vec{F}_x(\varphi) = \vec{F}_{c,x}(\varphi) + \vec{F}_{N,x}(\varphi) \quad (2-7)$$

$$\vec{F}_y(\varphi) = \vec{F}_{c,y}(\varphi) + \vec{F}_{N,y}(\varphi) \quad (2-8)$$

$$\vec{F}_z(\varphi) = \vec{F}_{P,z}(\varphi) \quad (2-9)$$

### Prozesskraftkomponenten

Bei mehrschneidigen Fräswerkzeugen kann mehr als eine Schneide  $Z_{iE}$  gleichzeitig im Eingriff sein. In diesem Fall summieren sich die in der Koordinatenrichtung  $j$  auf die einzelnen Schneiden  $Z$  wirkenden Zerspankraftkomponenten  $\vec{F}_{j,Z}$  zu einer in dieser Richtung auf das Werkzeug wirkenden Prozesskraft  $\vec{F}_{j,Z_{iE}}$ . Es gilt:

$$\vec{F}_{j,Z_{iE}}(\varphi) = \sum_{Z=1}^{Z_{iE}} \vec{F}_{j,Z}(\varphi) \quad (2-10)$$

(mit  $j \in \{x; y; z\}$ )

$$Z_{iE} = \frac{\varphi_s \cdot Z}{360^\circ} \quad (2-11)$$

### Berechnung der Schnittkraft und -leistung

Nach KÖNIG ET AL. (1982) und DEGNER ET AL. (2002) berechnet sich die mittlere Schnittkraft  $F_{ges,m}$  einer einzigen Schneide über die gesamte Strecke des Werkzeugeingriffs wie folgt:

$$F_{ges,m} = b \cdot h_m^{(1-m_c)} \cdot k_{c1.1} \cdot K_K \quad (2-12)$$

Die Spanungsbreite  $b$  und die mittlere Spanungsdicke  $h_m$  sind zu bestimmen durch:

$$b = \frac{a_p}{\sin \kappa_r} \quad (2-13)$$

$$h_m \approx \frac{360^\circ}{\pi \cdot \varphi_S} \cdot f_z \cdot \sin \kappa_r \cdot \frac{a_e}{d_c} \quad (2-14)$$

Die spezifische Schnittkraft  $k_{c1.1}$  sowie der Anstiegswert ( $1 - m_c$ ) für die Fräsbearbeitung von Titanwerkstoffen sind **Tabelle 2-1** zu entnehmen. Der Korrekturfaktor  $K_K$  beinhaltet Faktoren zur Berücksichtigung der Schnittgeschwindigkeit, des Spanwinkels, des Schneidstoffs und des Werkzeugverschleißes. Werte für diese Korrekturfaktoren können der einschlägigen Fachliteratur entnommen werden. Alle weiteren Faktoren sind werkzeug- bzw. prozessspezifische Parameter und sind in **Abbildung 2-2** visualisiert.

*Tabelle 2-1: Spezifische Schnittkraft  $k_{c1.1}$  und Anstiegswert ( $1 - m_c$ ) für die Fräsbearbeitung von Titanwerkstoffen (GARANT 2010, S.119)*

Spezifische Schnittkraft		
$k_{c1.1}$	in N	1370
$1 - m_c$	-	0,79

Die resultierende Schnittleistung  $P_S$  berechnet sich nach Gleichung (2-15), wobei sich die Anzahl von  $Z_{iE}$  Schneiden gleichzeitig im Eingriff befindet. Es gilt:

$$P_S = F_{ges,m} \cdot v_c \cdot Z_{iE} \quad (2-15)$$

„Die beim Spanen aufgewendete Energie [Anm.: hier gegeben durch die Leistung  $P_S$ ] wird fast ausschließlich in Wärme umgewandelt. Die Energie, die eine gewisse Verfestigung der Oberflächenschicht des Werkstücks verursacht, ist vernachlässigbar klein.“ (DEGNER ET AL. 2002, S. 66)

Die entstehende Wärme kann über den Span, das Werkstück und das Werkzeug aus der Zerspanzone abtransportiert werden. FLEISCHER ET AL. (2005) nennen hierzu die in **Tabelle 2-2** aufgelisteten Werte für die trockene Zerspanung von Eisenwerkstoffen. Nach WESSELS (2007) gilt, dass bei der Bearbeitung von Titanwerkstoffen im Gegensatz zu Stählen aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit mehr Wärme über das Werkzeug abgeführt werden muss, die über das Werkstück abgeführte Wärme

reduziert sich um circa ein Drittel gegenüber der Stahlzerspanung. ABELE ET AL. 2011 quantifizieren den Anteil der Wärme, die bei der Titanbearbeitung über den Span abgeführt werden kann, auf weniger als 25%. Dies entspricht im Vergleich zu Eisenwerkstoffen einer Reduzierung um zwei Drittel. Folglich werden bei der Titanbearbeitung die in **Tabelle 2-2** genannten prozentualen Wärmemengen über das Werkzeug, das Werkstück und die Späne abgeführt.

*Tabelle 2-2: Prozentuale Verteilung des Wärmeeintrags in das Werkzeug, das Werkstück und die Späne bei einer Fräsbearbeitung von Eisen- und Titanwerkstoffen (FLEISCHER ET AL. 2005, WESSELS 2007, ABELE ET AL. 2011)*

<b>Wärmeeintrag</b>			
<b>Bearbeitung von</b>	<b>Werkzeug</b>	<b>Werkstück</b>	<b>Späne</b>
Eisenwerkstoffen	5... 10 %	20... 25 %	65... 75 %
Titanwerkstoffen	58%	17%	25%

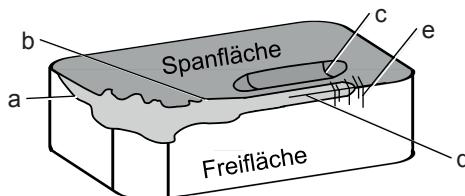
### 2.3.2.3 Werkzeugverschleiß

Die Wärmeeinbringung in das Werkzeug hat direkten Einfluss auf dessen Verschleißverhalten. Als Werkzeugverschleiß wird dabei eine kontinuierlich fortschreitende Veränderung der Werkzeugschneide bezeichnet, welche aufgrund einer Relativbewegung und aufgrund von Reibungsvorgängen zwischen Werkzeug und Werkstück verursacht wird.

„Als Hauptursache des Verschleißes unterscheidet man grundsätzlich den mechanischen und den thermischen Verschleiß. Beide treten gleichzeitig auf. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten [Anm.: wie sie im weiteren Vorgehen verwendet werden] und leicht spanbaren Werkstoffen tritt jedoch der mechanische Verschleiß in den Vordergrund, bei höheren Schnittgeschwindigkeiten und schwer spanbaren Werkstoffen [Anm.: wie beispielsweise Titanlegierungen] überwiegt dagegen der thermische Verschleiß.“ (DEGNER ET AL. 2002, S. 68)

Beim weiteren Vorgehen ist daher mit einer Kombination aus mechanischem und thermischem Verschleiß zu rechnen, da ein schwer zerspanbarer Titanwerkstoff mit einer geringen Schnittgeschwindigkeit bearbeitet wird. Als mechanischer Verschleiß ist ein Materialverlust aus der Oberfläche der Schneide zu sehen. Ein thermisch bedingter Verschleiß macht sich dagegen in Form einer Aufbauschneide bemerkbar, wobei der erwärmte Werkstückwerkstoff mit der Schneidkante verschweißt. Auch eine Gefügeveränderung des Schneidstoffs gilt als thermischer

Verschleiß. Generell werden die fünf in **Abbildung 2-5** dargestellten Verschleißarten unterschieden. Ein Spitzenverschleiß bzw. Eckenausbruch stellt eine Kombination aus einem Freiflächen-, einem Spanflächen- und einem Schneidkantenverschleiß dar. Als Ursache für Verschleiß werden zudem häufig Diffusionsvorgänge, ein mechanischer Abrieb, eine Verzunderung und das Abscheren von Pressschweißteilchen genannt.



*Abbildung 2-5: Verschleißarten einer Schneidplatte: a) Freiflächenverschleiß, b) Spanflächenverschleiß, c) Kolkverschleiß, d) Schneidkantenverschleiß und e) Kammrissbildung*

Zur nachträglichen Bestimmung des aufgetretenen Verschleißes an einem Werkzeug eignet sich daher eine Bestimmung der genannten Verschleißarten. Ein fortschreitender Werkzeugverschleiß wirkt sich zudem auf die zuvor erläuterten Schnittkräfte sowie auf die Temperaturen in der Schnittzone, die Spanform und die Oberflächenqualität aus, weshalb diese Größen messtechnisch erfasst werden können, um indirekt Rückschlüsse auf den Werkzeugverschleiß zu ziehen können. DEGNER ET AL. (2002, S. 68 ff.) und ALTINTAS (2000, S. 54 ff.) bieten detaillierte Ausführungen zu den Arten, den Ursachen, den Auswirkungen und den Kriterien zur Bestimmung des Werkzeugverschleißes. In den im Nachfolgenden beschriebenen Untersuchungen (siehe Abschnitt 4.2.4.2 auf S. 70 und 7.3.3.2 auf S. 155) wurden sowohl die auftretenden Verschleißarten als auch die Auswirkungen auf die Prozesskräfte bestimmt.

#### 2.3.2.4 Zerspanung von Titanwerkstoffen

Die spanende Bearbeitung von Titanwerkstoffen wird bereits seit Jahrzehnten wissenschaftlich untersucht. Grundlagen zur Zerspanbarkeit von Titan aus werkstofftechnischer Sicht werden ausführlich in Abschnitt 2.4.3 behandelt. Im Folgenden werden ausgewählte Arbeiten zusammenfassend beschrieben, die für die vorliegende Arbeit als Grundlage dienten. Untersuchungsgegenstand der betrachteten Arbeiten zum Drehen und zum Fräsen waren vornehmlich der auftretende

Werkzeugverschleiß (JAWAID ET AL. 2000, DENKENA ET AL. 2008, ARRAZOLA ET AL. 2009), die resultierenden Zerspankräfte (ARRAZOLA ET AL. 2009, SUN ET AL. 2009) und die Spanbildung (OBIKAWA & USUI 1996, KOMANDURI & HOU 2002, SUN ET AL. 2009). Nach ABELE ET AL. (2011) nimmt das Werkzeug während des Spanvorgangs einen erheblichen Anteil der entstehenden Wärme auf, weshalb Temperaturen von über 1000 °C an der Schneidkante auftreten können (vgl. **Tabelle 2-2**). Da diese hohen Temperaturen zu Diffusions- und Adhäsionsvorgängen und damit zur Bildung einer Aufbauschneide führen können, wird das Werkzeug in der Regel durch hohe Durchflussvolumina von Kühlshmierstoffen gekühlt. Um Titanwerkstoffe trotz der vorhergehend genannten Herausforderungen wirtschaftlich zu zerspanen, besteht ein Ansatz zur Reduzierung der Fertigungskosten in der Steigerung des Zeitspanvolumens (ABELE ET AL. 2011), wobei Fräswerkzeuge eingesetzt werden, die hohe Zahnvorschübe erlauben (DENKENA ET AL. 2008).

### 2.3.2.5 Warmzerspanung

Einen weiteren bereits vielfach verfolgten Ansatz zur prozessseitigen Leistungssteigerung bietet die Warmzerspanung, bei der die Werkstoffeigenschaften gezielt beeinflusst werden. Das Prinzip der Warmzerspanung wurde erstmals im Jahre 1889 durch ein amerikanisches Patent zu „Cutting by electricity“ öffentlich bekannt (TILGHMANN 1889). Seitdem wird das Verfahren vielseitig unter Einsatz verschiedenster Wärmequellen genutzt. Als Wärmequelle dienen dabei beispielsweise eine Induktions-, Plasma-, Ofen- oder Widerstandserwärmung sowie Gasbrenner oder seit etwa den 1970er Jahren Laserstrahlung (HERMANNS 1995, HÖLSCHER & STAPP 2012). Durch die Wärmeeinbringung wird der zu bearbeitende Werkstoff je nach Wärmequelle großflächig oder lokal erwärmt und dadurch entfestigt und er kann anschließend in diesem Zustand abgehoben werden. Die Entfestigung des Werkstoffs führt zu einer Reduzierung der Zerspankräfte an der Werkzeugschneide und damit zu einer geringeren mechanischen und thermischen Belastung des Werkzeugs, woraus höhere Werkzeugstandzeiten resultieren. Bei gleichbleibender Belastung des Werkzeugs kann so alternativ die werkzeugbedingte Prozessgrenze verschoben werden. Dies ermöglicht eine verbesserte Bearbeitung hochfester Werkstoffe bzw. die Erhöhung des Zeitspanvolumens bei der Bearbeitung, bringt jedoch den Nachteil einer möglichen thermischen Belastung des Bauteils mit sich. Aufgrund seiner lokal begrenzten Wirkzone zählt deshalb der Einsatz von Laserstrahlung zu den fortschrittlichsten Varianten der Warmzerspanung. Im Gegensatz zu anderen Wärmequellen liegt der Vorteil der Laserstrahlung in der flexiblen Handhabung, der hochgenauen Steuer- und Regelbarkeit sowie der berührungslosen und

damit für den Laser verschleißfreien Bearbeitung. Ein für alle Varianten der Warmzerspanung zu nennender Nachteil besteht in einer für die Erwärmung des Werkstücks zusätzlich erforderlichen Systemtechnik.

### 2.3.3 Lasermaterialbearbeitung

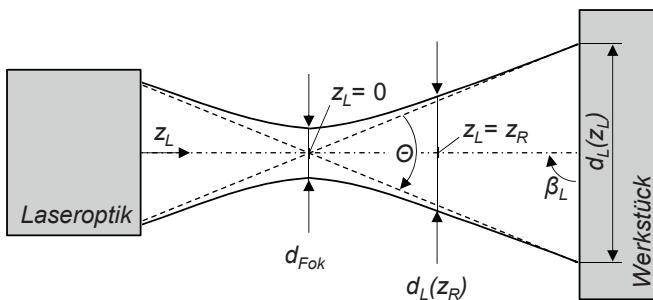
#### 2.3.3.1 Laserstrahl Eigenschaften und Prozessgrößen

Neben dem Fräsen ist die Lasermaterialbearbeitung einer der beiden im weiteren Vorgehen untersuchten Einzelprozesse, die für das laserunterstützte Fräsen notwendig sind. Wie in den meisten fertigungstechnischen Anwendungen wird der Laserstrahl auch beim laserunterstützten Fräsen als Wärmequelle eingesetzt.

In diesem Abschnitt werden die für das weitere Vorgehen grundlegenden Eigenschaften von Laserstrahlung und relevante Prozessgrößen einführend erläutert.

#### Laserstrahlkaustik

**Abbildung 2-6** illustriert die Kaustik eines Laserstrahls und die bezeichnenden Kenngrößen. Die Koordinate  $z_L$  gibt die Richtung der Strahlachse an, wobei der kleinste Durchmesser des Laserstrahls  $d_{Fok}$  an der Stelle  $z_L = 0$  liegt.



*Abbildung 2-6: Kaustik eines Laserstrahls im Freistrahl mit den charakteristischen Kenngrößen entlang der Strahlachse  $z_L$  nach dem Austritt aus einer Laseroptik bis zum Auftreffen auf einem Werkstück*

Durch den auf Basis der geometrischen Optik angenäherten Öffnungswinkel  $\Theta$  steigt der Strahldurchmesser  $d_L(z_L)$  mit der Entfernung vom Nullpunkt an. Die Position des Laserspots mit dem Durchmesser  $d_L$  bezogen auf die Fokusebene errechnet sich aus Gleichung (2-16) (HÜGEL & GRAF 2009, S. 25). Je nach Ein-

strahlwinkel  $\beta_L$  bildet sich auf der Werkstückoberfläche ein kreisrunder ( $\beta_L = 90^\circ$ ) bzw. ein elliptischer Laserspot ( $\beta_L \neq 90^\circ$ ) ab. Die Rayleighlänge  $z_R$  ist ein Maß für die Qualität der Laserstrahlung, die nach der Strahlformung aus der Optik austritt. Sie beschreibt den Abstand von der Fokusebene entlang der Strahlachse, innerhalb dessen sich die Spotfläche bezogen auf den Fokusdurchmesser verdoppelt. Es gilt:

$$z_L(d_L) = z_R \sqrt{\frac{d_L^2}{d_{fok}^2} - 1} \quad (2-16)$$

### Strahlparameterprodukt

Im Gegensatz zur Rayleighlänge ist das Strahlparameterprodukt  $SPP$  ein Maß für die Strahlqualität der Laserstrahlquelle. Das Strahlparameterprodukt bzw. die Beugungsmaßzahl  $M^2$  einer Laserstrahlquelle gibt die Fokussierbarkeit des emittierten Laserstrahls an und wird über Gleichung (2-17) berechnet:

$$SPP = \frac{d_{fok} \cdot \theta}{4} = M^2 \frac{\lambda}{\pi} \quad (2-17)$$

Die emittierte Wellenlänge eines Lasers ist abhängig vom laseraktiven Medium. In der vorliegenden Arbeit wurden ein Nd:YAG-Laser und ein Yb-Faserlaser mit einer Wellenlänge von  $\lambda_{Nd} = 1064$  nm bzw.  $\lambda_{Yb} = 1070$  nm verwendet.

### Streckenergie und Intensität

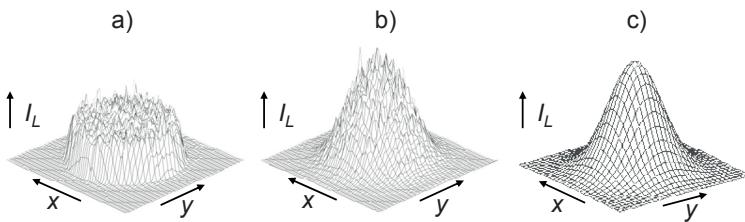
Zwei für einen Laserbearbeitungsprozess charakteristische Größen sind die Streckenergie  $S_L$  und die Laserstrahlintensität  $I_L$ . Die Streckenergie berechnet sich nach Gleichung (2-18) aus der Laserleistung  $P_L$  und der Vorschubgeschwindigkeit des Laserstrahls  $v_L$  auf der Werkstückoberfläche:

$$S_L = \frac{P_L}{v_L} \quad (2-18)$$

Die absolute Laserstrahlintensität  $I_L$  ergibt sich aus der Laserleistung  $P_L$  und der Laserspotfläche. Der Laserspotdurchmesser  $d_L$  wird in Anlehnung an die Statistik durch die doppelte Standardabweichung  $2\sigma$  der dreidimensionalen Gauß'schen Verteilung nach dem 86,5%-Kriterium definiert, wobei die Intensität am Rand des Laserspots auf 13,5% (=  $1/e^2$ ) der maximalen Intensität abgefallen ist (POPRAWE 2005, S. 54 f. und HÜGEL & GRAF 2009, S. 33 ff.). Für die Laserstrahlintensität gilt:

$$I_L = \frac{4 \cdot P_L}{\pi \cdot d_L^2} \quad (2-19)$$

Innerhalb eines Laserspots tritt jedoch eine ortsabhängige Intensitätsverteilung  $I_L(x, y)$  auf. Hier wird zwischen einer in **Abbildung 2-7** dargestellten Top-Hat- (a) oder Gauß'schen Verteilung (b) unterschieden. In der Fokusebene ( $z_L = 0$ ) liegt bei den in dieser Arbeit eingesetzten Strahlquellen eine Top-Hat-Verteilung vor, welche bei einer Defokussierung aus der Strahltaille ins Fernfeld ( $z_L = 7,8$  mm) verloren geht (b) und durch eine Gauß'sche Normalverteilung (c) angenähert werden kann. Diese Annäherung wird im Rahmen der Modellbildung in Abschnitt 5.3.2 beim Aufbau der Wärmequelle für das Simulationsmodell herangezogen.



*Abbildung 2-7: Gemessene Intensitätsverteilung  $I_L(x,y)$  a) in der Strahltaille bei  $z_L = 0$  mm und b) im Fernfeld bei  $z_L = 7,8$  mm sowie c) eine Gauß'sche Normalverteilung; Laseroptik YW50 F250 II, Nd:YAG-Laser,  $z_R = 9,106$  mm,  $P_L = 2$  kW*

### 2.3.3.2 Wechselwirkung zwischen Laserstrahl und Werkstück

Durch das Auftreffen eines Laserstrahls mit den beschriebenen Eigenschaften auf einem Werkstück kommt es zu Strahl-Stoff-Wechselwirkungsvorgängen. Die auftretenden physikalischen Effekte und deren fertigungstechnische Anwendbarkeit hängen zumeist von der im Bauteil vorherrschenden Temperatur ab. **Abbildung 2-8** zeigt mögliche Phänomene bei der Wechselwirkung eines Laserstrahls mit dem Werkstück bei unterschiedlicher Intensität der Laserstrahls  $I_L$  und damit erhöhter Temperatur in der Bearbeitungszone. Eine geringe Bestrahlungsstärke führt zu einer lokalen Erwärmung des Werkstücks und zur Bildung einer Wärmeeinflusszone (WEZ) (siehe Phänomen a). Als fertigungstechnische Anwendung können laserunterstützte Verfahren (siehe dazu Abschnitt 2.5) oder auch das Laserstrahlhärteln genannt werden. Bei einer Steigerung der Leistungsdichte wird die Schmelztemperatur des Werkstoffs überschritten und ein Schmelzbad ausgebildet, wie für Phänomen b) skizziert. Als Beispiel ist das Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißen als Fertigungsverfahren zu nennen (DAUB 2012). Eine weitere Steigerung der Intensität führt zur teilweisen Verdampfung des Werkstoffs (Phänomen c) und zur Bildung eines Keyholes, das charakteristisch für einen Laserstrahl-Tiefschweißprozess oder

das Schmelzdruckschneiden ist (OEFELE 2013, SCHOBER ET AL. 2012). Beim Laserstrahl-Abtragen werden sehr hohe Intensitäten eingesetzt, so dass der Werkstoff auch großflächig verdampfend abgetragen wird (Phänomen d) (MUSIOL ET AL. 2012).

Bei einer laserunterstützten Bearbeitung wird der Werkstoff lediglich lokal erwärmt, daher ist der thermische Fall a) zu erwarten. Dazu sind nach HÜGEL & GRAF (2009) niedrige Intensitäten im Bereich von  $10^3$  bis  $10^4$  W/cm<sup>2</sup> erforderlich, so dass die Temperatur in der Bearbeitungszone die Schmelztemperatur nicht übersteigt.

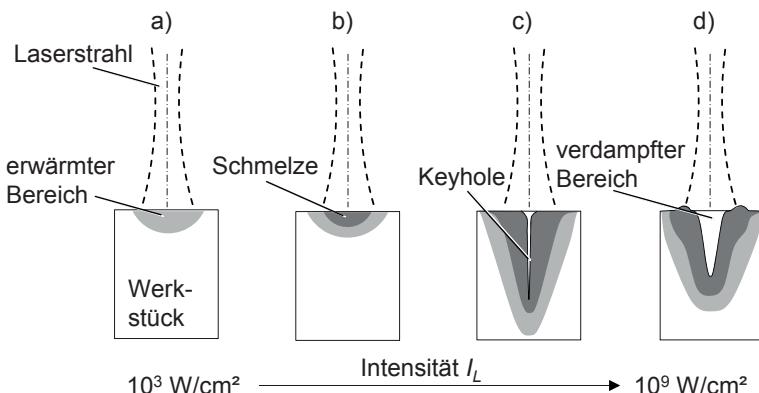


Abbildung 2-8: Wechselwirkungen zwischen dem Laserstrahl und dem Werkstück bei steigender Intensität  $I_L$  und dabei auftretende Phänomene in der Bearbeitungszone: a) Erwärmen, b) Schmelzen, c) Verdampfen und d) Abtragen (nach HÜGEL & GRAF 2009, S. 2)

Die Wärmeeinbringung in ein Werkstück ist neben der Charakteristik der Laserstrahlung auch vom bestrahlten Werkstoff abhängig. Einen großen Einfluss haben die Schmelztemperatur  $T_S$  sowie das Absorptions-, Reflexions- und Transmissionsverhalten des bestrahlten Werkstoffs. Die reflektierte und transmittierte Laserstrahlung kann nicht im Prozess genutzt werden. Die absorbierte Leistung steht dagegen dem Prozess in Form von Wärme zur Verfügung. Abhängig vom Einstrahlwinkel des Laserstrahls  $\beta_L$  bildet sich nicht nur, wie bereits beschrieben, ein elliptischer Laserspot aus, sondern es ändert sich auch das Absorptions- und das Reflexionsverhalten des Werkstoffs. KLOSSOWSKI (1999) gibt für einen Einfallswinkel  $\beta_L$  von 20° bis 80° einen Absorptionsgrad  $\epsilon_{abs}$  von 44% bis 50% für den Titanwerkstoff TiAl6V4 an. Danach sind „(...) die Schwankungen des Absorptionsgrades bezogen auf den Einfallswinkel so gering, dass sie für Untersuchungen hinsichtlich des

laserunterstützten FräSENS vernachlässigt werden können.“ (KLOSSOWSKI 1999, S. 32)

Weitere für die Ausprägung eines Temperaturfeldes dominante Kenngrößen des zu bearbeitenden Werkstoffs sind die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und die spezifische Wärmekapazität  $c_p$ . Die Wärmeleitfähigkeit eines Werkstoffs bestimmt die Geschwindigkeit, in der sich die eingebrachte Wärme im Material ausbreitet. Die spezifische Wärmekapazität ist dagegen ein Maß dafür, wie viel Energie in Form von Wärme der Werkstoff in Bezug auf die Masse pro K Temperaturerhöhung aufnehmen kann. Die beiden genannten Größen sind temperaturabhängig. Die zugehörigen werkstoffspezifischen Verläufe sind in Abschnitt 2.4.2 in **Abbildung 2-8** (auf S. 26) dargestellt.

### 2.3.3.3 Laserstrahlschweißen von Titanwerkstoffen

Das Laserstrahlschweißen von Titanwerkstoffen wurde bereits ausführlich wissenschaftlich untersucht. Werkstofftechnische Grundlagen zur Auswirkung einer Lasermaterialbearbeitung liefert der anschließende Anschnitt 2.4. Im Folgenden werden ausgewählte Arbeiten zum Laserstrahlschweißen von Titanwerkstoffen zusammenfassend beschrieben, die für die vorliegende Arbeit als Grundlage dienten. In den Arbeiten wurden unterschiedliche Strahlquellen, wie CO<sub>2</sub>-Laser, Faserlaser, Nd:YAG-Laser oder gepulste Laser, verwendet (MAZUMDER & STEEN 1982, SHINODA ET AL. 1991, ROGGENSACK & WALTER 1993, LI ET AL. 1997, MUELLER ET AL. 2008, AKMAN ET AL. 2009). Durchgehender Untersuchungsgegenstand war die Geometrie der Wärmeeinflusszone (WEZ) sowie das darin ausgebildete Werkstoffgefüge und die Härte. Nach AKMAN ET AL. (2009) ist die Spitzentensität im Laserspot die Haupteinflussgröße auf die Tiefe der WEZ. Weiterführende Untersuchungen galten der Festigkeit von geschweißten Verbindungen und der Oberflächenbeschaffenheit. In den nachfolgend beschriebenen Prozessuntersuchungen (siehe Abschnitt 4.3.4, S. 80 ff.) wurde die Temperatur des Werkstücks, die Ausprägung der WEZ sowie die Härte analysiert.

## 2.4 Werkstofftechnische Grundlagen von Titan

### 2.4.1 Allgemeines zu Titan

Im Gegensatz zum Laserstrahlschweißen wird bei der laserunterstützten Zerspanung der Werkstoff lediglich erwärmt und dadurch entfestigt, jedoch nicht geschmolzen

(siehe **Abbildung 2-8a**). Dabei soll das fertige Bauteil aber keiner irreversiblen thermischen Beeinflussung ausgesetzt sein, wie beispielsweise einer Oxidation oder einer Umwandlung des Werkstoffgefüges. Je nach bestrahltem Werkstoff darf daher eine werkstoffspezifische kritische Temperatur nicht überschritten werden. Aus diesem Grund ist es unbedingt erforderlich, die werkstofftechnischen Grundlagen eines zu bearbeitenden Bauteils zu kennen. Ausführliche Betrachtungen zu Titanwerkstoffen liefern EZUGWU & WANG (1997), PETERS & LEYENS (2002), NALLA ET AL. (2002), DANIELSON ET AL. (2003), MERKEL & THOMAS (2003), BOYER ET AL. (2007), LÜTJERING & WILLIAMS (2007), HARRIS (2011) und KELLEY & ROCHELLE (2012). Diese Literaturquellen dienen als wesentliche Grundlage für die folgenden Abschnitte, die das für das weitere Vorgehen nötige Werkstoffwissen zusammenfassen. In den Untersuchungen dieser Arbeit wurde hauptsächlich die Titanlegierung TiAl6V4 verwendet. Daher werden nachfolgend allgemeine Grundlagen zum Werkstoff Titan und seinen Legierungen dargestellt, wie die physikalischen und die chemischen Eigenschaften, die Einteilung der Legierungen, die Charakteristiken des Werkstoffgefüges und die Anwendungsgebiete. Anschließend wird auf die Titanlegierung TiAl6V4 und die Problematiken bei der Zerspanung von Titanwerkstoffen eingegangen.

Das Element Titan ist das schwerste Leichtmetall, zählt zu den hochfesten Werkstoffen und wird bei Temperaturen unter 300 °C seitens der Konstruktionswerkstoffe bezüglich der spezifischen Festigkeit lediglich von faserverstärkten Kunststoffen (FVK) übertrafen (PETERS & LEYENS 2002, S. 1 f.). Titan ist daher der nahezu ideale Leichtbauwerkstoff, zumal er auch bis hin zu hohen Temperaturen seine Festigkeit beibehält. Primär zeichnen sich Titanlegierungen durch ihre hohe spezifische Festigkeit und gute Korrosionsbeständigkeit, aber auch durch Biokompatibilität und chemische Beständigkeit aus. Mit geeigneten Legierungselementen können Titanlegierungen maximale Einsatztemperaturen von über 500 °C ohne Verlust der Festigkeit erreichen und besitzen daher eine große Bedeutung im Flugzeugtriebwerkbau. In der Luftfahrt werden im Bereich von Strukturelementen derzeit häufig Aluminiumlegierungen eingesetzt, diese neigen allerdings in Verbindung mit kohlenstofffaser-verstärkten Kunststoffen (CFK) aufgrund der hohen elektro-chemischen Potentialdifferenz zu galvanischer Korrosion (MEINECKE 2009, S. 6). Aus diesem Grund werden vermehrt Werkstoffkombinationen zwischen CFK und Titanwerkstoffen realisiert, da deren Potentialdifferenz wesentlich geringer und somit bei diesen eine geringe Neigung zur Kontaktkorrosion vorhanden ist (WILMES & KOLESNIKOV 2002, KOLESNIKOV ET AL. 2008). Zudem erweist sich diese Kombination wegen ähnlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten als vorteil-

haft. Im Vergleich zu anderen Konstruktionswerkstoffen ist Titan jedoch aufgrund des komplexen Rohstoffgewinnungsprozesses und werkstofftechnisch bedingter Schwierigkeiten bei der Bearbeitung ein sehr teurer Werkstoff (EZUGWU & WANG 1997).

### Physikalische und chemische Eigenschaften

Reintitan liegt bei niedrigen Temperaturen als stabile Phase in der Gittermodifikation hexagonal dichteste Packung (hdp) vor und wird dann als  $\alpha$ -Titan bezeichnet. Diese Gittermodifikation mit einer geringen Anzahl an elementaren Gleitebenen erklärt auch die eingeschränkte plastische Umformbarkeit von Titan gegenüber anderen Werkstoffen mit kubisch raum- (krz) oder flächenzentrierter (kfv) Elementarzelle. Ab dem Erreichen der  $\beta$ -Transustemperatur  $T_\beta$  findet eine allotrope Umwandlung statt, für die die Umwandlungswärme  $\Delta H$  aufgewendet werden muss (BENDICK & PEPPERHOFF 1982, RICHTER & BORN 1986). Das Titan liegt dann in einer krz-Elementarzelle als  $\beta$ -Titan vor und ist bis zur Schmelztemperatur  $T_S$  die stabile Phase. **Tabelle 2-3** fasst die physikalischen Eigenschaften von Reintitan, vergleichend zur Elementarform klassischer Konstruktionswerkstoffe, zusammen.

*Tabelle 2-3: Physikalische Eigenschaften der Reinstoffe Titan (Ti), Aluminium (Al) und Eisen (Fe) bei Raumtemperatur (PETERS & LEYENS 2002, MERKEL & THOMAS 2003, BENDICK & PEPPERHOFF 1982, RICHTER & BORN 1986)*

Physikalische Werkstoffeigenschaften				
Element (Werkstoff)	Ti	Al	Fe	
Dichte $\rho$	in $10^3 \text{ kg/m}^3$	4,51	2,70	7,87
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$	in $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$	15... 17	230	73
Wärmeausdehnungskoeffizient	in $10^{-6} \text{ K}$	8,4... 8,7	23,9	12,1
spez. Wärmekapazität $c_p$	in $\text{kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	0,523	0,896	0,452
Zugfestigkeit $R_m$	in MPa	290... 740	88... 118	196... 245
Dehngrenze $R_{p0,2}$	in MPa	180... 390	69... 98	98
E-Modul $E$	in $\text{kN/mm}^2$	112... 115	69	206
Brinellhärte	in HB	120... 200	25	60
Schmelztemperatur $T_S$	in °C	1670	660	1536
$\beta$ -Transustemperatur $T_\beta$	in °C	882,5		
Umwandlungswärme $\Delta H$	in $\text{kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	77... 84		

Bei geringer spezifischer Wärmeleitfähigkeit und Wärmeausdehnung liegt Titan mit einer Dichte von  $\rho_{Ti} = 4,51 \text{ g/cm}^3$  zwischen Aluminium und Eisen, weist allerdings aufgrund der hohen Zugfestigkeit die höchste spezifische Festigkeit auf. Aufgrund des großen Verhältnisses von Dehngrenze zu Zugfestigkeit erlaubt der Werkstoff nur sehr geringe plastische Verformungen. Die Härte und die Schmelztemperatur liegen ebenfalls höher als bei den beiden Vergleichswerkstoffen, wobei Letztere vorteilhaft für die thermische Belastbarkeit ist. Die Korrosionsbeständigkeit von Titan ist hauptsächlich durch die hohe Affinität von Titan zu Sauerstoff ( $O_2$ ) bedingt. Es bildet sich sehr schnell bereits bei Umgebungsatmosphäre eine dünne, aber sehr dichte Oxidschicht auf der Oberfläche aus, die für die gute Korrosionsbeständigkeit von Titan verantwortlich ist. Bei hohen Temperaturen führt die hohe Reaktivität von Titan mit Sauerstoff und Wasserstoff allerdings zur Werkstoffversprödung, weshalb Titanlegierungen beispielsweise unter Schutzgas geschweißt werden sollten.

### Einteilung der Legierungen

Je nach Gittermodifikation werden Titanlegierungen in vier Kategorien unterschieden:  $\alpha$ -, near- $\alpha$ -,  $\alpha+\beta$ - und  $\beta$ -Legierungen. Die Ausprägung der jeweiligen Gittermodifikation ist von den Legierungselementen abhängig, die entweder die  $\alpha$ - oder die  $\beta$ -Phase und damit das hdp- bzw. das krz-Gitter stabilisieren: Als  $\alpha$ -Stabilisatoren gelten beispielsweise die chemischen Elemente *Al*, *Sn*, *Zr* oder *O<sub>2</sub>*;  $\beta$ -Stabilisatoren sind dagegen u.a. *Mo*, *Fe*, *V* oder *Cr*. Das Legieren von Titan mit diesen Elementen führt zudem zu einer Erhöhung bzw. Absenkung der  $\beta$ -Transustemperatur. Für Tieftemperaturanwendungen werden meist  $\alpha$ -Legierungen verwendet. Diese weisen lediglich mäßige Festigkeiten, aber eine exzellente Korrosionsbeständigkeit bei einer geringen Dichte auf und können bei Temperaturen bis zu 300 °C eingesetzt werden. Near- $\alpha$ -Legierungen haben einen Anteil von bis zu 5%  $\beta$ -Phase in ihrer Gefügestruktur und sind bei Temperaturen von 400 °C bis 520 °C einsetzbar. Den anwendungsbezogenen größten Anteil machen die  $\alpha+\beta$ -Legierungen, zu denen auch TiAl6V4 zählt, mit einem  $\beta$ -Anteil zwischen 5% und 95% aus. Diese Legierungen erhalten über einen breiten Einsatztemperaturbereich von 350 °C bis 500 °C ihre mechanische und chemische Stabilität.  $\beta$ -Legierungen haben die höchste Dichte der Titanlegierungen und weisen sehr hohe Festigkeiten bei geringer Duktilität auf.

### Anwendungsgebiete

Besonders dort, wo klassische Konstruktionswerkstoffe aufgrund von mechanischer oder thermischer Belastung sowie korrosiver Beanspruchung nicht mehr einsetzbar sind, haben Titanwerkstoffe eine breite Anwendung in der Industrie gefunden. Die weiteste Verbreitung finden Titanlegierungen in der Luft- und Raumfahrt, da sie zwar teure, aber auch hochleistungsfähige Werkstoffe sind. Hier spielt das Verhältnis von bewegter Masse zu entstehenden Kosten eine entscheidende Rolle: In der Luftfahrtindustrie darf eine Massenersparnis von 1 kg bis zu 1.000 €, in der Raumfahrtindustrie bis zu 10.000 € kosten (MEINECKE 2009, S. 1). Derzeit im Einsatz befindliche Flugzeuge bestehen aus bis zu 7% Titanwerkstoffen (PETERS & LEYENS 2002, S. 352). Bei den Flugzeugen der neusten Generation, wie der Boeing 787 und dem Airbus A350, werden bereits mehr als 20 Tonnen Titan pro Flugzeug verbaut, was einem Masseanteil von bis zu 20% entspricht (HAUSMANN ET AL. 2008, S. 1). Als Einsatzbeispiel seien Turbinenschaufeln, Verdichter-Blisks oder das Hauptfahrwerk genannt.

#### 2.4.2 Titanlegierung TiAl6V4

Die Titanlegierung TiAl6V4 ist die am besten erforschte und am häufigsten eingesetzte Titanlegierung. 50% des weltweit produzierten Volumens entfallen auf TiAl6V4; davon werden 80% in der Luftfahrtindustrie eingesetzt (BOYER ET AL. 2007, S. 483). Typische Anwendungsgebiete sind thermisch oder dynamisch hochbelastete Bauteile, wie z. B. Turbinenkomponenten, Fahrwerksträger und Verbindungselemente zwischen Rumpf und Tragfläche eines Flugzeugs. Auch in der Medizintechnik werden beispielsweise hochbelastete Endoprothesen aus dieser Titanlegierung gefertigt.

### Physikalische und chemische Eigenschaften

Im Vergleich zu Reintitan besitzt TiAl6V4 eine etwas geringere Dichte und eine nahezu halbierte Wärmeleitfähigkeit. Durch die Legierungselemente wird die Zugfestigkeit und die Dehngrenze deutlich erhöht und die für Titan wichtige  $\beta$ -Transustemperatur um ca. 100 °C angehoben. Die Martensitstart-Temperatur  $T_{MS}$  gibt an, ab welcher Temperatur bei einem schnellen Abkühlvorgang die Bildung von Titanmartensit beginnt. Sie liegt bei  $T_{MS} \approx 800$  °C. Bereits ab einer Temperatur von 400 °C beginnt Sauerstoff aus der dünnen Passivierungsschicht in den Werkstoff zu wandern und versprödet die Oberfläche. Durch die Entstehung mehrlagiger Oxidschichten bei über 500 °C führt dies zu weiterer Versprödung bis hin zur

Porosität. Im aufgeschmolzenen Bereich bilden sich während des Abkühlvorgangs deutlich erkennbare Oxideinlagerungen, sichtbar als weißer Bereich an der Oberfläche in der folgenden **Abbildung 2-11** (auf S. 28). Aufgrund des beschriebenen Oxidationsverhaltens ist die maximale Einsatztemperatur der Legierung auf 400 °C begrenzt. **Tabelle 2-4** fasst die in der Literatur vorhandenen physikalischen Eigenschaften und Kennwerte von TiAl6V4 zusammen. Die chemische Zusammensetzung dieser  $\alpha+\beta$ -Legierung besteht aus Titan mit ca. 6%  $\alpha$ -stabilisierendem Aluminium und ca. 4%  $\beta$ -stabilisierendem Vanadium. Die durch den Lieferanten angegebene chemische Zusammensetzung des im Weiteren verwendeten Probenwerkstoffs zeigt **Tabelle 2-5**.

*Tabelle 2-4: Physikalische Eigenschaften der Titanlegierung TiAl6V4 bei Raumtemperatur (EZUGWU & WANG 1997, KLOSSOWSKI 1999, VDI 2006, BOYER ET AL. 2007)*

<b>Physikalische Eigenschaften</b>		
Dichte $\rho$	in $10^3 \text{ kg/m}^3$	4,43
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$	in $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$	6,5... 7,3
Wärmeausdehnungskoeffizient	in $10^{-6} \text{ K}$	8,6... 8,7
spez. Wärmekapazität $c_p$	in $\text{kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$	0,499... 0,580
Absorptionskoeffizient $\varepsilon_{abs}$ (für $\lambda_{\text{Laser}} = 1 \mu\text{m}$ )	-	0,4... 0,5
Zugfestigkeit $R_m$	in MPa	895... 1180
Dehngrenze $R_{p0,2}$	in MPa	900... 1030
E-Modul $E$	in $\text{kN/mm}^2$	108... 113
Bruchdehnung	in %	8... 10
Vickershärte	in HV	340
Schmelztemperatur $T_s$	in °C	1620... 1680
$\beta$ -Transustemperatur $T_\beta$	in °C	950... 1000
Martensitstart-Temperatur $T_{MS}$	in °C	800
Maximale Einsatztemperatur $T_{max,E}$	in °C	400

*Tabelle 2-5: Chemische Zusammensetzung der Titanlegierung TiAl6V4 in Massenprozent (Angaben des Lieferanten der VSMPO-AVISMA Corporation)*

<b>Chemische Zusammensetzung</b>							
% Al	% V	% Fe	% C	% N <sub>2</sub>	% H <sub>2</sub>	% O <sub>2</sub>	% Ti
6,34	3,82	0,22	0,013	0,004	0,002	0,158	Rest

### Temperaturabhängigkeit der Werkstoffkennwerte

Die in **Tabelle 2-4** gegebenen physikalischen Werkstoffkennwerte sind teils starken Temperaturabhängigkeiten unterworfen.

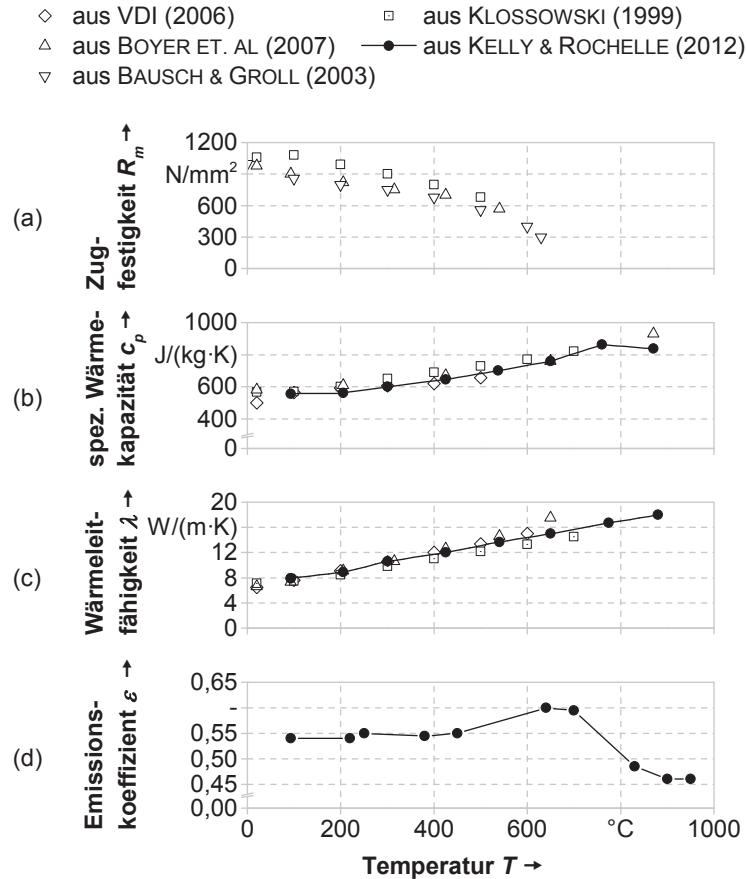


Abbildung 2-9: Temperaturabhängige a) Zugfestigkeit, b) spezifische Wärmekapazität, c) Wärmeleitfähigkeit und d) Emissionskoeffizient von Titan TiAl6V4 (KLOSSOWSKI 1999, BAUSCH & GROLL 2003, VDI 2006, BOYER ET. AL. 2007, KELLEY & ROCHELLE 2012)

Beim laserunterstützten Fräsen wird der Werkstoff lokal erwärmt. Somit treten große Temperaturunterschiede und -gradienten bei der Bearbeitung auf. Um die genannten Abhängigkeiten im weiteren Vorgehen berücksichtigen zu können, sind deshalb in **Abbildung 2-9** die Zugfestigkeit  $R_m$ , die spezifische Wärmekapazität  $c_p$ , die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und der Emissionskoeffizient  $\varepsilon$  als temperaturabhängige Kenngrößen aus unterschiedlichen Literaturquellen dargestellt. Diese Werte dienen dem generellen Verständnis des Werkstoffverhaltens unter einer thermischen Belastung. Beispielsweise tritt erst ab einer Temperatur von 400 °C bis 450 °C eine Entfestigung des Werkstoffs auf, siehe **Abbildung 2-9a**. Zur Modellierung des temperaturabhängigen Werkstoffverhaltens beim Aufbau des Simulationsmodells (siehe Anschnitt 5.3.2, S. 126) wurden die Werkstoffkennwerte aus KELLEY & ROCHELLE (2012) herangezogen.

## Werkstoffgefüge

Durch gezielte thermomechanische Behandlung kann die Struktur des Werkstoffgefüges eingestellt werden. Titanlegierungen liegen meist zweiphasig als globulares und lamellares Gefüge vor. Ersteres, siehe **Abbildung 2-10a**, entsteht durch Rekrystallisationsprozesse, für die der Werkstoff vor dem Lösungsglühen hochgradig kaltverformt werden muss. Ein in **Abbildung 2-10c** dargestelltes lamellares Werkstoffgefüge bildet sich durch Abschrecken aus der  $\beta$ -Phase. Fällt die Temperatur unterhalb die Transustemperatur  $T_\beta$ , so wachsen die  $\alpha$ -Lamellen an den metastabilen  $\beta$ -Korngrenzen. Ein langsamer Abkühlvorgang führt dabei zu einem groblamellaren Gefüge, wobei bei  $\alpha+\beta$ -Legierungen bis 90% des Werkstoffgefüges in die  $\alpha$ -Phase umgewandelt werden können. Bei schneller Abkühlung von weit oberhalb  $T_\beta$  entsteht dagegen ein feines, nadelförmiges Gefüge und es können dabei bis zu 75% der  $\beta$ -Phase umgewandelt werden. Durch Abschrecken von über 900 °C kommt es zur Bildung von Martensit, wobei die Martensitstart-Temperatur  $T_{MS}$  bei 800 °C liegt. Titanmartensit zieht jedoch keine mit metallischen Werkstoffen vergleichbare Versprödung, sondern eine geringe Festigkeitssteigerung nach sich. Ein martensitisches Gefüge weist im Vergleich zum Grundwerkstoff eine erhöhte Rissanfälligkeit an den Korngrenzen auf. Lösungsglühtemperaturen nahe der Transustemperatur führen zu den in **Abbildung 2-10b** dargestellten bimodalen Gefügestrukturen aus einer globularen  $\alpha$ -Phase in einer Matrix aus  $\alpha$ - und  $\beta$ -Phase. Globulare Mikrostrukturen weisen eine erhöhte Festigkeit und Bruchdehnung auf, wohingegen lamellare Strukturen in der Bruchzähigkeit und Rissausbreitung vorteilhafte Eigenschaften haben. Als Mischgefüge besitzt ein bimodales Werkstoffgefüge ausgeglichene mechanische Eigenschaften.

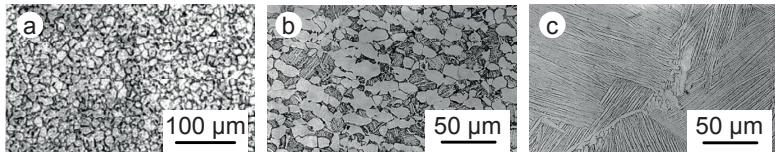


Abbildung 2-10: a) Globulares, b) bimodales und c) lamellares Werkstoffgefüge von TiAl6V4 (PETERS & LEYENS 2002, NALLA ET AL. 2002)

Nach IVASHIN & TELIOVICH (1999) und PETERS & LEYENS (2002) ist es grundsätzlich anzustreben, ein möglichst feinkörniges Werkstoffgefüge zu erzielen, um die Festigkeit und die Duktilität zu erhöhen. Gleichzeitig hemmen feinkörnige Gefüge die Rissbildung, wohingegen grobkörnige Gefüge die Rissausbreitung behindern. Bei einer Wärmeeinbringung mit einer hoher Energiedichte, wie beispielsweise beim Laserstrahlschweißen, wird der Werkstoff teilweise aufgeschmolzen und es entsteht nach dem Abkühlen eine beispielhaft für die Titanlegierung TiAl6V4 in **Abbildung 2-11** abgebildete charakteristische Werkstoffgefügestruktur. Das Werkstoffgefüge wird dabei in drei Bereiche eingeteilt:

- In die Schmelzzone (SZ), die von
- der Wärmeeinflusszone (WEZ) umgeben ist und
- in den thermisch unbeeinflussten Grundwerkstoff.

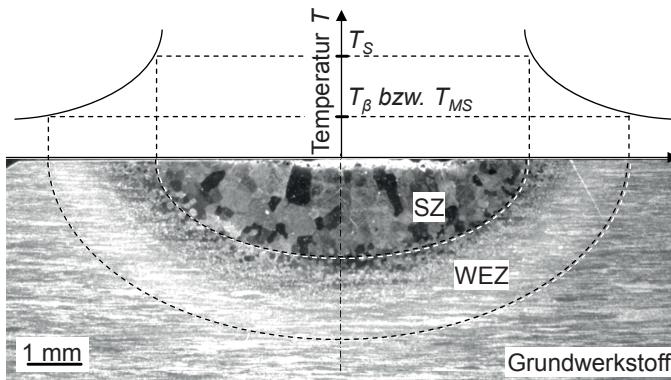


Abbildung 2-11: Werkstoffgefüge in der Schmelz- (SZ) und der Wärmeeinflusszone (WEZ) in einer Mikroskopieaufnahme aus einem Querschliff eines bestrahlten Probenkörpers aus TiAl6V4; darüber liegend die beiden ursächlichen Grenztemperaturen: Schmelztemperatur  $T_S$  und  $\beta$ -Transustemperatur  $T_\beta$  bzw. Martsensitstart-Temperatur  $T_{MS}$  (nach PETERS & LEYENS 2002, S. 267)

An der Oberfläche bildet sich aufgrund der hohen Affinität des Titans zu Sauerstoff eine durch Sauerstoffdiffusion aufgehärtete Schicht. Diese verursacht eine sehr starke Versprödung der Oberfläche und kann durch den Einsatz eines inerten Schutzgases minimiert werden. In der Schmelzzone bildet sich aufgrund der beim Laserstrahlschweißen hohen Energiedichte beim Abkühlen ein grobkörniges Gussgefüge. Durch das schnelle Abkühlen dieser  $\alpha+\beta$ -Legierung entsteht Martensit. Die Wärmeeinflusszone (WEZ) wird durch die Schmelztemperatur  $T_S$  und den Zwischenbereich von Transustemperatur  $T_\beta$  bzw. Martsensitstart-Temperatur  $T_{MS}$  begrenzt. Es entsteht ein gradiertes, lamellares Gefüge. In den erwärmteten Zonen SZ und WEZ ist mit einer reduzierten Streckgrenze, Zugfestigkeit, Duktilität und Dauerschwingfestigkeit sowie einer erhöhten Rissanfälligkeit zu rechnen. Dies gilt es in einem fertigen Bauteil zu vermeiden.

### 2.4.3 Zerspanbarkeit

In der Fertigung müssen bei einem geringen erreichbaren Zeitspanvolumen oftmals Zerspanungsanteile von bis zu 95% realisiert werden (DENKENA ET AL. 2008). Dies führt derzeit zu hohen Prozesszeiten und in Kombination mit einem hohen Werkzeugverschleiß zu einer eingeschränkten Möglichkeit bei der Bearbeitung. Im Vergleich zur Bearbeitung von Aluminiumwerkstoffen ist die Produktivität am Beispiel eines oberen Flügelgurts bei Titanwerkstoffen um den Faktor 20 reduziert (FECHT 2011). Deshalb wurde die Zerspanbarkeit von Titan bereits intensiv erforscht (siehe dazu auch Unterabschnitt 2.3.2.4). Die Arbeiten von MEINECKE (2009), KLOSSOWSKI (1999) und EZUGWU & WANG (1997) dienen zusätzlich als Grundlage für den folgenden Abschnitt, um die Problematik des Werkzeugverschleißes und dessen Ursachen sowie grundsätzliche Richtlinien bei der Zerspanung von Titan darzustellen.

#### Thermische, mechanische und chemische Vorgänge

Die mechanischen und physikalischen Eigenschaften von Titanlegierungen wirken sich negativ auf die Zerspanbarkeit aus. Die hohe thermische Belastung der Schneide in Verbindung mit den hohen Prozesskräften gilt als Hauptverschleißursache des Werkzeugs bei der Zerspanung dieser Werkstoffe. Verschleißmechanismen beim Fräsen sind dabei vor allem die Bildung einer Aufbauschneide und das Auftreten von Kantenausbrüchen. Aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit von Titan verringert sich im Vergleich zu Stahl der Anteil der während der Zerspanung über das Bauteil bzw. den Span abgehobenen Wärme, weshalb ein erhöhter Anteil über

das Werkzeug abgeführt werden muss (siehe dazu **Tabelle 2-2** auf S. 13). Die starke lokale Wärmeentwicklung an der Schneidkante führt im Gegensatz zu Stahlwerkstoffen zu keiner lokalen Entfestigung und damit Entlastung der Schneidkante, da Titan seine Festigkeitseigenschaften auch bei hohen Temperaturen behält (siehe **Abbildung 2-9d**). Aufgrund seiner hohen Affinität zu Kohlenstoff ( $C$ ), Stickstoff ( $N_2$ ) und Sauerstoff ( $O_2$ ) neigt ein Titanwerkstoff bei der Zerspanung zum Verschweißen mit der Schneide, was den Werkzeugverschleiß zusätzlich erhöht. Dieses Verschleißverhalten wurde hauptsächlich bei Drehprozessen beobachtet (ARRAZOLA ET AL. 2009). JAWAID ET AL. (2000) vermuten, dass durch die sich ständig ändernden Werkzeugeingriffsbedingungen und die kurzen Kontaktzeiten Diffusionserscheinungen beim Fräsen geringer ausfallen und diese Ursache für Verschleiß somit reduziert ist. Durch Fräsen im Gleichlauf können Beschädigungen durch sich bildende Aufbauschneiden oder das Verkleben der Späne weiter minimiert werden. Der im Vergleich zu Eisenwerkstoffen niedrige Elastizitätsmodul von Titanwerkstoffen und das Verhältnis aus Dehngrenze und Zugfestigkeit (vgl. auch **Tabelle 2-3** und **Tabelle 2-4**) erlauben lediglich sehr geringe plastische Verformungen. Das zieht eine elastische Verformung des Werkstücks bei gleichzeitigem Zurückweichen des Werkzeugs durch die hohe mechanische Belastung nach sich, was zu starken Reibvorgängen zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück und damit einer zusätzlichen Belastung des Werkzeugs führt.

### Bearbeitungsrichtlinien

Zur Zerspanung von Titanlegierungen gibt es einige allgemeingültige Empfehlungen. Generell sollte auf einer möglichst steifen Werkzeugmaschine gearbeitet und das Werkstück und das Werkzeug möglichst kurz gespannt werden, da bei der Bearbeitung hohe mechanische Beanspruchungen zu erwarten sind. Eine harte Randschicht wie beispielsweise eine Gusshaut belastet die Werkzeugschneide zusätzlich und sollte vor der Bearbeitung durch einen zusätzlichen Fertigungsschritt entfernt werden. Zur Minimierung der Temperaturen an der Schneidekante wird empfohlen, im Vergleich zur Stahlbearbeitung möglichst geringe Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  bei hohen Schnitttiefen  $a_p$  oder Vorschubgeschwindigkeiten  $v_f$  zu wählen. Ein Stopf der Vorschubbewegung während der Zerspanung verursacht eine Aufhärtung und führt zum Verschmieren des Werkstoffs und sollte daher vermieden werden. Der Einsatz von Kühlsmierstoffen (KSS) wird in der Literatur kontrovers diskutiert. Einerseits soll „das Titanteil (...) reichlich gekühlt werden“ (PETERS & LEYENS 2002, S. 260), um so auch die Späne abzuführen. Andererseits soll der durch Kühlung verursachte „Thermoschock“ den Werkzeugverschleiß verstärken

und es sollte daher ohne Kühlung gearbeitet werden (GEY 2003). Bei der Trockenbearbeitung muss zusätzlich auf den Brandschutz geachtet werden, da feine Titan-späne und -stäube ab einer Temperatur von ca. 400 °C leicht entflammbar sind.

## 2.5 Stand der Forschung zur laserunterstützten Zerspanung

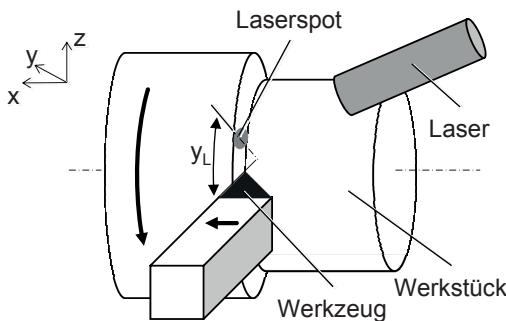
### 2.5.1 Allgemeines

Trotz der in den vorherigen Abschnitten beschriebenen Grundlagenkenntnisse dauerte es nach der Entdeckung der Laserstrahlung im Jahre 1960 über 20 Jahre, bis Laserstrahlung als Energiequelle für die Warmzerspanung in Betracht gezogen wurde. Einleitend wird in diesem Abschnitt der Stand der Forschung zum laserunterstützten Drehen präsentiert, da es sich bei diesem um einen zum Fräsen artverwandten Prozess handelt. Daran anschließend werden die wesentlichen wissenschaftlichen Arbeiten zum laserunterstützten Fräsen zusammengefasst. Beim Fräsen tritt im Gegensatz zum Drehen ein diskontinuierlicher Schnittvorgang auf. In Bezug auf eine Laserunterstützung bedeutet dies, dass der Laserstrahl beim Drehen ortsfest vor ein stehendes Werkzeug positioniert werden kann. Dagegen liegt beim Fräsen ein bewegtes Werkzeug vor, weshalb der Laserstrahl mit der Bearbeitungszone bewegt werden muss. Somit ist die Untersuchung des eigentlichen Spanbildungsprozesses beim Drehen aufgrund geringerer systemtechnischer Restriktionen vereinfacht möglich. Erkenntnisse, die aus vorliegenden Untersuchungen des Drehens gewonnen wurden, dienen daher als zusätzliche Wissensbasis für das laserunterstützte Fräsen.

### 2.5.2 Laserunterstütztes Drehen

In den 1980er Jahren wurde von JAU (1981) erstmals der Ansatz zum laserunterstützten Drehen von hochfesten Werkstoffen unter Verwendung eines CO<sub>2</sub>-Lasers vorgestellt. Dabei wird der Laserspot, wie in **Abbildung 2-12** dargestellt, im Abstand  $y_L$  als Umfangslänge bezogen auf die Werkstückoberfläche vor das Werkzeug positioniert. Seit der Erstveröffentlichung wurde dieser Prozess hinsichtlich vieler Aspekte erforscht. Dazu zählen nicht nur die Werkzeugstandzeit und die Zerspankraft, sondern auch der Spanbildungsmechanismus, die Oberflächengüte und die Beeinflussung des Werkstoffs. Weitere Untersuchungsgegenstände waren die Art der Laserstrahlquelle und die Wirtschaftlichkeit bei der Bearbeitung unter-

schiedlicher Werkstoffe. Ein klarer Fokus bei den Forschungsanstrengungen lag auf der Bearbeitung von keramischen Werkstoffen, wie Siliziumnitrid (HERMANNS 1995, ZABOKLICKI 1998, KASPEROWSKI 2000, ROZZI ET AL. 2000, LEI ET AL. 2001, BERGS 2002, TIAN & SHIN 2006, SHIN ET AL. 2009) und Aluminiumoxid (CHANG & KUO 2007). Jedoch wurde auch die laserunterstützte Drehbearbeitung von Stahlwerkstoffen (KÖNIG & ZABOKLICKI 1994, HERMANNS 1995, SKVARENINA & SHIN 2006, DUMITRESCU ET AL. 2006), von Inconel (ANDERSON ET AL. 2006) und von Titanwerkstoffen (SUN & BRANDT 2007, SUN ET AL. 2008, YANG ET AL. 2009) wissenschaftlich untersucht.



*Abbildung 2-12: Prinzipdarstellung des laserunterstützten Drehens (nach ZABOKLICKI 1998)*

### Laserunterstütztes Drehen von hochfesten Werkstoffen

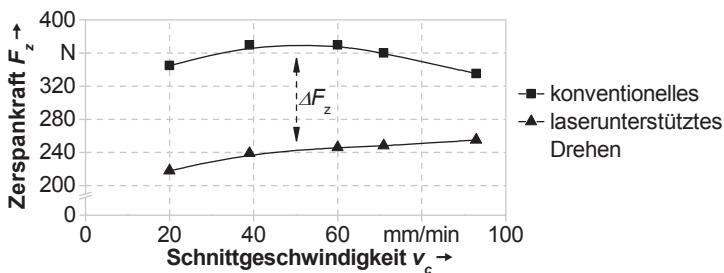
HERMANNS (1995) konzipierte erstmals eine Anlage zur laserunterstützten Warmzerspanung mit einem CO<sub>2</sub>- bzw. einem Nd:YAG-Laser und untersuchte dabei deren Betriebsverhalten in puncto steuerungstechnischer Integration eines Hochleistungslasers, der Simulation des Wärmeflusses im Prozess und der thermischen Beeinflussung der Werkzeugmaschine. Sein Fazit war, dass die steuerungstechnische Integration eines Lasers in eine Drehmaschine möglich ist und mithilfe von Simulationswerkzeugen das Aufheizen des Werkstücks qualitativ nachgebildet werden kann. Im eigentlichen Prozess stellte sich die Temperatur des Werkzeugs als kritische Prozessgröße heraus. Eine Beeinflussung der thermischen Verformung der Werkzeugmaschine durch den Warmzerspanungsprozess war dagegen nicht relevant. BERGS (2002) führte die Arbeiten unter Einsatz eines Nd:YAG-Lasers fort und untersuchte in seiner Dissertation sowohl die Wechselwirkungen zwischen der Laserstrahlung und dem Werkstück als auch das daraus resultierende Temperatur-

feld sowie das Zerspanungsverhalten und die Verschleißmechanismen. Vergleichbare Experimente zum Einsatz eines Diodenlasers führte KASPEROWSKI (2000) durch. KÖNIG & ZABOKLICKI (1994) wiesen für die laserunterstützte Drehbearbeitung von Stahlwerkstoffen eine Reduzierung der Schnittkräfte um 70% nach, was zu einer Verringerung des Werkzeugverschleißes um 90% im Vergleich zur konventionellen Bearbeitung führte. Mittels empirischer Untersuchungen ermittelten LEI ET AL. (2001) eine mit der Laserleistung und damit der Werkstücktemperatur korrelierende Reduzierung der Schnittkräfte sowie eine Reduzierung des Werkzeugverschleißes beim laserunterstützten Drehen mit einem CO<sub>2</sub>-Laser. Mithilfe der Laserunterstützung konnte die Werkzeugstandzeit bei der Drehbearbeitung von Siliziumnitrid-Keramik auf ein ähnliches Niveau wie bei der konventionellen Bearbeitung von vergleichsweise weichen Metallen erhöht werden. LEI ET AL. (2001) dokumentierten zudem eine thermisch bedingte Oberflächenbeeinflussung des Werkstücks. Aufbauend auf diesen Arbeiten detaillierte ZABOKLICKI (1998) die Untersuchungen in Bezug auf die fertigungstechnische Eignung unter Einsatz eines Nd:YAG-Lasers mithilfe von theoretischen und experimentellen Prozessanalysen. Erkenntnisse seiner Arbeit waren eine deutliche Verbesserung der Zerspanbarkeit, eine Reduzierung der thermischen Belastung des Werkzeugs sowie eine mögliche Erhöhung der Schnitttiefe durch eine Laservorwärmung. Die Viskositätsabnahme des erwärmten Werkstoffs führte zum Verschmieren und damit zu einer Glättung der Oberfläche. Er kam zu dem Ergebnis, dass das laserunterstützte Drehen zur Nachbearbeitung von dichtgesinterten Siliziumnitrid-Keramiken ein geeignetes Verfahren ist und qualitätssicher beherrscht werden kann. Eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung bei der mit einem CO<sub>2</sub>-Laser unterstützten Drehbearbeitung von Inconel 718 ergab eine Reduzierung der Bearbeitungskosten im Vergleich zu einem konventionellen Prozess um bis zu 66%, bezogen auf einen Meter drehend bearbeitete Stangenlänge (ANDERSON ET AL. 2006). Inzwischen wurde die Anlagentechnik bis zur Serienreife entwickelt (KRAUSE 1999). Beispielsweise kann heutzutage die aufwändige Schleifbearbeitung von Keramik bereits durch die laserunterstützte Drehbearbeitung auf einer Serienmaschine unter Einsatz eines Diodenlasers ersetzt werden (DEUTGENS 2011, DEUTGENS 2012).

### Laserunterstütztes Drehen von Titanwerkstoffen

Aufbauend auf den Ergebnissen zum laserunterstützten Drehen von keramischen Werkstoffen und Nickelbasislegierungen (Inconel) untersuchten SUN & BRANDT (2007) die Bearbeitung von Reintitan und der Titanlegierung TiAl6V4. Sie stellten einen erheblichen Einfluss der Laservorwärmung durch einen Nd:YAG-Laser auf

den Zerspanvorgang in Form einer Beruhigung des hochdynamischen Prozesses und einer resultierenden Glättung der Oberfläche fest. Die Zerspankräfte konnten im Vergleich zum konventionellen Drehen um 40% reduziert werden. In weiteren experimentellen Untersuchungen betrachteten SUN ET AL. (2008) die resultierenden Kräfte unter Variation der Laserleistung, der Schnitt- und der Vorschubgeschwindigkeit, des Spotdurchmessers, des Einstrahlwinkels und des Vorlaufs des Laserspots vor dem Werkzeug. Ein Vergleich der Zerspankraft  $F_z$  unter Variation der Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  in **Abbildung 2-13** zeigt eine deutliche Reduzierung  $\Delta F_z$  aufgrund des Einsatzes der Laserunterstützung. Beim laserunterstützten Drehen ergab sich mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  ein kontinuierlicher Kraftanstieg. Dagegen trat bei konventioneller Bearbeitung bei Schnittgeschwindigkeiten von 40 bis 60 mm/min ein lokales Kraftmaximum auf. Ihre Erklärung dafür war, dass bei zunehmender Schnittgeschwindigkeit bis hin zur HSC-Bearbeitung die lokale Temperatur der Werkzeugschneidkante unter konventioneller Bearbeitung steigt und ab einer bestimmten Temperatur somit zu einer lokalen Entfestigung des Werkstoffss beim Schneideneintritt beiträgt. Dieser Effekt egalisierte bei einem Vergleich zwischen der konventionellen und der laserunterstützten Drehbearbeitung die Reduzierung  $\Delta F_z$  durch die Laservorwärmung. Die größte relative Reduzierung der Zerspankräfte konnte demnach bei geringen Schnittgeschwindigkeiten erzielt werden, die für die Zerspanung von Titanwerkstoffen anzuwenden sind (siehe Abschnitt 2.4.2).



*Abbildung 2-13: Schnittkraft  $F_c$  über die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim konventionellen und beim laserunterstützten Drehen des Titanwerkstoffes TiAl6V4 (SUN ET AL. 2008)*

Nach SUN ET AL. (2008) haben die Erhöhung der Laserleistung sowie die Reduzierung der Schnitttiefe und des Vorlaufs einen positiven Einfluss auf die relative Reduzierung der Schnittkräfte. Eine starke Fokussierung des Laserspots führte zu

einer starken lokalen Erwärmung; die Defokussierung dagegen zu einer flächigen. Laut SUN ET AL. (2008) muss durch die Wahl des Laserspotdurchmessers ein Kompromiss aus Erwärmungstiefe und -breite gefunden werden. Nahezu keinen Einfluss auf die Zerspankräfte hatte dagegen die Variation des Einstrahlwinkels in einem Bereich von 40° bis 70°. Dies ist mit dem einfallswinkelabhängigen Absorptionsverhalten zu erklären. Aufgrund der hohen Temperaturen im Werkstück kam es an der bearbeiteten Oberfläche zur Gefügeumwandlung. Diese thermisch bedingte Gefügeumwandlung betrachteten YANG ET AL. (2009) näher. Dazu wurde mithilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) ein Modell der Durchwärmung aufgebaut und dessen Ergebnisse mit experimentellen Daten verglichen. Mithilfe des Simulationsmodells konnte die Wärmeeinflusszone (WEZ) auf der Basis des Temperaturfeldes berechnet werden. So wurde die Möglichkeit geschaffen, die Laserparameter an die Schnittparameter anzupassen, so dass der einer Gefügeveränderung unterliegende Bereich abgehoben werden kann und keine Gefügeveränderung im gefrästen Bauteil zurückbleibt.

### **Zusammenfassung**

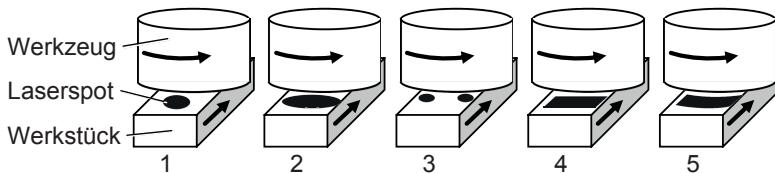
Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass der Laserspot für eine laserunterstützte Drehbearbeitung vor das Werkzeug positioniert werden kann, um so eine überlagerte Wirkzone von Laserstrahlung und Werkzeug zu erreichen. Des Weiteren konnte in Untersuchungen zum Drehen bereits nachgewiesen werden, dass durch eine Reduzierung der Zerspankraft ein reduzierter Werkzeugverschleiß zu erzielen ist, der absolute Effekt der Reduzierung jedoch maßgeblich von der Wahl der Laserparameter abhängig ist, wie der Laserleistung oder des Spotdurchmessers. Aufgrund der über die Laserunterstützung in das Bauteil eingebrochenen Wärme wurde an der bearbeiteten Oberfläche eine thermisch bedingte Gefügeumwandlung nachgewiesen. Die laserunterstützte Bearbeitung des Titanwerkstoffes TiAl6V4 konnte ebenso bereits durch SUN ET AL. (2008) gezeigt werden.

#### **2.5.3 Laserunterstütztes Fräsen**

##### **Aktuelle Ansätze, Vorgehensweisen und Ergebnisse**

Neben dem Drehen beschäftigte sich HERMANNS (1995) auch mit dem laserunterstützten Fräsen von hochfesten Stählen. Dazu übertrug er die Ergebnisse vom Drehen auf das Fräsen unter Einsatz eines Nd:YAG-Lasers. Er betrachtete hierbei mithilfe der Finite-Differenzen-Methode (FDM) das durch die Laserbestrahlung entstehende Temperaturprofil. Experimentell bestimmte Temperaturverläufe konn-

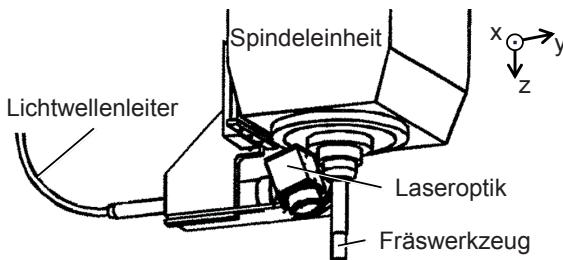
ten so qualitativ nachgebildet werden. Fünf verschiedene von ihm mittels Simulation untersuchte Bestrahlungsvarianten sind in **Abbildung 2-14** dargestellt. Nach HERMANNS (1995) wird bei Variante 1 und 2 die Geometrie des Fräzers nicht ausreichend berücksichtigt und es entsteht eine übermäßige Erwärmung im Mittelpunkt des Laserspots. Variante 3 zielt auf die Erwärmung des Schneidenein- und -austritts, da hier der höchste Werkzeugverschleiß auftritt, erfordert aber eine aufwendige Twin-Spot-Strahlführung. Variante 4 sorgt mit einem rechteckigen Laser- spot für eine gleichmäßige Bestrahlung des Bauteils, unterliegt aber auch einer ungleichmäßigen Bauteilerwärmung. Aus seinen Untersuchungen ergab sich, dass Variante 5, die gezielte Bestrahlung des abzuhebenden Materials durch eine Anpassung des Laserspots an die Werkzeugkontur, systemtechnisch umsetzbar und am erfolgversprechendsten für eine gleichmäßige Vorwärmung der Zerspanzone ist. Zur experimentellen Untersuchung wurde die Wärmequelle mithilfe eines entwickelten Taumelspiegels als Scan-Figur auf dem Werkstück vor dem Werkzeug erzeugt. Unter Einsatz eines Pyrometers wurde eine Regelung der Oberflächentemperatur beim Stirnfräsen einer Geraden in Abhängigkeit von der Laserleistung aufgebaut.



*Abbildung 2-14: Bestrahlungsvarianten und Spotgeometrien (1 bis 5) für das laserunterstützte Fräsen (nach HERMANNS 1995)*

KLOSSOWSKI (1999) adressierte darauf aufbauend die prozesstechnischen und die systemtechnischen Grundlagen zum laserunterstützten Fräsen der Titanlegierung TiAl6V4. Dabei verwendete er eine Versuchsanordnung zur Laservorwärmung des Bauteils, ähnlich Variante 1 aus **Abbildung 2-14**, beim Gleichlauffräsen entlang einer Geraden. Die Achsen des Laserstrahls und des Werkzeugs sowie die Vorschubrichtung spannten eine Ebene auf. Aufgrund der Gauß'schen Intensitätsverteilung lag die maximale Intensität dadurch stets in der Mitte vor dem Werkzeug und in dieser Anordnung somit am maximalen Spanungsquerschnitt. Klossowski unterteilte die Prozessuntersuchungen in die Betrachtungen der beiden Teilprozesse, nämlich die der Wärmeeinbringung und der Zerspanung. Unter Einsatz der FEM berechnete er die Durchwärmung des Werkstücks und erzielte eine ausreichend

genaue Übereinstimmung mit experimentell bestimmten Temperaturen. **Abbildung 2-15** zeigt die systemtechnische Anordnung und **Tabelle 2-6** (auf S. 40) liefert die bei den Untersuchungen zur laserunterstützten Bearbeitung angewendeten Prozessparameter und deren Variationsbereiche.

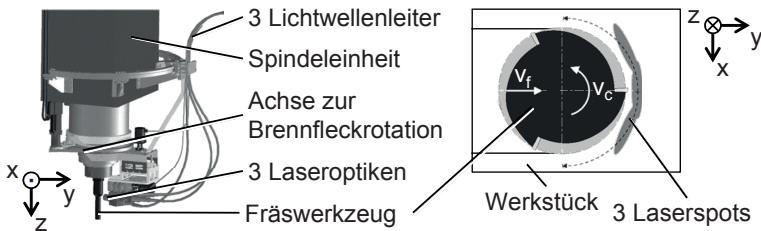


*Abbildung 2-15: Versuchsaufbau zur Laserintegration für das laserunterstützte Fräsen mithilfe einer an die Spindeleinheit montierten Laseroptik (nach KLOSSOWSKI 1999)*

Zur Prozessanalyse griff KLOSSOWSKI (1999) auf die statistische Versuchsplanung – Design of Experiments (DoE) – zurück und wendete die Taguchi-Methode zur Beschreibung linearer Zusammenhänge der untersuchten Einflussgrößen an. Zielgrößen der Untersuchungen waren die Zerspankräfte, der Werkzeugverschleiß, die Werkzeugtemperatur sowie die Oberflächenqualität des gefrästen Bauteils. Ergebnis seiner Prozessanalyse war, dass eine Variation der Eingriffsbreite bzw. der Schnittgeschwindigkeit einen geringen Einfluss auf die resultierenden Zerspankräfte hat. Dagegen beeinflussen die Parameter Werkzeuggeometrie, Schneidstoff, Laserleistung, Zahnvorschub und Schnitttiefe die Zerspankräfte erheblich. Auf den Werkzeugverschleiß üben alle betrachteten Parameter einen annähernd gleichen Einfluss aus. Als kritischen Parameter für die Werkzeugtemperatur identifizierte KLOSSOWSKI (1999) die Laserleistung, was auf eine zusätzliche thermische Belastung durch die Laserunterstützung schließen lässt. Auf die Oberflächenqualität haben die Schnittgeschwindigkeit und der Zahnvorschub den größten Einfluss, vergleichbar mit dem konventionellen Fräsen. Gegenüber keramischen Schneidstoffen empfiehlt Klossowski den Einsatz von Schneiden aus Feinstkorn-Hartmetall. Im Vergleich zum konventionellen Fräsen von TiAl6V4 konnte er die Zerspankräfte um bis zu 49% reduzieren. Außerdem konnten der Werkzeugverschleiß und die dynamischen Prozessvorgänge verringert werden. Zur Untersuchung der Prozessdynamik wurden die transienten Kraftsignale über den gesamten Schneideneingriff aufgezeichnet und jeweils eine Fourier-Transformation durchgeführt. Bei einem

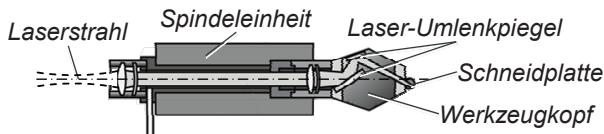
laserunterstützten im Vergleich zu einem konventionellen Prozess konnte eine deutliche Reduzierung der spektralen Kraftamplitude festgestellt werden. „welche ein Maß für die Prozessdynamik darstellt“. (KLOSSOWSKI 1999, S. 96) Eine Analyse des Werkstoffgefüges von laserunterstützt gefrästen Bauteilen zeigte eine starke Martensitbildung bis zu einer Tiefe bis 1,5 mm, weshalb eine konventionelle Schlichtbearbeitung durch ein Abheben der thermisch beeinflussten Zone empfohlen wurde. Vergleichbar mit diesen Untersuchungen wendete YANG (2009) die Laserunterstützung auf die Fräsbearbeitung von Siliziumnitrid an. Dazu führte er Ein-Zahn-Versuche durch und konnte ebenso eine Reduzierung der Zerspankräfte und des Werkzeugverschleißes nachweisen. Mithilfe der Diskrete-Elemente-Methode (DEM) modellierte er den Zerspanvorgang, um so die Oberflächenbeschaffenheit und die Entstehung von Rissen berechnen zu können. Ähnliche Experimente führten TIAN ET AL. (2008) zur Fräsbearbeitung von Inconel durch und griffen dafür auf die Variante 4 von HERMANN (1995) aus **Abbildung 2-14** unter Einsatz eines Diodenlasers zurück. Über ein gekoppeltes Simulationsmodell zum Wärmeeintrag und Zerspanvorgang berechneten sie das im Werkstück entstehende Temperaturprofil, um so die zur thermischen Entfestigung nötigen Laserparameter ermitteln zu können. Mittels Verschleißmarkenuntersuchungen und Kraftmessungen wurde eine Reduzierung des Werkzeugverschleißes und der Zerspankräfte um jeweils bis zu 50% ermittelt. Experimentelle Forschungsarbeiten zum laserunterstützten Schaftfräsen von unterschiedlichen Stahl- und Aluminiumwerkstoffen unter Einsatz verschiedener Strahlquellen, wie eines Faserlasers, eines CO<sub>2</sub>-Lasers oder eines Nd:YAG-Lasers, mit einer Versuchsanordnung ähnlich der Variante 1 aus **Abbildung 2-14**, ergaben übereinstimmend eine deutliche Reduzierung der Schnittkräfte durch den Einsatz einer Laserunterstützung (MELKOTE ET AL. 2009, FURUMOTO ET AL. 2009, JEON & PFEFFERKORN 2008). JEON & PFEFFERKORN (2008) berichteten erstmals von einer verstärkten Gratbildung beim Austritt der Schneide aus dem Werkstück aufgrund einer Verschmierung des Werkstoffes sowie einer Aufrauhung der gefrästen Oberfläche. Eine erneute Weiterentwicklung der Arbeiten präsentierte BAUSCH & GROLL (2003), DÜRR ET AL. (2009) und BRECHER ET AL. (2011). DÜRR ET AL. (2009) griffen die Idee zur Verwendung einer an der Spindelinie befestigten Scanneroptik unter Einsatz eines Diodenlasers wieder auf, um so den gesamten abzuhebenden Bereich erwärmen zu können. Zur Verbesserung des Einfallswinkels des Laserstrahls wurden dabei achsnahe Umlenkspiegel verwendet. Der Ansatz von BAUSCH & GROLL (2003) verfolgt die Strategie, drei fasergeführte Hochleistungsdiodenlaser einzusetzen, die über einen Winkel von 180° in Vorschubrichtung axial um die Spindelachse positioniert wurden, um so eine möglichst gleichmäßige Erwärmung der Zerspanzone über drei separate,

elliptische Laserspots zu realisieren. Den Versuchsaufbau und die Positionierung der Laserspots zeigt **Abbildung 2-16**.



*Abbildung 2-16: Versuchsaufbau zur Laserintegration für das laserunterstützte Fräsen mithilfe dreier an einer Rotationsachse montierter Laseroptiken (links) und Positionierung der drei Laserspots um ein Fräswerkzeug (rechts); (nach BAUSCH & GROLL 2003)*

ROSEN (2012) setzte einen Nd:YAG-Laser ein und führte den Laserstrahl koaxial in der Frässpindel. Das von ihm entwickelte Spezial-Werkzeug wird in einer Sondermaschine aufgenommen und arbeitet lediglich mit einer Schneide ( $Z = 1$ ), vor die der Laserstrahl positioniert wird. Den prinzipiellen Aufbau zeigt **Abbildung 2-17**. Der Laser wurde derart gesteuert, dass nur während des Werkzeugeingriffs das zu fräsende Material lokal bestrahlt wurde.



*Abbildung 2-17: Schematische Darstellung der Frässpindel und des Fräswerkzeugs mit koaxialer Strahlführung (nach ROSEN 2012)*

Bei der laserunterstützten Bearbeitung von Inconel 718 konnte ROSEN (2012) die Zerspankraft im Vergleich zur konventionellen Bearbeitung mit dem gezeigten Versuchswerkzeug um bis zu 60% verringern. Dies ermöglichte eine Reduzierung der Verschleißmarkenbreite um bis zu 50%. Beim Einsatz der Laserunterstützung zur Bearbeitung von Siliziumnitrid wird von einer Reduzierung der Zerspankräfte von bis zu 80% berichtet (BRECHER ET AL. 2010). Eine Prozessanalyse ergab eine

Verbesserung der erzielten Oberflächengüte sowie der Werkzeugstandzeit, jedoch auch eine thermische Randzonenschädigung des gefrästen Bauteils. Die Laser- und die Fräspanparameter fasst **Tabelle 2-6** zusammen. Die Ansätze von BAUSCH & GROLL (2003) und ROSEN (2012) erweiterten erstmals die bis dahin abgestellten Untersuchungen zum laserunterstützten Fräsen entlang einer Geraden auf das Fräsen entlang einer Kontur. BRECHER ET AL. (2012) führen die Arbeiten von Rosen fort. Der Fokus dabei liegt auf der Untersuchung weiterer Werkzeuge und Werkstoffe sowie der systemtechnischen Weiterentwicklung (HERMANI ET AL. 2013). ZAMANI ET AL. (2013) bauten zusätzlich eine 3D-FEM-Simulation zur Untersuchung des Wärmeeintrags auf.

*Tabelle 2-6: Zusammenfassung der Laser- und der Fräspanparameter zur Bearbeitung von Siliziumnitrid ( $Si_3N_4$ ) und Inconel 718 (BRECHER ET AL. 2010, BRECHER ET AL. 2011, ROSEN 2012) sowie TiAl6V4 (KLOSSOWSKI 1999)*

Prozessparameter		Siliziumnitrid $Si_3N_4$	Inconel 718	Titan TiAl6V4
Werkstoff				
Eingriffsbreite $a_e$	in mm	10	8	< 23
Vorschub pro Zahn $f_z$	in mm	0,25	0,03	< 0,4
Schnitttiefe $a_p$	in mm	0,05	0,5	< 3
Laserleistung $P_L$	in W	< 2000	1570	< 2000
Schnittgeschwindigkeit $v_c$	in m/min	< 180,9	75,4	< 107,7
Spotdurchmesser $d_L$	in mm	0,6	1,8 (Ellipse) 16 x 25	
Werkzeugdurchmesser $d_c$	in mm	k.A.	24	38,1
Laservorlauf $y_L$	in mm	0,5	6	1,4

### Zusammenfassung und identifizierte Problemfelder

Zum heutigen Stand der Forschung des laserunterstützten Fräsen kann festgehalten werden, dass eine laserunterstützte Bearbeitung über verschiedene Bestrahlungsstrategien realisierbar ist. Die Umsetzung dieser Strategien in einem Bearbeitungsprozess zieht jedoch unterschiedliche systemtechnische Anforderungen an die Prozessführung und die Bearbeitungsmaschine nach sich, so dass der Prozess und die Systemtechnik stets übergreifend betrachtet werden müssen. Auf der prozess-technischen Seite lag das Hauptaugenmerk der aufgeführten Arbeiten auf der Untersuchung der Schnittkräfte und des Werkzeugverschleißes sowie der Zusammenhänge und der Einflüsse der unterschiedlichen betrachteten Versuchsan-

ordnungen. Wie beim Drehen, so konnte auch für das Fräsen ein direkter Zusammenhang zwischen der Reduzierung der Schnittkräfte und dem resultierenden Werkzeugverschleiß nachgewiesen werden. Ein weiterer Untersuchungsgegenstand war das aus der Bearbeitung resultierende, thermisch beeinflusste Werkstoffgefüge. Zur Berechnung des aufgrund der Laserbestrahlung in das Werkstück induzierten Temperaturfeldes kamen die FEM sowie die FDM zum Einsatz. Eine laserunterstützte Fräsbearbeitung des Titanwerkstoffs TiAl6V4 wurde durch KLOSSOWSKI (1999) durchgeführt.

Aus den Erläuterungen des in den Abschnitten 2.5.2 und 2.5.3 dargelegten Standes der Forschung haben sich zwei Hauptproblemfelder der laserunterstützten Zerspanung ergeben, die auf die wechselseitige Abhängigkeit zwischen der gewählten Bearbeitungsstrategie und der eingesetzten Systemtechnik zurückzuführen sind. Zum einen kann die Prozesssicherheit bezüglich einer thermischen Bauteilschädigung noch nicht gewährleistet werden. Zum anderen sind systemtechnische Ansätze derzeit noch nicht für eine industrielle Anwendung geeignet. Dieses Spannungsfeld wird aus der Bandbreite der in den unterschiedlichen Arbeiten angewendeten Prozessparameter deutlich, die in **Tabelle 2-6** aufgeführt sind. Die meisten Forschungsarbeiten beziehen sich auf Experimente unter Laborbedingungen und sind teils erheblichen Restriktionen durch eine aufwändige Systemtechnik unterworfen, die eine Steigerung des Zeitspanvolumens und damit eine Reduzierung der Fertigungszeit im Vergleich zum etablierten konventionellen Fräsen verhindern. Die für einen industriellen Einsatz nötige Robustheit und Flexibilität konnten noch nicht nachgewiesen werden. Daher ist die Allgemeingültigkeit und die Übertragbarkeit auf praxisnahe Anwendungen nicht gewährleistet. In den dargestellten Forschungsarbeiten konnten deutliche Verbesserungen in puncto Schnittkräfte und Werkzeugverschleiß und auf diese Weise das fertigungstechnische Potential dieses hybriden Prozesses nachgewiesen werden. Dagegen ergibt sich aus den Ergebnissen aller Arbeiten bezüglich der thermischen Bauteilbelastung weiterer Handlungsbedarf, da ein laserunterstützt gefrästes Bauteil im Allgemeinen keiner thermischen Schädigung durch eine Werkstoffgefüge-Umwandlung unterliegen darf.

## 2.6 Zusammenfassung

In den vorherigen Abschnitten wurden die für diese Arbeit relevanten Grundlagen des Fräsen und der Lasermaterialbearbeitung dargelegt. Da der Fokus der vorliegenden Arbeit auf der Bearbeitung von Titanwerkstoff liegt, wurden die relevanten werkstofftechnischen Grundlagen von Titan und der Titanlegierung TiAl6V4 zu-

sammengefasst. Neben diesen Grundlagen wurde zudem der Stand der Forschung zur laserunterstützten Zerspanung aufbereitet. Dabei wurde insbesondere auf die Ergebnisse der Prozessuntersuchungen zum laserunterstützten Drehen eingegangen. Für das laserunterstützte Fräsen lag der Fokus sowohl auf den Ergebnissen der Prozessuntersuchungen bei der Bearbeitung unterschiedlicher Werkstoffe als auch auf der systemtechnischen Umsetzung zur Realisierung eines laserunterstützten Fräspräzesses. Der sich aus den erläuterten Grundlagen und dem Stand der Forschung ergebende Forschungsbedarf sowie die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit werden im folgenden Kapitel aufgezeigt.

## 3 Forschungsbedarf, Zielsetzung, Vorgehensweise

### 3.1 Allgemeines

In den folgenden Abschnitten werden aufbauend auf den bisher erläuterten Grundlagen und dem aktuellen Stand der Forschung der bestehende Forschungsbedarf dargelegt und eine detaillierte Zielsetzung der Arbeit abgeleitet. Abschnitt 3.4 dient der Einordnung der in den Kapiteln 4 bis 8 präsentierten Arbeitsschritte in das Gesamtkonzept der systematischen Vorgehensweise zur Erfüllung der Zielsetzung.

### 3.2 Forschungsbedarf

Wie zum Stand der Forschung in Abschnitt 2.5 dargestellt, konnte das fertigungs-technische Potential der laserunterstützten Zerspanung in zahlreichen Forschungsarbeiten bereits nachgewiesen werden. Jedoch sind lediglich die Forschungs- und Entwicklungsarbeiten auf dem Gebiet des laserunterstützten Drehens bis zur Serienreife fortgeschritten, beispielsweise bei der Stangenbearbeitung von Siliziumnitrid-Keramik (DEUTGENS 2011, S. 3). Das laserunterstützte Fräsen konnte bis zum heutigen Stand noch nicht für einen industriellen Einsatz qualifiziert werden.

#### Problemstellung beim laserunterstützten Fräsen

Keiner der in Abschnitt 2.5.3 vorgestellten Forschungsansätze fand bisher den Übergang vom Laborbetrieb in eine industrielle Anwendung, da entweder die Prozesssicherheit oder die wirtschaftliche Leistungsfähigkeit der Systemtechnik nicht gewährleistet war. Systemtechnisch wurde zumeist die Bearbeitung einer zu fräsenden Geraden untersucht. Prozessseitig konnte dabei eine Reduzierung der Zerspankräfte und des Werkzeugverschleißes und damit die generelle Umsetzbarkeit der Laserunterstützung beim Fräsen nachgewiesen werden. Großer Handlungsbedarf besteht weiterhin bezüglich der thermischen Beeinflussung des Werkstoffgefüges. Bei der Erweiterung auf zweidimensionale Fräsbahnen erhöhte sich zudem der systemtechnische Aufwand zu Ungunsten der industriellen Anwendbarkeit und der Wirtschaftlichkeit. Trotz hervorragender Perspektiven existiert daher derzeit noch keine Lösung zur wirtschaftlichen laserunterstützten Fräsbearbeitung.

Es besteht demnach dringender Forschungsbedarf zum Aufbau des nötigen Prozessverständnisses über die Zusammenhänge und Einflussgrößen des hybriden

Prozesses. Nur dies ermöglicht eine prozesssichere Bearbeitung und die Entwicklung einer geeigneten Systemtechnik.

## 3.3 Zielsetzung

### 3.3.1 Ableitung der Zielsetzung

Zielsetzung dieser Arbeit ist es, durch eine Betrachtung der Einzelprozesse das Zusammenwirken der Laser- und der Fräspanparameter prozesssicher zu beherrschen und auf dieser Basis eine Bearbeitungsstrategie abzuleiten. Unter Beachtung dieser Prozessuntersuchungen soll parallel dazu ein wirtschaftliches Maschinenkonzept entwickelt und als Funktionsmuster präsentiert werden, um die Möglichkeit einer wirtschaftlichen Realisierung des laserunterstützten FräSENS aufzuzeigen. Daher soll die vorliegende Arbeit durch die Berücksichtigung des Zusammenwirkens von Systemtechnik und Prozess einen Beitrag zur wirtschaftlichen und leistungsfähigeren Bearbeitung hochfester Werkstoffe leisten. Dabei soll auf Basis von Prozessuntersuchungen und mithilfe eines Prozessmodells und einer Systemtechnik eine Methodik präsentiert werden, die das laserunterstützte FräSEN in der Praxis ermöglichen kann.

#### Prozessmodell

Die detaillierte Betrachtung der Einzelprozesse sowie des hybriden Prozesses soll sicherstellen, dass die durch Laserunterstützung erzielten Effekte eingeordnet und gezielt genutzt werden können. Ziel ist die Erhöhung des erreichbaren Zeitspanvolumens bei der Fräsbearbeitung hochfester Werkstoffe, ohne eine thermisch bedingte Bauteilbeeinflussung in Form einer Umwandlung des Werkstoffgefüges zu verursachen. Dazu soll eine geeignete Bearbeitungs- und Bestrahlungsstrategie erarbeitet werden (vgl. hierzu die Ansätze aus **Abbildung 2-14**). Auf diese Weise ist gewährleistet, dass mit dem Einsatz einer Laserunterstützung keine Einbußen auf Seiten der Bauteilqualität einhergehen. Diese Zielsetzung soll mithilfe eines Prozessmodells erreicht werden, das die Zusammenhänge zwischen der Laser- und der Fräsbearbeitung beschreibt.

#### Systemtechnik

Die zu entwickelnde und aufzubauende Systemtechnik soll die Erkenntnisse des Prozessmodells anlagentechnisch realisieren. Besonderer Wert wird auf die Wirt-

schaftlichkeit des Maschinenkonzepts gelegt. Dabei soll ein modulares, nachrüstbares und kostenminimiertes Maschinenkonzept umgesetzt werden, das durch seine Einfachheit und Robustheit eine wirtschaftliche Realisierung des laserunterstützten FräSENS ermöglicht.

### 3.3.2 Definition der Zielgrößen

Übergeordnete Zielgrößen der vorliegenden Abhandlung sind die Wirtschaftlichkeit und die Prozesssicherheit (siehe Abschnitt 1.3). Zur Erfüllung der oben beschriebenen Zielsetzung werden die folgenden Zielgrößen im weiteren Vorgehen ausgewertet:

*Tabelle 3-1: Ausgewertete Zielgrößen und Ziel des laserunterstützten FräSENS*

Zielgröße	Ziel
Prozess- und Zerspankräfte	Reduzierung der Kräfte
Werkzeugverschleiß	Reduzierung des Verschleißes
Wärmeeintrag	Vermeidung eines Wärmeeintrags in das Bauteil
Zeitspanvolumen	Steigerung des wirtschaftlichen Zeitspanvolumens

Eine Reduzierung des Werkzeugverschleißes und eine Steigerung des wirtschaftlichen Zeitspanvolumens können dabei zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit beitragen. Durch Prozessverständnis über die resultierenden Zerspankräfte und den eingebrachten Wärmeeintrag kann eine prozesssichere Bearbeitung erreicht werden.

### 3.3.3 Forschungsfragen

Aus dem oben erläuterten Forschungsbedarf ergeben sich folgende der Zielsetzung untergeordnete Forschungsfragen, die im Rahmen dieser Arbeit beantwortet werden sollen:

1. Welche Einflussgrößen wirken auf die Einzelprozesse und den hybriden Prozess? Wie sind deren Zusammenhänge?
2. Wie können eine Bearbeitungsstrategie und geeignete Prozessparameter für ein prozesssicheres laserunterstütztes FräSEN ermittelt werden?
3. Wie kann eine entsprechende Systemtechnik wirtschaftlich realisiert werden?

## 3.4 Vorgehensweise

### 3.4.1 Allgemeine Beschreibung

Die nachfolgende **Abbildung 3-1** zeigt die einzelnen Bausteine der Vorgehensweise, die zur Erfüllung der oben erläuterten Zielsetzung und zur Beantwortung der gestellten Forschungsfragen bearbeitet werden. Eine detaillierte Beschreibung der einzelnen Bausteine der Vorgehensweise ist Gegenstand der nachfolgenden Abschnitte.

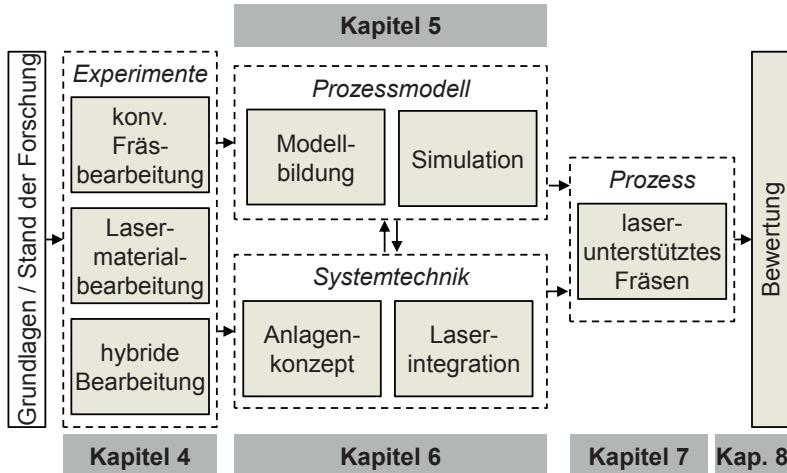


Abbildung 3-1: Bausteine der Vorgehensweise zur Erfüllung der Zielsetzung mit Bezug zu den Kapiteln der Arbeit

### 3.4.2 Experimentelle Prozessuntersuchung

Das laserunterstützte Fräsen ist ein hybrider Bearbeitungsprozess aus zwei kombinierten Verfahren, daher sind die experimentellen Prozessuntersuchungen in drei Teile untergliedert.

#### Konventionelle Fräsbearbeitung

In der konventionellen Fräsbearbeitung werden zum einen die Zerspankräfte und deren transientes Verhalten beim Fräsen entlang einer Geraden untersucht, um die Belastung auf das Fräswerkzeug quantifizieren zu können. Zusätzlich wird mithilfe

der statistischen Versuchsplanung ein Regressionsmodell der Prozesskräfte zur Bestimmung der Einflussgrößen und zur Prognose der Kräfte aufgebaut. Zum anderen wird der bei der konventionellen Fräsbearbeitung auftretende Werkzeugverschleiß ermittelt, um das Verschleißverhalten quantifizieren und einen möglichen Einfluss auf die Prozesskräfte bestimmen zu können. Abschließend werden erste Randbedingungen abgeleitet, die aus dem Fräsvorprozess resultieren, wie beispielsweise der Ort der maximalen Belastung auf das Werkzeug, der vorzugsweise entfestigt werden soll.

### **Lasermaterialbearbeitung**

In den Untersuchungen zur Lasermaterialbearbeitung wird der Wärmeeintrag durch den Laserprozess bestimmt. Dazu wird das transiente Verhalten der Temperatur an der Werkstückoberfläche gemessen und es werden die Einflussgrößen darauf ermittelt. Zudem werden die aus der Erwärmung resultierende Wärmeeinflusszone hinsichtlich des Werkstoffgefüges und der Geometrie untersucht und es werden die Einflussgrößen darauf bestimmt. Die Kenntnis dieser Zusammenhänge ist essentiell für das prozesssichere laserunterstützte Fräsen, da im fertigen Bauteil im Allgemeinen keine thermische Beeinflussung im Form einer Gefügeumwandlung vorliegen darf. Auf Basis der durchgeföhrten Untersuchungen werden weitere aus dem Laserprozess resultierende Randbedingungen abgeleitet, wie beispielsweise ein Zusammenhang zwischen der Wärmeeindringtiefe und der Tiefe der Wärmeeinflusszone.

Die im Rahmen dieser Untersuchungen gewonnenen Daten werden zusätzlich für die Kalibrierung und die Validierung eines Simulationsmodells verwendet.

### **Hybride Bearbeitung**

Für die Untersuchung der hybriden laserunterstützten Bearbeitung werden die zuvor abgeleiteten Randbedingungen zusammengeführt. Als Beispiel kann der Zusammenhang zwischen der Schnitttiefe des Fräsvorprozesses und der Wärmeeindringtiefe des Laserprozesses genannt werden. Auf dieser Basis wird eine Bearbeitungsstrategie für das Fräsen entlang einer Geraden abgeleitet und der Aufbau einer ersten Laserintegration für Grundlagenuntersuchungen beschrieben. Eine experimentelle Überprüfung dient als *Proof of Principle*. Mithilfe der statistischen Versuchsplanung wird anschließend ein Regressionsmodell der Prozesskräfte zur Bestimmung der Einflussgrößen auf einen hybriden Prozess und zur Prognose der Kräfte hergeleitet. In Kombination mit dem zuvor aufgebauten Regressionsmodell ist zudem eine Prognose der erzielbaren Kraftreduzierung durch eine Laserunterstützung möglich.

Nach dem Abschluss der experimentellen Prozessuntersuchungen sind die Einflussgrößen und Zusammenhänge der beteiligten Prozesse bekannt, jedoch ist zu diesem Arbeitsstand noch keine gezielte Abstimmung der Laser- und der Fräspanparameter für ein prozesssicheres laserunterstütztes Fräsen möglich, da hierzu die Temperatur im Bauteilinneren während des Fräsvorgangs bekannt sein muss. Zudem ist für das Fräsen entlang einer dreidimensionalen Kontur noch keine geeignete Systemtechnik vorhanden.

#### **3.4.3 Modellbildung**

Für ein prozesssicheres laserunterstütztes Fräsen wird ein Prozessmodell aufgebaut, das eine wechselseitige Abstimmung der Laser- und der Fräspanparameter ermöglicht. Dazu werden die in den vorherigen Experimenten ermittelten Randbedingungen herangezogen und in einen Zusammenhang gebracht. Zur Bestimmung der Temperaturen im Bauteilinneren wird der Aufbau einer FEM-Simulation des Wärmeeintrags beschrieben, die mithilfe experimenteller Daten kalibriert und unabhängig validiert wurde. Über das Prozessmodell und mithilfe der Simulation können dann modellgestützt geeignete Prozessparameter ermittelt werden. Eine Datenbasis aus derart berechneten Prozessparametern wird für eine steuerungstechnische Integration in die Systemtechnik mittels einer CAD/CAM-Schnittstelle benötigt.

#### **3.4.4 Aufbau der Systemtechnik**

Parallel zur Modellbildung findet die Konzipierung einer Systemtechnik statt, um das Fräsen entlang einer Geraden auf das Fräsen einer dreidimensionalen Kontur zu erweitern. Dabei müssen die ermittelten Einflussgrößen und Zusammenhänge sowie die Umsetzbarkeit der abgeleiteten Bearbeitungsstrategie berücksichtigt werden. Beispielsweise muss der Laserspot in Abhängigkeit der Eingriffsbreite positioniert werden können. Unter Beachtung der Wirtschaftlichkeit des Maschinenkonzepts werden besonders die Aspekte der Lasersicherheit, der Laserspot-Nachführung und der Integration des Prozessmodells betrachtet, um einen laserunterstützten Fräspannprozess für das Fräsen entlang einer dreidimensionalen Kontur realisieren zu können.

#### **3.4.5 Laserunterstütztes Fräsen**

In diesem Baustein der Vorgehensweise werden die Ergebnisse der bisherigen Prozessuntersuchungen und die aufgebaute Systemtechnik zusammengeführt und validiert. Zu diesem Zeitpunkt ist erstmals das gezielte prozesssichere laser-

unterstützte Fräsen möglich. Dazu wird eine modellgestützte Datenbasis der Prozessparameter aufgestellt und die Prozesssicherheit bei der Bearbeitung überprüft. Hierbei werden in Anlehnung an das bisherige Vorgehen die erzielte Reduzierung der Prozesskräfte und der auftretende Werkzeugverschleiß ermittelt sowie das Werkstoffgefüge des fertigen gefrästen Bauteils bestimmt.

### **3.4.6 Bewertung**

Nach der Validierung des Prozessmodells und der Systemtechnik werden die erzielten Ergebnisse beurteilt. Eine technologische Bewertung findet anhand der Prozessergebnisse, wie der Reduzierung der Kräfte, und der aufgebauten Systemtechnik statt. Die Bewertung aus wirtschaftlicher Sicht wird anhand einer Beispielrechnung für die Fertigung einer Turbinenschaufel durchgeführt.

## **3.5 Zusammenfassung**

Das Kapitel 3 fasst den aus dem Stand der Forschung abgeleiteten Forschungsbedarf zusammen. Zudem wird die Zielsetzung der Arbeit erläutert. Den Abschluss bildet die Vorgehensweise, die im Rahmen der vorliegenden Abhandlung durchgeführt wurde. Die Erläuterung der einzelnen Bausteine der Vorgehensweise ist Gegenstand der nachfolgenden Kapitel.



## 4 Experimentelle Prozessuntersuchungen

### 4.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden in Anlehnung an den prozesseitigen Vorgehensansatz von KLOSSOWSKI (1999) die experimentellen Untersuchungen auf die Einzelprozesse bezogen. In den jeweiligen Abschnitten sind die eingesetzten Versuchsaufbauten dargestellt. Über die Einzelbetrachtungen wurde Prozesswissen für das laserunterstützte Fräsen sowie den Aufbau einer dafür erforderlichen Systemtechnik geschaffen. Auf Basis der in Abschnitt 2.5.3 zusammengefassten Arbeiten und der Ergebnisse der einzelnen experimentellen Untersuchungen der Fräss- (Abschnitt 4.2) und der Lasermaterialbearbeitung (Abschnitt 4.3) wurden die Haupteinflussgrößen des jeweiligen Prozesses ermittelt. Den Abschluss des Kapitels bildet die Zusammenführung der getrennten Betrachtungen zur laserunterstützten Fräsbearbeitung (Abschnitt 4.4). In den Experimenten zur Zerspanung wurden vornehmlich die Zerspan- und die Prozesskräfte sowie der Werkzeugverschleiß zur Auswertung herangezogen. Als zusätzliche Messgrößen dienten in den weiteren Untersuchungen das Werkstoffgefüge, die Geometrie der Wärmeeinflusszone und die Temperatur im Werkstück. Auf diese Weise wurden die für das weitere Vorgehen zu berücksichtigenden Prozessparameter ermittelt und eine Bearbeitungsstrategie abgeleitet. Mit Hilfe der durchgeföhrten experimentellen Untersuchungen zur konventionellen (Abschnitt 4.2) und zur laserunterstützten Fräsbearbeitung (Abschnitt 4.4) wurden zwei empirische Regressionsmodelle (Modelle I und II) aufgebaut, die die Berechnung der resultierenden maximalen Prozesskräfte unter Einsatz des beschriebenen Versuchsaufbaus ermöglichen. Durch ein weiteres Regressionsmodell (Modell III) kann die erreichbare Kraftreduzierung  $\Delta F$  in einem laserunterstützten Prozess berechnet werden.

Dieses Kapitel dient dem Nachweis der prozesseitigen Umsetzbarkeit nach der beschriebenen methodischen Vorgehensweise und zugleich als Grundlage für das weitere Vorgehen zum Aufbau des Prozessmodells und der Systemtechnik. Die **Abbildung 4-1** ermöglicht die Einordnung des Kapitels in das Gesamtverfahren. Ein Überblick über die erzielten Ergebnisse aus der Sicht der Lasermaterialbearbeitung sowie der Bearbeitung schwer zerspanbarer Werkstoffe wurde in WIEDENMANN & ZAEH (2012a) und WIEDENMANN (2012) veröffentlicht.

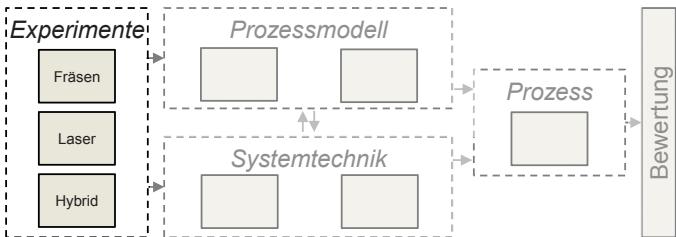


Abbildung 4-1: Einordnung von Kapitel 4 in die Vorgehensweise (siehe Abbildung 3-1 auf S. 46)

## Abweichungen bei der Wiederholung der Messungen

Die in allen folgenden Diagrammen und Darstellungen angegebenen Fehlerindikatoren (Fehlerbalken) geben jeweils den maximalen und minimalen Messwert bei der Wiederholung der jeweiligen Messung um den Mittelwert aller Messwerte an. Der Parameter  $S_M$  steht für die Anzahl der Messungen in der jeweiligen Versuchsreihe.

## 4.2 Fräsbearbeitung

### 4.2.1 Allgemeines

Die nachfolgenden Abschnitte beschreiben die grundlegenden und für das weitere Vorgehen relevanten Ergebnisse der Prozessuntersuchungen zur Fräsbearbeitung zusammen. Sie dienen dazu, Prozessverständnis für die konventionelle Trockenbearbeitung mit den verwendeten Versuchswerkzeugen aufzubauen und die Haupteinflussgrößen auf die Fräsbearbeitung zu bestimmen. Des Weiteren werden die im Folgenden gezeigten Ergebnisse in Abschnitt 4.4 wieder aufgegriffen und sie bilden dort die Grundlage für die dort beschriebenen experimentellen Prozessuntersuchungen.

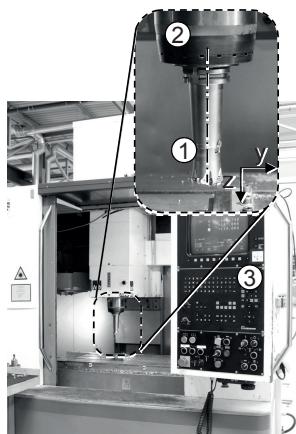
### 4.2.2 Versuchsaufbau

Für sämtliche in dieser Arbeit beschriebenen experimentellen Untersuchungen zum Fräsen wurde die im Folgenden beschriebene Versuchsanordnung verwendet. Anpassungen für erweiterte Experimente zum laserunterstützten Fräsen sind in den jeweiligen Unterabschnitten ergänzend dargestellt.

## Bearbeitungszentrum

Für die Untersuchungen zur Fräsbearbeitung stand das in **Abbildung 4-2** gezeigte Bearbeitungszentrum des Herstellers *MAS* vom Typ *MCV 750* zur Verfügung.

<b>Bearbeitungszentrum zur Fräsbearbeitung</b>	
Fräsbearbeitungszentrum MAS MCV 750	
Steuerung	Heidenhain TNC 426
Werkzeugaufnahme	SK 40
Arbeitsraum (x/y/z)	750 mm/ 500 mm/ 500 mm
Vorschubge- schwindigkeiten	1... 5000 mm/min
Spindeldrehzahl	20... 8000 U/min
Abmessungen (B/T/H)	2085 mm/ 2300 mm/ 2550 mm
max. Leistungs- aufnahme	15 kW
Masse	ca. 4000 kg
Baujahr	1996



①: Fräswerkzeug  
 ②: Frässpindel  
 ③: Maschinensteuerung

*Abbildung 4-2: Bearbeitungszentrum des Herstellers *MAS* vom Typ *MCV 750* sowie technische Daten der Anlage*

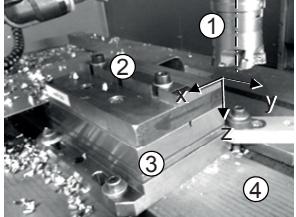
Die *x*-Achse wird durch die *y*-Achse getragen (*x-y*-Kreuztisch). Die senkrecht verfahrbare Spindeleinheit realisiert die *z*-Achse. Der sehr robuste Aufbau der Maschine bildete eine wesentliche Voraussetzung für die folgenden Untersuchungen, da bei der Bearbeitung hochfester Werkstoffe hohe Belastungen der Maschinenkonstruktion zu erwarten waren und dieser Einfluss somit minimiert werden konnte. Das Bearbeitungszentrum ist zusätzlich mit einem Werkzeugwechselmagazin und einer automatischen Späneförderseinheit versehen. Für den Automatikbetrieb und zum Schutz des Bedieners ist der Maschinenraum gekapselt und durch eine Schiebetüre verschließbar. Die Maschine ist mit dem CNC-Steuerungssystem *Heidenhain TNC 426* und AC-Antrieben für den Achsevorschub und zur Spindeldrehung ausgestattet. Alle Antriebe der Achsen werden numerisch, die Spindelrota-

tion wird stufenlos gesteuert. **Abbildung 4-2** fasst die technischen Daten des für die folgenden Untersuchungen eingesetzten Bearbeitungszentrums zusammen.

### Kraftmessplattform

Die **Abbildung 4-3** zeigt den Innenraum des Bearbeitungszentrums mit integriertem 3-Komponenten-Dynamometer vom Typ *Kistler 9257A*, das zur Messung der drei orthogonalen Komponenten der bei der Bearbeitung auftretenden statischen und dynamischen Kräfte verwendet wurde. Die Kraftmessplattform wurde vor den Messungen statisch kalibriert, die Signale werden über Messverstärker vom Typ *Kistler 5011A-11* ausgelesen.

<b>Kraftmessaufbau</b>	
Kraftmessplattform Kistler 9257A	
Messverstärker Kistler 5011A-11	
Messbereich $F_x, F_y, F_z$	-5... 5 kN
Messfrequenz	1000 Hz
Ansprechschwelle	< 0,01 N
Steifigkeit $c_x, c_y, c_z$	> 2 kN/ $\mu\text{m}$
Aufspannfläche	100 · 170 mm <sup>2</sup>
Höhe	60 mm



①: Fräswerkzeug  
 ②: Werkstück  
 ③: Kraftmessplattform  
 ④: Maschinentisch

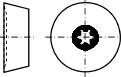
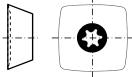
*Abbildung 4-3: Maschineninnenraum mit 3-Komponenten-Dynamometer zur Zerspankraftmessung beim Fräsen*

## Versuchswerkzeuge und -paramater

Für alle nachfolgend beschriebenen Experimente wurden zwei unterschiedliche Aufsteckfräser mit Wendeschneidplatten eingesetzt, deren Spezifizierung in **Tabelle 4-1** zusammen gefasst ist:

- Rundplatten-Fräser
- Hochvorschubfräser (HV).

*Tabelle 4-1: Spezifizierung der beiden Versuchswerkzeuge: Rundplatten- und Hochvorschubfräser (HV); Parameter gelten für eine Trockenbearbeitung im Gleichlauf*

<b>Versuchswerkzeuge</b>					
<b>Werkzeugart</b>		<b>Rundplatten-Fräser</b>		<b>Hochvorschubfräser (HV)</b>	
Schneidstoff		Hartmetall		Hartmetall	
Beschichtung		TiAIN+TiN		AlTiN	
Schichtdicke		2 ... 4,5 µm		2 ... 4 µm	
max. Einsatztemperatur $T_{WKZ,max}$		900 °C		950 °C	
Geometrie der Wendeschneidplatte					
Schneidenanzahl Z		6		5	
Einstellwinkel $\kappa_r$	in °	k.A.		≤ 3,1	
Werkzeugdurchmesser $d_c$	in mm	42		42	
<b>Werkstück-Werkstoff</b>		<b>Titan</b>	<b>Stahl</b>	<b>Titan</b>	<b>Stahl</b>
Zahnvorschub $f_z$	in mm	≤ 0,4	≤ 0,4	≤ 1,4	≤ 1,4
Schnitttiefe $a_p$	in mm	≤ 1,5	≤ 1,5	≤ 0,9	≤ 0,9
Schnittgeschwindigkeit $v_c$	in m/min	35	200	35	200
Eingriffsbreite $a_e$	in mm	≤ 40	≤ 40	≤ 40	≤ 40
Max. Zeitspanvolumen* $Q_{w,max}$	in cm³/min	38	218	68	382

\* bezogen auf die jeweils angegebenen maximalen Versuchsparameter

Die HV-Schneidplatte besitzt vier definierte Schneidkanten, wohingegen die Rundplatte eine umlaufende Schneidkante aufweist. Über eine Hohlkehle an der Spanfläche wird bei beiden Schneidplatten ein Spanwinkel erzeugt. Rundplattenfräser werden in der Regel für universelle Bearbeitungsaufgaben verwendet, da bei ihnen in jeder Bearbeitungssituation die Kraftaufnahme beim Schnitt gleichmäßig auf den einschneidenden Kreisbogen verteilt wird, was zur Prozessstabilität beiträgt. Bei der Bearbeitung sind moderate Schnitttiefen  $a_p$  bei niedrigen Zahnvorschüben  $f_z$  in Schrupp- und Schlichtbearbeitung möglich. In den weiteren Untersuchungen diente der Rundplattenfräser als Referenzwerkzeug. Das Hochvorschubwerkzeug ist speziell zur Schruppbearbeitung geeignet und ermöglicht bei im Vergleich zur Rundplatte geringen Schnitttiefen  $a_p$ , aber sehr hohen Zahnvorschüben  $f_z$  ein hohes Zeitspanvolumen  $Q_W$ . Die aufgelisteten Versuchsparameter wurden für die Prozessuntersuchungen zum Fräsen von Werkstücken aus einem Titan- und einem Stahlwerkstoff verwendet. Als zu bearbeitender Vergleichswerkstoff zur Titanlegierung TiAl6V4 (Werkstoff-Nr. 3.7165) diente ein gehärteter Werkzeugstahl (Werkstoff-Nr. 1.2343, HRC 54). Sämtliche Versuche wurden im Gleichlauf und in Trockenbearbeitung durchgeführt. **Abbildung 2-2** (auf S. 8) visualisiert die wichtigsten Werkzeugparameter sowie die Lage der Raumrichtungen für die im Weiteren durchgeführten Untersuchungen. Aufgrund der Schneidkantengeometrien der einzelnen Werkzeuge (siehe Geometrie der Wendeschneidplatten in **Tabelle 4-1**) unterscheidet sich der Spanungsquerschnitt  $A_S$  und somit die Geometrie des abgehobenen Spans.

### Spanungsquerschnitt

**Abbildung 4-4** (auf S.58) ermöglicht einen Vergleich der Schneidkantengeometrien der beiden Versuchswerkzeuge und des daraus resultierenden Spanungsquerschnitts  $A_S$  beim Fräsen. Die Funktion  $f(y_I)$  beschreibt die Kontur der Schneidkante bzw. den sich beim Schnitt abbildenden Querschnitt entlang der Oberfläche. Die Integration ergibt den Spanungsquerschnitt  $A_S$ , der sich beim Einschneiden in eine ebene Oberfläche einstellt (siehe Gleichung (4-4)). Bei wiederholtem Einschneiden liegt keine ideal ebene Oberfläche mehr vor. Die Funktion verschiebt sich bis zum Einschneiden jeder Schneide um den Zahnvorschub  $f_z$  auf  $g(y_I) = f(y_I + f_z)$  und es stellt sich der effektive Spanungsquerschnitt  $A_{S,eff}$  ein. Dessen Größe wird analytisch durch die Differenz der beiden Integrationen über  $f(y_I)$  und  $g(y_I)$  berechnet (siehe Gleichung (4-5)). Die sich im Eingriff befindende Schneidkantengeometrie einer Rundplatte wird durch eine angepasste Kreisfunktion nach Gleichung (4-1) (RÄDE ET AL. 1997, S. 81) beschrieben. Die der Hochvorschubschneidplatte kann durch ein

Polynom  $n$ -ten Grades nach Gleichung (4-2) angenähert werden. Damit berechnet sich der Spanungsquerschnitt in Abhängigkeit vom Zahnvorschub  $f_z$  und von der Schnitttiefe  $a_p$  wie nachfolgend dargestellt. Eine Detaillierung des Vorgehens kann WIEDENMANN & ZAEH (2012B) entnommen werden.

Rundplatte	HV-Schneidplatte
$f(y_1) = \sqrt{r^2 - y_1^2} - r + a_p \quad (4-1)$	$f(y_1) = \sum_0^n (p_n \cdot y_1^n) + a_p \quad (4-2)$
$g(y_1) = f(y_1 + f_z)$	$(4-3)$
$A_S = \int_{y_{0,f1}}^{y_{0,f2}} f(y_1) dy_1$ (wobei $f(y_{0,f1} \text{ bzw. } 2) = 0$ )	$(4-4)$
$A_{S,eff} = \int_{y_{0,g1}}^{y_{fg}} g(y_1) dy_1 - \int_{y_{0,f1}}^{y_{fg}} f(y) dy$ (wobei $g(y_{0,g1}) = 0; f(y_{fg}) = g(y_{fg})$ )	$(4-5)$

Die **Abbildung 4-4** (oben) zeigt den jeweiligen Spanungsquerschnitt einer Rund- und einer HV-Schneidplatte bei gleicher Schnitttiefe  $a_p$  und gleichem Zahnvorschub  $f_z$ . Es ist ein deutlicher Unterschied in den Geometrien der Spanungsquerschnitte zu erkennen, obwohl die aufgespannte Fläche annähernd identisch groß ist. Im Vergleich zur Rundplatte bildet sich bei der Hochvorschubsschneidplatte ein in Abszissenrichtung langer und in Ordinatenrichtung schmaler Spanungsquerschnitt aus, wodurch die gesamte auf die Schneidplatte wirkende Belastung über einen größeren Schneidkantenbereich verteilt und damit lokal reduziert wird bzw. bei gleicher lokaler Belastung eine höhere Gesamtbelastung ermöglicht wird. Dies erklärt in den nachfolgend beschriebenen Untersuchungen die erhöhte Belastbarkeit bzw. das spätere Versagen der HV-Schneidplatte im Vergleich zur Rundplatte. Durch Einsatz eines Hochvorschubfräzers kann der maximal erreichbare Spanungsquerschnitt einer einzelnen Schneide im Vergleich zu einer Rundplatte um den Faktor 1,8 erhöht werden (vgl. **Abbildung 4-4** unten). Für die in Abschnitt 4.4 beschriebenen Untersuchungen zum laserunterstützten Fräsen bedeutet dies, dass je nach eingesetztem Fräswerkzeug ein unterschiedliches Werkstoffvolumen mittels Laserstrahl-

lung erwärmt werden muss. Die Betrachtung der Spanungsquerschnitte dient zudem dem Verständnis der Wirkungsweise beider Versuchswerkzeuge und bestätigt die herstellerseitige Angabe der erreichbaren Zeitspanvolumina  $Q_w$  aus **Tabelle 4-1**.

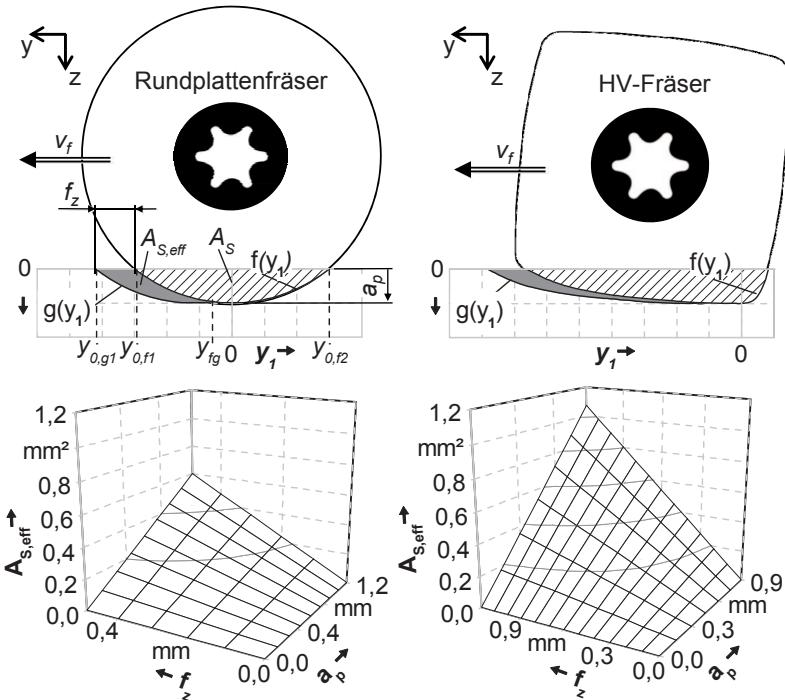


Abbildung 4-4: Geometrie einer Rund- (links) und einer Hochvorschubschneidplatte (rechts) mit resultierendem (effektivem) Spanungsquerschnitt  $A_{S,eff}$  über den Zahnvorschub  $f_z$  und die Schnitttiefe  $a_p$

### 4.2.3 Vorgehensweise

#### Identifikation der Zielgrößen

Das Fräsergebnis (Zeitspanvolumen, Zerspankraft, Werkzeugverschleiß, Temperatur, Oberflächenqualität) hängt in erster Linie von der Wahl der Werkzeuggeometrie und den Parametern Schnitttiefe  $a_p$ , Zahnvorschub  $f_z$ , Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  und Eingriffsbreite  $a_e$  ab. In den nachfolgend beschriebenen Untersuchungen wurden die zuvor beschriebenen Versuchswerkzeuge verwendet, weshalb die Werkzeugegeo-

metrie und die seitens des Herstellers empfohlene Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  festgelegt waren. Der Fokus lag demnach auf der Ermittlung des Einflusses der Schnitttiefe  $a_p$  und des Zahnvorschubs  $f_z$  sowie ergänzend der Eingriffsbreite  $a_e$  auf die resultierenden Zerspankräfte. Zudem wurde der Werkzeugverschleiß, der direkt mit der Werkzeugbelastung korreliert, bei den eingesetzten Versuchswerkzeugen als weitere Messgröße erfasst.

### Vorgehen

Die Durchführung der im Folgenden beschriebenen Experimente zu den Prozesskräften bei der Trockenbearbeitung des Titanwerkstoffs TiAl6V4 wurde in drei Vorgehensschritte unterteilt. In ersten Untersuchungen wurden der transiente Kraftverlauf sowie die maximal auftretenden Prozesskräfte bestimmt. Anschließend wurden mittels statistischer Versuchsplanung die Einflussgrößen auf den Fräsvorgang und die Wechselwirkungen der Prozessparameter untereinander ermittelt sowie ein Regressionsmodell (Modell I) aufgestellt. Den Abschluss bildeten Untersuchungen des Werkzeugverschleißverhaltens und dessen Wirken auf die vorhergehenden Messgrößen.

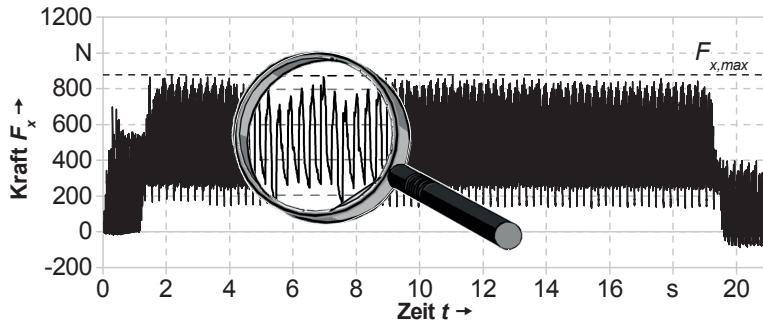
#### 4.2.4 Ergebnisse

##### 4.2.4.1 Prozesskräfte

Ziel der Untersuchung der beim Fräsen auftretenden Kräfte war es, die Abhängigkeit der Zerspankräfte von den Werkzeugparametern zu ermitteln, da die mechanische Last auf das Werkzeug in Kombination mit der thermischen Belastung als Hauptverschleißursache gilt (MEINECKE 2009, S. 13). Daher ist es essentiell, die bei der Bearbeitung auftretenden Kräfte zu kennen. Dazu zählen der transiente Verlauf der Kräfte über eine Werkzeugumdrehung und die dabei maximal auftretenden Kräfte. Für das laserunterstützte Fräsen kann die durch den Fräsvorgang eingebrachte Wärme vernachlässigt werden, da zwar lokal begrenzte Temperaturanstiege von bis zu 1100 °C an der Schneidkante erwartet werden (OBIKAWA & USUI 1996, EZUGWU & WANG 1997, KOMANDURI & HOU 2002), die insgesamt über das Werkzeug eingebrachte Energiemenge jedoch deutlich geringer als die durch den Laserprozesses eingebrachte ist (siehe dazu den folgenden Abschnitt 4.3). Eine Gegenüberstellung der durch den Zerspan- und durch den Laserprozess auf das Werkstück aufgebrachten Leistung kann **Tabelle 5-1** in Abschnitt 5.2 (auf S. 125) entnommen werden.

## Transienter Kraftverlauf

Da bei mehrschneidigen Werkzeugen mehr als eine Schneide gleichzeitig im Eingriff sein kann, können die Zerspankräfte mehrerer Schneiden zu einer resultierenden Kraft überlagert sein: Diese gilt dann als die auftretende Prozesskraft (siehe dazu Abschnitt 2.3.2.2). Zur Messung der wirklichen Zerspankraft einer Schneide wurden Ein-Zahn-Versuche mit einer einzigen Schneidplatte ( $Z = 1$ ) durchgeführt. Für die Ermittlung der maximalen Prozesskräfte wurden die während eines Versuchs aufgezeichneten Kraftverläufe der drei Raumrichtungen jeweils nach den maximalen Kräften  $F_{j,\max}$  ausgewertet (wobei  $j \in [x; y; z]$ ). Das Vorgehen zur Ermittlung der maximalen Kraft  $F_{x,\max}$  veranschaulicht **Abbildung 4-5** anhand einer Messung beim Fräsen mit einem Rundplatten-Fräser im Gleichlauf entlang einer Geraden im Titanwerkstoff TiAl6V4.



*Abbildung 4-5: Gemessener Kraftverlauf in x-Richtung und daraus ermittelte maximale Prozesskraft  $F_{x,\max}$  beim Fräsen entlang einer Geraden;  
 $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,5 \text{ mm}$ ,  $f_z = 0,3 \text{ mm}$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $Z = 6$ , Werkstoff TiAl6V4 (sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2)*

Wie erläutert, erlaubt das Fräsen im Ein-Zahn-Versuch eine detaillierte Betrachtung des tatsächlichen transienten Verlaufs der Zerspankraft (siehe dazu **Abbildung 4-6**). Eine Erklärung der gemessenen Kraftverläufe ist zusätzlich mithilfe von **Abbildung 4-7** möglich, wobei lediglich die Kraft  $F_C$  und die zugehörigen Anteile in x- und y-Richtung dargestellt sind (vgl. Gleichung (2-4)). Analog gilt diese Aufteilung auch für die Normalkraft  $F_N$  (vgl. **Abbildung 2-3** und Gleichung (2-5), S.10).

Bei einer Eingriffsbreite von 95% des Werkzeugdurchmessers  $d_c$  durchläuft die Kraft  $F_x$  beim Schneideneintritt ( $E_1$  bei  $\varphi(t) \approx 0^\circ$ ) einen kontinuierlichen Anstieg bis

auf einen Maximalwert, der am Ort des maximalen Spanungsquerschnitts bei  $\varphi(t) \approx 90^\circ$  liegt (siehe **Abbildung 4-6** links, oben). Dies ist zusätzlich damit zu erklären, dass die Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  beim Schneideneintritt überwiegend eine  $y$ -Komponente  $v_{c,y}$  hat und somit keine Kraft in  $x$ -Richtung verursacht. Die Geschwindigkeitskomponente  $v_{c,x}$  nimmt im weiteren Schnittverlauf mit dem Drehwinkel  $\varphi(t)$  zu. Zudem steigt der Spanungsquerschnitt und damit auch das durch die Schneidplatte abzuhebende Material mit dem Drehwinkel des Werkzeugs bis zu  $\varphi(t) = 90^\circ$  kontinuierlich an, was ebenfalls eine Auswirkung auf die Zerspankraft hat. Bis zum Schneidenaustritt bei einem Drehwinkel von  $\varphi(t) \approx 180^\circ$  weist die Kraft ein umgekehrtes Verhalten auf.

Im Gegensatz zur  $x$ -Komponente bildet sich bei der Kraft  $F_z$  direkt nach dem Schneideneintritt ein zuerst sprunghafter und anschließend kontinuierlicher Anstieg der Kraft ab (siehe **Abbildung 4-6** links, unten). Ersterer ist damit zu erklären, dass die auf das Werkzeug wirkende Kraft aufgrund der Geometrie der Schneidplatte neben einer  $x$ - und  $y$ -Komponente auch eine  $z$ -Komponente (Passivkraft  $F_p$ ) aufweist, welche vom Drehwinkel  $\varphi(t)$  unabhängig ist. Der kontinuierliche Verlauf bis zu  $\varphi(t) = 90^\circ$  ist, wie auch bei der Kraft  $F_x$ , durch den Verlauf des Spanungsquerschnitts bedingt. Auch in dieser Raumrichtung liegt bis zum Schneidenaustritt im Bereich  $\varphi(t)$  von  $90^\circ$  bis  $180^\circ$  ein umgekehrtes Verhalten vor.

Wie aufgrund der geometrischen Lage zu erwarten ist, treten bei der Kraft  $F_y$  die maximalen Messwerte beim Schneidenein- und -austritt auf, da die Schnittkraft  $F_c$  hier überwiegend entlang der  $y$ -Richtung wirkt. Am maximalen Spanungsquerschnitt bei  $\varphi(t) = 90^\circ$  ist ein Nulldurchlauf der Kraft zu messen, da hier die Kraftkomponente  $F_{c,x}$  im Gegensatz zu  $F_{c,y}$  überwiegt. Die Kraft  $F_y$  wird neben der Schnittkraft  $F_c$  und dem Spanungsquerschnitt aber auch zusätzlich durch die Vorschubbewegung (Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  in  $y$ -Richtung) beeinflusst, da eine der Rotationsbewegung überlagerte Vorschubbewegung vorliegt. Diese ist während des Fräsvorganges konstant, wirkt ausschließlich in positive  $y$ -Richtung und trägt somit einen konstanten Anteil zur Kraft  $F_y$  bei. Im gemessenen Verlauf ist dies durch eine Ordinatenverschiebung der Kraft  $F_y$  – um circa +50 N (siehe **Abbildung 4-6** links, Mitte) – nachzuvollziehen.

Die absoluten Kraftmaxima der drei Raumrichtungen ergeben sich bei den Kräften  $F_x$  und  $F_z$  am Ort des maximalen Spanungsquerschnitts. Ergänzend sind in **Abbildung 4-6** (rechts) die Verläufe der Zerspankräfte beim Fräsen mit einem HV-Fräser bei einer Eingriffsbreite von 50% des Werkzeugdurchmessers dargestellt. Die Erkenntnisse aus den Ein-Zahn-Versuchen mit einem Rundplattenfräser und einem

HV-Fräser sind jeweils qualitativ übertragbar. Vergleichbare Messungen von ALTINTAS (2000, S. 41) bestätigen die oben gezeigten Kraftverläufe.

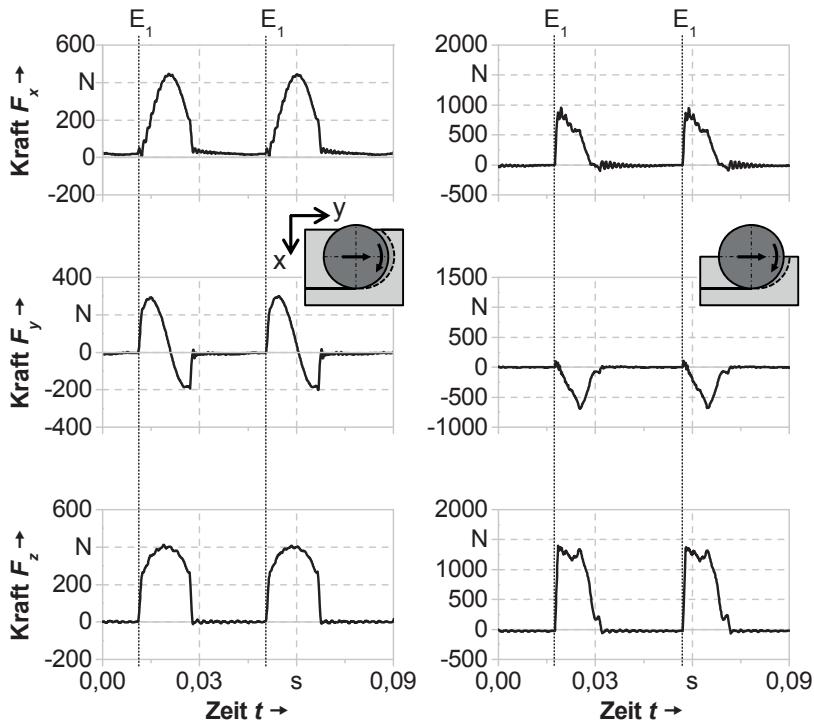


Abbildung 4-6: Verlauf der Zerspankräfte in  $x$ -/ $y$ -/ $z$ -Richtung über zwei Werkzeugumdrehungen im Gleichlauf mit einer Schneide ( $Z = 1$ );  
 $v_c = 200 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,5 \text{ mm}$ , Werkstoff 1.2343 HRC 54,  
links: Rundplattenfräser,  $f_z = 0,25 \text{ mm}$ ,  $a_e = 0,95 \cdot d_c$ ,  
rechts: HV-Fräser,  $f_z = 0,5 \text{ mm}$ ,  $a_e = 0,5 \cdot d_c$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2

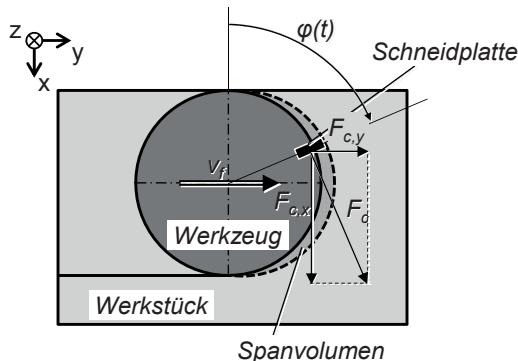


Abbildung 4-7: Richtung der Schnittkraft  $F_c$  und ihrer x- bzw. y-Komponente an der Schneidplatte in Abhängigkeit des Vorschubwinkels  $\varphi(t)$  sowie Richtung der Vorschubgeschwindigkeit des Werkzeugs  $v_f$

Beim Fräsen mit mehreren Schneiden üben diese je nach Vorschubwinkel  $\varphi(t)$  Kräfte auf das Werkstück aus. Hier gilt das Superpositionsprinzip. In **Abbildung 4-8** ist der Verlauf der gemessenen Prozesskräfte beim Fräsen mit einem Hochvorschubfräser mit fünf Schneiden ( $Z = 5$ ) über zwei Werkzeugumdrehungen dargestellt. Auch hier sind die maximalen Kräfte jeweils beim Schneideneintritt der fünf Schneiden  $E_1$  bis  $E_5$  in das Bauteil zu beobachten. Über den gesamten Verlauf ist aufgrund von Unwucht und Fertigungstoleranzen ein nach jedem fünften Zahn-eingriff periodisches Verhalten der gemessenen Kräfte erkennbar. Alle Schneiden verursachen dabei einen qualitativ ähnlichen, jedoch für jede Schneide einen quantitativ charakteristischen Kraftverlauf.

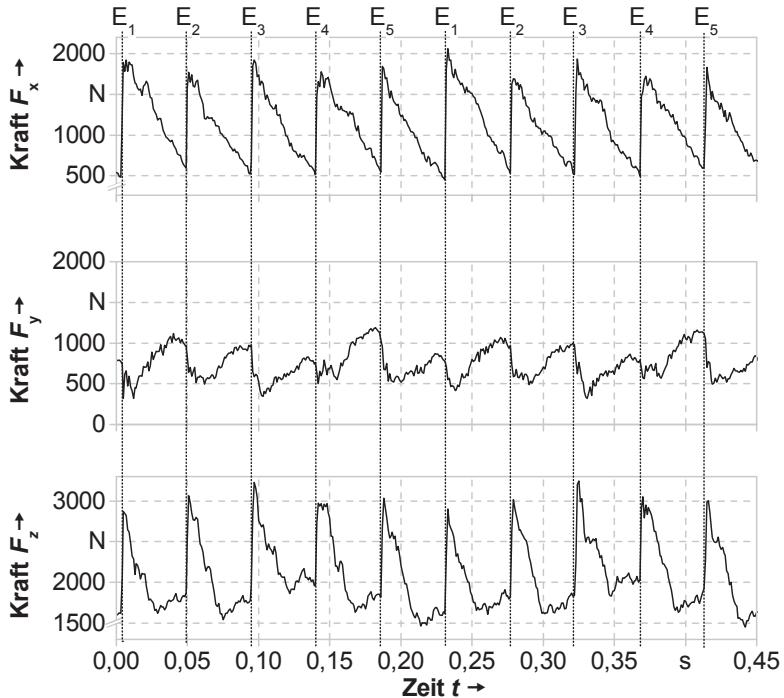


Abbildung 4-8: Verlauf der Prozesskräfte in x-/y-/z-Richtung über zwei Werkzeugumdrehungen im Gleichlauf; HV-Fräser,  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,8 \text{ mm}$ ,  $a_p = 0,9 \text{ mm}$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2

### Maximale Prozesskräfte

Ein Vergleich der maximalen Prozesskräfte  $F_{j,max}$  und der erzielbaren Zeitspanvolumina  $Q_W$  bei der Fräsbearbeitung des Titanwerkstoffs TiAl6V4 mit einem Rundplatten- und einem HV-Fräser in **Abbildung 4-9** zeigt, dass der Betrag der z-Kraftkomponente des Hochvorschubfräisers bei vergleichbaren x- und y-Komponenten auf das circa 2,5-fache erhöht liegt. Für eine laserunterstützte Bearbeitung mit einem HV-Fräser bedeutet dies, dass der Ausprägung der Kraft  $F_z$  besondere Beachtung geschenkt werden muss. Jedoch ist mit diesem Werkzeug circa das doppelte Zeitspanvolumen realisierbar. Dieses Ergebnis bestätigt die theoretische Betrachtung der Spanungsquerschnitte in **Abbildung 4-4**, wonach mit

dem HV-Fräser im Vergleich zum Rundplattenfräser ein größeres Materialvolumen je Schnitt abgehoben werden kann.

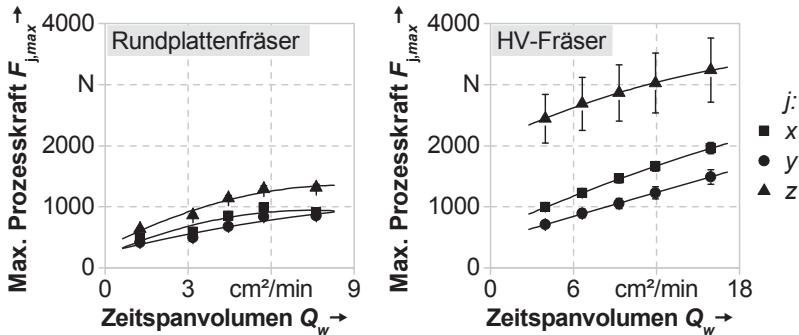


Abbildung 4-9: Maximale Prozesskräfte  $F_{j,\max}$  ( $j \in [x; y; z]$ ) über das Zeitspanvolumen  $Q_w$  beim Gleichlauffräsen mit einem Rundplatten- (links) und einem HV-Fräser (rechts);  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,5 \text{ mm}$ ;  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ , Werkstoff TiAl6V4, je Diagramm  $S_M = 75$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2

### Einflussgrößen auf die Prozesskräfte

Da die Grenze des Versuchsräums durch die vom Werkzeughersteller gegebenen Parametergrenzen eng definiert ist, konnten die folgenden Untersuchungen mithilfe der statistischen Versuchsplanung durchgeführt werden. Die Grundlagen dazu sind in Abschnitt 2.2 zusammengefasst. Nach der Methode des Central Composite Design (CCD) ergibt sich zur Untersuchung der drei Faktoren Schnitttiefe  $a_p$ , Zahnvorschub  $f_z$  und Eingriffsbreite  $a_e$  der in **Tabelle 4-2** aufgeführte Versuchsräum. Ergänzend sind die weiteren Prozessparameter angegeben, die während der nachfolgend beschriebenen Untersuchungen unverändert blieben. Für eine zusätzliche Absicherung der Messgenauigkeit wurde jeder variierte Parametersatz fünf Mal wiederholt ( $S_M = 5$ ). Die Auswertung der gemessenen Prozesskräfte der nach **Tabelle 4-2** durchgeführten Versuche ist im Folgenden exemplarisch am Beispiel des Hochvorschubfräisers bei der Bearbeitung von Titanwerkstoff TiAl6V4 dargestellt. Weitere Ergebnisse zum Rundplattenfräser finden sich im Anhang A1 wieder. Da in diesem Abschnitt die beim Fräsen auftretenden Kräfte im Fokus standen, wurde der Werkzeugverschleiß nicht explizit berücksichtigt. Eine Betrachtung des Werkzeugverschleißes erfolgt in Abschnitt 4.2.4.2. Um jedoch eine Verschleißabhängigkeit der Zerspankräfte innerhalb der folgenden geschlossenen Messreihe zu evaluieren,

wurden die Zerspankräfte zu Beginn und am Ende bei gleichen Schnittparametern vergleichend gemessen. Hierbei ergab sich nach einem abgehobenen Volumen von ca. 60 cm<sup>3</sup> eine Abweichung von 6±1%. Die absolute Wiederholgenauigkeit der Kraftmessungen lag bei 8±1%. Somit konnte der Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Zerspankraft in dieser Versuchsreihe vernachlässigt werden. Dies bestätigen im weiteren Vorgehen zusätzlich die Ergebnisse aus Abschnitt 4.2.4.2.

*Tabelle 4-2: Versuchsräum für das Central Composite Design (CCD) mit drei Einflussfaktoren; Stufenabstand  $\alpha = 1,36$*

<b>Versuchsräum</b>						
<b>Einflussfaktor</b>		<b>-<math>\alpha</math></b>	<b>-1</b>	<b>0</b>	<b>1</b>	<b><math>\alpha</math></b>
Schnitttiefe $a_p$	in mm	0,11	0,20	0,45	0,70	0,79
Zahnvorschub $f_z$	in mm	0,02	0,2	0,7	1,2	1,38
Eingriffsbreite $a_e$	in mm	7,2	10	20	30	33,6
<i>(mit <math>v_c = 35 \text{ m/min}</math>, <math>Z = 5</math>, HV-Fräser, Werkstoff TiAl6V4)</i>						

Die aus der durchgeführten statistischen Versuchsplanung resultierende mathematische Modellbeschreibung lässt sich allgemeingültig durch die Gleichung (4-6) formulieren. Diese zeigt, dass der Versuchspräzisionsplan lineare und quadratische Zusammenhänge zwischen der Prozesskraft und den Prozessparametern sowie lineare Wechselwirkungen abzubilden im Stande ist. Für  $F_j$  gilt:

$$F_j = K_0 + K_1 \cdot a_p + K_2 \cdot a_e + K_3 \cdot f_z + K_4 \cdot a_p \cdot a_e + K_5 \cdot a_p \cdot f_z + K_6 \cdot a_e \cdot f_z + K_7 \cdot a_p^2 + K_8 \cdot a_e^2 + K_9 \cdot f_z^2 \quad (4-6)$$

*(mit Raumrichtung  $j \in [x; y; z]$  und Koeffizient  $K_0$  bis  $K_9$  aus Tabelle 4-3)*

Die spezifischen Koeffizienten sind in **Tabelle 4-3** aufgelistet. Für das vorliegende Regressionsmodell (im Weiteren sei es als Modell I bezeichnet) liegt eine hohe Modellqualität mit den folgenden Bestimmtheitsmaßen vor:  $R_{x,I}^2 = 0,980$ ,  $R_{y,I}^2 = 0,979$ ,  $R_{z,I}^2 = 0,952$ . Aus den Residuenverteilungen der Modelle der drei Kraftrichtungen wurden die Standardabweichungen der Einzelmodelle ermittelt:  $\sigma_{x,I} = 95,0 \text{ N}$ ,  $\sigma_{y,I} = 65,9 \text{ N}$ ,  $\sigma_{z,I} = 121,7 \text{ N}$ . Diese bestätigen zusätzlich die Modellqualität, da sie im Vergleich zu den gemessenen Werten gering ausfallen ( $\sigma \ll F$ ).

Tabelle 4-3: Mittels CCD bestimmte Koeffizienten des Regressionsmodells (Modell I) zur Berechnung der Zerspankräfte  $F_x$ ,  $F_y$  und  $F_z$

$j$	$K_0$ in N	$K_1$ in N/mm	$K_2$ in N/mm	$K_3$ in N/mm	$K_4$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_5$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_6$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_7$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_8$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_9$ in N/mm <sup>2</sup>
$x$	-402	66	60	-52	59	1812	27	-844	-2	-386
$y$	-515	1647	46	645	0	1299	0	-1573	-1	-312
$z$	-700	2118	89	1248	40	608	15	-2105	-3	-842

Gemäß Abschnitt 2.2 geben die absoluten Effekte die mittlere Veränderung der Zielgröße beim Wechsel der Faktoreinstellungen an. Die absoluten Effekte der Einflussfaktoren des oben beschriebenen Regressionsmodells auf die resultierende Zielgröße Prozesskraft  $F_j$  zeigt Abbildung 4-10. Darin ist über die drei Raumrichtungen ein übereinstimmender Trend zu erkennen. Den größten Einfluss auf die resultierende Prozesskraft üben die Schnitttiefe  $a_p$  sowie der Zahnvorschub  $f_z$  aus. Eine untergeordnete Rolle spielt dagegen die Eingriffsbreite  $a_e$ . Bei der Bearbeitung mit HV-Schneidplatten traten lediglich geringe Wechselwirkungen der Einflussfaktoren untereinander auf.

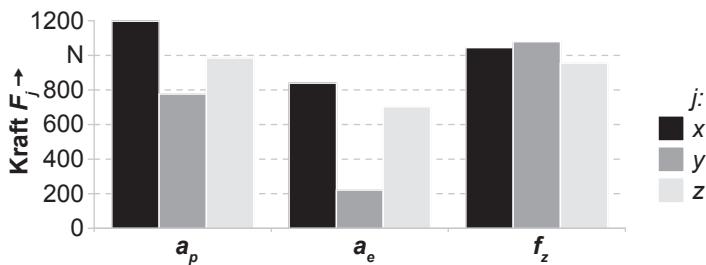
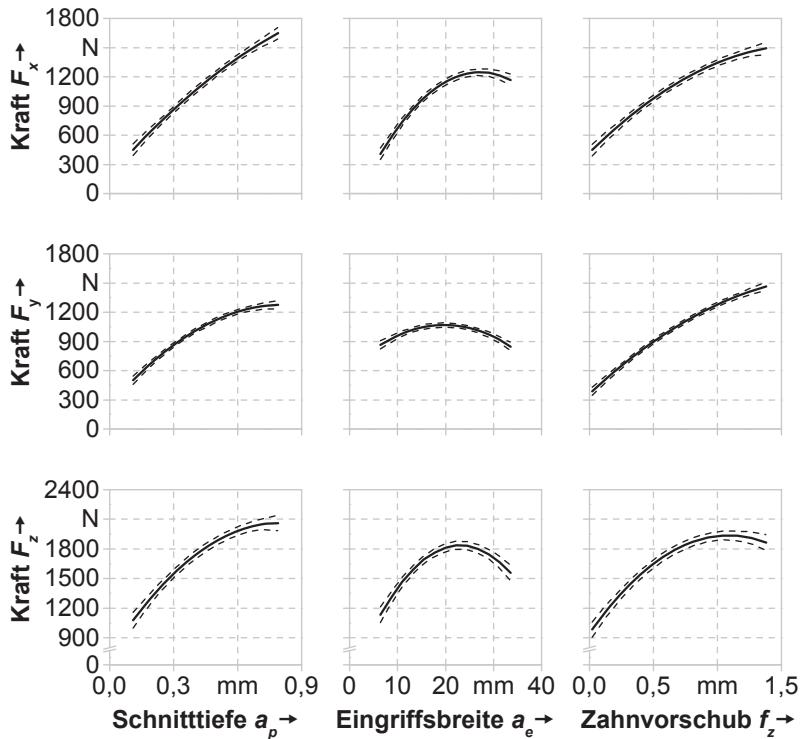


Abbildung 4-10: Absolute Effekte der Faktoren des Regressionsmodells (Modell I)  $a_e$ ,  $a_p$  und  $f_z$  auf die Prozesskraftkomponenten  $F_x$ ,  $F_y$  und  $F_z$ ;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $Z = 5$ , HV-Fräser, Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2

Das Verhalten der Zielgröße Kraft  $F_j$  bei der Variation eines einzelnen Einflussfaktors visualisiert **Abbildung 4-11**.



*Abbildung 4-11: Berechnete Prozesskräfte  $F_x$ ,  $F_y$  und  $F_z$  in Abhängigkeit von den drei Fräsparametern ( $a_p$ ,  $a_e$ ,  $f_z$ ) mit einem Vertrauensbereich von 95%;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $Z = 5$ , HV-Fräser, Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2*

Bei einer Veränderung der Schnitttiefe  $a_p$  sowie des Zahnvorschubs  $f_z$  ist ein ähnliches Verhalten der Zielgröße zu beobachten. Bei einer Erhöhung des jeweiligen Einflussfaktors erhöht sich über den gesamten Versuchsraum auch die Kraft. Im Gegensatz dazu ist beim Verhalten der Zielgröße unter Variation der Eingriffsbreite in allen drei Raumrichtungen ein Maximum zu beobachten. Dies kann durch das Messprinzip erklärt werden. Ist die Eingriffsbreite  $a_e$  größer als 34,5% des Werkzeugdurchmessers  $d_c$ , dann sind mehrere Schneiden gleichzeitig im Eingriff. Nach

dem Messprinzip sind somit die wirkenden Kräfte für eine Schneide positiv und für die andere negativ. D. h., bei Superposition der Kräfte wirken diese entgegengesetzt und löschen sich im Messwert partiell aus. Eine Abbildung aussagekräftiger Messwerte kann daher lediglich für Eingriffsbreiten von  $a_e < 0,5 \cdot d_c$  vorgenommen werden.

**Abbildung 4-12** visualisiert das Modellverhalten innerhalb der Systemgrenzen über die Schnitttiefe  $a_p$  und den Zahnvorschub  $f_z$  bei konstanter Eingriffsbreite  $a_e$ . Die qualitativen Verläufe sind übereinstimmend mit den Ergebnissen weiterer Forschungsarbeiten (u.a. KLOSSOWSKI 1999, S. 149 ff.). Mithilfe des Regressionsmodells und dessen mathematischer Formulierung ist also innerhalb der untersuchten Systemgrenzen eine Prognose der jeweiligen Prozesskraftkomponente möglich.

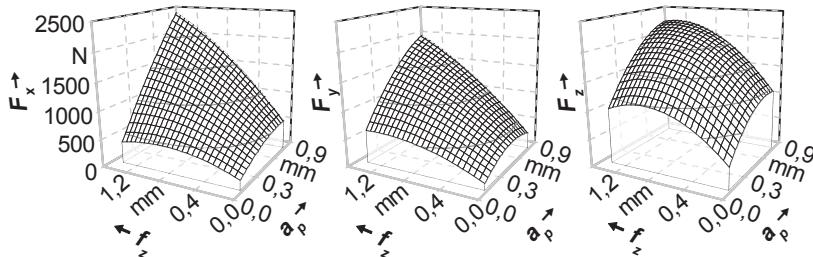


Abbildung 4-12: Berechnete Prozesskräfte  $F_x$ ,  $F_y$  und  $F_z$  über den Zahnvorschub  $f_z$  und die Schnitttiefe  $a_p$ ;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $Z = 5$ , HV-Fräser,  $a_e = 20 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2

Eine generelle Erkenntnis aus den Ergebnissen ist, dass die Prozesskräfte in  $x$ - und  $z$ -Richtung im Vergleich zur  $y$ -Richtung erhöht sind. Im Vergleich zur Bearbeitung mit der Rundplattengeometrie ist die vertikale Kraftkomponente  $F_z$  beim HV-Fräser stark erhöht. Dies lässt sich durch den resultierenden effektiven Spanungsquerschnitt  $A_{s,eff}$  erklären, da die im Eingriff befindliche Schneidkante der HV-Schneidplatte im Vergleich zur Rundplatte eine größere Ausdehnung aufweist (vgl. Abszissenrichtung  $x_l$  in **Abbildung 4-4** auf S. 58). Des Weiteren kann festgehalten werden, dass die Messung der Prozesskraft aufgrund der beschriebenen Einschränkung lediglich bei Eingriffsbreiten aussagekräftig ist, die kleiner als der halbe Werkzeugdurchmesser sind, da sich bei großen Eingriffsbreiten  $a_e$  mehrere Schneiden gleichzeitig im Eingriff befinden und die daraus resultierenden Kräfte superponiert werden.

Die Ergebnisse der analogen Auswertungen der CCD-Untersuchungen zur Rundplattengeometrie befinden sich im Anhang A1. Die Analyse der Einflussfaktoren ergab hier, dass lediglich die Schnitttiefe  $a_p$  ein dominanter Einflussfaktor auf die Prozesskraft ist, wohingegen  $f_z$  und  $a_e$  gegenteilig eingestuft wurden.

### 4.2.4.2 Werkzeugverschleiß

Wie bereits in Abschnitt 2.5 dargestellt, liegt ein direkter Zusammenhang zwischen den beim Fräsen auftretenden Prozesskräften und dem Werkzeugverschleiß vor. Die Prozesskräfte sind wiederum direkt abhängig von den angewendeten Fräsparametern, wie der Schnitttiefe  $a_p$  und der Vorschubgeschwindigkeit  $v_c$ . Das Ausmaß des Werkzeugverschleißes ist zudem abhängig vom insgesamt abgehobenen Materialvolumen  $V_s$ . Dies wurde in Veröffentlichungen zum Fräsen von Titanwerkstoffen (EZUGWU & WANG 1997, JAWAID ET AL. 2000) und zum laserunterstützten Fräsen von Titanwerkstoff (KLOSSOWSKI 1999) sowie von keramischen Werkstoffen (YANG 2009, ROSEN 2012) bestätigt. Die unterschiedlichen Verschleißarten und -ursachen sind in Abschnitt 2.3.2.2 zusammengefasst. Ziel der im Folgenden beschriebenen Untersuchungen war es, das Verschleißverhalten des Hochvorschubfräzers bei der Trockenbearbeitung eines Titanwerkstoffs zu ermitteln. Dazu wurde die dominante Verschleißart identifiziert und ein Standkriterium definiert. Ergänzend wurden die Auswirkungen verschiedener Verschleißarten auf die resultierenden Zerspankräfte untersucht. Die Ergebnisse sind nachfolgend beschrieben.

#### Verschleißverhalten

KLOSSOWSKI (1999), ROSEN (2012) und YANG (2009) führten zur Untersuchung des Verschleißverhaltens Standversuche durch, wobei sie den Freiflächenverschleiß als Zielgröße heranzogen und das Erreichen einer bestimmten Verschleißmarkenbreite  $V_B$  als Standkriterium definierten. In den folgenden Untersuchungen wurde daher ebenfalls der Verschleiß an der Schneidkante in festgelegten Messintervallen über eine optische Vermessung aufgenommen. Die Messintervalle entsprachen einem abgehobenen Volumen von  $V_s = 18,7 \text{ cm}^3$ . Im Rahmen dieser Untersuchungen war der Freiflächenverschleiß an den eingesetzten Versuchswerkzeugen in Form einer Verschleißmarkenbreite jedoch nicht messbar. Vielmehr traten, wie in **Abbildung 4-13** exemplarisch dargestellt, während der Untersuchungen zuerst ein Abrieb der Beschichtung (b), anschließend die Bildung einer Aufbauschneide (c) und danach ein Ausbruch der Schneidkante auf (d). Der Ausbruch der Schneidkante erfolgte dabei stets an der Stelle, an der im vorherigen Messintervall eine Aufbau-

schneide vorlag. Dieses Verschleißverhalten kann durch eine lokale Belastungsüberhöhung an der Stelle der Aufbauschneide erklärt werden. Ein Ausbruch der Schneidkante steht daher in direktem Zusammenhang mit der vorgelagerten Bildung einer Aufbauschneide. Diese Beobachtungen des Verschleißverhaltens bestätigen zudem die allgemein gültigen Angaben zur Zerspanbarkeit von Titanwerkstoffen aus Abschnitt 2.4.3, wonach die Bildung einer Aufbauschneide und der Ausbruch der Schneidkante als Hauptverschleißursachen gelten. Dieses Verschleißverhalten resultiert aus der Kombination von thermischer und mechanischer Belastung. Für das weitere Vorgehen wurde daher das erstmalige Auftreten eines Kantenausbruchs als Standkriterium definiert.

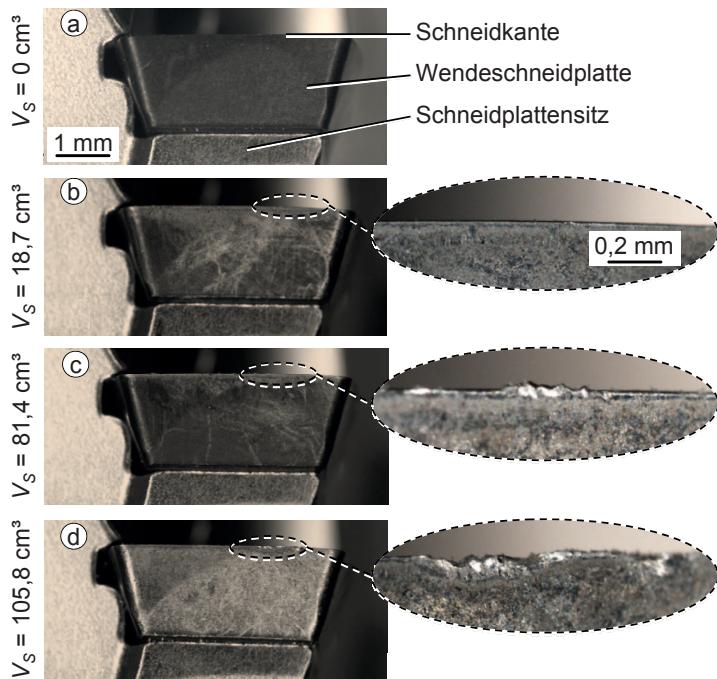
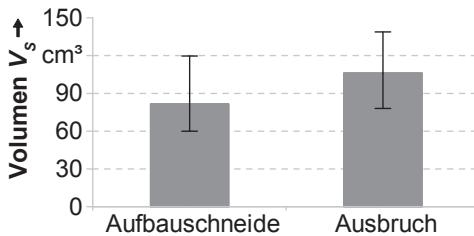


Abbildung 4-13: Entwicklung des Werkzeugverschleißes nach abgehobenem Materialvolumen  $V_S$ : a) neue Schneidplatte, b) Abrieb der Beschichtung, c) Bildung einer Aufbauschneide und d) Ausbruch der Schneidkante;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,9 \text{ mm}$ ,  $a_e = 10 \text{ mm}$ ,  $f_z = 1,2 \text{ mm}$ ,  $Z = 1$ , HV-Fräser, bearbeiteter Werkstoff TiAl6V4, Messintervall  $V_S = 18,7 \text{ cm}^3$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2

**Abbildung 4-14** zeigt beispielhaft für die angegebenen Prozessparameter das abgehobene Materialvolumen  $V_s$ , bei dem in den Untersuchungen erstmals eine Aufbauschneide bzw. ein Ausbruch der Schneidkante auftrat. Es wurde bis zur Bildung einer Aufbauschneide ein zerspantes Materialvolumen von  $V_s = 81,4 \text{ cm}^3$  abgehoben, was einer gefrästen Strecke (Vorschubweg) von ca. 2,70 Metern entspricht. Bis zum Ausbruch der Schneidkante wurde ein Volumen von  $V_s = 105,8 \text{ cm}^3$  erreicht. Dies entspricht einem Vorschubweg von ca. 3,50 Metern. In **Abbildung 4-14** ist deutlich zu erkennen, dass bei der Messung des Verschleißverhaltens in Bezug auf das abgehobene Volumen große Messwertabweichungen von bis zu 35% auftraten, weshalb hier lediglich eine qualitative Aussage über das Verschleißverhalten getroffen werden kann.



*Abbildung 4-14: Abgehobenes Materialvolumen  $V_s$  bei der Bildung einer Aufbauschneide bzw. dem Ausbruch der Schneidkante;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ;  $a_e = 33 \text{ mm}$ ,  $f_z = 1,2 \text{ mm}$ ,  $a_p = 0,9 \text{ mm}$ ,  $Z = 1$ , HV-Fräser, Werkstoff TiAl6V4,  $S_M = 10$ , Messintervall  $V_s = 18,7 \text{ cm}^3$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2*

Das vorliegende Ergebnis bestätigt zudem die Zulässigkeit der Vernachlässigung eines Einflusses des Werkzeugverschleißes bei der Durchführung der statistisch geplanten Untersuchung (siehe vorheriger Abschnitt 4.2.4.1). Für diese wurde ein Materialvolumen von  $V_s \approx 60 \text{ cm}^3$  abgehoben, was deutlich unterhalb des hier ermittelten liegt ( $V_s = 105,8 \text{ cm}^3$ ). Das Material wurde zudem in kleinen Messintervallen von  $V_s = 0,9$  bis  $3,2 \text{ cm}^3$  auf einer Strecke von 150 mm gefräst. Aufgrund der daraus resultierenden lediglich kurzzeitigen mechanischen Belastung tritt im Vergleich zum kontinuierlichen Fräsen eines großen Materialvolumens eine geringere thermische Belastung auf, da das Werkzeug zwischen den Fräsoperationen abkühlen kann.

### Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Zerspankräfte

Ein Ausbrechen der Schneidkante wird durch eine lokale Belastungsüberhöhung verursacht, hat aber auch einen direkten Einfluss auf die resultierenden Prozesskräfte. Daher wurde in den im Folgenden beschriebenen Untersuchungen der Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Prozesskräfte bestimmt. Dazu wurden die Zerspankräfte einer scharfen neuen Schneidplatte, einer Schneidplatte mit abgeriebener Beschichtung, einer Schneidplatte mit Kerbverschleiß an der Schneidkante und einer Schneidplatte mit Kantenausbrüchen im Ein-Zahn-Versuch einander gegenübergestellt. Wie **Abbildung 4-15** belegt, konnten hierbei teils große Auswirkungen auf die resultierenden Zerspankräfte aufgrund einer verschleißbehafteten Schneidplatte festgestellt werden. Zwischen den Zerspankräften beim Fräsen mit einer scharfen neuen und einer Schneidplatte mit abgeriebener Beschichtung liegt allerdings kein messbarer Unterschied vor. Der Abrieb der Beschichtung ist demnach nicht als Verschleißkriterium geeignet. Im Vergleich dazu ist ein deutlicher Anstieg der Kraft  $F_{z,max}$  beim Fräsen mit einer Schneidplatte mit Kerbverschleiß oder einer Schneidplatte mit Kantenausbrüchen zu erkennen. Die Kräfte  $F_{x,max}$  und  $F_{y,max}$  bleiben dagegen nahezu unverändert. Im Umkehrschluss bedeutet dies für einen laserunterstützten Prozess, dass vornehmlich die Kraft  $F_{z,max}$  reduziert werden muss, um dem Verschleiß des Werkzeugs entgegenzuwirken.

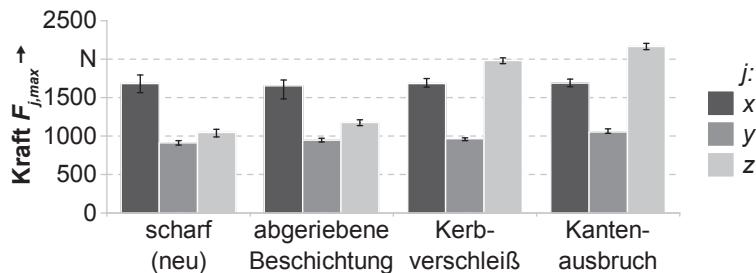


Abbildung 4-15: Maximale Zerspankräfte in x-/y-/z-Richtung beim Fräsen mit einer scharfen neuen Schneidplatte, einer mit abgeriebener Beschichtung, einer mit Kerbverschleiß und einer mit Kantenausbrüchen;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 1,2 \text{ mm}$ ,  $a_e = 33 \text{ mm}$ ,  $a_p = 0,7 \text{ mm}$ ,  $Z = 1$ , HV-Fräser, Werkstoff TiAl6V4,  $S_M = 36$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2

#### 4.2.4.3 Einflussgrößen auf die Fräsbearbeitung

Als Haupteinflussgrößen auf die Prozesskräfte beim Fräsen wurde mithilfe eines Regressionsmodells (Modell I) die Schnitttiefe  $a_p$  und der Zahnvorschub  $f_z$  identifiziert. Eine weitere Erkenntnis ist, dass bei einer Eingriffsbreite  $a_e$  von über 50% des Werkzeugdurchmessers  $d_c$  die maximale Zerspankraft in Vorschubrichtung direkt vor dem Fräser an der Stelle des maximalen Spanungsquerschnitts auftritt. Bei geringeren Eingriffsbreiten ist dies am Schneideneintritt. Generell gilt, dass bei der Bearbeitung mit dem Hochvorschubwerkzeug die Zerspankraftkomponenten  $F_x$  und  $F_z$  im Vergleich zur Kraft  $F_y$  dominant sind.

In den experimentellen Untersuchungen des Werkzeugverschleißes wurde festgestellt, dass das Standvolumen des Werkzeugs maßgeblich durch die Bildung einer Aufbauschneide beeinflusst wird, da diese letztendlich zu einer mechanischen Überlastung des Werkzeugs und damit zu einem Ausbruch der Schneidkante führt.

#### 4.2.5 Zusammenfassung

In den vorherigen Abschnitten zur Fräsbearbeitung wurde der verwendete Versuchsaufbau aus Werkzeugmaschine, Versuchswerkzeugen und Kraftmessplattform beschrieben, der für die experimentellen Prozessuntersuchungen zur Fräsbearbeitung erforderlich war. Eine mathematische Betrachtung der Schneidplattengeometrie der beiden eingesetzten Versuchswerkzeuge ermöglichte eine theoretische Gegenüberstellung der Spanungsgeometrien und eine Erklärung des mit dem jeweiligen Werkzeug erreichbaren Zeitspanvolumens. Die experimentellen Untersuchungen umfassten die Messung der beim Fräsen auftretenden transienten und maximalen Schnitt- und Prozesskräfte sowie die Untersuchung des Werkzeugverschleißes, um die Einflussgrößen auf die Fräsbearbeitung bestimmen zu können. Durch Ein-Zahn-Versuche wurde der transiente Kraftverlauf der Zerspankräfte bestimmt und die Lage der jeweiligen Kraftmaxima ermittelt. Demnach tritt die maximale Kraft auf die Schneidplatte beim Eintritt der Schneide in das Werkstück (für  $a_e < 0,5 \cdot d_c$ ) oder am maximalen Spanungsquerschnitt (für  $a_e > 0,5 \cdot d_c$ ) auf. Die Prozesskraft beim Fräsen mit mehreren Schneiden ergibt sich durch Superposition der auf jede einzelne Schneidplatte wirkenden Kräfte.

Mithilfe statistisch geplanter Versuche und deren Auswertung wurde für den untersuchten Bereich der Fräsparameter ein Regressionsmodell (Modell I) aufgebaut, das eine Prognose der maximalen Prozesskräfte sowie eine Bestimmung der absoluten Effekte der Prozessparameter auf die Kräfte ermöglichte. Aus den anschließenden

Untersuchungen des Werkzeugverschleißes ergab sich, dass die Verschleißmarkenbreite als Standkriterium für die verwendeten Werkzeuge nicht zielführend ist. Vielmehr konnte eine Abhängigkeit des Werkzeugstandvolumens von der Bildung einer Aufbauschneide festgestellt werden. Demnach tritt vor dem Ausbruch der Schneidkante stets eine Aufbauschneide auf. Der erstmalige Kantenausbruch wurde daher als Standkriterium definiert.

## 4.3 Lasermaterialbearbeitung

### 4.3.1 Allgemeines

Dieser Abschnitt umfasst die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten und für das weitere Vorgehen relevanten Prozessuntersuchungen zur Lasermaterialbearbeitung. Mithilfe der beschriebenen Experimente wurde das Grundwissen über die Zusammenhänge der laserspezifischen Prozessparameter für das laserunterstützte Fräsen erarbeitet. Die beschriebenen Ergebnisse dienen dazu, ein Prozessverständnis bezüglich der Laserbestrahlung eines Werkstücks aufzubauen und die Haupteinflussgrößen auf diesen Prozess zu bestimmen. Beim laserunterstützten Fräsen wird eine Strahlung als externe Energiequelle eingesetzt und auf diese Weise der Werkstoff erwärmt und entfestigt. Daher wurden das sich ausbildende Temperaturfeld sowie das resultierende Werkstoffgefüge untersucht.

Die Ergebnisse dieses Abschnitts fanden zudem zur Kalibrierung und zur Validierung eines Simulationsmodells Verwendung (siehe Abschnitt 5.3.3). Durch dieses kalibrierte Simulationsmodell kann das Temperaturfeld im Inneren des Werkstücks berechnet werden, was mithilfe der im Folgenden beschriebenen experimentellen Methoden lediglich punktuell bzw. oberflächlich möglich ist.

### 4.3.2 Versuchsaufbau

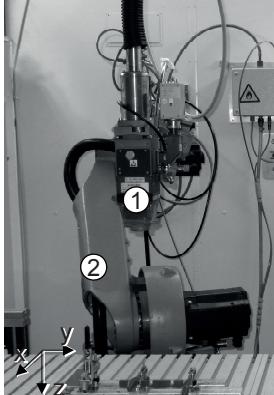
Sämtliche in diesem Abschnitt beschriebenen experimentellen Untersuchungen wurden unabhängig vom oben beschriebenen Fräsbearbeitungszentrum mit der folgenden Versuchsanordnung durchgeführt.

#### Robotergestützte Bewegung der Laseroptik

Als Bewegungskinematik diente ein programmierbarer 6-Achs-Knickarm-Industrieroboter. Die Laseranordnung setzte sich aus der Laserstrahlquelle, einem Nd:YAG-Laser und einer Laserstrahlschweiß-Optik zusammen. Der Laserstrahl

weist in der Fokusebene eine Top-Hat- und außerhalb der Fokusebene eine Gauß'sche Intensitätsverteilung auf (vgl. **Abbildung 2-7**, S. 18). Die Experimente wurden in einer Laserschutzzelle durchgeführt. Der Versuchsaufbau mit den technischen Daten des Lasersystems ist in **Abbildung 4-16** dargestellt.

<b>Versuchsaufbau zur Lasermaterialbearbeitung</b>	
Schutzmumhausung	Mobile Laserzelle
6-Achs-Knickarm-Roboter	KUKA KR15/2
Laserstrahlquelle	Haas 3006D
Laseroptik	Precitec YW50
Max. Ausgangsleistung $P_L$	3000 W
Fokusdurchmesser $d_{Fok}$	938 µm
Wellenlänge $\lambda_{Nd}$	1064 nm
Rayleighlänge $z_R$	9 mm
Kerndurchmesser des Lichtwellenleiters $d_{LWL}$	600 µm
Strahlparameterprodukt $SPP$	24,2 mm·mrad
Abbildungsverhältnis der Laseroptik	1 : 1,5



① Laseroptik ② Roboter

*Abbildung 4-16: Industrieroboter mit Laseroptik für die Lasermaterialbearbeitung sowie technische Daten des Lasersystems*

## Versuchsparameter

Basierend auf den Grundlagen, welche in Kapitel 2 beschrieben sind, und den Ergebnissen zur Fräsbearbeitung aus Abschnitt 4.2 wurden für die Untersuchungen zur Lasermaterialbearbeitung folgende zu variierende Versuchspараметer definiert: Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$ , Laserleistung  $P_L$  und Spotdurchmesser  $d_L$  sowie die Spotlage  $x$  in Bezug auf die Werkstückkante. **Abbildung 4-17** visualisiert die Versuchsbedingungen und die Versuchsparameter. An den Messpunkten konnte die über Wärmeleitung von der Oberfläche in die Tiefe  $z$  transportierte Wärme bestimmt werden. Zur Minimierung eines externen Einflusses während der Experimente durch einen Wärmetransport aus dem bestrahlten Werkstück in den Maschinenschrank wurde die Unterseite des Versuchskörpers mithilfe einer Keramikunterlage thermisch isoliert. Die schwarze Vorderseite wurde für Thermographiemessungen an dieser Seite benötigt. Um direkte Rückreflexionen der Laserstrahlung in optische Baugruppen zu vermeiden, wurde in den Experimenten ein longitudinaler Anstellwinkel des Laserstrahls  $\beta_{lo}$  vorgesehen. Über den lateralen

Anstellwinkel  $\beta_{la}$  wurde eine direkte Bestrahlung der schwarzen Oberfläche und damit der Messpunkte verhindert, was zu einer Verfälschung der Messergebnisse geführt hätte.

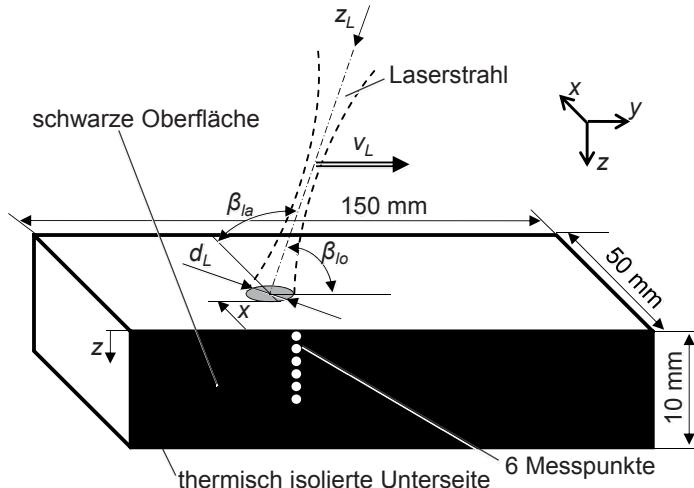


Abbildung 4-17: Versuchsanordnung zur Untersuchung der Lasermaterialbearbeitung und Visualisierung der Versuchsparameter

Die lineare Vorschubbewegung des Laserstrahls mit der Geschwindigkeit  $v_L$  wurde durch den Industrieroboter über einem ruhenden Werkstück durchgeführt. Mittels einer Laserstrahlkaustik-Messung nach dem Austritt aus der Bearbeitungsoptik wurden die Fokusebene des Laserstrahls und der dortige Fokussdurchmesser  $d_{Fok}$  sowie die Rayleighlänge  $z_R$  bestimmt. Der Nd:YAG-Laser weist außerhalb der Fokusebene eine Gauß'sche Intensitätsverteilung auf. Durch eine translatorische Verschiebung der Bearbeitungsoptik entlang der Laserstrahlachse  $z_L$  wird eine Defokussierung des Laserstrahls erreicht und so die Variation des Spotdurchmessers  $d_L$  auf dem Werkstück realisiert. Die jeweils erforderliche Länge der Verschiebung kann über Gleichung (2-16) berechnet werden (siehe Abschnitt 2.3.3.1, S. 16 f.). Für den untersuchten Spotdurchmesserbereich  $d_L$  von 1 mm bis 9 mm kann die Intensitätsverteilung  $I_L(x,y)$  in der jeweiligen Spotebene als unverändert angenommen werden. Im weiteren Vorgehen wurden ergänzend zum Titanwerkstoff Werkstücke aus Baustahl für Referenzuntersuchungen verwendet. Eine Zusammenfassung der variierten Prozessparameter für den jeweiligen Werkstoff gibt Tabelle 4-4.

Tabelle 4-4: Variierte Prozessparameter und deren untersuchter Bereich bei der Lasermaterialbearbeitung eines Titanwerkstoffs und von Baustahl

Prozessparameter			
Werkstoff		Titanwerkstoff	Baustahl
Laserleistung $P_L$	in W	200... 1000	300... 800
Spotdurchmesser $d_L$	in mm	1... 9	2... 5
Vorschubgeschwindigkeit $v_L$	in m/min	0,3... 7,5	2,0... 9,0
Spotlage x	in mm	0... 5	0... 5

### Methoden zur Messung der Temperatur

Die Temperatur des Werkstücks an dessen Oberfläche aufgrund der Laserbestrahlung wurde mithilfe einer Thermographiekamera gemessen. Das Messprinzip der Kamera basiert auf der Auswertung von Wärmestrahlung im infraroten Wellenlängenbereich, die ein Körper ausstrahlt. Im Vergleich zur Messung mit Thermoelementen, wie sie u.a. von Klossowski (KLOSSOWSKI 1999, S. 50) verwendet wurden, bietet die Thermographie die Vorteile einer berührungslosen sowie quantitativ und örtlich hochauflösenden Messung. Als nachteilig gilt die Messwertinterpretation, da die Messwerte stark vom Emissionsverhalten des zu vermessenden Körpers abhängen. Zur Kompensation dieses potentiellen Störeinflusses wurde die zu vermessende Oberfläche vor den Messungen schwarz lackiert (siehe **Abbildung 4-17**) und es wurde der Emissionskoeffizient des Werkstücks  $\varepsilon$  in einem Bereich von 20 bis 650 °C kalibriert. Der Emissionskoeffizient wurde zu  $\varepsilon = 0,926$  bestimmt, wobei im Vergleich dazu ein idealer schwarzer Körper einen Emissionskoeffizienten von  $\varepsilon = 1$  aufweist. Eine Gegenüberstellung von Messwerten, die mit Thermoelementen bzw. mittels Thermographie aufgezeichnet wurden, ergab eine Abweichung zwischen den beiden Messmethoden von 5%. Die Abweichungen bei der Wiederholung einer Messung mit den beiden Methoden wurden zu 5% bzw. 9% ermittelt. Damit konnte die Kalibrierung des Emissionskoeffizienten  $\varepsilon$  validiert werden. In allen in diesem Abschnitt beschriebenen Experimenten wurde das Werkstück mittels eines Laserstrahls erwärmt und die resultierende Temperatur in der Tiefe (in z-Richtung an 6 Messstellen) an der Vorderseite des Werkstücks ( $y$ - $z$ -Ebene bei  $x = 0$ ) gemessen, wie in **Abbildung 4-17** dargestellt. Durch eine Positionierung des Laserspots direkt an die Kante ( $x = 0$  mm) ist damit eine annähernde Vermessung der erreichbaren Wärmeeindringtiefe möglich. **Abbildung 4-18** visualisiert die beiden Messmethoden.

Aufbau zur Temperaturmessung		
	Thermoelemente RS Typ K	Thermographiekamera InfraTec VarioCam hr
Messbereich für $T$	-60... 400 °C	-40... 700 °C
Messfrequenz	75 Hz	50 Hz
Auflösung	1,1 mm (Bohrloch- durchmesser)	0,294 mm pro Pixel
Abweichung bei der Wiederholung einer Messung	5%	9%

Abbildung 4-18: Versuchsaufbau zur Temperaturmessung bei der Lasermaterialbearbeitung mithilfe von Thermoelementen (links) und mittels einer Thermographiekamera (rechts)

### 4.3.3 Vorgehensweise

Der Fokus der im Folgenden beschriebenen Prozessuntersuchungen lag auf der Analyse des Wärmeeintrags in das Werkstück aufgrund der Laserbestrahlung. Untersuchungsgegenstände sind dabei die wirkenden Einflussgrößen sowie der Einfluss des Werkstückwerkstoffs auf den Wärmehaushalt. Dazu wurden die laser-spezifischen Prozessparameter systematisch variiert. Die Durchführung der im Nachfolgenden beschriebenen Experimente ist in zwei Vorgehensschritte unterteilt, wobei

- die Werkstücktemperatur und
- die Wärmeeinflusszone

bestimmt wurden. Durch diese Vorgehensweise können für die laserunterstützte Fräsbearbeitung relevante Einschränkungen der Anzahl der Prozessparameter und ihrer Wertebereiche identifiziert werden.

### 4.3.4 Ergebnisse

#### 4.3.4.1 Werkstücktemperatur

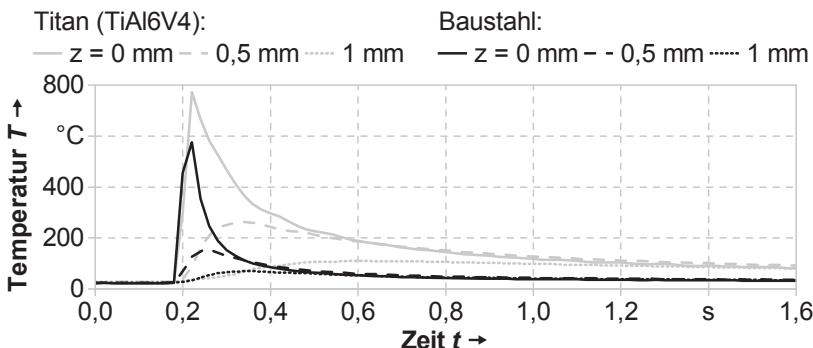
Da die Ausbildung des Werkstoffgefüges direkt mit der Temperatur im Werkstück zusammenhängt, kann über die Messung der erreichten Temperatur zerstörungsfrei ein Rückschluss auf die Wärmeinflusszone und das Werkstoffgefüge gezogen werden (siehe Abschnitt 2.4). Dazu muss allerdings die lokal vorherrschende Temperatur bekannt sein. Zur Messung der Temperatur des Werkstücks an dessen Außenseite wurde die Versuchsanordnung aus **Abbildung 4-17** verwendet. Eine örtlich hochauflöste Messung im Werkstückinneren ist mit den beschriebenen Methoden nicht möglich. Für weiterführende Untersuchungen der Temperatur wurde daher ein Simulationsmodell aufgebaut (siehe Abschnitt 5.3). Zu dessen Kalibrierung und Validierung wurden wiederum die folgenden Ergebnisse herangezogen.

#### Einfluss der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs

Die Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs hat einen entscheidenden Einfluss auf die Temperatur im Werkstück nach der Laserbestrahlung. Dies zeigen die folgenden Ausführungen:

Bei der Bestrahlung eines Werkstücks aus einem Titanwerkstoff und eines aus Baustahl zeigte sich ein deutlich unterschiedliches transientes Verhalten der Temperatur, obwohl das Absorptionsverhalten der beiden Werkstoffe als ähnlich einzustufen ist:  $\epsilon_{abs} \approx 0,4$  für Reintitan (Ti) und Eisen (Fe) (HÜGEL & GRAF 2009, S. 126). Beim Fräsen mithilfe einer Laserunterstützung wird die Laserstrahlung oberflächlich absorbiert und über Wärmeleitung in die Tiefe transportiert. In **Abbildung 4-19** sind exemplarisch die gemessenen Temperaturen eines Titanwerkstoffs und von Baustahl in drei verschiedenen Tiefen  $z$  bei der Überfahrt des Laserstrahls dargestellt. Es ist eindeutig zu erkennen, dass die maximalen Temperaturen im Titanwerkstoff in den verschiedenen Tiefen deutlich über denen von Baustahl liegen. Über die gesamte Versuchsreihe konnte eine Differenz von bis zu 60% bestimmt werden. Im Vergleich zu Baustahl ermöglicht die höhere maximale Temperatur eine verbesserte Entfestigung des Titanwerkstoffs im durch das Fräsen abzuhebenden

Oberflächenbereich. Der transiente Temperaturverlauf in **Abbildung 4-19** belegt, dass die eingebrachte Wärme bei der Bestrahlung von Baustahl im Vergleich zum Titanwerkstoff schneller in das Bauteil transportiert wird und damit zu einer verstärkten thermischen Belastung des Gesamtbauteils führt. Dies ist auf die höhere Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  von Baustahl ( $\lambda_{Stahl} = 57 \text{ W/mK}$ ) zurückzuführen. Die geringe Wärmeleitfähigkeit von Titanwerkstoff ( $\lambda_{TiAl6V4} = 7,6 \text{ W/mK}$ ) führt zu einem geringeren Wärmeabfluss und damit zu einem für die laserunterstützte Bearbeitung vorteilhaften Wärmestau an der Oberfläche. Die durch den Strahl eingebrachte Wärme kann über den Span abgehoben werden, bevor sie in das verbleibende Bauteil abtransportiert wird.



*Abbildung 4-19: Temperatur  $T$  an der Oberfläche ( $z = 0 \text{ mm}$ ) sowie in  $0,5 \text{ mm}$  und  $1 \text{ mm}$  Tiefe nach der Bestrahlung eines Werkstücks aus Titan TiAl6V4 und aus Baustahl;  $P_L = 500 \text{ W}$ ,  $d_L = 3,0 \text{ mm}$ ,  $v_L = 7,5 \text{ m/min}$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.3.2*

Als Fazit der beschriebenen Ergebnisse lässt sich festhalten, dass der Titanwerkstoff im Vergleich zum Baustahl über eine bessere Eignung zur laserunterstützten Bearbeitung verfügt. Dies ist v.a. in der unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeit begründet. Die erzielten Ergebnisse sind übereinstimmend mit den Ergebnissen der in Abschnitt 2.5 dargestellten Arbeiten, in denen vornehmlich Werkstoffe mit geringer Wärmeleitfähigkeit, wie beispielsweise Keramik oder Inconel, untersucht wurden. Damit ist ein Werkstoff mit geringer Wärmeleitfähigkeit für die laserunterstützte Bearbeitung zu favorisieren.

## Einfluss der Prozessparameter

Im Rahmen der Untersuchungen wurden die in **Tabelle 4-4** aufgelisteten Prozessparameter systematisch variiert und die resultierenden maximalen Temperaturen mittels Thermographie gemessen.

Die Messwerte der Untersuchungen dienen in erster Linie dazu, den Einfluss der einzelnen Parameter auf die resultierende Temperatur  $T$  zu bestimmen und so Prozessparameterbereiche für die weiterführenden Untersuchungen dieser Arbeit zu identifizieren. Die Ergebnisse werden aber auch als Datenbasis zur Kalibrierung des gemäß Abschnitt 5.3.3 aufgebauten Simulationsmodells herangezogen. Daher war ein vollfaktorieller Versuchsplan für den Abgleich zwischen den Experimenten und der Simulation notwendig. **Abbildung 4-19** zeigt eine deutliche Abhängigkeit des Temperaturverlaufs im Werkstück von der Messtiefe  $z$ . Für das laserunterstützte Fräsen bedeutet dies eine durch die Wärmeeindringtiefe  $d_{hp}$  begrenzte Schnitttiefe  $a_p$ , da der Werkstoff in der Schnitttiefe entfestigt sein muss, um den Effekt der Vorwärmung ausnutzen zu können. Es muss gelten:

$$d_{hp} \geq a_p \quad (4-7)$$

(*hp: heat penetration*)

Die Wärmeeindringtiefe  $d_{hp}$  ist dabei definiert als die Tiefe im Bauteil, bis zu der nach der Laserbestrahlung die Entfestigungstemperatur des Werkstoffs erreicht wird. Dies ist bei Titanwerkstoff eine Temperatur von 400 °C bis 450 °C (siehe **Abbildung 2-9a**).

Zudem darf bei der Bearbeitung eines Titanwerkstoffs die maximale Temperatur in der Tiefe der Schnitttiefe die Martensitstart-Temperatur  $T_{MS}$  im gefrästen Bauteil nicht überschreiten (siehe dazu Abschnitt 2.4). Dagegen ist eine Umwandlung des Werkstoffgefüges des in Form von Spänen abzuhebenden Materials zulässig. In den folgenden Diagrammen werden deshalb die maximal erreichten Temperaturen  $T_{max}$  dargestellt. Eine exemplarische Darstellung der maximalen Temperatur  $T_{max}$  in Abhängigkeit von der Tiefe  $z$  und unter Variation der Laserleistung  $P_L$  zeigt **Abbildung 4-20** für zwei unterschiedliche Spotdurchmesser  $d_L$ . Die maximal erreichbare Temperatur  $T_{max}$  nimmt exponentiell mit der Tiefe  $z$  ab. Der Vergleich der beiden Spotdurchmesser von  $d_L = 3$  mm und  $d_L = 5$  mm visualisiert, dass durch die Wahl eines kleineren Spotdurchmessers die Durchwärmtiefe erhöht werden kann. Eine Erhöhung der Laserleistung  $P_L$  bedeutet eine Erhöhung der für die Erwärmung

eingesetzten Energie und hat daher ebenso einen Anstieg der Durchwärmtiefe zur Folge.

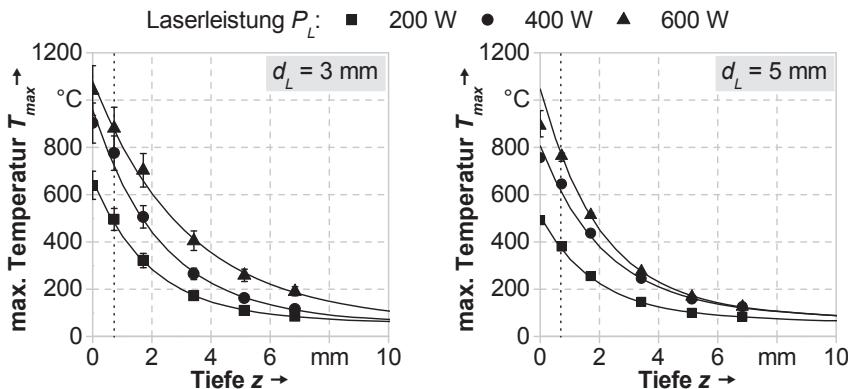


Abbildung 4-20: Maximale Temperatur  $T_{max}$  über der Bauteiltiefe  $z$  bei unterschiedlichen Laserleistungen  $P_L$  und einem Spoldurchmesser von  $d_L = 3 \text{ mm}$  (links) und  $d_L = 5 \text{ mm}$  (rechts);  $v_L = 0,66 \text{ m/min}$ ,  $x = 0 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4, je Diagramm  $S_M = 54$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.3.2

In Abbildung 4-21 sind die erreichten maximalen Temperaturen  $T_{max}$  in einer Tiefe von  $z = 0,88 \text{ mm}$  unter Variation der Laserleistung  $P_L$  und der Vorschubgeschwindigkeit des Laserstrahls  $v_L$  dargestellt. Eine Steigerung der Laserleistung  $P_L$  zieht eine Zunahme der maximalen Temperatur  $T_{max}$  nach sich, wobei diese sich asymptotisch einem Maximalwert nähert. Eine Steigerung der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  führt dagegen zu einer exponentiellen Abnahme der Temperatur. Wie bereits in Abbildung 4-20 gezeigt, liegt für den Fall von  $x = 0 \text{ mm}$  die maximale erreichte Temperatur  $T_{max}$  aufgrund der höheren maximalen Intensität im Laserspot bei einem Spoldurchmesser von  $d_L = 3 \text{ mm}$  höher als bei  $d_L = 5 \text{ mm}$ . Bei der Spotposition  $x = 5 \text{ mm}$  sind die erreichten Temperaturen nahezu unabhängig vom gewählten Spoldurchmesser  $d_L$  (siehe Abbildung 4-21 links). Dies lässt sich dadurch erklären, dass eine identische Menge an Energie, die durch die Laserleistung  $P_L$  in das Werkstück eingebracht wurde, in beiden Fällen über Wärmeleitung durch das Material an die Messstelle transportiert werden muss.

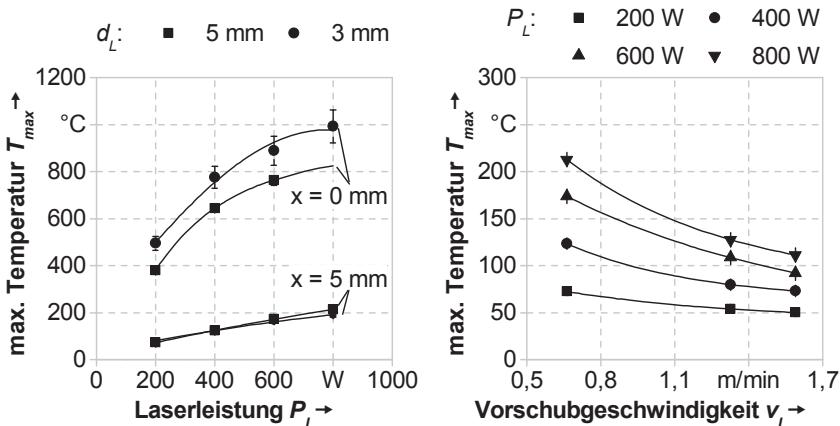


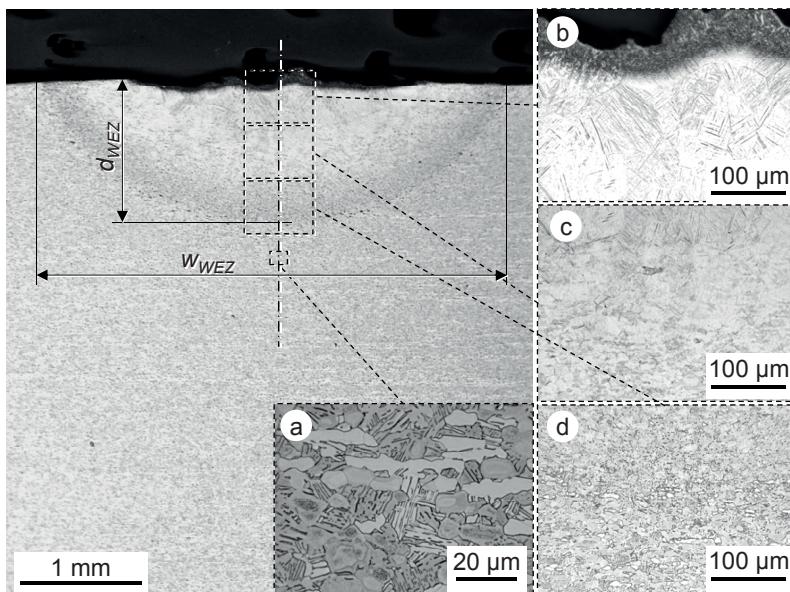
Abbildung 4-21: Maximale Temperatur  $T_{max}$  über der Laserleistung  $P_L$  bei  $v_L = 0,66 \text{ m/min}$  (links) und über der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  bei  $x = 5 \text{ mm}$ ,  $d_L = 5 \text{ mm}$  (rechts);  $z = 0,88 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4, je Diagramm  $S_M = 36$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.3.2

#### 4.3.4.2 Wärmeeinflusszone

Neben den zerstörungsfreien experimentellen Untersuchungen der durch Laserbestrahlung resultierenden Werkstücktemperatur wurden zusätzliche Analysen der verursachten Wärmeeinflusszone (WEZ) durchgeführt, um den Einfluss der Temperatur auf das Werkstoffgefüge der Titanlegierung TiAl6V4 zu ermitteln. Die WEZ ist der Bereich, der nach der Laserbestrahlung einer thermisch bedingten Werkstoffgefügeveränderung unterliegt.

#### Werkstoffgefüge

Die Mikrostruktur eines Werkstoffs ist maßgeblich für dessen mechanische Eigenschaften verantwortlich. Die für die nachfolgenden Ausführungen erforderlichen werkstofftechnischen Grundlagen sind in Abschnitt 2.4 zusammengefasst. Abbildung 4-22 zeigt exemplarisch den Querschliff der WEZ eines Werkstücks aus TiAl6V4 nach der Laserbestrahlung. Eine detaillierte Untersuchung der Geometrie und Ausprägung der WEZ folgt anschließend. Die Geometrie der WEZ ist aufgrund des Energietransportmechanismus durch Wärmeleitung annähernd halbkreisförmig und durch eine spezifische Breite  $w_{WEZ}$  und Tiefe  $d_{WEZ}$  charakterisiert. Die Symmetriechse der WEZ liegt auf der Achse des Laserstrahls.



*Abbildung 4-22: Querschliff einer Probe aus dem Werkstoff TiAl6V4 mit der Tiefe  $d_{WEZ}$  und der Breite  $w_{WEZ}$  der Wärmeeinflusszone und detaillierten Abbildungen der Mikrostruktur des resultierenden Werkstoffgefüges (a-d);  $d_L = 3 \text{ mm}$ ,  $P_L = 500 \text{ W}$ ,  $v_L = 0,8 \text{ m/min}$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.3.2*

Der in **Abbildung 4-22a** gezeigte Grundwerkstoff weist eine bimodale Mikrostruktur auf, d. h. bis zu 30% Anteil an  $\alpha$ -Körnern (graue Bereiche) in einer lamellaren Matrix aus  $\alpha$ - und  $\beta$ -Platten (vgl. auch **Abbildung 2-10b**, S. 28). An den Rändern dieser Bereiche befindet sich eine metastabile  $\beta$ -Phase (dunkle Ränder). In **Abbildung 4-22b** ist der bestrahlte Oberflächenbereich im Querschliff vergrößert. Die im dargestellten Fall eingebrachte Wärme und damit die eingestrahlte Intensität der Laserstrahlung führte zu keinem Aufschmelzen, sondern lediglich zu einer Erwärmung des Werkstoffs. Direkt an der bestrahlten Oberfläche hat sich aufgrund des Sauerstoffs in der Umgebungsatmosphäre eine durch Diffusion aufgehärtete und versprödeten Schicht gebildet (vgl. auch **Abbildung 2-11**, S. 28). Das nadelartige, lamellare Gefüge unter der Oberflächenschicht ist martensitisch und aufgrund eines schnellen Abkühlvorgangs von oberhalb der  $\beta$ -Transustemperatur entstanden (vgl. auch **Abbildung 2-10c**, S. 28). **Abbildung 4-22c** zeigt den Übergang vom rein lamellaren Gefüge in eine durch die Wärmeeinbringung verursachte Mischzone.

Dort liegt ebenso ein bimodales Gefüge aus einer lamellaren Struktur und dem Grundwerkstoff vor. Im Vergleich zum Grundwerkstoff beeinflusst der geringere  $\beta$ -Anteil allerdings die Festigkeit und Duktilität negativ. Den erneuten Übergang zur unveränderten Gefügestruktur des Grundwerkstoffs zeigt **Abbildung 4-22d**. Konsequenz der Bildung von Titanmartensit ist eine verstärkte Neigung zur Rissausbreitung. Zudem weist das thermisch veränderte Gefüge zwar immer noch eine bimodale Struktur auf, hat aber an Ausgewogenheit zwischen Festigkeit bzw. Bruchdehnung des globularen Gefüges und Bruchzähigkeit bzw. Rissausbreitungsresistenz des lamellaren Gefüges verloren. Dies bedeutet eine Schwächung des Werkstoffs im Vergleich zum unveränderten Grundwerkstoff. Die WEZ muss demnach bei einer laserunterstützten Zerspanung abgehoben werden, um keine thermisch bedingte Schwächung des fertig gefrästen Bauteils aufgrund der Laserbestrahlung zu verursachen. Somit ergibt sich die Bedingung, dass die Schnitttiefe beim Fräsen  $a_p$  mindestens die Tiefe der WEZ  $d_{WEZ}$  erreichen muss. Es muss gelten:

$$d_{WEZ} \leq a_p \quad (4-8)$$

### Geometrie der WEZ

Durch die Laserbestrahlung bildet sich, wie in Abschnitt 4.3.4.1 untersucht, ein Temperaturfeld im Werkstück aus, das zu einer oben beschriebenen Veränderung des Werkstoffgefüges führt. Die thermisch bedingte Gefügeveränderung bildet sich in Form einer Wärmeeinflusszone (WEZ) ab (siehe hierzu **Abbildung 4-22**). Wie Bedingung (4-8) besagt, ist die Tiefe der Wärmeeinflusszone  $d_{WEZ}$  maßgebend für die Schnitttiefe  $a_p$  eines laserunterstützten Fräsprozesses. Da die Wärme durch Konduktion nicht nur in die Tiefe, sondern auch seitlich in das restliche Bauteil transportiert wird, bildet sich auch dort eine Gefügeveränderung aus, die über die Breite  $w_{WEZ}$  beschrieben wird. Diese geometrischen Abmessungen der Wärmeeinflusszone werden im Folgenden unter varierten Prozessparametern quantifiziert. Dies dient zur Bestimmung der Haupteinflussgrößen und zur Einschränkung des Laserparameterbereichs für das weitere Vorgehen. Zudem werden die dargestellten Ergebnisse in Abschnitt 5.3.3 zur Validierung des Simulationsmodells herangezogen. Als zu varierende Laserparameter bei der Bestrahlung des Titanwerkstoffs wurden die Laserleistung  $P_L$ , der Spotdurchmesser  $d_L$  und die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  festgelegt. Diese Parameter bestimmen die Beträge der für die Lasermaterialbearbeitung wichtigen Größen, nämlich die der Streckenenergie  $S_L$  und der Laserstrahlintensität  $I_L$  (siehe dazu Abschnitt 2.3.3). Die untersuchten Parameterbereiche sind in **Tabelle 4-4** aufgelistet. In den Experimenten wurde der Laserstrahl

entlang einer Geraden mittig über das Werkstück verfahren, um externe Einflüsse wie einen Wärmeabfluss oder einen Wärmestau auszuschließen (vgl. Abbildung 4-17). Die Auswertung der bestrahlten Proben erfolgte anhand der Vermessung der Tiefe  $d_{WEZ}$  und der Breite  $w_{WEZ}$  der WEZ im Makroschliff.

Im Vorgriff auf die im Folgenden dargestellten Ergebnisse lässt sich als generelle Beobachtung festhalten, dass die Tiefe der Wärmeeinflusszone  $d_{WEZ}$  stark von der aufgebrachten Streckenenergie abhängt. Vergleichbar zum Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißen nimmt die Einschweißtiefe  $d_{WEZ}$  mit steigender Streckenergie  $S_L$  zu. Die folgende Abbildung zeigt die geometrischen Kenngrößen der WEZ bei varierten Laserparametern. Die Tiefe der WEZ  $d_{WEZ}$  nimmt mit steigender Laserleistung  $P_L$  zu (siehe Abbildung 4-23) und reduziert sich mit steigender Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$ .

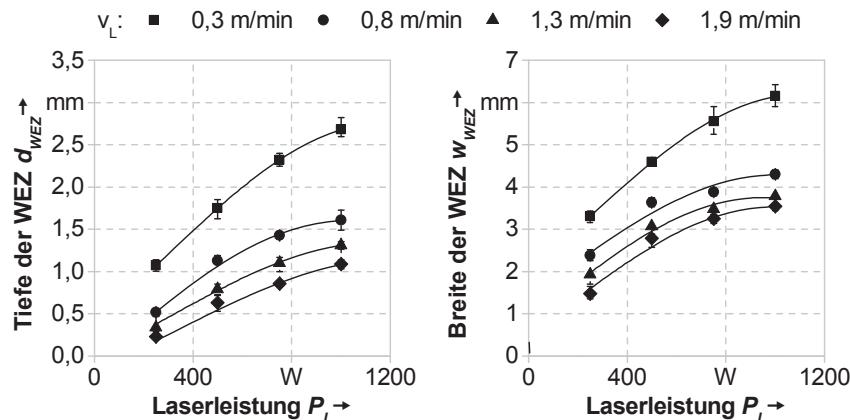


Abbildung 4-23: Tiefe  $d_{WEZ}$  und Breite  $w_{WEZ}$  der Wärmeeinflusszone bei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten  $v_L$  und variiertem Laserleistung  $P_L$ ;  $d_L = 3 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4, je Diagramm  $S_M = 80$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.3.2

Diese Abhängigkeiten lassen sich über die jeweils aufgebrachte Streckenenergie  $S_L$  begründen. Wie schon HÜGEL & GRAF (2009, S. 147) durch Untersuchungen des Temperaturfeldes festgestellt haben, lässt sich auch anhand der nachfolgend gezeigten Beispiele der WEZ ermitteln, dass die Streckenergie nicht als Skalierungsfaktor für die Tiefe und Breite der WEZ herangezogen werden kann. Somit hat die Bestrahlung durch eine identische Streckenenergie  $S_L$  mit allerdings unterschiedlicher Laserleistung  $P_L$  und Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  unterschiedliche Auswirkungen

auf die Geometrie der WEZ. Die Tiefe bzw. die Breite der WEZ nähert sich bei steigender Laserleistung  $P_L$  asymptotisch einem Maximum an (siehe **Abbildung 4-23**). Bei steigender Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  des Laserstrahls ist es dagegen ein Minimum. Die Wärmeeindringtiefe  $d_{hp}$  bezeichnet die Tiefe im Werkstück, in der die Entfestigungstemperatur erreicht wird. Sie korreliert mit der Tiefe der WEZ  $d_{WEZ}$ , ist aufgrund der vorherrschenden Temperatur von 400 °C bis 450 °C aber stets größer als die Tiefe der WEZ (siehe Gleichung (4-9)). Für das weitere Vorgehen bedeutet dies, dass bei einer stetigen Erhöhung der Laserleistung  $P_L$  die Wärmeeindringtiefe  $d_{hp}$  nicht im gleichen Maße erhöht werden kann. Es gilt:

$$d_{hp} > d_{WEZ} \quad (4-9)$$

Die bisher dargestellten Ergebnisse wurden bei konstantem Spotdurchmesser des Laserstrahls  $d_L$  auf dem Bauteil durchgeführt. **Abbildung 4-24** zeigt die Tiefe der WEZ bei unterschiedlichen Laserleistungen  $P_L$  und varierten Spotdurchmessern  $d_L$ . Demnach ist auch die Intensität  $I_L$  nicht als Skalierunggröße für die Geometrie der WEZ geeignet. Unabhängig von der eingestrahlten Laserleistung liegt bei einem Spotdurchmesser  $d_L$  zwischen 1 mm und 3 mm ein Maximum der Tiefe der Wärmeeinflusszone  $d_{WEZ}$  vor.

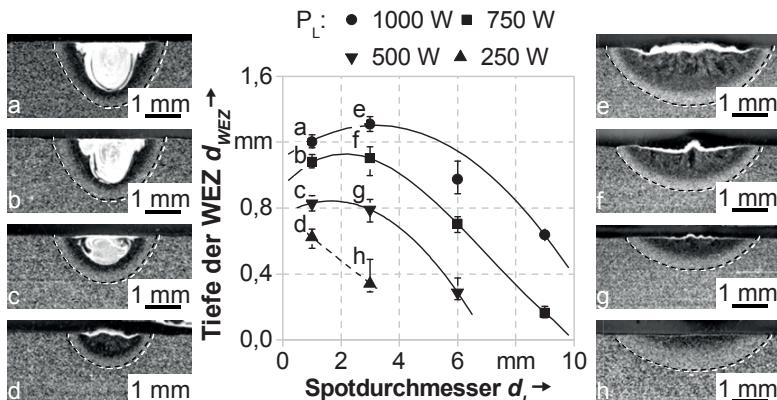
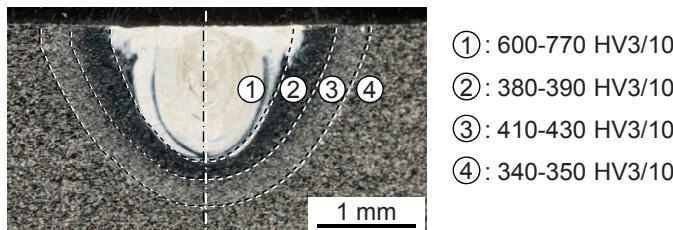


Abbildung 4-24: Tiefe der Wärmeeinflusszone  $d_{WEZ}$  bei unterschiedlichen Laserleistungen  $P_L$  und variiertem Spotdurchmesser  $d_L$ ;  $v_L = 1,3 \text{ m/min}$ , Werkstoff TiAl6V4,  $S_M = 65$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.3.2

Dies ist folgendermaßen zu erklären: Das sich ausbildende Werkstoffgefüge ist abhängig von der Temperatur im Werkstück. Die Temperatur wiederum hängt von der Verteilung der in das Werkstück eingebrachten Wärmeenergie ab. Bei kleinen Spottdurchmessern ist ein Aufschmelzen des Werkstoffs zu beobachten (siehe Querschliffe a-c in **Abbildung 4-24**). Aufgrund der Phasenumwandlung des Werkstoffs von fest zu flüssig bildet sich ein hydrodynamisches Geschwindigkeitsfeld in der Schmelze aus, das zusätzlich zur Wärmeleitung einen konvektiven Energietransport ermöglicht. „Die absorbierte Leistung wird [Anm.: daher] infolge des konvektiven Wärmeffusses deutlich anders im Werkstück verteilt, als es Wärmeleitung alleine tun würde“ (HÜGEL & GRAF 2009, S. 151). Die Experimente mit einem Spottdurchmesser  $d_L = 3 \text{ mm}$  zeigen dagegen aufgrund einer zu geringen Laserstrahlungsintensität keine Ausbildung eines Schmelzbades (siehe Querschliffe d-h in **Abbildung 4-24**). Da beim laserunterstützten Fräsen der Werkstoff lediglich erwärmt und nicht aufgeschmolzen werden darf, sind demnach kleine Spottdurchmesser  $d_L$  bei geringen Vorschubgeschwindigkeiten  $v_L$  und hohen Laserleistungen  $P_L$  zu vermeiden. Ein großer Spottdurchmesser führt dagegen zu einer Verbreiterung der WEZ und einer starken Reduzierung von dessen Tiefe. Zur Maximierung der Tiefe der WEZ  $d_{WEZ}$  und damit der Wärmeeindringtiefe  $d_{hp}$  scheint auf Basis der erzielten Ergebnisse ein Spottdurchmesser von  $d_L \leq 3 \text{ mm}$  am vielversprechendsten. Ergänzend kann hier beobachtet werden, dass durch ein Aufschmelzen des Titanwerkstoffs eine starke Oxidation im Schmelzbad auftritt: Sichtbar als weiße Bereiche im Schliffbild. Ein Aufschmelzen des Werkstoffs sollte aufgrund der oxidationsbedingten Versprödung und Aufhärtung jedoch vermieden werden.

### Aufhärtung in der WEZ

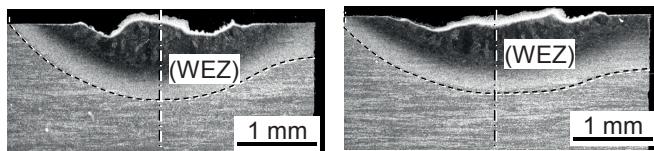
Neben einer Veränderung der mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs aufgrund der veränderten Mikrostruktur weist der Werkstoff in der Wärmeeinflusszone im Vergleich zum Grundwerkstoff eine Aufhärtung auf. **Abbildung 4-25** zeigt in Anlehnung an **Abbildung 4-24a** vier Bereiche einer Wärmeeinflusszone und gibt die zugehörigen Vickershärten an. Dabei tritt im nach **Abbildung 2-11** definierten Bereich der Schmelzone eine Aufhärtung von über 10%, im Bereich der Wärmeeinflusszone von über 20% und im oxidierten Bereich des Schmelzbades von über 200% im Vergleich zum Grundwerkstoff auf. Beim Abheben einer derartigen Werkstoffgefügezone ist daher eine erhöhte Werkzeugbelastung zu erwarten.



*Abbildung 4-25: Vier Bereiche der Wärmeeinflusszone im Werkstoff TiAl6V4 mit zugehörigen Vickershärtungen (Die Angabe HV3/10 entspricht einer Prüfkraft von 29,4 N bei einer Einwirkdauer von  $t = 10$  s);  $v_L = 1,3$  m/min,  $d_L = 1$  mm,  $P_L = 1000$  W; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.3.2*

### WEZ an der Werkstückkante

Ergänzend zu den bisher beschriebenen Untersuchungen wurden Experimente zur Wärmeeinflusszone (WEZ) nach der Bestrahlung an einer Werkstückkante durchgeführt, d. h. für  $x = 0$  mm. Wie in **Abbildung 4-26** zu erkennen, bildet sich dabei eine unsymmetrische WEZ aus. Dies ist auf einen Wärmestau an der Werkstückkante zurückzuführen, da die eingebrachte Energie nicht mehr gleichmäßig in das Werkstück transportiert wird. Festzuhalten ist, dass die maximale Tiefe der WEZ  $d_{WEZ}$  davon unbeeinflusst ist, der Effekt des Wärmestaus aber für die Entfestigung der Kante genutzt werden kann.



*Abbildung 4-26: WEZ an der Werkstückkante, verursacht durch einen Wärmestau;  $d_L = 3$  mm,  $v_L = 1,6$  mm/min,  $P_L = 800$  W (links) und  $1000$  W (rechts), Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.3.2*

#### 4.3.4.3 Einflussgrößen auf den Wärmeeintrag

Als Haupteinflussgrößen auf den Wärmeeintrag aufgrund von Laserbestrahlung wurden durch das oben beschriebene Vorgehen die Laserleistung  $P_L$  sowie die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  identifiziert. Durch diese beiden Parameter kann ein starker Einfluss auf die Geometrie der WEZ ausgeübt werden. Zudem ist auf die

Wahl eines geeigneten Spotdurchmesser  $d_L$  zu achten, um den Werkstoff nicht aufzuschmelzen. Der dominierende Effekt für den Wärmeeintrag in ein Werkstück ist die Wärmeleitung in das Material. Eine weitere wichtige Einflussgröße ist daher die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  des zu bearbeitenden Werkstoffs.

#### 4.3.5 Zusammenfassung

Die obigen Abschnitte zur Lasermaterialbearbeitung beschreiben den eingesetzten Versuchsaufbau und die angewendeten Messmethoden. Die experimentellen Untersuchungen umfassten die Messung der Werkstücktemperatur sowie die Analyse der Wärmeeinflusszone, um schlussendlich die Einflussgrößen auf den Wärmeeintrag bestimmen zu können. Die erzielten Ergebnisse und Schlussfolgerungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Um einen Abfluss der eingebrachten Wärme in das Werkstück zu vermeiden, ist ein Werkstoff mit geringer Wärmeleitfähigkeit zu bevorzugen. Die Temperaturbeaufschlagung führt zu einer thermischen Entfestigung innerhalb der WEZ und verursacht nach dem Abkühlen eine Schwächung des Werkstoffgefüges durch eine Versprödung und eine erhöhte Rissanfälligkeit, die aufgrund der Titanmartensitbildung zu erwarten ist. Zudem liegt im gesamten Bereich der WEZ eine Aufhärtung des Werkstoffs vor. In einem laserunterstützten Prozess muss diese beeinflusste Gefügezone daher durch den Zerpanungsvorgang abgehoben werden, um eine thermisch bedingte Schädigung des fertig gefrästen Bauteils zu verhindern. Dazu muss die Schnitttiefe des Fräsprozesses  $a_p$  die Tiefe der Wärmeeinflusszone  $d_{WEZ}$  überschreiten (siehe Gleichung (4-8)). Die Tiefe der WEZ ist hauptsächlich von der Höhe der Laserleistung  $P_L$ , der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  und der Größe des Spotdurchmessers  $d_L$  abhängig.

Als für das weitere Vorgehen wichtige Schlussfolgerungen der Untersuchungen kann festgehalten werden, dass die Eindringtiefe der mittels Laserstrahlung eingebrachten Wärme im vorliegenden Fall stark begrenzt ist ( $d_{WEZ} < 3 \text{ mm}$ ). Durch eine entsprechend applizierte hohe Laserleistung können hohe Vorschubgeschwindigkeiten von  $v_L > 1 \text{ m/min}$  erreicht werden.

## 4.4 Laserunterstützte Fräsbearbeitung

### 4.4.1 Allgemeines

Dieser Abschnitt fasst die grundlegenden und für das weitere Vorgehen relevanten Prozessuntersuchungen zur laserunterstützten Fräsbearbeitung zusammen. Er dient insbesondere zur Ableitung und Überprüfung einer Bearbeitungsstrategie. Im Nachfolgenden werden zudem die signifikanten Einflussgrößen auf eine laserunterstützte Fräsbearbeitung bestimmt und geeignete Prozessparameterbereiche identifiziert. Des Weiteren werden zwei empirische Regressionsmodelle zur Berechnung der Prozesskraft (Modell II) und der Kraftreduzierung bei einer laserunterstützten Bearbeitung (Modell III) hergeleitet.

### 4.4.2 Zusammenführung der getrennten Betrachtungen der Prozesse

Der hybride Bearbeitungsprozess des laserunterstützten FräSENS ist eine Kombination der in den vorhergehenden Abschnitten 4.2 und 4.3 beschriebenen Einzelprozesse. Daher sind zur Untersuchung des kombinierten Prozesses die Einflussparameter beider Prozesse und gegebenenfalls weitere sich aus der Kombination ergebende Parameter zu berücksichtigen (z.B. der Abstand zwischen Fräser und Laserspot). Zudem müssen eventuelle gegenseitige Beeinflussungen berücksichtigt werden.

#### Erkenntnisse aus den Einzelbetrachtungen

Da der Laserspot vor dem Fräswerkzeug vorlaufen soll, muss die Vorschubgeschwindigkeit des Laserprozesses  $v_L$  mit der Vorschubgeschwindigkeit des Fräsprozesses  $v_f$  übereinstimmen. Letztere ist üblicherweise deutlich langsamer ( $v_f < 2 \text{ m/min}$ , gemäß **Tabelle 4-1**), da beim Laserstrahl-Tiefschweißen bereits Vorschubgeschwindigkeiten von  $v_L = 16 \text{ m/min}$  erreicht wurden (OFELE 2013, S.96). Daher wird die Gesamtvorschubgeschwindigkeit eines laserunterstützten Prozesses durch den Zahnvorschub der Fräsbearbeitung  $f_z$  begrenzt und es gilt:

$$v_f = v_L = (f_z \cdot v_c \cdot Z) / (d_c \cdot \pi) \quad (4-10)$$

Ein Hochvorschubwerkzeug erlaubt Zahnvorschübe von bis zu  $f_z = 1,4 \text{ mm}$  für die Fräsbearbeitung von Titan (siehe Abschnitt 4.2.2), womit auch die Vorschubgeschwindigkeit des hybriden Prozesses limitiert ist.

Aus den Untersuchungen zur Lasermaterialbearbeitung ergab sich eine Begrenzung des Spotdurchmessers auf  $d_L < 3 \text{ mm}$  bei einer gleichzeitigen Maximierung der Durchwärmtiefe (siehe Abschnitt 4.3.4.2). Zusätzlich grenzt die Zusammenführung der Bedingungen (4-8) und (4-9) die Schnitttiefe  $a_p$  auf den folgenden Bereich ein:

$$d_{WEZ} \leq a_p < d_{hp} \quad (4-11)$$

Demnach muss die Schnitttiefe größer als die Tiefe der WEZ  $d_{WEZ}$  sein, um keinen thermischen Schäden im Werkstück zu hinterlassen. Sie muss aber kleiner sein als die Durchwärmtiefe  $d_{hp}$ , die zur Werkstoffentfestigung benötigt wird. Dies entspricht für den Titanwerkstoff TiAl6V4 einer Temperatur in der Tiefe der Schnitttiefe von  $450^\circ\text{C}$  bis  $800^\circ\text{C}$  (siehe Abschnitt 2.4.2). Die maximale Schnitttiefe des Hochvorschubfräzers ist auf  $a_p \leq 0,9 \text{ mm}$  beschränkt, was einer maximalen Laserleistung von  $P_L < 1000 \text{ W}$  entspricht. Die maximal gemessenen Tiefen der WEZ liegen bei  $d_{WEZ} < 1,5 \text{ mm}$ , wie in **Abbildung 4-24** dargestellt.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die maximale Vorschubgeschwindigkeit eines laserunterstützten Prozesses durch den Fräsprozess begrenzt wird. Die maximale Schnitttiefe wird durch den Prozess der Lasermaterialbearbeitung bzw. die Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs begrenzt, da lediglich bis zu einer gewissen Tiefe eine Entfestigung des Werkstoffs ohne die Bildung eines Schmelzbads an der Oberfläche erreicht werden kann.

### Ableitung der Bearbeitungsstrategie

Die in Abschnitt 4.2.4 beschriebenen Ergebnisse zur Fräsbearbeitung zeigen, dass die maximale Kraft, die auf das Werkzeug wirkt, jeweils am maximalen Spanungsquerschnitt sowie beim Schneideneintritt in das Werkstück auftritt. Für eine Eingriffsbreite von  $a_e < 0,5 \cdot d_c$  und das Fräsen im Gleichlauf stimmen diese beiden Orte überein. In Anlehnung an die von HERMANN (1995) beschriebene Variante 3 (siehe **Abbildung 2-14** auf S. 36), die auf die Reduzierung des Werkzeugverschleißes am Schneidenein- und -austritt beim Stirnfräsen abzielt, wurde im weiteren Vorgehen ein Fräsprozess im Gleichlauf umgesetzt und der Ort des Schneideneintritts mittels Laserstrahlung lokal entfestigt. Auf diese Weise kann zwar nicht das gesamte Spanvolumen bestrahlt und entfestigt, jedoch die Maximalbelastungen auf das Werkzeug beim Schneideneintritt reduziert werden. Der Stand der Forschung (Abschnitt 2.5, S. 31) zeigte, dass der Werkzeugverschleiß direkt mit der auftretenden Belastung korreliert. Aus den Untersuchungen zum Werkzeugverschleiß (siehe Abschnitt 4.2.4.2, S. 70) ist zudem bekannt, dass vorwiegend in

$z$ -Richtung eine Entlastung des Werkzeugs notwendig ist, um die Auswirkung von Verschleiß auf die Prozesskräfte zu reduzieren. Somit ermöglicht die abgeleitete Bearbeitungsstrategie bei gleichbleibender maximaler Belastung auf das Werkzeug bzw. gleichbleibendem Werkzeugverschleißverhalten beispielsweise eine Erhöhung der Schnitttiefe  $a_p$  oder der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$ . Auf diese Wiese kann das Zeitspanvolumen  $Q_w$  erhöht werden, was wiederum direkt zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit des Prozesses beiträgt. Über eine Abstimmung der Laser- und der Fräsparameter kann eine prozesssichere Bearbeitung ohne eine thermische Bauteilschädigung realisiert werden.

Die Grundlagenuntersuchungen zur Umsetzung der Bearbeitungsstrategie werden in den folgenden Abschnitten beschrieben.

### 4.4.3 Versuchsaufbau

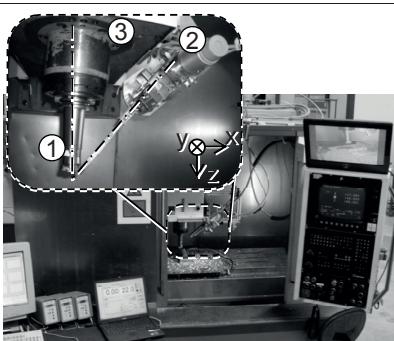
#### Laserintegration

Die Integration des Lasers in das in Abschnitt 4.2.2 beschriebene Bearbeitungszentrum wurde für die nachfolgend beschriebenen Experimente, wie in **Abbildung 4-27** dargestellt, umgesetzt. Die Laserstrahlquelle befindet sich außerhalb der Fräsmaschine und der Laserstrahl wird über ein Lichtleitkabel in den Bearbeitungsraum geführt. Mittels der abgebildeten Leroptik wird der Laserstrahl fokussiert und als Freistrahrl auf außerhalb des Werkzeugs auf die Bearbeitungszone geleitet. Vergleichbar mit einem Remote-Laserstrahlprozess sind die sensiblen optischen Baugruppen durch ihren Abstand zur Zerspanzone vor Spänen und Partikeln geschützt. Zusätzlich werden diese durch einen Druckluft-Crossjet, der gleichzeitig zum Abblasen der abgehobenen Späne dient, abgeschiert. Die Bearbeitungsoptik ist an der Spindelinheit befestigt. Mithilfe einer linearen Führungsschiene und von vier zusätzlichen Positionierungssystemen kann der Laserspot werkzeugbezogen auf dem Bauteil ausgerichtet werden. Aufgrund der Fixierung der Optik in Bezug auf das Fräswerkzeug ist die Lage des Laserspots während des Prozesses nicht variabel. Daher ermöglicht der dargestellte Versuchsaufbau lediglich das Fräsen entlang von Geraden mit gleichbleibender Eingriffsbreite, was für eine prinzipielle Überprüfung der Bearbeitungsstrategie aber ausreichend ist.

Für Lasermaterialbearbeitungsanlagen ist die Lasersicherheit ein nicht zu vernachlässigender Aspekt. Auf Maßnahmen, die zur Sicherstellung der Lasersicherheit der Versuchsanlage ergriffen wurden, wird ausführlich in Abschnitt 6.3.1 eingegangen.

Dazu zählen beispielsweise die Kapselung des Maschinenraums durch Hohlkammer-Wände und ein Kamerasystem zur Prozessüberwachung.

<b>Versuchsaufbau zur laserunterstützten Fräsbearbeitung</b>	
Fräsbearbeitungszentrum	MAS MCV 750
Laserstrahlquelle	IPG YLS-8000
Laseroptik	Precitec YW30/90°
Max. Ausgangsleistung $P_{L,max}$	8000 W
Fokusdurchmesser $d_{Fok}$	508 µm
Wellenlänge $\lambda_{Yb}$	1070 nm
Rayleighlänge $z_R$	10 mm
Kerndurchmesser des Lichtwellenleiters $d_{LWL}$	200 µm
Strahlparameterprodukt $SPP$	8,0 mm*mrad
Abbildungsverhältnis der Optik	1 : 2,5



①: Fräswerkzeug  
 ②: Laseroptik  
 ③: Spindeleinheit

Abbildung 4-27: Laserintegration im Bearbeitungszentrum für die laserunterstützte Fräsbearbeitung sowie die technischen Daten der Laserquelle und der Laseroptik (ergänzend zu Abbildung 4-2)

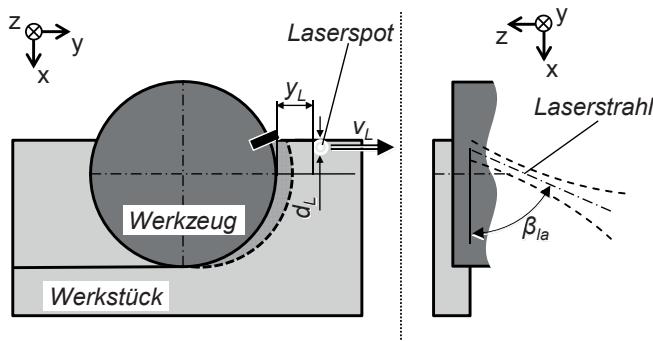
### Versuchsparameter

Die in **Tabelle 4-5** aufgelisteten Parameter wurden für die Prozessuntersuchungen zur laserunterstützten Fräsbearbeitung betrachtet. Aus der Kombination der beiden Prozesse, Fräsen und Lasermaterialbearbeitung, ergibt sich ein zusätzlicher Parameter: Die Strecke  $y_L$  (siehe **Abbildung 4-28**). Diese gibt den Abstand zwischen der Außenseite des Laserspots nach dem 86,5%-Kriterium (s. Abschnitt 2.3.3.1) und dem Fräswerkzeug an. Die Geschwindigkeit  $v_L$  ist die vom Fräsvorprozess abhängige Vorschubgeschwindigkeit (siehe Gleichung (4-10)). Da die Bearbeitungsoptik versetzt zur Spindelachse an der Spindeleinheit befestigt ist, ergibt sich für den Laserstrahl ein Einstrahlwinkel  $\beta_{la}$ . Der Laserspot wird derart positioniert, dass das Werkzeug nicht durch eventuelle direkte Reflexionen aus der Prozesszone bestrahlt wird. Diese Reflexionen gilt es jedoch im Rahmen der Lasersicherheit zu beachten

(siehe dazu Abschnitt 6.3.1). In Ergänzung zu **Abbildung 2-2** (auf S. 8) visualisiert **Abbildung 4-28** die zusätzlichen Parameter.

*Tabelle 4-5: Variierte Prozessparameter und deren Bereich bei den Untersuchungen zur laserunterstützten Fräsbearbeitung des Titanwerkstoffs TiAl6V4*

Prozessparameter zur laserunterstützten Bearbeitung				
Parameter aus der...	Laser-material-bearbeitung	Laserleistung $P_L$	in W	100... 1200
		Spotdurchmesser $d_L$	in mm	0,6... 3,3
		Lateraler Anstellwinkel $\beta_{la}$	in °	40... 50
		Laserspotvorlauf $y_L$	in mm	1,0... 5,0
Fräsbearbeitung		Vorschubgeschwindigkeit $v_L$	in m/min	0,3... 1,9
		Schneidenanzahl $Z$	-	5
		Schnitttiefe $a_p$	in mm	0,1... 0,9
		Schnittgeschwindigkeit $v_c$	in m/min	35
		Eingriffsbreite $a_e$	in mm	8... 40
		Werkzeugdurchmesser $d_c$	in mm	42



*Abbildung 4-28: Zusätzliche Prozessparameter bei der laserunterstützten Fräsbearbeitung (ergänzend zu **Abbildung 2-2** auf S. 8)*

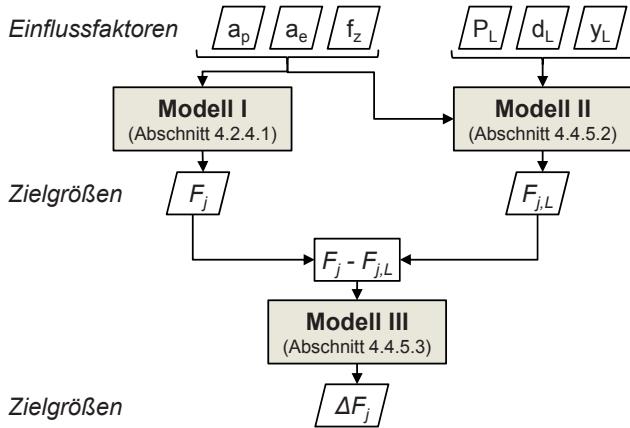
#### 4.4.4 Vorgehensweise

Für die nachfolgend beschriebenen Prozessuntersuchungen wurden die beiden Einzelprozesse mithilfe der in Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Systemtechnik zu einem hybriden Prozess kombiniert. Die Durchführung der im Folgenden darge-

stellten Experimente war in drei Vorgehensschritte gegliedert. In einem ersten Schritt wurde die Auswirkung einer Laserunterstützung auf die Fräskräfte bestimmt und die Wirkungsweise der in Abschnitt 4.4.2 abgeleiteten Bearbeitungsstrategie überprüft. Dazu wurden die Parameter Laserleistung  $P_L$ , Spodurchmesser  $d_L$ , Laserspotvorlauf  $y_L$ , Schnitttiefe  $a_p$  und Zahnvorschub  $f_z$  in unabhängigen Versuchsreihen variiert. Anschließend wurden analog zum Vorgehen im Abschnitt 4.2.4.1 statistisch geplante Versuche durchgeführt und durch deren Auswertung zwei Regressionsmodelle (Modelle II und III) abgeleitet, um systematisch die Einflüsse und die Wechselwirkungen der Prozessparameter bestimmen zu können. Dazu wurden insgesamt drei Regressionsmodelle mit den Zielgrößen

- Kraft beim konventionellen Fräsen ( $F_x, F_y, F_z$ ) (aus Abschnitt 4.2.4.1),
- Kraft bei der laserunterstützten Fräsbearbeitung ( $F_{x,L}, F_{y,L}, F_{z,L}$ ) sowie
- die daraus resultierende Kraftreduzierung ( $\Delta F_x, \Delta F_y, \Delta F_z$ )

herangezogen. **Abbildung 4-29** visualisiert die die Zusammenhänge der drei Modelle sowie die Einflussfaktoren und die jeweiligen Zielgrößen.



*Abbildung 4-29: Flussdiagramm zur Visualisierung der Zusammenhänge der Modelle I, II und III mit den Einflussgrößen aus der Fräsbearbeitung ( $a_p, a_e, f_z$ ) und der Lasermaterialbearbeitung ( $P_L, d_L, y_L$ ) und der jeweiligen Zielgrößen  $F_j, F_{j,L}$  und  $\Delta F_j; j \in \{x; y; z\}$*

Abschließend wurde die bei einem laserunterstützten Prozess resultierende Wärmeeinflusszone hinsichtlich der Abhängigkeit von den Prozessparametern untersucht.

## 4.4.5 Ergebnisse

### 4.4.5.1 Überprüfung der Bearbeitungsstrategie

Die folgenden Ausführungen beschreiben die Auswirkungen der Laserunterstützung unter Anwendung der in Abschnitt 4.4.2 abgeleiteten Bearbeitungsstrategie auf die Zerspankräfte während eines Fräsvorganges. **Abbildung 4-30** zeigt beispielhaft eine Gegenüberstellung der gemessenen Kraftverläufe in den drei Raumrichtungen während eines konventionellen  $F_j$  und eines laserunterstützten Fräsvorganges  $F_{j,L}$  (wobei  $j \in [x; y; z]$ ). Alle Verläufe verhalten sich qualitativ wie in Abschnitt 4.2.4.1 für die konventionelle Fräsbearbeitung beschrieben. Die höchsten Kräfte bei der konventionellen Bearbeitung treten am maximalen Spanungsquerschnitt und jeweils beim Schneideneintritt ( $E_1$  bis  $E_5$ ) in das Werkstück auf. Durch Positionierung des Laserspots an diese Stelle (vgl. **Abbildung 4-28**) kann mithilfe der Laserunterstützung eine deutliche Reduzierung der Kraftmaxima in  $x$ - und  $z$ -Richtung erzielt werden ( $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_z$ ). Da lediglich an der lokal bestrahlten und damit entfestigten Stelle eine Reduzierung der Kraft erzielt wird, die maximale Kraft in  $y$ -Richtung aber aufgrund der Spanungsgeometrie beim Austritt der Schneide im nicht entfestigten Bereich auftritt, bleibt die Kraft  $F_y$  annähernd unverändert. Aus der erzielten Reduzierung der Kraftmaxima in  $x$ - und  $z$ -Richtung resultiert jedoch eine absolute Entlastung der Schneidplatte. Ergänzende Ergebnisse wurden in ZAEH & WIEDENMANN (2011) veröffentlicht.

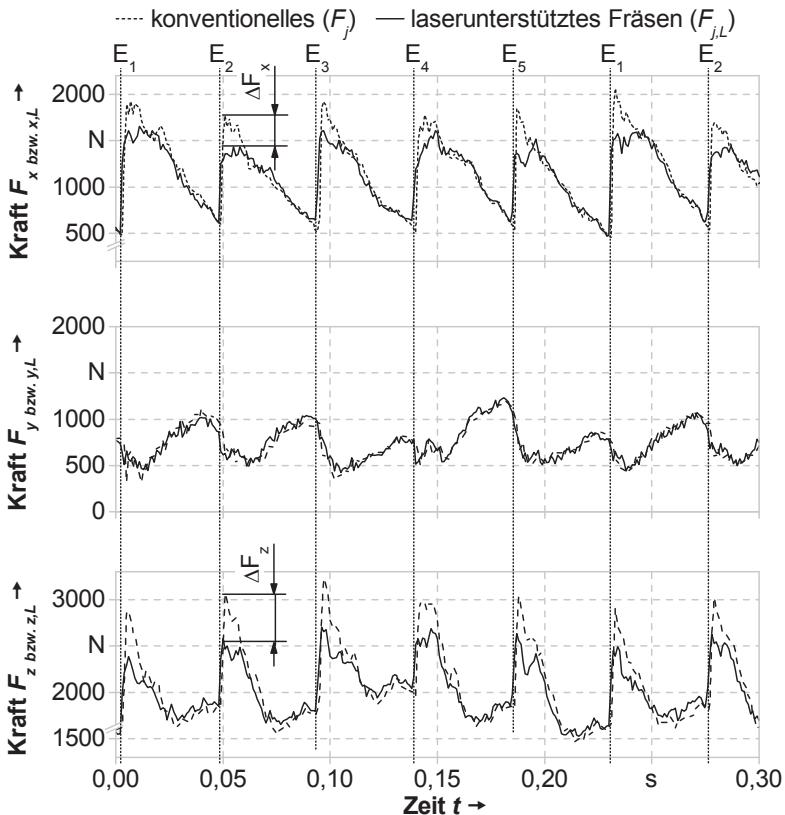
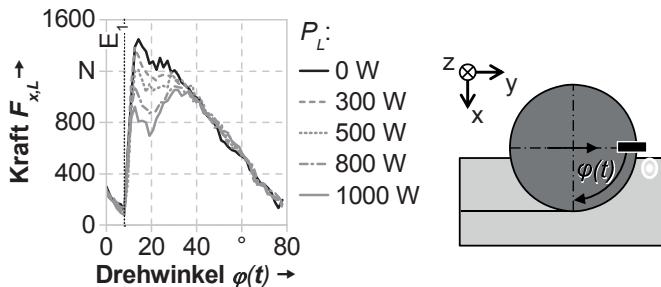


Abbildung 4-30: Vergleich von experimentell bestimmten Prozesskräften beim konventionellen  $F_j$  und laserunterstützten Fräsen  $F_{j,L}$  ( $j \in [x; y; z]$ );  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,9 \text{ mm}$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $f_z = 0,8 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ ,  $P_L = 600 \text{ W}$ ,  $d_L = 2,5 \text{ mm}$ ,  $y_L = 3,0 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.4.3

Eine detaillierte Betrachtung der gemessenen Verläufe der Kraft  $F_{x,L}$  über den zeitabhängigen Drehwinkel  $\varphi(t)$  der im Eingriff befindlichen Schneidplatte während eines konventionellen und laserunterstützten Fräsvorganges im Ein-Zahn-Versuch mit unterschiedlichen Laserleistungen  $P_L$  zeigt Abbildung 4-31. Durch Laserbestrahlung werden die Kraftmaxima lokal reduziert. Bei einer Laserleistung von  $P_L > 800 \text{ W}$  kann die Kraft am Schneideneintritt ( $\varphi \approx 10^\circ$ ) zwar weiter verringert werden, allerdings verlagert sich das Kraftmaximum in die thermisch nicht beeinflusste Zone ( $\varphi > 25^\circ$ ). Somit kann keine weitere Reduzierung der Maximalkraft

erfolgen. Bei der  $z$ -Kraftkomponente trat dies bei einer Laserleistung von  $P_L > 1000$  W auf. Für einen laserunterstützten Fräsvorgang liegt eine Obergrenze der Laserleistung vor.



*Abbildung 4-31: Zerspanungskraft  $F_{x,L}$  beim laserunterstützten Fräsen über den zeitabhängigen Drehwinkel des Werkzeugs  $\varphi(t)$  bei unterschiedlicher Laserleistung  $P_L$ ;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,5 \text{ mm}$ ,  $a_e = 17 \text{ mm}$ ,  $f_z = 1,2 \text{ mm}$ ,  $Z = 1$ ,  $d_L = 3,0 \text{ mm}$ ,  $y_L = 2,0 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.4.3*

Die exemplarische Darstellung der prozentualen Reduzierungen der maximalen Kräfte  $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_y$  und  $\Delta F_z$  bei Variation der Laserleistung  $P_L$  in **Abbildung 4-32** verdeutlicht nochmals, dass durch eine erhöhte Laserleistung eine Reduzierung der  $x$ - und  $z$ -Kräfte, nicht aber der  $y$ -Kräfte erzielt werden kann. Die dargestellte Reduzierung in  $y$ -Richtung liegt innerhalb der Messgenauigkeit und ist somit nicht aussagekräftig. Da eine Kraftreduzierung  $\Delta F_j$  im Experiment nicht direkt messbar ist, sondern aus der Differenz von zwei Messwerten ( $F_j$  und  $\Delta F_{j,L}$ ) berechnet wird, unterliegt der Wert Schwankungen aus beiden Messungen. Dies erklärt negative Reduzierungen in **Abbildung 4-32**, d. h. eine theoretische Erhöhung der Kraft. Für die Kraftreduzierung  $\Delta F_{j,L}$  gilt:

$$\Delta F_j = F_j - F_{j,L} \quad (4-12)$$

(mit Raumrichtung  $j \in [x; y; z]$ )

Bei hohen Laserleistungen stellt sich in den Ergebnissen aus **Abbildung 4-32** für die  $x$ -Richtung eine Sättigung ein, d. h. ab einer bestimmten Laserleistung (hier bei  $P_L = 800$  bis  $1000$  W) kann keine weitere Reduzierung der maximalen Werkzeugbelastung erreicht werden. Diese Leistungsobergrenze ist, wie eben beschrieben, damit zu erklären, dass die absolute maximale Belastung dann im nicht bestrahlten

Bereich liegt. Des Weiteren ist eine direkte Korrelation zur über die Laserleistung  $P_L$  erreichten Tiefe  $d_{WEZ}$  zu erkennen (siehe Abbildung 4-23 auf S. 87). Die abgeleitete Bearbeitungsstrategie ermöglicht für die dargestellte Frässituation eine prozentuale Kraftreduzierung von bis zu 30%.

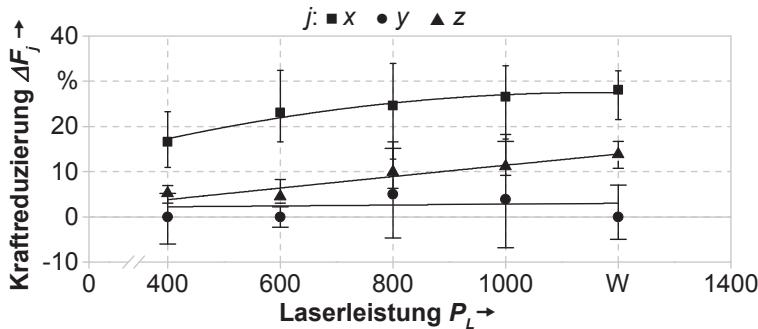


Abbildung 4-32: Prozentuale Kraftreduzierung  $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_y$  und  $\Delta F_z$  bei Variation der Laserleistung  $P_L$ ;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,7 \text{ mm}$ ,  $a_e = 22 \text{ mm}$ ,  $f_z = 1,2 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ ,  $d_L = 2,9 \text{ mm}$ ,  $y_L = 1,5 \text{ mm}$ ,  $S_M = 75$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.4.3

### Einflussgrößen auf die Prozesskräfte

In weiteren Experimenten wurde der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$ , des Spotdurchmessers  $d_L$  und der Schnitttiefe  $a_p$  auf die maximale Prozesskraft bei einem laserunterstützten Prozess untersucht. Da die Auswirkung der Laserunterstützung auf die Prozesskraft von der Temperatur in der Prozesszone abhängig ist, können die untersuchten Einflussgrößen ( $P_L$ ,  $v_L$ ,  $d_L$ ) in den folgenden theoretisch abgeleiteten und auch experimentell bestätigten Zusammenhang gebracht werden:

In die eingebrachte Streckenergie  $S_L$  gehen die Laserleistung  $P_L$  und die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  ein (vgl. Gleichung (2-18), S. 17). Eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit hat daher einen vergleichbaren Effekt auf die Prozesskräfte wie eine Verringerung der Laserleistung. Ähnliches gilt für die Laserstrahlintensität  $I_L$  und den Spotdurchmesser  $d_L$  (vgl. Gleichung (2-19), S. 17). Aus einer Erhöhung des Spotdurchmessers  $d_L$  resultiert aber eine überproportionale Reduzierung der eingestrahlten Intensität, wodurch die erreichbare Durchwärmtiefe  $d_{hp}$  reduziert wird und somit eine verringerte Entfestigung auftritt. Eine Erhöhung der Schnitttiefe bedeutet das Abheben einer tiefen und damit weniger stark erwärmten Werkstoffschicht und reduziert somit ebenfalls den Effekt der tiefenabhängigen Entfestigung

bei der Laserunterstützung. Durch eine Erhöhung des Laserspotvorlaufs  $y_L$  wird der örtliche Abstand zwischen den Wirkzonen bei der Bestrahlung und der Spanabhebung erhöht. Somit fließt ein erhöhter Anteil der eingebrachten Wärme noch vor dem Spanabhub in das Werkstück ab, der nicht mehr im Prozess genutzt werden kann und damit direkt zu einer zu vermeidenden Erwärmung des Bauteils beiträgt.

Zusammenfassend gilt, dass die Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$ , der Schnitttiefe  $a_p$ , des Spottdurchmessers  $d_L$  und des Laservorlaufs  $y_L$  zu einer Verringerung, die Erhöhung der Laserleistung  $P_L$  aber zu einer Verbesserung des Effekts der Laserunterstützung auf die resultierenden Prozesskräfte führt. Die Grenzen der abgeleiteten Bearbeitungsstrategie sind durch **Abbildung 4-31** und **Abbildung 4-32** visualisiert, wonach im vorliegenden Fall eine Laserleistungsgrenze von  $P_L < 1000 \text{ W}$  existiert und eine prozentuale Kraftreduzierung von bis zu 30% erzielt werden kann.

#### 4.4.5.2 Prozesskräfte

Für eine systematische Untersuchung der Prozesskräfte bei einer laserunterstützten Fräsbearbeitung durch eine statistische Versuchsplanung ergibt sich nach der Methode des Central Composite Designs (CCD) zur Untersuchung von sechs Einflussfaktoren, analog zur Vorgehensweise in Abschnitt 4.2.4.1, der Versuchsräum gemäß **Tabelle 4-6**. Zielsetzung eines laserunterstützten Prozesses ist die Minimierung der Prozesskräfte im Vergleich zum konventionellen Fräsen. Im Folgenden wurden daher die Einflussgrößen auf die Prozesskraft  $F_{j,L}$  und die erzielte Kraftreduzierung  $\Delta F_j$  untersucht (wobei  $j \in [x; y; z]$ ).

*Tabelle 4-6: Versuchsräum für das Central Composite Design (CCD) mit sechs Einflussfaktoren; Stufenabstand  $\alpha = 2,0$*

Versuchsräum					
Einflussfaktor	- $\alpha$	-1	0	1	$\alpha$
Schnitttiefe $a_p$	in mm	0,1	0,3	0,5	0,7
Zahnvorschub $f_z$	in mm	0,2	0,5	0,8	1,1
Eingriffsbreite $a_e$	in mm	8	14	20	32
Laserleistung $P_L$	in W	100	350	600	850
Laservorlauf $y_L$	in mm	1,0	2,0	3,0	4,0
Spottdurchmesser $d_L$	in mm	1,7	2,1	2,5	2,9
(mit $v_c = 35 \text{ m/min}$ , $Z = 5$ , HV-Fräser, Werkstoff TiAl6V4)					

## Maximale Prozesskräfte

Zielgröße der nachfolgend beschriebenen Untersuchungen war jeweils die maximale Prozesskraft bei der laserunterstützten Bearbeitung ( $F_{x,L}$ ,  $F_{y,L}$ ,  $F_{z,L}$ ). Die Auswertung der gemessenen Prozesskräfte der nach **Tabelle 4-6** durchgeführten Versuche bei der laserunterstützten Bearbeitung des Titanwerkstoffes TiAl6V4 mit einem Hochvorschubwerkzeug ist im Folgenden dargestellt. Das Regressionsmodell (Modell II, siehe **Abbildung 4-29** auf S.97) lässt sich in der allgemeinen Form nach Gleichung (4-13) mathematisch formulieren, wobei die Koeffizienten mit  $K_{11} = K_{14} = K_{21} = K_{22} = 0$  zu einer Modellreduktion beitragen:

$$\begin{aligned}
 F_{i,L} = & K_0 + K_1 \cdot a_p + K_2 \cdot a_e + K_3 f_z + K_4 P_L + K_5 y_L + K_6 d_L + K_7 a_p f_z + \\
 & K_8 a_p \cdot a_e + K_9 a_p \cdot P_L + K_{10} a_p \cdot y_L + K_{11} a_p \cdot d_L + K_{12} f_z \cdot a_e + K_{13} f_z \cdot P_L + \\
 & K_{14} f_z \cdot d_L + K_{15} a_e \cdot P_L + K_{16} a_e \cdot y_L + K_{17} P_L \cdot y_L + K_{18} a_p^2 + K_{19} f_z^2 + \\
 & K_{20} a_e^2 + K_{21} P_L^2 + K_{22} y_L^2 + K_{23} d_L^2 \quad (4-13) \\
 = & K_0 + K_1 \cdot a_p + K_2 \cdot a_e + K_3 f_z + K_4 P_L + K_5 y_L + K_6 d_L + K_7 a_p f_z + \\
 & K_8 a_p \cdot a_e + K_9 a_p \cdot P_L + K_{10} a_p \cdot y_L + K_{12} f_z \cdot a_e + K_{13} f_z \cdot P_L + K_{15} a_e \cdot P_L \\
 & + K_{16} a_e \cdot y_L + K_{17} P_L \cdot y_L + K_{18} a_p^2 + K_{19} f_z^2 + K_{20} a_e^2 + K_{23} d_L^2
 \end{aligned}$$

(mit Raumrichtung  $j \in [x; y; z]$  und Koeffizienten  $K_0$  bis  $K_{23}$  aus **Tabelle 4-7**)

Die spezifischen Koeffizienten  $K_0$  bis  $K_{23}$  sind in **Tabelle 4-7** aufgelistet. Es ergab sich eine hohe Modellqualität mit den folgenden Bestimmtheitsmaßen:  $R_{x,II}^2 = 0,987$ ,  $R_{y,II}^2 = 0,970$  und  $R_{z,II}^2 = 0,982$ . Die Standardabweichungen wurden zu  $\sigma_{x,II} = 52,2$  N,  $\sigma_{y,II} = 47,9$  N und  $\sigma_{z,II} = 103,7$  N ermittelt. Das beschriebene Regressionsmodell wurde mit Bezug auf eine experimentelle Validierung in (WIEDENMANN ET AL. 2012) veröffentlicht.

Die untersuchten Prozessparameter haben auf das Verhalten der Prozesskräfte beim laserunterstützten Fräsen unterschiedlichen Einfluss. Zu dessen Bestimmung können die absoluten Effekte, die Aufschluss über den Grad der Beeinflussung geben, herangezogen werden. In **Abbildung 4-33** sind diese Effekte der Einflussgrößen aus der Fräsbearbeitung (links) und aus der Lasermaterialbearbeitung (rechts) visualisiert.

Tabelle 4-7: Koeffizienten  $K_0$  bis  $K_{23}$  des Regressionsmodells (Modell II) zur Be-rechnung der Prozesskräfte  $F_{x,L}$ ,  $F_{y,L}$  und  $F_{z,L}$

$j$	$K_0$ in N	$K_1$ in N/mm	$K_2$ in N/mm	$K_3$ in N/mm	$K_4$ in N/mm	$K_5$ in N/mm	$K_6$ in N/mm	$K_7$ in N/mm <sup>2</sup>
$x$	1172	-453	41	-436	0,4	-19	-974	1626
$y$	-714	1457	45	598	0,1	-23	0	730
$z$	-3315	5418	208	2120	-0,5	25	61	0
$j$	$K_8$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_9$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{10}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{11}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{12}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{13}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{14}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{15}$ in N/mm <sup>2</sup>
$x$	94	-0,8	0	0	23	0,4	0	0,01
$y$	-14	-0,2	0	0	0	0	0	0
$z$	143	0	-152	0	23	0	0	0,01
$j$	$K_{16}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{17}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{18}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{19}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{20}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{21}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{22}$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_{23}$ in N/mm <sup>2</sup>
$x$	0	0,04	-725	0	-1,9	0	0	189
$y$	1,9	-0,03	-562	-276	-1,1	0	0	0
$z$	3,2	0	-5034	-1114	-6,5	0	0	0

Für alle drei Raumrichtungen wird klar, dass die drei Fräspanparameter ( $a_p, f_z, a_e$ ) den größten Einfluss auf die Prozesskraft ausüben. Dies ist damit zu erklären, dass die Fräsoperation an sich der Grund für die Entstehung von Zerspankräften ist. Die Laserparameter tragen zu deren Reduzierung bei. Deshalb ist eine direkte Vergleichbarkeit des Einflusses der Laser- und der Fräspanparameter nicht gewährleistet und es ist eine getrennte Betrachtung der jeweiligen Effekte erforderlich. Da eine Optimierung der Fräsoperation hinsichtlich der Zerspankräfte an sich nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist, liegt der Fokus der nachfolgend beschriebenen Analysen auf der Laserunterstützung und damit auf den Laserparametern. Den größten Effekt der drei Einflussgrößen auf die Prozesskräfte übt die Laserleistung  $P_L$ , gefolgt vom Laserspotdurchmesser  $d_L$ , aus (siehe Abbildung 4-33 rechts). Ein Vergleich der Raumrichtungen zeigt, dass der Spotdurchmesser  $d_L$  den größten Einfluss der drei Laserparameter auf die Kraft  $F_{x,L}$  hat. Die Kraft  $F_{y,L}$  wird am

deutlichsten von der Laserleistung  $P_L$  beeinflusst. Der Einfluss des Spottdurchmessers ist nicht signifikant. Damit hat der Spottdurchmesser nach dem abgeleiteten Regressionsmodell keinen Einfluss auf das Antwortverhalten der Prozesskraft in Vorschubrichtung  $F_{y,L}$ . In Richtung der Werkzeugachse ( $F_{z,L}$ ) treten die größten Effekte auf. Hier hat die Laserleistung  $P_L$  den stärksten Einfluss. Diese je nach Raumrichtung unterschiedliche Ausprägung der Einflüsse bedarf einer detaillierten Untersuchung der Prozesskräfte in Abhängigkeit von den Laserparametern.

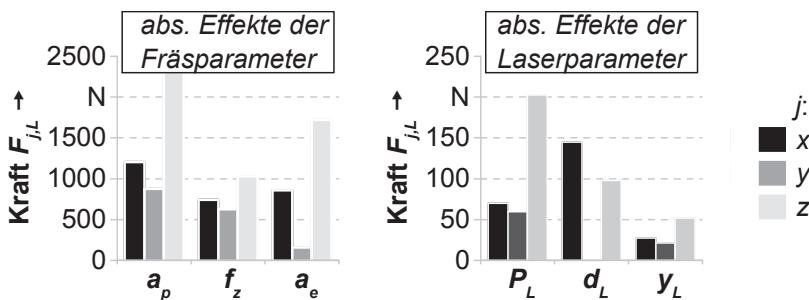


Abbildung 4-33: Absolute Effekte der Einflussfaktoren aus der Fräsbearbeitung (links:  $a_p$ ,  $a_e$ ,  $f_z$ ) und Lasermaterialbearbeitung (rechts:  $P_L$ ,  $d_L$ ,  $y_L$ ) auf die Prozesskraftkomponenten  $F_{x,L}$ ,  $F_{y,L}$  und  $F_{z,L}$  (Modell II); sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2 und 4.4.3

### Prozesskräfte in Abhängigkeit von den Laserparametern

Abbildung 4-34 zeigt die mithilfe des Modells II berechneten Prozesskräfte  $F_{x,L}$ ,  $F_{y,L}$  und  $F_{z,L}$  beim laserunterstützten Fräsen in Abhängigkeit von jeweils einem der drei Laserparameter ( $P_L$ ,  $d_L$  und  $y_L$ ). Zur Visualisierung wurden die beiden anderen Laserparameter jeweils in der mittleren Einstellung aus Tabelle 4-6 gewählt.

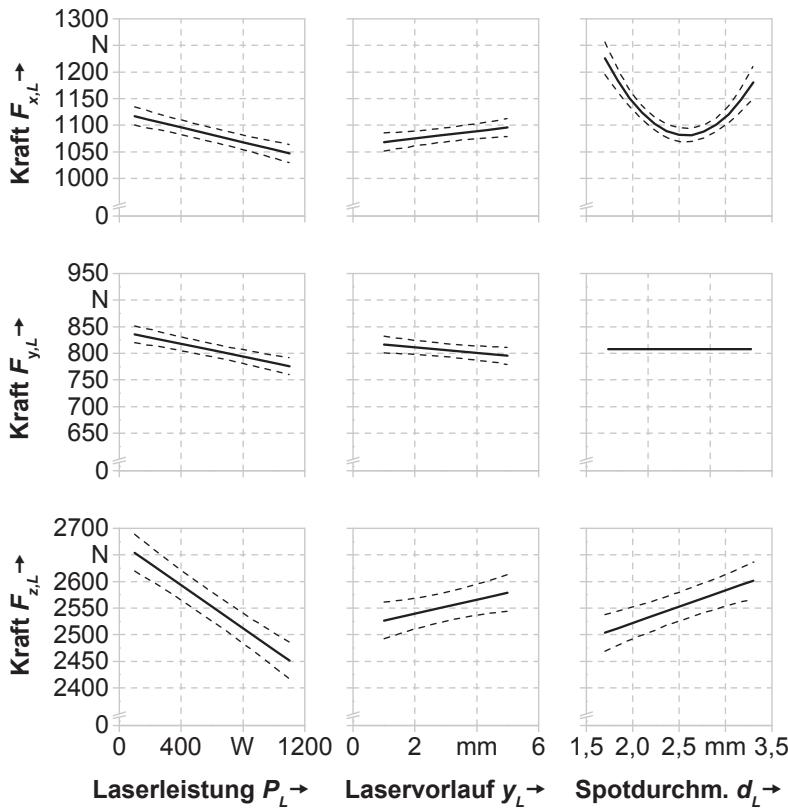


Abbildung 4-34: Prozesskräfte in Abhängigkeit von den Laserparametern  $P_L$ ,  $x_L$  und  $d_L$  mit einem Vertrauensbereich von 95%;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,5 \text{ mm}$ ,  $f_z = 0,8 \text{ mm}$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ , Werkstoff TiAl6V4 (Modell II); sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2 und 4.4.3

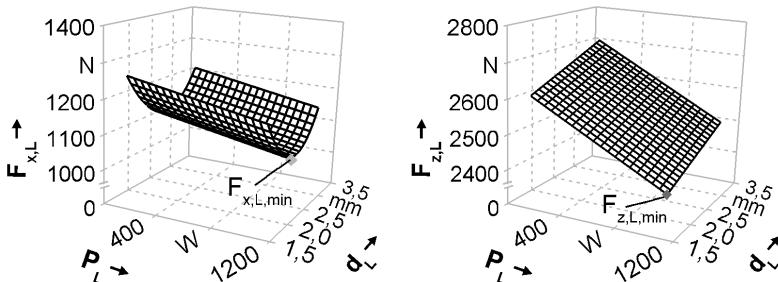
Über den untersuchten Bereich der Laserleistung  $P_L$  weisen alle drei Prozesskräfte ( $F_{x,L}$ ,  $F_{y,L}$  und  $F_{z,L}$ ) das gleiche Antwortverhalten auf. Alle Kräfte können reduziert werden und die reduzierte Prozesskraft korreliert annähernd linear mit der eingeschalteten Laserleistung, d. h. die kleinste Prozesskraft kann durch eine möglichst hohe Laserleistung  $P_L$  erzielt werden.

Für den Laservorlauf  $y_L$  überwiegt jeweils der Vertrauensbereich im Vergleich zum möglichen Antwortverhalten der Kräfte  $F_{x,L}$ ,  $F_{y,L}$  und  $F_{z,L}$ . Dies lässt somit keine

gesicherte Aussage über den Einfluss des Laservorlaufs auf die Kraft bei der laserunterstützten Bearbeitung zu.

Bei der Abhängigkeit vom Spottdurchmesser  $d_L$  liegt für die Kraft  $F_{x,L}$  ein ausgeprägtes Minimum vor. Durch eine geeignete Wahl des Laserspots ist somit eine Minimierung der Kraft  $F_{x,L}$  erzielbar. Wie aus der Darstellung der absoluten Effekte bereits bekannt ist, ist für die Kraft  $F_{y,L}$  der Spottdurchmesser  $d_L$  nicht signifikant und somit nicht im Modell enthalten ( $K_6, K_{11}, K_{14}$  und  $K_{23} = 0$ ). Daher tritt keine Veränderung der Kraftkomponente  $F_{y,L}$  bei einer Variation des Spottdurchmessers auf. In  $z$ -Richtung erlaubt ein kleiner Spottdurchmesser  $d_L$  eine Minimierung der Kraft  $F_{z,L}$ .

Da der Einfluss des Laservorlaufs  $y_L$  für alle drei Prozesskräfte aufgrund des großen Vertrauensbereichs nicht eindeutig ist, wird er in der folgenden Darstellung nicht weiter betrachtet. Der Einfluss der Laserleistung  $P_L$  auf die Prozesskräfte ist für alle Raumrichtungen eindeutig, d.h. mit einer steigenden Laserleistung werden die Kräfte weiter reduziert. Für den Laserspottdurchmesser  $d_L$  stellt sich dieser Zusammenhang jedoch komplizierter dar. Dies ist beispielsweise anhand der Minima der Kräfte  $F_{x,L}$  und  $F_{z,L}$  über dem Spottdurchmesser  $d_L$  und der Laserleistung  $P_L$  nachvollziehbar und in **Abbildung 4-35** visualisiert. In  $x$ -Richtung liegt ein Kraftminimum  $F_{x,L,min}$  bei einem Spottdurchmesser von  $d_L = 2,6$  mm und einer Laserleistung von  $P_L = 1100$  W vor. Für die Kraft  $F_{z,L}$  liegt das Kraftminimum  $F_{z,L,min}$  dagegen an der Stelle der höchsten Laserleistung  $P_L = 1100$  W und des kleinsten Spottdurchmessers  $d_L = 1,7$  mm. Es existiert also kein Spottdurchmesser, bei dem sowohl die Kraft  $F_{x,L}$  als auch die Kraft  $F_{z,L}$  gleichzeitig minimiert werden kann.



*Abbildung 4-35:* Prozesskräfte  $F_{x,L}$  und  $F_{z,L}$  in Abhängigkeit von der Laserleistung  $P_L$  und dem Spottdurchmesser  $d_L$ ;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,5 \text{ mm}$ ,  $f_z = 0,8 \text{ mm}$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $y_L = 3 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ , Werkstoff TiAl6V4 (Modell II); sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2 und 4.4.3

Da für einen laserunterstützten Prozess ein einziger geeigneter Spottdurchmesser identifiziert werden muss, wird ergänzend zu den Prozesskräften  $F_{j,L}$  die im Vergleich zum konventionellen Fräsprozess erzielte Kraftreduzierung  $\Delta F_j$  mit Hilfe eines weiteren mittelbaren Regressionsmodells (Modell III) berechnet (wobei  $j \in [x; y; z]$ ). Die Kraftreduzierung berechnet sich nach Gleichung (4-12).

#### 4.4.5.3 Reduzierung der Prozesskräfte

Die folgenden Erläuterungen adressieren somit die tatsächliche Reduzierung der Prozesskräfte, d. h. den Vergleich zwischen dem laserunterstützten und dem konventionellen Fräsprozess. Dazu wird das Modell I nach Gleichung (4-6) und **Tabelle 4-3** (siehe S. 67) zur konventionellen Fräsbearbeitung aus Abschnitt 4.2.4.1 herangezogen. Dieses Modell beschreibt den Fräsprozess unter ausschließlicher Berücksichtigung der Fräsparameter mit der maximalen Prozesskraft  $F_j$  als Zielgröße (wobei  $j \in [x; y; z]$ ). **Abbildung 4-36** zeigt eine exemplarische Gegenüberstellung der aus den Modellen I und II bestimmten Prozesskräfte bei einem laserunterstützten im Vergleich zu einem konventionellen Prozess mit den angegebenen Laserparametern ( $P_L, y_L, d_L$ ). Die Parameter wurden nach **Abbildung 4-34** für eine Minimierung der jeweilige Kraftkomponente  $F_{j,L}$  gewählt.

Die Reduzierung der Prozesskraft  $\Delta F$  ergibt sich aus der Differenz der Kräfte von konventioneller und laserunterstützter Bearbeitung (siehe Gleichung (4-12)). Zur Visualisierung des Einflusses eines Fräsparameters wurde die mittlere Einstellung der beiden anderen Fräsparameter aus **Tabelle 4-6** beibehalten.

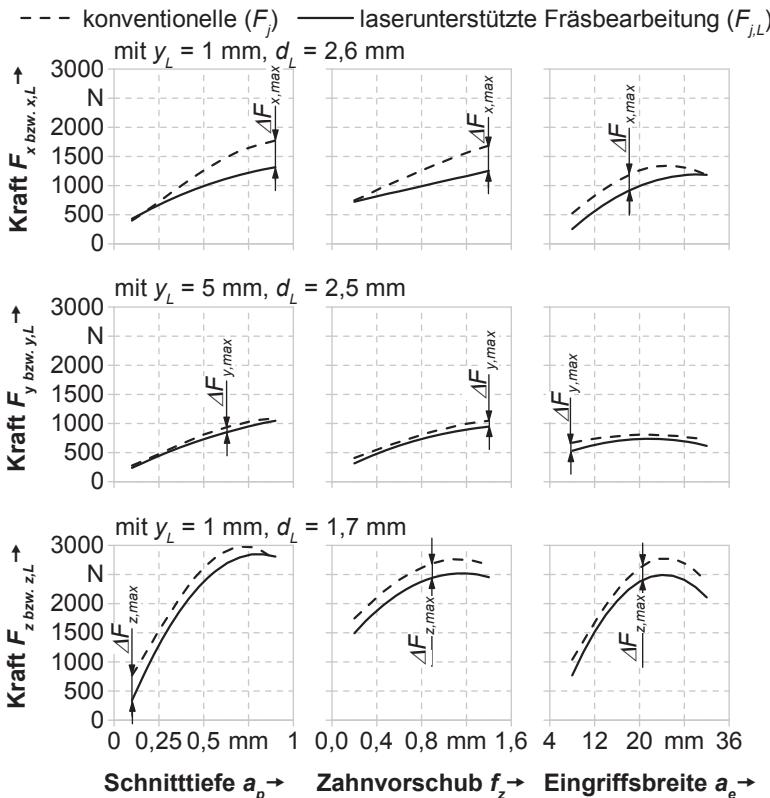


Abbildung 4-36: Berechnete Kraftmaxima bei konventioneller  $F_j$  (Modell I) und laserunterstützter Bearbeitung  $F_{j,L}$  (Modell II) sowie maximal erzielbare Kraftreduzierungen  $\Delta F_{j,max}$  ( $j \in [x; y; z]$ );  $P_L = 1100 \text{ W}$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2 und 4.4.3

Für eine gleichzeitige Maximierung der Kraftreduzierungen  $\Delta F_{j,max}$  konnte keine übereinstimmende Frässituation identifiziert werden, da für die drei Raumrichtungen kein einheitliches Antwortverhalten für eine maximale Kraftreduzierung bei Variation der Fräsparameter vorliegt. Daher stellen die drei Zielgrößen ( $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_y$ ,  $\Delta F_z$ ) konkurrierende, aber dennoch gekoppelte Zielgrößen dar. Somit liegt für eine maximale Kraftreduzierung  $\Delta F_{j,max}$  in einer der drei Raumrichtungen jeweils eine unterschiedliche optimale Frässituation vor und es kann lediglich eine Prozesskraftreduzierung in einer Raumrichtung gleichzeitig maximiert werden.

**Tabelle 4-8** fasst diese Frässituationen und die dabei maximal erzielbaren Kraftreduzierungen im Hinblick auf die Optimierung jeweils einer der drei Zielgrößen ( $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_y$ ,  $\Delta F_z$ ) zusammen. Als vierte Zielgröße wurde zudem das Zeitspanvolumen  $Q_w$  definiert, da es für die Wirtschaftlichkeit eines Prozess essentiell ist (siehe Gleichung (2-3) auf S. 9). Aus der jeweiligen Optimierung einer der vier Zielgrößen ergeben sich vier unterschiedliche Frässituationen F1 bis F4. Die für die jeweilige optimale Frässituation ermittelten Fräsparameter sind in **Tabelle 4-8** angegeben und in **Abbildung 4-36** durch die Abszissenlage der Angabe  $\Delta F_{j,max}$  visualisiert. Die Laserparameter wurden ebenfalls gemäß **Abbildung 4-36** beibehalten. Zur Optimierung des Zeitspanvolumens wurden die nach **Tabelle 4-1** zulässigen Fräsparameter herangezogen, die das maximale Zeitspanvolumen ermöglichen. Die Laserparameter haben keinen direkten Einfluss auf das Zeitspanvolumen und wurden daher in den jeweils mittleren Einstellungen des Versuchsräums (siehe **Tabelle 4-6**) angenommen. Die erzielten Ergebnisse für diese vier Frässituationen F1 bis F4 und die zugehörigen Prozessparameter sind zusammenfassend in **Tabelle 4-8** aufgelistet und die Zusammenhänge werden im Folgenden erläutert.

- F1:** Bei einer Maximierung der Kraftreduzierung in  $x$ -Richtung  $\Delta F_x$  bleiben die Kräfte  $F_y$  und  $F_z$  unbeeinflusst. Für die Kraft  $F_y$  liegt dies an der Hauptbelastung der Schneidplatte beim Schneideneintritt, die aufgrund der Eingriffsbreite  $a_e = 18 \text{ mm}$  in  $x$ -Richtung auftritt. Eine ausbleibende Reduzierung  $\Delta F_z$  lässt sich über die Schnitttiefe  $a_p$  sowie den Laservorlauf  $y_L$  begründen. In dieser Kombination wird die eingebrachte Wärme bereits abgehoben, bevor sie die Schnitttiefe von  $a_p = 0,9 \text{ mm}$  erreicht. Diese Thematik wird im Folgenden für das Prozessmodell in Abschnitt 5.2 wieder aufgegriffen. Das in dieser Frässituation erzielte Zeitspanvolumen liegt bei  $Q_w = 30 \text{ cm}^3/\text{min}$ .
- F2:** Bei einer Maximierung der Zielgröße  $\Delta F_y$  können auch die Kräfte  $F_x$  sowie  $F_y$  reduziert werden. In dieser Frässituation liegt eine ausgeglichene Reduzierung aller Prozesskräfte vor. Dies ist durch die geringe Eingriffsbreite von  $a_e = 8 \text{ mm}$  zu erklären, da auf diese Weise annähernd der gesamte abgehobene Bereich erwärmt werden kann. Die geringere Schnitttiefe von  $a_p = 0,6 \text{ mm}$  und der erhöhte Laservorlauf von  $y_L = 5 \text{ mm}$  ermöglichen im Vergleich zu F1 den Wärmetransport in die Schnittebene. Das Zeitspanvolumen liegt bei weniger als einem Drittel von F1 ( $Q_w = 9 \text{ cm}^3/\text{min}$ ).
- F3:** Die maximale Kraftreduzierung in  $z$ -Richtung  $\Delta F_z$  kann in Frässituation F3 erreicht werden. Hier liegt jedoch ein theoretisches Maximum vor, da bei einer Schnitttiefe von  $a_p = 0,1 \text{ mm}$  lediglich sehr geringe Kräfte auftreten und somit eine hohe relative Reduzierung vorliegt. Auch SUN ET AL. (2008) wiesen in ihren Untersuchungen zum laserunterstützten Drehen auf dieses Phänomen hin. Das erzielte Zeitspanvolumen reduziert sich somit auf ein Zehntel gegenüber F1 ( $Q_w = 3 \text{ cm}^3/\text{min}$ ).
- F4:** Für eine Maximierung des Zeitspanvolumens auf  $Q_w = 53 \text{ cm}^3/\text{min}$  können in  $x$ -und  $z$ -Richtung lediglich geringe Reduzierungen der Prozesskraft erzielt werden. In dieser Frässituation ist daher kein signifikanter kraftreduzierender Effekt der Laserunterstützung erzielbar.

Tabelle 4-8: Vier Frässituationen bei einer laserunterstützten Bearbeitung F1 bis F4 mit den jeweiligen Prozessparametern und den Zielgrößen Kraftreduzierungen  $\Delta F_j$  und Zeitspanvolumen  $Q_w$  ( $j \in \{x; y; z\}$ ); Werkstoff TiAl6V4,  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2 und 4.4.3

Vier Frässituationen F1 bis F4			
<b>F1</b> Optimierte Zielgröße $\Delta F_x$ mit $a_p = 0,9 \text{ mm}$ , $f_z = 1,4 \text{ mm}$ , $a_e = 18 \text{ mm}$ , $d_L = 2,6 \text{ mm}$ , $y_L = 1,0 \text{ m}$ , $P_L = 1100 \text{ W}$	$j:$ ■ $x$ ■ $y$ ■ $z$	$Kraftred. \Delta F_j$ ↑ 1000 600 400 200 0	$Zeitspanvol. Q_w$ ↑ 100 60 40 20 0
<b>F2</b> Optimierte Zielgröße $\Delta F_y$ mit $a_p = 0,6 \text{ mm}$ , $f_z = 1,4 \text{ mm}$ , $a_e = 8,0 \text{ mm}$ , $d_L = 2,5 \text{ mm}$ , $y_L = 5,0 \text{ mm}$ , $P_L = 1100 \text{ W}$		$Kraftred. \Delta F_j$ ↑ 1000 600 400 200 0	$Zeitspanvol. Q_w$ ↑ 100 60 40 20 0
<b>F3</b> Optimierte Zielgröße $\Delta F_z$ mit $a_p = 0,1 \text{ mm}$ , $f_z = 0,9 \text{ mm}$ , $a_e = 21 \text{ mm}$ , $d_L = 1,7 \text{ mm}$ , $y_L = 1,0 \text{ mm}$ , $P_L = 1100 \text{ W}$		$Kraftred. \Delta F_j$ ↑ 1000 600 400 200 0	$Zeitspanvol. Q_w$ ↑ 100 60 40 20 0
<b>F4</b> Optimierte Zielgröße $Q_w$ mit $a_p = 0,9 \text{ mm}$ , $f_z = 1,4 \text{ mm}$ , $a_e = 32 \text{ mm}$ , $d_L = 2,5 \text{ mm}$ , $y_L = 3,0 \text{ mm}$ , $P_L = 1100 \text{ W}$		$Kraftred. \Delta F_j$ ↑ 1000 600 400 200 0	$Zeitspanvol. Q_w$ ↑ 100 60 40 20 0

Um der beschriebenen Problematik bei der Optimierung auf eine Zielgröße zu begegnen, wurde auf Basis der Frässituationen F1 bis F3 aus den beiden empirischen Modellen I und II ein neues, theoretisches mittelbar empirisches Modell III (siehe **Abbildung 4-29** auf S.97) generiert, bei dem lediglich die Laserparameter ( $P_L, d_L, y_L$ ) als Einflussgrößen eingehen. Zielgrößen dieser Vorgehensweise waren die Reduzierungen der Prozesskräfte  $\Delta F_j$  bei der laserunterstützten Bearbeitung im Vergleich zur konventionellen. Gleichung (4-14) gibt hierzu die mathematische Modellbeschreibung, wobei die Koeffizienten mit  $K_6 = K_7 = K_8 = 0$  eine Modellreduktion erlauben:

$$\begin{aligned}\Delta F_j &= K_0 + K_1 \cdot P_L + K_2 \cdot y_L + K_3 \cdot d_L + K_4 \cdot P_L \cdot y_L + K_5 \cdot P_L \cdot d_L \\ &\quad + K_6 \cdot y_L \cdot d_L + K_7 \cdot P_L^2 + K_8 \cdot y_L^2 + K_9 \cdot d_L^2 \\ &= K_0 + K_1 \cdot P_L + K_2 \cdot y_L + K_3 \cdot d_L + K_4 \cdot P_L \cdot y_L + K_5 \cdot P_L \cdot d_L \\ &\quad + K_9 \cdot d_L^2\end{aligned}\quad (4-14)$$

(mit Raumrichtung  $j \in [x; y; z]$  und Koeffizient  $K_0$  bis  $K_9$  gemäß **Tabelle 4-9**)

Da es sich im Vergleich zu den empirischen Modellen I und II um ein theoretisches mittelbar empirisches Modell handelt, liegt der optimale Bestimmtheitsgrad  $R^2 = 1$  vor. Die kombinierten Standardabweichungen aus den Modellen I und II verrechnen sich für Modell III zu:  $\sigma_{x,III} = 108,4$  N,  $\sigma_{y,III} = 81,5$  N,  $\sigma_{z,III} = 160,0$  N.

**Tabelle 4-9:** Koeffizienten  $K_0$  bis  $K_9$  des Regressionsmodells (Modell III) zur Berechnung der Kraftreduzierungen  $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_y$  und  $\Delta F_z$

<b><math>j</math></b>	<b><math>K_0</math></b> in N	<b><math>K_1</math></b> in N/mm	<b><math>K_2</math></b> in N/mm	<b><math>K_3</math></b> in N/mm	<b><math>K_4</math></b> in N/mm <sup>2</sup>	<b><math>K_5</math></b> in N/mm <sup>2</sup>	<b><math>K_6</math></b> in N/mm <sup>2</sup>	<b><math>K_7</math></b> in N/mm <sup>2</sup>	<b><math>K_8</math></b> in N/mm <sup>2</sup>	<b><math>K_9</math></b> in N/mm <sup>2</sup>
<b><math>x</math></b>	-958	0,7	19	690	-0,04	0	0	0	0	-190
<b><math>y</math></b>	475	-0,02	7	0	0,03	0	0	0	0	0
<b><math>z</math></b>	729	0,2	-66	-58	0	0	0	0	0	0

Für Modell III stellen sich die in **Abbildung 4-37** gezeigten absoluten Effekte ein. Daraus ist wie in **Abbildung 4-33** ersichtlich, dass die Parameter Laservorlauf  $y_L$ , Laserleistung  $P_L$  und Spottdurchmessers  $d_L$  für jede Raumrichtung einen unterschiedlich starken Einfluss haben. Die Wahl der Laserleistung  $P_L$  übt im Gegensatz zum Laservorlauf  $y_L$  und dem Spottdurchmesser  $d_L$  den größten Einfluss auf die Kraftreduzierung  $\Delta F_j$  aus, wobei die Reduzierung in  $x$ -Richtung am stärksten ist. Der Laservorlauf  $y_L$  beeinflusst dagegen hauptsächlich die Reduzierung in

$z$ -Richtung. Für den Spottdurchmesser  $d_L$  überwiegt das Antwortverhalten der  $x$ -Richtung. Für alle drei Laserparameter spielt der Effekt in  $y$ -Richtung eine untergeordnete Rolle.

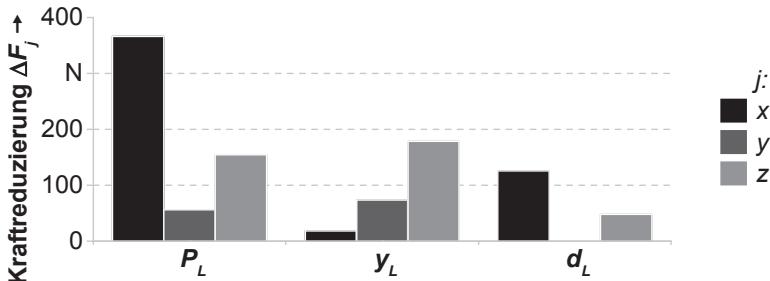


Abbildung 4-37: Absolute Effekte der drei Einflussfaktoren ( $P_L$ ,  $y_L$ ,  $d_L$ ) auf die Reduzierung der Prozesskraftkomponenten  $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_y$  und  $\Delta F_z$  (Modell III)

Die **Abbildung 4-38** zeigt die mithilfe des Modells III berechneten Kraftreduzierungen der drei Raumrichtungen  $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_y$  und  $\Delta F_z$ . Die Frässparameter wurden gemäß den Frässituationen F1 bis F3 für die jeweilige Raumrichtung gewählt. Für die  $x$ -Richtung zeigt sich eine deutliche Reduzierung der Prozesskraft bei hohen Laserleistungen  $P_L$ . Für den Spottdurchmesser  $d_L$  liegt im untersuchten Wertebereich ein Maximum für  $\Delta F_x$  vor. In  $y$ -Richtung können Kraftreduzierungen ebenfalls durch eine hohe Laserleistung und einen großen Laservorlauf erzielt werden. Und auch in  $z$ -Richtung stellen sich Zerspankraftreduzierungen bei hohen Laserleistungen ein. Zudem tritt für  $\Delta F_z$  eine deutliche Reduzierung für kleine Laservorläufe  $y_L$  auf und der Laserspot bewirkt bei kleinen Durchmessern  $d_L$  eine Reduzierung.

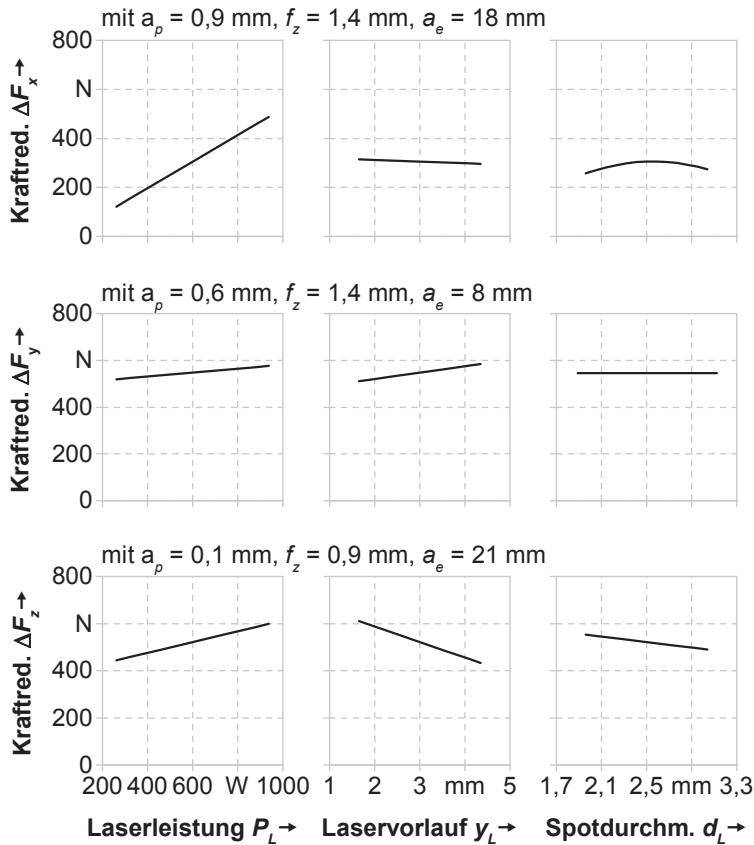


Abbildung 4-38: Berechnete Kraftreduzierungen  $\Delta F_x$ ,  $\Delta F_y$  und  $\Delta F_z$  bei Variation der Laserparameter (Modell III);  $v_c = 35 \text{ m/min}$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2 und 4.4.3

Zusammenfassend gilt für alle drei Raumrichtungen der einheitliche Trend, dass für eine Maximierung der Kraftreduzierung eine möglichst hohe Laserleistung  $P_L$  notwendig ist. Ergänzend zu den in diesem Abschnitt beschriebenen Untersuchungen ist aus Abschnitt 4.3.4 bekannt, dass eine starke Erwärmung zur thermischen Bauteilschädigung in Form einer Wärmeinflusszone führen kann. Somit stellt die Temperatur im Werkstück eine zusätzliche wesentliche Zielgröße dar, deren Untersuchung im Abschnitt 4.4.5.5 beschrieben wird.

Aus **Abbildung 4-37** ist ersichtlich, dass der Einfluss des Laservorlaufs  $y_L$  auf die Kraftreduzierung in der z-Richtung im Vergleich zu den anderen Raumrichtungen am stärksten ist. Für eine maximierte Reduzierung  $\Delta F_z$  muss demnach ein möglichst geringer Laservorlauf gewählt werden.

Der Spottdurchmesser  $d_L$  wurde in den Modellen II und III lediglich in  $x$ - und  $z$ -Richtung als signifikant eingestuft. Die Darstellung der absoluten Effekte zeigt jedoch, dass der Laserspotdurchmesser für die  $x$ -Richtung im Vergleich zur  $z$ -Richtung überwiegt (vgl. **Abbildung 4-33** und **Abbildung 4-37**). Daher wurde der Spottdurchmesser für eine maximale Reduzierung der Kraft  $F_x$  ausgewählt. Er konnte zu  $d_L = 2,6$  mm bestimmt werden (siehe  $F_{x,L,min}$  in **Abbildung 4-35** und  $\Delta F_{x,max}$  in **Abbildung 4-38**).

Wie aus den vier beschriebenen Frässituationen F1 bis F4 hervorgeht, stellen die Zielgrößen *Kraftreduzierungen*  $\Delta F_j$  und *Zeitspanvolumen*  $Q_W$  konkurrierende Zielgrößen dar. Für eine maximale Kraftreduzierung kann nicht das maximale Zeitspanvolumen erreicht werden, sondern es muss ein Kompromiss zwischen den beiden Zielgrößen gefunden werden.

### 4.4.5.4 Werkzeugverschleiß

Zwischen den auftretenden Prozesskräften und dem Werkzeugverschleiß besteht ein direkter Zusammenhang. Da der Fokus der vorliegenden Arbeit auf dem Aufbau eines Prozessmodells und einer Systemtechnik für das laserunterstützte Fräsen liegt, wurde die Untersuchung des Werkzeugverschleißes bei einer laserunterstützten Fräsbearbeitung im Rahmen der experimentellen Validierung der Prozessparameter durchgeführt, bei der abgestimmte Prozessparameter zum Einsatz kamen (siehe dazu Abschnitt 7.3.3.2, S. 155).

### 4.4.5.5 Wärmeeinflusszone

Aus den im vorherigen Abschnitt beschriebenen Untersuchungen ist ersichtlich, dass für bestimmte Parameterkonstellationen große Reduzierungen der Prozesskraft erzielbar sind. Generell konnte festgestellt werden, dass eine hohe Streckenenergie  $S_L$  die Zerspankräfte am effektivsten reduziert. Aus Abschnitt 4.3.4.2 ist allerdings bekannt, dass eine hohe Laserleistung das Werkstoffgefüge des Bauteils thermisch schädigen und somit die Bauteileigenschaften negativ beeinflussen kann.

Die Abbildung 4-39 zeigt exemplarisch zwei Querschliffe von Bauteilen, die mit unterschiedlicher Laserleistung laserunterstützt gefräst wurden. Es ist auch nach dem Abheben des Werkstoffs zu erkennen, dass eine hohe Laserleistung  $P_L$  bei einer geringen Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  zu einer Wärmeeinflusszone und damit zu einer Veränderung des Werkstoffgefüges im fertigen Bauteil führt (siehe Abbildung 4-39 links). Dies ist darauf zurückzuführen, dass nicht nur die Durchwärmtiefe  $d_{hp}$  die Schnitttiefe  $a_p$  übersteigt, sondern letztere auch von der Tiefe der Wärmeeinflusszone  $d_{WEZ}$  überstiegen wurde. Somit war die Bedingung aus Gleichung (4-11) (S. 93) nicht erfüllt, die die Durchwärmtiefe, die Schmitttiefe und die Tiefe der WEZ in Zusammenhang stellt. Für das laserunterstützte Fräsen bedeutet dies, dass die Laserleistung  $P_L$  an die thermische Bauteilbeeinflussung angepasst werden muss. Dadurch kann zwar nicht der maximale Effekt der Kraftreduzierung erzielt, jedoch einer thermischen Bauteilschädigung entgegengewirkt und eine prozesssichere Bearbeitung erreicht werden.

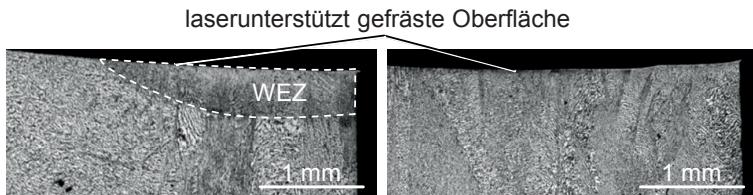


Abbildung 4-39: Querschliffe nach der laserunterstützten Fräsbearbeitung mit einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 1,33 \text{ m/min}$  (links) und  $4,0 \text{ m/min}$  (rechts);  $P_L = 450 \text{ W}$ ,  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,7 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $d_L = 3 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2 und 4.4.3

#### 4.4.5.6 Einflussgrößen auf eine laserunterstützte Fräsbearbeitung

Ziel einer laserunterstützten Fräsbearbeitung ist die Reduzierung der Prozesskräfte, weshalb in den vorangegangenen Untersuchungen auf den Einfluss der Laserparameter auf die Zerspankräfte eingegangen wurde. Die Ergebnisse zeigten, dass für bestimmte Parameterkonstellationen große Reduzierungen der Prozesskraft erzielbar, diese allerdings in jeder der drei Kraftrichtungen unterschiedlichen Parametersätzen aus den Frässituationen F1 bis F4 zuzuordnen waren. Daher mussten für das laserunterstützte Fräsen geeignete Laserparameter identifiziert werden, mit denen für alle drei Raumrichtungen möglichst hohe Kraftreduzierungen bei möglichst hohem Zeitspanvolumen umsetzbar waren.

Die bisher beschriebenen Versuchsergebnisse zeigen, dass die Laserleistung  $P_L$  eine wesentliche Einflussgröße auf die Kraftreduzierung bei einer laserunterstützten Bearbeitung ist. Eine hohe Laserleistung kann dabei die Zerspankräfte am effektivsten reduzieren. Allerdings ist aus Abschnitt 4.3.4 auch bekannt, dass eine zu hohe Laserleistung das Werkstoffgefüge des fertigen Bauteils thermisch schädigen und somit die Bauteileigenschaften negativ beeinflussen kann.

Der Laservorlauf  $y_L$  beeinflusst ebenfalls alle Kraftrichtungen, ist aber für die  $z$ -Richtung am stärksten. Für eine maximierte Reduzierung muss ein möglichst geringer Laservorlauf gewählt werden. Hierbei gilt es allerdings eine Laserbestrahlung und somit eine Schädigung des Werkzeugs durch einen zu geringen Laservorlauf zu verhindern.

Der Spotdurchmesser  $d_L$  wurde in den Modellen II und III in  $x$ - und  $z$ -Richtung als signifikant eingestuft, wobei der Einfluss auf die  $x$ -Richtung überwiegt. Daher wurde der Spotdurchmesser hinsichtlich der Kraftreduzierung  $\Delta F_x$  optimiert. Ein Maximum der Kraftreduzierung  $\Delta F_x$  ergab sich für einen Spotdurchmesser von  $d_L = 2,6$  mm.

### 4.5 Zusammenfassung der Prozessuntersuchungen

Mithilfe der im vorherigen Abschnitt durchgeföhrten Untersuchungen konnte die aus den Einzeluntersuchungen der Fräsen- und der Lasermaterialbearbeitung abgeleitete Bearbeitungsstrategie überprüft werden. Das laserunterstützte Fräsen bedarf eines grundlegenden Prozessverständnisses über die Einflussgrößen auf den Prozess. Für die Bestimmung dieser Einflussgrößen auf die laserunterstützte Fräsbearbeitung wurden zwei Regressionsmodelle zu den Prozesskräften bei konventioneller  $F_j$  (Modell I) sowie bei laserunterstützter Fräsbearbeitung  $F_{j,L}$  (Modell II) herangezogen (wobei  $j \in [x; y; z]$ ). Über die Differenz der beiden Modelle wurde ein drittes mittelbar empirisches Regressionsmodell zur Kraftreduzierung  $\Delta F_j$  (Modell III) generiert. Dieses Modell konnte letztendlich zur Bestimmung der Einflüsse der drei Laserparameter ( $P_L$ ,  $d_L$ ,  $y_L$ ) auf die durch die laserunterstützte Fräsbearbeitung resultierenden Kraftreduzierungen herangezogen werden. Für einen wirtschaftlichen Prozess muss zudem ein Kompromiss zwischen den erzielbaren Kraftreduzierungen  $\Delta F_j$  und dem resultierenden Zeitspanvolumen  $Q_w$  gefunden werden. Neben der Wirtschaftlichkeit steht zudem die Prozesssicherheit als wichtige Zielgröße, weshalb ein laserunterstützt gefrästes Bauteil keiner thermischen Beeinflussung unter-

liegen darf. Dazu ist es erforderlich, die Frässt- und die Laserparameter aufeinander abzustimmen.

Zur Vermeidung einer Werkstoffbeeinflussung durch die zusätzliche Wärmeeinbringung aufgrund der Laserbestrahlung müssen daher die Temperaturen im Werkstückinneren in Abhängigkeit von den Prozessparametern bekannt sein. Dazu wird im folgenden Kapitel ein Prozessmodell zum Zusammenhang der Prozessparameter und der resultierenden Temperatur im Werkstück entwickelt.



## 5 Prozessmodell

### 5.1 Allgemeines

Da die im vorherigen Kapitel bestimmten Effekte bei der Lasermaterial- und der laserunterstützten Fräsbearbeitung in erster Linie von der im Bauteil erreichten Temperatur abhängig sind, widmet sich dieses Kapitel der Entwicklung eines Prozessmodells zur Bestimmung und zur Berücksichtigung der Werkstücktemperatur. Mithilfe dieses Prozessmodells wurde der Zusammenhang zwischen den Prozessparametern und der Temperatur hergestellt. Anschließend wurde das Prozessmodell mithilfe einer Finite-Elemente-Simulation zur Bestimmung geeigneter Prozessparameter für einen laserunterstützten Fräsprozess angewandt. Die Abbildung 5-1 ermöglicht die Einordnung der Inhalte des Kapitels in die Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit.

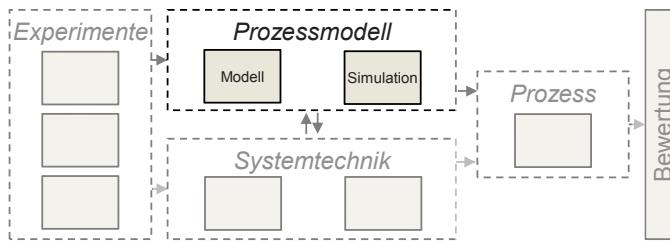


Abbildung 5-1: Einordnung von Kapitel 5 in die Vorgehensweise (siehe Abbildung 3-1 auf S. 46)

### 5.2 Modellbildung

Der Prozess des laserunterstützten Fräsen kann, wie in den experimentellen Prozessuntersuchungen bereits geschehen, auch für die Entwicklung einer Modellvorstellung in die beiden involvierten Einzelprozesse unterteilt werden. Abstrahiert bedeutet dies, dass ein durch Laserbestrahlung in einem Bauteil induziertes Temperaturfeld durch einen anschließenden Fräsprozess abgehoben wird. Um nun die Auswirkung der Warmzerspanung bei gleichzeitiger Prozesssicherheit und Wirtschaftlichkeit der Bearbeitung realisieren zu können, bedarf es der Einhaltung von einigen thermischen Randbedingungen.

## Thermische Randbedingungen

**Abbildung 5-2** stellt die dafür zu betrachtenden Zusammenhänge in einem zweidimensionalen Bearbeitungsschema dar, das im Folgenden zur Ableitung der Randbedingungen herangezogen wird. Eine zweidimensionale Betrachtung ist aufgrund der über Wärmeleitung mit annähernd halbkreisförmigen Isothermen zu den Seiten (entlang der  $x$ -Achse) transportierten Energie ausreichend. Die dargestellte Ebene spannt sich über die Vorschubrichtung und die Laserstrahlachse auf und beinhaltet somit auch für den dreidimensionalen Fall die maximal auftretende Temperatur. Es liegt zudem eine Symmetrie des dargestellten Schemas in der  $y$ - $z$ -Ebene vor.

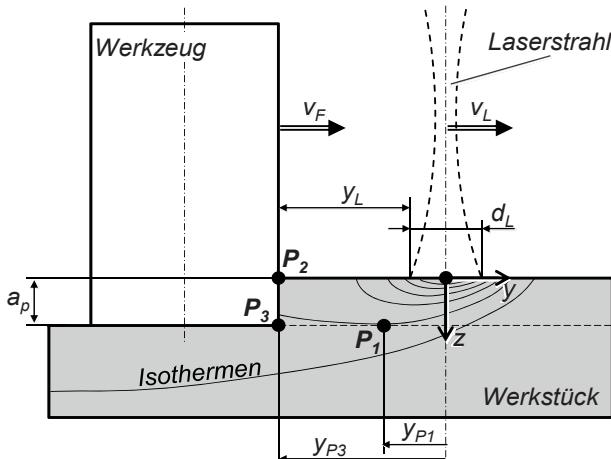


Abbildung 5-2: Zweidimensionales Schema eines laserunterstützten Fräsprozesses, bestehend aus Werkstück, Laserstrahl und Werkzeug mit drei thermisch relevanten Punkten  $P_1$ ,  $P_2$  und  $P_3$

Das Werkstück wird durch einen in  $y$ -Richtung mit der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  bewegten Laserstrahl mit der Laserleistung  $P_L$  erwärmt. Dadurch bildet sich, wie schon gemäß Abschnitt 4.3.4.1 experimentell bestimmt, ein mit dem Laserstrahl durch das Werkstück bewegtes quasi-stationäres Temperaturfeld  $T(x,y,z)$  aus, wobei die erreichte Temperatur mit der Tiefe  $z$  abnimmt. Die Zielsetzung ist eine prozesssichere laserunterstützte Bearbeitung ohne thermische Beeinflussung des Werkstoffgefüges. Daher darf im gefrästen Bauteil keine durch Überschreitung der Umwandlungstemperatur  $T_{Umwandlung}$  verursachte Veränderung des Werkstoffgefüges entstehen. Dieser Sachverhalt spiegelt sich auch in Bedingung (4-8) (auf S. 86)

wider, wonach die Schnitttiefe des Fräsvorganges  $a_p$  die Tiefe einer aus der Lasermaterialbearbeitung resultierenden Wärmeeinflusszone  $d_{WEZ}$  erreichen muss, so dass das thermisch veränderte Werkstoffgefüge durch den Fräsvorgang abgehoben wird. Das durch die Laserbestrahlung induzierte Temperaturfeld weist aufgrund des Energietransports über Wärmeleitung stets einen Punkt maximaler Wärmeeindringtiefe, hier Punkt  $P_1$ , auf. Für die maximale Temperatur in der Tiefe der Schnitttiefe  $z = a_p$  gilt somit die Randbedingung (5-1):

$$T_{P1}(x, y = y_{P1}, z = a_p) \leq T_{Umwandlung} \quad (5-1)$$

Hebt das Fräswerkzeug den erwärmten Bereich im Abstand  $y_L$  vom Laserspot ab, so muss die Oberflächentemperatur am Werkzeug im Punkt  $P_2$  soweit abgesunken sein, dass das Werkzeug keiner unzulässigen thermischen Belastung ausgesetzt wird. Zudem ist ein thermisch bedingtes Anhaften des Werkstoffs an das Werkzeug zu vermeiden, da dies zur Bildung einer Aufbauschneide und damit zum Ausbruch der Schneidkante führen kann (vgl. **Abbildung 4-13c** auf S. 71). Als Temperaturschwelle kann die maximale Einsatztemperatur des Fräswerkzeugs, in diesem Fall die des Hochvorschub-Fräzers  $T_{WKZ,max} = 950^\circ\text{C}$  aus Abschnitt 4.2.2, herangezogen werden und es ergibt sich eine zweite Randbedingung:

$$T_{P2}(x, y = y_{P3}, z = 0 \text{ mm}) \leq T_{WKZ,max} \quad (5-2)$$

Generell gilt, dass der Werkstoff für eine Warmzerspanung über seine Entfestigungstemperatur  $T_{Entfestigung}$  hinaus erwärmt werden muss. Bei Titan TiAl6V4 liegt diese Temperatur bei  $T_{Entfestigung} \approx 450^\circ\text{C}$ . Für die vorgenannten experimentellen Untersuchungen wurde die Bedingung (4-7) (auf S. 82) aufgestellt, die die Wärmeeindringtiefe  $d_{hp}$  und die Schnitttiefe  $a_p$  in einen Zusammenhang bringt. Andernfalls wird zu kaltes, nicht entfestigtes Material abgehoben und kein ausreichender Effekt der Warmzerspanung erzielt. Daher muss beim Fräsen die Entfestigungstemperatur des Werkstoffs in der Tiefe der Schnitttiefe ( $z = a_p$ ) am Werkzeug (Punkt  $P_3$ ) erreicht werden, woraus sich mit der Entfestigungstemperatur des Werkstoffs eine dritte thermische Randbedingung ergibt:

$$T_{P3}(x, y = y_{P3}, z = a_p) \geq T_{Entfestigung} \quad (5-3)$$

Von den thermischen Randbedingungen unberührt bleibt der Laservorlauf  $y_L$ , der keine negativen Werte annehmen darf (siehe Gleichung (5-4)), denn dies würde zur direkten Bestrahlung des Fräswerkzeugs durch den Laserstrahl führen:

$$y_L \geq 0 \text{ mm} \quad (5-4)$$

Aufgrund von Wärmeleitungsvorgängen und einer endlichen Wärmleitfähigkeit läuft der Punkt der maximalen Temperatur in der Tiefe der Schnitttiefe  $z = a_p$ , Punkt  $P_1$ , der maximalen Oberflächentemperatur (bei  $z = 0 \text{ mm}$ ) in Vorschubrichtung ( $y$ -Richtung) um den Abstand  $|y_{P1}|$  örtlich nach. Dieser Abstand ist abhängig von der eingestrahlten Laserleistung, der Vorschubgeschwindigkeit sowie der Schnitttiefe. Überschreitet der Abstand  $|y_{P1}|$  den Abstand zwischen der Laserstrahlachse und dem Fräswerkzeug  $|y_{P3}|$ , so wird die maximale Temperatur in der Tiefe der Schnitttiefe vor dem Abheben des Werkstoffs zeitlich nicht mehr erreicht. D. h. vereinfacht, die eingebrachte Wärme hat vor dem Spanabhub nicht mehr genügend Zeit, um bis in eine der Schnitttiefe entsprechende Tiefe transportiert zu werden. Dieser Fall liegt beispielsweise in der Frässituation F1 aus **Tabelle 4-8** (siehe S. 112) vor. Für den Laservorlauf  $y_L$  können daher folgende zusätzliche Grenzbedingungen aufgestellt werden:

$$y_L \geq -(y_{P1} + \frac{1}{2} d_L), \quad (5-5)$$

$$\text{wobei } -y_{P1} \leq -y_{P3} \quad (5-6)$$

## Modellbeschränkungen

In der oben erläuterten Modellvorstellung wurde die folgende vereinfachende Modellannahme für die Punkte P2 und P3 getroffen:

Der Laserspot ist die einzige Wärmequelle. Eine diskontinuierliche zusätzliche Erwärmung des Werkstücks durch den Schneidprozess wird demgegenüber vernachlässigt. Diese Annahme wurde in EZUGWU & WANG (1997) sowie durch Untersuchungen von KOMANDURI & HOU (2002) und OBIKAWA & USUI (1996) zur Temperaturentwicklung in der Scherzone gerechtfertigt. Dort wurden bei konventioneller Bearbeitung zwar lokal begrenzte Temperaturanstiege von bis zu 1100 °C an der Schneidkante ermittelt, die lokal eingebrachte Energiemenge aus der Zerspannung ist jedoch deutlich geringer als die des Laserprozesses. Dies zeigt zusätzlich nachfolgende Gegenüberstellung der gemäß Abschnitt 2.3.2.2 (S. 9) berechneten Schnittleistung  $P_S$  und der maximal eingesetzten Laserleistung  $P_L$  für einen Spotdurchmesser von  $d_L = 2,6 \text{ mm}$  und eine entsprechende Eingriffsbreite von

$a_e = 2,6$  mm (siehe **Tabelle 5-1**). Die Berechnung der Schnittleistung  $P_S$  ist dem Anhang A2 zu entnehmen. Lediglich bis zu 17% der Schnittleistung werden über Wärme in das Werkstück transportiert (siehe Abschnitt 2.3.2.2), wobei sich der Wärmefluss in das Werkstück aufgrund der Vorwärmung und der daraus resultierenden geringeren Temperaturdifferenz zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug bei der laserunterstützten Bearbeitung noch weiter verringert. Wie aus Abschnitt 2.3.3.2 bekannt ist, wird seitens des Laserprozesses ca. 50% der Laserleistung im Werkstoff in Form von Wärme aufgenommen. Demnach entstammen ca. 13% der beim laserunterstützten Fräsen eingebrachten Wärme aus der Leistung des Zerspanprozesses. PABST ET AL. 2011 wiesen zudem durch numerische Untersuchungen nach, dass der Wärmeeintrag in das Werkstück bei geringen ( $a_p = 0,5$  mm) im Vergleich zu hohen Schnitttiefen ( $a_p = 8,5$  mm) deutlich geringer ausfällt. Der verwendete HV-Fräser ist für eine vergleichbar kleine Schnitttiefe von bis  $a_p = 0,9$  mm geeignet.

*Tabelle 5-1: Durch das Fräsen eingebrachte Schnittleistung  $P_S$  und durch den Laser emittierte Laserleistung  $P_L$  sowie davon im Werkstück aufgenommene Leistung (gemäß Abschnitt 4.3);  $a_p = 0,7$  mm,  $a_e = d_L = 2,6$  mm,  $v_f = 1,6$  m/min, HV-Fräser, Werkstoff TiAl6V4, sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.2.2*

<b>Schnitt- und Laserleistung</b>		<b>eingebracht/ emittiert</b>	<b>aufgenommen</b>
Schnittleistung $P_S$	in W	394	ca. 67
Laserleistung $P_L$	in W	1000	ca. 500

### Zusammenhang von Temperatur und Prozessparametern

Mithilfe der beschriebenen Modellvorstellung ist es möglich, die Laser- und die Fräsparameter über die im Bauteil vorherrschenden Temperaturen aufeinander abzustimmen, um so eine prozesssichere laserunterstützte Fräsbearbeitung zu realisieren. Dazu müssen die eingeführten Randbedingungen erfüllt sein. Andernfalls tritt entweder

- kein Effekt der Laserunterstützung,
- eine thermische Überlastung des Werkzeugs oder
- eine thermische Schädigung des Bauteils

ein. Zur Bestimmung der abgeleiteten Randbedingungen ist allerdings die Kenntnis der Verläufe der drei Temperaturen  $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$  und  $T_{P3}$  in Abhängigkeit von den jewei-

ligen Prozessparametern erforderlich. Die nachfolgende Auflistung fasst diese Abhängigkeiten zusammen:

- $T_{P1} = f(v_L, P_L, d_L, a_p)$
- $T_{P2} = f(v_L, P_L, d_L, y_L)$
- $T_{P3} = f(v_L, P_L, d_L, y_L, a_p)$

Die im Abschnitt 4.3 beschriebenen Methoden zur Bestimmung der Temperatur erlauben keine örtlich exakte Messung im Bauteilinneren. Eine Messung mit Thermoelementen ist nur über zuvor eingebrachte Bohrungen möglich, die aufgrund ihrer Geometrie die Messung beeinflussen, und sie bringt den Nachteil einer geringen örtlichen Auflösung mit sich. Die Messung mittels Thermographie erlaubt dagegen eine hohe örtliche Auflösung, dies allerdings lediglich an Oberfachen. Nachträgliche Rückschlüsse auf das Temperaturfeld im Bauteil sind durch metallographische Methoden möglich, die jedoch keine zerstörungsfreie Bestimmung erlauben. Daher wurde, wie nachfolgend beschrieben, ein FEM-Simulationsmodell aufgestellt und eingesetzt, um das Temperaturfeld nach der Laserbestrahlung im Bauteilinneren bestimmen und damit für das Prozessmodell nutzen zu können.

### 5.3 Simulation des Wärmeeintrags

#### 5.3.1 Allgemeines

Mithilfe einer kalibrierten und validierten Simulation ist die modellgestützte Bestimmung geeigneter Laser- und Fräsparameter in Abhängigkeit vom Temperaturfeld im Werkstückinneren möglich.

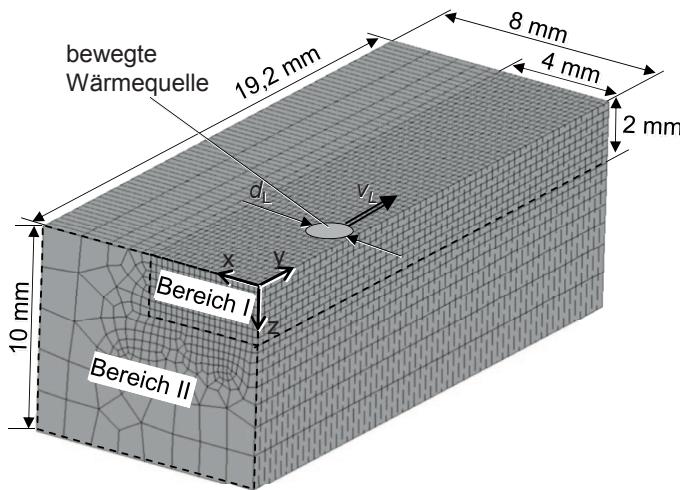
#### 5.3.2 Aufbau

##### Auswahl der Simulationsumgebung

Durch ZAEH ET AL. (2010A) und WIEDENMANN ET AL. (2011) wurden die beiden FEM-Simulationsumgebungen *Comsol Multiphysics*, basierend auf *Matlab Simulink*, und *MSC Marc* auf ihre Eignung bezüglich der Simulation des Temperaturfeldes im Werkstück bei einem laserunterstützten Prozess evaluiert. Im weiteren Vorgehen wurde auf das Softwarepaket *Comsol Multiphysics* in der Version 3.5 zurückgegriffen. Der Wärmeeintrag in ein Bauteil wurde in einer 3D-Simulation modelliert. Dabei kam das Modul *Heat Transfer by Conduction* zum Einsatz.

## Geometrie und Vernetzung

Wie bereits durch WIEDENMANN ET AL. (2011) präsentiert, konnte der Modellkörper im Vergleich zum Experiment deutlich verkleinert und die Modellierung auf den bestrahlten und erwärmen Bereich beschränkt werden. Dies ermöglichte eine schnellere Berechnung des Simulationsmodells. Es ergibt sich die in **Abbildung 5-3** dargestellte vereinfachte Geometrie des Modells mit den gezeigten Abmessungen. Das Modell ist in die Bereiche I und II unterteilt. Der Bereich I ist feiner vernetzt als das restliche Bauteil, da dort hohe Temperaturgradienten zu erwarten sind und dieser Bereich daher genauer aufgelöst sein muss. Die Anzahl der benötigten Schichten und Elemente wurde nach dem von PITZ ET AL. (2010) beschriebenen Prinzip systematisch reduziert, so dass kein signifikanter Genauigkeitsverlust bei der Berechnung zu erwarten ist. Entlang der  $y$ -Achse weist das Modell 63 Schichten auf, womit sich circa 23000 quadratische Elemente ergeben. Die Lösungsberechnung erfolgte mit festen Zeitschritten von  $\Delta t = 0,004$  s.



*Abbildung 5-3: Geometrie und Vernetzung des Modellkörpers der FEM-Simulation mit zwei Bereichen bei 63 Schichten*

## Wärmequelle

In den Experimenten (Abschnitt 4.3 und 4.4) wurde der Laserstrahl mit dem Spotdurchmesser  $d_L$  und einer Gauß'schen Intensitätsverteilung mit der Vorschubge-

schwindigkeit  $v_L$  entlang der fein vernetzten Kante in  $y$ -Richtung bewegt und brachte Wärme in das Bauteil ein. Für die Modellierung des Laserspots auf der Bauteiloberfläche wurde eine bewegte Oberflächenwärmequelle nach RADAJ (2002) herangezogen. Zusammen mit dem Absorptionskoeffizienten  $\varepsilon_{abs}$  ergibt sich die eingebrachten Wärmestromdichte  $\dot{q}_{ein}$ . Die kreisförmige, normalverteilte Wärmestromdichte  $\dot{q}(r)$  mit dem Radius  $r$  entspricht der Intensität des Laserspots auf der Bauteiloberfläche und wird durch folgende Exponentialfunktion beschrieben:

$$\dot{q}_{ein} = \varepsilon_{abs} \cdot \dot{q}(r) = \varepsilon_{abs} \cdot \dot{q}_0 \cdot e^{-k \cdot r^2} \quad (5-7)$$

Der Konzentrationskoeffizient  $k$  kennzeichnet dabei die radiale Ausdehnung der Glockenkurve, wobei er sich mithilfe des Laserspotdurchmessers  $d_L$  wie folgt bestimmen lässt:

$$k = \frac{1}{(2\sigma)^2} = \frac{2}{(\sqrt{2} d_L)^2} \quad (5-8)$$

Im Term  $2\sigma$  spiegelt sich die doppelte Standardabweichung wieder, nach deren Konvention der Laserspotdurchmesser nach dem 86,5%-Kriterium definiert ist (siehe Abschnitt 2.3.3.1). Die maximale Wärmestromdichte  $\dot{q}_0$  bzw. Intensität  $I_0$  errechnet sich mit der Ausgangsleistung des Lasers  $P_L$ . Es gilt:

$$\dot{q}_0 = I_0 = \frac{k}{\pi} \cdot P_L \quad (5-9)$$

In kartesischen Koordinaten berechnet sich die an der Position  $x$  und  $y$  in die positive  $y$ -Richtung bewegte Wärmequelle damit nach Gleichung (5-10):

$$\dot{q}(x, y) = \frac{k}{\pi} \cdot P_L \cdot e^{(-k \cdot ((x - \frac{d_L}{2})^2 + (y - v_L \cdot t)^2))} \quad (5-10)$$

## Wärmetransportphänomene

Ein zentraler Aspekt einer jeden thermischen Simulation ist die realitätsnahe Abbildung der unterschiedlichen Wärmetransportmechanismen innerhalb des Werkstoffs und zwischen dem Werkstück und der Umgebung. Eine generelle Beschreibung dieser Mechanismen ermöglicht die stationäre Wärmeleitungsgleichung (5-7) (POLIFKE & KOPITZ 2005, S. 45 ff.). Hierbei wird eine Energiebilanz aufgestellt, nach der die durch eine Wärmequelle eingebrachte Wärmestromdichte  $\dot{q}_{ein}$  gleich

der Wärmestromdichte ist, die über Wärmeleitung  $\dot{q}_{WL}$ , Konvektion an der Oberfläche  $\dot{q}_{Konv}$  und Wärmestrahlung  $\dot{q}_{St}$  abgeführten wird:

$$\dot{q}_{ein} = \underbrace{\lambda \cdot \nabla T}_{\dot{q}_{WL}} + \underbrace{h \cdot (T - T_0)}_{\dot{q}_{Konv}} + \underbrace{\varepsilon \cdot \sigma \cdot (T^4 - T_0^4)}_{\dot{q}_{St}} \quad (5-11)$$

Nach HÜGEL & GRAF (2009) können bei der Betrachtung eines Laserprozesses mit kleinem Brennfleck die Wärmeverluste durch Konvektion an der Oberfläche und durch Strahlung vernachlässigt werden. Demnach fließt die eingestrahlte Energie näherungsweise ausschließlich über Wärmeleitung ins Bauteil ab (HÜGEL & GRAF 2009, S. 117 f.).

### Oberflächenrandbedingungen

Der in **Abbildung 5-3** dargestellte Modellkörper weist drei unterschiedliche Oberflächenrandbedingungen auf. Die Unterseite ist, wie im Experiment (vgl. **Abbildung 4-17**), thermisch isoliert, demnach wird hier kein Wärmeübergang berechnet. Die Oberseite ( $z = 0$ ) sowie die Vorderseite ( $x = 0$ ) sind im Experiment mit Luft umgeben. In der Simulation wird diese als thermischer Isolator betrachtet, weshalb auch an diesen Flächen keine Wärmeleitung an die Umgebung berücksichtigt wird. Da der Modellkörper lediglich einen Ausschnitt aus dem Werkstück darstellt, sind die restlichen drei Flächen als ein Übergang zum Werkstück modelliert. An diesen Flächen wird Wärmeleitung nach Gleichung (5-11) berücksichtigt, die aufgrund des Temperaturgradienten aus dem Modellkörper hinaus gerichtet ist.

### Heaviside-Funktion

Zur Gewährleistung der numerischen Stabilität der FEM sind bei der Berechnung Ergebnissprünge oder große Gradienten zu vermeiden. Da die eben beschriebene Wärmequelle jedoch sofort nach dem Start der Simulation lokal einen sehr hohen Wärmestrom erzeugt, stellt sie einen potentiellen Störfaktor für die numerische Stabilität dar. Deswegen wurde die Intensität beim Start der Simulation durch die Heaviside-Funktion  $H(t)$  von Null auf die Maximalintensität  $I_0$  gesteigert und am Ende der Simulation ebenso wieder reduziert. Durch die Heaviside-Funktion wurde ein stetiger Anstieg der Intensität erreicht, deren Zunahme von Null auf den Maximalwert im dargestellten Fall innerhalb von 0,08 s abläuft. **Abbildung 5-4** zeigt den zugehörigen Verlauf im Bereich von 0 bis 0,1 s.

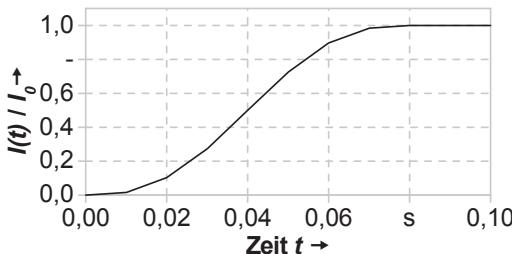


Abbildung 5-4: Steigerung der Intensität  $I(t)$  bis auf die maximale Intensität der Laserstrahlung  $I_0$  zum Beginn der Simulation über die Heaviside-Funktion  $H(t)$

### Werkstoffeigenschaften

Wie bereits in Abschnitt 2.4.2 beschrieben, sind die physikalischen Werkstoffkennwerte teils starken Temperaturabhängigkeiten unterworfen. Daher wurden die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_T$  und die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  als temperaturabhängige Modellvariablen in der Simulation hinterlegt. Die temperaturabhängigen Verläufe der beiden Kennwerte sind in Abbildung 2-9 (siehe S. 26) dargestellt. Zwischen den gegebenen Stützpunkten wurde linear interpoliert und außerhalb der Stützpunkte konstant extrapoliert. Durch die temperaturabhängige Modellierung der Werkstoffkennwerte konnte das in den Experimenten auftretende temperaturabhängige Werkstoffverhalten in der Simulation abgebildet werden.

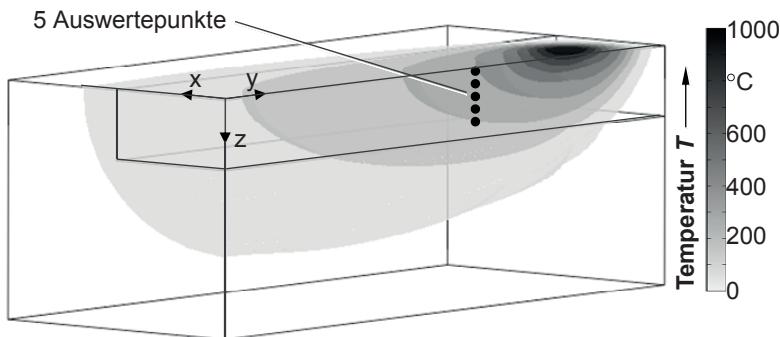
### 5.3.3 Kalibrierung und Validierung

Um eine möglichst präzise Vorhersage der Temperatur erreichen zu können, wurden eine Kalibrierung des Simulationsmodells über den Absorptionskoeffizienten und eine anschließende Validierung der Modellergebnisse durchgeführt. Die Kalibrierung erfolgte anhand der in Abschnitt 4.3.4.1 beschriebenen, mittels Thermo graphie gemessenen und in der Simulation berechneten Werkstücktemperaturen. Zur Validierung wurden die von der Kalibrierung unabhängigen Messungen der Geometrie der WEZ aus Abschnitt 4.3.4.2 herangezogen und mit den berechneten Isothermen aus der Simulation verglichen.

#### Kalibrierung

Eine wesentliche Einflussgröße auf das durch Laserbestrahlung induzierte Temperaturfeld im Bauteil ist neben den oben genannten Werkstoffeigenschaften – Wärme-

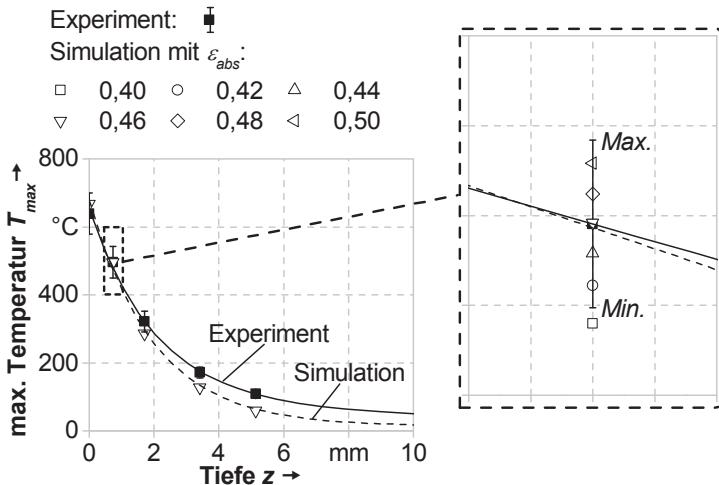
leitfähigkeit  $\lambda_{Ti}$  und Wärmekapazität  $c_p$  – der Absorptionskoeffizient  $\varepsilon_{abs}$ , der für den betrachteten Titanwerkstoff und für eine Wellenlänge von  $\lambda = 1 \mu\text{m}$  im Bereich von 0,4 bis 0,5 angegeben wird (siehe **Tabelle 2-4**, S. 25). Daher bietet sich die Möglichkeit, das Simulationsmodell über den implementierten Absorptionskoeffizienten  $\varepsilon_{abs}$  zu kalibrieren. Dazu wurden die mittels Thermographie experimentell bestimmten Temperaturen aus Abschnitt 4.3.4.1 verwendet. Über eine Variation des Absorptionskoeffizienten  $\varepsilon_{abs}$  im angegebenen Bereich und einen Abgleich mit dem experimentellen Verlauf wurde der für den vorliegenden Werkstoff entsprechende Absorptionskoeffizient bestimmt. Die folgenden Abbildungen veranschaulichen dieses Vorgehen: Mithilfe des Simulationsmodells wurde ein transientes, in **Abbildung 5-5** für einen bestimmten Zeitpunkt ( $t = 1,55 \text{ s}$ ) exemplarisch dargestelltes, dreidimensionales Temperaturfeld im Modellkörper berechnet. Vergleichbar mit den Messstellen der Temperaturmessungen aus **Abbildung 4-17** (auf S. 77) wurden die maximal erreichten Temperaturen  $T_{max}$  an der Vorderseite des Modellkörpers ( $x = 0 \text{ mm}$ ) in den verschiedenen Tiefen  $z$  ausgewertet.



*Abbildung 5-5: Auswertung des Temperaturfeldes im Modellkörper zur Kalibrierung der Simulation;  $t = 1,55 \text{ s}$ ,  $P_L = 200 \text{ W}$ ,  $d_L = 3 \text{ mm}$ ,  $v_L = 0,66 \text{ m/min}$ ,  $\varepsilon_{abs} = 0,46$ , Werkstoff TiAl6V4, sonstige Modellparameter gemäß Abschnitt 5.3.2*

**Abbildung 5-6** zeigt einen Vergleich dieser Temperaturen über die Tiefe  $z$  unter Variation des Absorptionskoeffizienten  $\varepsilon_{abs}$  mit den experimentell bestimmten Temperaturen aus **Abbildung 4-21** (auf S. 84). Qualitativ weisen die abgebildeten maximalen Temperaturen den gleichen Verlauf auf. Ab einer Tiefe von  $z = 2 \text{ mm}$  ist eine erkennbare Abweichung zwischen der Simulation und dem Experiment zu beobachten. Dies kann jedoch mit der reduzierten Vernetzungsdichte des Simulationsmodells ab einer Tiefe von  $z > 2 \text{ mm}$  erklärt werden (siehe auch **Abbildung**

**5-3).** Aus der Detailansicht des fein vernetzten Bereichs ( $z < 2 \text{ mm}$ ) in **Abbildung 5-6** geht hervor, dass die mit einem Absorptionsgrad von  $\varepsilon_{abs} = 0,46$  berechneten maximalen Temperaturen den gemessenen maximalen Temperaturen innerhalb der Streuung bei der Messung (Fehlerbalken) entsprechen. Dieses exemplarisch für den vorliegenden Fall beschriebene Vorgehen wurde für den in **Tabelle 4-4** (auf S. 78) angegebenen Parameterbereich durchgeführt und daraus ein Absorptionskoeffizient von  $\varepsilon_{abs} = 0,46$  bestimmt. Das Absorptionsverhalten des Simulationsmodells ist durch Anwendung dieses Absorptionskoeffizienten zur Berechnung eines Temperaturfeldes innerhalb des untersuchten Parameterbereichs kalibriert.



*Abbildung 5-6: Maximale Temperatur  $T_{max}$  über der Tiefe  $z$  an der Vorderseite des Bauteils im Experiment und in der Simulation ( $\varepsilon_{abs} = 0,46$ ) (links); Detailansicht der maximalen Temperaturen unter Variation des Absorptionskoeffizienten  $\varepsilon_{abs}$  (rechts);  $d_L = 3 \text{ mm}$ ,  $P_L = 200 \text{ W}$ ,  $v_L = 0,66 \text{ m/min}$ , Werkstoff TiAl6V4,  $S_M = 36$ ; sonstige Modellparameter gemäß Abschnitt 5.3.2 und sonstige experimentelle Parameter gemäß Abschnitt 4.3.2*

### Validierung

Da die Gefügeausbildung direkt von der vorherrschenden Temperatur abhängig ist, kann anhand der Wärmeeinflusszone (WEZ) ein direkter Rückschluss auf die Temperatur im Bauteilinneren gezogen werden. Die in Abschnitt 4.3.4 beschriebenen Experimente zeigen, dass durch einen Spotdurchmesser von  $d_L < 3 \text{ mm}$  eine

Maximierung der Durchwärmtiefe erreicht werden kann (siehe Abbildung 4-24, S. 88). Daher wurde die Validierung mit einem Spoldurchmesser von  $d_L = 3 \text{ mm}$  und unter einer Variation der Vorschubgeschwindigkeit und der Laserleistung  $P_L$  durchgeführt. Wie in Abschnitt 2.4.2 beschrieben, tritt bei der Erwärmung des Titanwerkstoffs ab einem Temperaturbereich von  $T_\beta = 950$  bis  $1000^\circ\text{C}$  eine durch gezielte thermomechanische Behandlung, wie beispielsweise definierte Abkühlzeiten, reversible Umwandlung des Werkstoffgefüges auf. Im vorliegenden Fall findet eine schnelle Abkühlung statt, weshalb der Prozess der Gefügeumwandlung nur durch eine aufwändige thermische Nachbehandlung reversibel wäre, die jedoch in der Praxis im Regelfall nicht tragbar ist. Als kritische Temperatur ist die Martensitstart-Temperatur  $T_{MS} \approx 800^\circ\text{C}$  zu sehen. Für das laserunterstützte Fräsen bedeutet dies eine erforderliche Mindestschnitttiefe  $a_p$ , die durch die Tiefe  $d_{Sim,800}$  definiert ist, da der Werkstoff unterhalb der Schnitttiefe keiner Gefügeumwandlung ausgesetzt sein darf. Die Tiefe  $d_{Sim,800}$  ist dabei definiert als die Tiefe  $z$  im Bauteil, bei der eine Temperatur von  $T = 800^\circ\text{C}$  erreicht wird, und es muss gelten:

$$a_p \geq d_{Sim,800} \quad (5-12)$$

Die Abbildung 5-7 zeigt den Vergleich zwischen Simulations- und experimentellen Ergebnissen.

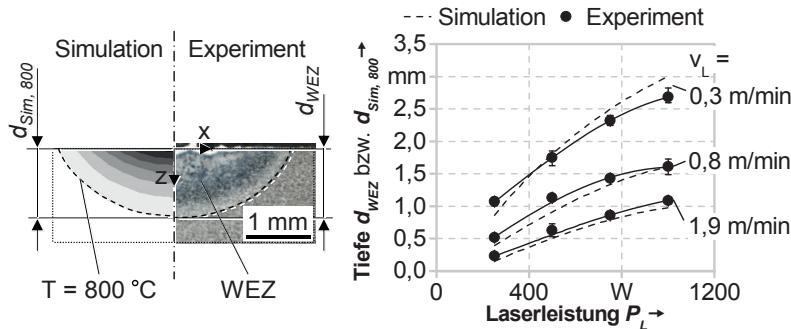


Abbildung 5-7: Tiefe der Wärmeeinflusszone  $d_{WEZ}$  und Tiefe der Isotherme mit  $T = 800^\circ\text{C}$  im Simulationsmodell  $d_{Sim,800}$  (links) und Vergleich der Geometrie der  $800^\circ\text{C}$ -Isotherme in der Simulation und der Grenze der WEZ im Experiment für drei verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten  $v_L$  (rechts);  $P_L = 500 \text{ W}$ ,  $d_L = 3 \text{ mm}$ ,  $v_L = 0,8 \text{ m/min}$ , Werkstoff TiAl6V4,  $S_M = 60$ ; sonstige Modellparameter gemäß Abschnitt 5.3.2 und sonstige experimentelle Parameter gemäß Abschnitt 4.3.2

Auf der linken Seite sind die Isothermen mit Temperaturen von  $T \geq 800 \text{ } ^\circ\text{C}$  im Simulationsmodell und die entsprechende WEZ im Experiment sowie die Größen  $d_{Sim,800}$  und  $d_{WEZ}$  abgebildet. Auf der rechten Seite ist ein exemplarischer Vergleich zwischen der Simulation und dem Experiment für drei verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten des Laserstrahls  $v_L$  dargestellt. Dort ist zu erkennen, dass das Simulationsmodell die experimentellen Ergebnisse zu prognostizieren vermag. Die Abweichungen zwischen den Simulations- und den experimentellen Ergebnissen liegen bei unter 15,2%. Bei hohen Streckenergien  $S_L$  kommt es zum Aufschmelzen des Werkstoffs. Da das Simulationsmodell jedoch auf der Modellierung von Wärmeleitungsvorgängen basiert und keine schmelzflüssige Phase abzubilden erlaubt, treten bei der Berechnung der Temperatur mit niedrigen Vorschubgeschwindigkeiten  $v_L$  und hohen Laserleistungen  $P_L$  im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen erhöhte Abweichungen auf. Bei der laserunterstützten Zerspanung soll der Werkstoff lediglich erwärmt und nicht aufgeschmolzen werden. Daher ist die vorliegende Modellierung für die Berechnung der Temperatur im Werkstück ausreichend. Die vom Vorgehen bei der Kalibrierung des Modells unabhängige Validierung der Modellergebnisse bestätigte die Gültigkeit des Simulationsmodells in den untersuchten Parametergrenzen.

### 5.4 Modellgestützte Prozessparameterwahl

#### 5.4.1 Ansätze zur Anwendung des Prozessmodells

Mithilfe der in Abschnitt 5.2 beschriebenen Modellvorstellung ist eine Abstimmung der Laser- ( $P_L, y_L, v_L$ ) und der Fräspanparameter ( $a_p, v_L (\sim f_z)$ ) für einen laserunterstützten Fräspannprozess möglich. Die gegenseitige Anpassung dieser Prozessparameter erfolgt mit Blick auf die Temperatur im Werkstückinneren, wobei oben beschriebene thermische Randbedingungen erfüllt sein müssen (siehe Gleichungen (5-1) bis (5-6)). Das im vorherigen Abschnitt beschriebene Simulationsmodell erlaubt die Bestimmung der dazu erforderlichen Temperaturen und ermöglicht somit die Anwendung des Prozessmodells zur Ermittlung geeigneter Prozessparameter.

Allgemein bestehen dafür zwei Ansätze: Entweder werden die Laser- an die Fräspanparameter angepasst oder es wird der inverse Weg beschritten. Dazu müssen jeweils mindestens ein Laser- oder ein Fräspanparameter vorgegeben sein, um die zugehörigen Einstellungen der weiteren Parameter mithilfe des Prozessmodells bestimmen zu können. Die übergeordnete Zielsetzung ist in beiden Fällen die Vermeidung einer

thermischen Schädigung des gefrästen Bauteils bei einem möglichst hohen Zeitspanvolumen  $Q_W$ .

Im Folgenden sind drei Fallbeispiele für eine wechselseitige Anpassung der Prozessparameter (A bis C) beschrieben:

**A. Anpassung der Laserparameter an ein gegebenes Fräswerkzeug:**

Für einen Fräser ist seitens des Werkzeugherstellers eine maximale Schnitttiefe  $a_p$ , ein maximaler Zahnvorschub  $f_z$  und eine empfohlene Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  angegeben. Mit der Anzahl der Schneiden  $Z$  und dem Werkzeugdurchmesser  $d_c$  kann damit die maximale Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  berechnet werden (siehe Gleichung (4-10), S. 92). Über das Prozessmodell können dann die maximale Laserleistung  $P_L$  und der zugehörige Laservorlauf  $y_L$  ermittelt werden.

**B. Anpassung der Laserparameter an eine spezifische Frässituation:**

Während eines Fräsvorgangs kann es zur Variation der Schnitttiefe  $a_p$  bei einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  und einem konstanten Laservorlauf  $y_L$  kommen. Das Prozessmodell ermöglicht wiederum eine Anpassung der Laserleistung  $P_L$ , in diesem Fall jedoch an die vorliegende Frässituation. Ein analoges Vorgehen gilt auch bei einer Variation der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  bei einer konstanten Schnitttiefe  $a_p$  und einem konstanten Laservorlauf  $y_L$ .

**C. Anpassung der Fräsparameter an gegebene Laserparameter**

Einer Laserstrahlquelle steht eine bestimmte maximale Laserleistung  $P_L$  für einen laserunterstützten Fräsprözess zur Verfügung. Mithilfe des Prozessmodells können die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  und der Laservorlauf  $y_L$  sowie die mögliche Schnitttiefe  $a_p$  bestimmt werden.

Für eine Anwendung der Ansätze des Prozessmodells bedarf es einer definierten Vorgehensweise in Form eines Ablaufdiagramms, das im Nachfolgenden beschrieben ist.

## 5.4.2 Ermittlung geeigneter Prozessparameter

### 5.4.2.1 Ablaufdiagramm

Für die oben beschriebenen Fallbeispiele A und B zeigt **Abbildung 5-8** einen iterativen Ablauf für eine analytische Nutzung des Prozessmodells zur Ermittlung geeigneter Prozessparameter. Dabei sind die jeweiligen Schrittweiten ( $i+1$ , wobei  $i \in \mathbb{N}$ ) der Laserleistung  $\Delta P$ , des Laservorlaufs  $\Delta y$  und der Tiefe  $\Delta z$  frei wählbar. Im Folgenden ist der Ablauf in vier Schritten (I-IV) erläutert:

- I. In den beiden Fällen A und B sind die Fräspanparameter ( $a_{p,max}, f_z, v_c, Z, d_c$ ) gegeben, die auch zur Berechnung der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  herangezogen werden. Ein geeigneter Spoldurchmesser  $d_L$  wurde durch die experimentellen Prozessuntersuchungen in Kapitel 4 bestimmt und ist für die weiteren Betrachtungen daher unverändert. Die maximale Laserleistung  $P_{L,max}$  wird durch die eingesetzte Laserstrahlquelle vorgegeben. Über die Kenntnis dieser Parameter ist mithilfe des Simulationsmodells eine initiale Berechnung des Temperaturfeldes im Werkstück  $T(x, y, z)$  bei der Laserbestrahlung möglich ( $i = 1$ ).
- II. Die Temperatur  $T_{P1}$  wird mittels einer schrittweisen Reduzierung der Laserleistung ( $P_{L,i+1} = P_{L,i} - \Delta P$ ) derart angepasst, dass das Temperaturmaximum in einer Tiefe, die der Schnitttiefe  $a_p$  entspricht, die Umwandlungs temperatur  $T_{Umw}$  erreicht. Analytisch kann dieses Temperaturmaximum über die Ableitung  $dT/dy$  ermittelt werden.
- III. Anschließend wird der Laservorlauf vor dem Fräswerkzeug  $y_L$  derart groß eingestellt ( $y_{L,i+1} = y_{L,i} + \Delta y$ ), dass die Temperatur  $T_{P2}$  unterhalb der maximalen Einsatztemperatur des Werkzeugs  $T_{WKZ,max}$  liegt. Ein Laservorlauf ist erforderlich ( $y_L \geq 0 \text{ mm}$ , siehe Gleichung (5-4)), da der Laserstrahl ansonsten das Werkzeug direkt bestrahlen würde. Zudem ist ein ausreichender Laservorlauf ( $y_L \geq -(y_{P1} + \frac{1}{2} d_L)$ , siehe Ungleichung (5-5)) notwendig, so dass die Umwandlungs temperatur  $T_{Umw}$  in der Tiefe  $z = a_p$  über Wärmeleitungsvorgänge erreicht werden kann. Andernfalls muss der Laservorlauf weiter vergrößert werden ( $y_{L,i+1} = y_{L,i} + \Delta y$ ).
- IV. Am Werkzeug muss der Werkstoff in der Tiefe der Schnitttiefe  $z = a_p$  am Punkt  $P_3$  entfestigt sein und demnach mindestens die Entfestigungstemperatur des Werkstoffs  $T_{Ent}$  erreicht haben. Liegt diese Temperatur jedoch in einer Tiefe von  $z < a_p$  vor, so ist eine Reduzierung der Schnitttiefe ( $a_{p,i+1} = a_{p,i} - \Delta z$ ) und ein erneuter Durchlauf des in **Abbildung 5-8** dargestellten Ablaufdiagramms erforderlich.

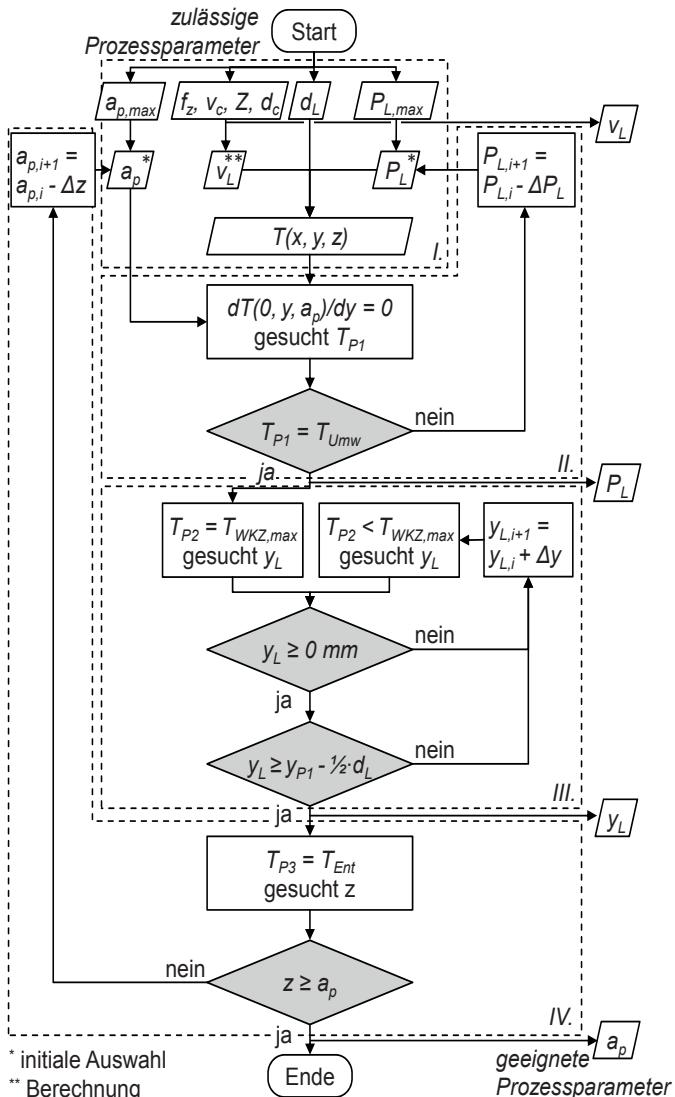


Abbildung 5-8: Ablaufdiagramm nach DIN 66001 zum iterativen Vorgehen ( $i+1$ , wobei  $i \in \mathbb{N}$ ) bei der modellgestützten Ermittlung geeigneter Prozessparameter für das laserunterstützte Fräsen (Fallbeispiele A und B auf S. 135); zulässige Prozessparameter gemäß Anschnitt 4.4.3

### 5.4.2.2 Maximaler Laserleistungsbedarf (Fall A)

Im Folgenden ist die Anwendung des oben erläuterten schrittweisen Vorgehens beschrieben, das die Bestimmung des Leistungsbedarfs einer Laserstrahlquelle für ein gegebenes Fräswerkzeug ermöglicht (vgl. Fallbeispiel A). Während eines Fräsvorgangs ist die maximal erforderliche Laserleistung  $P_L$  bei der größten Vorschubgeschwindigkeit des HV-Fräser von  $v_L = 1,85 \text{ m/min}$  und der größten Schnitttiefe von  $a_p = 0,9 \text{ mm}$  notwendig. Zur Ermittlung dieser Laserleistung bedarf es einer schrittweisen Betrachtung der Temperaturen  $T_{P1}$ ,  $T_{P2}$  und  $T_{P3}$  und einer Überprüfung der thermischen Randbedingungen des Prozessmodells.

#### Maximale Temperatur in der Tiefe der Schnitttiefe ( $T_{P1}$ )

Mithilfe einer schrittweisen Reduzierung der Laserleistung ( $P_{L,i+1} = P_{L,i} - \Delta P$ ) wurde die Laserleistung ermittelt, bei der die maximale Temperatur in der Tiefe  $z = a_p = 0,9 \text{ mm}$  die Martensitstart-Temperatur von  $T_{P1} = T_{MS} = 800 \text{ }^{\circ}\text{C}$  erreicht. Wie im  $y$ - $T$ -Diagramm in **Abbildung 5-9** dargestellt, war dies bei einer Laserleistung von  $P_L = 819 \text{ W}$  im Abstand  $y_{P1} = -1,8 \text{ mm}$  von der Laserstrahlachse der Fall. Bei höheren Laserleistungen wurde die Umwandlungstemperatur überschritten und das Bauteil thermisch beeinflusst. Geringere Laserleistungen erzielten dagegen nicht die bestmögliche Entfestigung. Bei dieser ermittelten Laserleistung bleibt somit nach dem Abheben des Werkstoffs im Bauteil kein thermisch verändertes Werkstoffgefüge zurück (vgl. Randbedingung (5-1)).

#### Temperatur an der Oberfläche des Werkstücks ( $T_{P2}$ )

In **Abbildung 5-9** sind zudem die Temperaturen an der Bauteiloberfläche ( $z = 0 \text{ mm}$ ) für eine Laserleistung von  $P_L = 819 \text{ W}$  dargestellt. In einem Abstand hinter der Laserstrahlachse von  $y_{P2} = -4,0 \text{ mm}$  sinkt die Temperatur auf  $T_{P2} = T_{WKZ,max} = 950 \text{ }^{\circ}\text{C}$  ab, so dass ab diesem Abstand das Fräswerkzeug beim Abheben des Werkstoffs keiner unzulässigen thermischen Belastung ausgesetzt wird (Randbedingung (5-2)). Mithilfe des Abstandes  $y_{P2}$  und des bekannten Spotdurchmessers  $d_L$  ist die Bestimmung des Laservorlauf  $y_L$  möglich. Aus den geometrischen Zusammenhängen gilt:

$$y_L = -(y_{P2} + \frac{1}{2} \cdot d_L) \quad (5-13)$$

Dies entspricht bei einem Laserspotdurchmesser von  $d_L = 2,6 \text{ mm}$  einem Laservorlauf von  $y_L = 2,7 \text{ mm}$ , wobei zugleich die Bedingungen (5-5) und (5-6) erfüllt sind.

### Temperatur am Werkzeug in der Tiefe der Schnitttiefe ( $T_{P3}$ )

Die Temperatur am Werkzeug in der Tiefe der Schnitttiefe, d. h. bei  $y_{P2} = -4,0$  mm und  $z = 0,9$  mm, liegt bei  $T_{P3} = 728$  °C (siehe Abbildung 5-9) und damit über der Entfestigungstemperatur  $T_{Ent}$ , die nach Randbedingung (5-3) für das laserunterstützte Fräsen erreicht werden muss.

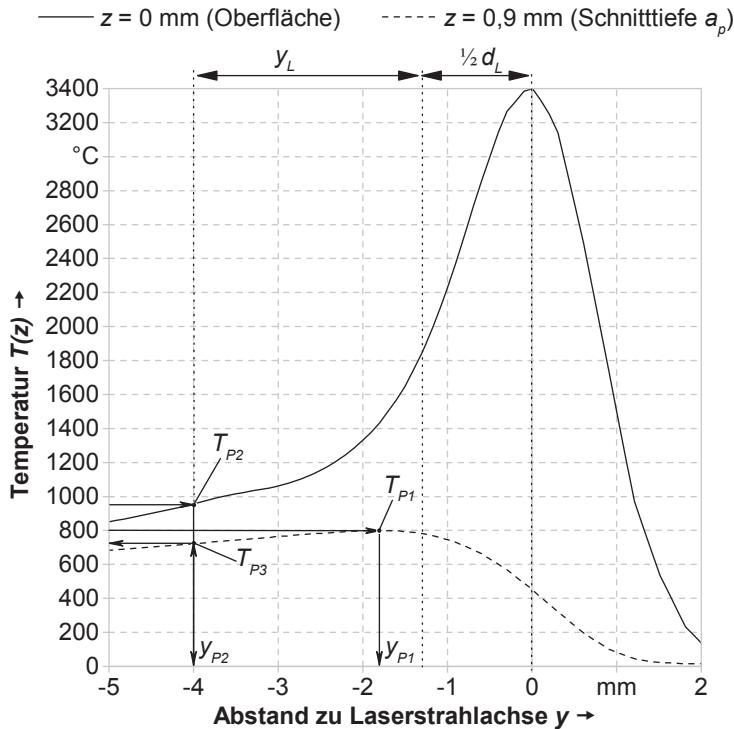


Abbildung 5-9: Berechnete Temperaturen an der Oberfläche des Bauteils ( $z = 0$  mm) und in der Tiefe ( $z = 0,9$  mm) während der Laserbestrahlung in Abhängigkeit vom Abstand  $y$  von der Laserstrahlachse;  $P_L = 819$  W,  $\epsilon_{abs} = 0,46$ ,  $d_L = 2,6$  mm,  $v_L = 1,85$  m/min,  $t = 0,6$  s, Werkstoff TiAl6V4, sonstige Angaben gemäß Abschnitt 4.4.3

Demnach können alle thermischen Randbedingungen des Prozessmodells eingehalten werden. Mithilfe des beschriebenen Vorgehens wurde ein maximaler Laserleistungbedarf von  $P_L = 819$  W für einen laserunterstützten Fräsprozess mit

dem HV-Fräser ermittelt. **Tabelle 5-2** fasst die ermittelten Prozessparameter für den beschriebenen Fall A zusammen. Dem gegenüber sind auch die Prozessparameter für eine spezifische Frässituation (Fall B) aufgelistet. Das Vorgehen zur Ermittlung einer angepassten Laserleistung ist Gegenstand des folgenden Abschnitts.

#### 5.4.2.3 Angepasste Laserleistung (Fall B)

Im Vorgriff auf das weitere Vorgehen in Kapitel 7 sind im Nachfolgenden die Ergebnisse zur Ermittlung einer – an die Schnitttiefe und die Vorschubgeschwindigkeit – angepassten Laserleistung beschrieben, die für eine spezifische Frässituation erforderlich ist (vgl. Fall B):  $f_z = 1,2 \text{ mm}$ ,  $a_p = 0,5 \text{ mm}$  und  $d_L = 2,6 \text{ mm}$ . Die Vorgehensweise ist analog zur oben beschriebenen.

##### Maximale Temperatur in der Tiefe der Schnitttiefe ( $T_{P1}$ )

Für eine Laserleistung von  $P_L = 439 \text{ W}$  wird in einer der Schnitttiefe  $a_p$  entsprechenden Tiefe  $z = 0,5 \text{ mm}$  eine maximale Temperatur von  $T_{P1} = 800 \text{ }^\circ\text{C}$  erreicht.

##### Temperatur an der Oberfläche des Werkstücks ( $T_{P2}$ )

Bei der ermittelten Laserleistung ist die Temperatur an der Bauteiloberfläche in einem Abstand von  $y_{P2} = -2,0 \text{ mm}$  auf  $T_{P2} = 950 \text{ }^\circ\text{C}$  abgesunken. Damit ergibt sich ein Laservorlauf vor dem Fräswerkzeug von  $y_L = 0,7 \text{ mm}$ .

##### Temperatur am Werkzeug in der Tiefe der Schnitttiefe ( $T_{P3}$ )

Die Temperatur in der Tiefe der Schnitttiefe am Werkzeug liegt in diesem Fall bei  $T_{P3} = 714 \text{ }^\circ\text{C}$  und damit über der Entfestigungstemperatur  $T_{Ent}$ .

Die ermittelten geeigneten Prozessparameter für das laserunterstützte Fräsen in den beiden Fällen A und B sind in **Tabelle 5-2** zusammengefasst.

*Tabelle 5-2: Prozessparameter für das laserunterstützte Fräsen im Fall A (ermittelt gemäß Abschnitt 5.4.2.2) und im Fall B (ermittelt gemäß Abschnitt 5.4.2.3)*

<b>Prozessparameter für das laserunterstützte Fräsen</b>		<b>maximale Laserleistung (Fall A)</b>	<b>angepasste Laserleistung Fall B</b>
Laserleistung $P_L$	in W	819	439
Spotdurchmesser $d_L$	in mm	2,6	2,6
Laserspotvorlauf $y_L$	in mm	2,7	0,7
Vorschubgeschwindigkeit $v_L$	in m/min	1,85	1,60
Schnitttiefe $a_p$	in mm	0,9	0,5

## 5.5 Zusammenfassung

In den vorherigen Abschnitten wurden das Prozessmodell sowie die daraus abgeleiteten thermischen Randbedingungen des Prozesses erläutert. Das Prozessmodell ermöglicht basierend auf der im Bauteil vorherrschenden Temperatur eine wechselseitige Abstimmung der Prozessparameter der Fräsbearbeitung und der Lasermaterialbearbeitung.

Mithilfe einer experimentell kalibrierten und validieren FEM-Simulation wurden die erforderlichen Temperaturen bestimmt und auf diese Weise exemplarisch modellgestützte Prozessparameter ermittelt.

Zudem wurde in den vorherigen Abschnitten ein allgemeingültiges Ablaufdiagramm zur modellgestützten Bestimmung geeigneter Prozessparameter für das laserunterstützte Fräsen postuliert und dieses anhand zweier Fallbeispiele angewendet.

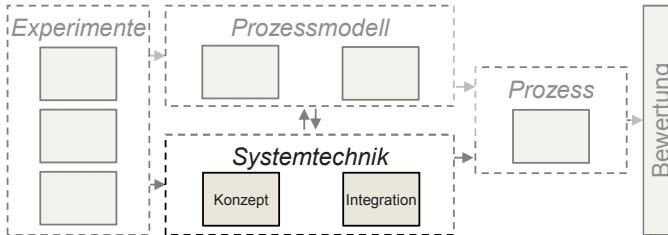
Für das laserunterstützte Fräsen wird neben dem in den Kapitel 4 und 5 aufgebauten Prozessverständnis eine Systemtechnik benötigt, die den Prozess basierend auf diesen Ergebnissen auszuführen erlaubt. Deren Erläuterung ist Gegenstand des nächsten Kapitels.



# 6 Systemtechnik

## 6.1 Allgemeines

Die folgenden Abschnitte beschreiben das Konzept der aufgebauten Systemtechnik zum laserunterstützten Fräsen sowie die Umsetzung der Laserintegration in der Versuchsanlage. Die Basis dafür waren die durchgeführten Prozessuntersuchungen und die Modellbildung. Die systemtechnischen Aufbauten sind als exemplarisch zu betrachten und können herstellerunabhängig umgesetzt werden. Eine allgemeingültige Validierung ist in Kapitel 7 beschrieben. Mithilfe von **Abbildung 6-1** ist eine Einordnung der Inhalte des Kapitels in die Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit möglich.



*Abbildung 6-1: Einordnung von Kapitel 6 in die Vorgehensweise (siehe Abbildung 3-1 auf S. 46)*

## 6.2 Konzept

Das Konzept der Systemtechnik zum laserunterstützten Fräsen basiert auf der Umsetzung der in Abschnitt 4.4 abgeleiteten Bearbeitungsstrategie. Diese ermöglicht in Kombination mit dem Prozessmodell die Prozesssicherheit bei der Bearbeitung. Ziel ist eine anwendungsorientierte und wirtschaftliche Umsetzung der Laserintegration.

### Anforderungen gemäß den Prozessuntersuchungen

Die Bearbeitungsstrategie beruht auf der Wahl geeigneter Prozessparameter zur Reduzierung der Maximalbelastungen auf das Werkzeug. Aus Kapitel 5 ist bekannt, dass mithilfe des Prozessmodells eine wechselseitige Abstimmung der Laser- und der Fräspanparameter möglich ist. Für eine dreidimensionale Fräsbearbeitung muss die abgeleitete Bearbeitungsstrategie für das Fräsen entlang einer Geraden auf die

Bearbeitung von variablen Konturen übertragen werden. Da in diesem Fall variierende Vorschubgeschwindigkeiten  $v_f$  und Schnitttiefen  $a_p$  auftreten, ist zum einen mithilfe der Laserintegration eine modellgestützte Anpassung der Laserleistung  $P_L$  notwendig. Die dazu erforderliche Logik zur Abstimmung der Parameter in Form eines Ablaufdiagramms ist in Abschnitt 5.4.2 erläutert. Zum anderen variiert beim Fräsen von Konturen auch die Eingriffsbreite  $a_e$ , wodurch eine wechselnde Positionierung des Laserspots erforderlich wird, so dass stets die maximale Belastung auf das Werkzeug reduziert werden kann. Da diese Belastung an der Stelle des maximalen Spanungsquerschnitts auftritt und je nach Eingriffsbreite  $a_e$  variiert, muss diese Stelle für das laserunterstützte Fräsen identifiziert und der Laserspot dorthin positioniert werden. Die steuerungstechnische Umsetzung der modellgestützten Einstellung der Prozessparameter sowie der Spotposition kann über eine CAD/CAM-Kopplung erfolgen.

### **Praxisorientierung und Wirtschaftlichkeit**

Eine Kombination der beiden Systeme, nämlich einer konventionellen Fräsmaschine und des Lasers, ermöglicht die Umsetzung des hybriden Prozesses des laserunterstützten FräSENS. Als Grundlage dienten dabei die systemtechnischen Ansätze von KLOSSOWSKI (1999) und BAUSCH & GROLL (2003) (siehe S. 35 ff.). Bei der folgenden Konzipierung der Laserintegration wurde besonderes Augenmerk auf die beiden Aspekte *Praxisorientierung* und *Wirtschaftlichkeit* gelegt. Dabei wurde der einzigartige Ansatz verfolgt, aus am Markt verfügbaren Standard-Systemkomponenten eine nachrüstbare Lasereinheit für ein konventionelles Bearbeitungszentrum zu entwickeln und so die Investitionskosten zu minimieren. Im Gegensatz zu bestehenden Systemen ermöglicht das vorliegende Anlagenkonzept durch die Umsetzung der aus den Prozessuntersuchungen abgeleiteten Bearbeitungsstrategie das Fräsen von Konturen und eine bezüglich einer thermischen Belastung des Bauteils sichere Prozessführung. Die Modularität und die Nachrüstbarkeit sowie der Verzicht auf aufwändige Speziallösungen tragen zudem direkt zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit bei.

## 6.3 Laserintegration

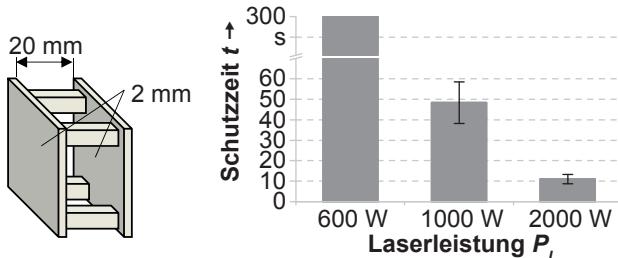
### 6.3.1 Lasersicherheit

Für Anlagen zur Lasermaterialbearbeitung wird durch die Normen DIN EN 60825-4 und DIN EN ISO 11553-1 eine Schutzumhausung vorgeschrieben, die die Umgebung vor Laserstrahlung schützen soll. Es darf für die Bedienperson oder für Dritte während des Betriebs oder Einricht- bzw. Wartungsarbeiten keine Gefährdung auftreten. Dazu zählt ein direkter, aber auch ein gestreuter oder ein reflektierter Laserstrahl, der die Haut oder das Auge bestrahlt. Zur Vermeidung dieser Gefährdungen sind in hierarchischer Reihenfolge

- technische,
- organisatorische und
- persönliche Lasersicherheitsmaßnahmen

zu ergreifen. Auf Basis einer Beurteilung der Gefährdungen, die diese während des Normalbetriebs und bei Betriebsstörungen bewertet, wurden passive Laserschutzwände in Hohlkammerbauweise als technische Maßnahme in Anlehnung an aktuelle Forschungsarbeiten (ZAEH ET AL. 2009, ZÄH & BRAUNREUTHER 2010) konzipiert und für den Einsatz beim laserunterstützten Fräsen qualifiziert. Im vollüberwachten Laborbetrieb ist aufgrund eines Wartungs- bzw. Beobachtungintervalls von 10 s eine Schutzzeit von  $t = 10$  s erforderlich. Als *Worst-Case-Szenario* zur Auslegung der Schutzwand wurde eine Bestrahlung der Umhausung durch einen gestreut reflektierten Laserstrahl mit einer Leistung von  $P_L = 0,6 \cdot P_{L,max}$  identifiziert. In den experimentellen Prozessuntersuchungen wurde eine maximale Laserleistung von  $P_{L,max} = 1000$  W für das laserunterstützte Fräsen angewendet (siehe Abschnitt 4.3.4) und in Abschnitt 5.4.2.2 eine erforderliche Laserleistung von  $P_L = 819$  W ermittelt, weshalb die Schutzwand für eine Laserleistung von  $P_L = 600$  W auszulegen ist. Auch nach der Reflexion des Laserstrahls wird eine Gauß'sche Intensitätsverteilung des Brennflecks angenommen (ZAEH ET AL. 2010B). Der kleinste Spotdurchmesser des defokussierten Laserstrahls auf der Schutzwand ergibt sich für den kleinsten Abstand von der Laseroptik zur Umhausung zu  $d_L = 20$  mm. Den gewählten Aufbau der Laserschutzwand in Hohlkammerbauweise und die ermittelten Schutzzeiten  $t$  zeigt **Abbildung 6-2**. Ein Laserstrahl mit einer Laserleistung von  $P_L = 600$  W konnte die Schutzwand nach  $t = 300$  s nicht durchdringen, weshalb ergänzend die minimale Schutzzeit für eine Laserleistung von  $P_L = 1000$  W bestimmt wurde. Diese lag bei  $t = 38,2$  s und ist demnach für den vorliegenden Fall ausreichend. Erst ab einer Laserleistung von  $P_L = 2000$  W wurde die erforderlich Schutzzeit unter-

schritten. Durch diese gezielte Auslegung der Schutzwand für den gegebenen Anwendungsfall konnten die ursprünglichen Außenabmessungen der Fräsmaschine und des Bearbeitungsraums erhalten werden.



*Abbildung 6-2: Aufbauprinzip der Schutzwand in Hohlkammerbauweise aus zwei Stahlblechen im Abstand von 20 mm mit jeweils einer Dicke von 2 mm (links) und ermittelte Schutzzeiten bei Variation der Laserleistung  $P_L$  (rechts);  $d_L = 20 \text{ mm}$ , der Fehlerbalken ist die Standardabweichung  $3\sigma$  bei  $S_M = 12$ ; sonstige Laserparameter gemäß Abschnitt 4.3.2*

Aufgrund der vollständigen Kapselung des Laserprozesses durch die Schutzmumhausung erfolgt eine Prozessbeobachtung und -steuerung über ein in den Maschinenraum integriertes Kamerasystem. Dieses überwacht den gesamten Innenraum. Der Überwachungsmonitor ist an der Maschinensteuerung angebracht, so dass die Bedienperson sowohl die Maschinensteuerung als auch das Kamerasystem überblicken kann (siehe **Abbildung 4-27** auf S. 95). Das Bearbeitungszentrum, die Lasereinheit außerhalb der Maschine und die notwendigen Sicherheitssensoren sind durch einen Sicherheitskreis verbunden, um einen sicheren Betrieb der Gesamtanlage zu gewährleisten. Für eine jede Laseranlage obligatorisch sind zusätzliche organisatorische Maßnahmen, wie eine Betriebsanweisung, die Laserklassen-Kennzeichnung der Anlage, die Durchführung einer Lasersicherheitsunterweisung und eine Zugangsbeschränkung für das Bedienpersonal der Anlage. **Abbildung 6-3** fasst sämtliche an der Versuchsanlage zum laserunterstützten Fräsen ergriffenen technischen und organisatorischen Lasersicherheitsmaßnahmen zusammen. Persönliche Schutzmaßnahmen, wie beispielsweise eine Laserschutzbrille, sind für die beschriebene Anlage nicht erforderlich, da der Bearbeitungsraum für Laserstrahlung gekapelt ist.

Technische Maßnahmen	Organisatorische Maßnahmen
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Laserschutzwand</li> <li>• Kameraüberwachung</li> <li>• Not-Halt in Fräsmaschine und Laser</li> <li>• Türsicherheitsschalter</li> <li>• Warnleuchten</li> <li>• Werkzeugüberwachung</li> <li>• Schlüsselschalter</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Lasersicherheitsunterweisung</li> <li>• Betriebsanweisung</li> <li>• Laserklassen-Kennzeichnung</li> <li>• Zugangsbeschränkung</li> </ul>

Abbildung 6-3: Technische und organisatorische Lasersicherheitsmaßnahmen an der Versuchsanlage zum laserunterstützten Fräsen

### 6.3.2 Laserspot-Nachführung

In Anlehnung an den Versuchsaufbau aus Abschnitt 4.4.3 befindet sich die Laserstrahlquelle außerhalb der Fräsmaschine und der Laserstrahl wird über einen Lichtwellenleiter in den Bearbeitungsraum geführt.

Wie in Abbildung 6-4 dargestellt, wurde eine Laseroptik an eine zur Spindelachse koaxiale zusätzliche Rotationsachse montiert, die auf einem Torque-Motor basiert und die Positionierung der Laserspots ermöglicht.

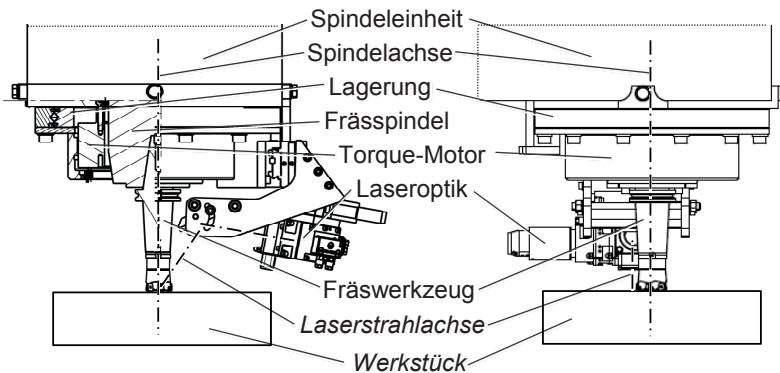


Abbildung 6-4: Konstruktionszeichnung des Versuchsaufbaus aus zwei Ansichten mit den Baugruppen der Fräsmaschine (Spindeleinheit, Frässpindel, Fräswerkzeug) und der Laserspot-Nachführung (Lagerung, Torque-Motor, Laseroptik)

Diese zusätzliche Maschinenachse wurde als vierte Achse ( $C$ -Achse) in die Maschinensteuerung integriert und bildet die Bewegungssachse der Laserspot-Nachführung. Somit kann neben den Maschinenkoordinaten ( $X$ ,  $Y$ ,  $Z$ ) für jede Frässituation eine Winkelangabe ( $C$ ) zur Positionierung des Laserspots an die Maschinensteuerung übergeben werden. Auf diese Weise ist ein vollautomatisierter Prozessablauf möglich. **Abbildung 6-4** zeigt die Baugruppen der Fräsmaschine und der Lasernachführung.

Um ein Positionieren des Laserspots während der Fräsbearbeitung mithilfe der Laserintegration ermöglichen zu können, wurde als Bewegungseinheit ein 19-polpaariger Außenläufer-Torque-Motor vom Typ RE-19-3P-205x25 an einem Kreuzrollenlager vom Typ XU08264 der *INA-Drives & Mechatronics GmbH & Co. oHG* gewählt. Die gesamte Motoreinheit aus der Lagerung und dem System von Rotor und Stator sowie dem Gebersystem vom Typ ROD 480 der *Dr. Johannes Heidenhain GmbH* wurde bauraumoptimiert aufgebaut, so dass der Arbeitsraum des Werkzeugs nicht eingeschränkt wurde. Mithilfe eines zusätzlichen Servoreglers vom Typ Inradrive HCS02 der *Bosch Rexroth AG* ist die vierte Achse im lagege- regelten Betrieb über ein NC-Bearbeitungsprogramm winkelkodiert steuerbar. Als Bearbeitungsoptik wurde ebenfalls ein Standardbauteil, die Kompakt-Schneid-/Schweißoptik YW 30/90° der *Precitec GmbH & Co. KG*, eingesetzt. Der auf die Spindelachse gerichtete Laserstrahl wird durch einen über den Wasserkreislauf der Optik gekühlten polierten Kupferspiegel vor das Werkzeug auf das Bauteil umgelemt. Zweck der Strahlumlenkung ist eine möglichst achsparallele Strahlführung, wobei ein Einstrahlwinkel von  $\beta_{la} = 70^\circ$  auf dem Bauteil erreicht wurde. Durch den Abstand der optischen Baugruppen zur Prozesszone und den Einsatz eines Druckluft-Cross-Jets, der gleichzeitig zum Abblasen der Späne vom Bauteil eingesetzt wird, kann eine Beschädigung dieser Baugruppen durch Späne verhindert werden. Zwei lineare Positioniersysteme der *Newport Spectra-Physics GmbH* vom Typ M-460PD-XY und M-333/SM-50 dienen zur Einstellung des Spotdurchmessers  $d_L$  über eine Verschiebung der Optik auf der Strahlachse  $z_L$  sowie zur Festlegung des Laservorlaufs  $x_L$ . Die gesamte Laserspot-Nachführleinheit wurde modular ausgeführt, so dass sie an die Spindeleinheit der Fräsmaschine angeflanscht werden kann, somit in jeder Maschine nachrüstbar ist und im Ganzen montiert bzw. demontiert werden kann. **Abbildung 6-5** zeigt die im Rahmen dieser Arbeit aufgebaute an der Spindeleinheit befestigte Laserspot-Nachführung.

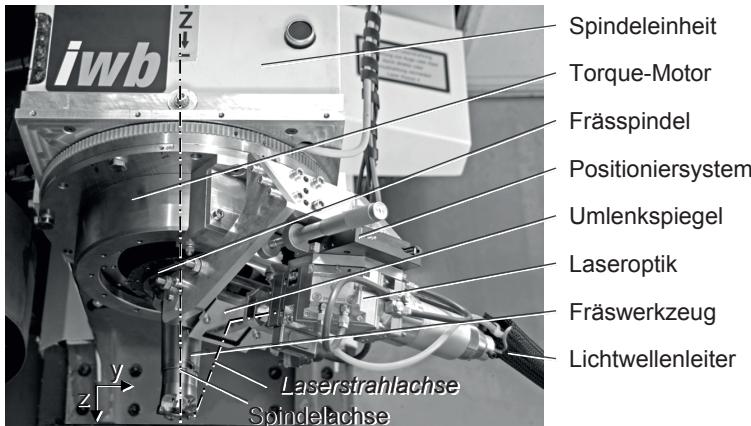


Abbildung 6-5: Im Rahmen dieser Arbeit aufgebaute, an der Spindelinheit der Fräsmaschine (MCV 750) befestigte Laserspot-Nachführleinheit zum laserunterstützten Fräsen mit den wesentlichen Baugruppen

### 6.3.3 Integration des Prozessmodells

Die steuerungstechnische Integration des Prozessmodells erfolgt über eine CAD/CAM-Schnittstelle, die softwareseitig im Rahmen des vom BMBF geförderten Forschungsprojekts „Laserunterstütztes Fräsen hochfester Werkstoffe (LasFräss)“ durch die Tebis AG als Funktionsmuster aufgebaut wurde (ZÄH & WIEDENMANN 2011). Dadurch kann mit der Kenntnis der Bauteilgeometrie und der zu fräsenden Bahn aus vorhandenen CAD-Daten ein NC-Programmcode berechnet werden, der über eine RS232-Schnittstelle direkt an die Maschinensteuerung übergeben und dort abgearbeitet werden kann. Dieser NC-Programmcode enthält Information über die Position der vier Maschinenachsen ( $X, Y, Z, C$ ) sowie die Schaltung der Emissionsfreigabe des Lasers und die Regelung der Laserleistung  $P_L$ . Im Rahmen dieser Arbeit konnte die automatische Positionierung der Achsen sowie die Schaltung der Emissionsfreigabe systemtechnisch umgesetzt werden. Mithilfe der in Abschnitt 5.4 erläuterten Vorgehensweise ist es möglich, die Laser- ( $P_L, v_L$ ) und die Fräsparameter ( $v_f, a_p, y_L$ ) unabhängig von einer Bearbeitungsaufgabe modellgestützt zu bestimmen. Dieser ermittelte Parametersatz ist werkstoffspezifisch und wird in einer numerischen Datenbasis hinterlegt, aus der durch die CAD/CAM-Software geeignete Parameter für einen laserunterstützten Fräsprprozess abgerufen werden können. Das Prozessmodell stellt auf die Weise sicher, dass nach der laserunterstützten Fräsbearbeitung keine thermische Schädigung des fertigen Bauteils

vorliegt und ermöglicht mithilfe einer CAD/CAM-Schnittstelle das schnelle und automatisierte Generieren des Programmcodes.

## **6.4 Zusammenfassung**

In diesem Kapitel wurde aufbauend auf den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen in Kapitel 4 das auf Praxisorientierung und Wirtschaftlichkeit abzielende Konzept der Systemtechnik zum laserunterstützten Fräsen erläutert. Dieses Konzept ist herstellerunabhängig umsetzbar und somit auf andere Systemtechnikkomponenten und Fräsmaschinen übertragbar. Bei der Beschreibung der für das laserunterstützte Fräsen notwendigen Laserintegration lag der Fokus auf den umgesetzten Maßnahmen zur Lasersicherheit und der aufgebauten Laserspot-Nachführung sowie der steuerungstechnischen Umsetzung des in Kapitel 5 beschriebenen Prozessmodells.

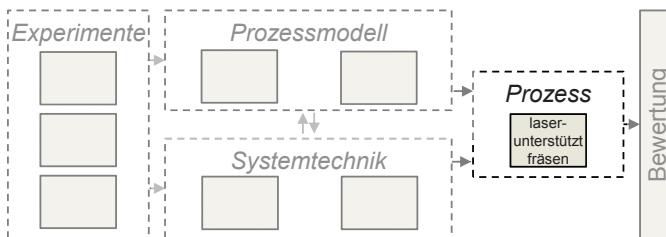
In den vorgelagerten Prozessuntersuchungen konnte lediglich entlang einer Geraden gefräst werden (siehe Abschnitt 4.4). Mithilfe der oben beschriebenen Systemtechnik ist nun das laserunterstützte Fräsen von komplexen Bahnen möglich. Zudem können im Gegensatz zu den Experimenten aus Abschnitt 4.4 mithilfe des Prozessmodells geeignete Bearbeitungsparameter bestimmt und für eine prozesssichere Fräsbearbeitung durch die Systemtechnik umgesetzt werden. Diese systemtechnischen Weiterentwicklungen und deren Validierung sind Gegenstand des nächsten Kapitels. Außerdem wird im Rahmen der Validierung die Übertragbarkeit des Prozessmodells auf das Fräsen von komplexen auch dreidimensionalen Konturen überprüft.

## 7 Prozess des laserunterstützten FräSENS

### 7.1 Allgemeines

Die vorherigen Kapitel 4 bis 6 zeigen die grundlegenden experimentellen Prozessuntersuchungen und das abgeleitete Prozessmodell sowie die aufgebaute Systemtechnik. Diese drei Bausteine sind für ein prozesssicheres laserunterstütztes Fräsen notwendig.

Im vorliegenden Kapitel wurden die bisherigen Ergebnisse zu einem laserunterstützten Fräspannprozess zusammengeführt, um das oben erläuterte Vorgehen abschließend zu validieren. Dazu wurde zum einen eine modellgestützte Datenbasis mit Prozessparametern für das laserunterstützte Fräsen erstellt und zum anderen eine experimentelle Validierung dieser Prozessparameter hinsichtlich der resultierenden Prozesskräfte, des Wärmeeintrags und des Werkzeugverschleißes sowie der Funktionsweise der Systemtechnik und damit der Bearbeitungsstrategie durchgeführt. Die **Abbildung 7-1** ermöglicht die Einordnung der folgenden Inhalte in die Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit.



*Abbildung 7-1: Einordnung von Kapitel 7 in die Vorgehensweise (siehe Abbildung 3-1 auf S. 46)*

### 7.2 Datenbasis mit Prozessparametern

Wie in Abschnitt 6.3.3 zur steuerungstechnischen Integration des Prozessmodells in die Systemtechnik beschrieben, kann im Vorfeld einer Bearbeitungsaufgabe eine werkstoff- und werkzeugspezifische Datenbasis für das laserunterstützte Fräsen mithilfe der in Abschnitt 5.4 beschriebenen Vorgehensweise modellgestützt erstellt werden. In diesem Abschnitt wurde dies exemplarisch anhand zweier Parametersätze demonstriert (siehe **Tabelle 5-2** auf S. 141). Eine umfassende Datenbasis soll die über den gesamten Parameterbereich geeigneten Prozessparameter enthalten, mit

deren Hilfe eine prozesssichere Bearbeitung ohne thermische Schädigung des fertig gefrästen Bauteils möglich ist.

### Erstellung einer Datenbasis

Durch eine Auswertung der Temperatur im Bauteil wird, wie nachfolgend beschrieben, eine Datenbasis erstellt. Gemäß der thermischen Randbedingung (5-1) des Prozessmodells darf die Umwandlungstemperatur in der Tiefe der Schnitttiefe  $z = a_p$  nicht überschritten werden. Für den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Titanwerkstoff TiAl6V4 ist dies die Martensitstart-Temperatur von  $T_{MS} \approx 800$  °C. Dabei haben die Laserleistung  $P_L$  und die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  einen entscheidenden Einfluss auf die Temperatur in der Tiefe  $z$  des Bauteils. Bei einer Steigerung der Streckenergie  $S_L$  wird eine höhere Energiemenge in das Bauteil eingetragen und es kommt zur thermischen Schädigung in Form einer Wärmeeinflusszone (WEZ). Eine zu geringe Streckenergie führt dagegen zu einem reduzierten Wärmeeintrag, wodurch jedoch die erzielbare Kraftreduzierung verringert wird. Somit kann das Potential einer Laserunterstützung nicht genutzt werden. Daher muss für jede Kombination aus der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  und der Schnitttiefe  $a_p$  eine Grenze der Laserleistung bestimmt werden, ab der eine thermische Schädigung eintritt. Dies kann mithilfe des Simulationsmodells berechnet werden. In Abbildung 7-2 ist diese Grenze exemplarisch für drei verschiedene Schnitttiefen dargestellt.

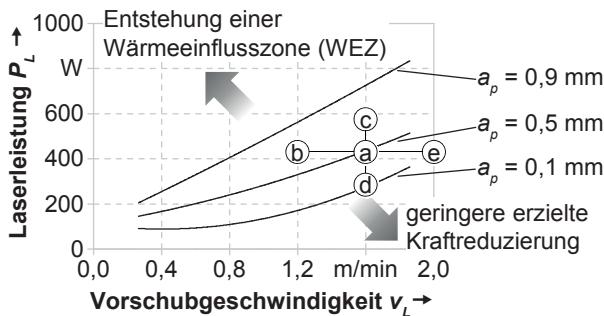


Abbildung 7-2: Berechnete Grenze der Laserleistung  $P_L$  über der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  für verschiedene Schnitttiefen  $a_p$ ; Validierungspunkte a-d (siehe Abschnitt 7.3);  $d_L = 2,6\text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4

Aus dem Diagramm ist zu entnehmen, dass für geringe Schnitttiefen eine überproportionale Zunahme der Laserleistung bei steigender Vorschubgeschwindigkeit

erforderlich ist. Dagegen bildet sich hin zu hohen Schnitttiefen eine Grenze mit konstanter Streckenenergie aus (erkennbar durch einen annähernd linearen Verlauf). Diese mathematischen Zusammenhänge können in einer CAD/CAM-Software hinterlegt und je nach vorliegender Frässituation angewendet werden. Eine exemplarische Validierung an den Punkten a bis e aus **Abbildung 7-2** anhand von Kraftmessungen und anschließenden Querschliffen ist Gegenstand des nächsten Abschnitts.

## 7.3 Validierung der Prozessparameter

### 7.3.1 Versuchsaufbau

Für die im Folgenden beschriebene experimentelle Validierung der Prozessparameter wurde die in Abschnitt 6.3 erläuterte Laserintegration zum laserunterstützten Fräsen eingesetzt. Die technischen Daten der Fräsmaschine und der Laserstrahlquelle sind **Abbildung 4-2** (auf S. 53) und **Abbildung 4-27** (auf S. 95) zu entnehmen.

### 7.3.2 Vorgehensweise

Zur experimentellen Validierung wurden in einem Sternversuchsplan ausgehend vom Parametersatz aus der Datenbasis sowohl die Laserleistung  $P_L$  als auch die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  variiert (siehe Punkte b bis e in **Abbildung 7-2**). Für eine Schnitttiefe von  $a_p = 0,5$  mm und eine Vorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 1,6$  m/min wurde in der Datenbasis eine maximale Laserleistung von  $P_L = 439$  W ermittelt (siehe dazu auch Abschnitt 5.4.2.3, S. 140 ff.). Dieser Parametersatz bildet den Zentralpunkt des Sternversuchsplans. In Anlehnung an das bisher beschriebene experimentelle Vorgehen wurde zur Validierung der Prozessparameter entlang einer Geraden gefräst.

Neben den Untersuchungen der Prozesskräfte und der Wärmeeinflusszone wurde anschließend eine unabhängige Versuchsreihe zur Bestimmung des Werkzeugverschleißes bei der laserunterstützten Fräsbearbeitung durchgeführt. Hierzu wurde analog zu Abschnitt 4.2.4.2 vorgegangen, um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten. Das je Messintervall abgehobene Materialvolumen blieb konstant bei  $V_S = 18,7$  cm<sup>3</sup>. Lediglich die Eingriffsbreite wurde von  $a_e = 33$  mm auf  $a_e = 21$  mm reduziert, da dies die maximale Eingriffsbreite für das laserunterstützte Fräsen gemäß der in Abschnitt 4.4.2 abgeleiteten Bearbeitungsstrategie darstellt.

Die Übertragung auf eine zu fräsende Kontur zur Validierung des Konzepts der Systemtechnik ist in Abschnitt 7.4 beschrieben. Dieser Abschnitt dient auch zur Überprüfung der Übertragbarkeit der Ergebnisse des Prozessmodells auf das Fräsen komplexer Bahnen. Konsistent mit dem bisher beschriebenen Vorgehen wurden dazu die Prozesskräfte bzw. deren Kraftreduzierungen sowie der Wärmeeintrag als Bewertungskriterien herangezogen.

### 7.3.3 Ergebnisse

#### 7.3.3.1 Prozesskräfte und Wärmeeinflusszone

Zum laserunterstützten Fräsen wurden die Parameter aus der Datenbasis eingesetzt (Parametersatz von Punkt a aus **Abbildung 7-2**). Dabei konnten die Prozesskräfte um  $\Delta F_x = 203 \text{ N} (\pm 12,6\%)$ ,  $\Delta F_y = 20 \text{ N} (\pm 1,4\%)$  und  $\Delta F_z = 184 \text{ N} (\pm 7,5\%)$  reduziert werden. **Abbildung 7-3a** zeigt ergänzend einen Querschliff des laserunterstützt gefrästen Bauteils, wobei keine WEZ an der gefrästen Oberfläche verursacht wurde. Demnach erfüllt der gewählte Parametersatz die Randbedingungen des Prozessmodells.

Mit einer Reduzierung der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  oder einer Erhöhung der Laserleistung  $P_L$  wird die Streckenergie  $S_L$  und damit der Wärmeeintrag in das Bauteil vergrößert. In diesen beiden Fällen konnte die Kraftreduzierung weiter gesteigert werden, jedoch blieb nach dem Fräsen eine Wärmeeinflusszone im Bauteil zurück (siehe **Abbildung 7-3 b** und **c**), was für einen laserunterstützten Prozess nicht zulässig ist. Durch eine Reduzierung der Laserleistung oder eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit wird der Wärmeeintrag reduziert, so dass dann keine WEZ festzustellen war, allerdings konnte auch nur eine geringere Kraftreduzierung erzielt werden (siehe **Abbildung 7-3 d** und **e**).

Diese Ergebnisse bestätigen das Prozessmodell und das Vorgehen zur Ermittlung der Prozessparameter. Somit können die ermittelten Prozessparameter der Datenbasis für ein prozesssicheres laserunterstütztes Fräsen eingesetzt werden, bei dem die Prozesskräfte reduziert werden und gleichzeitig eine thermische Schädigung des fertig gefrästen Bauteils vermieden wird.

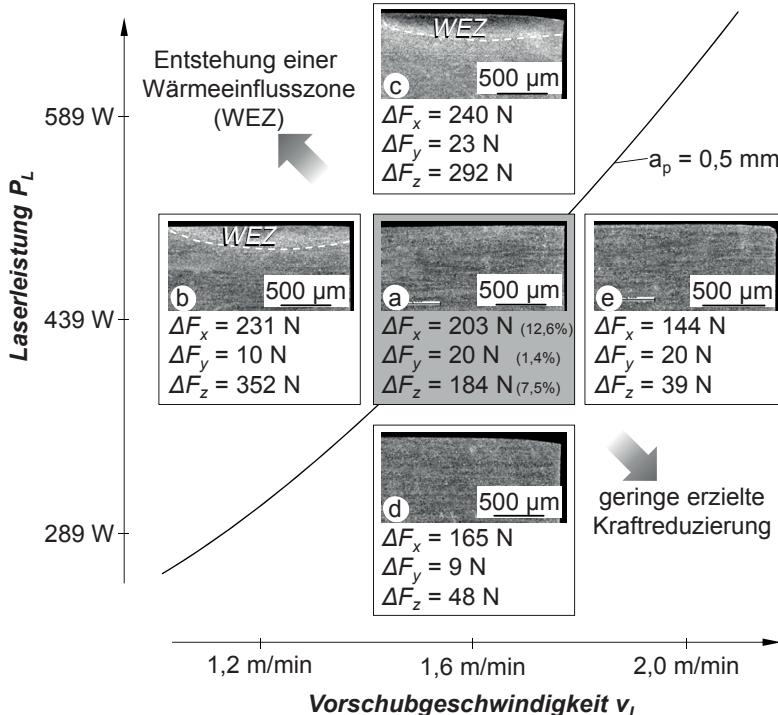
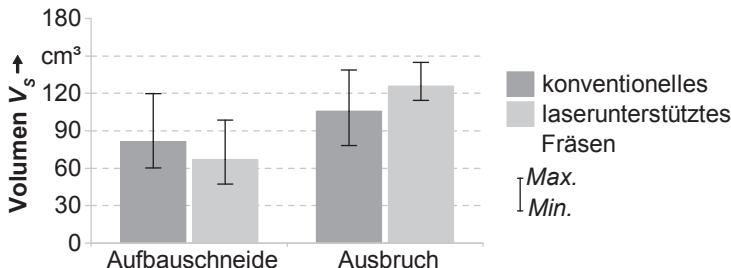


Abbildung 7-3: Ergebnisse der Validierungsversuche (Punkte a bis e aus Abbildung 7-2): Querschliff des laserunterstützt gefrästen Bauteils und gemessene Kraftreduzierungen  $\Delta F$  im Vergleich zum konventionellen Fräsen;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,5 \text{ mm}$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 7.3.1 und Tabelle 5-2

### 7.3.3.2 Werkzeugverschleiß

Bei den Untersuchungen zum Werkzeugverschleiß zeigte sich das qualitativ gleiche Verhalten wie bei der konventionellen Trockenbearbeitung. Zu Beginn des Fräsprozesses kommt es zum Abrieb der Beschichtung, danach zur Bildung einer Aufbauschneide und anschließend zum Ausbruch der Schneidkante an der Stelle der Aufbauschneidenbildung (vgl. Abbildung 4-13 auf S. 71). Auch für das laserunterstützte Fräsen kann der Kantenausbruch daher als Standkriterium beibehalten werden.

**Abbildung 7-4** zeigt einen direkten Vergleich zu den in **Abbildung 4-14** dargestellten Ergebnissen des konventionellen FräSENS. Auch in dieser Versuchsreihe traten große Messwertabweichungen (Min./Max.) auf, weshalb lediglich qualitative Aussagen über den Werkzeugverschleiß getroffen werden können. Beim laserunterstützten FräSEN kam es bei einem geringeren abgehobenen Materialvolumen  $V_S$  zur Bildung einer Aufbauschneide. Dies kann mit der erhöhten Temperatur der Späne begründet werden, da die durch den Laserprozess zusätzlich eingebrachte Wärme über die Späne abgehoben wird und dadurch ein Aufschweißen auf die Werkzeugschneide begünstigt wird. Auf das Ausbruchverhalten der Schneidkante hatte dies jedoch keine standvolumenreduzierende Auswirkung. Hier kristallisierte sich ein gegenteiliger Effekt heraus. Bei einer laserunterstützten Bearbeitung konnte im Vergleich zur konventionellen ein um ca. 19% größeres Materialvolumen  $V_S$  abgehoben werden, bis es zum Ausbruch der Schneidkante kam. Dies kann wiederum durch die Temperatur des abgehobenen Materials erklärt werden. Die vorwärmten Späne bleiben zwar bereits ab einem geringen gefrästen Volumen an der Schneide haften, was die Belastung der Schneidkante zusätzlich erhöht, jedoch liegt aufgrund des erwärmten und damit entfestigten Materials eine absolut reduzierte Werkzeugbelastung vor (siehe Ergebnisse der Kraftmessungen des vorherigen Abschnitts). Zudem traten geringere Messwertabweichungen auf, was ebenfalls durch die reduzierte Belastung des Werkzeugs und einen dadurch kontinuierlicheren Schneidprozess erklärt werden kann.



*Abbildung 7-4: Abgehobenes Materialvolumen  $V_S$  bei der Bildung einer Aufbauschneide bzw. beim Ausbruch der Schneidkante beim konventionellen (vgl. **Abbildung 4-14**, S. 72) und beim laserunterstützten FräSEN mit  $a_p = 0,9 \text{ mm}$ ,  $f_z = 1,2 \text{ mm}$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ ,  $P_L = 726 \text{ W}$ ,  $d_L = 2,6 \text{ mm}$ ,  $y_L = 2,0 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4,  $S_M = 18$ , Messintervall je Schneide  $V_S = 18,7 \text{ cm}^3$ ; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 7.3.1*

Durch das laserunterstützte Fräsen mit der in Kapitel 6 beschriebenen Systemtechnik und unter Anwendung des in Kapitel 5 erläuterten Prozessmodells kann also nicht nur die Prozesskraft beim Fräsen entlang einer Geraden reduziert, sondern auch das Werkzeugstandvolumen bis zum Kantenausbruch erhöht werden. Die Validierung der Systemtechnik anhand des FräSENS entlang einer Kontur ist Gegenstand des nachfolgenden Abschnitts.

## 7.4 Validierung der Systemtechnik

### 7.4.1 Vorgehensweise

#### FräSEN entlang einer Kontur

Beim FräSEN einer dreidimensionalen Kontur kann es neben einer Variation der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  und der Schnitttiefe  $a_p$ , bei der eine Anpassung der Laserleistung erforderlich ist, auch zu einer Veränderung der Eingriffsbreite  $a_e$  kommen. Im letzteren Fall bleibt die Laserleistung nach der abgeleiteten Bearbeitungsstrategie konstant, jedoch muss die Spotposition situationsbedingt während des Fräsvorgangs angepasst werden. Dieser kritische Fall tritt beispielsweise beim FräSEN um eine scharfe Kante oder entlang einer konkaven bzw. konvexen Bahn auf und wird systemtechnisch durch die 4. Achse der Laserintegration ( $C$ -Koordinate) realisiert. Ziel ist dabei stets die Bestrahlung des Orts, an dem die maximale Belastung am Werkzeug auftritt. Mithilfe des im Folgenden beschriebenen Vorgehens werden das Funktionsprinzip der Laserintegration sowie die Gültigkeit des Prozessmodells für eine dreidimensionale Bearbeitung anhand eines Demonstrator-Werkstücks experimentell validiert.

#### Vorgehen

Dazu wurde mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  und Schnitttiefe  $a_p$  entlang einer Kontur gefräst, die die eben beschriebenen kritischen Frässituationen aufweist und eine Positionierung des Laserspots während des FräSProzesses erfordert (siehe **Abbildung 7-5**). Die notwendige Laserleistung konnte der in Abschnitt 7.2 erstellten Datenbasis entnommen werden. Die FräSBahn ( $x$ -/ $y$ -/ $z$ -Koordinaten) und die Bahn des Laserspots ( $C$ -Koordinate) wurden mithilfe der CAD/CAM-Schnittstelle ermittelt, die im Rahmen des BMBF-Forschungsprojekts „*Laserunterstütztes FräSEN hochfester Werkstoffe (LasFräS)*“ durch die *Tebis AG* als Funktionsmuster

aufgebaut wurde (siehe Abschnitt 6.3.3). **Abbildung 7-5** zeigt das Demonstrator-Werkstück sowie die Fräsbahn des Werkzeugs und die Lage des Laserspots. Der Fräsvorgang ist zur Auswertung der Ergebnisse in die Bereiche I bis V unterteilt.

Dabei sind die Bereiche I und III zwei Geraden, bei denen der Laserspot an die Stelle des maximalen Spanungsquerschnitts und damit an den Schneideneintritt positioniert ist. Zwischen den beiden Geraden wird das Werkzeug zum Fräsen der scharfen Kante freigefahren und währenddessen der Laserspot bei abgeschalteter Emission umpositioniert (Bereich II). In den Bereichen IV und V liegt zuerst eine konkave und dann eine konvexe Fräskontur vor, weshalb während des Vorschubes eine ständige Nachführung des Laserspots erforderlich ist, so dass auch in diesen Frässituationen stets die Bauteilkante erwärmt werden kann. Die Emission des Lasers wird durch die Maschinensteuerung bei Fräsein- und -austritten automatisch ein- bzw. ausgeschalten.

isometrische Ansicht:



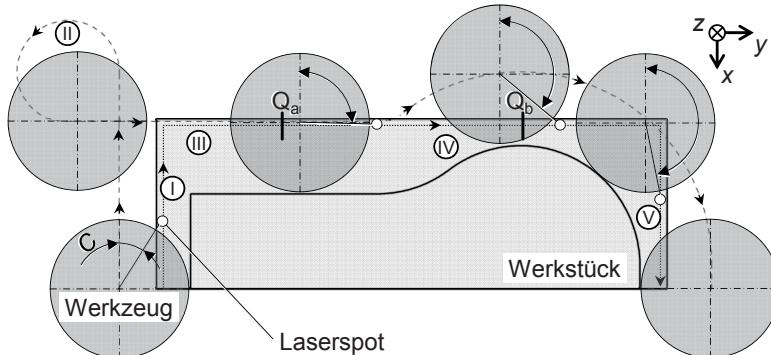
C: Koordinate der 4. Achse

Q.: Querschliff des Werkstücks

-----> Fräsbahn

—> Laserbahn

Draufsicht:



*Abbildung 7-5: Demonstrator-Werkstück zur Validierung der Systemtechnik mit Darstellung der Frä- und der Laserbahn, des Koordinatenwinkels C der 4. Achse sowie den Stellen der entnommenen Querschliffe Q<sub>a</sub> und Q<sub>b</sub>*

Bei der Auswertung wurden die während eines laserunterstützten Fräsprozesses gemessenen Kräfte denen eines konventionellen Prozesses vergleichend gegenübergestellt, um die Kraftreduzierungen bei der vorliegenden Bearbeitungsaufgabe

bestimmen zu können. Des Weiteren wurden für Untersuchungen einer etwaigen Wärmeeinflusszone Querschliffe des Bauteils angefertigt.

## 7.4.2 Ergebnisse

### 7.4.2.1 Prozesskräfte

Wie aufgrund der Prozessuntersuchungen in den Abschnitten 4.2 und 4.4 zu erwarten war, traten in den Bereichen I bis IV je nach Eingriffsbreite unterschiedliche Ausbildungen der Prozesskräfte auf und es konnten daher auch unterschiedliche Kraftreduzierungen  $\Delta F$  mithilfe der Laserunterstützung erzielt werden (siehe Abbildung 7-6).

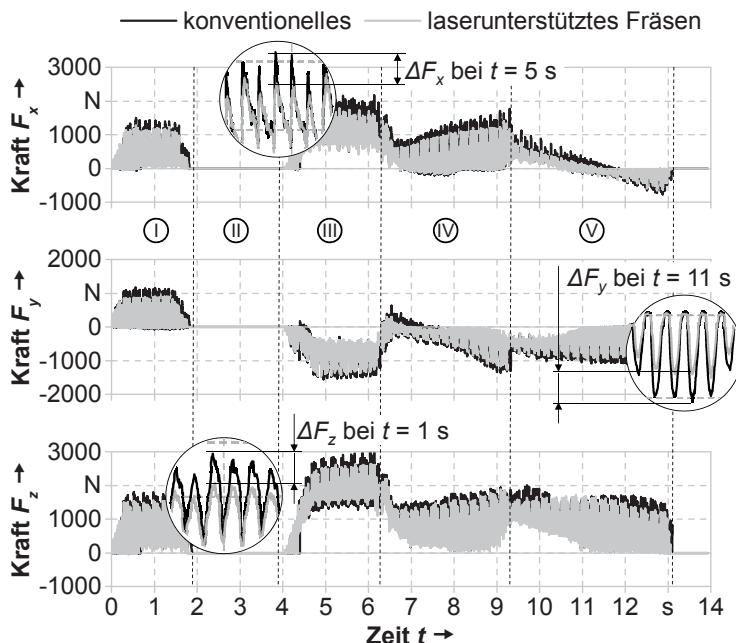


Abbildung 7-6: Prozesskräfte beim konventionellen und beim laserunterstützten Fräsen entlang der Fräsbahn aus Abbildung 7-5;  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,7 \text{ mm}$ ,  $f_z = 1,2 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ ,  $P_L = 578 \text{ W}$ ;  $d_L = 2,6 \text{ mm}$ ,  $y_L = 2,0 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 7.3.1

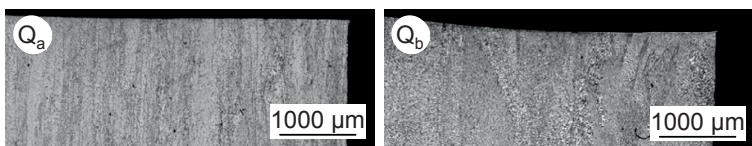
Während des FräSprozesses entlang der Kontur konnte die Kraft  $F_z$  um bis zu 14% reduziert werden. Der Ausschnitt aus dem  $t$ - $F_z$ -Diagramm zeigt exemplarisch die tatsächlichen Verläufe der Kraft mit und ohne Laserunterstützung sowie die resultierende Reduzierung  $\Delta F_z$  bei  $t = 1$  s.

Im Bereich I liegt eine kleine Eingriffsbreite vor ( $a_e = 10$  mm), weshalb sowohl die Kräfte in  $x$ -Richtung als auch die in  $y$ -Richtung reduziert werden konnten (vgl. Frässituation F2 in **Tabelle 4-8**, S. 112). In diesem Bereich wurde eine maximale Reduzierung von  $\Delta F_x = 307$  N und  $\Delta F_y = 205$  N gemessen. Während des Freifahrens des Fräzers und des Positionierens des Laserspots im Bereich II ist das Werkzeug nicht im Eingriff, daher traten hier keine Kräfte auf. Im Bereich III liegt eine konstante, aber im Vergleich zu Bereich I erhöhte Eingriffsbreite von  $a_e = 22$  mm vor, weshalb neben der Kraft  $F_z$  vornehmlich die Kraft  $F_x$  reduziert werden konnte. Die in diesem Bereich vorliegende Frässituation ist ähnlich zu F1 in **Tabelle 4-8** (S. 112). Der Ausschnitt aus dem  $t$ - $F_x$ -Diagramm zeigt die Reduzierung  $\Delta F_x$  bei  $t = 5$  s, wobei  $\Delta F_x = 325$  N erzielt werden konnte. Die Kraft  $F_y$  blieb dagegen nahezu unverändert. Die Bereiche IV und V sind aufgrund der erst konkaven und dann konvexen Bahnführung durch eine stetig veränderte Eingriffsbreite  $a_e$  und resultierende Vorschubrichtung charakterisiert, was auch einer ständigen Nachführung der Laserspots bedurfte. Die veränderten FräSbedingungen sind an den variierenden absoluten Kraftmaxima der drei Raumrichtungen zu erkennen. Beispielsweise fällt die Kraft  $F_x$  zu Beginn des Bereiches IV beim konventionellen wie auch beim laserunterstützten Fräsen bis zum Erreichen der minimalen Eingriffsbreite auf ein Kraftminimum ab und steigt mit zunehmender Eingriffsbreite wieder an. In Bereich V wechselt die Vorschubrichtung entlang der konvexen Fräsbahn in einem fließenden Vorgang von der  $y$ -Richtung auf die  $x$ -Richtung, weshalb zum Ende der Fräsbahn die Kräfte  $F_x$  und  $F_y$  in negative Richtung wirken. Neben der Kraft  $F_z$  wurde zum Ende dieses Bereiches hauptsächlich die Kraft  $F_y$  reduziert. Der Ausschnitt aus dem  $t$ - $F_y$ -Diagramm zeigt bei  $t = 11$  s eine Reduzierung von  $\Delta F_y = 194$  N.

### 7.4.2.2 Wärmeeinflusszone (WEZ)

Der vorherige Abschnitt belegte, dass während des FräSENS einer Kontur trotz der Umpositionierung des Laserspots eine Reduzierung der Prozesskräfte erzielt werden kann. Ergänzend sind in **Abbildung 7-7** zwei Querschliffe des laserunterstützt gefrästen Bauteils ( $Q_a$  und  $Q_b$ ) dargestellt. Die Positionen der Querschliffe sind **Abbildung 7-5** zu entnehmen. Diese Querschliffe bestätigen zusätzlich die Prozess-

sicherheit der Bearbeitungsstrategie und die aufgebaute Systemtechnik, da keine WEZ verursacht wurde. Die unterschiedliche Ausprägung der Oberflächenformen der Bauteile im Querschliff ist durch die Anstellung und die Geometrie der Schneidplatten zu erklären (vgl. Verlauf der Funktion  $g(y_1)$  in **Abbildung 4-4** auf S. 58). Der Querschliff  $Q_b$  wurde an einer Stelle mit einer geringen Eingriffsbreite des Werkzeugs von  $a_e = 10 \text{ mm}$  entnommen, weshalb sich die Geometrie der Schneidplatte an der Oberfläche wiederfindet. Für  $Q_a$  liegt dieser Bereich aufgrund einer erhöhten Eingriffsbreite von  $a_e = 22 \text{ mm}$  außerhalb des aufgenommenen Bereichs.



*Abbildung 7-7: Querschliffe des laserunterstützt gefrästen Bauteils jeweils an der Stelle  $Q$  im a) Bereich III und b) IV (siehe Abbildung 7-5);  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $a_p = 0,7 \text{ mm}$ ,  $Z = 5$ ,  $P_L = 559 \text{ W}$ ;  $d_L = 2,6 \text{ mm}$ ,  $y_L = 2,0 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4; sonstige Angaben gemäß Abschnitt 7.3.1*

## 7.5 Zusammenfassung

In den vorherigen Abschnitten wurde mithilfe des Prozessmodells eine Datenbasis der Prozessparameter für das laserunterstützte Fräsen aufgestellt und diese experimentell validiert. Dazu wurden die erzielten Kraftreduzierungen ermittelt sowie etwaige thermische Schädigungen in Form einer WEZ bestimmt. Es konnte belegt werden, dass durch den Einsatz der modellbasierten Prozessparameter eine prozesssichere Bearbeitung ermöglicht wird. Ergänzend wurde eine Reduzierung des Werkzeugverschleißes durch das laserunterstützte Fräsen nachgewiesen. Eine Betrachtung der Wirtschaftlichkeit ist Gegenstand des nächsten Kapitels.

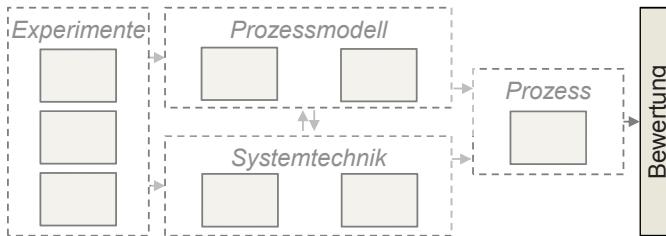
Abschließend kann festgehalten werden, dass die aufgebaute Systemtechnik aus Kapitel 6 die in Abschnitt 4.4 abgeleitete Bearbeitungsstrategie auch beim Fräsen einer Kontur umzusetzen erlaubt, wobei eine ständige Reduzierung der Kraft  $F_z$  und je nach Vorschubrichtung und Eingriffsbreite eine variierende Reduzierung der Kräfte  $F_x$  und  $F_y$  erzielt werden kann. Diese Ergebnisse bestätigen zudem die Übertragbarkeit der Aussagen des Prozessmodells auf das Fräsen dreidimensionaler Bahnen.



# 8 Technologische und wirtschaftliche Bewertung

## 8.1 Allgemeines

Da mit dieser Arbeit ein Beitrag zur leistungsfähigen und wirtschaftlichen Fräsbearbeitung hochfester Werkstoffe geleistet werden soll, wird im Nachfolgenden eine abschließende technologische und wirtschaftliche Bewertung der erzielten Ergebnisse durchgeführt. Die **Abbildung 8-1** ermöglicht die Einordnung der folgenden Inhalte in die Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit.



*Abbildung 8-1: Einordnung von Kapitel 8 in die Vorgehensweise (siehe Abbildung 3-1 auf S. 46)*

## 8.2 Technologische Bewertung

Das fertigungstechnische Potential der laserunterstützten Zerspanung konnte bereits in zahlreichen Forschungsarbeiten nachgewiesen werden (siehe Abschnitt 2.5). Diese zeigten, dass für eine ganzheitliche Bewertung der Technologie stets der prozesstechnische, aber auch der systemtechnische Ansatz zu berücksichtigen ist. Die technologische Bewertung findet daher anhand der aufgebauten Systemtechnik und der Ergebnisse der Untersuchungen des hybriden Bearbeitungsprozesses statt.

### Systemtechnik

Die in Kapitel 6 beschriebene Laserintegration wurde derart aufgebaut, dass sie vornehmlich aus am Markt verfügbaren Standardkomponenten besteht und modular in eine bestehende Fräsmaschine nachgerüstet werden kann. Neben der Realisierung des hybriden Bearbeitungsprozesses wurde besonderes Augenmerk auf die Wirtschaftlichkeit der Systemtechnik gelegt. Daher wurde ein kostenminimiertes Maschinenkonzept aufgebaut. Auf diese Weise konnte auf die Entwicklung einer Sondermaschine verzichtet werden. Für einen laserunterstützten Fräsprozess wird

neben der Laserspot-Nachführung und den erforderlichen Lasersicherheitsmaßnahmen lediglich eine CAD/CAM-Schnittstelle benötigt, die die mithilfe des Prozessmodells berechnete Datenbasis aus den Laser- und den Fräsparametern im Prozess umsetzt. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Funktionsmuster einer Fräsmaschine mit Laserintegration aufgebaut. Diese Maschine ermöglicht im Vergleich zu den in Abschnitt 2.5 gezeigten Arbeiten das Fräsen von Konturen ohne thermische Schädigung des fertigen Bauteils.

### **Hybrider Bearbeitungsprozess**

Für das laserunterstützte Fräsen bedarf es einer wechselseitigen Berücksichtigung der Anforderungen an die Systemtechnik und den hybriden Prozesses. Zum einen muss die Anlage systemtechnisch ermöglichen, dass ein hybrider Prozess durchgeführt werden kann – im Rahmen dieser Arbeit mithilfe der Laserintegration in eine Fräsmaschine. Zum anderen muss die Bearbeitungsstrategie eines hybriden Prozesses so gewählt werden, dass sie durch eine Systemtechnik realisierbar ist – Lage des Spots vor dem Werkzeug, um eine Kraftreduzierung erreichen zu können. Mithilfe des in Kapitel 5 beschriebenen Prozessmodells können die Laser- und die Fräsparameter aufeinander abgestimmt werden. Auf diese Weise kann ein prozesssicherer laserunterstützter Fräsprözess realisiert werden. Die durchgeführten Untersuchungen belegen, dass durch das laserunterstützte Fräsen die mechanische Belastung auf das Fräswerkzeug reduziert werden kann. Daher können mit diesem Verfahren zwei unterschiedliche Zielsetzungen verfolgt werden, die beide zur Verbesserung der Wirtschaftlichkeit bei der Zerspanung beitragen:

- A. Zum einen kann die erzielte Reduzierung der Prozesskräfte dazu genutzt werden, um den Werkzeugverschleiß und damit die Werkzeugkosten sowie die Prozessnebenzeit aufgrund von Werkzeugwechseln zu verringern. Das erzielte Zeitspanvolumen bleibt dabei konstant.
- B. Zum anderen können mithilfe des Prozessmodells die Laser- und die Fräsparameter derart angepasst werden, dass bei einer laserunterstützten Bearbeitung im Vergleich zum konventionellen Fräsen die Gesamtbelastung auf das Werkzeug konstant bleibt, jedoch ein erhöhtes Zeitspanvolumen erzielt werden kann. Dies kann beispielsweise durch eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  oder der Schnitttiefe  $a_p$  erfolgen und trägt zu einer Reduzierung der Gesamtprozesszeit bei.

## Beispielrechnung

Mithilfe der aufgestellten Datenbasis aus Abschnitt 7.2 wurde für einen Fräsvorprozess mit einer Schnitttiefe von  $a_p = 0,7 \text{ mm}$  und einem Zahnvorschub von  $f_z = 1,2 \text{ mm}$  eine geeignete Laserleistung von  $P_L = 578 \text{ W}$  ermittelt. Über die in Kapitel 4 beschriebenen Regressionsmodelle können die Prozesskräfte beim konventionellen (Modell I) und beim laserunterstützten Fräsen (Modell II) bestimmt werden. In **Tabelle 8-1** sind die jeweils berechneten Prozesskräfte aufgelistet.

*Tabelle 8-1: Berechnete Prozesskräfte  $F$ , Kraftreduzierungen  $\Delta F$  und Zeitspanvolumen  $Q_W$  beim konventionellen und beim laserunterstützten Fräsen (siehe Modell III in Unterabschnitt 4.4.5.2);  $v_c = 35 \text{ m/min}$ ,  $Z = 5$ ,  $a_e = 20 \text{ mm}$ ,  $d_L = 2,6 \text{ mm}$ ,  $y_L = 2,0 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4*

Berechnete Prozesskräfte			
	a)	b) Fall A:	c) Fall B:
	konventionell	laserunterstützt	laserunterstützt
$a_p$	$0,7 \text{ mm}$	$0,7 \text{ mm}$	$0,8 \text{ mm}$
$f_z$	$1,2 \text{ mm}$	$1,2 \text{ mm}$	$1,4 \text{ mm}$
$P_L$	$578 \text{ W}$	$578 \text{ W}$	$757 \text{ W}$
$F_x$	$1998,2 \pm 47$	$1736,7 \pm 17$	$1996,8 \pm 29$
$F_y$	$1289,8 \pm 32$	$1284,7 \pm 16$	$1273,1 \pm 34$
$F_z$	$3166,5 \pm 53$	$2928,2 \pm 32$	$3022,2 \pm 68$
$\Delta F_x$	-	$262 \quad (\triangle 13,1\%)$	$1 \quad (\triangle 0,0\%)$
$\Delta F_y$	-	$5 \quad (\triangle 0,4\%)$	$17 \quad (\triangle 1,3\%)$
$\Delta F_z$	-	$238 \quad (\triangle 7,5\%)$	$144 \quad (\triangle 4,6\%)$
$Q_W$	$22,3 \text{ cm}^3/\text{min}$	$22,3$	$29,7$

Im Vergleich zum konventionellen Prozess (a) wurde für das laserunterstützte Fräsen (b) eine Reduzierung der Prozesskräfte  $F_x$  und  $F_z$  um  $\Delta F_x = 262 \text{ N}$  ( $\triangle 13,1\%$ ) und  $\Delta F_z = 238 \text{ N}$  ( $\triangle 7,5\%$ ) ermittelt, wobei das Zeitspanvolumen von  $Q_W = 22,3 \text{ cm}^3/\text{min}$  unverändert blieb (Fall A). Für eine Prozessführung nach Fall B wurden in einem weiteren Schritt die Laser- und die Fräsparameter für einen laserunterstützten Prozess derart angepasst, dass keine der Prozesskräfte im Vergleich zum konventionellen Prozess erhöht ist. Im vorliegenden Fall erreicht die  $x$ -Komponente das Niveau des konventionellen Prozesses (d. h.  $\Delta F_x = 0 \text{ N}$ ). Die Kraft  $F_z$  ist dabei weiter um  $\Delta F_z = 144 \text{ N}$  ( $\triangle 4,6\%$ ) reduziert. Bei einem laserunter-

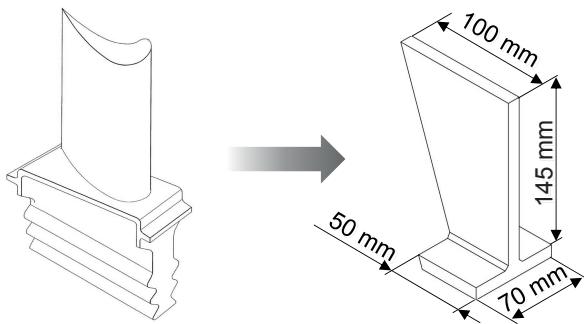
stützten Fräsvorprozess mit den so ermittelten Parametern kann ein Zeitspanvolumen von  $Q_W = 29,7 \text{ cm}^3/\text{min}$  erzielt werden. Dies entspricht im Vergleich zum konventionellen Prozess einer Steigerung um 33,3% aufgrund der Laserunterstützung, wobei die Prozesskräfte nicht erhöht werden.

### 8.3 Wirtschaftliche Bewertung

Für eine ganzheitliche Betrachtung der Leistungsfähigkeit eines Fertigungsverfahrens sind neben den technologischen stets auch die wirtschaftlichen Aspekte zu berücksichtigen. Unter Effizienzgesichtspunkten ist dabei der Nutzen dem Aufwand gegenüberzustellen. Für die beiden im vorherigen Abschnitt erläuterten Fälle A und B ist der Nutzen des laserunterstützten FräSENS im Vergleich zum konventionellen FräSEN zum einen die Reduzierung des Werkzeugverschleißes und zum anderen die Steigerung des Zeitspanvolumens. Nach KLOCKE ET AL. (2012) überwiegt aus ökonomischer Sicht die Steigerung des Zeitspanvolumens (Fall B) im Vergleich zur Reduzierung des Werkzeugverschleißes (Fall A). Dem Nutzen gegenüber ist die zusätzlich erforderliche Systemtechnik als Aufwand zu sehen. Zudem erhöht sich durch den hybriden Prozess die Gesamtkomplexität des Verfahrens. Für eine Steigerung der Effizienz bzw. der Wirtschaftlichkeit muss demnach der monetäre Nutzen den zusätzlichen Aufwand überwiegen. Auf den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Prozess bezogen, wird diese Betrachtung im Folgenden anhand einer Beispielrechnung dargelegt.

#### Beispielrechnung

In Anlehnung an die Arbeit von KLOCKE ET AL. (2012), in der eine technologische und wirtschaftliche Gegenüberstellung von Schlichtstrategien zur Bearbeitung von Turbinenschaufeln aus u.a. Titanlegierungen durchgeführt wurde, liegt auch der nachfolgenden Beispielrechnung die spanende Fertigung einer vereinfachten Geometrie einer Turbinenschaufel zugrunde. Die angenommene Bauteilgeometrie orientiert sich an den Arbeiten von KULJANIC ET AL. (1998), GARCIA (2011) und KLOCKE ET AL. (2012) und ist **Abbildung 8-2** zu entnehmen.



*Abbildung 8-2: Geometrie einer Turbinenschaufel (links) und vereinfachte Geometrie für die durchgeführte Beispielrechnung zur wirtschaftlichen Bewertung (rechts); Stegdicke 10 mm*

Die nachfolgende Beispielrechnung basiert auf den von OLFERT (2005) zusammengefassten Grundlagen der Kostenrechnung. Für die wirtschaftliche Bewertung wurden die bei der Fertigung mit einem konventionellen oder einem laserunterstützten Fräsvorprozess entstehenden Kosten berücksichtigt. Dazu wurde zwischen Material- und Fertigungskosten unterschieden, wobei sich letztere aus Fixkosten und variablen Kosten zusammensetzen. Nach OLFERT (2005) müssen bei der Berechnung der Fertigungskosten die Abschreibungskosten, die Zinsaufwendungen, die Kosten für die Hallenfläche, die Energiekosten, die Personalkosten, die Wartungs- und Reparaturkosten sowie sonstige Verbrauchskosten berücksichtigt werden. Die der Berechnung zugrunde liegenden Daten sind Anhang A3 zu entnehmen.

In **Abbildung 8-3** sind die berechneten jährlichen Kosten über die jährliche Anzahl der gefertigten Teile aufgetragen. Bei geringen jährlichen Stückzahlen sind die Kosten bei der Fertigung der Turbinenschaufel durch einen konventionellen Fräsvorprozesses geringer als durch einen laserunterstützten. Dies ist mit den zusätzlichen Investitionskosten für die Strahlquelle und die Laserspot-Nachführung zu begründen, die die Kosteneinsparung aufgrund eines erhöhten Zeitspanvolumens überwiegen. Der *Break-even* wird im vorliegenden Berechnungsbeispiel bei einer Stückzahl von 420 Teilen pro Jahr erreicht. Ab diesem Zeitpunkt kann durch den laserunterstützten Prozess eine Kosteneinsparung erzielt werden. Bei einer jährlichen Stückzahl von 900 Teilen ist die Kapazitätsgrenze einer einzelnen Fräsmaschine erreicht, weshalb für einen konventionellen Prozess eine weitere Maschine erforderlich ist, wohingegen dieser Punkt bei einem laserunterstützten Prozess erst bei einer Stückzahl von 1200 Teilen erreicht wird. Dies ist mit dem um 33,3% gesteigerten Zeit-

spanvolumen zu erklären (siehe Abschnitt 8.2). Demnach liegt für den vorliegenden Fall das größte wirtschaftliche Potential des laserunterstützten FräSENS bei einer jährlichen Stückzahl von 900 bis 1200 Teilen vor, da in diesem Bereich unter den getroffenen Annahmen eine Kostenersparnis von bis zu 10,5% erzielt werden kann.

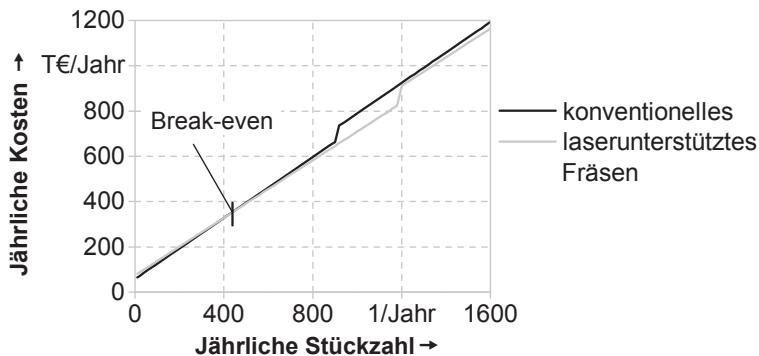


Abbildung 8-3: Jährliche Kosten über die Anzahl der jährlich gefertigten Teile bei einem konventionellen und einem laserunterstützten FräSprozess (am Beispiel einer gefrästen Turbinenschaufel); Material- und Fertigungskosten nach Anhang A3

## 8.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde eine Bewertung der im Rahmen dieser Arbeit erzielten Ergebnisse aus technologischer sowie wirtschaftlicher Sicht durchgeführt. Das realisierte Maschinenkonzept wurde modular, nachrüstbar und kostenminimiert aufgebaut und ermöglicht eine Steigerung des Zeitspanvolumens um circa ein Drittel, was das Potential des im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Prozesses aufzeigt.

Aus ökonomischer Sicht lässt sich festhalten, dass das laserunterstützte FräSEN zu einer Kostenersparnis in der Fertigung beitragen kann. Dies gilt vor allem für den Fall, dass bei der Produktion die Kapazitätsgrenze der Fräsmaschine erreicht wird, da durch das laserunterstützte FräSEN diese Grenze verschoben werden kann.

## 9 Zusammenfassung der Arbeit und Ausblick

### 9.1 Zusammenfassung

Moderne Bauteile aus hochfesten Werkstoffen nach dem Leichtbauprinzip weisen verbesserte mechanische und thermische Eigenschaften auf. Diese Werkstoffe setzen jedoch auch der Bearbeitung eine erhöhte Widerstandsfähigkeit entgegen. Zur Gewährleistung der erforderlichen Bauteilqualität ist die spanende Bearbeitung jedoch auch zukünftig durch kein alternatives Bearbeitungsverfahren ersetzbar. Aufgrund einer eingeschränkten Wirtschaftlichkeit und Leistungsfähigkeit v.a. bei der Bearbeitung hochfester Werkstoffe stößt das Fräsen hier an seine technologischen Grenzen. Zur prozesseitigen Leistungssteigerung wurde daher schon vielfach der Ansatz der Warmzerspanung verfolgt. Dabei wird der Werkstoff erwärmt und entfestigt und anschließend in diesem Zustand abgehoben. Das laserunterstützte Fräsen zählt aufgrund der lokalen Wärmeeinbringung zu den fortschrittlichsten Varianten der Warmzerspanung. In zahlreichen Forschungsarbeiten konnte das Potential des laserunterstützten FräSENS bereits nachgewiesen werden. Jedoch konnte bisher entweder keine ausreichende Prozesssicherheit oder Wirtschaftlichkeit erzielt werden, da zum einen eine thermische Beeinflussung des fertigen gefrästen Bauteils vorlag oder zum anderen der system- und prozesstechnische Aufwand einen wirtschaftlichen Nutzen egalisierte.

Zielsetzung der vorliegenden Arbeit war es daher, das laserunterstützte Fräsen prozesssicher zu beherrschen und parallel ein wirtschaftliches Maschinenkonzept umzusetzen. Durch die vorliegende Abhandlung sollte mithilfe einer Berücksichtigung des Zusammenwirkens von Systemtechnik und Prozess ein Beitrag zur wirtschaftlichen und leistungsfähigeren Bearbeitung hochfester Werkstoffe geleistet werden. In Abschnitt 3.3.3 wurden daher drei Forschungsfragen gestellt, die im Folgenden abschließend beantwortet werden sollen:

#### **Welche Einflussgrößen wirken auf die Einzelprozesse und den hybriden Prozess? Wie sind deren Zusammenhänge?**

Die Fragestellung wurde in Kapitel 4 mithilfe einer getrennten Betrachtung der Einzelprozesse und des hybriden Prozesses beantwortet. Auf Basis der Einzeluntersuchungen wurde eine Bearbeitungsstrategie für das laserunterstützte Fräsen abgeleitet. Bei deren Umsetzung stellte sich heraus, dass neben dem Werkstoff des Werkstücks die Laserleistung, der Spodtdurchmesser und der Laservorlauf die

Haupteinflussgrößen auf eine laserunterstützte Fräsbearbeitung sind. Mithilfe der Laserunterstützung können die Prozesskräfte und der Werkzeugverschleiß reduziert werden. Mithilfe von drei empirischen Regressionsmodellen (Modelle I, II und III), die eine Berechnung der Prozesskräfte bei einem konventionellen und einem laserunterstützten Prozess sowie die erzielbare Kraftreduzierung ermöglichen, wurde ein mathematischer Zusammenhang zwischen den beteiligten Prozessparametern und der resultierenden Prozesskraft geschaffen.

### **Wie können eine Bearbeitungsstrategie und geeignete Prozessparameter für ein prozesssicheres laserunterstütztes Fräsen ermittelt werden?**

Eine Bearbeitungsstrategie für das laserunterstützte Fräsen wurde auf Basis der Einzeluntersuchungen der Fräsen- und der Lasermaterialbearbeitung abgeleitet. Diese zielt auf die Reduzierung der Maximalbelastungen ab, die beim Fräsen auf das Werkzeug wirken. Für eine prozesssichere Bearbeitung ohne thermische Beeinflussung des fertigen gefrästen Bauteils bedarf es einer wechselseitigen Anpassung der Fräsen- und der Laserparameter. Über ein Prozessmodell wurde ein temperaturabhängiger Zusammenhang zwischen diesen Parametern ermittelt. Das aufgebaute Prozessmodell ermöglicht das Aufstellen einer Prozessparameter-Datenbasis für das laserunterstützte Fräsen, die durch eine geeignete Informationstechnik abgerufen werden kann.

### **Wie kann eine entsprechende Systemtechnik wirtschaftlich realisiert werden?**

Eine Systemtechnik kann nur dann wirtschaftlich sein, wenn ihr Nutzen den Aufwand übersteigt. Daher wurde im Rahmen dieser Arbeit der Ansatz verfolgt, aus am Markt verfügbaren Komponenten eine kostenminimierte, modulare Laserintegration aufzubauen, die an jede Art einer Fräsmaschine nachgerüstet werden kann. Besonderes Augenmerk lag dabei auf der Laserspot-Nachführung, die das Fräsen entlang von Konturen ermöglicht, und auf der Bereitstellung einer CAD/CAM-Schnittstelle, die ein prozesssicheres Fräsen gewährleistet.

Die abschließende technologische und wirtschaftliche Bewertung der Ergebnisse zeigte das Potential des realisierten Ansatzes aus der Prozessführung und der Systemtechnik auf. Aus ökonomischer Sicht lässt sich festhalten, dass das laserunterstützte Fräsen zu einer Kostensparnis in der Fertigung beitragen kann. Dies gilt vor allem für den Fall, dass bei der konventionellen Produktion die Kapazitätsgrenze der Fräsmaschine erreicht ist, da durch das laserunterstützte Fräsen diese Grenze verschoben werden kann.

## 9.2 Ausblick

Die vorliegende Arbeit belegt, dass ein prozesssicheres und wirtschaftliches laserunterstütztes Fräsen möglich ist. An die erarbeiteten Ergebnisse kann direkt angeknüpft werden. Zielsetzung weiterer Forschungsarbeiten muss es sein, den Ansatz der parallelen Berücksichtigung von Prozess und Systemtechnik weiterzuführen, um die Leistungsfähigkeit des laserunterstützten Fräsen im Vergleich zum konventionellen Fräsen noch weiter zu steigern.

Hierbei bietet sich beispielsweise die Untersuchung von erweiterten Bestrahlungsstrategien mittels einer Scanneroptik an, um den Bereich der erwärmten und entfes- tigten Zerspanzone zu vergrößern. Dies wird durch RÖBLER ET AL. (2011) aufbauend auf den hier beschriebenen Ergebnissen bereits vorangetrieben. Ohne Berücksichtigung einer thermischen Beeinflussung des fertigen laserunterstützt gefrästen Bauteils wendeten TALLMAN ET AL. (2012) den in dieser Arbeit beschrie- benen systemtechnischen Ansatz bei einer erhöhten Schnittgeschwindigkeit zur Bearbeitung des Titanwerkstoffs TiAl6V4 an und erzielten eine Reduzierung der Bearbeitungszeit um 80%. Weitere Untersuchungsgegenstände sollten die Erweite- rung des gezeigten Ansatzes auf weitere Fräswerkzeuge sowie Werkstoffe sein, um eine breite Anwendbarkeit des Verfahrens nachzuweisen. Zudem zeigen neueste Entwicklungen auf dem Gebiet der Laserstrahlquellen, dass Diodenlaser die Leis- tungsfähigkeit von Festkörperlasern erreichen können, wobei die Investitionskosten reduziert und deren Wirkungsgrad verbessert werden. Daher sollte der Einsatz eines Diogenlasers zur laserunterstützten Fräsbearbeitung in Betracht gezogen werden. Für eine endgültige industrielle Anwendbarkeit muss außerdem das im Rahmen dieser Arbeit aufgebaute Funktionsmuster der Systemtechnik miniaturisiert und die CAD/CAM-Schnittstelle automatisiert werden.

„Eine gute wissenschaftliche Theorie sollte einer Bardame erklärbar sein.“

Ernest Rutherford (1871-1937)

---

## 10 Literaturverzeichnis

ABELE ET AL. 2011

Abele, E.; Hölscher, R.; Korff, D.; Rost, R.: Titanzerspanung produktiver machen. In: WB Werkstatt + Betrieb 144 (2011) 1-2, S. 34-38.

AKMAN ET AL. 2009

Akman, E.; Demir, A.; Canel, T.; Sinmazcelik, T.: Laser Welding of Ti6Al4V Titanium Alloys. In: Journal of Materials Processing Technology 209 (2009) 8, S. 3705-3713.

ALLMEN & BLATTER 1995

Allmen, M.; Blatter, A.: Laser Beam Interactions with Materials. Physical Principles and Applications, 2. Auflage. Berlin, Springer, 1995. ISBN: 3-540-59401-9

ALTINTAS 2000

Altintas, Y.: Manufacturing automation. Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design. Cambridge, University Press, 2000. ISBN: 0-521-65029-1

ANDERSON ET AL. 2006

Anderson, M.; Patwa, R.; Shin, Y. C.: Laser-Assisted Machining of Inconel 718 with an Economic Analysis. In: International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 14, S. 1879-1891.

ARRAZOLA ET AL. 2009

Arrazola, P. J.; Garay, A.; Iriarte, L. M.; Armendia, M.: Machinability of Titanium Alloys (Ti6Al4V and Ti555.3). In: Journal of Materials Processing Technology 209 (2009) 5, S. 2223-2230.

BAUSCH & GROLL 2003

Bausch, S.; Groll, K.: Perspektiven für die laserunterstützte Zerspanung. In: wt Werkstattstechnik online 93 (2003) 6, S. 457-461.

BENDICK & PEPPERHOFF 1982

Bendick, W.; Pepperhoff, W.: The Heat Capacity of Ti, V and Cr. In: Journal of Physics F: Metal Physics 12 (1982) 6, S. 1085-1090.

BERGS 2002

Bergs, T.: Analyse der Wirkmechanismen beim laserunterstützten Drehen von Siliziumnitridkeramik. Dissertation. RWTH Aachen. Aachen: Shaker, 2002. ISBN: 3-832-20452-0. (Berichte aus der Produktionstechnik 13/02).

BMW GROUP 2011

BMW Group: Das Carbon-Zeitalter beginnt. Joint Venture von BMW Group und SGL Group eröffnet neues Produktionswerk. Pressemeldung: PressClub Deutschland ([https://www.press.bmwgroup.com/pressclub/p/de/pressDetail.html?outputChannelId=7&id=T0120134DE&left\\_menu\\_item=node\\_2200](https://www.press.bmwgroup.com/pressclub/p/de/pressDetail.html?outputChannelId=7&id=T0120134DE&left_menu_item=node_2200)), abgerufen am: 27.08.2013.

BOYER ET AL. 2007

Boyer, R.; Welsch, G.; Collings, E. W.: Materials Properties Handbook. Materials Park, ASM International, 2007. ISBN: 0-87170-481-1.

BRECHER ET AL. 2011

Brecher, C.; Emonts, M.; Rosen, C. J.; Hermani, J.-P.: Laser-Assisted Milling of Advanced Materials. In: Schmidt, M. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing 2011 (LiM). München, 23.-26.05. Amsterdam: Elsevier, 2011, S. 599-606.

BRECHER ET AL. 2012

Brecher, C.; Emonts, M.; Rosen, C. J.; Hermani, J.-P.: Laser-Assisted Milling of Difficult-to-machine Materials. In: Uriarte, L. (Hrsg.): 9<sup>th</sup> International Conference on High Speed Machining. San Sebastian, 07.-08.03.2012, S. 95-98.

BRECHER ET AL. 2010

Brecher, C.; Rosen, C. J.; Emonts, M.: Laser-Assisted Milling of Advanced Materials. In: Schmidt, M. et al. (Hrsg.): Proceedings of the 6<sup>th</sup> LANE. Erlangen, 21.-24.09. Amsterdam: Elsevier, 2010, S. 259-272.

CHANG & KUO 2007

Chang, C.-W.; Kuo, C.-P.: An Investigation of Laser-Assisted Machining of Al2O3 Ceramics Planing. In: International Journal of Machine Tools & Manufacture 47 (2007) 3-4, S. 452-461.

DANIELSON ET AL. 2003

Danielson, P.; Wolson, R.; Alman, D.: Microstructure of Titanium Welds. In: Advanced Materials and Processes 161 (2003) 2, S. 39-42.

DAUB 2012

Daub, R.: Erhöhung der Nahttiefe beim Laserstrahl-Wärmeleitungs-schweißen von Stählen: Dissertation. Technische Universität München, 2012. München: Utz. ISBN: 978-3-8316-4199-4. (*iwb-Forschungsberichte* Band 263).

DEGNER ET AL. 2002

Degner, W.; Lutze, H.; Smejkal, E.: Spanende Formung. Theorie, Berechnung, Richtwerte. 15. Auflage. München: Hanser, 2002. ISBN: 978-3-4462-2138-3.

---

DENKENA ET AL. 2008

Denkena, B.; Köhler, J.; Dege, J.: Optimierte Werkzeuge stellen Schlüssel für wirtschaftlichere Bearbeitung dar. In: MM - Das IndustrieMagazin (2008) 26, S. 60-63.

DEUTGENS 2011

Deutgens, D.: Harte Keramik laserunterstützt drehen. In: WB Werkstatt + Betrieb 144 (2011) 9, S. 2-4.

DEUTGENS 2012

Deutgens, D.: Optimale Prozessketten durch hybride Produktionssysteme - Anforderungen an Maschine und Werkzeug. In: Barthelmä, F. et al. (Hrsg.): 10. Schmalkalder Werkzeugtagung. Schmalkalden, 14.-15.11.2012, S. 1-5.

DIN 66001

DIN 66001: Informationsverarbeitung; Sinnbilder und ihre Anwendung. Berlin: Beuth 12/1983.

DIN 8589

DIN 8589: Fertigungsverfahren Spanen. Berlin: Beuth 09/2003.

DIN EN 60825-4

DIN EN 60825-4: Sicherheit von Lasereinrichtungen - Teil 4: Laserschutzwände. Berlin: Beuth 12/2011.

DIN EN ISO 11553-1

DIN EN ISO 11553-1: Sicherheit von Maschinen - Laserbearbeitungsmaschinen - Teil 1: Allgemeine Sicherheitsanforderungen. Berlin: Beuth 03/2009.

DUMITRESCU ET AL. 2006

Dumitrescu, P.; Koshy, P.; Stenekes, J.; Elbestawi, M. A.: High-Power Diode Laser Assisted Hard Turning of AISI D2 Tool Steel. In: International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 15, S. 2009-2016.

DÜRR ET AL. 2009

Dürr, H.; Hösel, D.; Hommel, B.; Hahn, J.: Laserintegration in ein Bearbeitungszentrum zur Anwendung beim wirkenergieüberlagerten Fräsen. In: Otto et al. (Hrsg.): Laser- und Fertigungstechnik. Mittweida, 28.-29.10.2009, S. 21-24.

EZUGWU & WANG 1997

Ezugwu, E. O.; Wang, Z. M.: Titanium Alloys and their Machinability - A Review. In: Journal of Materials Processing Technology 68 (1997) 3, S. 262-274.

FECHT 2011

Fecht, N.: Zwei Flugzeug-Pioniere setzen auf High-Speed. In: WB Werkstatt und Betrieb 144 (2011) 10, S. 34-37.

FLEISCHER ET AL. 2005

Fleischer, J.; Schmidt, J.; Pabst, R.: Wärmeeintrag bei der Trockenbearbeitung. In: WB Werkstatt + Betrieb 138 (2005) 6, S. 44-46.

FURUMOTO ET AL. 2009

Furumoto, T.; Ueda, T.; Osaka, T.; Yassin, A.; Hosokawa, A.; Tanaka, R.: Study on Laser Assisted Milling of Ferrous Based Consolidated Material. In: Journal of Mechanical Science and Technology 24 (2009) 1, S. 127-130.

GARANT 2010

Garant: Zerspannungshandbuch. Das ABC für Zerspannungsprofis. München: Hoffmann Group (2010). ISBN: 3-000-16882-6.

GARCIA 2011

Garcia, A. M.: Blisk Fabrication by Linear Friction Welding. In: Benini, E. (Hrsg.): Advances in Gas Turbine Technology. Rijeka, CRO: InTech Verlag (2011), S. 411-434. ISBN: 978-9-5330-7611-9.

GEY 2003

Gey, C.: Prozessauslegung für das Flankenfräsen von Titan. Düsseldorf: VDI-Verl. (2003). ISBN: 978-3-1836-2502-4. (Berichte aus dem Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen, Universität Hannover 625).

HARRIS 2011

Harris, R.: Titan. Taschenbuchausgabe, München: Heyne, 2011. ISBN: 978-3-4534-3547-6.

HAUSMANN ET AL. 2008

Hausmann, J.; Friedrich, B.; Möller, C.; Gussone, J.; Voggenreiter, H.: Titan: Vom exklusiven Material zum Massenwerkstoff? In: Konstruktion 60 (2008) 5, S. 8-9.

HERMANI ET AL. 2013

Hermani, J.-P.; Emonts, M.; Brecher, C.; Hendow, S. T.: System Technology for Laser-Assisted Milling with Tool Integrated Optics. In: Fiber Lasers X: Technology, Systems, and Applications: Proceedings of SPIE. San Francisco, 26.02.2013, S. 860125.

HERMANNS 1995

Hermanns, C.: Anlagen zur laserunterstützten Warmzerspanung. Dissertation RWTH Aachen. Aachen: Shaker, 1995. ISBN: 3-826-50963-3. (Berichte aus der Produktionstechnik 10/95).

---

## HÖLSCHER & STAPP 2012

Hölscher, R.; Stapp, J.: Titan in der Luftfahrt. In: WB Werkstatt + Betrieb 145 (2012) 12, S. 28-30.

## HÜGEL & GRAF 2009

Hügel, H.; Graf, T. (Hrsg.): Laser in der Fertigung. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2009. ISBN: 978-3-8351-0005-3.

## IVASISHIN & TELIOVICH 1999

Ivasishin, O. M.; Teliovich, R. V.: Potential of Rapid Heat Treatment of Titanium Alloys and Steels. In: Material Science and Engineering A263 (1999) o. Nr., S. 142-154.

## JAU 1981

Jau, B.: Laser Assisted Machining of Hard to Machine Materials. Dissertation. University of Southern California. 1981.

## JAWAID ET AL. 2000

Jawaid, A.; Sharif, S.; Koksal, S.: Evaluation of Wear Mechanisms of Coated Carbide Tools when Face Milling Titanium Alloy. In: Journal of Materials Processing Technology 99 (2000) 1-3, S. 266-274.

## JEON & PFEFFERKORN 2008

Jeon, Y.; Pfefferkorn, F.: Effect of Laser Preheating the Workpiece on Micro End Milling of Metals. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 130 (2008) 1, S. 011004.1-9.

## KASPEROWSKI 2000

Kasperowski, S.: Diodenlaser in Präzisionsdrehmaschinen zur laserunterstützten Keramikzerspanung. Dissertation RWTH Aachen, Aachen: Shaker, 2000. ISBN: 3-826-57670-5. (Berichte aus der Produktionstechnik 13/00).

## KELLEY & ROCHELLE 2012

Kelley, R. L.; Rochelle, W. C.: Atmospheric Reentry of a Hydrazine Tank. Whitepaper NASA, Houston, TX (2012).

## KIENZLE & VICTOR 1952

Kienzle, O.; Victor, H.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugmaschinen. In: VDI-Z 94 (1952) 11-12, S. 155-177.

## KLOCKE ET AL. 2012

Klocke, F.; Zeis, M.; Klink; A.; Veselovac, D.: Technological and Economical Comparison of Roughing Strategies via Milling, EDM and ECM for Titanium- and Nickel-based Blisks. In: Procedia CIRP 2 (2012), S. 98-101.

KLOSSOWSKI 1999

Klossowski, U. B.: Laserunterstütztes Fräsen von TiAl6V4. Dissertation RWTH Aachen. Aachen: Shaker, 1999. ISBN: 3-826-56726-9. (Berichte aus der Produktionstechnik 27/99).

KOLESNIKOV ET AL. 2008

Kolesnikov, B.; Herbeck, L.; Fink, A.: CFRP/Titanium Hybrid Material for Improving Composite Bolted Joints. In: Composite Structures 83 (2008) 4, S. 368-380.

KOMANDURI & HOU 2002

Komanduri, R.; Hou, Z. B.: On Thermoplastic Shear Instability in the Machining of a Titanium Alloy (Ti-Al6-V4). In: Metallurgical and Materials Transactions A 33A (2002) o. Nr., S. 2995-3010.

KÖNIG ET AL. 1982

König, W.; Essel, K.; Witte, L.: Spezifische Schnittkraftwerte für die Zerspanung metallischer Werkstoffe. Verein Deutscher Eisenhüttenleute. Düsseldorf: Stahleisen, 1982. ISBN: 3-514-00240-1.

KÖNIG & ZABOKLICKI 1994

König, W.; Zaboklicki, A. K.: Laser-Assisted Machining Processes: Technological Potentials. In: M. Geiger et al. (Hrsg.): Proceedings of the LANE '94. Bamberg: Meisenbach, 1994, S. 389-404.

KRAUSE 1999

Krause, S.: Laserunterstütztes Drehen - bereit für den industriellen Einsatz! Pressemitteilung, Informationsdienst Wissenschaft e. V. (<http://idw-online.de/pages/de/news11804>), abgerufen am: 27.08.2013.

KULJANIC ET AL. 1998

Kuljanic, E.; Fioretti, M.; Beltrame, L.; Miani, F.: Milling Titanium Compressor Blades with PCD Cutter. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology 47 (1998) 1, S. 61-64.

LEI ET AL. 2001

Lei, S.; Shin, Y. C.; Incropera, F. P.: Experimental Investigation of Thermo-Mechanical Characteristics in Laser-Assisted Machining of Silicon Nitride Ceramics. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 123 (2001) 4, S. 639-646.

LI ET AL. 1997

Li, Z.; Gobbi, S.; Norris, I.; Zolotovsky, S.; Richter, K.: Laser Welding Techniques for Titanium Alloy Sheet. In: Journal of Materials Processing Technology 65 (1997) 1-3, S. 203-208.

---

## LÜTJERING & WILLIAMS 2007

Lütjering, G.; Williams, J. C.: Titanium. 2. Auflage. Berlin: Springer, 2007.  
ISBN: 978-3-5407-1397-5.

## MAZUMDER & STEEN 1982

Mazumder, J.; Steen, W. M.: Microstructure and Mechanical Properties of Laser Welded Titanium 6Al-4V. In: Metallurgical and Materials Transactions A 13A (1982) o. Nr., S. 865-871.

## MEINECKE 2009

Meinecke, M.: Prozessauslegung zum fünfachsigen zirkularen Schruppfräsen von Titanlegierungen. Dissertation RWTH Aachen. Aachen: Apprimus, 2009. ISBN: 978-3-9405-6539-6. (Ergebnisse aus der Produktionstechnik Prozesstechnologie 12/09).

## MELKOTE ET AL. 2009

Melkote, S.; Kumar, M.; Hashimoto, F.; Lahoti, G.: Laser Assisted Micro-Milling of Hard-to-machine Materials. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology 58 (2009) 1, S. 45-48.

## MERKEL & THOMAS 2003

Merkel, M.; Thomas, K.-H.: Taschenbuch der Werkstoffe. 6. Auflage. München: Hanser, 2003. ISBN: 3-446-22084-4.

## MUELLER ET AL. 2008

Mueller, S.; Bratt, C.; Mueller, P.; Cuddy, J.; Shankar, K.: Laser Beam Welding of Titanium - A Comparison of CO<sub>2</sub> and Fiber Laser for Potential Aerospace Applications. In: Xinbing Liu (Hrsg.): 27<sup>th</sup> International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO). Temecula, USA, 20.-23.10.2008, S. 846-909. ISBN: 978-0-9120-3512-3.

## MUSIOL ET AL. 2012

Musiol, J.; Lütke, M.; Schweier, M.; Hatwig, J.; Wetzig, A.; Zaeh, M.; Beyer, E.: Combining Remote Ablation Cutting and Remote Welding - Opportunities and Application Areas. In: Beyer et al. (Hrsg.): Proceedings of the LASE. San Francisco, USA, 23.-27.01.2012. San Francisco: SPIE (2012), S. 82390Q1-Q14. ISBN: 978-0-8194-8882-4.

## NALLA ET AL. 2002

Nalla, R.; Boyce, B.; Campbell, J.; Peters, J.; Ritchie, R.: Influence of Microstructure on High-Cycle Fatigue of Ti-6Al-4V: Bimodal vs. Lamellar Structures. In: Metallurgical and Materials Transactions A 33A (2002) o. Nr., S. 899-918.

OBIKAWA & USUI 1996

Obikawa, T.; Usui, E.: Computational Machining of Titanium Alloy - Finite Element Modeling and Few Results. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 118 (1996) 1, S. 208-215.

OEFEL 2013

Oefele, F.: Remote-Laserstrahlschweißen mit brillanten Laserstrahlquellen. Dissertation. Technische Universität München, 2013. München: Utz. ISBN: 978-3-8316-4224-3. (*iwb-Forschungsberichte Band 267*).

OLFERT 2005

Olfert, K.: Kostenrechnung. 14. Auflage. Ludwigshafen (Rhein): Kiehl, 2005. ISBN: 978-3-4705-1104-7.

PETERS 2011

Peters, M.: Titan in der Medizintechnik. In: Metall 65 (2011) 6, S. 205-210.

PABST ET AL. 2011

Pabst, R.; Fleischer, J.; Michna, J.: Modelling of the Heat Input for Face-Milling Processes. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology 59 (2010) 1, S.121-124

PETERS & LEYENS 2002

Peters, M.; Leyens, C. (Hrsg.): Titan und Titanlegierungen. Weinheim: Wiley, 2002. ISBN: 3-527-30539-4.

PITZ ET AL. 2010

Pitz, I.; Otto, A.; Schmidt, M.: Simulation of the Laser Beam Forming Process with Moving Meshes for Large Aluminium Plates. In: Schmidt, M. et al. (Hrsg.): Proceedings of the 6<sup>th</sup> LANE. Erlangen, 21.-24.09. Amsterdam: Elsevier (2010), S. 363-369.

POLIFKE & KOPITZ 2005

Polifke, W.; Kopitz, J.: Wärmeübertragung. Grundlagen, analytische und numerische Methoden. München: Pearson Studium, 2005. ISBN: 978-3-8273-7104-1.

POPRAWE 2005

Poprawe, R.: Lasertechnik für die Fertigung. Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur. Berlin: Springer, 2005. ISBN: 978-3-5402-1406-9.

RADAJ 2002

Radaj, D.: Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen. Rechen- und Messverfahren. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren, DVS-Verlag, 2002. ISBN: 3-871-55194-5.

---

RÄDE ET AL. 1997

Räde, L.; Westergren, B.; Vachenauer, P.: Springer's mathematische Formeln. Taschenbuch für Ingenieure, Naturwissenschaftler, Informatiker, Wirtschaftswissenschaftler. 3. Auflage, Berlin: Springer, 1997. ISBN: 978-3-540-99629-3.

RICHTER & BORN 1986

Richter, F.; Born, L.: Die spezifische Wärmekapazität von metallischen Werkstoffen. In: Werkstofftechnik 17 (1986) 7, S. 233-237.

ROGGENSACK & WALTER 1993

Roggensack, M.; Walter, M. B.: Studies on Laser and Plasma Welded Titanium. In: Dental Material 9 (1993) 2, S. 104-107.

ROSEN 2012

Rosen, C. J.: Laserunterstützte Fräsbearbeitung hochfester Werkstoffe. Dissertation RWTH Aachen. Aachen: Apprimus, 2012. ISBN: 978-3-86359-051-2. (Ergebnisse aus der Produktionstechnik Produktionsmaschinen 01/12).

RÖßLER ET AL. 2011

Rößler, A.; Hösel, D.; Hommel, B.; Mietelski, B.: Wirkenergieüberlagertes Fräsen in Bearbeitungszentren. In: ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 106 (2011) 7-8, S. 527-530.

ROZZI ET AL. 2000

Rozzi, J. C.; Pfefferkorn, F.; Shin, Y. C.; Incropera, F. P.: Experimental Evaluation of the Laser Assisted Machining of Silicon Nitride Ceramics. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 122 (2000) 4, S. 666-670.

SCHEFFLER 1997

Scheffler, E.: Statistische Versuchsplanung und -auswertung. Eine Einführung für Praktiker. 3. Auflage. Stuttgart: Verlag für Grundstoffindustrie, 1997. ISBN: 3-342-00366-9.

SCHNADT-KIRSCHNER 1997

Schnadt-Kirschner, R.: Praktische Aspekte der Zerspanung von Flugzeugintegralbauteilen aus Aluminium- und Titanlegierungen. In: ISF (Hrsg.): Bohren und Fräsen im modernen Produktionsprozess. Dortmund, 21.-22.05.1997, S. 31-41.

SCHOBER ET AL. 2012

Schober, A.; Musiol, J.; Daub, R.; Feil, J.; Zäh, M. F.: Experimental Investigation of the Cutting Front Angle during Remote Fusion Cutting. In: M. Schmidt et al. (Hrsg.): Proceedings of the 7<sup>th</sup> LANE. Fürth, 12.-15.11. Amsterdam: Elsevier, 2012, S. 204-212.

SCHWARZ 2010

Schwarz, F.: Simulation der Wechselwirkungen zwischen Prozess und Struktur bei der Drehbearbeitung. Dissertation. Technische Universität München, 2010. München: Utz. ISBN: 978-3-8316-4030-0. (*iwb-Forschungsberichte* Band 242).

SHIN ET AL. 2009

Shin, D.; Lee, J.; Lim, S.; Kim, J.: Laser Assisted Machining of Silicon Nitride using HPDL. In: WLT (Hrsg.): Proceeding of the 5<sup>th</sup> International WLT-Conference on Lasers in Manufacturing (LiM). München, 15.-18.06.2009, S. 267-272.

SHINODA ET AL. 1991

Shinoda, T.; Matsunaga, K.; Shinhara, M.: Laser Welding of Titanium Alloy. In: Welding International 5 (1991) 5, S. 346-351.

SIEBERTZ ET AL. 2010

Siebertz, K.; van Bebber, D. T.; Hochkirchen, T.: Statistische Versuchsplanung. Design of Experiments (DoE). 1. Auflage. Heidelberg: Springer , 2010. ISBN: 978-3-6420-5492-1.

SKVARENINA & SHIN 2006

Skvarenina, S.; Shin, Y. C.: Laser-Assisted Machining of Compacted Graphite Iron. In: International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 1, S. 7-17.

SUN & BRANDT 2007

Sun, S.; Brandt, M.: Laser-Assisted Machining of Titanium Alloys. In: Industrial Laser Solutions 22 (2007) 12. ([http://www.industrial-lasers.com/display\\_article/313470/39/none/none/Feat/Laser-assisted-machining-of-titanium-alloys](http://www.industrial-lasers.com/display_article/313470/39/none/none/Feat/Laser-assisted-machining-of-titanium-alloys)), abgerufen am: 27.08.2013.

SUN ET AL. 2009

Sun, S.; Brandt, M.; Dargusch, M. S.: Characteristics of Cutting Forces and Chip Formation in Machining of Titanium Alloys. In: International Journal of Machine Tools & Manufacture 49 (2009) 7-8, S. 561-568.

SUN ET AL. 2008

Sun, S.; Harris, J.; Brandt, M.: Parametric Investigation of Laser-Assisted Machining of Commercially Pure Titanium. In: Advanced Engineering Materials 10 (2008) 6, S. 565-572.

TALLMAN ET AL. 2012

Tallman, C.; Schaffarzyk, R.; Brandt, M.; Alam, N.: Thermally Assisted Machining of Titanium. In: Paddock. et al. (Hrsg.): TITANIUM 2012. Atlanta, 7.-10.10.2012, S. 1-22

---

TIAN & SHIN 2006

Tian, Y.; Shin, Y. C.: Thermal Modeling for Laser-Assisted Machining of Silicon Nitride Ceramics with Complex Features. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 128 (2006) 2, S. 425-434.

TIAN ET AL. 2008

Tian, Y.; Wu, B.; Anderson, M.; Shin, Y. C.: Laser-Assisted Milling of Silicon Nitride Ceramics and Inconel 718. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 130 (2008) 3, S. 130103.1-9.

TILGHMANN 1889

US-SCHUTZRECHT 416873. Tilghmann, B. C.: Cutting by Electricity (1889).

VDI 2006

VDI: Wärmeatlas. 10. Auflage. Berlin: Springer, 2006. ISBN: 978-3-5402-5504-8.

WEINERT 2005

Weinert, K.: Spanende Fertigung. Prozesse, Innovationen, Werkstoffe. 4. Auflage, Essen: Vulkan, 2005. ISBN: 978-3-8027-2935-5.

WESSELS 2007

Wessels, T.: Bohren in Titan- und Nickelbasislegierungen. Essen: Vulkan (2007). ISBN: 978-3-8027-8695-2. (Schriftenreihe des Instituts für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik der TU Braunschweig).

WIEDENMANN 2012

Wiedenmann, R.: Prozessuntersuchungen und Systemtechnik zum laserunterstützten Fräsen. In: Zäh, M. F. et al. (Hrsg.): Leichter schwer zerspanen! München, 23.10.2012. München: Utz (2012), S. 39-57. ISBN: 978-3-8316-4217-5. (*iwb*-Seminarberichte Band 105).

WIEDENMANN ET AL. 2011

Wiedenmann, R.; Langhorst, M.; Zaeh, M. F.: Computerized Optimization of the Process Parameters in Laser-Assisted Milling. In: Schmidt, M. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing 2011 (LiM). München, 23.-26.05. Amsterdam: Elsevier, 2011, S. 607-616.

WIEDENMANN ET AL. 2012

Wiedenmann, R.; Liebl, S.; Zaeh, M. F.: Influencing Factors and Workpiece's Microstructure in Laser-Assisted Milling of Titanium. In: Schmidt, M. et al. (Hrsg.): Proceedings of the 7<sup>th</sup> LANE. Fürth, 12.-15.11. Amsterdam: Elsevier, 2012, S. 265-276.

WIEDENMANN & ZAEH 2012A

Wiedenmann, R.; Zaeh, M. F.: Fundamental Investigations and a System Technology for Laser-Assisted Milling of Titanium Alloys. In: LiA (Hrsg.): Proceedings of the 31<sup>th</sup> International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO). Anaheim, CA, 23.-27.09. Orlando: LIA pub., 2012, S. 420-429.

WIEDENMANN & ZAEH 2012B

Wiedenmann, R.; Zaeh, M. F.: Fundamental Investigations on Conventional Milling in the Overall Context of a Laser-Assisted Process. In: Kolar, P. et al. (Hrsg.): MATAR 2012 – 9<sup>th</sup> International Conference on Machine Tools, Automation, Technology and Robotics. Prague, 12.-14.09.: MM Science Journal - Special Issue, 2012, S. 12052.1-8.

WILMES & KOLESNIKOV 2002

Wilmes, H.; Kolesnikov, B.: CFK/Titan, ein Hybridwerkstoff zur verbesserten Kopplung von Faserverbundstrukturen. In: Neue Materialien Niedersachsen e.V. (Hrsg.): Intelligente Leichtbau Systeme (ILS). Hannover, 13.-14.11. Würzburg: Vogel (2002), S. 1-8.

YANG 2009

Yang, B.: Experimental and Numerical Investigation of Laser Assisted Milling of Silicon Nitride. Dissertation. Kansas State University, 2009.

YANG ET AL. 2009

Yang, N.; Brandt, M.; Sun, S.: Numerical and Experimental Investigation of the Heat-Affected Zone in Laser-Assisted Machining of Ti-6Al-4V Alloy Process. In: Materials Science Forum 618-619 (2009) o. Nr., S. 143-146.

ZABOKLICKI 1998

Zaboklicki, A. K.: Laserunterstütztes Drehen von dichtgesinterter Siliciumnitrid-Keramik. Dissertation. RWTH Aachen. Aachen: Shaker, 1998. ISBN: 3-826-53934-6. (Berichte aus der Produktionstechnik 16/98).

ZAEH ET AL. 2009

Zaeh, M. F.; Braunreuther, S.; Huber, S.; Oefele, F.; Trautmann, A.: Systematic Development of Safe High Performance Laser Applications - Knowing the Limits of Conventional Systems. In: Xinbing Liu (Hrsg.): 28<sup>th</sup> International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO). Orlando/USA, 02.-05.11.2009. ISBN: 978-0-9120-3559-8.

---

ZAEH & WIEDENMANN 2011

Zaeh, M. F.; Wiedenmann, R.: Prozessuntersuchung zum laserunterstützen Fräsen von Titanlegierungen. In: wt Werkstatttechnik online 101 (2011) 7/8, S. 482-486.

ZAEH ET AL. 2010A

Zaeh, M. F.; Wiedenmann, R.; Daub, R.: A Thermal Simulation Model for Laser-Assisted Milling. In: Schmidt, M. et al. (Hrsg.): Proceedings of the 6<sup>th</sup> LANE. Erlangen, 21.-24.09. Amsterdam: Elsevier, 2010, S. 353-362.

ZAEH ET AL. 2010B

Zaeh, M. F.; Braunreuther, S.; Daub, R.; Stadler, T.: Reflected Laser Radiation - Relevance for Laser Safety? In: Schmidt, M. et al. (Hrsg.): Proceedings of the 6<sup>th</sup> LANE. Erlangen, 21.-24.09. Amsterdam: Elsevier, 2010, S. 177-186.

ZÄH & BRAUNREUTHER 2010

Zäh, M. F.; Braunreuther, S.: Lasersicherheit durch Hohlkammerschutzwände. wt Werkstatttechnik online 100 (2010) 6, S. 465-471.

ZÄH & WIEDENMANN 2011

Zäh, M. F.; Wiedenmann, R.: Systemtechnik zum laserunterstützen Fräsen. In: ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 106 (2011) 7-8, S. 506-509.

ZAMANI ET AL. 2013

Zamani, H.; Hermanni, J.-P.; Sonderegger, B.; Sommitsch, C.: 3D Simulation and Process Optimization of Laser Assisted Milling of Ti6Al4V. In: Procedia CIRP 8, 2013, S. 75-80.



---

## 11 Verzeichnis betreuter Studienarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation entstanden am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München (TUM) in den Jahren von 2009 bis 2012 unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Anleitung des Autors die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten. In diesen wurden unter anderem Fragestellungen zum laserunterstützten Fräsen untersucht. Entstandene Ergebnisse sind teilweise in das vorliegende Dokument eingeflossen. Der Autor dankt allen Studierenden für ihr Engagement bei der Unterstützung dieser wissenschaftlichen Arbeit.

Studierende/r	Studienarbeit
Löhr, Florian	Aufbau eines Simulationsmodells zum Wärmeeintrag durch Laserstrahlung ( <i>iwb</i> -Nr.: 2009/094; Abgabe: Juni 2010)
Sedlmeier, Claudia	Laserunterstützte Bearbeitung hochfester Werkstoffe ( <i>iwb</i> -Nr.: 2010/019; Abgabe: August 2010)
Kaipf, Andreas	Untersuchung des Wärmeeintrags durch Laserstrahlung anhand eines numerischen Simulationsmodells ( <i>iwb</i> -Nr.: 2010/031; Abgabe: März 2011)
Sieferlinger, Carolin	Konstruktion einer variablen Optikhalterung für das laserunterstützte Fräsen ( <i>iwb</i> -Nr.: 2010/128; Abgabe: März 2011)
Felkel, Bernd	Untersuchung des Wärmeeintrags durch Laserstrahlung beim laserunterstützten Fräsen ( <i>iwb</i> -Nr.: 2010/080; Abgabe: Juli 2011)
Schneck, Thomas	Aufbau eines Simulationsmodells für das Fräsen von TiAl6V4 ( <i>iwb</i> -Nr.: 2011/028; Abgabe: Oktober 2011)
Quitmann, Alexander	Experimentelle Untersuchung des Wärmeeintrags durch Laserstrahlung in Bauteile aus TiAl6V4 ( <i>iwb</i> -Nr.: 2011/029; Abgabe: Januar 2012)

Bömcke, Michael	Technical and economic review of Ti 6Al-4V near net shape components, manufactured using Linear Friction Welding technology for future application in the aerospace industry ( <i>iwb</i> -Nr.: 2012/ 054-D); Abgabe: Mai 2012)
Felgenhauer, Matthias	Werkzeugverschleiß beim Fräsen von Titanwerkstoffen ( <i>iwb</i> -Nr. 2012/026-B; Abgabe: August 2012)
Liebl, Stefan	Prozessparameter beim laserunterstützten Fräsen ( <i>iwb</i> -Nr. 2012/035-S, Abgabe: September 2012)

## 12 Anhang

### A1 Prozesskräfte (Rundplattenfräser)

Tabelle 12-1: Versuchsräum für das Central Composite Design (CCD) mit drei Einflussfaktoren; Stufenabstand  $\alpha = 1,36$

Versuchsräum					
Einflussfaktor	- $\alpha$	-1	0	1	$\alpha$
Schnitttiefe $a_p$ in mm	0,06	0,20	0,60	1,00	1,14
Zahnvorschub $f_z$ in mm	0,16	0,20	0,30	0,40	0,44
Eingriffsbreite $a_e$ in mm	7,2	10	20	30	33,6

Tabelle 12-2: Mittels CCD bestimmte Koeffizienten des Regressionsmodells zur Berechnung der Zerspankräfte  $F_x$ ,  $F_y$  und  $F_z$  (Bestimmtheitsmaße des Modells:  $R_x^2 = 0,978$ ;  $R_y^2 = 0,971$ ;  $R_z^2 = 0,974$ )

$j$	$K_0$ in N	$K_1$ in N/mm	$K_2$ in N/mm	$K_3$ in N/mm	$K_4$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_5$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_6$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_7$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_8$ in N/mm <sup>2</sup>	$K_9$ in N/mm <sup>2</sup>
$x$	-298	80	51	-784	30	2175	47	-222	-2	0
$y$	-215	346	17	777	6	777	0	-171	0	-1056
$z$	-401	840	26	1149	20	636	41	-533	-1	-2363

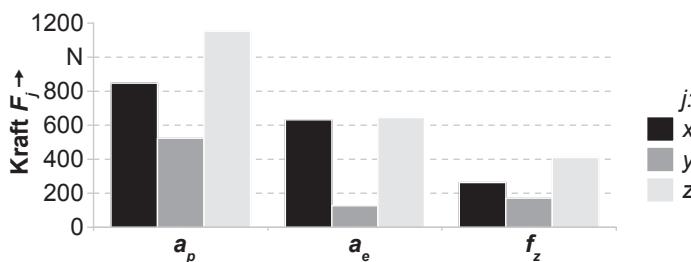


Abbildung 12-1: Absolute Effekte der Faktoren des Regressionsmodells  $a_e$ ,  $a_p$  und  $f_z$  auf die Prozesskraftkomponenten  $F_x$ ,  $F_y$  und  $F_z$

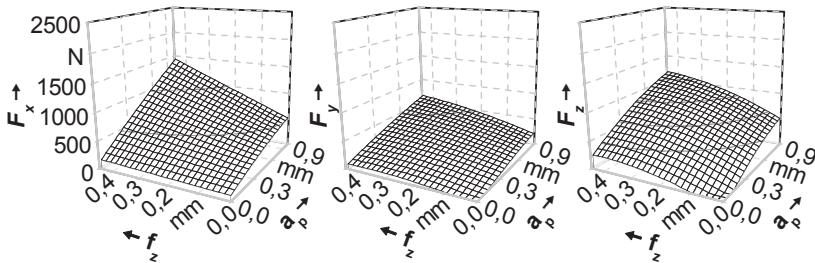


Abbildung 12-2: Prozesskräfte  $F_x$ ,  $F_y$  und  $F_z$  über den Zahnvorschub  $f_z$  und die Schnitttiefe  $a_p$ ;  $a_e = 20 \text{ mm}$ , Werkstoff TiAl6V4, Rundplattenfräser

## A2 Berechnung der Schnittleistung

Tabelle 12-3: Gegebene Größen zur Berechnung der Schnittleistung

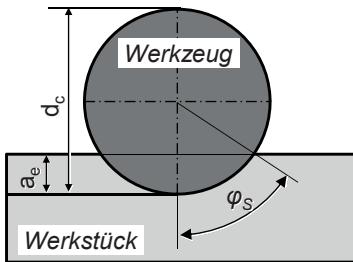
<b>Gegebene Größen</b>		
Schnittgeschwindigkeit $v_c$	in m/min	35
Anzahl der Zähne $Z$	-	5
Schnitttiefe $a_p$	in mm	0,7
Einstellwinkel $\kappa_r$	in °	3,1
Zahnvorschub $f_z$	in mm	1,2
Eingriffsbreite $a_e$	in mm	2,6
Werkzeugdurchmesser $d_c$	in mm	42
Spezifische Schnittkraft $k_{s1,1}$	in N/mm²	1370
Anstiegswert $m$	-	0,21

Tabelle 12-4: Gesuchte Größen zur Berechnung der Schnittleistung

Gesuchte Größen	
Schnittbogenwinkel $\varphi_s$	in °
Schneiden im Eingriff $z_{IE}$	-
Spanungsbreite $b$	in mm
mittlere Spanungsdicke $h_m$	in mm
mittlere Schnittkraft $F_{ges,m}$	in N
Schnittleistung $P_S$	in W
im Werkstück aufgenommene Leistung $P_{S,Werkstück}$	in W

### Berechnung

1. Grafische Herleitung:



$$\cos \varphi_s = 1 - \frac{2 \cdot a_e}{d_c} \quad \text{für } a_e = [0, \frac{1}{2} d_c] \quad (12-1)$$

$$\varphi_s = 28,81^\circ$$

2. Mit Gleichung (2-11), S. 11:  $Z_{IE} = 1$
3. Mit Gleichung (2-13), S. 12:  $b = 12,94 \text{ mm}$
4. Mit Gleichung (2-14), S. 12:  $h_m = 0,016 \text{ mm}$
5. Mit Gleichung (2-12), S. 12 und  $K_K \approx 1$ :  $F_{ges,m} = 676 \text{ N}$
6. Mit Gleichung (2-15), S. 12:  $P_S = 394 \text{ W}$
7. Gemäß Abschnitt 2.3.2.2 (S. 13 f.)

$$P_{S,Werkstück} = 17\% \cdot P_S = 67 \text{ W}$$

### A3 Daten zur wirtschaftlichen Bewertung

Tabelle 12-5: Gegebene Werte zur Berechnung der Materialkosten

<b>Materialkosten</b>			
Materialpreis von TiAl6V4	in €/kg	113,77	
Schrott Preis (Reinspäne)	in €/kg	3,72	
Volumen des Rohmaterials	in cm <sup>3</sup>	1050,00	
Zerspantes Volumen	in cm <sup>3</sup>	966,63	

Tabelle 12-6: Gegebene Werte zur Berechnung der Fertigungskosten

<b>Fertigungskosten</b>		Fräs-maschine	Laser mit Kühler	Laserspot-Nachführung
Anschaffungs-kosten	in €	380000	100000	15800
Arbeits-stunden	in h/Woche	36	36	36
Lebensdauer	in Jahren	10	10	10
Zinssatz pro Jahr	in %	1,5	1,5	1,5
Wertverlust	in €	380000	100000	15800
Wartungs- und Repara-turkosten	in €/Jahr	3800	1000	0
Nominelle Leistung	in kW	10	6	< 1
Strompreis	in €/kWh	0,1612	0,1612	0,1612
Lohnkosten	in €/h	74,4	74,4	74,4
Kosten für Verschleiß-teile	in €/Jahr	3720	1260	0
Platzbedarf	in m <sup>2</sup>	37,5	7,14	0
Monatsmiete	in €/m <sup>2</sup>	37,2	37,2	0
Arbeitswo-chenden pro Jahr	in Wochen	50	50	50
Produktions-zeitraum	in Jahre	10	10	10

# Seminarberichte iwb

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart und Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh,  
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Seminarberichte iwb sind erhältlich im Buchhandel oder beim  
Herbert Utz Verlag, München, Fax 089-277791-01, info@utzverlag.de, www.utzverlag.de

- |   |  |
|---|--|
| 1 Innovative Montagesysteme - Anlagengestaltung, -bewertung und -überwachung<br>115 Seiten · ISBN 3-931327-01-9                                     | 25 Rationelle Nutzung der Simulationstechnik - Entwicklungstrends und Praxisbeispiele<br>152 Seiten · ISBN 3-931327-25-6                           |
| 2 Integriertes Produktmodell - Von der Idee zum fertigen Produkt<br>82 Seiten · ISBN 3-931327-02-7  | 26 Alternative Dichtungssysteme - Konzepte zur Dichtungsmontage und zum Dichtmittelauftrag<br>110 Seiten · ISBN 3-931327-26-4                      |
| 3 Konstruktion von Werkzeugmaschinen - Berechnung, Simulation und Optimierung<br>110 Seiten · ISBN 3-931327-03-5                                    | 27 Rapid Prototyping - Mit neuen Technologien schnell vom Entwurf zum Serienprodukt<br>111 Seiten · ISBN 3-931327-27-2                             |
| 4 Simulation - Einsatzmöglichkeiten und Erfahrungsberichte<br>134 Seiten · ISBN 3-931327-04-3   | 28 Rapid Tooling - Mit neuen Technologien schnell vom Entwurf zum Serienprodukt<br>154 Seiten · ISBN 3-931327-28-0                                 |
| 5 Optimierung der Kooperation in der Produktentwicklung<br>95 Seiten · ISBN 3-931327-05-1   | 29 Installationstechnik an Werkzeugmaschinen - Abschlußseminar<br>156 Seiten · ISBN 3-931327-29-9  |
| 6 Materialbearbeitung mit Laser - von der Planung zur Anwendung<br>86 Seiten · ISBN 3-931327-76-0   | 30 Nicht erschienen - wird nicht erscheinen  |
| 7 Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen<br>80 Seiten · ISBN 3-931327-77-9   | 31 Engineering Data Management (EDM) - Erfahrungsberichte und Trends<br>183 Seiten · ISBN 3-931327-31-0  |
| 8 Qualitätsmanagement - der Weg ist das Ziel<br>130 Seiten · ISBN 3-931327-78-7   | 32 Nicht erschienen - wird nicht erscheinen  |
| 9 Installationstechnik an Werkzeugmaschinen - Analysen und Konzepte<br>120 Seiten · ISBN 3-931327-79-5  | 33 3D-CAD - Mehr als nur eine dritte Dimension<br>181 Seiten · ISBN 3-931327-33-7  |
| 10 3D-Simulation - Schneller, sicherer und kostengünstiger zum Ziel<br>90 Seiten · ISBN 3-931327-10-8   | 34 Laser in der Produktion - Technologische Randbedingungen für den wirtschaftlichen Einsatz<br>102 Seiten · ISBN 3-931327-34-5                    |
| 11 Unternehmensorganisation - Schlüssel für eine effiziente Produktion<br>110 Seiten · ISBN 3-931327-11-6   | 35 Ablaufsimulation - Anlagen effizient und sicher planen und betreiben<br>129 Seiten · ISBN 3-931327-35-3   |
| 12 Autonome Produktionsysteme<br>100 Seiten · ISBN 3-931327-12-4  | 36 Moderne Methoden zur Montageplanung - Schlüssel für eine effiziente Produktion<br>124 Seiten · ISBN 3-931327-36-1                               |
| 13 Planung von Montageanlagen<br>130 Seiten · ISBN 3-931327-13-2  | 37 Wettbewerbsfaktor Verfügbarkeit - Produktivitätsteigerung durch technische und organisatorische Ansätze<br>95 Seiten · ISBN 3-931327-37-X       |
| 14 Nicht erschienen - wird nicht erscheinen   | 38 Rapid Prototyping - Effizienter Einsatz von Modellen in der Produktentwicklung<br>128 Seiten · ISBN 3-931327-38-8                               |
| 15 Flexible fluide Kleb/Dichtstoffe - Dosierung und Prozeßgestaltung<br>80 Seiten · ISBN 3-931327-15-9  | 39 Rapid Tooling - Neue Strategien für den Werkzeug- und Formenbau<br>130 Seiten · ISBN 3-931327-39-6  |
| 16 Time to Market - Von der Idee zum Produktionsstart<br>80 Seiten · ISBN 3-931327-16-7   | 40 Erfolgreich kooperieren in der produzierenden Industrie - Flexibler und schneller mit modernen Kooperationen<br>160 Seiten · ISBN 3-931327-40-X |
| 17 Industrieramik in Forschung und Praxis - Probleme, Analysen und Lösungen<br>80 Seiten · ISBN 3-931327-17-5                                       | 41 Innovative Entwicklung von Produktionsmaschinen<br>146 Seiten · ISBN 3-89675-041-0  |
| 18 Das Unternehmen im Internet - Chancen für produzierende Unternehmen<br>165 Seiten · ISBN 3-931327-18-3   | 42 Stückzahlflexible Montagesysteme<br>139 Seiten · ISBN 3-89675-042-9   |
| 19 Leittechnik und Informationslogistik - mehr Transparenz in der Fertigung<br>85 Seiten · ISBN 3-931327-19-1                                       | 43 Produktivität und Verfügbarkeit ...durch Kooperation steigern<br>120 Seiten · ISBN 3-89675-043-7  |
| 20 Dezentrale Steuerungen in Produktionsanlagen – Plug & Play – Vereinfachung von Entwicklung und Inbetriebnahme<br>105 Seiten · ISBN 3-931327-20-5 | 44 Automatisierte Mikromontage - Handhaben und Positionieren von Mikrobauteilen<br>125 Seiten · ISBN 3-89675-044-5                                 |
| 21 Rapid Prototyping - Rapid Tooling - Schnell zu funktionalen Prototypen<br>95 Seiten · ISBN 3-931327-21-3   | 45 Produzieren in Netzwerken - Lösungsansätze, Methoden, Praxisbeispiele<br>173 Seiten · ISBN 3-89675-045-3  |
| 22 Mikrotechnik für die Produktion - Greifbare Produkte und Anwendungspotentiale<br>95 Seiten · ISBN 3-931327-22-1                                  | 46 Virtuelle Produktion - Ablaufsimulation<br>108 Seiten · ISBN 3-89675-046-1  |
| 24 EDM Engineering Data Management<br>195 Seiten · ISBN 3-931327-24-8   |  |

- 47 Virtuelle Produktion - Prozeß- und Produktsimulation  
131 Seiten · ISBN 3-89675-047-X
- 48 Sicherheitstechnik an Werkzeugmaschinen  
106 Seiten · ISBN 3-89675-048-8
- 49 Rapid Prototyping - Methoden für die reaktionsfähige Produktentwicklung  
150 Seiten · ISBN 3-89675-049-6
- 50 Rapid Manufacturing - Methoden für die reaktionsfähige Produktion  
121 Seiten · ISBN 3-89675-050-X
- 51 Flexibles Kleben und Dichten - Produkt- & Prozeßgestaltung, Mischverbindungen, Qualitätskontrolle  
137 Seiten · ISBN 3-89675-051-8
- 52 Rapid Manufacturing - Schnelle Herstellung von Klein- und Prototypenserien  
124 Seiten · ISBN 3-89675-052-6
- 53 Mischverbindungen - Werkstoffauswahl, Verfahrensauswahl, Umsetzung  
107 Seiten · ISBN 3-89675-054-2
- 54 Virtuelle Produktion - Integrierte Prozess- und Produktsimulation  
133 Seiten · ISBN 3-89675-054-2
- 55 e-Business in der Produktion - Organisationskonzepte, IT-Lösungen, Praxisbeispiele  
150 Seiten · ISBN 3-89675-055-0
- 56 Virtuelle Produktion - Ablaufsimulation als planungsbegleitendes Werkzeug  
150 Seiten · ISBN 3-89675-056-9
- 57 Virtuelle Produktion - Datenintegration und Benutzerschnittstellen  
150 Seiten · ISBN 3-89675-057-7
- 58 Rapid Manufacturing - Schnelle Herstellung qualitativ hochwertiger Bauteile oder Kleinserien  
169 Seiten · ISBN 3-89675-058-7
- 59 Automatisierte Mikromontage - Werkzeuge und Fügetechnologien für die Mikrosystemtechnik  
114 Seiten · ISBN 3-89675-059-3
- 60 Mechatronische Produktionsysteme - Genauigkeit gezielt entwickeln  
131 Seiten · ISBN 3-89675-060-7
- 61 Nicht erscheinen – wird nicht erscheinen
- 62 Rapid Technologien - Anspruch – Realität – Technologien  
100 Seiten · ISBN 3-89675-062-3
- 63 Fabrikplanung 2002 - Visionen - Umsetzung – Werkzeuge  
124 Seiten · ISBN 3-89675-063-1
- 64 Mischverbindungen - Einsatz und Innovationspotenzial  
143 Seiten · ISBN 3-89675-064-X
- 65 Fabrikplanung 2003 – Basis für Wachstum - Erfahrungen Werkzeuge Visionen  
136 Seiten · ISBN 3-89675-065-8
- 66 Mit Rapid Technologien zum Aufschwung - Neue Rapid Technologien und Verfahren, Neue Qualitäten, Neue Möglichkeiten, Neue Anwendungsfelder  
185 Seiten · ISBN 3-89675-066-6
- 67 Mechatronische Produktionsysteme - Die Virtuelle Werkzeugmaschine: Mechatronisches Entwicklungsvergehen, Integrierte Modellbildung, Applikationsfelder  
148 Seiten · ISBN 3-89675-067-4
- 68 Virtuelle Produktion - Nutzenpotenziale im Lebenszyklus der Fabrik  
139 Seiten · ISBN 3-89675-068-2
- 69 Kooperationsmanagement in der Produktion - Visionen und Methoden zur Kooperation – Geschäftsmodelle und Rechtsformen für die Kooperation – Kooperation entlang der Wertschöpfungskette  
134 Seiten · ISBN 3-89675-069-0
- 70 Mechatronik - Strukturodynamik von Werkzeugmaschinen  
161 Seiten · ISBN 3-89675-070-4
- 71 Klebtechnik - Zerstörungsfreie Qualitätssicherung beim flexibel automatisierten Kleben und Dichten  
ISBN 3-89675-071-2 - vergriffen
- 72 Fabrikplanung 2004 Erfolgsfaktor im Wettbewerb - Erfahrungen – Werkzeuge – Visionen  
ISBN 3-89675-072-0 - vergriffen
- 73 Rapid Manufacturing Vom Prototyp zur Produktion - Erwartungen – Erfahrungen – Entwicklungen  
179 Seiten · ISBN 3-89675-073-9
- 74 Virtuelle Produktionssystemplanung - Virtuelle Inbetriebnahme und Digitale Fabrik  
133 Seiten · ISBN 3-89675-074-7
- 75 Nicht erschienen – wird nicht erscheinen
- 76 Berührungslose Handhabung - Vom Wafer zur Glaslinse, von der Kapsel zur aseptischen Ampulle  
95 Seiten · ISBN 3-89675-076-3
- 77 ERP-Systeme - Einführung in die betriebliche Praxis - Erfahrungen, Best Practices, Visionen  
153 Seiten · ISBN 3-89675-077-7
- 78 Mechatronik - Trends in der interdisziplinären Entwicklung von Werkzeugmaschinen  
155 Seiten · ISBN 3-89675-078-X
- 79 Produktionsmanagement  
267 Seiten · ISBN 3-89675-079-8
- 80 Rapid Manufacturing - Fertigungsverfahren für alle Ansprüche  
154 Seiten · ISBN 3-89675-080-1
- 81 Rapid Manufacturing - Heutige Trends – Zukünftige Anwendungsfelder  
172 Seiten · ISBN 3-89675-081-X
- 82 Produktionsmanagement - Herausforderung Variantenmanagement  
100 Seiten · ISBN 3-89675-082-8
- 83 Mechatronik - Optimierungspotenzial der Werkzeugmaschine nutzen  
160 Seiten · ISBN 3-89675-083-6
- 84 Virtuelle Inbetriebnahme - Von der Kür zur Pflicht?  
104 Seiten · ISBN 978-3-89675-084-6
- 85 3D-Erfahrungsförderung - Innovation im Werkzeug- und Formenbau  
375 Seiten · ISBN 978-3-89675-085-3
- 86 Rapid Manufacturing - Erfolgreich produzieren durch innovative Fertigung  
162 Seiten · ISBN 978-3-89675-086-0
- 87 Produktionsmanagement - Schlanke im Mittelstand  
102 Seiten · ISBN 978-3-89675-087-7
- 88 Mechatronik - Vorsprung durch Simulation  
134 Seiten · ISBN 978-3-89675-088-4
- 89 RFID in der Produktion - Wertschöpfung effizient gestalten  
122 Seiten · ISBN 978-3-89675-089-1
- 90 Rapid Manufacturing und Digitale Fabrik - Durch Innovation schnell und flexibel am Markt  
100 Seiten · ISBN 978-3-89675-090-7
- 91 Robotik in der Kleinserienproduktion – Die Zukunft der Automatisierungstechnik  
ISBN 978-3-89675-091-4
- 92 Rapid Manufacturing - Ressourceneffizienz durch generative Fertigung im Werkzeug- und Formenbau  
ISBN 978-3-89675-092-1
- 93 Handhabungstechnik - Innovative Greiftechnik für komplexe Handhabungsaufgaben  
136 Seiten · ISBN 978-3-89675-093-8
- 94 iwb Seminarreihe 2009 Themengruppe Werkzeugmaschinen  
245 Seiten · ISBN 978-3-89675-094-5
- 95 Zuführtechnik - Herausforderung der automatisierten Montage!  
111 Seiten · ISBN 978-3-89675-095-2
- 96 Risikobewertung bei Entscheidungen im Produktionsumfeld - Seminar »Risiko und Chance«  
151 Seiten · ISBN 978-3-89675-096-9
- 97 Seminar Rapid Manufacturing 2010 - Innovative Einsatzmöglichkeiten durch neue Werkstoffe bei Schichtbauverfahren  
180 Seiten · ISBN 978-3-89675-097-6

- 98 Handhabungstechnik - Der Schlüssel für eine automatisierte Herstellung von Composite-Bauteilen  
260 Seiten · ISBN 978-3-89675-098-3
- 99 Abschlussveranstaltung SimuSint 2010 - Modulares Simulationsystem für das Strahlschmelzen  
270 Seiten · ISBN 978-3-89675-099-0
- 100 Additive Fertigung: Innovative Lösungen zur Steigerung der Bauteilqualität bei additiven Fertigungsverfahren  
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-4114-7
- 101 Mechatronische Simulation in der industriellen Anwendung  
91 Seiten · ISBN 978-3-8316-4149-9
- 102 Wissensmanagement in produzierenden Unternehmen  
ISBN 978-3-8316-4169-7
- 103 Additive Fertigung: Bauteil- und Prozessauslegung für die wirtschaftliche Fertigung  
ISBN 978-3-8316-4188-8
- 104 Ressourceneffizienz in der Lebensmittelkette  
ISBN 978-3-8316-4192-5
- 105 Werkzeugmaschinen: Leichter schwer zerspanen! - Herausforderungen und Lösungen für die Zerspanung von Hochleistungswerkstoffen  
120 Seiten · ISBN 978-3-8316-4217-5
- 106 Batterieproduktion – Vom Rohstoff bis zum Hochvoltspeicher  
108 Seiten · ISBN 978-3-8316-4221-2
- 107 Batterieproduktion – Vom Rohstoff bis zum Hochvoltspeicher  
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-4249-6

## Forschungsberichte iwb

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart und Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh,  
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Band 1–121, herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. J. Milberg und Prof. Dr.-Ing. G. Reinhart, sind im Springer Verlag, Berlin, Heidelberg erschienen

Forschungsberichte iwb ab Band 122 sind erhältlich im Buchhandel oder beim  
Herbert Utz Verlag, München, Fax 089-277791-01, [info@utzverlag.de](mailto:info@utzverlag.de), [www.utzverlag.de](http://www.utzverlag.de)

- 122 *Burghard Schneider*: Prozesskettenorientierte Bereitstellung nicht formstabiler Bauteile  
183 Seiten · ISBN 978-3-89675-559-9
- 123 *Bernd Goldstein*: Modellgestützte Geschäftsprozeßgestaltung in der Produktentwicklung  
170 Seiten · ISBN 978-3-89675-546-9
- 124 *Helmut E. Mößner*: Methode zur simulationsbasierten Regelung zeitvarianter Produktionsysteme  
164 Seiten · ISBN 978-3-89675-585-8
- 125 *Ralf-Gunter Gräser*: Ein Verfahren zur Kompensation temperaturinduzierter Verformungen an Industrierobotern  
167 Seiten · ISBN 978-3-89675-603-9
- 126 *Hans-Jürgen Trossin*: Nutzung der Ähnlichkeitstheorie zur Modellbildung in der Produktionstechnik  
162 Seiten · ISBN 978-3-89675-614-5
- 127 *Doris Kugelman*: Aufgabenorientierte Offline-Programmierung von Industrierobotern  
168 Seiten · ISBN 978-3-89675-615-2
- 128 *Rolf Diesch*: Steigerung der organisatorischen Verfügbarkeit von Fertigungszellen  
160 Seiten · ISBN 978-3-89675-618-3
- 129 *Werner E. Lulay*: Hybrid-hierarchische Simulationsmodelle zur Koordination teilautonomer Produktionsstrukturen  
190 Seiten · ISBN 978-3-89675-620-6
- 130 *Otto Murr*: Adaptive Planung und Steuerung von integrierten Entwicklungs- und Planungsprozessen  
178 Seiten · ISBN 978-3-89675-636-7
- 131 *Michael Macht*: Ein Vorgehensmodell für den Einsatz von Rapid Prototyping  
170 Seiten · ISBN 978-3-89675-638-1
- 132 *Bruno H. Mehler*: Aufbau virtueller Fabriken aus dezentralen Partnerverbünden  
152 Seiten · ISBN 978-3-89675-645-9
- 133 *Knut Heitmann*: Sichere Prognosen für die Produktionsoptimierung mittels stochastischer Modelle  
146 Seiten · ISBN 978-3-89675-675-6
- 134 *Stefan Blessing*: Gestaltung der Materialflußsteuerung in dynamischen Produktionsstrukturen  
160 Seiten · ISBN 978-3-89675-690-9
- 135 *Can Abay*: Numerische Optimierung multivariater mehrstufiger Prozesse am Beispiel der Hartbearbeitung von Industrierakamik  
159 Seiten · ISBN 978-3-89675-697-8
- 136 *Stefan Brandner*: Integriertes Produktdaten- und Prozeßmanagement in virtuellen Fabriken  
172 Seiten · ISBN 978-3-89675-715-9
- 137 *Arnd G. Hirschberg*: Verbindung der Produkt- und Funktionsorientierung in der Fertigung  
165 Seiten · ISBN 978-3-89675-729-6
- 138 *Alexandra Reek*: Strategien zur Fokuspositionierung beim Laserstrahl schweißen  
193 Seiten · ISBN 978-3-89675-730-2
- 139 *Khalid-Alexander Sabah*: Methodische Entwicklung störungstoleranter Steuerungen  
148 Seiten · ISBN 978-3-89675-739-5
- 140 *Klaus U. Schliffenbacher*: Konfiguration virtueller Wertschöpfungsketten in dynamischen, heterarchischen Kompetenznetzwerken  
187 Seiten · ISBN 978-3-89675-754-8
- 141 *Andreas Sprenzel*: Integrierte Kostenkalkulationsverfahren für die Werkzeugmaschinenentwicklung  
144 Seiten · ISBN 978-3-89675-757-9

- 142 *Andreas Gallasch*: Informationstechnische Architektur zur Unterstützung des Wandels in der Produktion  
150 Seiten · ISBN 978-3-89675-781-4
- 143 *Ralf Cuiper*: Durchgängige rechnergestützte Planung und Steuerung von automatisierten Montagevorgängen  
174 Seiten · ISBN 978-3-89675-783-8
- 144 *Christian Schneider*: Strukturmechanische Berechnungen in der Werkzeugmaschinenkonstruktion  
180 Seiten · ISBN 978-3-89675-789-0
- 145 *Christian Jonas*: Konzept einer durchgängigen, rechnergestützten Planung von Montageanlagen  
183 Seiten · ISBN 978-3-89675-870-5
- 146 *Ulrich Willnecker*: Gestaltung und Planung leistungsorientierter manueller Fließmontagen  
194 Seiten · ISBN 978-3-89675-891-0
- 147 *Christof Lehner*: Beschreibung des Nd:YAG-Laserstrahlabschweißprozesses von Magnesiumumdruckguss  
205 Seiten · ISBN 978-3-8316-0004-5
- 148 *Frank Rick*: Simulationsgestützte Gestaltung von Produkt und Prozess am Beispiel Laserstrahlschweißen  
145 Seiten · ISBN 978-3-8316-0008-3
- 149 *Michael Höhn*: Sensorgeführte Montage hybrider Mikrosysteme  
185 Seiten · ISBN 978-3-8316-0012-0
- 150 *Jörn Böhl*: Wissensmanagement im Klein- und mittelständischen Unternehmen der Einzel- und Kleinserienfertigung  
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0020-5
- 151 *Robert Bügel*: Prozessanalyse an spanenden Werkzeugmaschinen mit digital geregelter Antrieben  
185 Seiten · ISBN 978-3-8316-0021-2
- 152 *Stephan Dürrschmidt*: Planung und Betrieb wandlungsfähiger Logistiksysteme in der variantenreichen Serienproduktion  
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-0023-6
- 153 *Bernhard Eich*: Methode zur prozesskettenorientierten Planung der Teilebereitstellung  
136 Seiten · ISBN 978-3-8316-0028-1
- 154 *Wolfgang Rudorfer*: Eine Methode zur Qualifizierung von produzierenden Unternehmen für Kompetenznetzwerke  
207 Seiten · ISBN 978-3-8316-0037-3
- 155 *Hans Meier*: Verteilte kooperative Steuerung maschinennaher Abläufe  
166 Seiten · ISBN 978-3-8316-0044-1
- 156 *Gerhard Nowak*: Informationstechnische Integration des industriellen Service in das Unternehmen  
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0055-7
- 157 *Martin Werner*: Simulationsgestützte Reorganisation von Produktions- und Logistikprozessen  
191 Seiten · ISBN 978-3-8316-0058-8
- 158 *Bernhard Lenz*: Finite Elemente-Modellierung des Laserstrahlwärzels für den Einsatz in der Fertigungsplanung  
162 Seiten · ISBN 978-3-8316-0094-6
- 159 *Stefan Grunwald*: Methode zur Anwendung der flexiblen integrierten Produktentwicklung und Montageplanung  
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-0095-3
- 160 *Josef Gartner*: Qualitätssicherung bei der automatisierten Applikation hochviskoser Dichtungen  
165 Seiten · ISBN 978-3-8316-0096-0
- 161 *Wolfgang Zeller*: Gesamtheitliches Sicherheitskonzept für die Antriebs- und Steuerungstechnik bei Werkzeugmaschinen  
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0100-4
- 162 *Michael Loferer*: Rechnergestützte Gestaltung von Montagesystemen  
178 Seiten · ISBN 978-3-8316-0118-9
- 163 *Jörg Fährer*: Ganzheitliche Optimierung des indirekten Metall-Lasersinterprozesses  
176 Seiten · ISBN 978-3-8316-0124-0
- 164 *Jürgen Höppner*: Verfahren zur berührungslosen Handhabung mittels leistungsfester Schallwandler  
144 Seiten · ISBN 978-3-8316-0125-7
- 165 *Hubert Götte*: Entwicklung eines Assistenzrobotersystems für die Knieendoprothetik  
258 Seiten · ISBN 978-3-8316-0126-4
- 166 *Martin Weissenberger*: Optimierung der Bewegungsdynamik von Werkzeugmaschinen im rechnergestützten Entwicklungsprozess  
210 Seiten · ISBN 978-3-8316-0138-7
- 167 *Dirk Jacob*: Verfahren zur Positionierung unterseitenstrukturierter Bauelemente in der Mikrosystemtechnik  
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0142-4
- 168 *Ulrich Roßgodeyer*: System zur effizienten Layout- und Prozessplanung von hybriden Montageanlagen  
175 Seiten · ISBN 978-3-8316-0154-7
- 169 *Robert Klingel*: Anziehverfahren für hochfeste Schraubenverbindungen auf Basis akustischer Emissionen  
164 Seiten · ISBN 978-3-8316-0174-5
- 170 *Paul Jens Peter Ross*: Bestimmung des wirtschaftlichen Automatisierungsgrades von Montageprozessen in der frühen Phase der Montageplanung  
144 Seiten · ISBN 978-3-8316-0191-2
- 171 *Stefan von Praun*: Toleranzanalyse nachgiebiger Baugruppen im Produktentstehungsprozess  
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-0202-5
- 172 *Florian von der Hagen*: Gestaltung kurzfristiger und unternehmensübergreifender Engineering-Kooperationen  
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-0208-7
- 173 *Oliver Kramer*: Methode zur Optimierung der Wertschöpfungskette mittelständischer Betriebe  
212 Seiten · ISBN 978-3-8316-0211-7
- 174 *Winfried Dohmen*: Interdisziplinäre Methoden für die integrierte Entwicklung komplexer mechatronischer Systeme  
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0214-8
- 175 *Oliver Anton*: Ein Beitrag zur Entwicklung telepräsentierer Montagesysteme  
158 Seiten · ISBN 978-3-8316-0215-5
- 176 *Wolfgang Broser*: Methode zur Definition und Bewertung von Anwendungsfeldern für Kompetenznetzwerke  
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-0217-9
- 177 *Frank Breitinger*: Ein ganzheitliches Konzept zum Einsatz des indirekten Metall-Lasersinters für das Druckgießen  
156 Seiten · ISBN 978-3-8316-0227-8
- 178 *Johann von Pieverling*: Ein Vorgehensmodell zur Auswahl von Konturfertigungsverfahren für das Rapid Tooling  
163 Seiten · ISBN 978-3-8316-0230-8
- 179 *Thomas Baudisch*: Simulationsumgebung zur Auslegung der Bewegungsdynamik des mechatronischen Systems Werkzeugmaschine  
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0249-0
- 180 *Heinrich Schieferstein*: Experimentelle Analyse des menschlichen Kausystems  
132 Seiten · ISBN 978-3-8316-0251-3
- 181 *Joachim Berlkamp*: Methodik zur strukturierten Auswahl von Auftragsabwicklungsystmen  
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-0258-2
- 182 *Christian Meierhofer*: Konzept zur rechnergestützten Integration von Produktions- und Gebäudeplanung in der Fabrikgestaltung  
181 Seiten · ISBN 978-3-8316-0292-6
- 183 *Volker Weber*: Dynamisches Kostenmanagement in kompetenzorientierten Unternehmensnetzwerken  
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-0330-5
- 184 *Thomas Bongardt*: Methode zur Kompensation betriebsabhängiger Einflüsse auf die Absolutgenauigkeit von Industrierobotern  
170 Seiten · ISBN 978-3-8316-0332-9

- 185 *Tim Angerer*: Effizienzsteigerung in der automatisierten Montage durch aktive Nutzung mechatronischer Produktkomponenten  
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0336-2
- 186 *Alexander Krüger*: Planung und Kapazitätsabstimmung stückzahlflexibler Montagesysteme  
197 Seiten · ISBN 978-3-8316-0371-8
- 187 *Matthias Meindl*: Beitrag zur Entwicklung generativer Fertigungsverfahren für das Rapid Manufacturing  
236 Seiten · ISBN 978-3-8316-0465-4
- 188 *Thomas Fusch*: Betriebsbegleitende Prozessplanung in der Montage mit Hilfe der Virtuellen Produktion am Beispiel der Automobilindustrie  
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0467-8
- 189 *Thomas Mosandl*: Qualitätssteigerung bei automatisiertem Klebstoffauftrag durch den Einsatz optischer Konturfolgesysteme  
182 Seiten · ISBN 978-3-8316-0471-5
- 190 *Christian Patron*: Konzept für den Einsatz von Augmented Reality in der Montageplanung  
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0474-6
- 191 *Robert Cisek*: Planung und Bewertung von Rekonfigurationsprozessen in Produktionsystemen  
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0475-3
- 192 *Florian Auer*: Methode zur Simulation des Laserstrahl schweißens unter Berücksichtigung der Ergebnisse vorangegangener Umformsimulationen  
160 Seiten · ISBN 978-3-8316-0485-2
- 193 *Carsten Selke*: Entwicklung von Methoden zur automatischen Simulationsmodellgenerierung  
137 Seiten · ISBN 978-3-8316-0495-1
- 194 *Markus Seefried*: Simulation des Prozessschrittes der Wärmebehandlung beim Indirekten-Metall-Lasersintern  
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-0503-3
- 195 *Wolfgang Wagner*: Fabrikplanung für die standortübergreifende Kostenenkung bei marktnaher Produktion  
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0586-6
- 196 *Christopher Ulrich*: Erhöhung des Nutzungsgrades von Laserstrahlquellen durch Mehrfach-Anwendungen  
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0590-3
- 197 *Johann Härtl*: Prozessgaseinfluss beim Schweißen mit Hochleistungsdiodenlasern  
148 Seiten · ISBN 978-3-8316-0611-5
- 198 *Bernd Hartmann*: Die Bestimmung des Personalbedarfs für den Materialfluss in Abhängigkeit von Produktionsfläche und -menge  
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0615-3
- 199 *Michael Schilp*: Auslegung und Gestaltung von Werkzeugen zum berührungslosen Greifen kleiner Bauteile in der Mikromontage  
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0631-3
- 200 *Florian Manfred Grätz*: Teilautomatische Generierung von Stromlauf- und Fluidplänen für mechatronische Systeme  
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0643-6
- 201 *Dieter Einerer*: Prozessmodelle zur statischen Auslegung von Anlagen für das Friction Stir Welding  
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-0650-4
- 202 *Gerhard Volkwein*: Konzept zur effizienten Bereitstellung von Steuerungsfunktionalität für die NC-Simulation  
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0668-9
- 203 *Sven Roeren*: Komplexitätsvariable Einflussgrößen für die bauteilbezogene Struktursimulation thermischer Fertigungsprozesse  
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-0680-1
- 204 *Henning Rudolf*: Wissensbasierte Montageplanung in der Digitalen Fabrik am Beispiel der Automobilindustrie  
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0697-9
- 205 *Stella Clarke-Griebisch*: Overcoming the Network Problem in Telepresence Systems with Prediction and Inertia  
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0701-3
- 206 *Michael Ehrenstraßer*: Sensoreinsatz in der telepräsenten Mikromontage  
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0743-3
- 207 *Rainer Schack*: Methodik zur bewertungsorientierten Skalierung der Digitalen Fabrik  
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0748-8
- 208 *Wolfgang Sudhoff*: Methodik zur Bewertung standortübergreifender Mobilität in der Produktion  
300 Seiten · ISBN 978-3-8316-0749-5
- 209 *Stefan Müller*: Methodik für die entwicklungs- und planungsbegleitende Generierung und Bewertung von Produktionsalternativen  
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0750-1
- 210 *Ulrich Kohler*: Methodik zur kontinuierlichen und kostenorientierten Planung produktionstechnischer Systeme  
246 Seiten · ISBN 978-3-8316-0753-2
- 211 *Klaus Schlickenrieder*: Methodik zur Prozessoptimierung beim automatisierten elastischen Kleben großflächiger Bauteile  
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-0776-1
- 212 *Niklas Möller*: Bestimmung der Wirtschaftlichkeit wandlungsfähiger Produktionsysteme  
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0778-5
- 213 *Daniel Stiel*: Simulation des dynamischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen während Verfahrerbewegungen  
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0779-2
- 214 *Dirk Ansorge*: Auftragsabwicklung in heterogenen Produktionsstrukturen mit spezifischen Planungsfreiraumern  
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0785-3
- 215 *Georg Wünsch*: Methoden für die virtuelle Inbetriebnahme automatisierter Produktionssysteme  
238 Seiten · ISBN 978-3-8316-0795-2
- 216 *Thomas Oertli*: Strukturmechanische Berechnung und Regelungssimulation von Werkzeugmaschinen mit elektromechanischen Vorschubantrieben  
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-0798-3
- 217 *Bernd Petzold*: Entwicklung eines Operatorarbeitsplatzes für die telepräseste Mikromontage  
234 Seiten · ISBN 978-3-8316-0805-8
- 218 *Lucas Papadakis*: Simulation of the Structural Effects of Welded Frame Assemblies in Manufacturing Process Chains  
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0813-3
- 219 *Mathias Mörtl*: Ressourcenplanung in der variantenreichen Fertigung  
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-0820-1
- 220 *Sebastian Weig*: Konzept eines integrierten Risikomanagements für die Ablauf- und Strukturgestaltung in Fabrikplanungsprojekten  
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-0823-2
- 221 *Tobias Hornfeck*: Laserstrahlbiegen komplexer Aluminiumstrukturen für Anwendungen in der Luftfahrtindustrie  
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0826-3
- 222 *Hans Egermeier*: Entwicklung eines Virtual-Reality-Systems für die Montagesimulation mit kraftrückkopplenden Handschuhen  
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-0833-1
- 223 *Matthäus Sigl*: Ein Beitrag zur Entwicklung des Elektronenstrahlsintern  
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0841-6
- 224 *Mark Harfenssteller*: Eine Methodik zur Entwicklung und Herstellung von Radiumtargets  
198 Seiten · ISBN 978-3-8316-0849-2
- 225 *Jochen Werner*: Methode zur roboterbasierten förderbandsynchronen Fließmontage am Beispiel der Automobilindustrie  
210 Seiten · ISBN 978-3-8316-0857-7
- 226 *Florian Hagemann*: Ein formflexibles Werkzeug für das Rapid Tooling beim Spritzgießen  
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-0861-4

- 227 *Haitham Rashidy*: Knowledge-based quality control in manufacturing processes with application to the automotive industry  
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0862-1
- 228 *Wolfgang Vogl*: Eine interaktive räumliche Benutzerschnittstelle für die Programmierung von Industrierobotern  
248 Seiten · ISBN 978-3-8316-0874-0
- 229 *Sonja Schedl*: Integration von Anforderungsmanagement in den mechatronischen Entwicklungsprozess  
176 Seiten · ISBN 978-3-8316-0874-4
- 230 *Andreas Trautmann*: Bifocal Hybrid Laser Welding - A Technology for Welding of Aluminum and Zinc-Coated Steels  
314 Seiten · ISBN 978-3-8316-0878-8
- 231 *Patrick Neise*: Managing Quality and Delivery Reliability of Suppliers by Using Incentives and Simulation Models  
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0878-2
- 232 *Christian Habicht*: Einsatz und Auslegung zeitfensterbasierter Planungssysteme in überbetrieblichen Wertschöpfungsketten  
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-0891-1
- 233 *Michael Spitzweg*: Methode und Konzept für den Einsatz eines physikalischen Modells in der Entwicklung von Produktionsanlagen  
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0931-4
- 234 *Ulrich Munzert*: Bahnanpassalgorithmen für das robotergestützte Remote-Laserstrahlschweißen  
176 Seiten · ISBN 978-3-8316-0948-2
- 235 *Georg Völlner*: Röhreleinschweißen mit Schwerlast-Industrierobotern  
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-0955-0
- 236 *Nils Müller*: Modell für die Beherrschung und Reduktion von Nachfrageschwankungen  
286 Seiten · ISBN 978-3-8316-0992-5
- 237 *Franz Decker*: Unternehmensspezifische Strukturierung der Produktion als permanente Aufgabe  
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0996-3
- 238 *Christian Lau*: Methodik für eine selbstoptimierende Produktionssteuerung  
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-4012-6
- 239 *Christoph Rimpau*: Wissensbasierte Risikobewertung in der Angebotskalkulation für hochgradig individualisierte Produkte  
268 Seiten · ISBN 978-3-8316-4015-7
- 240 *Michael Loy*: Modularer Vibrationswendelförderer zur flexiblen Teilezuführung  
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-4027-0
- 241 *Andreas Eursch*: Konzept eines immersiven Assistenzsystems mit Augmented Reality zur Unterstützung manueller Aktivitäten in radioaktiven Produktionsumgebungen  
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-4029-4
- 242 *Florian Schwarz*: Simulation der Wechselwirkungen zwischen Prozess und Struktur bei der Drehbearbeitung  
282 Seiten · ISBN 978-3-8316-4030-0
- 243 *Martin Georg Prasch*: Integration leistungsgewandelter Mitarbeiter in die variantenreiche Serienmontage  
261 Seiten · ISBN 978-3-8316-4033-1
- 244 *Johannes Schipf*: Adaptive Montagesysteme für hybride Mikrosysteme unter Einsatz von Telepräzisen  
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-4063-8
- 245 *Stefan Lutzmann*: Beitrag zur Prozessbeherrschung des Elektronenstrahlenschmelzens  
242 Seiten · ISBN 978-3-8316-4070-6
- 246 *Gregor Branner*: Modellierung transienter Effekte in der Struktursimulation von Schichtbauverfahren  
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-4071-3
- 247 *Josef Ludwig Zimmermann*: Eine Methodik zur Gestaltung berührungsloser Handhabungssysteme  
186 Seiten · ISBN 978-3-8316-4091-1
- 248 *Clemens Pörnbacher*: Modellgetriebene Entwicklung der Steuerungssoftware automatisierter Fertigungssysteme  
280 Seiten · ISBN 978-3-8316-4108-6
- 249 *Alexander Lindworsky*: Teilautomatische Generierung von Simulationsmodellen für den entwicklungsbegleitenden Steuerungstest  
294 Seiten · ISBN 978-3-8316-4125-3
- 250 *Michael Mauderer*: Ein Beitrag zur Planung und Entwicklung von rekonfigurierbaren mechatronischen Systemen – am Beispiel von starren Fertigungssystemen  
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4126-0
- 251 *Roland Mark*: Qualitätsbewertung und -regelung für die Fertigung von Karosserieteilen in Presswerkzeugen auf Basis Neuronaler Netze  
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-4127-7
- 252 *Florian Reichl*: Methode zum Management der Kooperation von Fabrik- und Technologieplanung  
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-4128-4
- 253 *Paul Gebhard*: Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen bei Anwendung für das Röhreleinschweißen  
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4129-1
- 254 *Michael Heinz*: Modellunterstützte Auslegung berührungsloser Ultraschallgreifsysteme für die Mikrosystemtechnik  
302 Seiten · ISBN 978-3-8316-4147-5
- 255 *Pascal Krebs*: Bewertung vernetzter Produktionsstandorte unter Berücksichtigung multidimensionaler Unsicherheiten  
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-4156-7
- 256 *Gerhard Straßer*: Greiftechnologie für die automatisierte Handhabung von technischen Textilien in der Faserverbundfertigung  
290 Seiten · ISBN 978-3-8316-4161-1
- 257 *Frédéric-Felix Lacour*: Modellbildung für die physikbasierte Virtuelle Inbetriebnahme materialflusintensiver Produktionsanlagen  
222 Seiten · ISBN 978-3-8316-4162-8
- 258 *Thomas Hensel*: Modellbasierter Entwicklungsprozess für Automatisierungslösungen  
184 Seiten · ISBN 978-3-8316-4167-3
- 259 *Sherif Zaidan*: A Work-Piece Based Approach for Programming Cooperating Industrial Robots  
212 Seiten · ISBN 978-3-8316-4175-8
- 260 *Hendrik Schellmann*: Bewertung kundenspezifischer Mengenflexibilität im Wertschöpfungsnetz  
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-4189-5
- 261 *Marwan Radi*: Workspace scaling and haptic feedback for industrial telepresence and teleaction systems with heavy-duty teleoperators  
172 Seiten · ISBN 978-3-8316-4195-6
- 262 *Marcus Ruhstorfer*: Röhreleinschweißen von Rohren  
206 Seiten · ISBN 978-3-8316-4197-0
- 263 *Rüdiger Daub*: Erhöhung der Nahttiefe beim Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißen von Stählen  
182 Seiten · ISBN 978-3-8316-4199-4
- 264 *Michael Ott*: Multimaterialverarbeitung bei der additiven strahl- und pulverbetriebenen Fertigung  
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4201-4
- 265 *Martin Ostgathe*: System zur produktbasierten Steuerung von Abläufen in der auftragsbezogenen Fertigung und Montage  
278 Seiten · ISBN 978-3-8316-4206-9
- 266 *Imke Nora Kellner*: Materialsysteme für das pulverbeschichtete 3D-Drucken  
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4223-6
- 267 *Florian Oefele*: Remote-Laserstrahlenschweißen mit brillanten Laserstrahlquellen  
238 Seiten · ISBN 978-3-8316-4224-3
- 268 *Claudia Anna Ehinger*: Automatisierte Montage von Faserverbund-Vorformlingen  
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-4233-5

- 269 *Tobias Zeilinger*: Laserbasierte Bauteillagebestimmung bei der Montage optischer Mikrokomponenten  
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4234-2
- 270 *Stefan Krug*: Automatische Konfiguration von Robotersystemen (Plug&Produce)  
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4243-4
- 271 *Marc Lotz*: Erhöhung der Fertigungsgenauigkeit beim Schwunggrad-Reibschweißen durch modellbasierte Regelungsverfahren  
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4245-8
- 272 *William Brice Tekouo Moutchiho*: A New Programming Approach for Robot-based Flexible Inspection systems  
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4247-2
- 273 *Matthias Waibel*: Aktive Zusatzsysteme zur Schwingungsreduktion an Werkzeugmaschinen  
158 Seiten · ISBN 978-3-8316-4250-2
- 274 *Christian Escher*: Maschinenspezifische Erhöhung der Prozessfähigkeit in der additiven Fertigung  
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-4270-0
- 275 *Florian Aull*: Modell zur Ableitung effizienter Implementierungsstrategien für Lean-Production-Methoden  
270 Seiten · ISBN 978-3-8316-4283-0
- 276 *Marcus Hennauer*: Entwicklungsbegleitende Prognose der mechatronischen Eigenschaften von Werkzeugmaschinen  
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-4306-6
- 277 *Alexander Götzfried*: Analyse und Vergleich fertigungstechnischer Prozessketten für Flugzeugtriebwerks-Rotoren  
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4310-3
- 278 *Saskia Reinhardt*: Bewertung der Ressourceneffizienz in der Fertigung  
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4317-2
- 279 *Fabian J. Meling*: Methodik für die Rekombination von Anlagentechnik  
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-4319-6
- 280 *Jörg Egbers*: Identifikation und Adaption von Arbeitsplätzen für leistungsgewandelter Mitarbeiter entlang des Montageplanungsprozesses  
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-4328-8
- 281 *Max von Bredow*: Methode zur Bewertung der Wirtschaftlichkeit und des Risikos unternehmensübergreifender Wertschöpfungskonfigurationen in der Automobilindustrie  
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4337-0
- 282 *Tobias Philipp*: RFID-gestützte Produktionssteuerungsverfahren für die Herstellung von Bauteilen aus Faserverbundkunststoffen  
142 Seiten · ISBN 978-3-8316-4346-2
- 283 *Stefan Rainer Johann Braunreuther*: Untersuchungen zur Lasersicherheit für Materialbearbeitungsanwendungen mit brillanten Laserstrahlquellen  
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4348-6
- 284 *Johannes Pohl*: Adaption von Produktionsstrukturen unter Berücksichtigung von Lebenszyklen  
202 Seiten · ISBN 978-3-8316-4358-5
- 285 *Matthey Wiesbeck*: Struktur zur Repräsentation von Montagesequenzen für die situationsorientierte Werkerführung  
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-4369-1
- 286 *Sonja Huber*: In-situ-Legierungsbestimmung beim Laserstrahlschweißen  
206 Seiten · ISBN 978-3-8316-4370-7
- 287 *Robert Wiedenmann*: Prozessmodell und Systemtechnik für das laserunterstützte Fräsen  
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4384-4

