

# Oberflächenvorbehandlung von Metallen mittels Dauerstrich-Laserstrahlung zum thermischen Fügen von Metall-Kunststoff-Verbindungen

Christoph Wunderling

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der  
Technischen Universität München zur Erlangung eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

Prüfende der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh
2. Prof. Dr.-Ing. Stefan Kaielerle

Die Dissertation wurde am 14.12.2023 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 29.04.2024 angenommen.



# Geleitwort der Herausgeber

Die Produktionstechnik ist in Zeiten globaler Herausforderungen, wie der Klimakrise, dem Mobilitätswandel und der Überalterung der Gesellschaft in westlichen Ländern, für eine nachhaltige Weiterentwicklung unserer Industriegesellschaft von zentraler Bedeutung. Der Einfluss eines Industriebetriebs auf die Umwelt und die Gesellschaft hängt dabei 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 Potenziale für den Unternehmenserfolg auszuschöpfen. Dabei muss größtes Augenmerk darauf gelegt werden, möglichst ressourcenschonend, effizient und resilient zu werden, um flexibel im volatilen Produktionsumfeld zu agieren.

Um in dem Spannungsfeld Nachhaltigkeit, 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 der Anforderungen des Personals sowie von Nachhaltigkeitsaspekten entwickelt. Die dabei eingesetzten rechnergestützten und Künstliche-Intelligenz-basierten Methoden und die notwendige Steigerung des Automatisierungsgrades dürfen jedoch nicht zu einer Verfestigung arbeitsteiliger Strukturen führen. Fragen der optimalen Einbindung ökologischer und sozialer Aspekte in alle Planungs- und Entwicklungsprozesse 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. Die Steuerung und der Betrieb von Produktionssystemen, die Qualitätssicherung, die Verfügbarkeit und die Autonomie sind Querschnittsthemen hierfür. In den iwb-

## GELEITWORT

---

Forschungsberichten werden neue Ergebnisse und Erkenntnisse aus der praxisnahen Forschung des Institutes veröffentlicht. Diese Buchreihe soll dazu beitragen, den Wissenstransfer zwischen dem Hochschulbereich und den Anwendenden zu verbessern.

*Rüdiger Daub*

*Gunther Reinhart*

*Michael Zäh*

# Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München. Eine Zeit, auf die ich mit Freude zurückblicke und in der ich persönlich sehr gewachsen bin. Ich möchte mich bei einigen Personen bedanken, die mich auf diesem Weg begleitet haben.

Ein großer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh, dem Leiter des Lehrstuhls für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik, für das Vertrauen, das er mir entgegengebracht hat, und die Förderung meiner Fähigkeiten und Kompetenzen. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart und Herrn Prof. Dr.-Ing. Rüdiger Daub bedanke ich mich für die wohlwollende Zusammenarbeit am *iwb*. Weiterhin möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Kaieler für die Übernahme des Koreferates und die aufmerksame Durchsicht der Arbeit danken sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Mein weiterer Dank gilt meinen Kolleginnen und Kollegen, mit denen ich meine Zeit am *iwb* gestalten durfte und die diese so bereicherten. In besonderer Weise möchte ich hier Roman Hartl, Harald Bauer, Sandra Grohmann und Lukas Mayr hervorheben. Für die gründliche und konstruktive Durchsicht der Dissertation bedanke ich mich bei Roman Hartl und Christian Stadter sowie bei der Themengruppe Lasertechnik für zahlreiche inhaltliche Diskussionen.

Des Weiteren möchte ich meiner Familie danken. Diese Dissertation wäre ohne die stets bedingungslose Unterstützung meiner Eltern, Waltraud und Ludwig Wunderling, auf meinem Lebensweg nicht entstanden. Auch bei meinen Brüdern, Udo und Oliver Wunderling, möchte ich mich für die Vorbildfunktion während dieses Weges bedanken.

Zu guter Letzt bin ich zutiefst dankbar, Susanne Vernim während meiner Institutszeit kennengelernt zu haben sowie für ihre unendliche Geduld, ihren Glauben in mich, die bedingungslose Unterstützung und ihre einzigartig motivierende Art.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>VII</b>
<b>Verzeichnis der Formelzeichen und Konstanten</b>	<b>IX</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Weg zu einer nachhaltigen und umweltschonenden Mobilität .....	1
1.2 Innovative Füge-technik für Metall-Kunststoff-Verbindungen.....	3
1.3 Zielsetzung, wissenschaftliche Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit.....	5
<b>2 Technologische Grundlagen</b>	<b>9</b>
2.1 Allgemeines .....	9
2.2 Lasermaterialbearbeitung .....	9
2.2.1 Aufbau und Funktionsweise von Laserstrahlquellen.....	10
2.2.2 Propagation Gauß'scher Strahlen .....	11
2.2.3 Strahl-Stoff-Wechselwirkung und Prozessgrößen .....	13
2.2.4 Thermisch induzierte Eigenspannungen und Bauteilverzug .....	18
2.2.5 Thermisch induzierter Werkstoffabtrag mit Laserstrahlung .....	19
2.2.6 Strahlformung und -führung mittels Scanneroptiken .....	21
2.3 Faserverstärkte Kunststoffe und deren Verbindung mit Metallen .....	23
2.3.1 Eigenschaften endlosfaserverstärkter Duroplaste .....	24
2.3.2 Versagensarten unidirektional endlosfaserverstärkter Duroplaste .....	29
2.3.3 Fügeverfahren und Haftungstheorien für Metall-Kunststoff- Verbindungen .....	31
2.4 Thermisches Direktfügen von Metall-Kunststoff-Verbindungen.....	33
2.5 Zusammenfassung .....	36

<b>3</b>	<b>Stand der Technik und Forschung</b>	<b>39</b>
3.1	Allgemeines .....	39
3.2	Steigerung der Verbindungsfestigkeit mittels LOVB.....	39
3.3	LOVB mittels Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden .....	42
3.3.1	Prozessmechanismen des Werkstoffabtrags .....	43
3.3.2	Systemtechnik .....	45
3.3.3	Einfluss der Prozessparameter auf die Schnittfugengeometrie .....	47
3.3.4	Prozessführungen zur Modifikation der Topografie.....	53
3.4	Zusammenfassung .....	58
<b>4</b>	<b>Forschungsansatz</b>	<b>61</b>
4.1	Allgemeines .....	61
4.2	Defizite aktueller Prozessführungen bei großformatigen Prozessflächen .....	61
4.2.1	Defizit 1   Einschränkung der vollständigen Bearbeitbarkeit von Prozessflächen .....	61
4.2.2	Defizit 2   Defokussierung des Laserbrennflecks.....	63
4.2.3	Defizit 3   Nebennutzungszeiten aus Trajektorie und Prozessführung	65
4.3	Zielsetzung der Arbeit .....	67
4.4	Wissenschaftliches Vorgehen und Aufbau der Arbeit .....	68
<b>5</b>	<b>Beschreibung des Versuchsaufbaus</b>	<b>71</b>
5.1	Allgemeines .....	71
5.2	Werkstoffe .....	71
5.2.1	Metallischer Fügepartner.....	71
5.2.2	Polymerer Fügepartner.....	72
5.3	Versuchsdurchführung.....	73
5.3.1	Durchführung der LOVB mittels Dauerstrich-Laserstrahlung .....	73
5.3.2	Thermisches Direktfügen von MKV .....	75
5.4	Analysemethoden .....	77
5.4.1	Analyse der Werkstoffoberflächen .....	77



5.4.2	Analyse des thermischen Verzugs infolge der LOVB.....	78
5.4.3	Analyse der Festigkeit der Metall-Kunststoff-Verbindung .....	79
5.5	Zusammenfassung .....	80
<b>6</b>	<b>Ableitung einer produktiven und flexiblen Prozessführung für die LOVB</b>	<b>83</b>
6.1	Allgemeines .....	83
6.2	Bestimmung der zeitlichen, trajektorienspezifischen Bearbeitungseffizienz....	83
6.3	Ableitung eines kontinuierlichen Trajektorien-Designs .....	93
6.4	Zusammenfassung .....	100
<b>7</b>	<b>Topografiemodifikation mit zirkular oszillierendem Laserstrahl</b>	<b>101</b>
7.1	Allgemeines .....	101
7.2	Vorbetrachtungen zu den experimentellen Analysen .....	101
7.2.1	Stabilisierung des Abtragverhaltens mittels Luftströmung .....	102
7.2.2	Theoretische Betrachtungen zu prozessspezifischen Charakteristika	107
7.2.3	Definition von Prozessparametern .....	111
7.3	Analyse und Bewertung der Topografie .....	113
7.4	Zusammenfassung .....	117
<b>8</b>	<b>Modellbasierte Prozessauslegung für zirkular oszillierende Trajektorien bei der LOVB</b>	<b>119</b>
8.1	Allgemeines .....	119
8.2	Mathematische Modellierung der Trajektorie .....	119
8.3	Validierung des Modells .....	125
8.4	Bewertung der Übertragbarkeit des Modells.....	129
8.5	Festlegung der Modellparameter für die industrielle Anwendung.....	132
8.6	Zusammenfassung .....	134
<b>9</b>	<b>Evaluation der LOVB mit zirkularer Strahloszillation</b>	<b>137</b>
9.1	Allgemeines .....	137
9.2	Analyse der trajektorienspezifischen Verbindungsfestigkeit.....	138

9.2.1	Steigerung der Zugscherfestigkeit.....	138
9.2.2	Schwankung der Zugscherfestigkeit .....	142
9.3	Analyse des trajektorienspezifischen thermischen Verzugs .....	145
9.4	Analyse der trajektorienspezifischen Produktivität .....	149
9.5	Zusammenfassung.....	151
<b>10</b>	<b>Wirtschaftliche und technologische Bewertung der LOVB</b>	<b>153</b>
10.1	Allgemeines .....	153
10.2	Wirtschaftlichkeitsanalyse .....	153
10.2.1	Berechnung des Maschinenstundensatzes.....	154
10.2.2	Berechnung der Taktzeit .....	156
10.2.3	Berechnung der Fertigungskosten .....	161
10.3	Reifegradbewertung.....	162
10.3.1	Modell zur Reifegradbewertung .....	162
10.3.2	Technologische Bewertung der LOVB .....	163
10.4	Zusammenfassung.....	167
<b>11</b>	<b>Schlussbetrachtungen</b>	<b>169</b>
11.1	Zielerreichung und Reflexion des Lösungsansatzes.....	169
11.2	Zusammenfassung und Ausblick.....	173
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>177</b>
	<b>Anhang</b>	<b>199</b>
A	Forschungsarbeiten im Zeitraum 2012–2022 .....	199
B	Berechnung der Schnittfugenlänge in Abhängigkeit von der Schnittfugenorientierung .....	202
C	Analytischer Hierarchieprozess .....	205
C.1	Bewertungsgrößen und Indizes .....	205
C.2	Konsistenzprüfung und Evaluationsmatrizen der LOVB .....	206
C.3	Vorlage des Fragebogens.....	208

---

C.4	Ergebnisse der Novanta Europe GmbH .....	215
C.5	Ergebnisse der Raylase GmbH.....	221
C.6	Ergebnisse der Technischen Universität München .....	227
D	Bestimmung des werkstoffspezifischen Prozessfensters und der Abtragtiefe.	233
E	Mathematische Herleitung zur Berechnung der Breite $y_f$ .....	235
F	Berechnungen der Kostenanteile des Maschinenstundensatzes .....	236
G	Übersicht der betreuten Studienarbeiten im Themengebiet der laserbasierten Oberflächenvorbehandlung und der Metall-Kunststoff-Verbindungen .....	237



# Abkürzungsverzeichnis

Im Duden (BIBLIOGRAPHISCHES INSTITUT 2022a) enthaltene Abkürzungen werden nicht aufgeführt.

<i>Abkürzung</i>	<i>Beschreibung</i>
AF	Aramidfaser (englisch: aramid fibre)
AHP	analytischer Hierarchieprozess
CF	Kohlenstofffaser (englisch: carbon fibre)
EP	Epoxid
FOREL	Forschungs- und Technologiezentrum für ressourceneffizienten Leichtbau der Elektromobilität
FVK	Faser-Verbund-Kunststoff
GF	Glasfaser (englisch: glass fibre)
HF	Handlungsfeld
IMA	In-Mould-Verfahren (englisch: In-Mould Assembly)
<i>iwb</i>	Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der TUM
LOVB	laserbasierte Oberflächenvorbehandlung
MKV	Metall-Kunststoff-Verbindung
MM	Multimode(-...)
MSS	Maschinenstundensatz
OEM	Erstausrüster (englisch: Original Equipment Manufacturer)
PMA	Post-Mould-Verfahren (englisch: Post-Mould Assembly)
PROLEI	Prozesskette für das Fügen endlosfaserverstärkter Kunststoffe mit Metallen in Leichtbaustrukturen
RAC	Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden (englisch: Remote Ablation Cutting)
SM	Singlemode(-...)
ZSO	zirkulare Strahloszillation
SPP	Strahlparameterprodukt
SSI	Strahl-Stoff-Interaktion

## ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

---

TMA	Bewertung des Technologiereifegrads (englisch: Technology Maturity Assessment)
TRL	Technologiereifegrad (englisch: Technology Readiness Level)
TUM	Technische Universität München
UD	unidirektional
UP	ungesättigter Polyester
VE	Vinylester
WEZ	Wärmeeinflusszone
WWZ	Wechselwirkungszone

## Chemische Elemente

---

<i>Abkürzung</i>	<i>Werkstoffbezeichnung</i>
Al	Aluminium
B	Bor
C	Kohlenstoff
Cr	Chrom
Mn	Mangan
Mo	Molybdän
Nb	Niob
P	Phosphor
S	Schwefel
Si	Silizium
Ti	Titan

# Verzeichnis der Formelzeichen und Konstanten

## Lateinische Zeichen und Konstanten

<i>Zeichen</i>	<i>Einheit</i>	<i>Beschreibung</i>
$A_L$	mm <sup>2</sup>	Fläche des Laserbrennflecks auf der Werkstoffoberfläche
$A_{LOVB}$	mm <sup>2</sup>	Bearbeitungsfläche
$\dot{A}_{LOVB}$	mm <sup>2</sup> /s	Flächenrate der Laservorbehandlung
$A_{Mess}$	mm <sup>2</sup>	Messfläche der Rauheitsmessung
$A_{MKV}$	mm <sup>2</sup>	Kontaktfläche zwischen Metall und Kunststoff eines Metall-Kunststoff-Probekörpers
$A_{Osz}$	mm	Amplitude der zirkularen Oszillation
$A_{Osz,max}$	mm	technische Maximalamplitude der Bearbeitungsoptik
$A_x$	mm	Amplitude einer Schwingung in x-Koordinatenrichtung
$A_y$	mm	Amplitude einer Schwingung in y-Koordinatenrichtung
$CI$	-	Konsistenzindex beim analytischen Hierarchieprozess
$CR$	-	Konsistenzverhältniszahl beim analytischen Hierarchieprozess
$d_f$	mm	Durchmesser des Laserbrennflecks auf der Oberfläche des Werkstücks
$d_{fok}$	mm	Durchmesser des Laserstrahls an der Strahltaile
$d_L$	mm	Schnittfugenabstand bzw. Abstand zweier Bearbeitungslinien
$d_{L,opt}$	mm	modellierter festigkeitsoptimaler Schnittfugenabstand
$d_{L,opt,reg}$	mm	festigkeitsoptimaler Schnittfugenabstand gemäß dem Regressionsmodell
$e_B$	%	Bearbeitungseffizienz der Laservorbehandlung
$E_A$	J/mm <sup>2</sup>	Flächenenergie des Laserprozesses
$E_L$	J/mm	Streckenenergie des Laserprozesses
$f_{Osz}$	1/s	Frequenz der zirkularen Oszillation
$f_S$	mm	Abstand der Strahltaile von der Fokussierlinse
$f_x$	1/s	Frequenz einer Schwingung in x-Koordinatenrichtung
$f_y$	1/s	Frequenz einer Schwingung in y-Koordinatenrichtung

VERZEICHNIS DER FORMELZEICHEN UND KONSTANTEN

---

$F_{max}$	N	maximale Prüfkraft einer Zugscherprüfung
$h_{MA}$	h/a	Arbeitsstunden pro Jahr
$I_0$	W/mm <sup>2</sup>	radiales Intensitätsmaximum
$I_L$	W/mm <sup>2</sup>	flächengemittelte Gesamtintensität des Laserbrennflecks
$k_B$	mm	Kantenlänge einer quadratischen Bearbeitungsfläche
$K_A$	€/a	Abschreibungskosten pro Jahr
$K_E$	€/a	Energiekosten pro Jahr
$K_{FEK}$	€/h	Fertigungseinzelkosten pro Stunde
$K_{FK}$	€/Stück	Fertigungskosten pro Stück
$K_{FLK}$	€/h	Fertigungslohnkosten pro Arbeitsperson und Stunde
$K_{FGK}$	€/h	Fertigungsgemeinkosten pro Stunde
$K_I$	€/a	Instandhaltungskosten pro Jahr
$K_{MSS}$	€/h	Maschinenstundensatz
$K_{niO}$	€/Stück	Kosten pro Stück infolge von Ausschuss
$K_R$	€/a	Raumkosten pro Jahr
$K_{Rüst}$	€/Stück	Rüstkosten pro Stück
$K_{SEF}$	€/Stück	Sondereinzelkosten der Fertigung pro Stück
$K_Z$	€/a	Zinskosten pro Jahr
$l_B$	mm	Länge aller Schnittfugen einer Bearbeitungsorientierung
$l_{B,gesamt}$	mm	Gesamtlänge der Schnittfugen aller Bearbeitungsorientierungen
$l_L$	mm	Länge einer Schnittfuge
$l_L'$	mm	Länge einer Schnittfuge innerhalb eines Subelements
$m_L$	mm	Abstand des Bearbeitungsstarts oder -endes zur Grundposition der Scannerspiegel
$M^2$	-	Beugungsmaßzahl des Laserstrahls
$M1$		Bezeichnung für eine Trajektorie mit rein parallelen Bearbeitungslinien
$M1'$		Bezeichnung für eine gegenüber M1 um 90° im Uhrzeigersinn gedrehten Trajektorie mit rein parallelen Bearbeitungslinien
$M2$		Bezeichnung für eine Trajektorie mit sich senkrecht kreuzenden Bearbeitungslinien
$M3$		Bezeichnung für eine Trajektorie mit drei jeweils um 60° zueinander gedrehten Orientierungen der Bearbeitungslinien



$n_A$	-	Anzahl der Ausgleichstrajektorien einer Bearbeitungsorientierung
$n_{A,gesamt}$	-	Anzahl der Ausgleichstrajektorien aller Bearbeitungsorientierungen
$n_B$	-	Anzahl der Bewertungskriterien beim analytischen Hierarchieprozess
$n_L$	-	Anzahl der Abtragzyklen des Laserstrahls
$n_{L,x}$	-	Anzahl aller Schnittfugen einer rechteckigen Bearbeitungsfläche, bestimmt von der Seitenlänge in x-Koordinatenrichtung
$n_{L,y}$	-	Anzahl der Schnittfugen einer rechteckigen Bearbeitungsfläche, bestimmt von der Seitenlänge in y-Koordinatenrichtung
$n_{MA}$	-	Anzahl der Arbeitspersonen zum Betrieb des Laserprozesses
$n_{Osz}$	-	Anzahl der Oszillationsbahnen
$n_{\theta_L}$	-	Anzahl der Ausgleichstrajektorien zwischen Bearbeitungen verschiedener Orientierungen
$p_{Press}$	bar	Fügedruck
$P_A$	W	absorbierter Leistungsanteil der auf eine Werkstoffoberfläche eingestrahlt Laserleistung
$P_D$	W	Leistungsanteil in Form von Werkstoffdampf
$P_L$	W	Bestrahlungsleistung auf die Oberfläche eines Werkstoffs
$P_P$	W	für den Laserprozess verfügbarer Leistungsanteil
$P_{SK}$	W	Leistungsanteil durch Strahlung und Konvektion an die Umgebung
$P_V$	W	durch Wärmeleitung und Konvektion in den Werkstoff übertragene Leistung
$r$	mm	radialer Abstand von der Strahlachse
$R$	-	durchschnittlicher Konsistenzindex beim analytischen Hierarchieprozess
$R^2$	-	Bestimmtheitsmaß
$Ra$	$\mu\text{m}$	arithmetischer Mittenrauwert
$s_E$	-	Anzahl der Subelemente innerhalb der Bearbeitungsfläche
$Sa$	$\mu\text{m}$	mittlere arithmetische Höhe einer Oberfläche
$SPP$	mm·mrad	Strahlparameterprodukt des Laserstrahls
$s_{Takt}$	Stück	Ausbringungsmenge pro Takt

VERZEICHNIS DER FORMELZEICHEN UND KONSTANTEN

---

$t$	s	Zeitpunkt
$t_A$	s	Dauer der Anfangsbewegung der Scannerspiegel aus der Grundposition zum Ort des Emissionsstarts
$t_E$	s	Dauer der Endbewegung der Scannerspiegel vom Ort des Emissionsendes in die Grundposition
$t_{Head}$	s	Korrekturzeit innerhalb der Scanner-Steuerung am Beginn der Laserstrahlemission
$t_k$	s	Dauer für die Neupositionierung der Kinematik
$t_L$	s	Dauer der Laserstrahlemission
$\Delta t_{loss}$	s	unproduktiver Zeitanteil während des Laserprozesses
$t_{nach}$	s	Zeitbedarf für alle notwendigen nachbereitenden Tätigkeiten
$t_{Press}$	s	Presszeit beim Fügevorgang
$t_T$	s	Zeitbedarf für eine Ausgleichstrajektorie
$t_{Tail}$	s	Korrekturzeit innerhalb der Scanner-Steuerung am Ende der Laserstrahlemission
$t_{T,gesamt}$	s	Zeitbedarf für alle Ausgleichstrajektorien einer Bearbeitung
$t_{Takt}$	s	Taktzeit der LOVB
$t_{vor}$	s	Zeitbedarf für alle notwendigen vorbereitenden Tätigkeiten
$t_W$	s	Wechselwirkungsdauer zwischen Werkstoff und Laserstrahlung in der Wechselwirkungszone
$T_{Lauf}$	h	jährliche Laufzeit der Laseranlage
$T_{max}$	°C	Temperaturmaximum
$T_{Press}$	°C	Fügetemperatur
$T_P$	°C	Prozesstemperatur infolge der Laserbestrahlung
$TRL_{ges}$	-	Gesamtreifegrad einer Technologie
$T_S$	°C	Schmelztemperatur des Werkstoffs
$T_V$	°C	Verdampfungstemperatur des Werkstoffs
$\Delta T$	°C	Temperaturänderung
$v_B$	m/s	Bahngeschwindigkeit des Laserbrennflecks
$v_K$	m/s	Vorschubgeschwindigkeit der Kinematik
$v_L$	m/s	Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks der globalen Hauptbewegungsrichtung
$v_{Osz}$	m/s	Oszillationsgeschwindigkeit des Laserbrennflecks
$v_S$	m/s	Scangeschwindigkeit des Laserbrennflecks infolge der reinen Schwingspiegellbewegung

$VK_{MKV}$	-	trajektorienspezifischer Variationskoeffizient bezogen auf die Zugscherfestigkeit der Metall-Kunststoff-Verbindung
$w_0$	mm	Radius der Strahltaile des Laserstrahls
$w(z)$	mm	Radius des Laserstrahls in Abhängigkeit von der Position $z$ entlang der Strahlachse
$x_B$	mm	größte Seitenlänge einer rechteckigen Bearbeitungsfläche
$x_B'$	mm	größte Seitenlänge eines rechteckigen Subelements der Bearbeitungsfläche
$x_L$	mm	auf die $x$ -Achse projizierter Abstand des Bearbeitungsstarts oder -endes zur Grundposition der Scannerspiegel
$\Delta x$	mm	Längendifferenz entlang der $x$ -Koordinatenrichtung
$y_B$	mm	kleinste Seitenlänge einer rechteckigen Bearbeitungsfläche
$y_B'$	mm	kleinste Seitenlänge eines rechteckigen Subelements der Bearbeitungsfläche
$y_I$	mm	Breite der Fläche der Schnittfugeninteraktion bei der zirkularen Oszillation
$y_{I,zul}$	mm	postulierte, zulässige Breite der Fläche der Schnittfugeninteraktion bei der zirkularen Oszillation
$y_S$	$\mu\text{m}$	Breite einer Schnittfuge
$z$	mm	Position an der Strahlachse
$z_{Anl}$	%	Anlagenverfügbarkeit
$z_{FGK}$	%	Fertigungsgemeinkostenzuschlag
$z_R$	mm	Rayleighlänge des Laserstrahls nach der Bearbeitungsoptik
$z_S$	$\mu\text{m}$	Tiefe einer Schnittfuge
$\Delta z_{max}$	$\mu\text{m}$	maximale Höhendifferenz infolge des durch den Laserprozess induzierten thermischen Verzugs

**Griechische Zeichen und Konstanten**

<i>Zeichen</i>	<i>Einheit</i>	<i>Beschreibung</i>
$\alpha$	$^\circ$	Belastungswinkel gegenüber der Faserorientierung
$\alpha_T$	$1/K$	thermischer Wärmeausdehnungskoeffizient
$\beta$	$^\circ$	Winkellage der Fasern
$\varepsilon$	$^\circ$	Einstrahlwinkel des Laserstrahls auf der Werkstoffoberfläche
$\varepsilon_T$	-	Dehnung eines Werkstoffs durch Temperaturänderung
$\eta_A$	-	Einkopplungsgrad der Laserstrahlung in den Werkstoff

VERZEICHNIS DER FORMELZEICHEN UND KONSTANTEN

$\vartheta$	°	Divergenzwinkel des Laserstrahls nach der Bearbeitungsoptik
$\theta_L$	°	Orientierung einer Schnittfuge
$\lambda$	nm	Wellenlänge der Laserstrahlung
$\lambda_{max}$	-	maximaler Eigenwert der Bewertungsmatrix beim analytischen Hierarchieprozess
$\xi$	°	Oszillationswinkel bei der zirkularen Strahloszillation
$\xi_{krit}$	°	Oszillationswinkel bei beginnender Schnittfugeninteraktion
$\sigma_{MKV}$	MPA	Standardabweichung der Zugscherfestigkeit der Metall-Kunststoff-Verbindungen
$\sigma_F$	MPA	Fließgrenze des Werkstoffs
$\tau_{MKV}$	MPA	Zugscherfestigkeit der Metall-Kunststoff-Verbindung
$\tau_{MKV,max}$	MPA	maximale Zugscherfestigkeit der Metall-Kunststoff-Verbindung gemäß dem Regressionsmodell
$\tau_{MKV,ref}$	MPA	Zugscherfestigkeit einer Metall-Kunststoff-Verbindung ohne Laservorbehandlung
$\Delta\tau_{MKV}$	MPA	Steigerung der Zugscherfestigkeit infolge der LOVB
$\Delta\varphi$	rad	Phasenverschiebung zwischen der x- und der y-Schwingungsrichtung
$\varphi_s$	°	Winkel der Änderung der Abtragtiefe entlang einer Schnittfuge
$\varphi_x$	rad	Phasenwinkel in x-Koordinatenrichtung
$\varphi_y$	rad	Phasenwinkel in y-Koordinatenrichtung

**Laufvariablen**

<i>Zeichen</i>	<i>Einheit</i>	<i>Beschreibung</i>
$i$	-	Laufindex
$k$	-	Laufindex
$n$	-	Laufindex

# 1 Einleitung

*„Zukunft ist kein Schicksalsschlag, sondern die Folge der Entscheidungen,  
die wir heute treffen.“*

---

**Franz Alt, deutscher Journalist, \*1938**

Das Zitat des deutschen Journalisten und Buchautors Franz Alt beschreibt die Bedeutung heutiger Entscheidungsprozesse für zukünftige Gesellschaftsgenerationen und deren Umwelt. Im Fokus der Aussage steht die Energiewende, in deren Rahmen produzierende Unternehmen einen hohen Anteil an Mitverantwortung bei der Vorbereitung und der nachhaltigen Umsetzung tragen. Die Entwicklung unserer Umwelt ist demnach nicht zufällig oder vorbestimmt, eher besteht die Möglichkeit, zukünftige Entwicklungen aktiv zu beeinflussen, sodass ein gewünschtes Zielbild erreicht wird.

## 1.1 Weg zu einer nachhaltigen und umweltschonenden Mobilität

Sowohl der persönliche und gesellschaftliche Drang zu einer nachhaltigen und ressourcenschonenden Lebensweise als auch nationale und internationale klimapolitische Ziele und Regelungen schaffen für produzierende Unternehmen den Anreiz für eine umweltschonende Denkweise. Nicht zuletzt das Bekenntnis der Europäischen Union, schrittweise eine klimaneutrale Wirtschaft bis zum Jahr 2050 umzusetzen, stellt die Dringlichkeit des Handelns heraus (BUNDESMINISTERIUM FÜR UMWELT, NATURSCHUTZ, NUKLEARE SICHERHEIT UND VERBRAUCHERSCHUTZ 2021). Insbesondere in den Bereichen der Energiewirtschaft, der Industrie, der Landwirtschaft, der Gebäude und des Verkehrs besteht Handlungsbedarf. Im Klimaschutzplan der deutschen Bundesregierung ist vorgesehen, das CO<sub>2</sub>-Äquivalent im Sektor des Verkehrs bis zum Jahr 2030 um 40 % bis 42 % gegenüber 1990 zu mindern (BUNDESMINISTERIUM FÜR UMWELT, NATURSCHUTZ, NUKLEARE SICHERHEIT 2016). Die Mobilität

sieht sich daher in einem Wandel, der effektive und ressourcenschonende Antriebskonzepte erfordert, deren Energiequellen möglichst effizient genutzt werden. Der Antrieb ist in diesem Zusammenhang effizient, wenn der Gesamtwirkungsgrad der Energietransformationsprozesse hoch ist. Der Antrieb ist effektiv, wenn die Wirkung der Antriebskraft hoch ist, also als Folge z. B. die Beschleunigung, die Reichweite oder die Zuladekapazitäten eines Transportmittels.

Um hinsichtlich der zukünftigen Mobilität die Wettbewerbsfähigkeit deutscher Unternehmen sicherzustellen, wurde für den Standort Deutschland prognostiziert, dass der Leichtbau zukünftig weiter an Bedeutung gewinnen wird. Die wachsende Ressourcenknappheit und der steigende Innovationsdruck erfordern, Rohstoffe bei der Herstellung und der Nutzung von Produkten einzusparen und die Masse von bewegten Körpern zu reduzieren. Vor diesem Hintergrund stellen insbesondere die Automobil- und die Luftfahrtindustrie die Innovationstreiber für neue Leichtbautechnologien und -werkstoffe dar. (GREIF ET AL. 2019, S. 20) Speziell leichtbautechnische Maßnahmen haben das Ziel, die massespezifischen Eigenschaften eines Transportsystems zu maximieren, indem die Masse reduziert oder die Eigenschaften des Produkts verbessert werden. Bereits das 2. Newtonsche Gesetz, das den Zusammenhang zwischen Kraft, Masse und Beschleunigung definiert (RICHARD & SANDER 2008, S. 56), zeigt den positiven Effekt einer reduzierten Transportmittelmasse auf das Beschleunigungspotenzial bei konstanter Antriebskraft.

Die konkreten leichtbautechnischen Lösungsansätze der Forschung und der Entwicklung setzen an verschiedenen Themenfeldern an, wobei für eine ganzheitliche Betrachtung häufig Abhängigkeiten und Wechselwirkungen zu berücksichtigen sind. In Abbildung 1-1 sind die relevanten Themenfelder des Leichtbaus der deutschen Förderlandschaft übersichtlich dargestellt, die im Rahmen einer Studie von GREIF ET AL. (2019) identifiziert wurden.

Insbesondere die Bereiche des Recyclings und der Digitalisierung sowie eine ganzheitliche Denkweise im Rahmen geschlossener Stoffkreisläufe rücken zunehmend in den Fokus der Leichtbautwicklungen. Zudem besteht nicht nur Handlungsbedarf bei der Entwicklung von singulären Werkstoffen. Als zielführend für intelligente Leichtbaulösungen wird auch die Kombination verschiedener Werkstoffe in Multi-Werkstoff-Bauweisen erachtet. (GREIF ET AL. 2019, S. 20–21) Durch die konsequente Umsetzung dieser Kernthemen leistet der Leichtbau einen Beitrag zur Effektivität und zur Effizienz von Transportmitteln.

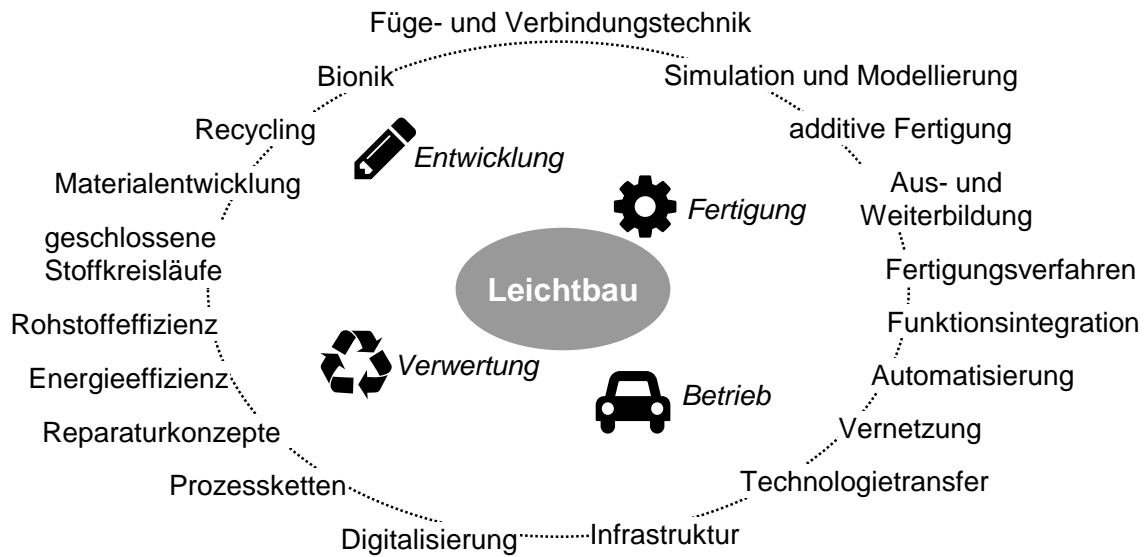


Abbildung 1-1: Zentrale Forschungs- und Entwicklungsthemen des Leichtbaus seit dem Jahr 2010 in Anlehnung an GREIF ET AL. (2019, S. 7)

## 1.2 Innovative Fügetechnik für Metall-Kunststoff-Verbindungen

Im Transportsektor werden zunehmend hochleistungsfähige Metalllegierungen oder Hybridwerkstoffe, wie Faser-Verbund-Kunststoffe (FVK), mit herausragenden spezifischen Steifigkeits- und/oder Festigkeitseigenschaften eingesetzt. Studien prognostizieren bis zum Jahr 2030 mehr als eine Verdoppelung des Anteils an Magnesium, Aluminium und hochfesten Stählen in der Werkstoffzusammensetzung von Fahrzeugen gegenüber dem Jahr 2010 (CLEARWATER INTERNATIONAL 2016). Der Einsatz von Kunststoffen und Verbundkunststoffen soll sich bis zum Jahr 2035 sogar etwa verdreifachen (U.S. DEPARTMENT OF ENERGY 2010). Durch die Kombination dieser Werkstoffgruppen kann die Masse von Transportmitteln reduziert und damit die für den Antrieb zur Verfügung stehende Energie in der Betriebsphase effektiv genutzt werden.

Hinsichtlich der Integration der verschiedenen Werkstoffgruppen innerhalb eines Gesamtsystems wurden bis heute produktionstechnische Fragestellungen, wie z. B. der kosteneffiziente Einsatz oder das Recycling der Werkstoffkombinationen, noch nicht endgültig beantwortet. Insbesondere die Fügetechnologie, die für die artungleichen Werkstoffe angewendet wird, muss in der Konstruktionsphase des Produkts u. a. unter Berücksichtigung der Recyclingfähigkeit der Komponenten ausgelegt und in der Produktionsphase sicher umgesetzt und beherrscht werden. Nicht zuletzt werden auch die Eigenschaften des Produkts während der Nutzungsphase durch die Art der Werkstoffverbindung beeinflusst. Die Fügetechnik ist somit ein zentrales Element innerhalb der Handlungskette hin zu einer umweltschonenden Mobilität.

Im Sinne des Leichtbaus ist es das Ziel, Verbindungstechniken zu nutzen, die eine möglichst geringe Massenzunahme des Transportsystems bewirken. Die Füge­technik muss also ebenfalls die Anforderungen des Leichtbaus erfüllen, was nur selten vollumfänglich der Fall ist. Neue, leichtbaugerechte Fügeverfahren müssen mit etablierten Verfahren vorwiegend im Hinblick auf die Investitionskosten, die Taktzeit, die Anlagenverfügbarkeit und häufig die Zusatzkosten für zusätzliche Fügemit­tel oder -werkstoffe konkurrieren (EGGERS ET AL. 2013, S. 625). Um Metalle und Kunststoffe zu fü­gen, bietet sich das thermische Fü­gen, auch Direktfü­gen genannt, an. Das direkte Fügeverfahren ermöglicht die Verbindung der Werkstoffe, indem der polymere Fügepartner selbst als Klebstoff das Metall benetzt und es somit keiner zusätzlichen Fügemit­tel bedarf (RÖSNER 2014). Gegenüber etablierten Füge­techniken für Metall-Kunststoff-Verbindungen, wie dem konventionellen Kleben oder me­chanischen Verfahren, kann neben der Vermeidung zusätzlicher Fügemit­tel die Anzahl der Prozessschritte reduziert werden (HECKERT 2019).

Durch eine Oberflächenvorbehandlung des Metalls können hochqualitative Metall-Kunststoff-Verbindungen hergestellt werden, ohne die Geometrie des Werkstücks zu verändern (SICKERT 2015, S. 28). Laserstrahlung war häufig im Fokus der wissenschaftlichen Untersuchungen der letzten Jahre aufgrund der guten Anwendbarkeit für Leichtmetalle und der flexiblen Gestaltungsfreiheit der Oberflächeneigenschaften, ohne dass gefährliche oder schädliche Stoffe verwendet werden müssen (HECKERT 2019). Wenngleich die Untersuchungen bereits zu einem hohen Reifegrad im Stadium der Forschung geführt haben, besteht noch immer ein großer Handlungsbedarf, um einen industriellen Transfer zu ermöglichen. Insbesondere große Bearbeitungsflächen, die zudem geometrisch komplex sind, erfordern einen hohen Grad an Prozesswissen und eine genaue Prozessdurchführung, um das gewünschte Ergebnis mit ausreichender Wirtschaftlichkeit zu erzielen. Der durch gesellschaftliche Entwicklungen zunehmende Fachkräftemangel ist in diesem Zusammenhang eine Herausforderung für die Nutzung neuer Technologien in Unternehmen, da Personen befähigt werden müssen, den Laserprozess und die zugehörige Systemtechnik zu verstehen, zu bedienen sowie Störungen und Fehler zu beheben. Deshalb wird der Bedarf nach geeignetem Personal, aber auch der Aufwand für die Gewinnung und Entwicklung von Mitarbeitenden (VERNIM 2020) sowie die Unterstützung im Arbeitsumfeld größer werden, um komplexe Arbeitsaufgaben ausführen zu können. Des Weiteren hemmen häufig die hohen Investitionskosten für Laseranlagen die Einführung der laserbasierten Oberflächenvorbehandlung (LOVB) im industriellen Umfeld, die über eine wirtschaftliche Umsetzung des Prozesses zu kompensieren sind.



Offene Fragestellungen, die sich in diesem Zusammenhang ergeben und im Rahmen dieser Arbeit beantwortet werden sollen, sind demnach:

- Wie kann ein Prozessdesign aussehen, das eine hochproduktive Bearbeitung von Prozessflächen unterschiedlicher geometrischer Komplexität ermöglicht?
- Welche Werte für die Prozessparameter sind für den spezifischen Anwendungsfall einzustellen und wie können diese auf weitere Problemstellungen übertragen werden?
- Wie kann das Personal bei der Prozessauslegung unterstützt und wie können damit aufwendige experimentelle Untersuchungen vermieden werden?
- Welchen Einfluss hat die Oberflächenvorbehandlung auf nachfolgende Prozessschritte?

Zur Klärung der Fragen werden in Kapitel 4 Handlungsfelder für diese Arbeit definiert.

### 1.3 Zielsetzung, wissenschaftliche Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit

Um die Herausforderungen bei der Einführung der LOVB als neue Technologie zu reduzieren und eine wirtschaftliche Umsetzung zu unterstützen, müssen insbesondere Potenziale bezüglich eines produktiven Prozessdesigns für großformatige Bearbeitungsflächen, der Unterstützung der Prozessauslegung und der Prozesskettenintegrierbarkeit ausgeschöpft werden. Für die vorliegende Arbeit kann damit die folgende übergeordnete Zielstellung formuliert werden – **die Produktivität und die Flexibilität der Oberflächenvorbehandlung für großformatige Prozessflächen steigern und eine effiziente und effektive Prozessauslegung ermöglichen**. Effizienz bedeutet in diesem Zusammenhang, Unternehmen zu befähigen, mit geringem experimentellen Aufwand eine werkstoff- und systemangepasste Topografie zu erzeugen. Der Begriff der Effektivität bedeutet die geforderten Qualitätsanforderungen hinsichtlich der Prozess- und Verbindungseigenschaften zu erfüllen. Die Zielsetzung wird in Kapitel 4 konkretisiert und in ein wissenschaftliches Vorgehen überführt.

Es bedarf eines methodischen Vorgehens, um die empirischen Beobachtungen der im Rahmen der Untersuchungen durchgeführten Experimente präzise zu beschreiben, zu erklären und zu nutzen. Diese typische Art ingenieurwissenschaftlicher Arbeitsweisen wird nach ULRICH & HILL (1976, S. 305 f.) den Handlungswissenschaften<sup>1</sup> zugeordnet.

---

<sup>1</sup> Im Gegensatz zu den Grundlagenwissenschaften, die ein theoretisches Ziel verfolgen, haben die Handlungswissenschaften ein praktisches Ziel (ULRICH & HILL 1976, S. 305).

Die Handlungswissenschaften, auch angewandte Wissenschaften genannt, haben zum Ziel, soziale und technische Systeme auf der Basis von Entscheidungsmodellen oder -prozessen zu gestalten bzw. deren systematische Gestaltung zu ermöglichen. Sie sind also stark praxisbezogen. Unter der Nutzung formalwissenschaftlicher Konstruktionssysteme, wie z. B. der Mathematik, werden logische und faktische Relationen erforscht und bewahrt. Um den Forschungsfortschritt effektiv zu gestalten, kann der Forschungsprozess in sieben Stufen unterteilt werden (KOTHARI 2004, S. 10–20), deren Reihenfolge nicht streng chronologisch durchlaufen werden muss, sondern in deren Ablauf Iterationen möglich sind oder deren Aktivitäten sich überschneiden können. In Tabelle 1-1 wurde dies aufgegriffen und eine Zuordnung zu den kapitelspezifischen Inhalten der Arbeit vorgenommen, die im Folgenden erläutert wird.

- I Die **Definition der Forschungsaufgabe** umfasst nach KOTHARI (2004, S. 12) zwei wesentliche Aufgaben – das Forschungsproblem genau zu verstehen und es aus wissenschaftlicher Sichtweise formulieren zu können. Die in den vorherigen Abschnitten allgemeine Beschreibung der leichtbautechnischen Herausforderung wurde vom Autor der vorliegenden Arbeit durch den Austausch mit anderen Wissensträgern und dem Studium verfügbarer Literaturquellen kontinuierlich eingegrenzt und präzisiert. Als Ergebnis des Prozesses resultierte die fügetechnische Forschungsaufgabe, wie sie in Abschnitt 1.3 definiert wurde.
- II Der weiterführende Forschungsprozess basiert auf einer **umfangreichen und themenspezifischen Literaturrecherche**. In dieser Dissertation wurden dazu die zwei Themenfelder der Lasermaterialbearbeitung und des thermischen Fügens von Metall-Kunststoff-Verbindungen fokussiert, um alle relevanten Fakten vollumfassend einzubeziehen. Die Erkenntnisse sind in Kapitel 2 und Kapitel 3 ausführlich dargestellt.
- III Auf Basis der Literaturrecherche werden die spezifischen **Forschungshypothesen entwickelt und formuliert**. Dies dient nach KOTHARI (2004, S. 13) dazu, logische und empirische Schlussfolgerungen herauszuarbeiten und geeignete Testszenerien zu entwerfen. Das ist ein entscheidender Schritt für die Vorbereitung und Durchführung der Datenerhebung, da das Themengebiet auf die relevanten Punkte konzentriert und ein Denkanstoß hinsichtlich der Art der erforderlichen Daten und deren Aufbereitung initiiert wird. Um dies für die vorliegende Arbeit umzusetzen, wurde im Rahmen des Kapitels 4 der

Forschungsbedarf im Hinblick auf die LOVB identifiziert und es werden Teilziele erläutert, welche die Forschungslücke schließen sollen.

- IV Um die Teilzielstellungen bearbeiten zu können, bedarf es eines **geeigneten Forschungsvorgehens**, also einer konzeptionellen Struktur, anhand derer die Datenerhebung durchgeführt wird. In Abhängigkeit beispielsweise von zeitlichen oder finanziellen Rahmenbedingungen der Forschungsarbeit kann je nach Forschungszweck auf *explorative*, *deskriptive*, *zusammenhang-* oder *kausalanalytische* Ansätze zurückgegriffen werden (MAYRING 2007), wobei im Rahmen dieser Arbeit die Ansätze kombiniert wurden. Für die experimentellen Untersuchungen, die im Rahmen der LOVB durchgeführt wurden, werden in Kapitel 5 der Versuchsaufbau, wie die angewendete Systemtechnik oder die Werkstoffe, und die Analysemethoden spezifiziert, um die Nachvollziehbarkeit der Arbeit sicherzustellen.
- V/VI Ist das Vorgehen definiert, kann mit der **Umsetzung des Forschungsvorgehens** zum Zweck der Datenerhebung begonnen werden. Die **Analyse der gewonnenen Daten** steht in direkter Wechselwirkung mit der Umsetzung, da die Erkenntnisse für die Planung der Versuchsreihen genutzt wurden. In der Arbeit spiegeln sich die beiden Schritte in vier Kapiteln wider. In Kapitel 6 wird der Versuchsraum für die LOVB anhand eines methodisch geführten Entscheidungsprozesses eingegrenzt (deskriptive Studie). Theoretische und experimentelle Analysen in Kapitel 7 zur Beschreibung des Prozesses und der grundlegenden Wirkzusammenhänge zwischen den Prozessparametern der LOVB und der Topografie (deskriptive und kausalanalytische Studie) werden in Kapitel 8 für einen allgemeinen Ansatz zur Prozessauslegung genutzt und zusammengeführt (Zusammenhangs- und Kausalanalysen). Die experimentelle Umsetzung der Forschungsarbeit wird mit der Evaluation der Ergebnisse in Kapitel 9 abgeschlossen (Zusammenhangsanalyse).
- VII Der letzte Schritt der Arbeit bedarf der **Interpretation der erarbeiteten Ergebnisse** (KOTHARI 2004, S. 19) und der Bewertung des Mehrwerts der Forschungsarbeit. Um den Fokus der vorliegenden Arbeit auf den industriellen Transfer der Technologie zu legen, werden wirtschaftliche und technologische Bewertungssysteme genutzt, um den erreichten Technologiestand in Kapitel 10 zu quantifizieren. Ergänzend zur industriellen Sichtweise dient Kapitel 11 der wissenschaftlichen Reflexion der Arbeit, um Stärken und

Schwächen bewerten zu können und weiterführende Handlungsfelder als Grundlage für nachfolgende Arbeiten zu identifizieren.

Tabelle 1-1: Übergeordnete Schritte eines Forschungsprozesses in Anlehnung an KOTHARI (2004, S. 11) und Zuordnung der kapitelspezifischen Inhalte der vorliegenden Arbeit

<b>Forschungsprozess</b>		<b>arbeitspezifische Umsetzung</b>	
	Schritt	Inhalt	Kapitel
I	Definition der Forschungsaufgabe	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Motivation für Leichtbau</li> <li>▪ thematische Eingrenzung auf die Fügetechnik für Metall-Kunststoff-Verbindungen</li> <li>▪ Zielsetzung der Arbeit und methodische Vorgehensweise</li> </ul>	1
II	Recherche und Beurteilung der Literatur	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Darstellung der Grundlagen der Lasermaterialbearbeitung und faserverstärkter Kunststoffe</li> <li>▪ Darlegung des Forschungsstandes zum thermischen Direktfügen und zur LOVB</li> </ul>	2 3
III	Formulierung von Hypothesen	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Identifikation von Defiziten der LOVB</li> <li>▪ Ableitung der Forschungslücke</li> <li>▪ Formulierung von Teilzielen</li> </ul>	4
IV	Gestaltung des Forschungsvorgehens	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Vorbereitung der Versuchsumgebung</li> <li>▪ Auswahl und Beschreibung der Analysemethoden</li> </ul>	5
V	Umsetzung des Forschungsvorgehens	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ theoretische und studienbasierte Eingrenzung des Lösungsraums</li> </ul>	6
VI	Analyse ermittelter Daten	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ Definition relevanter Prozessgrößen für den Lösungsansatz und empirische Untersuchungen zur Analyse des Prozessergebnisses der LOVB</li> <li>▪ modellbasierte Prozessauslegung der Prozessgrößen und Bewertung der Übertragbarkeit des Modells</li> <li>▪ Evaluation der Arbeitsergebnisse durch einen Vergleich mit dem bisherigen Stand der Forschung</li> </ul>	7 8 9
VII	Interpretation und Dokumentation	<ul style="list-style-type: none"> <li>▪ technologische und wirtschaftliche Einordnung der Forschungsergebnisse zur LOVB</li> <li>▪ Reflexion der Arbeitsergebnisse</li> <li>▪ Ausblick auf weitere Forschungsbedarfe</li> <li>▪ Dokumentation der Dissertation</li> </ul>	10 11

Nachdem die Arbeitsaufgaben definiert wurden, soll im Folgenden der Schritt II des Forschungsvorgehens dargelegt werden. Um den aktuellen Stand der Forschungsarbeiten erfassen und bewerten zu können und auf dieser Basis Forschungslücken zu identifizieren, ist es gemäß dem beschriebenen Forschungsvorgehen wichtig, die grundlegenden Zusammenhänge des spezifischen Themengebiets zu verstehen. Diese werden im Folgenden dargelegt.

## 2 Technologische Grundlagen

### 2.1 Allgemeines

Die LOVB wurde innerhalb dieser Arbeit genutzt, um die Anbindungsfestigkeit von Kunststoffen an Metalle zu erhöhen. Ein entscheidender Einflussfaktor war die Metalloberfläche, die aus der Vorbehandlung resultiert und mit welcher der Kunststoff eine Verbindung eingeht. Aus diesem Grund adressieren die Ausführungen im ersten Teil dieses Grundlagenkapitels wichtige Begrifflichkeiten und Zusammenhänge der Lasermaterialbearbeitung mit dem Fokus auf die Systemtechnik, die physikalische Beschreibung der Strahlpropagation und die thermische Wirkweise der Strahlung in Wechselwirkung mit Materie. Im zweiten Teil liegt der inhaltliche Fokus auf den physikalischen Eigenschaften und der konstruktiven Auslegung faserverstärkter Kunststoffe und deren Haftung an Metallen, um die Verbindungseigenschaften erklären zu können.

### 2.2 Lasermaterialbearbeitung

Seit der ersten Erzeugung von Laserstrahlung durch Theodore Maiman im Jahr 1960 hat sich die Laserstrahlung als industrielles Werkzeug der Werkstoffbearbeitung etabliert. Das lokale Härten von Werkstoffoberflächen, das verzugsarme Laserstrahlschweißen zum Fügen von Festkörpern oder das Bohren hochgenauer Löcher im Submillimeter-Bereich sind Beispiele dafür, weshalb sich der Umsatz von Laserstrahlquellen in den letzten zehn Jahren (2010: 6,9 Milliarden US-Dollar, 2020: 16 Milliarden US-Dollar) mehr als verdoppelt hat (LASER FOCUS WORLD 2021). Die optischen Eigenschaften der Strahlung ermöglichen gegenüber anderen Produktionsverfahren eine Verbesserung von Prozessergebnissen ohne Werkzeugverschleiß, eine Flexibilisierung von Bearbeitungsprozessen oder eine Steigerung der Produktivität (EICHLER & EICHLER 2015, S. 399 f.). Weshalb Laserstrahlung diese Vorteile bietet, begründet sich in den Eigenschaften der Strahlung, die bei der Erzeugung definiert und für die Materialbearbeitung speziell manipuliert werden.

### 2.2.1 Aufbau und Funktionsweise von Laserstrahlquellen

Laserstrahlung ist quasimonochrome elektromagnetische Strahlung, deren Eigenschaften es erlauben, hohe Leistungsdichten zu erzeugen und somit Werkstoffe thermisch oder athermisch zu bearbeiten. Zur Erzeugung der Laserstrahlung wird spontan emittierte Strahlung innerhalb eines gasförmigen, flüssigen oder festen laseraktiven Mediums durch das physikalische Prinzip der stimulierten Emission verstärkt (Abbildung 2-1). Der Emissionsprozess ermöglicht die charakteristischen Eigenschaften der Laserstrahlung – Kohärenz und geringe Divergenz. (EICHLER & EICHLER 2015, S. 31) Die Voraussetzung für den Verstärkungseffekt ist die Besetzungsinversion, bei der die Mehrzahl der Elektronen eines aktiven Mediums durch die externe Energiequelle chemisch, elektrisch oder optisch in einen energetisch angeregten Zustand überführt werden. Das aktive Medium ist in einem Resonator eingebettet, zwischen dessen beiden Spiegeln die Laserstrahlung oszilliert und geformt wird. Die Teildurchlässigkeit eines Spiegels ermöglicht die Stabilisierung und Regulierung des Emissionsprozesses innerhalb des Resonators sowie den Austritt von Strahlung für die Anwendung in der Prozesszone. (EICHLER & EICHLER 2015, S. 37–44) Die Leitung zur Prozesszone erfolgt entweder über Spiegel, die den Freistrahler geeignet reflektieren, oder innerhalb eines Lichtleitkabels über das Prinzip der Totalreflexion.

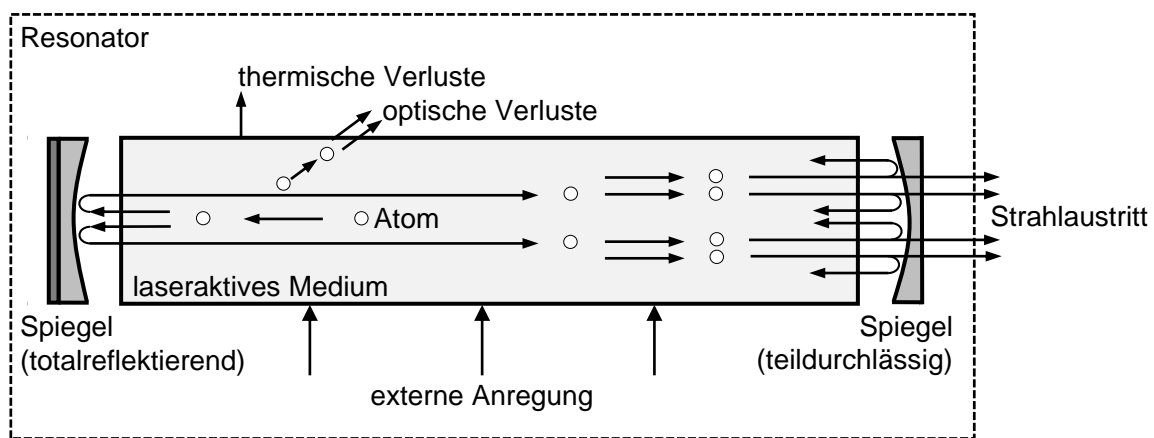


Abbildung 2-1: Aufbau einer Laserstrahlquelle und Verstärkungseffekt zur Erzeugung von Laserstrahlung in Anlehnung an SUTTER ET AL. (1989, S. 9)

Die Auskopplung der Laserstrahlung aus der Strahlquelle kann in zwei Betriebsmodi erfolgen – gepulst oder kontinuierlich. Beim Pulsbetrieb wird die flächenspezifische Leistungsdichte der emittierten Laserstrahlung, auch Intensität genannt, durch zusätzliche Schaltelemente oder die Kopplung bzw. Synchronisation der elektromagnetischen Schwingungsmoden im Resonator gesteuert. Das Resultat sind periodisch repetitive und zeitlich begrenzte Einzelemissionen der Laserstrahlung mit Spitzenleistungen bis zu mehreren Gigawatt. Im kontinuierlichen Betrieb wird Laserstrahlung mit zeitlich konstanter Intensität

emittiert, wodurch sich ein stationärer Zustand innerhalb des Resonators mit den thermischen und optischen Verlusten einstellt. Hierfür hat sich der Begriff des Dauerstrich-Betriebs etabliert. (BLIEDTNER ET AL. 2013, S. 39–45)

Die Eigenschaften der erzeugten Laserstrahlung, unabhängig ob gepulst oder kontinuierlich, bieten die Voraussetzung, die Strahlung sehr stark zu fokussieren und somit hohe Leistungsdichten zu erzeugen. Somit wirkt Laserstrahlung im Werkstoff häufig nur sehr lokal und die Eigenschaften des Grundwerkstoffs (d. h. außerhalb der Wechselwirkungszone) bleiben weitgehend unbeeinflusst. Um die geeignete Wirkung im Werkstoff zu erzielen, ist die optische Propagation des Laserstrahls zu berücksichtigen und geeignet zu manipulieren.

### 2.2.2 Propagation Gauß'scher Strahlen

Für die Nutzung von Laserstrahlung zur Materialbearbeitung muss die in Ausbreitungsrichtung variierende Strahlgeometrie durch optische Elemente geformt und fokussiert werden, um eine ausreichende Leistungsdichte zu erhalten und Werkstoffe beispielsweise schmelzen oder verdampfen zu können. Die Eigenschaften der Laserstrahlung ermöglichen in diesem Zusammenhang eine starke Fokussierbarkeit auf Bestrahlungsflächen typischerweise im Bereich von Mikrometern, die jedoch nicht entlang der Ausbreitungsrichtung des Strahls erhalten bleibt. Um die axialen und die radialen Ausprägungen des rotationssymmetrischen Strahls mathematisch zu erfassen, kann die Strahlung durch ein paraxiales Konzept beschrieben werden (GRAF 2015, S. 23–30). Demzufolge weist die Verteilung der Feldamplitude eine gaußförmige, transversal bzw. radial eingeschränkte und symmetrische Ausbreitung mit geringer Divergenz auf, wie in Abbildung 2-2 dargestellt ist.

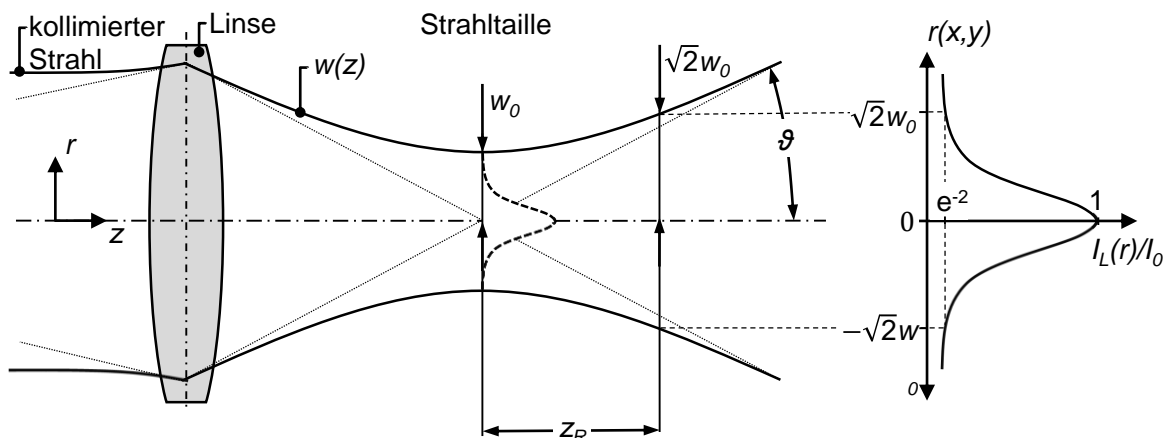


Abbildung 2-2: Propagation eines Laserstrahls nach der Fokussierung durch eine optische Linse in Anlehnung an GRAF (2015, S. 26)

In axialer Richtung  $z$  konvergiert die Kaustik hyperbolisch gegen den Fokusradius  $w_0$  an der Strahltaile, welche den geringsten Querschnitt des Laserstrahls darstellt, und divergiert mit zunehmenden Abstand von der Strahltaile. Der Radius des Brennflecks kann entlang der Propagationsachse  $z$  gemäß

$$w(z) = w_0 \cdot \sqrt{\left(1 + \frac{z^2}{z_R^2}\right)} \quad (2.1)$$

über den Fokusradius  $w_0$  und die Rayleighlänge  $z_R$  des Laserstrahls berechnet werden. Die Rayleighlänge kennzeichnet die Position, an der sich die Bestrahlungsfläche bezogen auf die Strahltaile verdoppelt. Nach HÜGEL & GRAF (2009, S. 21) kann die Größe bei gegebenem Fokusradius in Abhängigkeit von der Wellenlänge  $\lambda$  gemäß

$$z_R = \frac{\pi \cdot w_0^2}{\lambda} \quad (2.2)$$

bestimmt werden. Die Rayleighlänge kann weiterführend für die Berechnung des sogenannten Divergenzwinkels  $\vartheta$  genutzt werden, der den Öffnungswinkel des Laserstrahls zur Strahlachse im Fernfeld spezifiziert und somit den Grad der Divergenz des Strahlverlaufs beschreibt. Mithilfe der mathematischen Kleinwinkelnäherung kann der Winkel mit dem Verhältnis aus dem Fokusradius  $w_0$  und der Rayleighlänge  $z_R$  gemäß

$$\vartheta = \arctan\left(\frac{w_0}{z_R}\right) \approx \frac{w_0}{z_R} \quad (2.3)$$

angenähert werden.

Zur Quantifizierung der Fokussierbarkeit und der Divergenz eines Laserstrahls hat sich das Strahlparameterprodukt (SPP) als gängiges Bewertungsmaß für die Strahlqualität etabliert. Als Qualitätsmerkmal einer Laserstrahlquelle berücksichtigt das SPP gemäß

$$SPP = w_0 \cdot \vartheta = M^2 \cdot \frac{\lambda}{\pi} \quad (2.4)$$

mitunter die Beugungsmaßzahl  $M^2$  und die Wellenlänge  $\lambda$ , also die Eigenschaften, die von der Laserstrahlquelle definiert werden. Der ideale Gauß'sche Strahl, der nur eine elektromagnetische Grundmode enthält, ist durch ein minimales SPP ( $M^2 = 1$ ) gekennzeichnet. Für Laserstrahlung, die diese Eigenschaft näherungsweise erreicht, hat sich der Begriff des



Singlemode<sup>2</sup>-Laserstrahls etabliert. Für einen Gauß'schen Strahl ist die Intensitätsverteilung in radialer Richtung  $r$  gemäß

$$I(r, z) = I_0 \cdot \left( \frac{w_0}{w(z)} \right)^2 \cdot e^{-\frac{2r^2}{w(z)^2}} \quad (2.5)$$

normalverteilt, wobei das Intensitätsmaximum  $I_0$ , also der Ort höchster Leistungsdichte, auf der Propagationsachse des Strahls liegt, wie in Abbildung 2-2 anhand der Intensitätsverteilung gekennzeichnet ist (HÜGEL & GRAF 2009, S. 38). Da der exponentielle Zusammenhang eine theoretisch unendliche radiale Ausdehnung kennzeichnet, hat sich zur Bestimmung der radialen Strahlabmessung das 86-%-Kriterium etabliert. Hiernach wird in der praktischen Betrachtung der Strahlradius an der Position  $r$  begrenzt, an der die radiale Intensität den  $e^{-2}$ -fachen Wert des Intensitätsmaximums  $I_0$  annimmt (EICHLER & EICHLER 2015, S. 225–227).

Die Intensität ist einer der Parameter, die Einfluss auf die Wirkung der Laserstrahlung im Werkstoff haben. Durch optische Elemente lässt sich die Propagation des Strahlengangs manipulieren und somit die Intensität einstellen, wenngleich physikalische Grenzen existieren. Welche Wechselwirkungen zwischen Laserstrahlung und Werkstoff auftreten und welche Wirkung die Laserstrahlung hat, wird im folgenden Unterabschnitt erläutert.

### 2.2.3 Strahl-Stoff-Wechselwirkung und Prozessgrößen

Befindet sich ein Körper im Strahlengang des Laserstrahls, so absorbiert, reflektiert und/oder transmittiert der Werkstoff die Laserstrahlung innerhalb der Wechselwirkungszone (WWZ). Die gesamte Strahlungsleistung  $P_L$  an der Werkstoffoberfläche teilt sich demnach in Abhängigkeit von den Strahl- und Werkstoffeigenschaften sowie der Werkstückgeometrie und -temperatur, der Oberflächenbeschaffenheit, dem Einstrahlwinkel des Laserstrahls und den Umgebungsbedingungen in die drei wechselwirkungsspezifischen Leistungsanteile auf. Davon kennzeichnet nur der absorbierte Leistungsanteil  $P_A$  die Energiemenge, die den Werkstoff thermisch beeinflusst. Die Energiedeposition in metallischen Werkstoffen erfolgt innerhalb weniger Nanometer, gemessen von der Oberfläche des Metalls, wobei sich die erzeugte Wärme infolge konduktiver und möglicherweise konvektiver Effekte im

---

<sup>2</sup> Im Folgenden wird der Begriff „Singlemode“ durch die Bezeichnung „SM“ abgekürzt. Im Gegensatz dazu existiert der Begriff der Multimode-Laserstrahlung, also Strahlung, die sich aus mehreren transversalen Moden zusammensetzt. Die Multimode-Strahlung wird im Folgenden durch die Bezeichnung „MM“ abgekürzt.

Werkstoff ausbreitet (HÜGEL & GRAF 2009, S. 128–130). Die Effizienz der Energiedeposition kann mittels des Einkopplungsgrads  $\eta_A$  gemäß

$$\eta_A = \frac{P_A}{P_L} \quad (2.6)$$

bestimmt werden, welcher das Verhältnis aus dem absorbierten Leistungsanteil  $P_A$  und der gesamten Bestrahlungsleistung  $P_L$  quantifiziert. Neben dem Einkopplungsgrad haben auch relevante Prozessgrößen Einfluss auf die Menge der in den Werkstoff eingebrachten Energie. Drei grundlegende Prozessgrößen sollen im Folgenden erläutert und definiert werden – die Intensität der Laserstrahlung, die Wechselwirkungszeit von Laserbrennfleck und Werkstoff und die Streckenenergie.

### **Intensität der Laserstrahlung**

Die Intensität  $I_L$  der Laserstrahlung beschreibt die flächenbezogene Leistungsdichte des Laserstrahls und hat entscheidenden Einfluss auf die Temperaturerhöhung im Werkstoff. Die über den Querschnitt des Laserstrahls typischerweise normalverteilte Prozessgröße wird in der Materialbearbeitung häufig vereinfacht als gemittelter Wert angenommen. Die Gesamtintensität  $I_L$  des Laserbrennflecks berechnet sich dementsprechend aus der Laserleistung  $P_L$  und der bestrahlten Werkstoffoberfläche  $A_L$  (BLIEDTNER ET AL. 2013, S. 96):

$$I_L = \frac{P_L}{A_L} = \frac{P_L}{\pi \cdot w(z)^2} \quad (2.7)$$

In Abhängigkeit vom Intensitätswert und der damit bewirkten Temperaturerhöhung und Phasenübergänge kann die Wirkung der Laserstrahlung in Metallen in Prozessregime unterteilt werden (Abbildung 2-3). Genau genommen sind die konkreten Werte werkstoff- und wellenlängenabhängig. Im Folgenden werden typische Orientierungswerte für metallische Werkstoffe gemäß HÜGEL & GRAF (2009, S. 2–3) erläutert.

- Unterhalb einer Intensität von etwa  $10^6$  W/m<sup>2</sup> bis  $10^7$  W/m<sup>2</sup> wird das Metall erwärmt, die Prozesstemperatur  $T_p$  überschreitet aber nicht die Schmelztemperatur  $T_s$ , sodass das Kristallgitter des Festkörpers bestehen bleibt, wenngleich in möglicherweise modifizierter Form (Abbildung 2-3a).
- Bei einer Flächenleistungsdichte von etwa  $10^9$  W/m<sup>2</sup> schmilzt der Werkstoff (Abbildung 2-3b), wobei sich ein elliptisches Schmelzbad mit geringer Tiefe ausbildet.

- Die Penetrationstiefe des Metalls steigt mit dem Erreichen der Verdampfungstemperatur  $T_V$  bei Intensitäten von einigen  $10^9$  W/m<sup>2</sup> bis  $10^{10}$  W/m<sup>2</sup> sprunghaft an (Abbildung 2-3c). Aufgrund des Rückstoßdrucks des entstehenden und sich expandierenden Metaldampfs bildet sich eine gasgefüllte Kapillare mit großem Tiefen-Breiten-Verhältnis aus. Die Effizienz der Energieeinkopplung steigt infolge der Mehrfachabsorption der Laserstrahlung an der konkaven Geometrie der Kapillarwände. Das Volumen des gasförmigen Werkstoffanteils steigt mit zunehmenden Intensitätswerten weiter an.
- Ab etwa  $10^{11}$  W/m<sup>2</sup> bis  $10^{12}$  W/m<sup>2</sup> ist der Dampfdruck so groß, dass die Schmelze aus der WWZ entfernt und somit Werkstoff abgetragen wird (Abbildung 2-3d). Zusätzlich können der Werkstoffdampf und Umgebungsgase ionisiert werden.

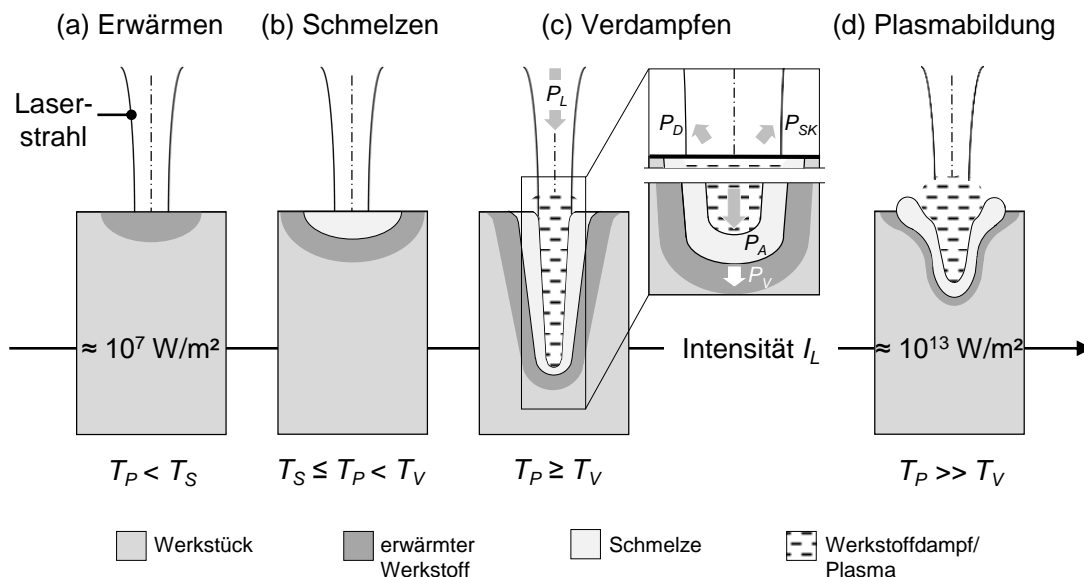


Abbildung 2-3: Wirkung von Laserstrahlung in Metallen in Abhängigkeit von der Intensität  $I_L$ : Erwärmen des Werkstoffs (a), Schmelzen des Werkstoffs (b), Verdampfen des Werkstoffs mit Leistungsbilanz (c) und Plasmabildung (d) in Anlehnung an HÜGEL & GRAF (2009, S. 2 und 118)

In jedem der Prozessregime treten somit spezifische thermische Wirkungen im Werkstoff auf, die allerdings nicht an der Umsetzung des Prozessergebnisses beteiligt sind und somit Verluste in der Leistungsbilanz darstellen. In Abbildung 2-3c sind die Verlustleistungen infolge des konduktiven und konvektiven Wärmetransports in das Werkstück ( $P_V$ ), der Wärmeübertragung der Schmelze durch Strahlung und Konvektion an der Grenzfläche zur Umgebung ( $P_{SK}$ ) und, je nach Intensität, des Entweichens gasförmigen Werkstoffs aus der Prozesszone ( $P_D$ ) dargestellt. Je nach Anwendungsfall können externe Einflüsse und der Austritt von Schmelze aus der Prozesszone hinzukommen. Die absorbierte Leistung  $P_A$  wird demnach nicht einzig zur Realisierung des Prozessergebnisses genutzt, nur der Anteil der

Prozessleistung  $P_p$  steht für die Bearbeitung zur Verfügung. Im Verhältnis zur Bestrahlungsleistung  $P_L$  bestimmt die Prozessleistung den Wirkungsgrad des Laserprozesses. (HÜGEL & GRAF 2009, S. 117 f.)

### Wechselwirkungszeit von Laserstrahlung und Werkstoff

Neben der Intensität bestimmt auch die direkte Interaktionszeit zwischen Laserstrahlung und Werkstoff in der WWZ die Prozessmechanismen. Diese Wechselwirkungszeit  $t_w$  ist die Dauer des lokalen Energieeintrags und wird über die Bestrahlungsfläche in der WWZ, welche durch den Brennfleckradius  $w(z)$  definiert wird, und die Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks  $v_L$  gemäß

$$t_w = \frac{2 \cdot w(z)}{v_L} \quad (2.8)$$

definiert (LÜTKE 2011, S. 23). Die Intensität und die Wechselwirkungszeit müssen zur Materialbearbeitung aufeinander abgestimmt werden, um den Einsatzzweck zu erfüllen (Abbildung 2-4). Bei großer Bestrahlungszeit  $t_w$  und geringer Intensität  $I_L$  dominiert der konduktive Wärmetransport im Werkstoff, sodass ein großes Werkstoffvolumen erwärmt wird. Demgegenüber erhitzt die Laserstrahlung den Werkstoff bei hoher Intensität und kurzer Bestrahlungszeit nur lokal in der WWZ. (EICHLER & EICHLER 2015, S. 398)

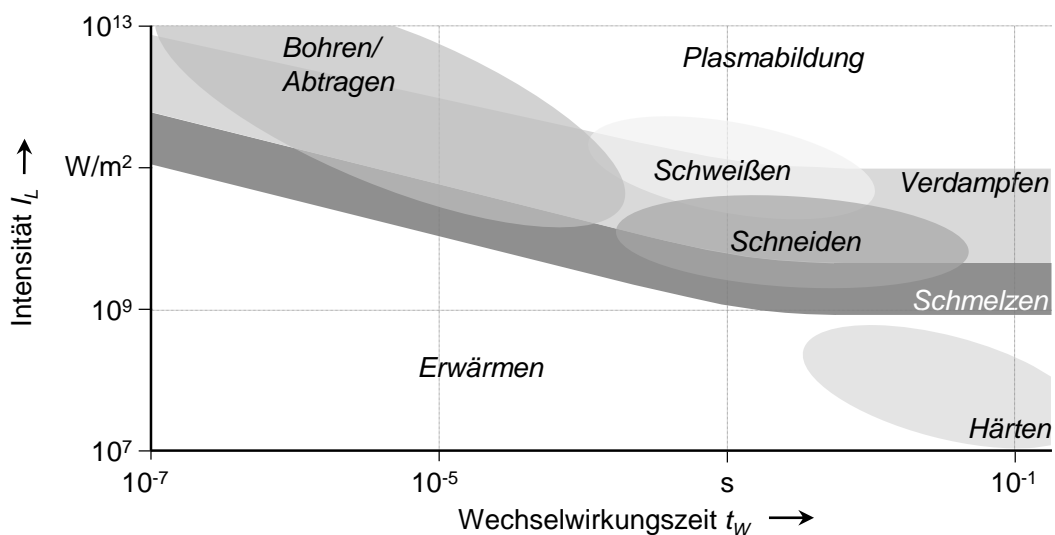


Abbildung 2-4: Laserprozesse in Abhängigkeit von der Intensität  $I_L$  und der Wechselwirkungszeit  $t_w$  bei der Bearbeitung metallischer Werkstoffe (HÜGEL & GRAF 2009, S. 3)

Insbesondere Schneidprozesse basieren je nach Intensität auf dem Abtrag von Werkstoff durch das Überführen in den schmelzflüssigen oder gasförmigen Zustand. Bei ausreichenden Verdampfungsraten können Dampfdrücke entstehen, durch welche die Schmelze aus der Schnittfuge ausgetrieben wird. Dieser Prozessmechanismus wird speziell im Rahmen der Mikrobearbeitung genutzt, wobei ausreichend hohe Intensitäten und geringe Wechselwirkungszeiten einzuhalten sind, um den Werkstoff möglichst im gasförmigen Aggregatzustand zu entfernen. (HÜGEL & GRAF 2009, S. 3)

### Streckenenergie des Bearbeitungsprozesses

Aus der Definition der beiden Prozessgrößen Intensität und Wechselwirkungszeit lässt sich erkennen, dass vorwiegend die Laserleistung  $P_L$  (Gleichung (2.7)) und die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  (Gleichung (2.8)) die Stellgrößen einer Laseranlage sind, mit denen die thermische Wirkung im Werkstoff beeinflusst werden kann. Zur Berechnung der Streckenenergie  $E_L$  werden die beiden Parameter gemäß

$$E_L = \frac{P_L}{v_L} \quad (2.9)$$

ins Verhältnis gesetzt, um den in den Werkstoff eingebrachten Energiebetrag pro Längeneinheit quantifizieren zu können (BLIEDTNER ET AL. 2013, S. 131). Die Streckenenergie eignet sich jedoch nicht als Skalierungsparameter, da sich bei gleichen Werten verschiedene Temperaturfelder  $T$  im Werkstoff einstellen können, die zu unterschiedlichen Prozessergebnissen führen (Abbildung 2-5). (HÜGEL & GRAF 2009, S. 147 f.)

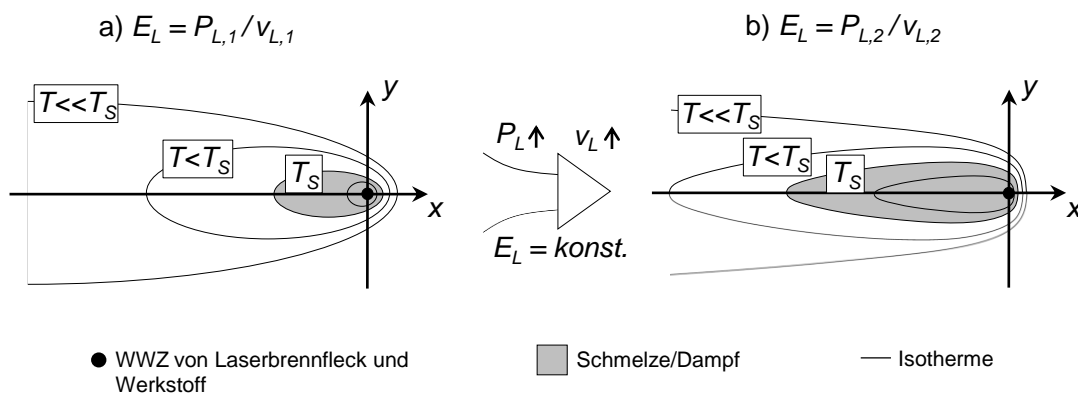


Abbildung 2-5: Variabilität des Temperaturfelds infolge der Strahl-Stoff-Wechselwirkung bei konstanter Streckenenergie in Anlehnung an HÜGEL & GRAF (2009, S. 148)

Das transiente Temperaturfeld im Werkstoff hat nicht nur Einfluss auf das Prozessergebnis, es werden häufig auch unerwünschte Effekte durch die thermische Wirkung im Werkstoff hervorgerufen. In diesem Zusammenhang sind in der Materialbearbeitung die im Werkstoff induzierten Eigenspannungen und der entstehende Bauteilverzug relevante Effekte, die in der Fertigung betrachtet werden müssen und deren Wirkung auf nachfolgende Prozessschritte zu bewerten ist.

### 2.2.4 Thermisch induzierte Eigenspannungen und Bauteilverzug

Die Energiedeposition der bewegten, hochfokussierten Laserstrahlung im Werkstoff induziert ein inhomogenes und instationäres Temperaturfeld innerhalb eines örtlich festen Betrachtungsraums (Abbildung 2-6).

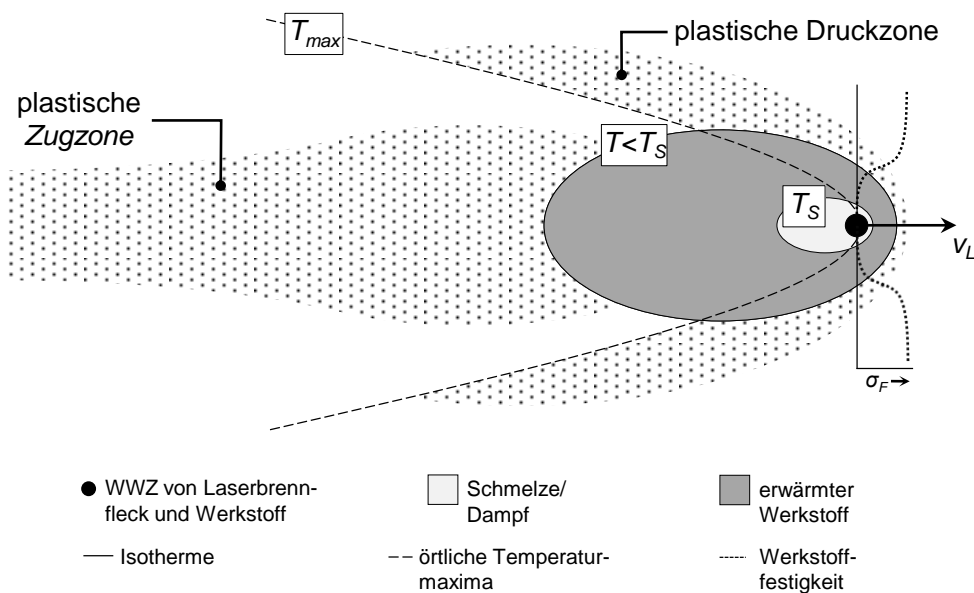


Abbildung 2-6: Plastische Zonen im quasistationären Temperaturfeld der bewegten Wärmequelle in Anlehnung an RADAJ (1988, S. 91)

Die lokale Wärmeentwicklung mit Absoluttemperaturen bis über die Schmelztemperatur  $T_s$  des Metalls bewirkt Temperaturgradienten zum umgebenden Werkstoff. Die elastischen Wärmedehnungen  $\varepsilon_T$  in alle Koordinatenrichtungen ergeben sich in festen Körpern für große Temperaturänderungen  $\Delta T$  über den temperaturabhängigen Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_T$ :

$$\varepsilon_T = \alpha_T \cdot \Delta T \quad (2.10)$$

Hieraus lässt sich folgern, dass aufgrund des inhomogenen Temperaturfelds lokal unterschiedliche thermische Dehnungen entstehen und dadurch Eigenspannungen im Werkstoff induziert werden können.

In Abhängigkeit von der Temperatur können Umwandlungsdehnungen durch die Veränderung des Gefügestands hinzukommen. Die reversible volumetrische Ausdehnung des Werkstoffs wird durch kältere Bauteilbereiche eingeschränkt, wodurch zusätzlich mechanische Eigenspannungen im Werkstoff entstehen. Je nach Position im Temperaturfeld handelt es sich dabei um Druckspannungen oder Zugspannungen. (RADAJ 1988, S. 86–91)

Zugleich bewirkt die Temperaturerhöhung eine thermische Entfestigung des Werkstoffs, denn es sinkt die Werkstofffestigkeit  $\sigma_F$  mit steigender Werkstofftemperatur  $T$ , wobei Bereiche mit Temperaturen nahe der Schmelztemperatur nahezu keine relevante Festigkeit besitzen. Innerhalb einer bestimmten Isotherme  $T$  um die WWZ der Strahl-Stoff-Interaktion (SSI) bleibt der Werkstoff aufgrund der niedrigen Fließgrenze weitgehend spannungsfrei. In Bereichen, in denen die Eigenspannungen die Werkstofffestigkeit übersteigen, treten nicht-reversible plastische Verformungen auf. Vor den lokalen Temperaturmaxima  $T_{max}$  wird der Werkstoff durch die Wärmedehnungen plastisch gestaucht, nach den Temperaturmaxima infolge der Wärmekontraktion plastisch gedehnt. (RADAJ 1988, S. 91) Das Temperaturfeld ist dementsprechend der Ausgangspunkt der Entstehungsmechanismen von Eigenspannungen (RADAJ 1988, S. 86), die global in Form von Verzug zurückbleiben oder lokal Risse initiieren können.

Die bisherigen Beschreibungen der SSI und der Wirkung im Metall waren noch unabhängig vom spezifischen Laserverfahren. Um den Bezug zur LOVB herzustellen und das in der Arbeit angewendete Verfahren in die Prozesse der Lasermaterialbearbeitung eingliedern zu können, soll im Folgenden ein Überblick über laserbasierte Abtragprozesse präsentiert werden.

### 2.2.5 Thermisch induzierter Werkstoffabtrag mit Laserstrahlung

Nach der DIN 8590 bedeutet der Begriff des thermischen Abtrags „das Abtrennen von Werkstoffteilchen in festem, flüssigem oder gasförmigem Zustand durch Wärmevorgänge [...]“ (DIN 8590), wobei dies mittels Laserstrahlung erfolgen kann. Durch die SSI können verschiedenste dreidimensionale Strukturen mit Abmessungen in der Größenordnung von Mikrometern bis hin zu Millimetern erzeugt werden (HÜGEL & GRAF 2009, S. 370). Eine Einordnung der auf Laserstrahlung basierenden Abtragverfahren ist in Abbildung 2-7 ge-

zeigt. Die physikalischen Prozessmechanismen der verschiedenen Bohr- und Abtragverfahren sind grundsätzlich ähnlich. Der Werkstoff wird infolge der thermischen Wirkung der Laserstrahlung lokal erwärmt, aufgeschmolzen und je nach Intensität verdampft. Der Abtragsvorgang erfolgt vorwiegend durch die Entfernung des Werkstoffs im flüssigen und gasförmigen Aggregatzustand aus der WWZ infolge der Prozessmechanismen oder durch externe Kräfte, wie z. B. über einen Gasstrom. (HÜGEL & GRAF 2009, S. 330)

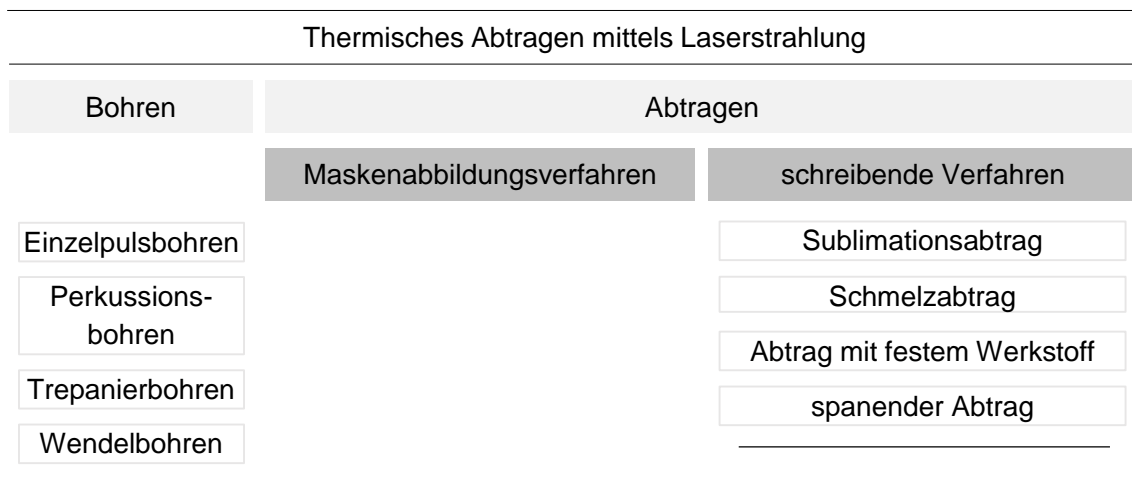


Abbildung 2-7: Verfahrenskategorisierung des thermischen Abtragens mit Laserstrahlung (eigene Darstellung mit Inhalten aus HÜGEL & GRAF (2009), DIN 8590 und WUNDERLING (2017))

Beim Bohren sind die lateralen Abmessungen der Strukturen kleiner oder gleich den vertikalen Dimensionen (HÜGEL & GRAF 2009, S. 329). Der Werkstoffabtrag erfolgt dabei mit der Einzelpulstechnik oder verschiedenen Mehrpulstechniken. Die Auswahl erfolgt in Abhängigkeit des Abtragsvolumens, der geometrischen Genauigkeit der Bohrung, der geforderten Oberflächenqualität und der Reproduzierbarkeit. (HÜGEL & GRAF 2009, S. 353)

Unter dem Begriff des Abtragens wird die Erzeugung zweieinhalbdimensionaler Strukturen an der Oberfläche des Werkstoffs verstanden, deren Tiefe kleiner als die größte laterale Abmessung ist (HÜGEL & GRAF 2009, S. 329). Aufgrund der vorwiegend flächigen Bearbeitung beim Abtragen muss die Energie des Laserstrahls gemäß der gewünschten Geometrie verteilt werden. Je nach Art der Prozessgestaltung wird hierbei zwischen zwei Verfahrensvarianten unterschieden – den Maskenabbildungsverfahren und den schreibenden Verfahren (HÜGEL & GRAF 2009, S. 371). Die Maskenabbildung nutzt Laserstrahlung mit einer homogenen Intensitätsverteilung, wobei die Geometrie der bestrahlten Fläche über eine in den Strahlengang eingebrachte Maske definiert ist. Bei schreibenden Verfahren bewegt sich dagegen der fokussierte Laserstrahl auf definierten Bahnen relativ zur Oberfläche des Werkstoffs, wodurch die Technik eine große Flexibilität hinsichtlich der erzeugbaren Abtraggeometrien bietet (HÜGEL & GRAF 2009, S. 375). Der Abtrag erfolgt dabei vorwiegend



im flüssigen und/oder gasförmigen Aggregatzustand, wobei der Werkstoff ausgehend von der Oberfläche des Werkstücks vorwiegend entgegen der Einstrahlrichtung des Laserstrahls entfernt wird. Ein schmelzebasierter Abtrag ist zwar energetisch vorteilhaft, da lediglich die Schmelztemperatur des Werkstoffs überschritten werden muss, präzisere Abtraggeometrien sind jedoch durch einen Abtrag im gasförmigen Aggregatzustand erzielbar (HÜGEL & GRAF 2009, S. 388). Sonderverfahren berücksichtigen zudem den Abtrag fester Werkstoffbestandteile, indem Werkstoff ausgeschnitten und von der Oberfläche entfernt wird (WIEDMAIER 1997, S. 55) oder nutzen reaktive Prozessgase, um eine eigenspannungsinduzierte Ablösung von Metallspänen zu erreichen (SCHUTZRECHT DE4200656C1).

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Bewegunflexibilität des Laserbrennflecks durch eine schreibende Verfahrensvariante genutzt, um die Oberfläche des Metalls geeignet zu modifizieren und verbesserte Anbindungsbedingungen für den Kunststoff zu erzeugen. Hierfür existieren spezielle Optiksyste, mit denen eine hochdynamische und -präzise Bearbeitung ermöglicht wird. Diese Funktionsweise und die Potenziale dieser Optiksyste werden im folgenden Unterabschnitt erläutert.

### 2.2.6 Strahlformung und -führung mittels Scanneroptiken

Um Laserstrahlung für die Materialbearbeitung zu nutzen, muss diese von der Laserstrahlquelle zur Bearbeitungsstelle geführt und gemäß der gewünschten Strahlkaustik sowie der Intensitätsverteilung auf der Werkstoffoberfläche geformt werden. Mithilfe optischer Elemente, die sich im Strahlengang befinden, wird die Laserstrahlung manipuliert. (HÜGEL & GRAF 2009, S. 82) Hierzu sind Scanneroptiken weit verbreitet, also hochdynamische Optiksyste, in denen Strahlformung und Strahlführung vereint werden, sodass die im vorangegangenen Abschnitt erwähnte Flexibilität schreibender Verfahrensvarianten voll genutzt werden kann. Unter den verschiedenen Bauformen dominieren Schwingspiegel-Scanneroptiken im industriellen Anwendungsfeld. Ein konventioneller Aufbau einer solchen Optik ist in Abbildung 2-8 dargestellt.

Die Laserstrahlung wird über ein Glasfaserkabel oder als Freistrah von der Laserstrahlquelle in das Optiksyste geführt. Innerhalb der Scanneroptik wird der Laserstrahl kollimiert und anschließend der Strahlradius durch eine Fokussieroptik hin zur Bearbeitungsstelle reduziert. Als Fokussiereinheit sind sowohl entlang des Strahlengangs verschiebbare Fokussieroptiken vor der Strahlableiteneinheit als auch ein starres F-Theta-Linsensyste nach der Strahlableiteneinheit verbreitet. In beiden Fällen können Bearbeitungen mit einem Abstand zwischen Optik und Bearbeitungsebene von mehreren hundert Millimetern

durchgeführt werden (ZAEH ET AL. 2010a). Die Strahlablenkung erfolgt innerhalb der Scanneroptik über ein galvanometrisch angetriebenes und orthogonal angeordnetes Schwingspiegelpaar. Jeder der beiden beweglichen Spiegel ist drehbar gelagert und kann durch den motorischen Antrieb den Laserstrahl entlang einer Achsenrichtung bewegen. Durch die gleichzeitige Ansteuerung beider Spiegel können gekrümmte Trajektorien realisiert werden, bei denen der Laserbrennfleck mit Geschwindigkeiten in der Größenordnung von mehreren Metern pro Sekunde auf der Werkstückoberfläche geführt werden kann (ZAEH ET AL. 2010a).

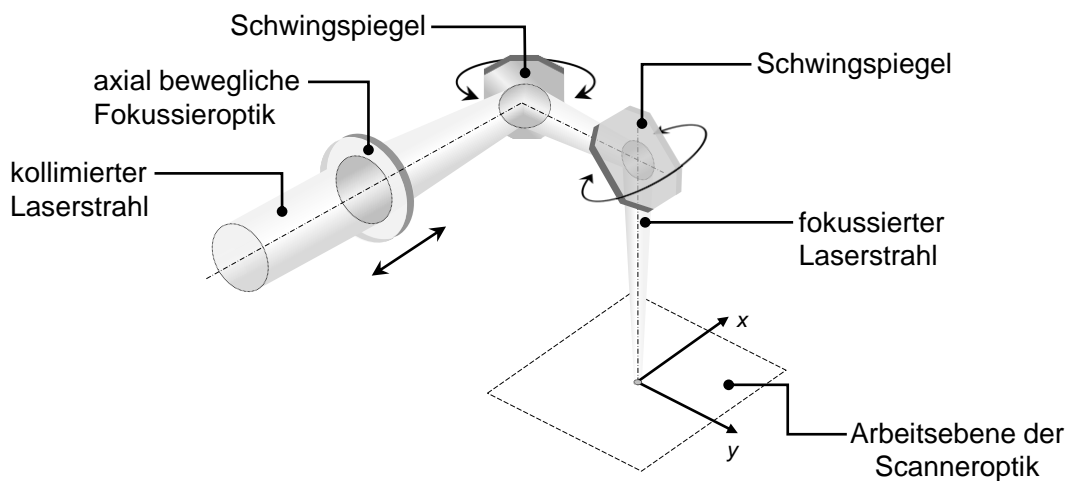


Abbildung 2-8: Aufbau und Funktionsprinzip einer Schwingspiegel-Scanneroptik mit einer den Schwingspiegeln vorgeschalteten Fokussiereinheit (HÜGEL & GRAF 2009, S. 95)

Für die Lasermaterialbearbeitung typische gekrümmte Bahnkurven basieren auf den Lissajous-Figuren, benannt nach dem gleichnamigen französischen Physiker Jules Antoine Lissajous (Abbildung 2-9). Die Bahnkurve des Laserstrahls folgt hierbei einer harmonischen Schwingung, deren Geometrie sich in Abhängigkeit von der Phasenverschiebung  $\Delta\varphi = \varphi_x - \varphi_y$ , dem Frequenzverhältnis  $f_x / f_y$  und den Amplituden  $A_x$  und  $A_y$  jeweils in x- und y-Koordinatenrichtung gestaltet. (SCHWEIER 2015, S. 46) Über die Wahl der Figur kann die Energiedeposition im Werkstoff beeinflusst werden.

Durch Überlagerung einer linearen Hauptbewegungsrichtung mit einer der harmonischen Schwingungen mit zeitlich konstanten Amplituden, werden Bahnkurven erzeugt, die sich für eine flächige Bearbeitung eignen. Der Ort des Laserbrennflecks zum Zeitpunkt  $t$  in einem kartesischen Koordinatensystem  $(x, y)$  wird dann gemäß

$$\begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_L \cdot t + A_x \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_x \cdot t + \varphi_x) \\ A_y \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_y \cdot t + \varphi_y) \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

beschrieben, solange der Geschwindigkeitsvektor  $v_L$  der Hauptbewegung des Laserbrennflecks entlang der x-Achse orientiert ist. Diese Gleichung wird zu einem späteren Zeitpunkt dieser Arbeit aufgegriffen und für eine ausgewählte Trajektorie spezifiziert.

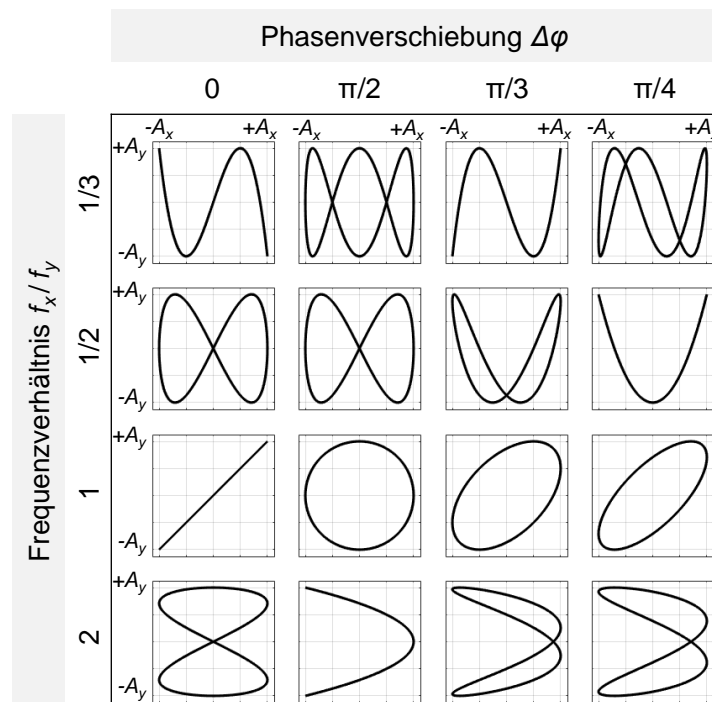


Abbildung 2-9: Lissajous-Figuren in Abhängigkeit vom Frequenzverhältnis  $f_x/f_y$  und der Phasenverschiebung  $\Delta\varphi$  bei gleichen Amplituden in x- und y-Koordinatenrichtung (SCHWEIER 2015, S. 47)

Im Rahmen dieser Arbeit wurden verschiedene Trajektorien hinsichtlich der Bewegungseigenschaften und der Oberflächenmodifikation des Metalls verglichen, um die Wirkung auf die Eigenschaften der Metall-Kunststoff-Verbindungen zu untersuchen. Neben der Oberfläche des Metalls bestimmen jedoch auch die Eigenschaften des Kunststoffes maßgeblich die Verbindungseigenschaften. Kunststoffe werden deshalb im folgenden Abschnitt aufgegriffen.

## 2.3 Faserverstärkte Kunststoffe und deren Verbindung mit Metallen

Metalle und Kunststoffe sind zwei grundsätzlich verschiedene Werkstoffgruppen. Metalle sind chemische Elemente, die durch den spezifischen Glanz, die Lichtundurchlässigkeit und die Fähigkeit, Legierungen zu bilden sowie Wärme und Elektrizität zu leiten, charakterisiert sind (BIBLIOGRAPHISCHES INSTITUT 2022b). Kunststoffe sind organische, makromolekulare oder polymere Werkstoffe, deren Herstellung auf synthetischem Weg erfolgt (BERGMANN 2008, S. 312) und deren physikalische Eigenschaften durch zusätzliche Füllstoffe stark veränderbar sind (WEIßBACH ET AL. 2018, S. 392). Insbesondere die Kombination

eines Kunststoffes mit Fasern, Geweben oder Teilchen innerhalb eines Verbundkunststoffes kann die mechanischen Eigenschaften positiv beeinflussen, wobei die Lastübertragung beim Einsatz von Fasern besonders effizient ist (RÖSLER ET AL. 2016, S. 299–300). Aus diesem Grund hat sich der Einsatz von FVK im Leichtbau etabliert, wenn hohe Festigkeits- und Steifigkeitsanforderungen zu erfüllen sind (DRECHSLER 2017, S. 407–410).

### 2.3.1 Eigenschaften endlosfaserverstärkter Duroplaste

FVK sind eine Kombination aus zwei Werkstoffen mit unterschiedlichen spezifischen Eigenschaften, weshalb sie den Verbundwerkstoffen, also einer eigenen Werkstoffgruppe, zugeordnet werden können. Verstärkungsfasern sind in eine Kunststoffmatrix eingebettet, wodurch sich die Werkstoffeigenschaften im Vergleich zu den Einzelkomponenten verbessern. (HORNBOGEN 2006, S. 5) Der Kunststoff fixiert die Fasern örtlich, gewährleistet die Krafteinleitung in die Fasern sowie die Kraftübertragung zwischen den Fasern und schützt diese vor Umgebungseinflüssen. Ergänzend dazu zeichnet sich der Faserwerkstoff durch eine hohe massespezifische Steifigkeit und Festigkeit aus, wodurch die FVK erhebliches Leichtbaupotenzial haben. (DRECHSLER 2017, S. 404–406) Der Grad der Verstärkung wird erheblich von der Länge der Fasern bestimmt, weshalb sich die Unterscheidung in Kurzfasern und Langfasern etabliert hat. Kurzfasern sind demnach Fasern, bei denen sich eine weitere Verlängerung der Fasern positiv auf die mechanischen Eigenschaften des Verbunds auswirkt, wohingegen bei Langfasern dadurch keine Eigenschaftsänderung mehr zu erwarten ist. (RÖSLER ET AL. 2016, S. 300–304) Insbesondere Langfasern, deren Länge mit der Größe des Bauteils vergleichbar ist, erreichen höchste Festigkeiten und Steifigkeiten (SCHÜRMAN 2005, S. 125). Diese Fasern werden als kontinuierliche Fasern oder Endlosfasern bezeichnet. Wird die Faserorientierung zusätzlich in die Richtung der Zugbelastung bzw. Hauptspannung ausgerichtet, so ist dies aus mechanischer Sichtweise besonders vorteilhaft. (RÖSLER ET AL. 2016, S. 300)

Um die Verarbeitung des Kunststoffes im Hinblick auf das thermische Fügen mit Metallen, die Wirkung verschiedener Faserwerkstoffe auf die FVK-Eigenschaften und konstruktive Besonderheiten beim Einsatz der FVK verstehen zu können, werden im Folgenden Matrixsysteme und Faserverstärkungen im Detail betrachtet. Der Fokus liegt dabei auf duroplastischen Kunststoffen, da diese die am häufigsten verarbeiteten Matrixsysteme der Faserverbundtechnik sind, und den für diese Arbeit relevanten kontinuierlichen Faserverstärkungen.

### Duroplastische Matrixsysteme

Die Basis der Kunststoffe sind Repetiereinheiten, sogenannte Monomere. Durch die Aneinanderreihung von tri- oder mehrfunktionellen Einheiten entstehen lange Makromolekülketten, deren dreidimensionale Vernetzung Polymere bildet. Damit sind Duroplaste räumlich stark vernetzte und engmaschige Molekülketten, die amorph sind, also keine Ordnung aufweisen (Abbildung 2-10a). Die Anzahl der Vernetzungsstellen zwischen den Molekülketten bestimmt die Polymereigenschaften. (SCHÜRMAN 2005, S. 78)

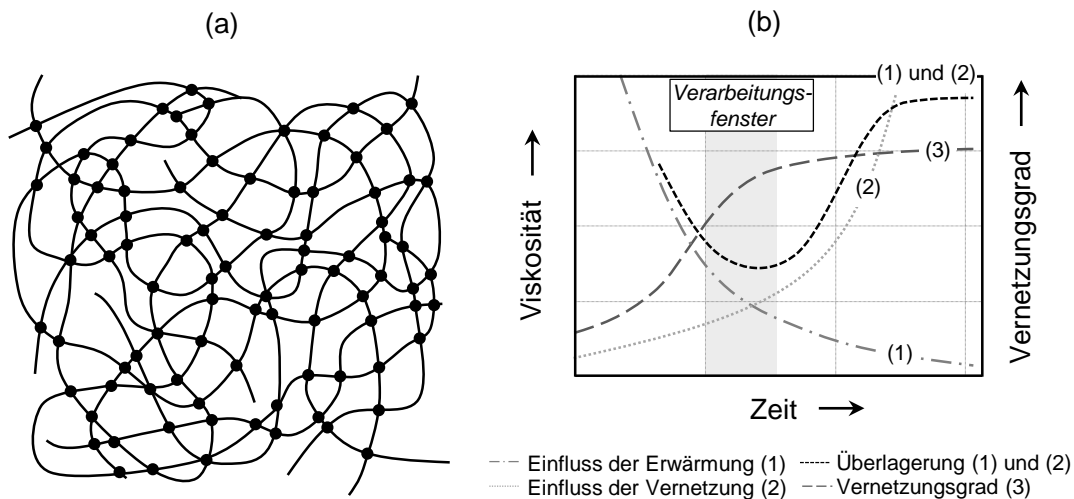


Abbildung 2-10: Vernetzung der Makromolekülketten eines Duromers (a) in Anlehnung an HOPMANN & MICHAELI (2017, S. 20) und qualitative zeitliche Entwicklung der Viskosität eines Duromers unter dem Einfluss einer Erwärmung und der Vernetzung sowie zeitliche Entwicklung des Vernetzungsgrads (b) in Anlehnung an ELSNER ET AL. (2012, S. 92)

Erst durch eine chemische Reaktion, beispielsweise innerhalb der Fertigung, kommt es zur Vernetzung und somit Härtung zum festen Formstoff, weshalb das Polymer auch als Reaktionsharz bezeichnet wird (SCHÜRMAN 2005, S. 78). Die chemische Vernetzungsreaktion wird durch Wärme, Strahlung oder Katalysatoren bewirkt und kann thermisch beschleunigt werden (HORNBOGEN 2006, S. 328). Für die Verarbeitung des Kunststoffs steht dabei nur ein beschränkter Zeitraum zur Verfügung, in welchem der Kunststoff eine geeignete Viskosität für die Verarbeitung aufweist (Abbildung 2-10b). Die Dauer des Verarbeitungsfensters wird durch die überlagerten Effekte der Viskositätssenkung infolge der Erwärmung (1) und der Viskositätssteigerung infolge der Vernetzungsreaktion (2) definiert. Der über die Zeit zunehmende Vernetzungsgrad (3) während des Härtungsvorgangs reduziert die Verformbarkeit des Kunststoffs, bis letztendlich ein unschmelzbarer und unlöslicher Duroplast entsteht. (ELSNER ET AL. 2012, S. 92)

Für die Herstellung von FVK werden kontinuierliche Fasern mit dem Duroplast vorimprägniert. Das Volumen der Fasern und der Matrix wird hierbei in einem definierten Verhältnis eingestellt (AVK 2014, S. 233). In der Terminologie der Faserverbundwerkstoffe werden solche Faser-Halbzeuge als Prepregs (englisch: preimpregnated fibers) bezeichnet. Die Matrix des Halbzeugs ist nur schwach vernetzt und zeigt autokatalytisches Verhalten, was je nach Harzsystem die Lagerung im tiefgekühlten Zustand erfordert, um die Vernetzungsreaktion zu verzögern und eine vorzeitige Aushärtung zu vermeiden. Trotz der herausfordernden Verarbeitung können durch die gezielte Vorbereitung der Halbzeuge die Fasern gut ausgerichtet, sehr gleichmäßig verteilt und gut imprägniert werden, sodass höchste Qualitätsansprüche erfüllt und beste Festigkeits- und Steifigkeitswerte erzielt werden. (SCHÜRMAN 2005, S. 132–135)

In der Faserverbundtechnik werden vorwiegend ungesättigte Polyester (UP), Vinylester (VE) und Epoxide (EP) als Matrixsysteme verwendet (SCHÜRMAN 2005, S. 78). EP-Harze sind zwar kostenintensiver gegenüber UP- und VE-Harzen, zeichnen sich aber durch sehr gute Kleb- und Haftungseigenschaften und ein für Faser-Matrix-Verbunde günstiges Schwindungsverhalten aus. Die Volumenschwindung erfolgt vorwiegend im flüssigen Zustand des Duroplasts, wodurch Schwindungseffekte durch Nachfließen von Harz teilweise kompensiert werden können und mit 2 % bis 5 % deutlich niedriger als bei UP-Harzen ausfallen. Dadurch wird die Anbindung der Matrix an die Verstärkungsfasern begünstigt und Eigenspannungen im Kunststoff werden reduziert, was sich in sehr guten statischen und dynamischen Festigkeitseigenschaften äußert. (SCHÜRMAN 2005, S. 115 f.) Demnach eignen sich EP-Harze zur Herstellung von Leichtbauteilen in den Bereichen Automobil-, Waggon- und Flugzeugbau sowie in der Raumfahrttechnik (AVK 2014, S. 75). Für hochbeanspruchte FVK werden duroplastische EP-Harze meist als Matrixsysteme eingesetzt (SCHÜRMAN 2005, S. 115 f.), die durch kontinuierliche Fasern verstärkt werden.

### **Kontinuierliche Faserverstärkungen**

Endlosfaserverstärkte Kunststoffe mit epoxidischem Matrixsystem erreichen mechanische Eigenschaften, welche die von Metallen um ein Vielfaches übersteigen können (Abbildung 2-11a). Der Unterschied wird bei der Betrachtung der Reißlänge und des spezifischen Elastizitätsmoduls ersichtlich. Die Reißlänge ist die Länge, ab welcher der frei hängende Werkstoff unter dem Eigengewicht reißen würde, und der spezifische Elastizitätsmodul stellt das Verhältnis aus Elastizitätsmodul und Dichte sowie der Erdbeschleunigung dar. Die mechanischen Eigenschaften werden vorwiegend vom Werkstoff der Fasern bestimmt, wobei

hauptsächlich Glas- (GF), Aramid- (AF) oder Kohlenstofffasern (CF) als Verstärkungswerkstoff eingesetzt werden. Insbesondere eine Verstärkung mit Kohlenstoff zeigt eine performante Kombination aus Festigkeit und Steifigkeit bei geeigneter Orientierung der Fasern (Abbildung 2-11b).

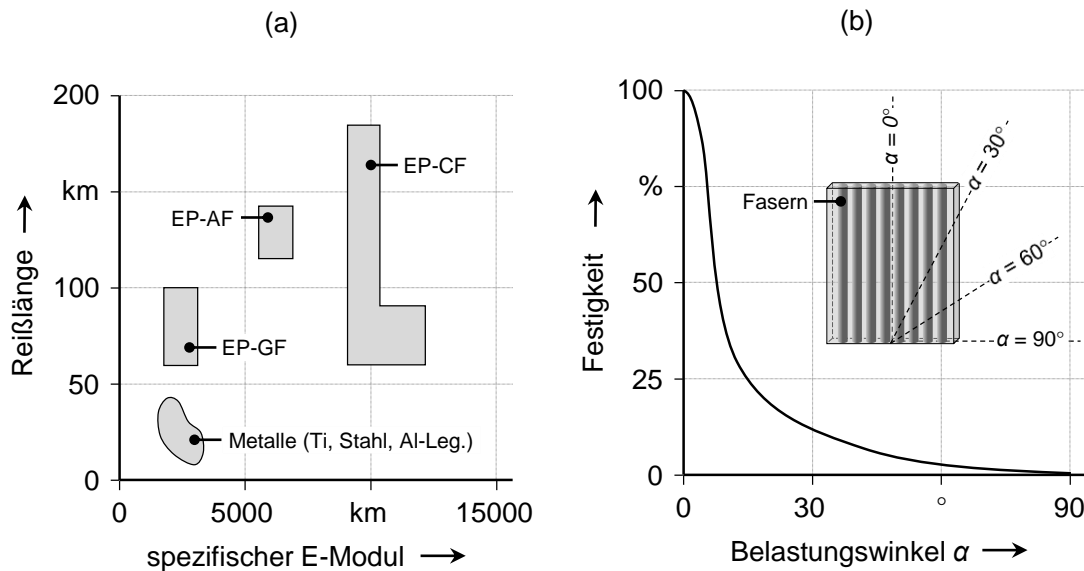


Abbildung 2-11: Mechanische Eigenschaften von unidirektionalverstärkten FVK im Vergleich zu Metallen (a) und Einfluss des Belastungswinkels relativ zur Faserorientierung auf die Zugfestigkeit eines unidirektionalverstärkten FVK (b) in Anlehnung an WEIRBACH ET AL. (2018, S. 408 f.)

Die Verbundeigenschaften werden von den mechanischen Eigenschaften des Faserwerkstoffs beeinflusst. Beispiele für typische Faserwerkstoffeigenschaften sind in Tabelle 2-1 genannt. Die angegebenen Werte sind nur als Richtwerte zu verstehen, denn über die Zeit haben sich anwendungsspezifische stöchiometrische Verhältnisse der chemischen Zusammensetzungen der Faserwerkstoffe entwickelt (BONNET 2009, S. 81). Zudem wird die Festigkeit der Fasern neben dem Werkstoff auch von deren Durchmesser und der Oberflächenbeschaffenheit bestimmt (SCHÜRMAN 2005, S. 21–24).

Tabelle 2-1: Maximale Eigenschaften etablierter Faserwerkstoffe (SCHÜRMAN 2005, S. 30–42 und WEIRBACH ET AL. 2018, S. 407)

Werkstoff	Zugfestigkeit in GPa	Elastizitätsmodul in GPa	Bruchdehnung in %	Dichte in g/cm <sup>3</sup>	max. Einsatztemperatur in °C
Glas	4,5	86	5,0	2,49	300
Aramid	2,8	130	2,0	1,45	> 200
Kohlenstoff	4,5	245	1,5	1,80	600

Um die Fasereigenschaften innerhalb eines FVK bestmöglich zu nutzen, kommt zudem der Ausrichtung der Fasern eine entscheidende Rolle zu, da die Festigkeit sehr stark vom Belastungswinkel relativ zur Faserachse abhängt, wie in Abbildung 2-11b bereits dargestellt wurde. Aufgrund der Anisotropie werden je nach Anwendung Halbzeuge verwendet oder derart geschichtet, dass bidirektionale oder multidirektionale Faserorientierungen im FVK vorliegen (WEIBACH ET AL. 2018, S. 408). Deshalb sind unter dem Begriff des Prepregs die unidirektionalen (UD) Gelege, Gewebe und Multiaxialgelege zusammengefasst (SCHÜRMAN 2005, S. 132), wobei unidirektionale Faserverstärkungen bei duroplastischen Matrixsystemen dominieren (AVK 2014, S. 233). Die Unidirektionalität bezieht sich in diesem Zusammenhang auf die gleiche räumliche Orientierung aller im FVK enthaltenen Fasern.

Die Herstellung eines Mehrschichtenverbunds aus UD-faserverstärkten Prepregs erfolgt durch Schichtung mehrerer Prepreg-Lagen und wird im Terminus der FVK häufig als Laminat bezeichnet (SCHÜRMAN 2007, S. 14). In Abbildung 2-12 ist ein quasiisotroper Lagenaufbau als ein Beispiel eines Mehrschichtenverbunds schematisch gezeigt. Jede Lage enthält gestreckte Fasern, die zu Faserbündeln, sogenannten Rovings, zusammengefasst (MENGENS ET AL. 2011, S. 260) und gleichmäßig in der Matrix verteilt sind (SCHÜRMAN 2007, S. 14). Die Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften des Laminats werden vorwiegend durch die lagenspezifische Faserorientierung sowie die Anzahl, die Stärke, den Faservolumengehalt und die Reihenfolge der geschichteten Lagen beeinflusst (SCHÜRMAN 2007, S. 15). Der Vorteil der gestreckten Fasern gegenüber anderen Halbzeugen liegt in der Reduzierung festigkeitsmindernder Welligkeiten, die Ondulationen genannt werden (SCHÜRMAN 2007, S. 59).

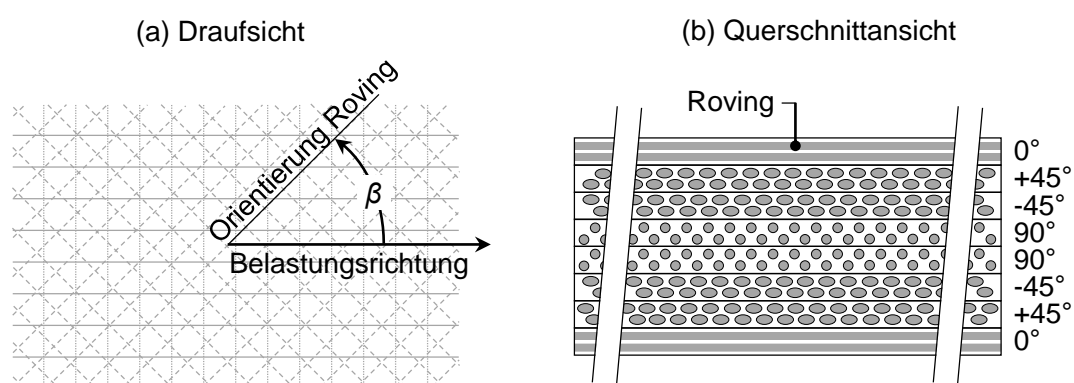


Abbildung 2-12: Schematische Darstellung der Faserorientierungen eines quasiisotropen FVK mit den Faserorientierungen  $0^\circ$ ,  $-45^\circ$ ,  $+45^\circ$  und  $90^\circ$  in der Draufsicht (a) in Anlehnung an SCHÜRMAN (2007, S. 243) und beispielhafter zugehöriger Lagenaufbau aus UD-Prepregs im Querschnitt (b) in Anlehnung an SCHÜRMAN (2007, S. 230)



Die Bezeichnung des Schichtaufbaus erfolgt anhand der Faserorientierung der Einzelschichten beginnend mit der ersten Einzelschicht, die in eine Werkzeugform eingelegt wird. Die folgende Schicht wird durch einen Schrägstrich getrennt. Weitere Konventionen zur Laminat-Kodierung finden sich in SCHÜRMAN (2007, S. 229 f.).

Durch die Wahl der Schichtorientierung und damit der Faserorientierung lässt sich sowohl ein quasiisotroper als auch ein belastungsangepasster Aufbau des FVK realisieren. Etablierte Mehrschichtenverbunde sind das unidirektionale Laminat ( $\beta = 0^\circ$ ), das aus Einzelschichten gleicher Faserorientierung aufgebaut ist, der ausgeglichene Winkelverbund mit zwei Faserwinkeln ( $\beta_1 = -\beta_2$ ) und der Kreuzverbund mit zwei orthogonalen Faserwinkeln ( $\beta_1 = \beta_2 + 90^\circ$ ). Eine Sonderform der Kreuzverbunde sind die Schublamine, deren Faserwinkel unter  $\pm 45^\circ$  orientiert sind. Quasiisotrope Mehrschichtenverbunde zeichnen sich durch mindestens drei unterschiedliche Faserorientierungen aus, deren Winkeldifferenz zueinander äquivalent ist. Sogenannte Flugzeugbau-Lamine mit einem ( $0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ$ )-Laminataufbau sind bezüglich des in Leichtbaustrukturen häufig auftretenden ebenen Spannungszustands vorteilhaft und gelten deshalb als universal einsetzbar. Aber auch Lamine mit regelloser Orientierung der Fasern, sogenannte Mattenlamine, weisen quasiisotrope Lamineigenschaften auf. (SCHÜRMAN 2007, S. 232–246)

Infolge des Verbunds zwischen Kunststoff und Fasern und der Schichtung einzelner Lamine entstehen hochfeste Werkstoffe, die ein komplexes Werkstoffverhalten aufweisen. Insbesondere das Versagen des FVK kann in jeder Werkstoffkomponente und an deren Grenzflächen initiiert werden und führt zu spezifischen Bruchverläufen und -bildern. Diese sind speziell für die Bewertung der Anbindung zwischen Metall und Kunststoff relevant und werden im folgenden Unterabschnitt erläutert.

### 2.3.2 Versagensarten unidirektional endlosfaserverstärkter Duroplaste

Mechanische Beanspruchungen induzieren Spannungen in den Schichten des Laminats, genauer in deren Werkstoffkomponenten, Faser und Matrix. Demnach können Versagensmechanismen zwischen den Lagen, innerhalb der Matrix oder der Fasern einer Lage oder an der Faser-Matrix-Grenzfläche initiiert werden. Alle diese auftretenden Versagensarten lassen sich über die Begriffe Faserbruch, Zwischenfaserbruch und Delamination beschreiben. (SCHÜRMAN 2007, S. 345 f.)

Unter hoher Zug- oder Druckbeanspruchung entlang der Faserrichtung kann die Kohäsivfestigkeit ganzer Faserbündel überschritten werden, was je nach Belastungsart in einem Riss oder Bruch der Fasern resultiert, dem sogenannten Faserbruch. Insbesondere unter

quasistatischer Belastung erfolgt weniger das Versagen einzelner Fasern, eher reißen (Zugbelastung) oder knicken (Druckbelastung) ganze Faserbündel nahezu simultan, wie in Abbildung 2-13a dargestellt ist. Die mechanischen Eigenschaften des FVK werden durch den Bruch signifikant beeinflusst, sodass diese Versagensform nur in Ausnahmefällen unter akzeptablen Bedingungen und für einen gewissen Zeitraum toleriert wird. (SCHÜRMAN 2007, S. 346–363)

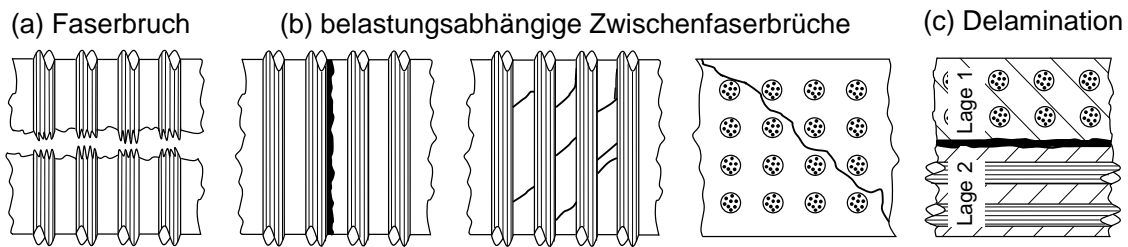


Abbildung 2-13: Versagen von UD-Schichten eines FVK durch Faserbruch (a), Zwischenfaserbrüche (b) oder Delamination (c)

Als Zwischenfaserbrüche werden alle Riss- und Brucharten bezeichnet, die zwischen den Fasern verlaufen. Je nach Beanspruchungsart muss dabei die Wirkebene<sup>3</sup> nicht der Bruchebene<sup>4</sup> entsprechen. Da die Festigkeit einer UD-Schicht anisotrop ist, können Bruchverläufe entstehen, die nicht mit der Belastungsrichtung übereinstimmen. In Abbildung 2-13b sind drei Arten von Zwischenfaserbrüchen dargestellt. Bei reiner Zugbeanspruchung quer zur Faserrichtung stimmen die Wirk- und Bruchebene überein, sodass der Bruchverlauf senkrecht zur Belastung verläuft. Schubbeanspruchungen können des Weiteren je nach Beanspruchungsrichtung zwei Versagensarten hervorrufen. Zum einen können 45°-Hauptspannungsrisse zwischen den Faserbündeln induziert werden, die erst an der Faseroberfläche in Faserrichtung umgelenkt werden. Die Bruchebene verläuft dann dementsprechend entlang der Faserausrichtung. Zum anderen kann ein Riss auch durchgängig unter 45° verlaufen, ohne von Faserbündeln gestoppt zu werden. Diese Versagensart tritt in ähnlicher Art und Weise bei reiner Druckbeanspruchung quer zur Faserrichtung auf, lediglich der Winkel des Bruchs verläuft aufgrund innerer Reibungseffekte mit etwa 53° etwas steiler. (SCHÜRMAN 2007, S. 363–368)

Die Delamination ist eine Sonderform der Zwischenfaserbrüche. Diese Versagensart der Matrix tritt zwischen den Lagen von Mehrschichtensystemen auf, wie in Abbildung 2-13c schematisch dargestellt ist. Interlaminare Spannungen normal und parallel zur Laminat-

<sup>3</sup> Die Wirkebene ist die Ebene mit der in einem Werkstoffelement maximalen Beanspruchung.

<sup>4</sup> Die Bruchebene ist die Ebene der resultierenden Bruchfläche.

ebene führen zum Bruch innerhalb der Grenzfläche zweier Lagen. Im Gegensatz zu Zwischenfaserbrüchen breitet sich die Schädigungszone eben aus und hat stark negative Auswirkungen auf die lokalen mechanischen Eigenschaften. (SCHÜRMAN 2007, S. 385–391)

Die Versagensbilder sind relevant, wenn die mechanischen Eigenschaften des FVK oder die Anbindung zum Metall bewertet werden sollen. Die Krafteinleitung im Betrieb erfolgt zwar häufig innerhalb einer Komponente (Metall oder FVK), da die Komponenten jedoch mechanisch gekoppelt sind, muss auch die Fügeverbindung die entsprechenden Anforderungen erfüllen. Um eine hochqualitative Anbindung zwischen Metall und Kunststoff herzustellen, hat sich eine Vielzahl an Verfahren etabliert, über die im Folgenden eine Übersicht gegeben wird.

### 2.3.3 Fügeverfahren und Haftungstheorien für Metall-Kunststoff-Verbindungen

Die Verbindungstechniken, um Metalle mit Kunststoffen zu fügen, nutzen kraft-, form- oder stoffschlüssige Wirkprinzipien. Bei der Herstellung des Verbunds kann der Kunststoff als Feststoff vorliegen, aber auch Halbzeuge sind für die Herstellung der Hybridverbindung geeignet. Demnach lässt sich bei der Hybridtechnik das In-Mould-Verfahren (engl.: In-Mould Assembly (IMA)) und das Post-Mould-Verfahren (engl.: Post-Mould Assembly (PMA)) differenzieren (DRUMMER ET AL. 2015, S. 2). Beim IMA erfolgt die Verbindung der beiden Werkstoffkomponenten in einem urformenden Prozess. Es werden beispielsweise metallische Funktionselemente in Kunststoffwerkstoffe eingebettet oder metallische Komponenten durch Kunststoffelemente im Spritzgussverfahren funktionalisiert (FLOCK 2011, S. 23–25). Der Fügeprozess erfolgt demnach simultan zur Herstellung der Kunststoffkomponente. Im Gegensatz dazu stellt das PMA einen konsekutiven Prozessablauf dar, wobei die Komponenten nachfolgend zu einem urformenden Prozessschritt gefügt werden. Wichtige Fügeverfahren des PMA sind das Adhäsionskleben oder mechanische Verfahren wie beispielsweise das Schrauben, das Nieten oder Falzen bzw. eine Kombination dieser Verfahren. (FLOCK 2011, S. 22)

Eine Übersicht über den aktuellen Stand der Forschung und Technik der möglichen Fügeverfahren für Metall-Kunststoff-Verbindungen (MKV) geben FLOCK (2011, S. 21–39), DRUMMER ET AL. (2015, S. 1–8), DAWEI ET AL. (2018) und LAMBIASE ET AL. (2021). Auf eine Auflistung der Verfahren soll an dieser Stelle verzichtet werden. Für Leichtbaustrukturen sind einige der Verfahren zwar kostengünstig und weit entwickelte Technologien, weisen jedoch auch signifikante Nachteile auf. Beispielsweise wird durch die Verwendung von Fügemiteln Masse in die Fügestelle eingebracht. Schrauben und Nieten beeinflussen durch den

Bohrprozess während des Fügens und als Geometrieelement im Werkstoff zusätzlich die mechanischen Eigenschaften der Komponenten. Bei FVK wird dadurch der Werkstoff lokal beschädigt (LIU ET AL. 2012). Demgegenüber können Prozesse, die auf adhäsiven Wirkmechanismen basieren, diese Nachteile fast vollständig vermeiden. Durch das günstige Verhältnis von Werkstofffestigkeit, Masse und geometrischer Gestaltung, wie z. B. beim Kleben, können die Festigkeitseigenschaften der Werkstoffe ideal genutzt werden (HABENICHT 2009, S. 355–358).

Eine adhäsive Verbindung zwischen Metall und Kunststoff basiert auf Haftungsmechanismen, die zwischen den Werkstoffen auftreten. Neben den inneren Festigkeiten des Kunststoffs und des Metalls, welche durch die Kohäsionskräfte des Werkstoffs definiert werden, beeinflussen Wechselwirkungen innerhalb der Kontaktfläche die Gesamtfestigkeit eines adhäsiven Hybridverbunds. Die Festigkeit wird demnach durch das Minimum aus den einzelnen Kohäsionsfestigkeiten der Werkstoffe und der Adhäsionsfestigkeit in der Anbindungsfläche begrenzt. Werden die kohäsiven Kräfte überstiegen, bewirkt dies ein Versagen des Metalls oder des Kunststoffs, wie in Unterabschnitt 2.3.2 spezifiziert wurde. Bei Überschreitung der adhäsiven Festigkeit kommt es zum Bruch innerhalb der Grenzfläche zwischen Kunststoff und Metall. Die Grenzschichtfestigkeit wird von der makroskopischen und mikroskopischen Oberflächenstruktur der Anbindungsfläche beeinflusst. Aus diesem Grund reicht eine Betrachtung der geometrischen Oberfläche, also der rein lateralen Abmessungen der Fügefläche, nicht aus. Um die Oberflächenstruktur einzubeziehen, muss die Vergrößerung der Oberfläche und die Mikrostruktur aufgrund der Topografiemerkmale berücksichtigt werden. (HABENICHT 2009, S. 304)

Die Anbindungsfestigkeit kommt vorwiegend durch die Überlagerung dreier adhäsiver Wirkprinzipien zustande, die mechanische Adhäsion, die spezifische Adhäsion und die Autoadhäsion (HABENICHT 2009, S. 325), die teilweise infolge der LOVB intensiviert werden. Die Autoadhäsion ist für die Anbindung von Kunststoffen an Metalle jedoch nicht relevant, da diese Art der Verbindung nur bei chemisch identischen Werkstoffen eintreten kann (FLOCK 2011, S. 12). Um die Wirkung der LOVB im folgenden Kapitel besser verstehen zu können, sollen die mechanische und die spezifische Adhäsion im Folgenden kurz definiert werden.

**Mechanische Adhäsion** | Die auf makroskopischer Ebene zu betrachtende Adhäsionsart basiert auf dem Formschluss zwischen einem Kunststoff und einem zweiten Werkstoff. Die mechanische Verankerung erfolgt durch Poren, Kapillaren, Hinterschneidungen oder ähnlich geformte geometrische Strukturen an der Oberfläche des Fügepartners, wie sie sich

beispielsweise bei einer Oberflächenvorbehandlung des Metalls ergeben. Durch die Vergrößerung der Oberfläche infolge der Oberflächencharakteristika kann zusätzlich von einer Steigerung der durch die spezifische Adhäsion bewirkten Anbindungskräfte ausgegangen werden. (HABENICHT 2009, S. 332 f.)

**Spezifische Adhäsion** | Das Zusammenspiel vielfältiger chemischer, physikalischer und mechanischer Wechselwirkungen zwischen dem Kunststoff und einem zweiten Werkstoff auf molekularer und mikroskopischer Betrachtungsebene wird als spezifische Adhäsion bezeichnet. Zur Beschreibung der Adhäsionserscheinung ist eine Vielzahl von Haftungstheorien erarbeitet worden, die verschiedenste Bindungseffekte berücksichtigen und versuchen, spezifische Wechselwirkungen in der Grenzfläche zu erfassen. Für einen detaillierten Einblick sei auf (HABENICHT 2009) verwiesen.

Insbesondere das thermische Fügen, als eine Verfahrensvariante für die adhäsive Verbindungstechnik, kann gute Verbindungseigenschaften bei Zykluszeiten von wenigen Sekunden erreichen (SCHEIK ET AL. 2014, S. 94). Dieses Verfahren wurde im Rahmen dieser Arbeit genutzt und soll deshalb im folgenden Abschnitt erläutert werden.

### 2.4 Thermisches Direktfügen von Metall-Kunststoff-Verbindungen

Abgeleitet von stoffschlüssigen Verfahren der Metallverarbeitung, zielt das thermische Fügen, auch thermisches Direktfügen genannt, auf die Herstellung von hybriden, adhäsiven Verbindungen in möglichst schlanken Produktionsprozessen ab. Als vielversprechende Fügetechnologie für Leichtbauanwendungen bietet das thermische Fügen innerhalb der adhäsiven Fügetechnik Vorteile gegenüber anderen Verfahren. Durch die Vermeidung zusätzlicher Fügemitte und die Reduktion von Montageschritten wird eine wirtschaftliche Fertigung in einem großserientauglichen Maßstab ermöglicht. (FLOCK 2011, S. 40) Im Folgenden werden das Funktionsprinzip und der Einfluss der Prozessgrößen im Detail erläutert.

Beim thermischen Fügen wird von außerhalb Energie in mindestens eines der Fügeteile eingebracht, um den Kunststoff-Fügepartner in der Grenzschicht zum Metall zu erwärmen und dort in einen niederviskosen Zustand zu überführen. Durch die temperaturabhängige Viskositätsänderung wird dem Kunststoff ermöglicht, die Oberfläche des Metalls unter Druck zu benetzen, zu füllen und adhäsive Bindungskräfte auszubilden. Thermoplaste werden dazu lokal in der Fügezone bis über die Schmelztemperatur erhitzt, Duroplaste erreichen den niederviskosen Zustand über eine zeitlich begrenzte Dauer während der Vernetzungsreaktion der gesamten Kunststoffmatrix, wie in Abbildung 2-10b (S. 25) dargestellt

wurde. Die entscheidenden Prozessgrößen für die Anbindung sind demnach die Temperatur und der applizierte Druck in der Fügezone. Für Duroplaste ist zusätzlich die zeitabhängige Vernetzungsreaktion zu berücksichtigen. Die Herstellung von Metall-Kunststoff-Verbindungen mittels des thermischen Fügens ist somit ein einstufiger Prozess. Im Gegensatz zur Klebverbindung, bei der als Fügemittel ein zusätzlicher Klebstoff verwendet wird, fungiert der Kunststoff-Fügepartner selbst als Klebstoff, sodass beispielsweise Fragestellungen hinsichtlich der Klebstoffauswahl und Herausforderungen bezüglich des Klebstoffauftrags entfallen.

Im Unterabschnitt 2.3.3 wurde die begriffliche Kategorisierung von Metall-Kunststoff-Verbindungen in Verfahren des IMA und des PMA anhand des Prozessablaufs vorgenommen. Speziell für das thermische Fügen ermöglicht die verwendete Kunststoffart eine Einordnung in eine der beiden Verfahrensarten. Verstärkungswerkstoffe innerhalb des Kunststoffs sind für die Unterscheidung nicht relevant.

Zu Beginn der Technologieentwicklung wurden ausschließlich thermoplastische Komponenten untersucht (SCHEIK ET AL. 2014, S. 94), die vor dem Fügevorgang als verstärkte (HECKERT 2019) oder unverstärkte, ausgehärtete Feststoffe (FLOCK 2011) vorlagen. Weitere Beispiele hierfür sind die Arbeiten von HOLTkamp ET AL. (2010), AMEND ET AL. (2014), LUGAUER ET AL. (2019) oder MEYER ET AL. (2019). Bei dieser Kunststoffart erfolgt ein Energieeintrag in den Kunststoff, sodass dieser an der Kontaktfläche zum Metall schmilzt und eine adhäsive Verbindung mit diesem eingeht. Es handelt sich demnach um einen konsekutiven Prozessablauf des PMA. Im Bereich des Klebens von Kunststoffen wird für das Fügen zweier Feststoffe der Begriff des Secondary Bonding verwendet, wobei kein zusätzlicher Klebstoff erforderlich ist (RENART ET AL. 2015, S. 122–124).

Weiterführend ist auch die Verwendung duroplastischer Kunststoffe möglich, wie beispielsweise von MONDEN (2016), WUNDERLING ET AL. (2020) oder OTT ET AL. (2021) umgesetzt. Im Rahmen der Untersuchungen wurden faserverstärkte, duroplastische Kunststoffsysteme genutzt und diese mit Stahl gefügt, wobei in den Veröffentlichungen von MONDEN (2016) und OTT ET AL. (2021) der Druck über ein Vakuum und in WUNDERLING ET AL. (2020) über eine Pressvorrichtung aufgebracht wurde. Das Aushärtungs- und zugehörige Viskositätsverhalten, wie in Unterabschnitt 2.3.1 erläutert, konnte genutzt werden, um eine Verbindung der Werkstoffkomponenten zu erzeugen. Der Kunststoff wird demnach simultan zur Aushärtung gefügt. In der Kunststoffverarbeitung ist dies unter dem Begriff des Co-Bondings bekannt. Das Co-Bonding sieht die adhäsive Verbindung von zwei Elementen vor, von denen ein Element vollständig und eines nicht ausgehärtet ist (RENART ET

AL. 2015, S. 122–124). Gemäß der gewählten Kategorisierung lässt sich das thermische Fügen von Metall-Duroplast-Verbindungen infolge des simultanen Prozessablaufs dem IMA zuordnen.

Für die Art der Energieeinbringung wurden und werden verschiedene Ansätze erforscht, um die Flexibilität des Prozesses zu steigern und/oder die spezifischen Herausforderungen der Produktion zu adressieren. In Abbildung 2-14 sind diese Verfahrensvarianten kategorisiert und beispielhafte Veröffentlichungen angegeben, in denen die Verfahren weiterentwickelt, genutzt oder beschrieben wurden. Das entscheidende Differenzierungsmerkmal der Varianten ist die Art des Energieeintrags. Beim externen Energieeintrag erfolgt die Wärmegenerierung außerhalb der Fügezone, wohingegen beim inneren Energieeintrag die Wärme direkt in der Fügezone entsteht.

thermisches Fügen von Metall-Kunststoff-Verbindungen				
externer Energieeintrag in die Fügeebene		innerer Energieeintrag in die Fügeebene		
kontaktbehaftet	kontaktfrei	mechanisch	elektrisch	elektromagnetisch
Wärmeleitung	Konvektion	Ultraschall	elektr. Widerstand	Laserstrahlung
Reibung				Mikrowellen
				Induktion
WUNDERLING ET AL. (2020)	OTT ET AL. (2021)	DAL CONTE ET AL. (2019)	KUSTROŃ ET AL. (2021)	WANG ET AL. (2021)
ANDRÉ ET AL. (2019)	MONDEN (2016)	STEINERT ET AL. (2018)	AGEORGES & YE (2001)	HECKERT (2019)
MEYER ET AL. (2019)	...	WAGNER ET AL. (2013b)	...	LUGAUER ET AL. (2019)
FLOCK (2011)		...		SCHEIK ET AL. (2014)
...				...

Abbildung 2-14: Kategorisierung des thermischen Fügens für Metall-Kunststoff-Verbindungen nach der Art der Energieeinbringung (eigene Darstellung in Anlehnung an FLOCK (2011, S. 34) und ZHANG ET AL. (2018))

Der externe Energieeintrag über Wärmeleitung (FLOCK 2011) oder Reibung (MEYER ET AL. 2019) sowie der interne Energieeintrag mittels Laserstrahlung (HECKERT 2019) oder Induktion (SCHEIK ET AL. 2014) sind mitunter die bekanntesten Verfahrensvarianten für Thermoplaste. Die Wärmeleitung (WUNDERLING ET AL. 2020) und die Konvektion (MONDEN 2016) sind geeignete Möglichkeiten des Wärmetransports zum Fügen von duroplastischen Kunststoffsystemen. Da der Fokus vergangener Untersuchungen vorwiegend auf

Thermoplasten lag, ist die Variantenvielfalt für diese Kunststoffart im Vergleich zu Duroplasten deutlich ausgeprägter.

Die prozesssichere Durchführung des Fügens ist die Grundvoraussetzung für hochqualitative Verbindungseigenschaften. Daneben sind weitere Randbedingungen zu berücksichtigen, wenn MKV mit hoher Anbindungsfestigkeit erzeugt werden sollen. Beispielsweise müssen der Kunststoff und das Metall chemisch kompatibel sein. Um die Anbindungsfestigkeit zwischen den Fügepartnern zu verbessern, können Vorbehandlungsverfahren für das Metall eingesetzt werden.

### 2.5 Zusammenfassung

Für die Durchführung der LOVB und zur Herstellung von MKV wurden in diesem Kapitel die Grundlagen der zwei relevanten Teilbereiche erläutert – die Lasermaterialbearbeitung sowie die Kunststoffe und Verbindungstechniken für MKV mit dem Fokus auf Leichtbauanwendungen. Speziell das thermische Fügen als eine vielversprechende Verfahrensvariante der adhäsiven Fügechnik wurde im Detail betrachtet.

Laserstrahlung ist aufgrund der Eigenschaften der elektromagnetischen Strahlung ein flexibles Werkzeug zur Materialbearbeitung. Durch die unterschiedlichen Betriebsmodi der auf dem Markt verfügbaren Laserstrahlquellen und die flexible Prozessgestaltung können vielfältige Wirkungen im bestrahlten Werkstoff erzeugt werden. Die Zeit und die Stärke der Energieeinkopplung ermöglichen verschiedenste SSI, die mittels spezieller Strahlführungs- und Strahlformungssysteme für industrielle Fertigungsprozesse genutzt werden.

Kunststoffe sind in Wechselwirkung stehende bzw. vernetzte Molekülketten, deren mechanische Eigenschaften durch eine Faserverstärkung signifikant verbessert werden können. Insbesondere endlose Kohlenstofffasern, die in eine duromere Matrix eingebettet sind, besitzen herausragende mechanische Eigenschaften entlang der Faserorientierung. Die Verarbeitung dieser Faser-Halbzeuge zeigt ein zeitabhängiges Verhalten, weshalb das Verarbeitungsfenster zeitlich determiniert ist. Das thermische Verhalten der Matrix kann dabei genutzt werden, um eine adhäsive Anbindung an ein Metall zu schaffen, die Vorteile gegenüber kraft- und formschlüssigen Wirkprinzipien haben kann, insbesondere beim Einsatz von FVK. Die Festigkeit des Verbunds hängt von den Kohäsivfestigkeiten der Fügepartner und der Adhäsivfestigkeit in der Grenzfläche zwischen den Fügepartnern ab. Somit versagt eine Metall-Kunststoff-Verbindung mit dem Bruch des Metalls, der Ablösung des Kunststoffs vom Metall in der Grenzfläche und/oder dem Bruch des FVK.



Speziell durch die Anwendung des thermischen Fügens können MKV mit hoher Verbindungsqualität und in geringer Taktzeit hergestellt werden. Zusatzmassen und lokale Spannungskonzentrationen infolge von Fügemitteln werden dabei weitestgehend vermieden. Die geometrischen und mechanischen Eigenschaften der Fügepartner werden kaum beeinflusst, weshalb ein breites Spektrum an Kunststoffen mit verschiedenen Arten an Verstärkungen genutzt werden kann. Um hochfeste Fügeverbindungen zu realisieren, ist eine Vorbehandlung des Metallfügepartners zielführend. In diesem Zusammenhang wurde bereits die Laserstrahlung als flexibles und produktives Werkzeug identifiziert, weshalb eine Vielzahl von Verfahrensvarianten für die laserbasierte Topografiemodifikation entwickelt wurde. Inwiefern laserbasierte Verfahren einen Beitrag zur Verbindungsfestigkeit leisten können, soll im folgenden Kapitel herausgehoben werden.



## 3 Stand der Technik und Forschung

### 3.1 Allgemeines

Um weiterführend ein spezifisches Verständnis für die Vielzahl der laserbasierten Vorbehandlungsprozesse zu schaffen, werden die Wirkprinzipien für die Steigerung der Verbindungsfestigkeit erläutert und die Verfahrensvarianten anhand des aktuellen Stands der Technik und Forschung charakterisiert und kategorisiert (Abschnitt 3.2). Insbesondere die Vorbehandlung mittels Dauerstrich-Laserstrahlung, wie sie im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersucht wurde, wird anschließend im Detail betrachtet (Abschnitt 3.3), wodurch der Handlungsbedarf der wissenschaftlichen Arbeit ersichtlich wird.

### 3.2 Steigerung der Verbindungsfestigkeit mittels LOVB

Durch die LOVB wird die Morphologie der Metalloberfläche derart modifiziert, dass verbesserte Anbindungspotenziale für den Kunststoff entstehen (KURTOVIC 2014). Insbesondere die Verbesserung des mechanischen Adhäsionsanteils durch Hinterschneidungen und die Vergrößerung der aktiven Oberfläche, an die sich der Kunststoff anbinden kann, sind die wesentlichen Einflussgrößen auf die Verbindungsfestigkeit, da vorwiegend der Formschluss zwischen Metall und Kunststoff die adhäsiven Bindungsmechanismen dominiert (SCHRICKER ET AL. 2020).

Der Betrachtungsraum vergangener Forschungsarbeiten, die auf die Erhöhung der Verbindungsfestigkeiten zwischen Metall und Kunststoff durch eine LOVB abzielten, kann in drei Kategorien eingeteilt werden – additive, reallokative und subtraktive Verfahren. In Abbildung 3-1 sind zu diesen Kategorien relevante Laserverfahren und dazu beispielhafte Veröffentlichungen aufgeführt. Eine ausführliche Übersicht vergangener Forschungsarbeiten ist in Anhang A aufgelistet. Die Übersicht wurde innerhalb der Studienarbeit von ANGER-

MAIR (2021) in Zusammenarbeit mit dem Autor der Dissertation angefertigt. Die Liste berücksichtigt dabei nur Vorbehandlungsverfahren, die zum Zweck des thermischen Direktfügens von MKV untersucht wurden.

**Additive Verfahren** zur Oberflächenbehandlung zielen auf die geometrische Modifikation durch Hinzufügen von Strukturen auf der Oberfläche des Metalls ab, mit denen der Kunststoff eine formschlüssige Verbindung eingehen kann. Hierfür wurde auf pulverbettbasierte Verfahren, wie beispielsweise in den Arbeiten von RAUSCHENBERGER ET AL. (2015) und CHUEH ET AL. (2020), oder auf das Laserauftragschweißen, wie von GRAHAM ET AL. (2014) oder AMEND ET AL. (2015) beschrieben, zurückgegriffen, um Metallwerkstoff geometrisch definiert aufzubringen.

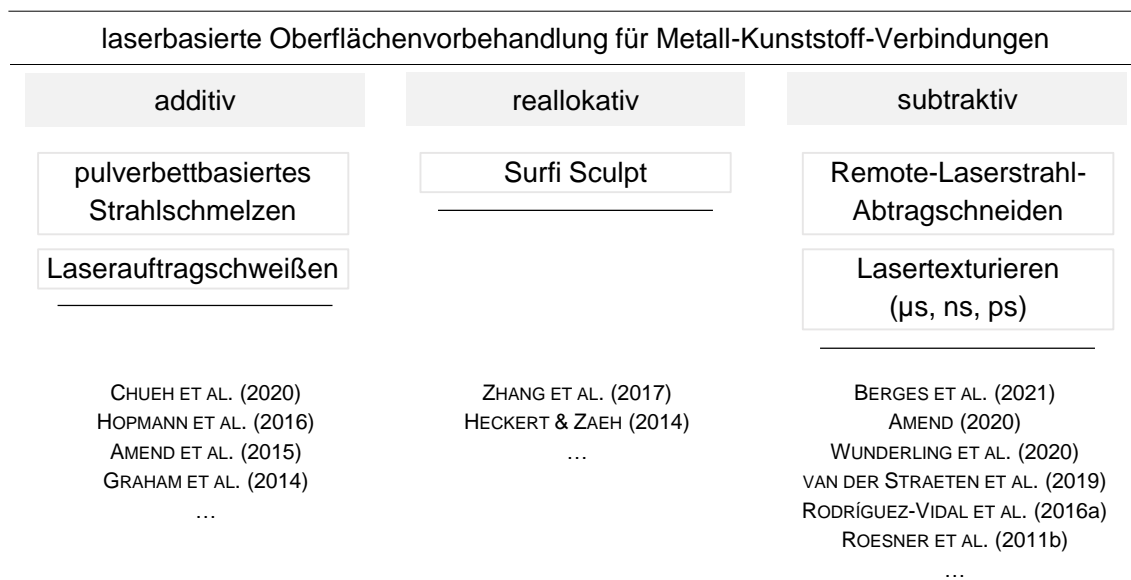


Abbildung 3-1: Kategorisierung der LOVB nach der Art des Modifikationsmechanismus

**Reallokative Verfahren** basieren auf der durch die Prozessmechanismen induzierten Bewegung von Schmelze und deren Erstarrung an einem anderen Ort in Form von definierten Strukturen (HECKERT & ZAEH 2014). Beim sogenannten Surfi Sculpt wird hierzu die Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks so eingestellt, dass die Schmelze in die entgegengesetzte Richtung beschleunigt wird und an einem Ort erstarrt. Durch Wiederholung dieses Vorgangs können schrittweise Strukturen aufgebaut werden. (HILTON & JONES 2008) Analog zu den additiven Verfahren wird dem Kunststoff durch diese Strukturen die Möglichkeit zur mechanischen Verhakung geboten, wodurch die Verbindungsfestigkeit gesteigert werden kann.

Die größte Bandbreite untersuchter Verfahren zur LOVB findet sich in der Gruppe der **subtraktiven Verfahren**. Hierbei wird Laserstrahlung genutzt, um Werkstoff im dampfförmigen und/oder schmelzflüssigen Aggregatzustand von der Oberfläche zu entfernen, somit die Metalloberfläche zu strukturieren und die mechanische Adhäsion zum Kunststoff zu fördern. Der Anteil der spezifischen Adhäsion an den Bindungsmechanismen ist nach HECKERT (2019), der Untersuchungen an einer Aluminiumlegierung durchführte, von der mittleren Rauheit der Oberfläche abhängig. Bei hohen mittleren Rauheiten  $Ra$  über  $8\ \mu\text{m}$  dominiert der Formschluss, bei Rauheiten von nur wenigen Mikrometern steigt der Einfluss einer bei der Laserbearbeitung entstehenden Oxidschicht auf die Bindungskräfte zum Kunststoff. RECHNER (2012) stellte im Zusammenhang mit dem strukturellen Kleben von Aluminiumlegierungen fest, dass die Zugscherfestigkeit mit der Dicke und der Porosität der Oxidschicht korreliert. Zudem verbessert die Oxidschicht nicht nur die Korrosionsbeständigkeit der Metalloberfläche (RECHNER 2012), sondern hat gleichzeitig einen positiven Effekt auf den Festigkeitsabfall, der bei einer klimatischen Wechselbelastung der hybriden Verbindung induziert wird (HECKERT 2019). Aufgrund der hohen Relevanz der subtraktiven Verfahren im Forschungsumfeld sollen diese im Folgenden genauer betrachtet werden.

Zur subtraktiven Bearbeitung der Oberfläche wurde vorwiegend Werkstoff entlang linienförmiger Trajektorien abgetragen. Eine Einflussgröße der LOVB auf die Verbindungsfestigkeit ist dabei die Strukturdichte, die den Anteil der bearbeiteten Oberfläche zur Fügefläche beschreibt (WANG ET AL. 2021). Hohe Strukturdichten, die durch geringe Linienabstände einstellbar sind, wirken sich positiv auf die Verbindungsfestigkeit aus (RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. 2019). Ein Einfluss der Orientierung der parallelen Linien auf die Kopfzugfestigkeit (RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. 2016a), die Biegefestigkeit und die Zugscherfestigkeit (RÖSNER 2014) konnte nicht oder nur in geringem Umfang festgestellt werden. Die Überlagerung von Linien mehrerer Orientierungen kann demgegenüber die Spannungsverteilung in der Fügezone homogenisieren (RÖSNER 2014). Zudem beeinflusst die Belastungsart bei gleicher Topografie die Festigkeit der Verbindung. Aufgrund des natürlichen Formschlusses sind bei reinen Scherbelastungen höhere Verbindungsfestigkeiten erreichbar als bei einer Kopfzugbelastung, die einem Abheben des Kunststoffs gleichkommt (RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. 2016b).

Die Ablation des Werkstoffs kann mit kontinuierlicher oder gepulster Laserstrahlung verschiedener Pulslängen erfolgen, wie von HECKERT & ZAEH (2015) gezeigt. Insbesondere bei der Anwendung von ultrakurzgepulster Laserstrahlung können Mikrostrukturen über selbstorganisierende Effekte erzeugt werden, deren nanoskopische Substrukturen zu einer erheblichen Oberflächenvergrößerung führen (VAN DER STRAETEN ET AL. (2018a). RÖSNER

(2014, S. 34–42) verglich verschiedene Strahlquellen hinsichtlich der Prozesseffizienz, welche als pro Streckenenergie erzeugbare Abtragtiefe definiert wurde. Kurzpuls-Laserstrahlung mit Pulsdauern von einigen Nanosekunden, wie sie beispielsweise von RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. (2014), KOHL ET AL. (2018), STEINERT ET AL. (2018) oder VOSWINKEL ET AL. (2021) angewendet wurde, wies dabei nur eine geringe Prozesseffizienz auf. Als Grund wurde der vorwiegend verdampfungsbasierte Abtrag genannt. Dennoch kann die Abtragtiefe mittels längerer Pulsdauern gesteigert werden, wodurch Strahlquellen mit Pulsdauern von wenigen Mikrosekunden gegenüber Kurzpulsen eine höhere Effizienz erreichen (RÖSNER 2014, S. 42). Ungeachtet dessen ist die Produktivität gepulster Systeme, gemessen an der bearbeiteten Fläche pro Zeiteinheit, nicht mit der von Dauerstrich-Strahlquellen vergleichbar. Insbesondere die SM-Laserstrahlung wurde in RÖSNER (2014, S. 34–42) für die Oberflächenstrukturierung von Metallen als geeignet bewertet, da höchste Flächenraten bei hoher Effizienz erreicht werden. Durch die hohe Vorschubgeschwindigkeit im Vergleich zu MM-Laserstrahlung, welche durch den hochbrillanten Laserstrahl ermöglicht wird, schwankt die Strukturgeometrie der Topografie weniger und die thermische Belastung des Metalls wird reduziert. Um die Wirkung der SM-Laserstrahlung im Metall nachvollziehbar darzustellen, wird im folgenden Abschnitt der zugehörige Abtragprozess, der auch für die experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit genutzt wurde, detailliert beschrieben.

### 3.3 LOVB mittels Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden

Das Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden (RAC) wurde ursprünglich als Trennverfahren vorwiegend für Metalle entwickelt, das mittels Dauerstrich-Laserstrahlung Schnittfugen geringer Tiefe ausgehend von der Oberfläche des Werkstoffs induziert (LÜTKE 2011). Durch mehrfache Abtragzyklen entlang einer definierten Kontur kann die Abtragtiefe sequentiell gesteigert werden, sodass Bleche vollständig trennbar sind (MUSIOL 2015, S. 77). Zwar wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit das Metallblech nicht vollständig getrennt, da es sich bei der Oberflächenmodifikation jedoch um ein Einschneiden des Metalls handelt, wird der Begriff der Schnittfuge übertragen. Im Gegensatz zu anderen Schneidverfahren, wie dem Laserschmelzschnneiden oder dem Laserbrennschnneiden, ist kein externer Fluidstrom für das Entfernen des gasförmigen oder schmelzflüssigen Werkstoffs erforderlich, wodurch sich dieses Verfahren für die Remote-Bearbeitung eignet. Der Abtrag von Werkstoff kommt durch selbstinduzierte Prozessmechanismen zustande. (ZAEH ET AL. 2010b) In diesem Punkt lassen sich Parallelen zum Sublimationsschnneiden feststellen, wobei der Abtrag vorwiegend in der flüssigen Phase erfolgt (MUSIOL 2015, S. 29). Dadurch ist die energetische Bilanz des

RAC im Vergleich zu reinen verdampfungsbasierten Prozessen deutlich verbessert (MAHRLE ET AL. 2010).

Ein zweites Remote-Trennverfahren, das gleiche Systemcharakteristika wie das RAC aufweist, ist das Remote Fusion Cutting (PIHLAVA ET AL. 2013). Um eine Verwechslung zu vermeiden, soll eine kurze Unterscheidung vorgenommen werden. Das Ziel des Remote Fusion Cutting ist es, Metallbleche mit einem Schnitt vollständig zu trennen, was vorwiegend durch die Reduzierung der Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks im Vergleich zum RAC ermöglicht wird (WAGNER ET AL. 2013a). Das vollständige Durchdringen eines Blechs ist dabei eine Voraussetzung für das Entfernen der Schmelze aus der Prozesszone, was eine Anwendung des Verfahrens für die Oberflächenvorbehandlung ausschließt.

Das RAC eignet sich für die Oberflächenvorbehandlung von Metallen (HECKERT & ZAEH 2014), indem die Bahnführung für eine flächige Bearbeitung angepasst wird. Um den Prozess der Topografiemodifikation im Detail zu verstehen, werden im Folgenden die prozessparameterabhängigen Abtragmechanismen, die erforderliche Systemtechnik und die in der Vergangenheit umgesetzten Prozessführungen und Trajektorien erläutert.

#### 3.3.1 Prozessmechanismen des Werkstoffabtrags

Im Gegensatz zu anderen laserbasierten Schneidverfahren kombiniert das RAC hohe Laserleistungen von mehreren Kilowatt mit sehr kleinen Brennfleckdurchmessern des Laserstrahls von üblicherweise unter 100  $\mu\text{m}$ . Die Intensität des Dauerstrich-Laserstrahls beträgt somit über  $10^{12} \text{ W/m}^2$ , was für das Schmelzen und die Verdampfung des Metalls ausreicht. Zusätzlich wird der Laserbrennfleck mit sehr hoher Geschwindigkeit von mehreren Metern pro Sekunde über die Oberfläche des Metalls bewegt. (ZAEH ET AL. 2010b) Bei diesen Geschwindigkeiten liegt die Wechselwirkungszeit mit dem Werkstoff bei etwa  $10^{-5} \text{ s}$ , was typischen Dauern von Bohr- und Abtragprozessen entspricht, wie in Abbildung 2-4 (S. 16) des Unterabschnitts 2.2.3 bereits gezeigt wurde. Die Erklärungsansätze für die Prozessmechanismen des RAC wurden deshalb häufig von Bohrprozessen abgeleitet.

Der Abtrag erfolgt sowohl im dampfförmigen als auch im schmelzflüssigen Aggregatzustand, wie in Abbildung 3-2 schematisch dargestellt, wobei die flüssige Phase dominiert (MUSIOL 2015, S. 29). Der verdampfte Werkstoffanteil expandiert bei der Überschreitung der Verdampfungstemperatur und bildet oberhalb der Prozesszone ein Druckfeld aus, welches eine rückstoßende Wirkung auf den Schmelzefilm an der Werkstoffoberfläche hat und somit die Schmelze verdrängt (VON ALLMEN 1987, S. 163–166).

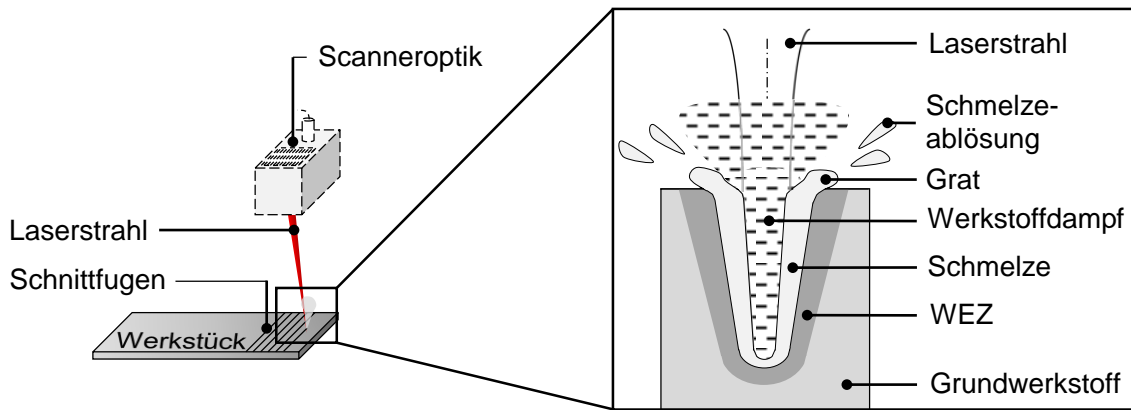


Abbildung 3-2: Prozessmechanismen des Werkstoffabtrags beim RAC

Der Betrag des Rückstoßdrucks korreliert näherungsweise linear mit dem Anteil der absorbierten Intensität (BÄUERLE 2000, S. 202) und kann bis zu mehreren Kilobar betragen (SCHOONDERBEEK 2005, S. 83). Modelle zur Berechnung des absoluten Betrags, wie nach ANISIMOV (1968), KUZNETSOV (1993) oder CHEN & WANG (2001), unterscheiden sich jedoch signifikant. Der induzierte Dampfdruck infolge des verdampften Werkstoffanteils ermöglicht es, Schmelze aus der Wechselwirkungszone zu verdrängen. Die Kräfte, die innerhalb der Schmelze induziert werden und diese seitlich beschleunigen, lassen sich nach VON ALLEN (1987, S. 166) letztendlich auf Druckgradienten zurückführen, die durch die endliche laterale Abmessung des Laserstrahls entstehen.

Die Bewegung der Schmelze und die Ablösung an der Blechoberfläche analysierte MUSIOL (2015, S. 63–70), um ein empirisches Prozessmodell des RAC zu entwickeln. Nach dem Verlassen der Zone der SSI steigt ein zusammenhängender Schmelzestrom entlang der Schnittflanken in Richtung der Schnittkante auf. Durch die thermische (MUSIOL 2015, S. 65) und reibungsbasierte (SCHOONDERBEEK 2005, S. 16) Interaktion mit dem umgebenden, kühleren Werkstoff reduziert sich dabei die Temperatur und die kinetische Energie der Schmelze, was im teilweisen Erstarren der flüssigen Phase innerhalb der Schnittfuge resultieren kann. Alleine die Intensität des Laserstrahls reicht aus diesem Grund beim RAC üblicherweise nicht aus, um einen stabilen Abtragprozess zu erzielen. Die ausreichende kinetische Energie, sodass sich das Schmelzevolumen an der Oberfläche ablöst und eine offene Abtragspur entsteht, wird nur in Kombination mit einer hochdynamischen Bewegung des Laserstrahls erreicht (LÜTKE 2011, S. 50). LÜTKE (2011, S. 56) stellte anhand einer Literaturstudie fest, dass zusätzlich zur absorbierten Intensität ein ausreichend steiler Temperaturgradient innerhalb der WWZ erforderlich ist, um den Schmelzeaustrieb sicherzustellen. Damit wur-



den zwei wesentliche Einflussgrößen auf die Prozessmechanismen erkannt – die Laserleistung, welche die absorbierte Intensität bestimmt, und die Vorschubgeschwindigkeit des Laserstrahls, die die Schmelzefilmdicke und die Temperaturgradienten beeinflusst.

An den Schnittkanten zerstäubt letztendlich der Schmelzefilm, wodurch sich die flüssige Phase in Form von Tropfen von der Oberfläche ablöst, wie von MUSIOL (2015, S. 67) gezeigt. Hochviskose Schmelzevolumina, deren kinetische Energie nicht für eine Ablösung ausreicht, erstarren und verbleiben als unregelmäßiger Grat an der Schnittkante, dessen Ausprägung von den Prozessparametern und der Schneidstrategie abhängt (ULLMANN ET AL. 2013). Das Ergebnis ist eine Schnittfuge, deren Geometrie durch die Wärmeeinflusszone (WEZ) des Feststoffs und in der Schnittfuge verbleibende Schmelzebestandteile bestimmt ist.

#### 3.3.2 Systemtechnik

Die Prozessmechanismen des Werkstoffabtrags bedürfen einer ausreichend hohen Intensität der Dauerstrich-Laserstrahlung in Kombination mit der hochdynamischen Bewegung des Laserbrennflecks auf der Oberfläche des zu bearbeitenden Werkstücks. Aus diesem Grund werden vorwiegend hochbrillante Laserstrahlquellen eingesetzt, deren Strahl über ein scannendes Optiksysteem bewegt wird. Das Optiksysteem ermöglicht es, den Laserbrennfleck hochgenau zu positionieren, was insbesondere entscheidend ist, wenn der Werkstoff entlang einer Kontur mehrfach bestrahlt werden soll.

#### **Laserstrahlquellen**

Wie in Unterabschnitt 2.2.2 beschrieben wurde, ermöglicht das geringe SPP des SM-Laserstrahls eine starke Fokussierung auf der Werkstoffoberfläche. Im Vergleich zu MM-Strahlquellen können geringere Fokussdurchmesser bei gleichen Brennweiten oder gleiche Fokussdurchmesser bei größeren Brennweiten realisiert werden. Die Vergrößerung des Arbeitsabstands zwischen dem Optiksysteem und dem Werkstück hat den Vorteil, die erreichbare Vorschubgeschwindigkeit zu steigern (RÖSNER 2014, S. 41), da aufgrund des 2. Strahlensatzes der Mathematik die gleiche Drehung der Scanner-Spiegel zu einer größeren Wegstrecke des Laserbrennflecks auf der Oberfläche eines Körpers führt. Aus diesem Grund wurden bisher für das RAC ausschließlich Strahlquellen genutzt, welche die Grundmode emittieren. Im Bereich des Remote-Schneidens sind die Arbeiten von LÜTKE (2011), MAHRLE ET AL. (2010), PIHLAVA ET AL. (2013), ULLMANN ET AL. (2013), MUSIOL (2015) oder BAUMANN ET AL. (2019) Beispiele hierfür. Die Arbeiten von RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. (2014), RÖSNER

(2014), ENGELMANN ET AL. (2016), ULLMANN ET AL. (2016) oder GEBAUER ET AL. (2018) nutzen diese Art von Strahlquellen für die Oberflächenbehandlung von Metallen. Die maximale Ausgangsleistung der Strahlquellen reichte bis 10 kW (ULLMANN ET AL. 2016), wobei der Laserbrennfleck für die Bearbeitung auf Durchmesser kleiner als etwa 100  $\mu\text{m}$  fokussiert werden sollte (ZAEH ET AL. 2010b). Um die Energie auf der Werkstückoberfläche zu verteilen, eignen sich scannende Optiksyste-me.

#### **Scannende Optiksyste-me**

Das Kennzeichen einer Remote-Bearbeitung ist der große Arbeitsabstand zwischen der Fokussierlinse des Optiksyste-ms und dem Bearbeitungsort, sodass von einer Fernbearbeitung gesprochen werden kann (BLIEDTNER ET AL. 2013, S. 169). ZAEH ET AL. (2010a) geben hierfür Arbeitsabstände von über 400 mm an, BAUMANN ET AL. (2015) sprechen abhängig vom Optiksyste-m sogar von 600 mm. Um möglichst kleine Fokussdurchmesser zu erreichen, wurden im Rahmen der wissenschaftlichen Untersuchungen jedoch auch kleinere Brennweiten eingesetzt. Die maximale Ausgangsleistung der Strahlquelle konnte somit begrenzt und die geforderte Intensität über eine kleine Brennfleckfläche realisiert werden.

Die beim RAC eingesetzten scannenden Systeme lassen sich in zwei Gruppen unterteilen. Zum einen werden Schwingspiegel-Scanneroptiken eingesetzt, wie in Unterabschnitt 2.2.6 bereits erläutert. Da die vergangenen Untersuchungen sich vorwiegend auf ebene Bearbeitungsflächen konzentrierten, erfolgte die Fokussierung des Laserstrahls häufig mittels F-Theta-Linsensyste-men, wie beispielsweise von LÜTKE (2011), RÖSNER (2014) oder ENGELMANN ET AL. (2016) genutzt. Alternativ wurden auch 3-D-Scanneroptiken eingesetzt, jedoch ebenfalls meist für eine ebene Bearbeitung. Beispiele hierfür sind die Arbeiten von PIHLAVA ET AL. (2013) oder MUSIOL (2015). Neben galvanometrisch angetriebenen Optiksyste-men wurden von ULLMANN ET AL. (2016) und VAN DER STRAETEN ET AL. (2018b) zusätzlich Polygon-Scanneroptiken eingesetzt, um die Flächenraten bei der Oberflächenbehandlung zu steigern. Gegenüber der Schwingspiegelmethode wird der Laserstrahl dabei an einem rotierenden Polygonrad reflektiert und entlang einer Linie über die Oberfläche bewegt (STUTZ 2012, S. 247–252). Um eine 2-D-Bearbeitung zu erhalten, muss zusätzlich eine zweite Linearbewegung entlang einer weiteren Koordinatenrichtung erfolgen (PENNING & SCHLÜTER 2016).

Durch die Freiheitsgrade der Laserstrahlquelle und des Optiksystems ergeben sich zahlreiche Prozessparameter, die den Anwendenden als variierbare Einflussgrößen auf den Laserprozess zur Verfügung stehen. Um die Prozessparameter gezielt nutzen zu können, bedarf es des Wissens über deren Wirkung auf die geometrischen Eigenschaften der Topografie.

### 3.3.3 Einfluss der Prozessparameter auf die Schnittfugengeometrie

Die Prozessparameter und die Prozessstrategie haben Einfluss auf die Prozessmechanismen und das Prozessergebnis. Bereits LÜTKE (2011, S. 60–98) untersuchte eingehend die Prozesscharakteristika des RAC qualitativ und quantitativ, mit dem Ziel, Metallbleche mit hoher Schnittkantenqualität zu trennen. Im Rahmen fortführender Forschungsarbeiten wurde das hohe Potenzial hinsichtlich der Anwendung für die Topografiemodifikation erkannt, wobei die Untersuchungen vorwiegend auf die Schnittfugenausbildung, deren Wirkung auf die Verbindungsfestigkeit der MKV und die Produktivität des Laserprozesses abzielten. Hierbei konnte auf dem Wissen des Remote-Schneidens aufgebaut werden. Die Prozesszusammenhänge und die Auswirkung auf die Schnittfugenausbildung werden im Folgenden erläutert.

Nach RÖSNER (2014, S. 50–63) sind die kritischen Prozessparameter die Laserleistung, die Vorschubgeschwindigkeit und der Strahldurchmesser des Laserbrennflecks sowie die Anzahl der Bestrahlungen an einem Ort. Hinzu kommt der Einstrahlwinkel des Laserstrahls, der von einigen Wissenschaftlern aktiv als Parameter zur Verbesserung der Topografieeigenschaften genutzt wurde (ENGELMANN ET AL. 2016). Abgeleitete Größen und prozessspezifische Größen des Schneidens, wie die Intensität oder eine effektive Schneidgeschwindigkeit, wurden in der Literatur ebenfalls als Kenngrößen des RAC aufgeführt (MUSIOL 2015, S. 12–16). Diese werden in den folgenden Ausführungen indirekt berücksichtigt, wenn sie unmittelbar für die vorliegende Anwendung relevant sind.

#### **Leistung der Strahlung $P_L$**

Die Ausgangsleistung der Strahlquelle bestimmt nach Gleichung (2.7) (S. 14) die Strahlungsintensität und somit den schmelzflüssigen und verdampften Anteil des gesamten thermisch beeinflussten Werkstoffvolumens (RÖSNER 2014, S. 54). Im Spezifischen muss für die Bewertung der Wirkung im Werkstoff die absorbierte Intensität berücksichtigt werden, die im Vergleich zur Intensität des Laserstrahls die Einkopplung der Strahlung in den Werkstoff berücksichtigt (POPRAWA 2005, S. 431). Der infolge des expandierenden Werkstoffdampfs entstehende Rückstoßdruck erreicht Werte, welche die Oberflächenspannung der

Schmelze übersteigen, wodurch die Prozessmechanismen des Werkstoffabtrags stabil ablaufen können. Das Prozessfenster wird üblicherweise in Kombination mit der Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks definiert, wie in Abbildung 3-3 gezeigt wird. Demnach existiert ein Bereich, in dem die Laserleistung und/oder die Vorschubgeschwindigkeit nicht ausreicht, um Werkstoff abzutragen. Eher entsteht eine Bearbeitungsspur auf der Oberfläche, die mit erstarrter Schmelze gefüllt ist. Wird demgegenüber die Laserleistung und/oder die Vorschubgeschwindigkeit gesteigert, so beginnt der Werkstoffabtrag. Wenn gleich dieser innerhalb eines Übergangsbereichs noch instabil ist, sodass Schmelzereste die Schnittfuge teilweise verschließen, so folgt bei hohen Laserleistungen und Vorschubgeschwindigkeiten eine stabile Schnittfugenausbildung. (LÜTKE 2011, S. 53 f.)

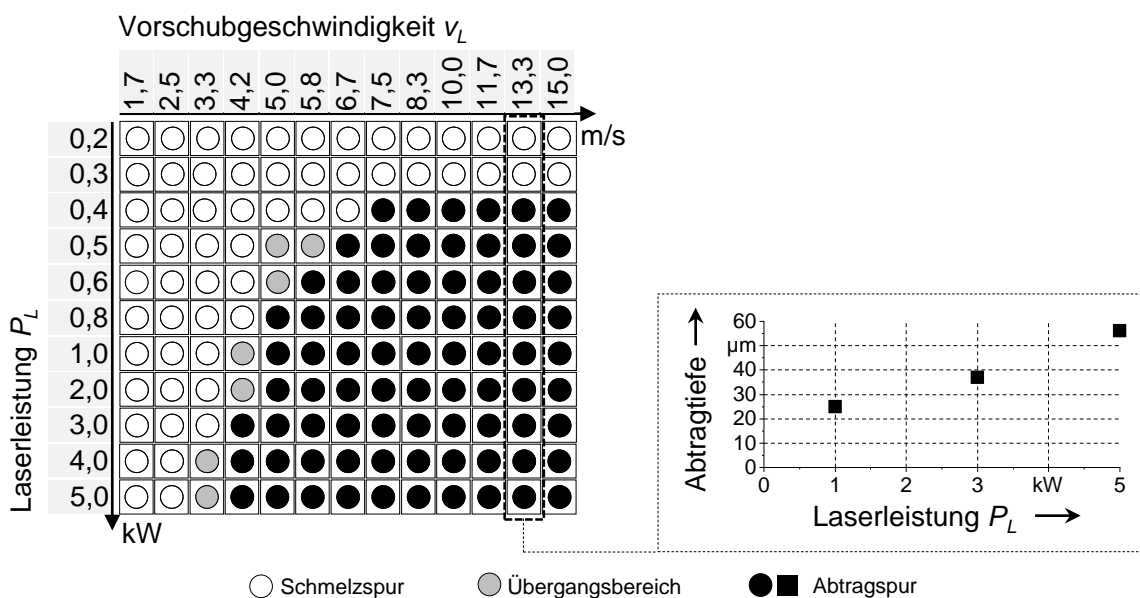


Abbildung 3-3: Prozesskategorisierung des RAC und die Abtragtiefe pro Abtragzyklus in Abhängigkeit von der Laserleistung  $P_L$  (Edelstahl 1.4301;  $\lambda = 1060\text{--}1070\text{ nm}$ ;  $d_{\text{fok}} = 25\ \mu\text{m}$ ) in Anlehnung an LÜTKE (2011, S. 54 und S. 70)

Eine Abschätzung der für das RAC benötigten Laserleistung wurde durch LÜTKE (2011, S. 27–33) anhand der theoretischen Betrachtung der Wärmeleitung durchgeführt, wobei ein unterer Grenzwert der Laserleistung von etwa 1,0 kW vorgeschlagen wurde. Zwar wurden verschiedene Werkstoffe und Fokusbereiche bei den Analysen berücksichtigt, dennoch handelt es sich nur um eine grobe Abschätzung, da konvektive und strahlungsbasierte Wärmetransporte sowie die Prozessmechanismen des RAC vernachlässigt wurden. Experimentelle Untersuchungen zeigten, dass auch bei geringeren Laserleistungen ein Abtrag erzielbar ist, solange eine ausreichende Strahlungsintensität sichergestellt wird (RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. 2014). Der Untersuchungsbereich vergangener Forschungsarbeiten erstreckte sich von 0,075 kW (WANG ET AL. 2019) bis 5,0 kW Laserleistung (ULLMANN ET AL. 2016).

Mit zunehmender Laserleistung konnte eine steigende Abtragtiefe festgestellt werden. Als Ursache dafür nannte LÜTKE (2011, S. 70) den verbesserten Abtragmechanismus infolge des steigenden Rückstoßdrucks. Werden die Messergebnisse hinsichtlich der Abtragtiefe pro Abtragzyklus analysiert (Abbildung 3-3), so lässt sich im betrachteten Bereich ein nahezu linearer Zusammenhang zur Laserleistung erkennen. Auch die Untersuchungen von RÖSNER (2014, S. 55) und EBERT ET AL. (2009, S. 5) ergaben einen annähernd linearen Zusammenhang. Die Analysen von RÖSNER (2014, S. 54–58) zeigten zusätzlich eine Erhöhung der Strukturweite mit zunehmender Laserleistung.

#### **Durchmesser des Laserbrennflecks $d_f$**

Neben der Strahlungsleistung ist der Brennfleckdurchmesser des Laserstrahls die zweite Größe, welche die Intensität beeinflusst, da dieser die bestrahlte Fläche des kreisförmigen Strahlungsquerschnitts kennzeichnet. Trotz des invers quadratischen Zusammenhangs zur Intensität kann im Vergleich zur Laserleistung nicht von einem größeren Einfluss auf die Abtragtiefe ausgegangen werden. Messungen von RÖSNER (2014, S. 55) zeigten, dass eine Verdoppelung des Durchmessers der Strahltaile etwa eine doppelte Laserleistung erforderte, um gleiche Abtragtiefen zu erzielen. Mit zunehmendem Strahldurchmesser kann jedoch das Prozessfenster erweitert werden, da die größere WWZ die Neigung reduziert, die Schnittfugen durch Schmelzeablagerungen an den Schnittfugenwänden zu verschließen (RÖSNER 2014, S. 62). Dennoch ist für ein Lasersystem der Strahl nicht unbegrenzt defokussierbar, ohne die Prozessmechanismen zu beeinflussen. LÜTKE (2011, S. 76–78) untersuchte experimentell die Wirkung der Defokussierung des Laserbrennflecks auf das Prozessergebnis beim Schneiden und empfiehlt eine maximale Abweichung zur Fokusebene von einer Rayleighlänge bei einer geringen Zahl an Abtragzyklen.

Der Brennfleckdurchmesser beeinflusst zudem die Wechselwirkungszeit von Laserstrahl und Werkstoff, wie nach Gleichung (2.8) (S. 16) spezifiziert wurde. Eine Reduktion des Strahldurchmessers stabilisiert somit den Abtragmechanismus (LÜTKE 2011, S. 57), da durch die kürzere SSI, zumindest für die typischen Wechselwirkungszeiten des RAC, die Schmelzefilmstärke reduziert wird (HÜGEL & GRAF 2009, S. 335). Die Folge ist ein hoher Temperaturgradient innerhalb der Schmelze, welcher den Werkstoffabtrag sicherstellt.

Als Resultat der thermischen Vorbetrachtungen von LÜTKE (2011, S. 33) zum RAC wurde ein Durchmesser der Strahltaile von unter 100  $\mu\text{m}$  als sinnvoll erachtet. In der betrachteten Literatur wurde dieser Grenzwert häufig berücksichtigt, wobei der Fokusbrennfleck Durchmesser vorwiegend zwischen 16,5  $\mu\text{m}$  (KOHL ET AL. 2018) und 78  $\mu\text{m}$  (EBERT ET AL. 2009) lag. Lediglich

ULLMANN ET AL. (2016) erweiterten diese Grenze und berücksichtigten in ihren Untersuchungen zur Topografiemodifikation Durchmesser von 115  $\mu\text{m}$  und 120  $\mu\text{m}$ , wobei u. a. Oberflächenstrukturen entstanden sind, die trotz einer gerichteten Bearbeitungstrajektorie keine Vorzugsrichtung mehr aufwiesen.

#### **Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks $v_L$**

Eine indirekte Proportionalität besteht zwischen der Wechselwirkungszeit und der Vorschubgeschwindigkeit (LÜTKE 2011, S. 23). Für die Vorschubgeschwindigkeit hat sich auch der Begriff der Scangeschwindigkeit als Synonym etabliert (MUSIOL 2015, S. 14). Aufgrund des Zusammenhangs zur Wechselwirkungszeit gelten ähnliche physikalische Zusammenhänge wie bereits für den Durchmesser des Laserbrennflecks beschrieben.

Eine Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit bewirkt eine Erhöhung der Wechselwirkungszeit, der Schmelzefilmdicke und folglich der Abtragtiefe (LÜTKE 2011, S. 69). Der Werkstoffabtrag wandelt sich von einem vorwiegend verdampfungsbasierten Prozess bei hohen Brennfleckgeschwindigkeiten zu einem stark von Schmelze gekennzeichneten Prozess bei reduzierten Geschwindigkeiten (RÖSNER 2014, S. 59). Die Verdampfungsrate konnte durch MUSIOL (2015, S. 61–63) in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit mithilfe einer linearen Regression modelliert werden. Das Modell zeigt, dass eine kritische Vorschubgeschwindigkeit existiert, unterhalb derer kein Verdampfen des Werkstoffs stattfindet und der Werkstoffabtrag somit zum Erliegen kommt. Damit konnten die Ergebnisse von MAHRLE ET AL. (2010) und LÜTKE (2011, S. 57) bestätigt werden, wie in Abbildung 3-4 ersichtlich wird. Der von Schmelze dominierte Bereich, in dem nur ein teilweiser Abtrag erfolgt, wurde von MAHRLE ET AL. (2010) und BEYER ET AL. (2012) als Übergangsbereich bezeichnet. Oberhalb der kritischen Vorschubgeschwindigkeit ergibt sich ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen Abtragtiefe und Scangeschwindigkeit, der von MUSIOL (2015, S. 78) durch eine Potenzfunktion angenähert wurde.

Der Wertebereich der Vorschubgeschwindigkeit vergangener Untersuchungen umfasste 1,7 m/s (LÜTKE 2011) bis 100 m/s (ULLMANN ET AL. 2016), die mittels Schwingspiegel-Scanneroptiken umgesetzt wurden. Neben der Schwingspiegel-Methode nutzten ULLMANN ET AL. (2016) auch die Polygonspiegel-Technik und konnten damit sogar Geschwindigkeiten von bis zu 800 m/s für die Analyse des Abtragverhaltens untersuchen.

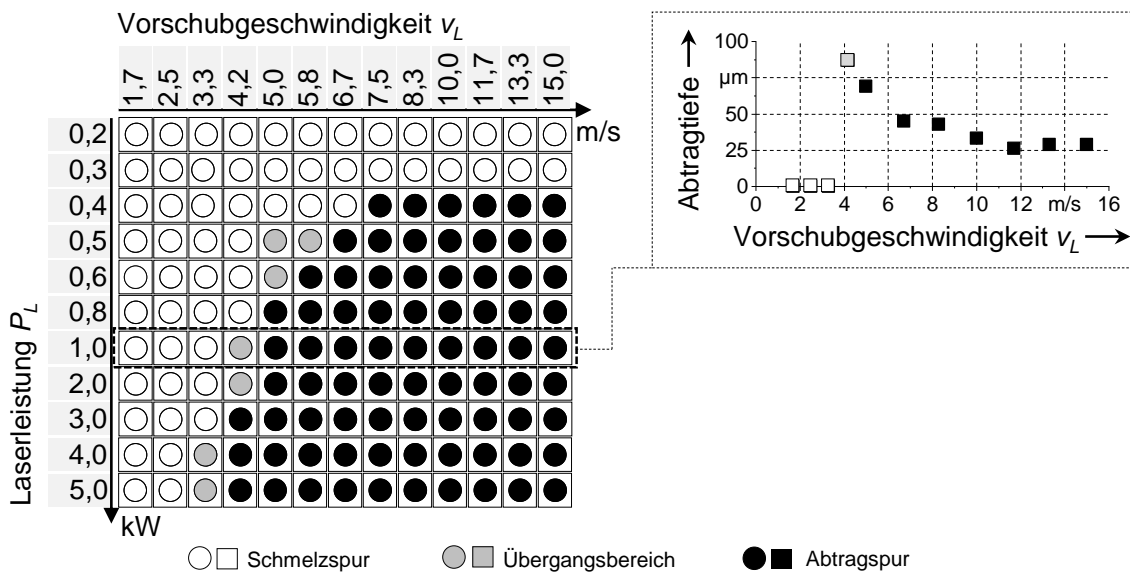


Abbildung 3-4: Prozesskategorisierung des RAC und die Abtragtiefe pro Abtragzyklus in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  (Edelstahl 1.4301;  $\lambda = 1060\text{--}1070$  nm;  $d_{fok} = 25$   $\mu\text{m}$  in Anlehnung an LÜTKE (2011, S. 52–54)

### Anzahl der Abtragzyklen durch den Laserstrahl $n_L$

Abtragzyklen sind die Anzahl der Bestrahlungen durch den Laserstrahl an einem Ort der Werkstoffoberfläche. Durch die wiederholte Bearbeitung kann die Abtragtiefe lokal erhöht werden, solange die entstehende Schmelze aus der Schnittfuge entfernt wird (MUSIOL 2015, S. 75–78). Eine Abtragtiefe von 1,0 mm bis 1,2 mm stellte dabei häufig die Grenze vergangener Untersuchungen dar (LÜTKE 2011, S. 71). Unterhalb des Grenzwerts kann der Zusammenhang zwischen Abtragtiefe und Abtragzyklen durch ein lineares Modell approximiert werden (MUSIOL 2015, S. 75–78).

Die Anzahl der Abtragzyklen wirkt sich zusätzlich auf die Prozessgeschwindigkeit aus. Die Scangeschwindigkeit kann nur bei einem einzigen Abtragzyklus als direkte Kenngröße für die Prozessgeschwindigkeit herangezogen werden. Bei mehrfachen Abtragzyklen ist die effektive Schnittgeschwindigkeit zu berücksichtigen, welche die Scangeschwindigkeit und die Anzahl der Abtragzyklen ins Verhältnis setzt, um die Dauer des Prozesses bewerten zu können (LÜTKE ET AL. 2009). Zwar sind diese Zusammenhänge von Schneidanwendungen abgeleitet, dennoch ist eine Relevanz für die Oberflächenvorbehandlung gegeben. RÖSNER (2014) nutzte wiederholte Abtragzyklen gezielt, um für die Oberflächenvorbehandlung Schnittfugen mit spezieller Geometrie zu erzeugen. Durch eine geeignete Kombination der Laserparameter und der Anzahl der Abtragzyklen konnte die gezielte Erstarrung von

Schmelze an den Schnittfugenwänden bewirkt werden, welche eine tropfenförmige Geometrie induzierte (Abbildung 3-5b). Um diesen Prozess reproduzierbar durchzuführen und ein ausreichendes Ablagerungsvolumen zu erreichen, empfahl der Autor, mindestens drei Abtragzyklen pro Schnittfuge vorzunehmen. Die resultierenden Hinterschneidungen an der Metalloberfläche hatten einen positiven Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit und die Langzeitstabilität der getesteten MKV.

#### **Einstrahlwinkel des Laserbrennflecks $\varepsilon$**

Der Einstrahlwinkel des Laserstrahls ist der Winkel zwischen der Laserstrahl-Hauptachse und der Oberflächennormalen in der WWZ. Das Absorptionsverhalten (HÜGEL & GRAF 2009, S. 128) und die Strahlungsintensität auf der Oberfläche (RUDLAFF 1993, S. 66 f.) hängen von dieser Größe ab und beeinflussen die Wirkung im Werkstoff. SAKAI ET AL. (2020) und ENGELMANN ET AL. (2016) konnten eine Veränderung der Schnittfugengeometrie in Abhängigkeit vom Einstrahlwinkel feststellen, wobei zweitgenannte Autoren den Wirkzusammenhang nutzten, um die Topografie des Metalls hinsichtlich der Kunststoffanbindung zu untersuchen. Ähnlich zur Arbeit von RÖSNER (2014), der mehrfache Abtragzyklen umsetzte, verfolgten die Autoren das Ziel, Hinterschneidungen infolge der Laserbearbeitung zu intensivieren und die Standardform aus Abbildung 3-5a hinsichtlich der Verbindungseigenschaften zu verbessern. Die Öffnung einer Schnittfuge folgte dem Einstrahlwinkel, sodass unsymmetrische Schnittfugen entstanden, wie in Abbildung 3-5c dargestellt ist. Aufgrund der verstärkten Reflexion der Laserstrahlung an der Werkstoffoberfläche mussten bis zu sieben Abtragzyklen realisiert werden, um bei unterschiedlichen Einstrahlwinkeln eine geeignete Abtragtiefe zu erhalten. Durch die entstehenden Hinterschneidungen konnte die Verbindungsfestigkeit der MKV unter verschiedenen Belastungsrichtungen erhöht werden.

Obwohl bereits versucht wurde, die Verbindungsfestigkeit numerisch mithilfe eines Schnittfugenmodells (Abbildung 3-5d) abzuschätzen, wurde noch kein quantitativer Zusammenhang zwischen der Form und Größe der Hinterschnittvolumina und der Verbindungsfestigkeit in den genannten Literaturquellen hergestellt. Dies liegt nicht zuletzt daran, dass die detaillierte Erfassung überhängender Geometriemerkmale mittels vieler Messmethoden nicht direkt möglich ist. Eine Möglichkeit wird in der Arbeit von OLSSON (2019) beschrieben. Dieser hat unter der Nutzung von Mikro-Computer-Tomographie-Aufnahmen eine computergestützte Methode entwickelt, um auch für komplexe Oberflächen den Anteil der Hinterschneidungen an der Topografie zu bestimmen. Senkrechte Schnitte zur



Oberfläche waren dabei der Ausgangspunkt für die punktweise Auswertung der Orientierung des Normalenvektors an der Werkstoffoberfläche, wodurch die Oberflächengeometrie charakterisiert werden konnte.

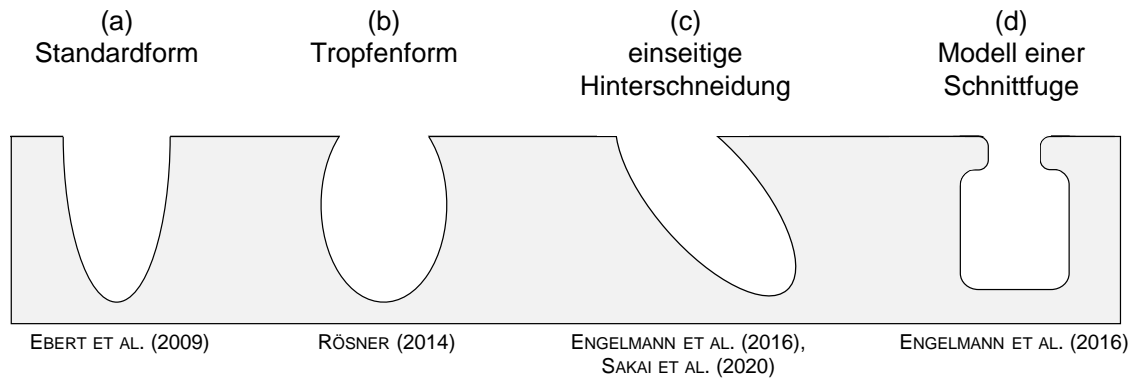


Abbildung 3-5: Schemata erzeugter und modellierter Schnittfugengeometrien des RAC nach dem Stand der Technik und Forschung

Die genannten Prozessparameter wurden in vergangenen Untersuchungen somit nicht nur variiert, um Beschreibungsmodelle für die entstehende Schnittfugengeometrie zu entwickeln, sondern diese wurden weiterführend für die Steigerung der Prozessgeschwindigkeit oder der Verbindungsfestigkeit zwischen Metall und Kunststoff genutzt. Für eine vollständige Prozessauslegung ist die Festlegung der Prozessparameter jedoch nur ein Teilaspekt. Zusätzlich ist die Trajektorie des Laserbrennflecks entscheidend, anhand derer definiert wird, wie der Laserbrennfleck über die Oberfläche geführt wird und an welchen Stellen der Werkstoffabtrag erfolgt. Erst dadurch entsteht eine flächige Bearbeitung.

### 3.3.4 Prozessführungen zur Modifikation der Topografie

Im Gegensatz zur Anwendung des RAC als Trennverfahren erfolgt die Modifikation der Oberfläche nicht entlang einer Schnittkontur. Eher ist eine flächige Bearbeitung durch die Reihung und Überlagerung einzelner Schnittfugen zielführend, um die Topografie für eine verbesserte Anbindung an den Kunststoff vorzubereiten. Für eine mehrdimensionale Bearbeitung sind die in Unterabschnitt 3.3.3 vorgestellten Prozessparameter um die Bearbeitungstrajektorie und die -strategie zu ergänzen. Die Trajektorie spezifiziert im mathematischen Sinne die geometrische Kurve des Laserbrennflecks auf der Oberfläche des Werkstücks, die Bearbeitungsstrategie die zeitliche Abfolge, mit der die Trajektorie durchlaufen wird.

### Trajektorien zur flächigen Bearbeitung

Zur Modifikation der Topografie haben sich drei Typen von Trajektorien etabliert, welche in Abbildung 3-6 dargestellt sind. Der erste Typ zeichnet sich durch die parallele Reihung einzelner linearer Schnittfugen aus (Abbildung 3-6a). Durch den Abstand  $d_L$  zwischen zwei Schnittfugen kann die Strukturdicke eingestellt werden (ROESNER ET AL. 2011a). Durch die Anzahl der Schnittfugen, deren Länge und deren Abstand zueinander ist die Strukturierungsfläche festgelegt. Auch wenn bei MKV bisher keine quantifizierbare Abhängigkeit der Zugscherfestigkeit (ENGELMANN ET AL. 2015) und der Biegefestigkeit (RÖSNER 2014, S. 108) von der relativen Winkellage der Strukturen zur Belastungsrichtung festgestellt wurde, konnte die Verbindungsfestigkeit durch den zweiten Typ der Trajektorien weiter gesteigert werden. Die Art der Trajektorie ordnet die Schnittfugen unter einem Winkel von  $90^\circ$  zueinander an (Abbildung 3-6b). Fertigungstechnisch wird dies durch die Überlagerung zweier senkrecht zueinander ausgerichteter Schnittfugenreihen erzeugt. Dabei werden die verschiedenen Orientierungen der Schnittfugen sequentiell abgearbeitet. HECKERT & ZAEH (2014) erweiterten den Ansatz und ordneten die Schnittfugen in einem Winkel von  $60^\circ$  und  $120^\circ$  zueinander an, sodass gleichseitige Dreiecke entstanden (Abbildung 3-6c). Das Ziel der dreifachen Winkelorientierung war es, die Topografie weiter zu homogenisieren.

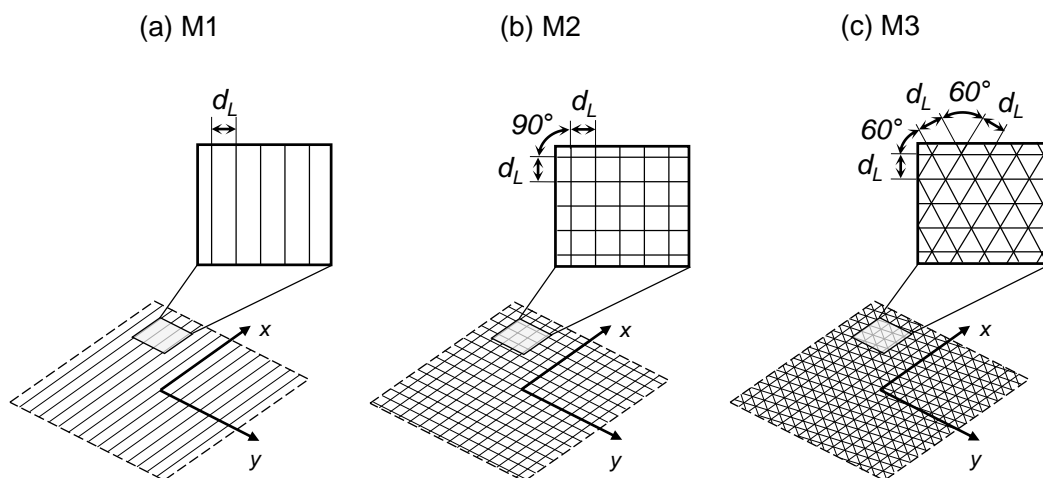


Abbildung 3-6: Trajektorien des RAC zur Modifikation der Topografie für das thermische Fügen von Metall-Kunststoff-Verbindungen

Der Laserbrennfleck durchläuft die beschriebenen Trajektorien, indem die einzelnen Linien einer Orientierung chronologisch gereiht werden. Am Ende jeder Linie wird die Emission der Laserstrahlung unterbrochen und die Scanneroptik richtet die Spiegel derart aus, dass der Laserbrennfleck über die benachbarte Linie geführt werden kann. Während dieser Ausgleichsbewegung erfolgt also keine Bearbeitung der Oberfläche, weshalb die Trajektorien dieser Art im Folgenden mit dem Begriff „diskontinuierlich“ bezeichnet werden.

Um dennoch eine hohe Produktivität zu erreichen, wird häufig eine bidirektionale Bearbeitungsstrategie angewendet. Diese Strategie sieht vor, benachbarte Schnittfugen in entgegengesetzter Richtung zu durchlaufen, sodass die vom Brennfleck zurückzulegenden Strecken und somit die Zeiten der Ausgleichsbewegungen gegenüber einer unidirektionalen Bewegung des Laserbrennflecks reduziert werden. Die unidirektionale Bearbeitung sieht vor, dass jede Linie einer Orientierung in gleicher Richtung durchfahren wird. Bei hohen Geschwindigkeiten des Laserbrennflecks kann dies zwar zu einer höheren Bahngenauigkeit führen, die Flächenraten der bidirektionalen Bearbeitung werden allerdings nicht erreicht. (LORENZ 2009, S. 68)

Die genannten Bearbeitungsstrategien ermöglichen Flächenraten, die deutlich oberhalb derer konventioneller laserbasierter Verfahren liegen. RÖSNER (2014, S. 124) erreichte eine Flächenrate von bis zu 1500 mm<sup>2</sup>/s, obwohl die Schnittfugengeometrie durch mehrfache Abtragzyklen angepasst wurde. ULLMANN ET AL. (2016) konnten mit dem Prozess des RAC Flächenraten von bis zu 15100 mm<sup>2</sup>/s erzielen. Aufgrund der hohen Geschwindigkeit des Laserbrennflecks wurde jedoch kein signifikanter Werkstoffabtrag erzielt. Eine Anwendung als Vorbehandlung zum Fügen von Metall-Kunststoff-Verbindungen war demnach nicht das Ziel der Untersuchungen.

#### **Ansätze zur Skalierung des Laserprozesses**

Die Flächenrate des Vorbehandlungsprozesses ist eine relevante Kenngröße zur Bewertung der Produktivität, insbesondere wenn es sich um großformatige<sup>5</sup> Bearbeitungsflächen handelt. Je schneller eine Bearbeitung durchgeführt wird, desto geringer ist die Betriebsmittel-Grundzeit<sup>6</sup> nach REFA (1978, S. 48) und höhere Stückzahlen pro Zeiteinheit können auf einer Bearbeitungsanlage realisiert werden. Bei Bearbeitungen innerhalb des Arbeitsfelds der Scanneroptik wird die Flächenrate maßgeblich durch die gewählte Trajektorie und die Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks bestimmt. Ist eine Bearbeitungsaufgabe gefordert, bei der die Bearbeitungsfläche die Größe des Arbeitsfelds der Scanneroptik in mindestens einer Dimension übersteigt, so muss die Prozessführung angepasst werden, um den

---

<sup>5</sup> Definition des Begriffs „großformatig“: Mindestens eine Dimension der Bearbeitungsfläche übersteigt den Arbeitsraum der Scanneroptik.

<sup>6</sup> Definition des Begriffs „Betriebsmittel-Grundzeit“: „Die Betriebsmittel-Grundzeit besteht aus der Summe der Soll-Zeiten aller Ablaufabschnitte, die für die planmäßige Ausführung eines Ablaufes durch das Betriebsmittel erforderlich sind; sie bezieht sich auf die Mengeneinheit 1.“ (REFA 1978, S. 48)

Arbeitsraum zu vergrößern. Die Ansätze zur Erweiterung des Arbeitsraums sehen grundsätzlich zwei Maßnahmen vor:

- Eine Möglichkeit besteht darin, das Arbeitsfeld durch den optischen Aufbau des Scansystems zu vergrößern, wie in Abbildung 3-7a dargestellt ist. Wichtige optische Parameter sind dabei die Brennweite und die Apertur der Scanneroptik, welche u. a. den Fokusbereich (HÜGEL & GRAF 2009, S. 36) und die Arbeitsfeldgröße (ULLMANN ET AL. 2016) bestimmen. ULLMANN ET AL. (2016) verglichen in ihren Untersuchungen zur Oberflächenstrukturierung von Metallen verschiedene Brennweiten, um einen Prozess mit hoher Flächenrate zu erzielen. Indem die Brennweite bei konstanter Strahleintrittsapertur des Optiksystems gesteigert wurde, konnten die Arbeitsfeldmaße bis zu Abmessungen von 700 mm x 700 mm erweitert werden. Gleichzeitig vergrößerte sich jedoch der resultierende Fokusbereich auf über 110 µm. Insbesondere die Beeinflussung des Fokusbereichs wirkt sich auf die Intensität des Laserstrahls und somit auf die Prozessmechanismen des Werkstoffabtrags beim RAC aus, wie in Unterabschnitt 3.3.3 erläutert. Der Skalierung des Arbeitsraums durch die Anpassung der Optik von Scansystemen hat somit systemtechnische und prozesstechnische Grenzen.
- Eine weitere Lösung bietet die Kombination einer Scanneroptik und einer externen Kinematik, die eine Relativbewegung zwischen dem Werkstück und dem Optiksysteem ermöglicht. Ob dabei das Werkstück, das Optiksysteem oder beide Komponenten bewegt werden, ist für die Erweiterung des Arbeitsraums unerheblich, für die Abstimmung und Steuerung der Komponenten ist dies jedoch zu berücksichtigen. Nach MUSIOL (2015, S. 26 f.) kann grundsätzlich zwischen einer sequentiellen Bearbeitung (Abbildung 3-7b) und einer simultanen Bearbeitung (Abbildung 3-7c) unterschieden werden. Während bei der sequentiellen Bearbeitung die lokale Bewegung des Laserstrahls durch die Spiegel der Scanneroptik und die globale Bewegung des Optiksystems nacheinander durchgeführt werden, erfolgen die Bewegungsabläufe der Komponenten bei der simultanen Bearbeitung synchron. In der Lasermaterialbearbeitung hat sich im ersten Fall der Begriff „Patchen“, im zweiten Fall der Ausdruck „On-the-fly-Bearbeitung“ etabliert.

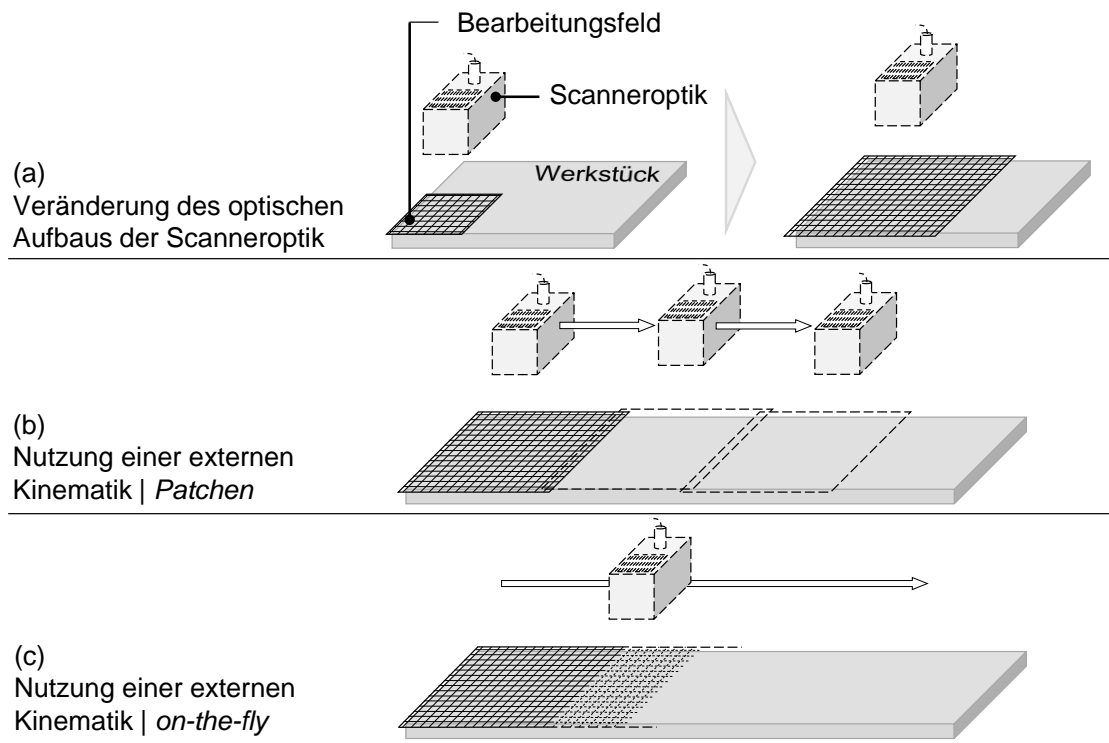


Abbildung 3-7: Ansätze zur Vergrößerung des Arbeitsbereichs einer Scanneroptik

Die für das Patchen typische Aufteilung der gesamten Bearbeitungsfläche in kleinere Teilflächen, deren Größe das Arbeitsfeld der Scanneroptik nicht übersteigt, ist eine einfache Möglichkeit, großformatige Oberflächen zu bearbeiten. Durch die stetig wiederkehrende Globalbewegung der Kinematik zwischen den Teilflächen, bei der keine Bearbeitung der Werkstückoberfläche stattfindet, werden jedoch Produktivitätsverluste induziert (LÜTKE ET AL. 2009). Die sukzessive Bearbeitung erfordert zudem eine minimale Überlappung der Teilflächen, um die gesamte Oberfläche lückenlos zu erfassen, und eine hohe Positioniergenauigkeit der Teilflächen zueinander (LÜTKE ET AL. 2009). Die Nachteile werden bei der On-the-fly-Methode kompensiert, da die lokalen und globalen Bewegungskomponenten parallelisiert werden. Es handelt sich dementsprechend um eine Bearbeitungsfläche, die durch den Laserstrahl kontinuierlich abgearbeitet wird, wodurch die Nebenzeiten des Prozesses im Vergleich zum Patchen signifikant reduziert werden (ZAEH ET AL. 2010a). Die Abstimmung und Synchronisierung von Kinematik- und Optikbewegung erfordern jedoch eine sehr aufwendige Programmierung, um die kinematisch überbestimmte Bewegungskopplung zu realisieren (MUSIOL 2015, S. 27). Ansätze für die Programmierung bei der scannerbasierten Lasermaterialbearbeitung wurden bereits geschaffen, wie beispielsweise von HATWIG (2014) gezeigt.

Welcher der beiden Ansätze vorteilhaft ist, stellten BLIEDTNER ET AL. (2013, S. 170) heraus und beschrieben die Kopplung eines Robotersystems, als globales Kinematiksystem, mit einem dadurch bewegten Optiksistem als ideale Verbindung für die Lasermaterialbearbeitung. Eine Scanneroptik ermöglicht sehr hohe Prozessgeschwindigkeiten des Laserstrahls und der Roboter stellt durch den großen erfassbaren Arbeitsraum und die große Bewegungsfreiheit einen flexiblen Manipulator für die Vergrößerung des Arbeitsraums dar. ZAEH ET AL. (2010a) untersuchten die Wiederholgenauigkeit, die Geschwindigkeit und das Zusammenspiel der Systemkomponenten und bewerteten die Genauigkeit des Systems als ausreichend für das Remote-Laserschneiden. Somit können kommerzielle Industrieroboter für die On-the-fly-Bearbeitung genutzt werden.

#### 3.4 Zusammenfassung

Durch die gezielte Modifikation der Topografie des Metalls können die Verbindungseigenschaften zum Kunststoff verbessert werden. Neben additiven und reallokativen Verfahren konzentrieren sich wissenschaftliche Arbeiten vorwiegend auf subtraktive Verfahren.

Insbesondere das Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden ist ein Prozess zur Oberflächenvorbehandlung von Metallen, mit dem eine signifikante Festigkeitssteigerung einer Verbindung mit Kunststoff erzielt werden kann. Der Abtragprozess bietet die Chance, die Topografie des Metalls geometrisch flexibel und produktiv zu modifizieren, und dies bei hoher energetischer Prozesseffizienz. Das Volumen und die Geometrie resultierender Schnittflächen hängen vom Betrag der Energiedeposition, der Intensität des Laserbrennflecks und der Wechselwirkungszeit ab. Die Bewegung des Laserstrahls entlang einer definierten Trajektorie ermöglicht eine flächige Bearbeitung. Müssen großformatige Prozessflächen bearbeitet werden, bieten sich das Patchen und die On-the-fly-Bearbeitung zur Erweiterung des Arbeitsraums an. Systemtechnisch ist die Kombination aus einem Robotersystem als externe Kinematik für das Optiksistem und einer Scanneroptik für die lokale Bearbeitung vorteilhaft.

Die wissenschaftlichen Untersuchungen zur LOVB für MKV konzentrierten sich bisher auf meist kleine und ebene Prozessflächen. Zur Anwendung der Technologie im industriellen Umfeld wurde vorwiegend die Verbesserung der Festigkeitseigenschaften der MKV fokussiert. Zwar ist die Wirkung der Einflussgrößen des Laserprozesses auf die Topografiegestaltung bekannt, eine konkrete Hilfestellung, wie diese für die spezifische Aufgabenstellung festzulegen sind, existiert jedoch nicht. Zudem waren weitere Aspekte, die zum industriell-

len Technologietransfer beitragen, kaum Teil der Forschungsarbeiten. So sind die Problemstellungen, die im Zusammenhang mit großformatigen und geometrisch komplexen Prozessflächen bestehen, nicht ausreichend gelöst und die Prozessauslegung nicht ausreichend für industrielle Unternehmen vorbereitet. Diese Defizite sollen im folgenden Kapitel detailliert erläutert und es soll auf dieser Basis die Zielstellung und das Vorgehen der Arbeit abgeleitet werden.





## 4 Forschungsansatz

### 4.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird der Stand der Technik aufgegriffen und hinsichtlich großformatiger und geometrisch komplexer Bearbeitungsaufgaben analysiert. Hierzu werden Defizite aktueller Prozessführungen des RAC identifiziert und der Handlungsbedarf abgeleitet. Auf dieser Basis wird die Zielsetzung der Arbeit formuliert und das wissenschaftliche Vorgehen erläutert, um das definierte Forschungsziel methodisch und strukturiert zu erreichen.

### 4.2 Defizite aktueller Prozessführungen bei großformatigen Prozessflächen

Die Laservorbehandlung von Metallen mittels RAC ist bisher auf wenige Arten von Trajektorien beschränkt. Diese zeichnen sich durch die Reihung und Überlagerung einzelner Linien aus. Prozessflächen, deren Dimensionen das Arbeitsfeld der Scanneroptik übersteigen, können durch den Einsatz externer Kinematiken (wie z. B. von Industrierobotern) bearbeitet werden. Dennoch ist die Abstimmung der lokalen, hochdynamischen Bewegung des Laserbrennflecks durch die Scanneroptik entlang etablierter Trajektorien mit der globalen Kinematikbewegung eine komplexe Problemstellung, deren Lösung bisher scheitert, wenn geometrisch komplexe Prozessflächen vorzubehandeln sind.

#### 4.2.1 Defizit 1 | Einschränkung der vollständigen Bearbeitbarkeit von Prozessflächen

Wie in Unterabschnitt 3.3.4 erläutert, ist für die Umsetzung eines möglichst produktiven Prozesses die On-the-fly-Bearbeitung gegenüber der sequentiellen Prozessführung vorteilhaft. Die Synchronisation der Kinematikbewegung und der Bewegung des Laserbrennflecks infolge der Ablenkung durch die Scanneroptik wurde jedoch als schwer zu bewältigende

Herausforderung identifiziert. Werden die Trajektorien des RAC für die Eignung hinsichtlich des simultanen On-the-fly-Bearbeitungsprinzips betrachtet, so werden die Probleme deutlich. Theoretisch eignet sich lediglich eine einfache Reihung paralleler Schnitffugen aus Abbildung 3-6a (S. 54) für die kontinuierliche Prozessführung. Da hierbei die Bewegungen der Kinematik und der Scannerspiegel kombiniert werden, muss sichergestellt sein, dass alle gewünschten Bearbeitungsbereiche zum Bearbeitungszeitpunkt durch das Arbeitsfeld der Scanneroptik abgedeckt sind. Dies wird ungleich herausfordernder, wenn der Winkel zwischen den Schnitffugen und der Bewegungsrichtung der Kinematik reduziert wird. Dies wird in Abbildung 4-1 schematisch durch den Vergleich der zwei Grenzfälle der Schnitffugenorientierung veranschaulicht.

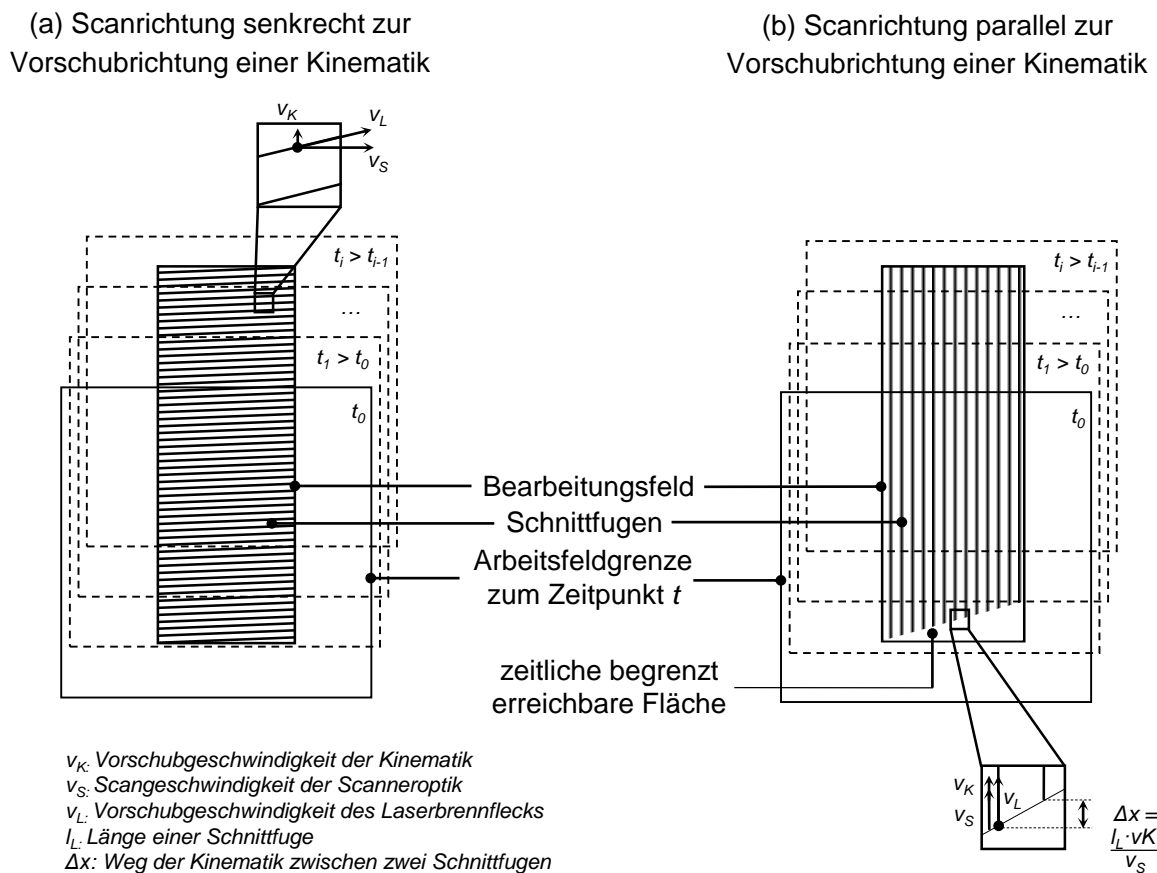


Abbildung 4-1: Herausforderungen bei der Kombination diskontinuierlicher Bearbeitungstrajektorien mit der On-the-fly-Bearbeitung

In Abbildung 4-1a verlaufen die Schnitffugen annähernd senkrecht zur Vorschubrichtung der Kinematik. Eine Verzerrung der Schnitffugen in die Bewegungsrichtung der Kinematik ist aufgrund der hohen Scangeschwindigkeit gering und wäre theoretisch durch eine definierte Gegenorientierung der Schnitffugen ausgleichbar, sodass der Geschwindigkeitsvek-

tor  $v_L$  des Laserbrennflecks ideal normal zur Kinematikbewegung wäre. Durch die Anpassung der Kinematikgeschwindigkeit  $v_K$  in Abhängigkeit von der Länge einer Schnittfuge und der Scangeschwindigkeit der Scanneroptik  $v_S$  kann vermieden werden, dass Bereiche des Bearbeitungsfelds unbearbeitet bleiben. Für jede Schnittfuge ist sichergestellt, dass ihre gesamte Strecke durch das Arbeitsfeld zum Bearbeitungszeitpunkt  $t$  abgedeckt ist.

Werden dagegen die Schnittfugen in Richtung der Kinematikbewegung orientiert, wie in Abbildung 4-1b dargestellt, so können Bereiche entstehen, die für den Laserbrennfleck nicht erreichbar sind. Der Grund hierfür ist, dass die Kinematik während der Zeit für die Bearbeitung einer Schnittfuge um die Wegstrecke  $\Delta x$  bewegt wird. Eine Verschiebung der Schnittfugen kann zwar durch eine Anpassung der Scanbewegung kompensiert werden, diese Abstimmung stellt jedoch eine zusätzliche Anforderung bei der Prozessauslegung dar. Bei Bearbeitungsaufgaben mit einer hohen Anzahl an Bearbeitungslinien scheitert zudem dieser Ansatz. Die Wegstrecke erhöht sich mit der Anzahl der Schnittfugen und kann somit dazu führen, dass der Startpunkt einer Linie, die zu einem fortgeschrittenen Zeitpunkt  $t_i$  bearbeitet werden soll, nicht mehr durch das Arbeitsfeld der Scanneroptik abgedeckt wird. Somit würden Teilbereiche der Oberfläche unbearbeitet bleiben.

Schnittfugen verschiedener Orientierung, die in Abbildung 3-6b und c (S. 54) gezeigt wurden, sind angesichts der oben erwähnten Problemstellung nicht sinnvoll umsetzbar. Die zeitliche Restriktion erlaubt, wenn überhaupt, nur in Sonderfällen die vollständige Bearbeitung einer Prozessfläche. Die Abstimmung zwischen Scanneroptik und Kinematik und das Einrichten des Prozesses werden zunehmend herausfordernder, je komplexer die Geometrie der Bearbeitungsfläche ist. Insbesondere eine geometrische Veränderung der Bearbeitungsfläche entlang der Bewegungsbahn der Scanneroptik und eine Richtungsänderung der Kinematik erfordern eine aufwendige, zeitabhängige oder zustandsabhängige Programmierung oder zusätzliche Sensoriksysteme, um den aktuellen Zustand der Bearbeitung erfassen und verarbeiten zu können. Daraus leitet sich ab:

**Defizit 1 | Die vorgestellten diskontinuierlichen Trajektorien sind beim RAC nur schwer oder nicht mit einer On-the-fly-Bearbeitung kombinierbar.**

### 4.2.2 Defizit 2 | Defokussierung des Laserbrennflecks

Neben der On-the-fly-Bearbeitung unterliegt auch die sequentielle Bearbeitung einigen hinderlichen Rahmenbedingungen. Allen voran ist die Flexibilität des Fertigungsprozesses eingeschränkt. Unter dem Begriff der Flexibilität wird in diesem Zusammenhang die An-

passungsfähigkeit der Fokusslage durch die Scanneroptik gegenüber dreidimensionalen Bearbeitungsflächen verstanden. Durch eine geeignete Positionierung einzelner Teilbearbeitungen oder durch den Einsatz einer 3-D-Scanneroptik können zusammengesetzte Bearbeitungsaufgaben mit Höhen- und Winkelversatz sequentiell umgesetzt werden. Gekrümmte Flächen oder Freiformflächen sind dagegen nicht ohne Weiteres ohne Inkaufnahme einer Defokussierung des Laserstrahls bearbeitbar, wie in Abbildung 4-2 schematisch dargestellt ist. Zwar wird das Arbeitsfeld der Scanneroptik vor dem Einsatz kalibriert, um die Positionierung der Fokusslage zu definieren, die Dynamik des positionierenden Linsensystems ist im Vergleich zur Dynamik der Schwingspiegel jedoch stark begrenzt. Typischerweise wird das Arbeitsfeld so kalibriert, dass sich der Laserfokus innerhalb einer Ebene bewegt, wie in Abbildung 4-2a angenommen. Daneben kann das Arbeitsfeld formspezifisch kalibriert werden, wie in Abbildung 4-2b am Beispiel der Teilfläche 1 gezeigt ist.

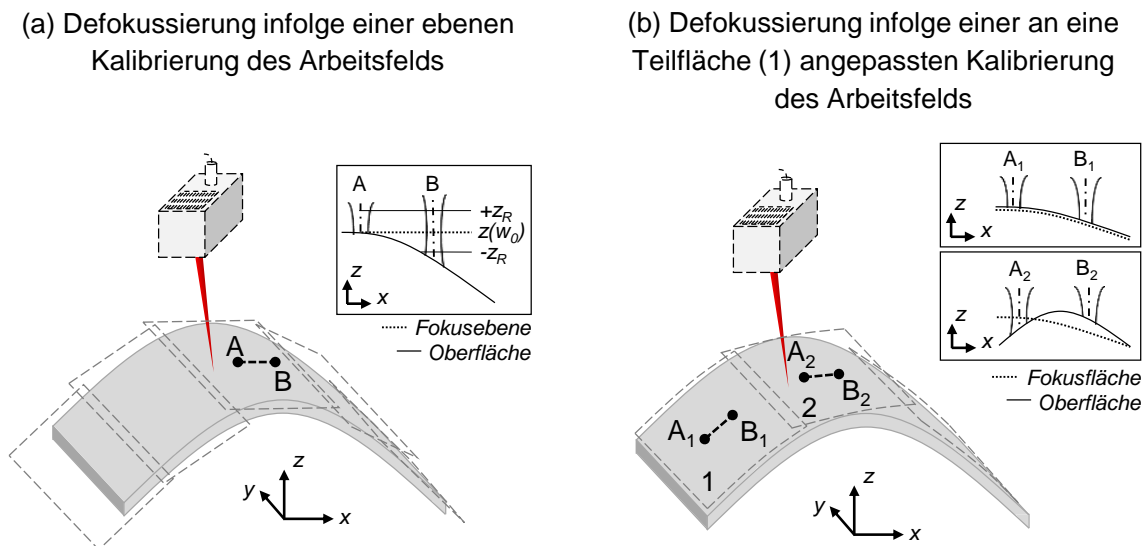


Abbildung 4-2: Defokussierung des Laserstrahls bei der sequentiellen Bearbeitung

In beiden Fällen besteht die Gefahr, die Prozessmechanismen des Werkstoffabtrags durch die Defokussierung des Laserstrahls negativ zu beeinflussen. Dies tritt auf, wenn die vertikale Position der Strahlmitte  $z(w_0)$  von der vertikalen Position der zu bearbeitenden Oberfläche abweicht. Als Grenze der Abweichung, ab der der Werkstoffabtrag nicht mehr prozesssicher erfolgt, kann die Rayleighlänge angenommen werden, wie in Unterabschnitt 3.3.3 bereits angemerkt wurde.

Bei einem ebenen Arbeitsfeld kann die Abweichung zur Fokusslage zwar durch die Verkleinerung der Teilflächen reduziert werden, da es jedoch zwischen den Teilbearbeitungen einer Neupositionierung der Scanneroptik oder des Werkstücks bedarf, steht diesem Ansatz die geforderte Produktivität des Prozesses entgegen. Ein formangepasstes Arbeitsfeld ist

demgegenüber zwar bezüglich der kalibrierten Referenzteilfläche vorteilhaft, innerhalb weiterer Teilflächen kann dennoch eine Defokussierung auftreten, wie in Abbildung 4-2 anhand der Referenzfläche 1 und einer weiteren Fläche 2 ersichtlich ist.

Über die Kalibrierung des Arbeitsfelds hinaus kann die Höhenposition des Laserfokus auch flexibel innerhalb der Programmierung der Arbeitsaufgabe an die spezifische Oberfläche angepasst werden. Möglichkeiten, eine Oberflächengeometrie zu erfassen und diese datentechnisch für das Optiksysteem verarbeitbar zu machen sowie abhängig davon die Fokussierlinse anwendungsspezifisch zu steuern und letztendlich die Fokussierbewegung der Linse auch ausreichend dynamisch ausführen zu können, sind bisher nicht Stand der Technik. Eine solche Anpassung erfordert eine anspruchsvolle Programmierung und ist spezifisch für jede Oberflächengeometrie. Daraus leitet sich ab:

**Defizit 2 | Die typischen Kalibrierungsansätze für das Arbeitsfeld der Scanneroptik können bei der Nutzung von diskontinuierlichen Trajektorien durch die Defokussierung des Laserbrennflecks zu einer nachteiligen Prozessbeeinflussung beim RAC führen.**

### 4.2.3 Defizit 3 | Nebennutzungszeiten aus Trajektorie und Prozessführung

Ein weiterer Aspekt, der für den industriellen Transfer berücksichtigt werden muss, ist die Fläche, die pro Zeiteinheit bearbeitet werden kann. Wenngleich auch weitere Tätigkeiten, wie das Einlegen, das Spannen oder das Weiterführen der Metallkomponenten in der Produktionslinie, Einfluss auf die Betriebsmittel-Grundzeit haben, so sollen sich die folgenden Betrachtungen auf die Dauer der Laserbearbeitung beschränken, d. h. das Zeitintervall von der ersten bis zur letzten Spiegelbewegung der Scanneroptik.

Die Betriebsmittel-Grundzeit der Vorbehandlung summiert sich nach REFA (1978, S. 48) aus der Hauptnutzungs-<sup>7</sup>, der Nebennutzungs-<sup>8</sup> und der Brachzeit<sup>9</sup>, wobei nur die Hauptnutzung eine unmittelbare Wertschöpfung des Betriebsmittels im Sinne seiner Zweckbestimmung vorsieht. Die Summe und das Verhältnis der Zeitanteile zueinander bestimmen die Effizienz der Bearbeitung. Um die Produktivität des Prozesses zu optimieren, gilt es, die Hauptnutzungszeit zu maximieren und die weiteren Zeitanteile zu minimieren. Auf dieser

---

<sup>7</sup> „Die Hauptnutzung ist eine planmäßige, unmittelbare Nutzung des Betriebsmittels im Sinne seiner Zweckbestimmung“ (REFA 1978, S. 30).

<sup>8</sup> „Die Nebennutzung ist eine mittelbare Nutzung des Betriebsmittels, wobei es planmäßig zur Hauptnutzung vorbereitet [...] wird [...]. (REFA 1978, S. 31) Die Begriffe Nebennutzungszeit und Nebenzeit werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit als Synonyme verwendet.

<sup>9</sup> Ablaufbedingtes oder erholungsbedingtes Unterbrechen der Betriebsmittelnutzung. (REFA 1978, S. 31).

Basis können im Folgenden für die in Unterabschnitt 3.3.4 spezifizierten diskontinuierlichen Trajektorien und Skalierungsmethoden Handlungspotenziale identifiziert werden, deren Bearbeitung zu einer Steigerung der Produktivität führt. Entscheidend sind dabei nur die Zeitanteile, die durch den Laserprozess beeinflusst werden. Die Nebennutzungszeit während der Bearbeitung wird durch zwei Vorgänge bestimmt, die in Abbildung 4-3 schematisch dargestellt werden.

In Abbildung 4-3a ist die lokale Bewegung des Laserbrennflecks innerhalb des Arbeitsfelds der Scanneroptik gezeigt. Die Reihung paralleler Schnittfugen bewirkt Unterbrechungen der Laserstrahlemission zwischen dem Endpunkt der  $n$ -ten Schnittfuge und dem Startpunkt der  $(n+1)$ -ten Schnittfuge. Die Distanz zwischen den Punkten und der, je nach Bearbeitungsstrategie (uni- oder bidirektionale Bearbeitung der Schnittfugen), unterschiedliche Geschwindigkeitsvektor des Laserbrennflecks bedürfen der Neuorientierung der Optikspegel, um die gewünschten Bewegungseigenschaften des Laserbrennflecks zu realisieren. Diese Neuorientierung erfolgt auf Ausgleichstrajektorien, die als Verzögerungs-, Orientierungs- und Beschleunigungsweg gesehen werden können, um den Laserbrennfleck zu Beginn jeder Emission in den geforderten Zustand hinsichtlich Bewegungsrichtung und Geschwindigkeit zu versetzen. Während der Dauer  $\Delta t_{loss,1}$  einer Ausgleichsbewegung erfolgt dementsprechend keine Emission von Laserstrahlung und somit keine Wertschöpfung. Insbesondere für großformatige Bearbeitungsszenarien ist die Zahl der Ausgleichstrajektorien sehr hoch und damit sind es auch die Nebenzeiten des Prozesses.

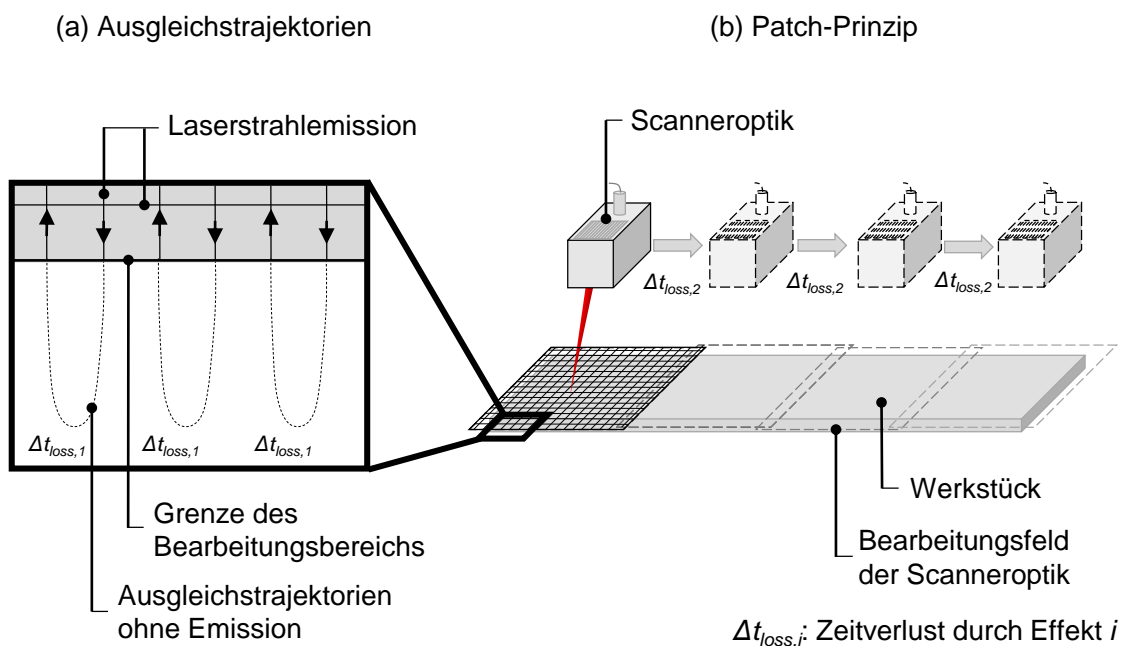


Abbildung 4-3: Trajektorien- und prozessführungsbedingte Nebenzeiten des Laserprozesses

Zusätzlich zur lokalen Bewegung des Laserbrennflecks treten Nebenzeiten in der globalen Bewegung durch die Kinematik auf, wie in Abbildung 4-3b gezeigt ist. Der Grund hierfür liegt im Prinzip der sequentiellen Prozessgestaltung bei großformatigen Bearbeitungsaufgaben. Die Emission von Laserstrahlung erfolgt lediglich bei ortsfester Scanneroptik. Während der Bewegung des Optiksystems findet keine Emission und somit keine Bearbeitung statt. Auch dieser Zeitanteil steigert die Nebenzeit des Prozesses. Zwar kann dieser Anteil systemtechnisch durch ein größeres Arbeitsfeld verringert werden, da dadurch jedoch der Einstrahlwinkel während der Bearbeitung innerhalb einer Teilfläche stärker variiert, ist auch eine winkelabhängige Schnittfugengeometrie zu erwarten. Daraus ist zu folgern:

**Defizit 3 | Das Patch-Prinzip enthält in Kombination mit den diskontinuierlichen Trajektorien des RAC prozessführungsbedingte Nebenzeiten.**

Aus den beschriebenen prozess- und systemtechnischen Einschränkungen aktueller Prozessführungen (Defizite 1 bis 3) wird ersichtlich, dass es für die LOVB großformatiger Prozessflächen und/oder geometrisch komplexer Prozessflächen erheblichen Handlungsbedarf gibt. **Die aktuellen Möglichkeiten zur Prozessführung, ob Patchen oder on-the-fly, bieten in Kombination mit den diskontinuierlichen Trajektorien noch keine prozesssichere, einfach anpassbare und produktive Lösung.** Daraus lässt sich die Zielsetzung der Arbeit ableiten, die im folgenden Abschnitt erläutert wird.

### 4.3 Zielsetzung der Arbeit

Ein Lösungsansatz, der die Forschungslücke schließen soll, bewegt sich im Spannungsfeld zwischen

1. **der Produktivität,**
2. **der Anwendungsfreundlichkeit,**
3. **der Prozessstabilität der Laserbearbeitung sowie**
4. **den technologischen Eigenschaften der Metall-Kunststoff-Verbindungen.**

Alle diese Kriterien sollen im Rahmen der Lösungsfindung berücksichtigt werden und abschließend die Grundlage für die wissenschaftliche Reflexion der Arbeit bilden. Im Rahmen der Betrachtung des Stands der Technik und Forschung wurden die Vorteile, aber auch die Herausforderungen der On-the-fly-Bearbeitung aufgezeigt. Insbesondere der Punkt 1 „Produktivität“ kann ausgehend vom Patch-Prinzip verbessert werden. Durch die Komplexität der erforderlichen Systemkommunikation und der Prozesssteuerung ist Punkt 2 „An-

wenderfreundlichkeit“ ein zentrales Handlungsfeld, um die Prozessentwicklung zu vereinfachen und zu beschleunigen. Die „Prozessstabilität“ und die „technologischen Eigenschaften der Metall-Kunststoff-Verbindung“ werden nicht durch die simultane Bearbeitung per se beeinflusst, sind aber zentrale Qualitätsgrößen, die über den industriellen Einsatz entscheiden.

Das Ziel ist es demnach, **eine Prozessführung für die Oberflächenvorbehandlung von Werkstoffen mittels Dauerstrich-Laserstrahlung** zu erarbeiten, zu analysieren und zu bewerten, **welche die Bearbeitung von großformatigen Prozessflächen flexibilisiert und die Produktivität steigert**. Als Lösungsansatz, der die Defizite 1 bis 3 beseitigt, soll der Laserprozess auf Basis des On-the-fly-Prinzips vollumfänglich betrachtet und auch der nachfolgende Prozessschritt des Fügens mit dem Kunststoff berücksichtigt werden. Kontinuierliche<sup>10</sup> Trajektorien des Laserbrennflecks bilden neben dem simultanen Bearbeitungsprinzip die Grundlage, die Prozesszeit der LOVB zu reduzieren bzw. effizient zu nutzen.

### 4.4 Wissenschaftliches Vorgehen und Aufbau der Arbeit

Um die formulierte Zielstellung zu erreichen, wurde ein strukturiertes und methodisches Vorgehen gewählt, das sich in fünf inhaltliche Stufen untergliedern lässt. Jede Stufe wird im Folgenden innerhalb eines Kapitels adressiert (Abbildung 4-4), denen die Auswahl und die Beschreibung des Versuchsaufbaus vorangeht (Kapitel 5). Im Rahmen der Untersuchungen wurde die Bewegung des Laserbrennflecks während der LOVB einleitend analysiert, um eine allgemeingültige und quantitative Aussage hinsichtlich der Effizienz des Laserprozesses zu ermöglichen (Abschnitt 6.2). Um die erfassten Defizite zu beheben, wurden Kriterien erarbeitet, unter deren Berücksichtigung eine neue Trajektorie für die LOVB anhand einer erweiterten Nutzwertanalyse abgeleitet wurde (Abschnitt 6.3). Für die Umsetzung der experimentellen Untersuchungen mussten der Werkstoffabtrag für die angewendete Systemtechnik und den gewählten Werkstoff sichergestellt und die Prozessparameter des RAC an die spezifische Trajektorie angepasst werden (Abschnitt 7.2). Die Ausprägungen der resultierenden Topografie infolge der LOVB (Abschnitt 7.3) fungierten als Eingangsgrößen für ein analytisches Prozessmodell, das eine einfache, systemtechnik- und werkstoffspezifische Prozessentwicklung ermöglicht (Abschnitt 8.2 und 8.3). Die Übertragbarkeit des Modells wurde geprüft, um Defizite und Grenzen bewerten zu können (Abschnitt 8.4) und Modellparameter wurden festgelegt (Abschnitt 8.5). Des Weiteren wurde

---

<sup>10</sup> Definition des Begriffs „kontinuierlich“: Mit Ausnahme eines Start- und eines Endpunkts geschlossene Bahnkurve, während derer durchgängig Laserstrahlung emittiert wird



der Lösungsansatz mit gängigen Lösungen gemäß dem Stand der Technik verglichen, um das Potenzial der Trajektorie zu bewerten. Als Bewertungskriterien wurden die Beeinflussung des Metalls, die Produktivität der LOVB und die resultierende Verbindung zum Kunststoff herangezogen (Abschnitt 9.2 bis 9.4). Um den Transfer des auf diese Weise verbesserten Forschungsstands in die industrielle Anwendung zu fördern, wurde die LOVB letztendlich unter wirtschaftlichen (Abschnitt 10.2) und technologischen (Abschnitt 10.3) Gesichtspunkten bewertet.

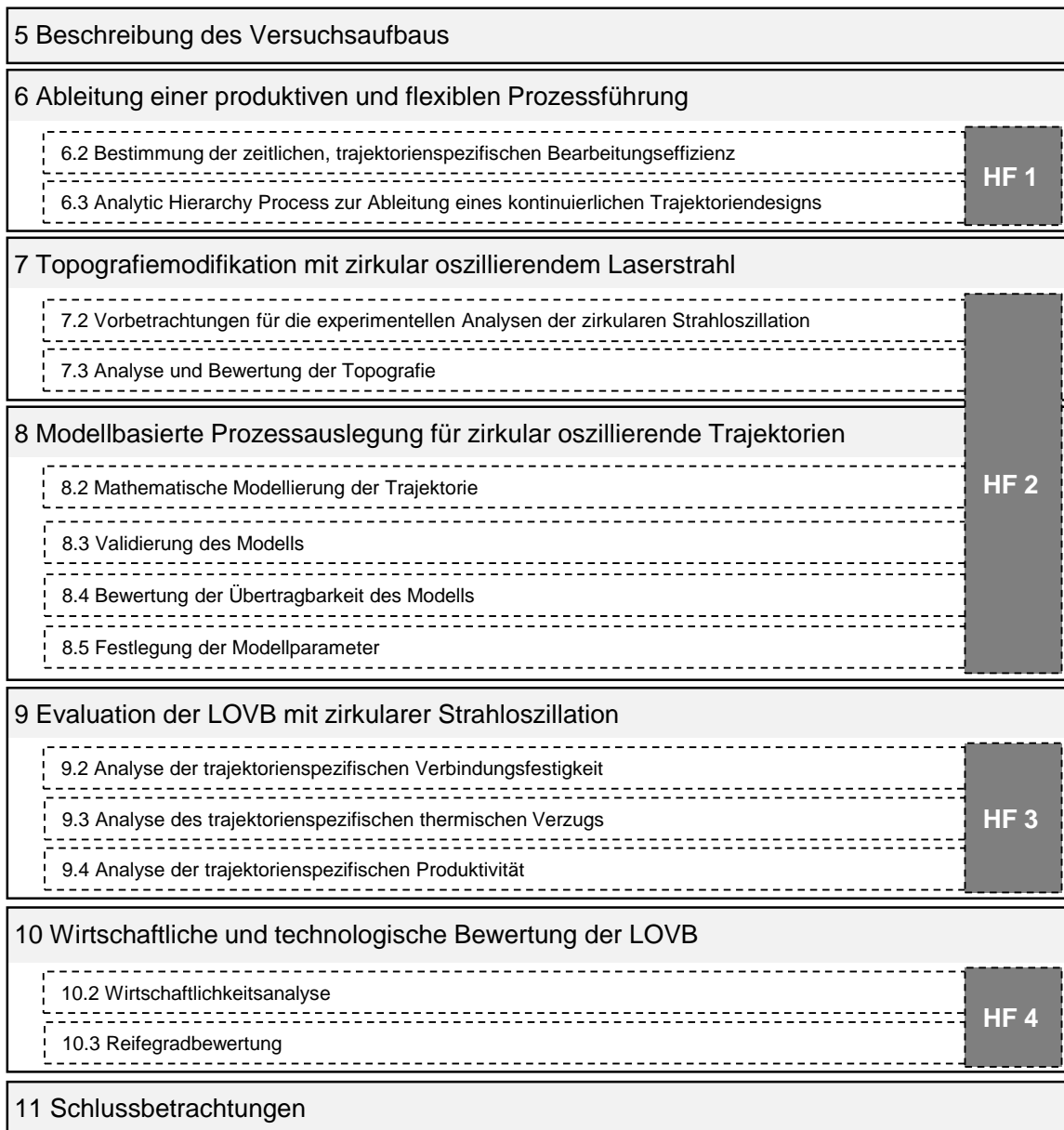


Abbildung 4-4: Aufbau der Arbeit<sup>11</sup>

<sup>11</sup> Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurde auf die Auflistung aller einleitenden und zusammenfassenden Abschnitte verzichtet.

Aus den genannten inhaltlichen Arbeitspaketen ergaben sich somit folgende Handlungsfelder (HF):

- HF 1 | Bewertung der trajektorienspezifischen Bearbeitungseffizienz der LOVB von Metallen sowie Ableitung und Bewertung von Trajektorienalternativen zur Verbesserung der Prozessflexibilität und -produktivität**
- HF 2 | Unterstützung der Prozessauslegung der LOVB in Abhängigkeit von der genutzten Systemtechnik und dem eingesetzten Werkstoff**
- HF 3 | Technologischer Vergleich verschiedener Trajektorien hinsichtlich des Einflusses auf die Eigenschaften der MKV**
- HF 4 | Förderung des Transfers der LOVB in industrielle Anwendungen**

Diese HF werden zum Abschluss der Arbeit kritisch reflektiert und daraus Anknüpfungspunkte für weiterführende Forschungsarbeiten identifiziert (Abschnitt 11).

## 5 Beschreibung des Versuchsaufbaus

### 5.1 Allgemeines

Neben umfangreichen theoretischen Betrachtungen bedurfte die Umsetzung des Forschungsvorhabens intensiver experimenteller Untersuchungen. Die in diesem Rahmen eingesetzten Werkstoffe (Abschnitt 5.2) und die verwendete Systemtechnik (Abschnitt 5.3) werden in diesem Kapitel erläutert sowie die Analysemethoden zur Auswertung der Forschungsergebnisse spezifiziert (Abschnitt 5.4).

Wie bereits eingangs erwähnt, ist die Automobilindustrie in Europa ein Impulsgeber der Lasertechnologie, vorrangig getrieben durch die Themengebiete des Leichtbaus, der Ressourceneffizienz und der Elektromobilität (VDMA 2014). Da die vorliegende Arbeit in diesen Themenkreis einzuordnen ist, wurden die eingesetzten Werkstoffe anhand der Anforderungen dieser Branche ausgewählt.

### 5.2 Werkstoffe

#### 5.2.1 Metallischer Fügepartner

Die Untersuchungen wurden am Beispiel des Dualphasenstahls HC660XD +Z100 MBO durchgeführt, dessen chemische Zusammensetzung in Tabelle 5-1 spezifiziert ist. Synonymisierungen des Stahls sind CR700Y980T-DP oder DP980HY (VW 50065). Die Oberfläche des Werkstoffs ist mit einer 5 µm bis 12 µm dicken Verzinkung beschichtet, die nach DIN EN 10346 durch den Bezeichnungszusatz +Z100 spezifiziert wird. Der Zusatz M bezieht sich auf die gezielte Steuerung der Erstarrung der Zinkschicht, sodass die Oberfläche kleine Zinkblumen aufweist, um vorwiegend optischen Ansprüchen gerecht zu werden. Nahezu reines Zink schmilzt gemäß dem Zustandsdiagramm bei etwa 420 °C (HOFMANN & SPINDLER 2015, S. 116). Die Verdampfungstemperatur liegt bei etwa 906 °C und demnach noch

deutlich unterhalb der Schmelztemperatur des Stahls (YANG & KOVACEVIC 2009). Die optischen Eigenschaften der Oberfläche wurden zusätzlich mithilfe des Prozesses des Kaltnachwalzens verbessert. Die resultierende Oberflächenart wird demnach gemäß der Norm mit Typ B bezeichnet. Zum weiteren Schutz wurde die Oberfläche zusätzlich geölt (O).

Tabelle 5-1: Chemische Zusammensetzung des Dualphasenstahls HC660XD in Masse-% in Ergänzung zum Grundelement Eisen (VW 50065)

<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i>	<i>S</i>	<i>Al</i>	<i>Cr + Mo</i>	<i>Ti + Nb</i>	<i>B</i>
≤ 0,230	≤ 1,000	≤ 2,900	≤ 0,080	≤ 0,015	0,015– 2,000	≤ 1,400	≤ 0,150	≤ 0,005

Die werkstoffspezifischen Eigenschaften sind in Tabelle 5-2 aufgelistet. Dualphasenstähle weisen harte martensitische Gefügebestandteile auf, die in eine ferritische Matrix eingebettet sind. Das niedrige Streckgrenzenverhältnis bei hoher Zugfestigkeit und Bruchdehnung macht den Stahltyp attraktiv für umformende Bearbeitungsschritte insbesondere im Automobilbau. Die hohe Festigkeit der umgeformten Komponente und die starke Kaltverfestigung während eines Verformungsvorgangs ermöglichen den Einsatz als energieabsorbierende Komponente bei einem Crash. (ROOS ET AL. 2017, S. 206–212)

Tabelle 5-2: Ausgewählte physikalische und mechanische Eigenschaften des Dualphasenstahls HC660XD (KONG ET AL. 2009, RADONJIĆ 2020, S. 58 und VW 50065)

<b>Eigenschaft</b>	<i>Massendichte</i> <i>in g/cm<sup>3</sup></i>	<i>Zugfestigkeit</i> <i>in N/mm<sup>2</sup></i>	<i>Dehngrenze</i> <i>in N/mm<sup>2</sup></i>	<i>E-Modul</i> <i>in GPa</i>	<i>Bruchdehnung</i> <i>in %</i>
<b>Kennwert</b>	7,86	980–1130	700–850	203,9	≥ 8

## 5.2.2 Polymerer Fügepartner

Als Polymer wurde der faserverstärkte Duroplast HexPly® M77/38%/UD300/CHS-50K genutzt, der vor dem Fügevorgang als UD-Prepreg, bestehend aus einer epoxidischen Matrix und endlosen Kohlenstofffasern, vorlag. Die Werkstoffbezeichnung spezifiziert den Matrixtyp (M77), der einen nominalen Anteil von 38 Masse-% im Werkstoffverbund einnimmt. Das EP-Harz ist schnellhärtend und deshalb insbesondere für Anwendungen geeignet, in denen kurze Aushärtungszeiten gefordert sind. Die hochfesten Kohlenstofffasern (CHS) innerhalb des Halbzeugs sind zu Rovings mit jeweils 50000 Stück (50K) verarbeitet, die unidirektional ausgerichtet sind und ein nominales Flächengewicht von 300 g/m<sup>2</sup> besitzen (UD300). Die Eigenschaften des ausgehärteten Werkstoffverbunds gemäß dem Datenblatt des Herstellers sind in Tabelle 5-3 aufgelistet. (HEXCEL CORPORATION 2016)

Tabelle 5-3: Eigenschaften einer UD-Lage des faserverstärkten Duroplasts HexPly®M77/38%/UD300/CHS-50K relativ zur Orientierung der Kohlenstofffasern (HEXCEL CORPORATION 2016)

<b>Eigenschaft</b>	<i>nominale flächen- spezifische Masse in g/m<sup>2</sup></i>	<i>Zug- festigkeit in MPa</i>	<i>Biege- festigkeit in MPa</i>	<i>interlaminare Scherfestigkeit in MPa</i>	
<b>rel. Belastungsrichtung</b>	-	0°	90°	0°	
<b>Kennwert</b>	484	1980	44	1580	93

Aufgrund der Temperatursensitivität der epoxidischen Matrix hat die Lagerung der Halbzeuge einen entscheidenden Einfluss auf die resultierenden Werkstoffeigenschaften. Das herstellende Unternehmen empfiehlt deshalb eine maximale Lagerungsdauer von 18 Monaten bei einer Temperatur von -18 °C, was im Rahmen der Arbeit berücksichtigt wurde.

### 5.3 Versuchsdurchführung

#### 5.3.1 Durchführung der LOVB mittels Dauerstrich-Laserstrahlung

Die subtraktive Modifikation der Stahloberfläche wurde mittels einer kontinuierlich emittierenden Laserstrahlquelle des Typs IPG YLR-3000 SM durchgeführt. Die Singlemode-Strahlquelle emittiert hochbrillante Laserstrahlung mit einer Wellenlänge von 1070 nm bei einer maximalen Ausgangsleistung von 3000 W. Das laseraktive Medium ist ein mit Ytterbium dotierter Yttrium-Aluminium-Granat-Kristall (YAG), wobei die Laserstrahlung über ein Lichtleitkabel mit einem Kerndurchmesser von 30 µm in eine Scanneroptik geleitet wurde.

Die hohen Scangeschwindigkeiten und die hohe geforderte Intensität der Laserstrahlung beim RAC stellen einen Zielkonflikt für die Auslegung der Scanneroptik dar. Die hohe Laserleistung führt zu einer Erwärmung der Schwingspiegel, auch wenn diese einen Großteil der Laserstrahlung reflektieren. Die spezifische Wärmekapazität und die Masse des Spiegelkörpers bestimmen maßgeblich die Menge an Energie, die absorbiert werden kann, ohne dass die Schwingspiegel bzw. deren Beschichtungen beschädigt werden. Für hohe Laserleistungsbereiche sind daher massereiche Spiegel erforderlich, deren hohe Massenträgheit jedoch die Dynamik der Schwingspiegel und somit die Geschwindigkeits- und Bewegungsänderung des Laserbrennflecks einschränken. Die in Unterabschnitt 3.3.4 erläuterten diskontinuierlichen Trajektorien enthalten einfache, lineare Bearbeitungsbahnen, bei denen starke Krümmungen in der Trajektorie nur innerhalb der Ausgleichstrajektorien vorkom-

men. Sobald geschlossene Bahnkurven zum Einsatz kommen sollen, wie es im Rahmen dieser Arbeit der Fall ist, stellt während der Emission der Laserstrahlung die Krümmung der Bahn erhöhte Dynamikanforderungen an die Scanneroptik. Aus diesem Grund wurde für die Bearbeitung unter der Federführung der Novanta Europe GmbH (Wackersdorf, Deutschland) ein Optikkonzept entwickelt und genutzt, welches eine innovative Lösung im Spannungsfeld zwischen Dynamik, erreichbaren Strahleigenschaften und Systembelastung darstellt. Dieses Optikkonzept separiert die lokale und globale Bewegung des Laserbrennflecks durch zwei Schwingspiegelsysteme (Oszillations- und Ablenkeinheit), wie in Abbildung 5-1 gezeigt ist.

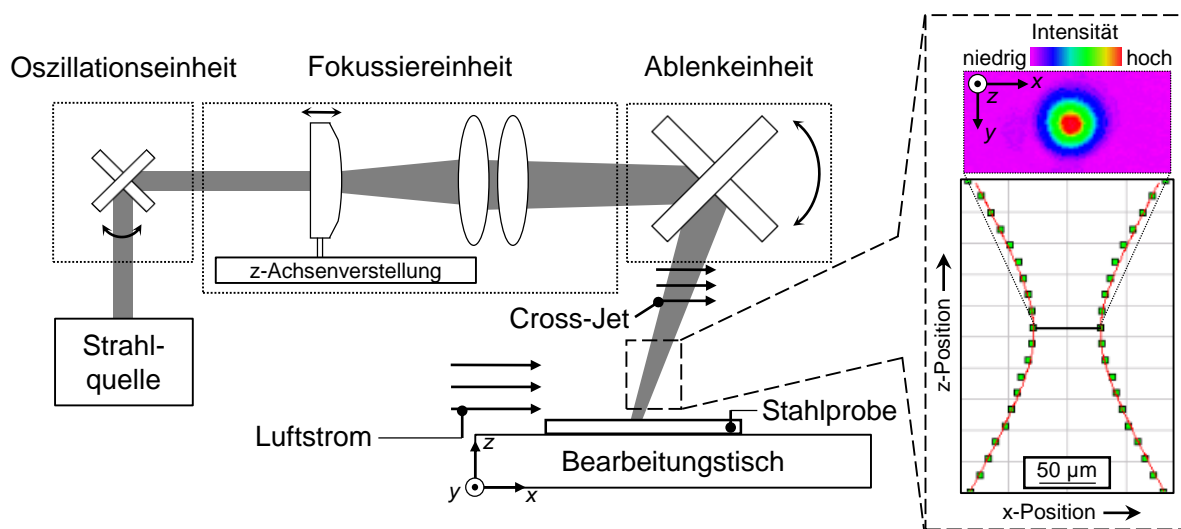


Abbildung 5-1: Lasersystem und Versuchsaufbau zur LOVB

Die Oszillationseinheit besteht aus einem Spiegelpaar mit geringer Massenträgheit, wodurch die Drehung der Spiegel hochdynamisch ausgeführt werden kann. Zur Formung und Fokussierung des Laserstrahls wird die Fokussiereinheit genutzt, um die für die Prozessmechanismen erforderlichen Intensitäten sicherzustellen. Durch die verschiebbare Fokussierlinse lässt sich die Strahltaile um bis zu 100 mm in Höhenrichtung anpassen. Durch die Ablenkeinheit wird die lokale, hochdynamische Bewegung des Laserbrennflecks innerhalb des Arbeitsfelds der Scanneroptik platziert. Die Scanneroptik erreicht mit diesem modularen Optikdesign einen minimalen Durchmesser des Laserspots  $d_{lok}$  von etwa  $63 \mu\text{m}$  bei einer Arbeitsfeldgröße von  $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ . Die relevanten Kenngrößen des Laserstrahls für die Oberflächenvorbehandlung sind in Tabelle 5-4 zusammengefasst.

Tabelle 5-4: Eigenschaften der Laserstrahlung nach der Scanneroptik

<i>Wellenlänge</i> $\lambda$ in nm	<i>max. Ausgangsleistung</i> $P_L$ in W	<i>Fokusbereich</i> $d_{fok}$ in $\mu\text{m}$	<i>max. <math>M^2</math></i>
1070	3000	63	1,25

Je nach Versuchsreihe wurden die Prozessparameter Laserleistung  $P_L$ , Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  bzw. Bahngeschwindigkeit  $v_B$  des Laserbrennflecks und die Trajektorie inklusive des Schnittfugenabstands  $d_L$  gewählt bzw. variiert. Die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  bezeichnet dabei die Bewegungsgeschwindigkeit des Laserbrennflecks entlang der diskontinuierlichen Trajektorien, also entlang der Orientierung der Linien. Da kontinuierliche Trajektorien gemäß Abbildung 2-9 (S. 23) keine konstante Richtung besitzen, wurde für diese Trajektorien die Vorschubgeschwindigkeit auf die Bahngeschwindigkeit  $v_B$  erweitert. Eine mathematische Definition für den spezifischen Anwendungsfall wird in Unterabschnitt 7.2.2 angegeben. Die Standardparameter, welche für den Hauptteil der Untersuchungen genutzt wurden, sind in Tabelle 5-5 spezifiziert.

Tabelle 5-5: Standardparameter der LOVB<sup>12</sup>

<i>Ausgangsleistung</i> $P_L$ in W	<i>Geschwindigkeit des Laserbrennflecks</i> $v_L$ bzw. $v_B$ in m/s	<i>Fokusbereich</i> $d_{fok}$ in $\mu\text{m}$
3000	8	63

### 5.3.2 Thermisches Direktfügen von MKV

Die Verbindung des Metalls zum faserverstärkten Duroplasten wurde mittels einer Pressvorrichtung hergestellt, die im Rahmen einer Studienarbeit konstruiert und aufgebaut wurde (ARJOUNE 2017). Der Aufbau, der in Abbildung 5-2 gezeigt ist, ermöglicht einen Fügeprozess bei definierten Bedingungen hinsichtlich Fügetemperatur  $T_{Press}$ , Fügedruck  $p_{Press}$  und Presszeit  $t_{Press}$ . Die Vorrichtung sieht eine starre Patrizie vor, die an einer Rahmenstruktur befestigt ist. Die entnehmbare Matrize ist gegenüber der Patrizie verschiebbar gelagert und kann durch einen Elektrozyylinder mit Servomotor verfahren und mit definierter Kraft gegen die Patrizie gedrückt werden. Fünf Stempel an der Patrizie tauchen dabei in fünf Kavitäten der Matrize ein, sodass fünf Probekörper innerhalb eines Fügevorgangs gefügt wer-

<sup>12</sup> Wenn im spezifischen Abschnitt der folgenden Kapitel nicht anders genannt, wurden diese Standardparameter für die LOVB genutzt.

den können. Mittels in der Patrize und der Grundplatte der Matrize eingebrachter Heizelemente werden die Werkzeuge aufgeheizt und durch Einsatz eines Temperaturreglers wird ein vorgegebener Wert eingehalten. Die Anordnung der Heizelemente wurde simulativ ausgelegt, sodass ein möglichst homogenes Temperaturfeld auf den Kavitäten- und Stempeloberflächen vorlag.

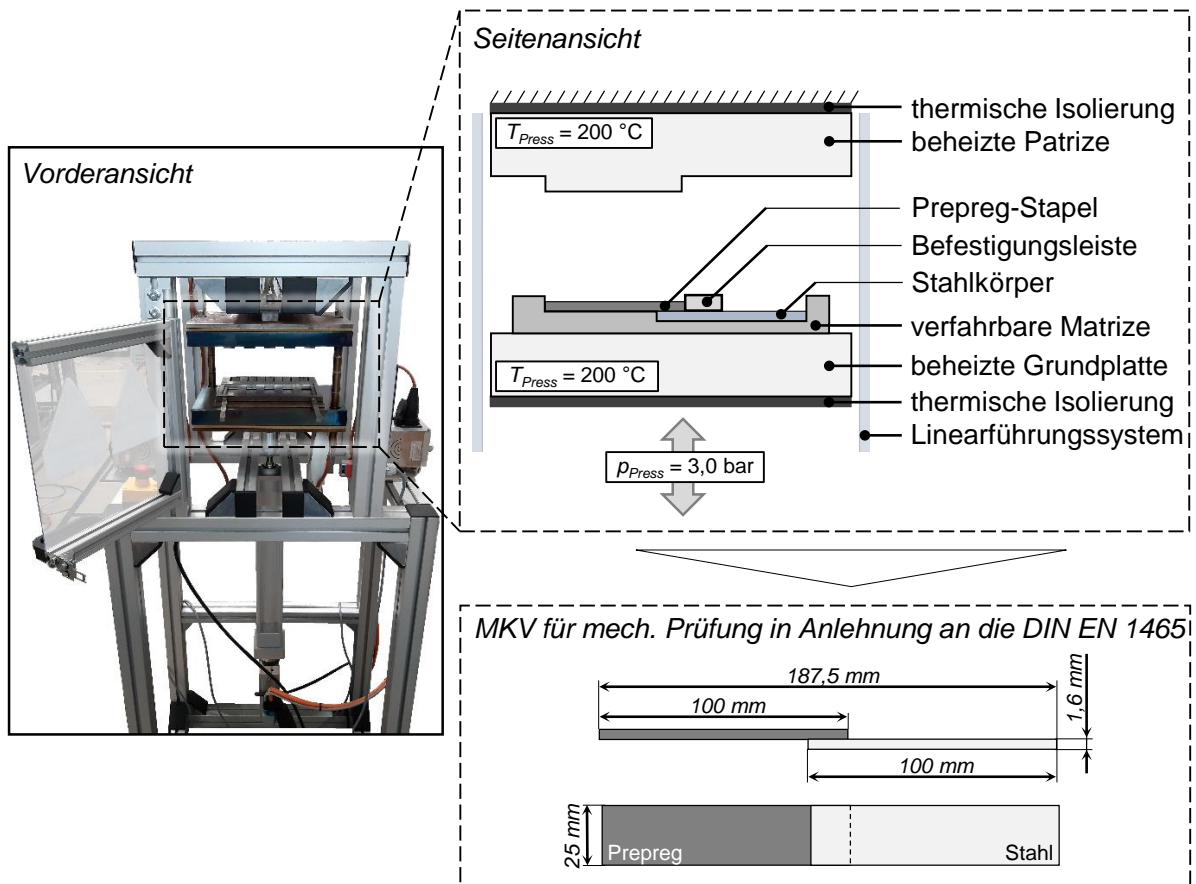


Abbildung 5-2: Fügeanlage zur Herstellung der MKV, schematische Detailansicht der Werkzeuge und resultierende Probekörper für die mechanische Prüfung

Der Funktionsnachweis wurde von MAHR (2018) im Rahmen von Voruntersuchungen erbracht. Dazu wurde sowohl das Temperaturfeld innerhalb der Form experimentell analysiert als auch die Kraft, die sich zwischen Matrize und Patrize im Vergleich zum Einstellwert des Antriebs ergibt. Zusätzlich wurden Fügeversuche durchgeführt, anhand derer geeignete Fügeparameter, wie sie in Tabelle 5-6 dargestellt sind, ermittelt wurden.

Der Fügevorgang bedurfte der Vorbereitung der duroplastischen Probekörper. Zur Vermeidung von Kondensation wurden die Prepregs vor der Verarbeitung rechtzeitig aus der Kühlung entnommen, sodass sie Raumtemperatur annehmen konnten. Anschließend erfolgte die Stapelung der einzelnen Prepreg-Lagen zu einem  $[0, 0, 90, 90]_s$ -Verbund. Der Stahl und



das Laminat wurden anschließend in die aus der Fügeanlage entnommene Matrize eingelegt. Mittels eines Thermoelements wurde sichergestellt, dass die Oberflächentemperatur innerhalb einer Kavität bei etwa 90 °C lag, um einerseits ein vorzeitiges Aushärten des Duroplasts zu vermeiden und andererseits aufgrund der beschränkten Fügezeit eine ausreichende Temperatur in der Fügezone während des Pressvorgangs zu erreichen. Zusätzlich wurde eine Trennfolie verwendet, um den Kunststoff von den Werkzeugen zu separieren und eine starke Anhaftung zu vermeiden. Mit einer Dicke von 25 µm und einer maximalen Einsatztemperatur von 260 °C wies die Trennfolie Wrightlon® 5200 des Herstellers Airtec Europe Sarl (Differdingen, Luxemburg) eine ausreichende Temperaturstabilität bei sehr guter Verformbarkeit auf (AIRTECH INTERNATIONAL INC. 2020).

Tabelle 5-6: Fügeparameter beim Fügen des Metalls mit dem faserverstärkten Duroplast<sup>13</sup>

<b>Eigenschaft</b>	<i>Fügetemperatur</i> $T_{Press}$ in °C	<i>Fügedruck</i> $p_{Press}$ in bar	<i>Presszeit</i> $t_{Press}$ in s
<b>Wert</b>	200	3,0	60

## 5.4 Analysemethoden

Für die Analyse der LOVB und der MKV wurden drei Analysemethoden angewendet, die im Folgenden vorgestellt werden. Im Rahmen der **Analyse der Werkstoffoberflächen** wurde die modifizierte Oberfläche des Metalls nach der laserbasierten Vorbehandlung und die Bruchflächen der Metall- und Kunststoffprobekörper nach der mechanischen Prüfung betrachtet. Ferner wurde der **thermische Verzug** infolge der Energieeinbringung bei der Laserbearbeitung gemessen, um die Auswirkungen auf nachfolgende Fertigungsprozesse zu bewerten. Die **mechanische Festigkeit** der Metall-Kunststoff-Verbindung war ein zentrales Kriterium für die Prozessauslegung der LOVB und diente als zu vergleichende Größe für verschiedene Prozessführungen.

### 5.4.1 Analyse der Werkstoffoberflächen

Die Analyse der vorbehandelten Oberflächen und der Bruchflächen der geprüften Metall-Kunststoff-Verbunde erfolgte anhand optischer Messverfahren, um die Probekörper nicht mechanisch zu beeinflussen. Hierzu wurden zwei Messverfahren eingesetzt.

<sup>13</sup> Wenn im spezifischen Abschnitt der folgenden Kapitel nicht anders genannt, wurden diese Fügeparameter für die Herstellung der MKV genutzt.

Mittels optischer Mikroskopie konnten die Oberflächen und die metallographischen Querschliffe von Probekörpern visuell analysiert und vermessen werden. Hierzu wurde ein Messmikroskop vom Typ MM-40 Measuring Microscope des Herstellers Nikon Corporation (Tokio, Japan) genutzt, um Probekörper zu analysieren und somit die Oberflächenstruktur und die Benetzung durch den Kunststoff zu betrachten. Zudem wurden die Bruchflächen der MKV visuell mithilfe des Mikroskops und anhand digitaler Fotografien analysiert, um die Versagensarten zwischen Metall und Kunststoff zu spezifizieren und auf die Verbindungsqualität rückzuschließen.

Ergänzend ermöglichte die Streifenlichtprojektion die optische Erfassung dreidimensionaler Oberflächen mit lateralen und vertikalen Messgenauigkeiten im Mikrometer-Bereich. Bei der Umsetzung kam ein 3-D-Profilometer des Typs VR-3000 mit dem Messkopf VR-3100 der Keyence Deutschland GmbH (Neu-Isenburg, Deutschland) zum Einsatz. In Verbindung mit der Analysesoftware VR-3000 G2 (Versionen: 2.4.0.331 und 2.4.0.115) war die Erfassung der Schnittfugengeometrie und der Rauheit der Oberfläche gemäß der Norm DIN EN ISO 25178-2 möglich. Als Rauheitswert wurde die mittlere arithmetische Höhe  $Sa$  einer Messfläche  $A_{Mess}$  genutzt, die wie folgt definiert ist:

$$Sa = \frac{1}{A_{Mess}} \iint_{A_{Mess}} |z(x, y)| dx dy \quad (5.1)$$

Für eine genauere Betrachtung der Oberflächenmorphologie wurde die Rasterelektronenmikroskopie (REM) angewendet. Dazu kam ein Mikroskop des Typs JSM-IT200 des Unternehmens JEOL GmbH (Freising, Deutschland) zum Einsatz, mit dem Aufnahmen mit 50- und 350-facher Vergrößerung analysiert wurden. Die Beschleunigungsspannung wurde auf 15 kV festgelegt.

#### 5.4.2 Analyse des thermischen Verzugs infolge der LOVB

Thermischer Verzug resultiert aus der lokalen Wärmeeinbringung durch den Laserstrahl während der Vorbehandlung des Metalls. Ist die Verformung der Komponenten zu stark, kann dies nachfolgende Fertigungsprozesse beeinflussen. Speziell beim Fügen ist eine ungleichmäßige Druckverteilung in der Fügezone während des Fügevorgangs oder eine zu hohe Maßabweichung zum Fügwerkzeug beim Einlegen der Komponente zu erwarten.

Der thermische Verzug wurde mittels des in Unterabschnitt 5.4.1 spezifizierten Projektionsrasterverfahrens und unter Anwendung des in Abbildung 5-3 beschriebenen Vorgehens

analysiert. Hierbei wurde die Geometrie von Metallprobekörpern vor und nach der LOVB anhand über den Probekörper im Abstand von 1 mm verteilter Messlinien ermittelt. Um einen Einfluss der modifizierten Topografie auf das Messergebnis zu vermeiden, wurde die unbearbeitete Seite der Probe analysiert. Der arithmetische Mittelwert des Höhenprofils aller Linien wurde als repräsentative Höheninformation einer Probe herangezogen. Die maximale Höhendifferenz  $\Delta z_{max}$  in Abhängigkeit von der Position  $x$ , die sich infolge der Vorbehandlung ergab, wurde als Kenngröße für den Verzug herangezogen. Um hierbei reproduzierbare Messwerte zu erhalten, wurden die metallischen Probekörper auf einer speziellen Auflagevorrichtung mit Positionierspitzen vermessen, welche die Position jeder Probe in Bezug auf die Auflagevorrichtung referenzierte.

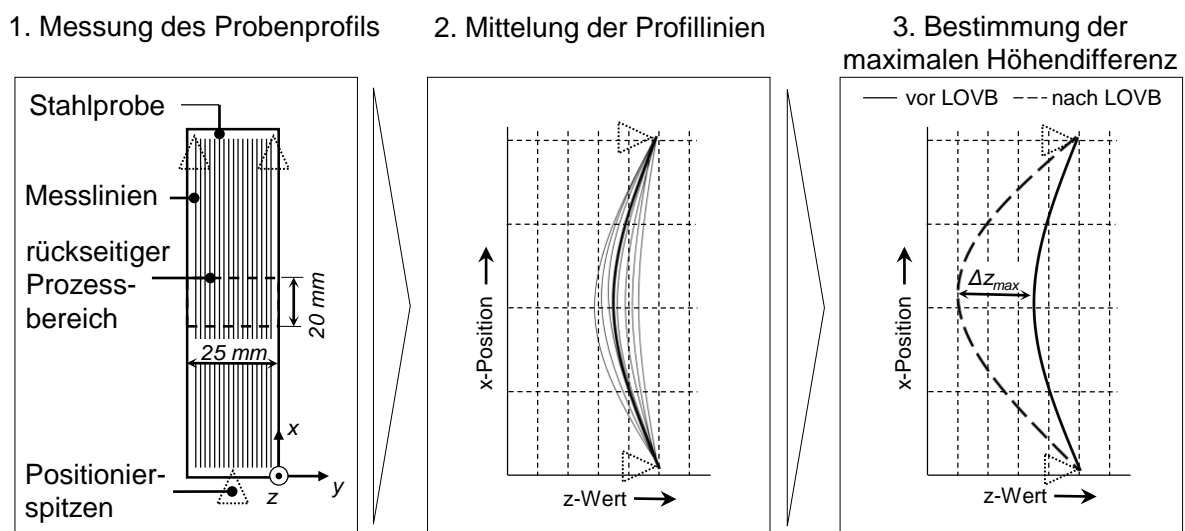


Abbildung 5-3: Messvorgehen zur Bestimmung des thermischen Verzugs infolge der LOVB

### 5.4.3 Analyse der Festigkeit der Metall-Kunststoff-Verbindung

Ein entscheidendes Qualitätsmerkmal für Metall-Kunststoff-Verbindungen ist die Festigkeit der Anbindung. Analog zu Klebverbindungen wurde im Rahmen der Arbeit die Zug-scherfestigkeit in Anlehnung an die Norm DIN EN 1465 ermittelt. Die Übernahme des Prüfverfahrens aus der Klebtechnik ist gerechtfertigt, da es sich in beiden Fällen um einen adhäsiven Verbund eines Polymers mit einem Metall handelt.

Für die Zugprüfung wurde die Anlage vom Typ Z150 des Unternehmens Zwick Roell GmbH & Co. KG (Ulm, Deutschland) genutzt. Die Hybridverbunde wurden symmetrisch mit einer freien Einspannlänge von 112,5 mm eingespannt und mit einer geringen Vorzugkraft von 10 N belastet, um konstante Bedingungen am Prüfbeginn zu schaffen. Der Prüfungsvorgang wurde lagegeregelt mit einer Prüfgeschwindigkeit von 10 mm/min durchgeführt

und endete bei 80 % der aufgetretenen Maximalkraft. Als Auswertekriterium wurde die maximale Prüfkraft  $F_{max}$  herangezogen, die mittels Gleichung (5.2) in eine auf die Verbindungsfläche  $A_{MKV}$  bezogene Beanspruchung  $\tau_{MKV}$  umgerechnet wurde. Die Verbindungsfläche  $A_{MKV}$  entsprach der vorbehandelten Fläche  $A_{LOVB}$  und hatte eine Größe von 25 mm x 12,5 mm.

$$\tau_{MKV} = \frac{F_{max}}{A_{MKV}} \quad (5.2)$$

Es wurde demnach eine homogene Spannungsverteilung innerhalb der Kontaktfläche zwischen Metall und Kunststoff angenommen, auch wenn dies nicht dem realen Spannungsverlauf entspricht, der in der einschlägigen Literatur beschrieben wird. Diese vereinfachte Darstellung ist jedoch üblich und ermöglicht die Vergleichbarkeit mit Ergebnissen von anderen Forschenden, wie sie im Kapitel zum Stand der Technik und Forschung genannt wurden.

## 5.5 Zusammenfassung

Für die LOVB wurde hochintensive Dauerstrich-Laserstrahlung genutzt, um die Topografie eines verzinkten Dualphasenstahls gezielt zu modifizieren. Sowohl die Oberflächeneigenschaften, die infolge der lokalen Strahl-Stoff-Wechselwirkung resultieren, als auch der globale thermische Verzug durch die inhomogene Energieeinbringung wurden als Charakteristika und Kriterien für die Bewertung verschiedener Prozessführungen herangezogen. Die Verwendung ausschließlich nicht-kontaktierender, optischer oder rasternder Messverfahren stellte eine gezielte Analyse der Oberfläche ohne eine mechanische Beeinflussung sicher.

Um den Bezug zur Laservorbehandlung herzustellen, wurden des Weiteren Metall-Kunststoff-Probekörper mit einer eigens konzipierten Fügeanlage hergestellt. Die Lagerungsbedingungen, die Vorbereitung der Faserhalbzeuge und die Durchführung des Fügevorgangs waren dabei von entscheidender Bedeutung, um eine ungewünschte Prozessbeeinflussung zu vermeiden. Die Geometrie der MKV orientierte sich an der Norm DIN EN 1465, welche der Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Klebverbindungen im Überlappstoß dient.

Mithilfe der genannten Systemtechnik und der ausgeführten Analysemethoden konnten alle experimentellen Untersuchungen der anwendungsorientierten Arbeit evaluiert werden. Die folgenden Kapitel konzentrieren sich demnach auf die Schritte V und VI des wissenschaftlichen Forschungsvorgehens gemäß Abschnitt 1.3 und legen die Ergebnisse der

Arbeit strukturiert dar. Zu Beginn soll der Fokus auf der Herleitung einer geeigneten Prozessführung liegen, die eine flexible und produktive Vorbehandlung von großformatigen Prozessflächen erlaubt.



## 6 Ableitung einer produktiven und flexiblen Prozessführung für die LOVB

### 6.1 Allgemeines

Die Auswahl einer geeigneten Trajektorie ist ein wichtiger Aspekt der Prozessauslegung, da sie das Bearbeitungsergebnis und die Bearbeitungszeit beeinflusst. Wie in Unterabschnitt 4.2.3 bereits erläutert, hat die Trajektorie entscheidenden Einfluss auf die Umsetzbarkeit der On-the-fly-Bearbeitung. Zudem erhöhen trajektorienbedingte Totzeiten etablierter Prozessführungen beim Laserstrukturieren die Nebenzeit der Vorbehandlung. Das Kapitel soll in diesem Zusammenhang die Potenziale aufzeigen, die kontinuierliche Trajektorien bieten, indem die spezifische Bearbeitungseffizienz etablierter diskontinuierlicher Trajektorien modelliert wird (Abschnitt 6.2). Auf Basis dieser Betrachtungen wird anschließend eine Nutzwertanalyse unter Berücksichtigung verschiedenster Bewertungskriterien durchgeführt, um eine neue Trajektorie abzuleiten, die im Rahmen dieser Arbeit Anwendung finden soll (Abschnitt 6.3).

### 6.2 Bestimmung der zeitlichen, trajektorienspezifischen Bearbeitungseffizienz

Die Produktivität des Laserprozesses hat einen entscheidenden Einfluss auf die Maschinenkosten. Industrieunternehmen streben daher einen möglichst hohen Anteil der Hauptnutzungszeit an der Betriebsmittel-Grundzeit von Maschinen an. Die Hauptnutzungszeit alleine stellt eine prozessspezifische und absolute Größe dar, für die ohne Kenntnis über auftretende Nebenzeiten eine Referenz für einen Vergleich mit anderen Systemen und Bearbeitungsaufgaben fehlt. Eine Kennzahl, die diese Anforderung erfüllen soll, ist das Verhältnis aus der Hauptnutzungszeit und der Summe aller Nebenzeiten – die Bearbeitungseffizienz.

Die Bearbeitungseffizienz wird im Folgenden anhand eines analytisch-empirischen Modells für verschiedene Trajektorientypen der LOVB bewertet, um einzuschätzen, wie effizient eingesetzte Trajektorien sind. Der Fokus liegt dabei auf der Trajektorie selbst, die innerhalb des Arbeitsfelds des Optiksystems liegt. Brachzeiten oder die Positionierung der Scanneroptik über eine externe Kinematik sollen für die nachfolgenden Betrachtungen vernachlässigt werden, da diese keinen Einfluss auf die trajektorienspezifische Effizienz haben oder aufgabenindividuelle Eigenschaften aufweisen und somit nicht sinnvoll in einem allgemeinen Modell berücksichtigt werden können. Die relative Quantifizierung der produktiven und nicht-produktiven Zeitanteile erlaubt die trajektorienspezifische Bewertung verschiedener Bearbeitungsaufgaben unabhängig von der Prozessführung und der Bearbeitungsgeometrie. Um die Übertragbarkeit sicherzustellen, muss die Bearbeitungsaufgabe vollständig durch allgemeine Eigenschaften spezifiziert werden. Diese Charakteristika können anhand von Abbildung 4-3 (S. 66) abgeleitet werden und sind im Folgenden aufgeführt:

1. **Die Lage der Bearbeitungsfläche** innerhalb des Arbeitsfelds der Scanneroptik beeinflusst die Zeit, die für die Anfangs- und Endbewegung der Scannerspiegel aus und zu der Grundposition der Scanneroptik benötigt wird.
2. **Die Orientierung der Schnittfugen zueinander** bestimmt die Bahn der Ausgleichsbewegung der Scanneroptik zwischen den Linien einer Bearbeitung.
3. **Die Anzahl der Schnittfugen** definiert mitunter die Anzahl der Ausgleichstrajektorien während des Bearbeitungsablaufs und damit auch den Einfluss der Totzeit im Vergleich zur Bewegung der Scannerspiegel von und zu der Grundposition am Anfang und am Ende der Bearbeitung.
4. **Die Länge der Schnittfugen** bestimmt gemeinsam mit der Anzahl der Schnittfugen und im Verhältnis zur Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks die Hauptnutzungszeit der Bearbeitung. Durch die Länge der Schnittfugen wird zudem die Größe der Bearbeitungsfläche spezifiziert.

Ausschlaggebend für die Ableitung eines analytisch-empirischen Effizienzmodells sind also die Zeiten, während derer der Laserstrahl emittiert wird (Hauptnutzungszeiten), in denen die Ausgleichstrajektorien durchlaufen werden (Nebenzeiten) und die zum Anfahren aus und zum Einnehmen der Grundposition der Scanneroptik benötigt werden (Nebenzeiten).

Aus mathematischer Sicht kann die Bearbeitungseffizienz  $e_B$  demnach durch folgenden Zusammenhang beschrieben werden:



$$e_B = \frac{t_L}{t_L + t_{T,gesamt} + t_A + t_E} \quad (6.1)$$

Die Dauer der Laserstrahlemission  $t_L$  steht damit im Verhältnis zur Gesamtdauer der Laserstrahlemission  $t_L$ , der Ausgleichstrajektorien  $t_{T,gesamt}$  und der Anfangs-  $t_A$  und der Endbewegung  $t_E$  der Scannerspiegel. Die einzelnen Zeitanteile werden im Folgenden untersucht.

### Dauer der Laserstrahlemission $t_L$

Die Emissionszeit der Laserstrahlung wird durch zwei Faktoren beeinflusst – durch die akkumulierte Länge aller Schnitffugen aller Bearbeitungsorientierungen  $l_{B,gesamt}$  und durch die Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks  $v_L$ . Die Gesamtlänge der Schnitffugen wird wiederum durch die Orientierung und die Anzahl der Schnitffugen bestimmt. Aus diesem Grund wurde eine allgemeine, theoretische Betrachtung zur Bestimmung der akkumulierten Länge vorgenommen, die im Folgenden beschrieben wird.

Die Basis der Betrachtung ist eine rechteckige Bearbeitungsfläche mit den Kantenlängen  $x_B$  und  $y_B$ , die gemäß dem Stand der Technik mithilfe einer Reihung von Linien bearbeitet wird. Die Orientierung der Linien sei beliebig und durch den Winkel  $\theta_L$  gegenüber der Kante mit der Länge  $y_B$  des Bearbeitungsfelds ausgerichtet, wie in Abbildung 6-1 dargestellt wird. Eine parallele Orientierung der Schnitffugen zu einer der Bearbeitungsfeldkanten ist ein Spezialfall, der gesondert zu betrachten ist. Aufgrund der einfachen mathematischen Zusammenhänge soll auf diese Berechnung jedoch nicht explizit eingegangen werden.

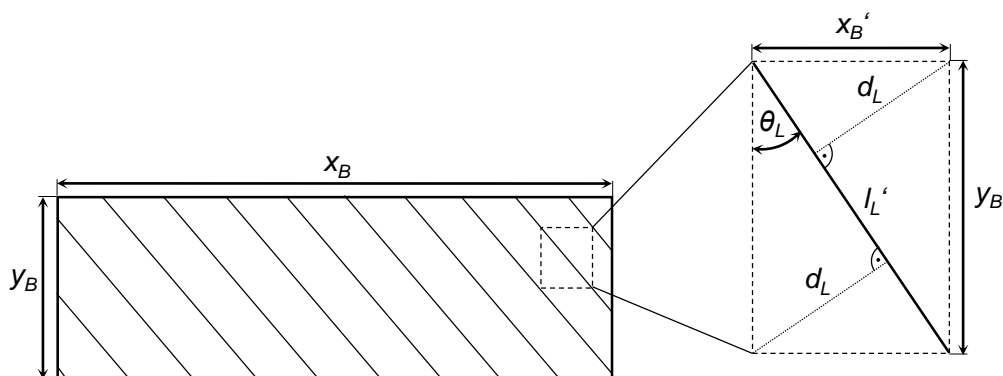


Abbildung 6-1: Aufteilung einer Bearbeitungsfläche in Subelemente zur Analyse der akkumulierten Schnitffugenlänge

Zur Berechnung der Gesamtlänge aller Schnittfugen wurde die Bearbeitungsfläche in Subelemente unterteilt, deren Kantenlängen  $x_B'$  und  $y_B'$  vom eingestellten Schnittfugenabstand  $d_L$  definiert werden. Über trigonometrische Zusammenhänge lässt sich daraus die Länge der Diagonale  $l_L'$  berechnen, was der Länge der Schnittfuge im entsprechenden Subelement entspricht<sup>14</sup>:

$$l_L' = \sqrt{x_B'^2 + y_B'^2} = \begin{cases} y_B & \text{für } \theta_L = 2k \cdot 90^\circ, k \in \mathbb{Z} \\ x_B & \text{für } \theta_L = (2k + 1) \cdot 90^\circ, k \in \mathbb{Z} \\ \frac{d_L}{\sin \theta_L \cdot \cos \theta_L} & \text{sonst} \end{cases} \quad (6.2)$$

Die Gesamtlänge der Schnittfugen einer Bearbeitungsorientierung  $l_B$  ergibt sich weiterführend aus der Anzahl der Subelemente, die benötigt werden, um die Bearbeitungsfläche zu füllen. Diese Anzahl aller Subelemente wird letztendlich mit der Länge  $l_L'$  multipliziert, wodurch sich der folgende funktionale Zusammenhang ergibt:

$$l_B(\theta_L, x_B, y_B) = \begin{cases} y_B \cdot \left( \left\lfloor \frac{x_B}{d_L} \right\rfloor + 1 \right) & \text{für } \theta_L = 2k \cdot 90^\circ, k \in \mathbb{Z} \\ x_B \cdot \left( \left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1 \right) & \text{für } \theta_L = (2k + 1) \cdot 90^\circ, k \in \mathbb{Z} \\ \frac{x_B \cdot y_B}{d_L} & \text{sonst.} \end{cases} \quad (6.3)$$

Anhand der natürlichen Zahl  $k$  kann eine Fallunterscheidung vorgenommen und es können die zwei Sonderfälle herausgestellt werden, wenn die Schnittfugen parallel zu einer der Seitenlängen  $x_B$  oder  $y_B$  liegen.

Für die Trajektorien, bei denen eine linienförmige Bearbeitung mit überlagerter Orientierung erfolgt, wie bei den Trajektorien M2 oder M3 aus Abbildung 3-6 (S. 54), sind die entsprechenden Einzelorientierungen gemäß

$$l_{B,gesamt} = \sum_{\theta_L} l_B(\theta_L, x_B, y_B) \quad (6.4)$$

zu summieren.

<sup>14</sup> Eine detaillierte Herleitung der Formeln wird im Anhang B präsentiert.

Die Dauer der Laserstrahlemission  $t_L$  berechnet sich damit gemäß:

$$t_L = \frac{l_{B,gesamt}}{v_L} \quad (6.5)$$

**Trajektorienbedingte Nebenzeiten  $t_A$ ,  $t_E$  und  $t_T$**

Zur Bestimmung der einzelnen Nebenzeiten wurden zwei Bearbeitungsszenarien konstruiert und experimentell untersucht, die in Abbildung 6-2 dargestellt sind. Diese werden im Folgenden für beide Szenarien erläutert und anschließend werden die Ergebnisse hinsichtlich der verschiedenen Nebenzeiten präsentiert. Die Basis der Untersuchungen war die Gesamtdauer der Bearbeitung, die über die Steuerungssoftware der Scanneroptik ausgelesen wurde. Ausgehend davon wurden einzelne Zeitanteile gemessen oder berechnet und systematisch von der Gesamtdauer subtrahiert, um die einzelnen Zeitanteile zu separieren.

(a) Bearbeitungsszenario zur Analyse der Dauer der Anfangs- und Endbewegung der Scanneroptik

(b) Bearbeitungsszenario zur Analyse der Dauer einer Ausgleichstrajektorie

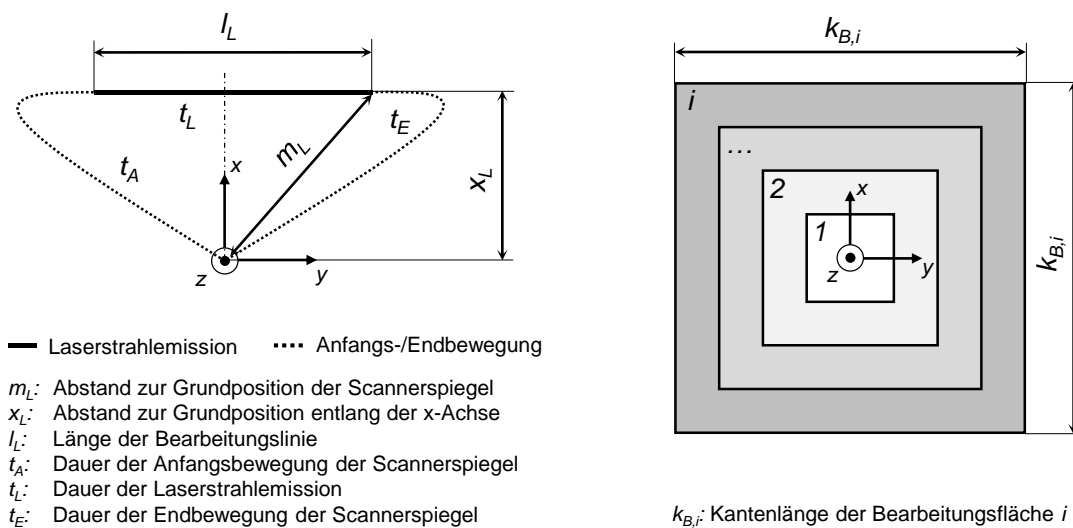


Abbildung 6-2: Bearbeitungsszenarien zur Bestimmung der Dauer der Anfangs- und Endbewegung der Scannerspiegel aus und in die Grundposition (a) und der Ausgleichstrajektorien (b)

Die Zeitanteile  $t_A$  und  $t_E$  hängen vom Abstand des Start- und Endpunkts der ersten und letzten Laserstrahlemission von der Grundposition der Scannerspiegel  $m_L$  ab, wobei die Grundposition von Scanneroptiken üblicherweise mit dem Zentrum des Arbeitsfelds über-

einstimmt.  $t_A$  und  $t_E$  werden demnach durch die Lage der Bearbeitungsfläche und der angestrebten Geschwindigkeit der Spiegelbewegung<sup>15</sup> während der Anfangs- und Endbewegung bestimmt. Für die Effizienzbetrachtung ist lediglich die Summe der beiden Dauern  $t_A + t_E$  entscheidend. Um Ausgleichstrajektorien auszuschließen, wurde jeweils eine Linie der Länge  $l_L$  bearbeitet, deren Mittelpunkt kongruent mit einer Koordinatenachse der Scanneroptik ist und den Abstand  $x_L$  zur Grundposition aufweist (Abbildung 6-2a).

Die Bestimmung der Dauer der Ausgleichstrajektorien erfolgte anhand quadratischer Bearbeitungsflächen, wobei die Trajektorie des Laserbrennflecks, der Schnittfugenabstand  $d_L$  und die Kantenlänge  $k_B$  variiert wurden (Abbildung 6-2b). Somit konnten die Lage, die Anzahl und die Länge der Schnittfugen berücksichtigt werden. Die Dauer einer Ausgleichstrajektorie  $t_T$  wurde aus der Gesamtzeit der Spiegelbewegung bestimmt, von der die Zeitanteile  $t_A$  und  $t_E$  aus den vorangegangenen Untersuchungen und die Dauer der Laserstrahlemission  $t_L$  subtrahiert wurden. Um die verbleibende Dauer  $t_{T,gesamt}$  auf alle Ausgleichstrajektorien gleichmäßig zu verteilen, ist deren Anzahl  $n_{A,gesamt}$  nötig. Zur Berechnung wurde auf die Schnittfugenanzahl einer allgemeinen rechteckigen Bearbeitungsfläche in Abhängigkeit von der Linienorientierung zurückgegriffen. Die Reduktion der Anzahl um eins ergibt die Anzahl der Ausgleichstrajektorien. In der Gleichung (6.6) ist diese Reduktion durch eine Abrundung berücksichtigt:

$$n_A(\theta_L, x_B, y_B) = \begin{cases} \left\lfloor \frac{x_B}{d_L} \right\rfloor & \text{für } \theta_L = 2k \cdot 90^\circ, k \in \mathbb{Z} \\ \left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor & \text{für } \theta_L = (2k + 1) \cdot 90^\circ, k \in \mathbb{Z} \\ \left\lfloor \frac{x_B \cdot |\cos \theta_L|}{d_L} + \frac{y_B \cdot |\sin \theta_L|}{d_L} \right\rfloor & \text{sonst.} \end{cases} \quad (6.6)$$

Für ein quadratisches Feld vereinfachen sich diese Formeln, da die Seitenlängen  $x_B$  und  $y_B$  gleich sind. Die Gesamtsumme aller Schnittfugen  $n_{A,gesamt}$  ergibt sich aus der Summe aller Linienorientierungen und den Ausgleichstrajektorien zwischen den überlagerten Orientierungen  $n_{\theta_L}$  gemäß

$$n_{A,gesamt} = \sum_{\theta_L} n_A(\theta_L, x_B, y_B) + n_{\theta_L} \quad (6.7)$$

<sup>15</sup> Die Geschwindigkeit wurde in der Steuerungssoftware auf 10 m/s eingestellt, sodass die Zeitanteile möglichst gering sind. Ab der genannten Geschwindigkeit war keine weitere Reduktion der Zeitanteile zu erwarten.

Mithilfe dieser Grundlagen konnten experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden, um die einzelnen Nebenzeitanteile zu bestimmen. Im ersten Schritt wurden die Ergebnisse der Anfangs- und Endbewegung anhand des Bearbeitungsszenarios aus Abbildung 6-2a bewertet.

Die Dauer der Anfangs- und Endbewegung des Laserbrennflecks ergibt sich aus der Gesamtzeit der Bearbeitung abzüglich der Dauer der Laserstrahlemission. Die Gesamtdauer konnte aus der Software der Scanneroptik abgelesen werden, die Emissionsdauer wurde aus der Geschwindigkeit des Laserbrennflecks  $v_L$  und der Länge der Bearbeitungslinie  $l_L$  berechnet. Damit ergaben sich die in Abbildung 6-3 dargestellten Nebenzeiten für die Anfangs- und die Endbewegung. Im Diagramm wird die Abhängigkeit der Nebenzeiten vom Abstand  $m_L$  zur Grundposition der Scannerspiegel für zwei Vorschubgeschwindigkeiten des Laserbrennflecks gezeigt. Es wurde einmal eine geringe Geschwindigkeit  $v_L = 0,08$  m/s gewählt, sodass der Beschleunigungs- bzw. Verzögerungsweg möglichst gering ist. Zusätzlich wurde mit  $v_L = 8$  m/s eine für das RAC typische Geschwindigkeit genutzt. Die Länge  $m_L$  wurde anhand der Linienlänge  $l_L$  und deren Abstand zur Grundposition  $x_L$  variiert und mithilfe des Satzes des Pythagoras berechnet.

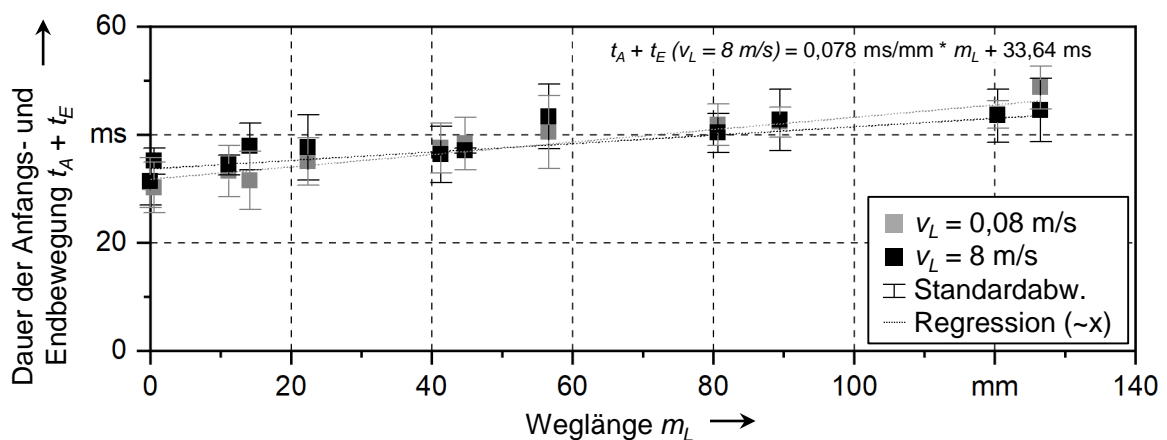


Abbildung 6-3: Dauer der Anfangs- und Endbewegung in Abhängigkeit vom Abstand  $m_L$  einer Bearbeitungslinie vom Zentrum des Arbeitsfelds für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten  $v_L$

Die Messwerte lagen zwischen 30,2 ms für den Abstand  $m_L = 0,5$  mm und 48,7 ms für  $m_L = 126,5$  mm. Sowohl für  $v_L = 0,08$  m/s als auch für  $v_L = 8$  m/s stieg mit zunehmendem Abstand die Dauer der Bewegung an, wobei kein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Geschwindigkeiten bestand. Die Dauer der Anfangs- und Endbewegung wurde mit einem linearen Modell angenähert. Die Steigung der Funktion war dabei moderat und korrelierte etwa mit der Verlängerung des Wegs. Es war zu erkennen, dass für  $m_L = 0,0$  mm

trotz der fehlenden Brennfleckbewegung ein Zeitverzug auftrat. Es handelt sich dabei um die Reaktionszeit der Scanneroptik, die bei jedem Bearbeitungsszenario berücksichtigt werden muss. Wird der maximale Messwert um diese Reaktionszeit korrigiert, so reduziert sich die Zeit der reinen Schwingspiegel-Bewegung ohne Laserstrahlemission auf 17,6 ms.

Im Vergleich dazu liegen typische Dauern der Laserstrahlemission pro Linie zwischen 1,3 ms und 3,0 ms<sup>16</sup>. Da es für eine flächige Oberflächenstrukturierung häufig mehrerer hundert oder tausend Linien bedarf, ist der Zeitanteil für den Beginn und das Ende der Bearbeitung und insbesondere die Veränderung in Abhängigkeit von der Lage der Bearbeitungsfläche häufig vernachlässigbar gering. Lediglich bei kleinen Bearbeitungsflächen zeigt der Zeitanteil bei der Betrachtung der Bearbeitungseffizienz einen moderaten Einfluss. Im weiteren Verlauf der Arbeit wurde aus diesem Grund die lineare Regression für  $t_A + t_E$  auf Basis der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L = 8$  m/s genutzt, um die Einflüsse beim RAC vollständig zu berücksichtigen.

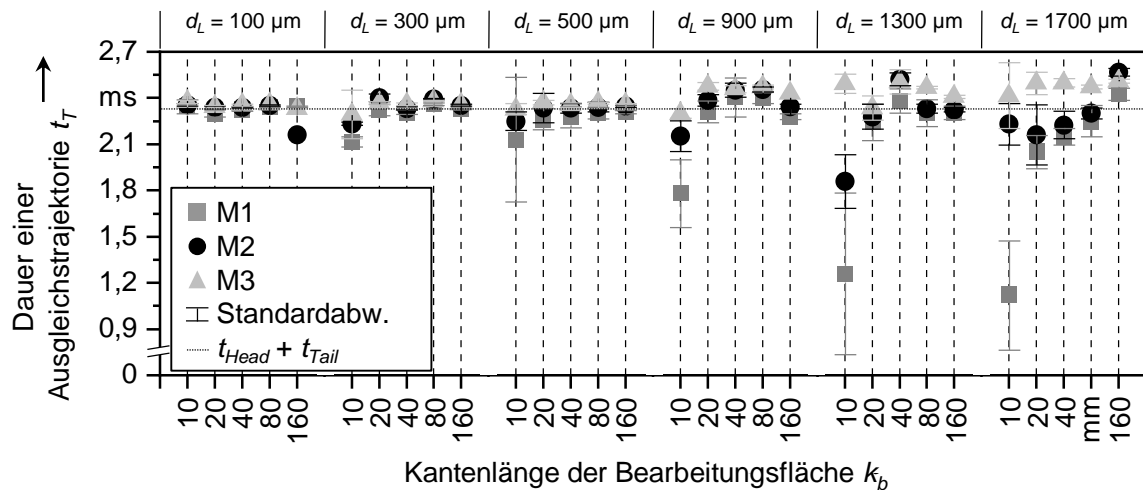
Neben der Anfangs- und Endbewegung nehmen zusätzlich die Ausgleichstrajektorien einen signifikanten Zeitanteil ein, der die Nebenzeiten des RAC steigert. Um im zweiten Schritt auch diesen Zeitanteil zu quantifizieren, schloss sich die zeitliche Analyse der Ausgleichstrajektorien an. Hierfür wurde das Bearbeitungsszenario aus Abbildung 6-2b genutzt. In Abbildung 6-4 ist die Dauer einer Ausgleichstrajektorie  $t_T$  in Abhängigkeit von der Bearbeitungsfeldgröße  $k_B$  und dem Schnittfugenabstand  $d_L$  für die etablierten, diskontinuierlichen Trajektorien M1, M2 und M3 gezeigt.

Die aufbereiteten Messwerte zeigen bei Schnittfugenabständen  $d_L \leq 500$   $\mu\text{m}$  kaum eine Abhängigkeit von der Bearbeitungsfeldgröße und dem Schnittfugenabstand. Die Dauer einer Ausgleichstrajektorie schwankt im Bereich von etwa  $t_T = 2,1$  ms und  $t_T = 2,4$  ms und kann damit als nahezu konstant angenommen werden. Um das gezeigte Verhalten zu verallgemeinern, wurde das Systemverhalten der Schwingspiegel näher betrachtet. Die Ist-Position der durch die Galvanometer-Motoren angetriebenen Schwingspiegel weist aufgrund der Massenträgheit eine Differenz zur Soll-Position auf. Diese Positionsdifferenz wird als Schleppfehler bezeichnet. Innerhalb der Steuerungssoftware werden aus diesem Grund Zusatzzeiten am Beginn und am Ende jeder Bearbeitungslinie berücksichtigt. Diese Zusatzzeiten werden für Beschleunigungs- und Verzögerungswege genutzt, damit der Laserbrennfleck während der Bearbeitung die Soll-Geschwindigkeit erreicht. Im vorliegenden Fall war

---

<sup>16</sup> Die Zeitberechnung basiert auf der Annahme einer Linienlänge im Bereich von 10 mm bis 240 mm, wobei der Mittelpunkt der Linie einen Abstand von 10 mm vom Zentrum des Arbeitsfelds hat und die Linie mit einer typischen Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks von 8 m/s bearbeitet wird.

die Summe der Zeiten zu Beginn  $t_{Head}$  und am Ende  $t_{Tail}$  jeder Linie auf 2,3 ms eingestellt. Da dies etwa der Zeit einer Ausgleichstrajektorie entspricht, kann diese allgemeine Einstellungsgröße als Referenz für die Dauer einer Ausgleichstrajektorie herangezogen werden.



Abbildungung 6-4: Dauer einer Ausgleichstrajektorie in Abhängigkeit von der Bearbeitungsfeldgröße  $k_B$  und dem Schnittfugenabstand  $d_L$

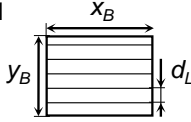
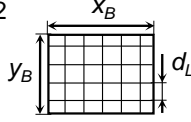
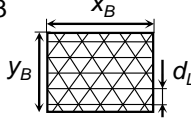
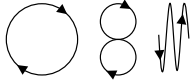
Erst ab  $d_L \geq 900 \mu\text{m}$  sind zunehmend Unterschiede zwischen den Strukturierungsstrategien festzustellen, was für  $k_B = 10 \text{ mm}$  und mit zunehmendem Schnittfugenabstand auch für weitere Kantenlängen erkennbar ist. Insbesondere die einfache Reihung von Linien (M1), aber auch teilweise die Trajektorie M2, ruft für eine Bearbeitungsfläche  $k_B = 10 \text{ mm}$  ein schlecht reproduzierbares Systemverhalten hervor. Für diese Seitenlänge lag die Anzahl der Schnittfugen jedoch bei unter 23 Stück bei höchsten Anforderungen an die Systemdynamik, was eine Erklärung für die hohen Standardabweichungen sein könnte. Der Variationskoeffizient, also das Verhältnis aus der Standardabweichung und dem arithmetischen Mittelwert, nimmt Werte bis zu 0,42 ein. Dies bedeutet, dass vorkommende Werte über 40 % vom Mittelwert abweichen können, wobei der Mittelwert selbst deutlich unterhalb der Summe von  $t_{Head}$  und  $t_{Tail}$  lag.

### Zeitliche, trajektorienspezifische Bearbeitungseffizienz

Anhand der allgemeinen Formulierung aus Gleichung (6.1) (S. 85) kann unter Berücksichtigung aller Haupt- und Nebenzeiten des Laserprozesses die Bearbeitungseffizienz  $e_B$  für vielfältige Anwendungsszenarien abgeleitet werden. Das analytische Modell fokussiert dabei Bearbeitungsszenarien, deren Trajektorien aus einer Reihung und Überlagerung von Linien bestehen, wie es beim RAC bisher der Fall war.

An dieser Stelle sollen beispielhaft die RAC-typischen Trajektorien M1, M2 und M3 mit quantitativen Werten bewertet werden. Als Randbedingung wurde eine rechteckige Bearbeitungsfläche mit den Kantenlängen  $x_B$  und  $y_B$  als repräsentative, da häufig vorkommende, Bearbeitung angenommen. Der Laserbrennfleck wird mit der Geschwindigkeit  $v_L$  gemäß der gewählten Trajektorie bewegt, um Schnittfugen im Abstand  $d_L$  auf der Oberfläche des Metalls einzubringen. Um eine vergleichende Bewertung zu ermöglichen, sind zusätzlich kontinuierliche Trajektorien aufgeführt, wie sie bereits in Unterabschnitt 2.2.6 beschrieben wurden. Die trajektorienspezifischen Lösungen werden in Tabelle 6-1 dargestellt.

Tabelle 6-1: Bearbeitungseffizienz der etablierten, diskontinuierlichen Trajektorien des RAC aus Abbildung 3-6 (S. 54) und für beispielhafte, kontinuierliche Trajektorien, die auf den Lissajous-Figuren basieren<sup>17</sup>

Trajektorie	Bearbeitungseffizienz $e_B$	typische Werte <sup>18</sup>
M1 	$\frac{\frac{x_B}{v_L} \cdot \left(\left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right)}{\frac{x_B}{v_L} \cdot \left(\left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right) + \left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor \cdot (t_{Head} + t_{Tail}) + t_A + t_E}$	
M2 	$\frac{\frac{x_B}{v_L} \cdot \left(\left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right) + \frac{y_B}{v_L} \cdot \left(\left\lfloor \frac{x_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right)}{\frac{x_B}{v_L} \cdot \left(\left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right) + \frac{y_B}{v_L} \cdot \left(\left\lfloor \frac{x_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right) + \left(\left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + \left\lfloor \frac{x_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right) \cdot (t_{Head} + t_{Tail}) + t_A + t_E}$	25–84 %
M3 	$\frac{\frac{x_B}{v_L} \cdot \left(\left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right) + 2 \frac{y_B \cdot x_B}{v_L \cdot d_L}}{\frac{x_B}{v_L} \cdot \left(\left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1\right) + 2 \frac{y_B \cdot x_B}{v_L \cdot d_L} + \left\{\left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 2(n_{A,x} + n_{A,y}) + 2\right\} \cdot (t_{Head} + t_{Tail}) + t_A + t_E}$	
kontinuierlich 	$\frac{\frac{l_{B,gesamt}}{v_L}}{\frac{l_{B,gesamt}}{v_L} + t_A + t_E}$	≈ 100 %

wobei  $n_{A,x} = \frac{x_B \cdot \cos(60^\circ)}{d_L}$ ;  $n_{A,y} = \frac{y_B \cdot \sin(60^\circ)}{d_L}$ ;  $\frac{l_{B,gesamt}}{v_L} \gg t_A + t_E$

Die etablierten Trajektorien erreichen, unter den gegebenen Randbedingungen, Werte von etwa 25 % bis 84 %. Die dominanten Einflussgrößen sind diejenigen Kantenlängen der Bearbeitungsfläche, welche die Länge der Schnittfugen beeinflussen. Die reine Erhöhung der Anzahl der Schnittfugen durch die Reduzierung des Schnittfugenabstands oder durch eine breitere Bearbeitungsfläche hat demgegenüber einen schwächeren Einfluss. Aus diesem

<sup>17</sup> Annahme einer rechteckigen Bearbeitungsfläche mit den Seitenlängen  $x_B$  und  $y_B$  und der parallelen Ausrichtung mindestens einer Schnittfugenrichtung zur Bearbeitungsfeldkante mit der Länge  $x_B$  für M1 bis M3

<sup>18</sup>  $x_B \in [10; 100]$  mm,  $y_B \in [10; 100]$  mm,  $v_L = 8$  m/s,  $d_L \in [0,05; 0,5]$  mm



Grund nimmt bei einer Effizienzbetrachtung des Prozesses die Orientierung der Schnittflächen eine zentrale Rolle ein.

Die Anwendung der Lissajous-Figuren erreicht Bearbeitungseffizienzen von annähernd 100 %. Die Nebenzeiten, die durch Ausgleichstrajektorien resultieren, treten nicht auf, und die nur wenige Millisekunden andauernde Anfangs- und Endbewegung hat kaum Einfluss. Kontinuierliche Trajektorien können dementsprechend eine um das Vielfache höhere Bearbeitungseffizienz gegenüber diskontinuierlichen Trajektorien aufweisen. Durch den effizienteren Einsatz der Laserstrahlung wird weiterführend angenommen, dass sich die Produktivität des Prozesses steigern lässt. Hierfür nimmt die Prozessauslegung eine entscheidende Rolle ein. Bevor dies allerdings im Detail analysiert wird, ist ein geeignetes Trajektorien-Design unter der Vielzahl der Lissajous-Figuren auszuwählen.

### 6.3 Ableitung eines kontinuierlichen Trajektorien-Designs

Der vorangegangene Abschnitt hat den Bedarf eines neuen Trajektorien-Designs für die Oberflächenstrukturierung unter den Aspekten auftretender Nebenzeiten und der Bearbeitungseffizienz des Prozesses verdeutlicht. Auch wenn diese Kriterien in der Industrie häufig eine wichtige Stellung einnehmen und sie sich zwischen diskontinuierlichen und kontinuierlichen Trajektorien stark unterscheiden, müssen zur Ableitung eines geeigneten kontinuierlichen Trajektorien-Designs umfassendere Kriterien berücksichtigt werden. Hierfür wurde das gesamte Arbeitssystem der LOVB herangezogen, denn darin werden die Wechselwirkungen des Bearbeitungsprozesses mit verschiedenen Betriebsmitteln und dem Personal betrachtet. Aus diesem Grund werden im Folgenden wichtige Elemente des Arbeitssystems ausgewählt und Kriterien für eine umfassende Bewertung der Trajektorienalternativen definiert. Im Anschluss werden diese Kriterien im Rahmen einer systematischen Vorgehensweise zur Auswahl eines konkreten Trajektorien-Designs genutzt.

#### **Arbeitssystembetrachtung zur Ermittlung von Kriterien zur Bewertung der Trajektorien der LOVB**

Als Arbeitssysteme werden technische und sozio-technische Systeme bezeichnet, bei denen Mensch und Betriebsmittel interagieren, um eine vorgegebene Arbeitsaufgabe zu erfüllen. In REFA (1984, S. 94) wurde die Basis für die Beschreibung eines Arbeitssystems geschaffen, indem die wechselwirkenden Systemelemente allgemeingültig dargestellt werden. Mit Bezug auf die LOVB sind diese

- **die Arbeitsaufgabe**, die alle Aktivitäten für die Durchführung der LOVB einschließlich aller notwendigen Vor- und Nachbereitungsschritte umfasst, wie z. B. Einstell- und Prüfarbeiten sowie Arbeiten zur Behebung von Störfällen,
- **die Betriebs- bzw. Arbeitsmittel**, die insbesondere alle Anlagen, Maschinen und deren Komponenten sowie Werkzeuge und Mess-/Prüfmittel beinhalten, die den Menschen bei der Ausführung der LOVB und aller damit verbundener Tätigkeiten unterstützen,
- **der Mensch**, der im Kontext der Oberflächenvorbehandlung als Arbeitsperson gesehen werden kann, durch deren passives und aktives Handeln die Funktionsfähigkeit der Laseranlage sichergestellt und die gewünschte Ausführung der Bearbeitung befähigt und überwacht wird,
- **der Arbeitsablauf**, der das räumliche und zeitliche Zusammenwirken des Menschen und der Arbeitsmittel beschreibt, um die LOVB durchzuführen,
- **die Eingaben**, welche die notwendigen Energie-, Informations- und/oder Stoffflüsse beinhalten, durch deren Veränderung oder Verwendung die laserbasierte Bearbeitung ausgeführt werden kann,
- **die Ausgaben**, die alle Energie-, Informations- und/oder Stoffflüsse definieren und die nach der Ausführung der LOVB vorliegen und
- **die Umwelteinflüsse**, die alle physikalischen, chemischen, biologischen, sowie organisatorischen und sozialen Einflüsse spezifizieren, die das Arbeitssystem beeinflussen und deren Entstehungsursprung außerhalb des Arbeitssystems liegt.

Nicht alle dieser Systemelemente des Arbeitssystems werden durch die Trajektorie beeinflusst. Beispielsweise stehen der grundlegende Arbeitsablauf (Werkstückzuführung – Spannen des Werkstücks – Bearbeitung des Werkstücks – Weiterführung des Werkstücks), die Arbeitsaufgabe (laserbasierte Vorbehandlung der Metalloberfläche) und weitere Eingabegrößen (z. B. Werkstück, Strombedarf und Druckluft des Cross-Jets) nicht oder kaum in Wechselwirkung mit dem Trajektorien-Design und wurden deswegen nicht weiter betrachtet. Auch die Bearbeitungseffizienz, wie sie in Abschnitt 6.2 bestimmt wurde, ist für alle kontinuierlichen Trajektorien sehr ähnlich und wird deshalb im Folgenden nicht als Bewertungskriterium aufgeführt. Somit bleiben als relevante Systemelemente die **Betriebs- und Arbeitsmittel**, der **Mensch** und die **Ausgaben**. Die spezifischen Kriterien und deren zugehörige Metriken zur Bewertung eines Trajektorien-Designs sind in Tabelle 6-2 zusammengefasst und sollen im Weiteren erläutert werden.

Tabelle 6-2: Kriterien zur Auswahl eines kontinuierlichen Trajektorien Designs

	<i>Kriterium</i>	<i>Beschreibung</i>	<i>Skala</i>
Betriebsmittel	Systembelastung	die mechanische Belastung, die auf die Antriebsmotoren der Scanner- spiegel wirkt und zu Verschleiß führt	1 (hoch) → 9 (niedrig)
	Systemtechnik- übertragbarkeit	die Auswahlmöglichkeit kommer- ziell verfügbarer Scanneroptiken, mit denen die Trajektorie realisiert werden kann	1 (niedrig) → 9 (hoch)
Mensch	Systemkomplexität	der Aufwand und das Know-how, welche von den Anwendenden zur Beherrschung der Laseranlage er- fordert werden	1 (hoch) → 9 (niedrig)
	Prozesskomplexität	der Aufwand und das Know-how, welche seitens der Anwendenden zur Einrichtung, Verbesserung oder Adaption des Prozesses nötig sind	1 (hoch) → 9 (niedrig)
Ausgabe	Topografie- eigenschaften	die Reproduzierbarkeit, die Ge- nauigkeit und die Bearbeitungs- konsistenz der resultierenden To- pografie	1 (niedrig) → 9 (hoch)
	Geometrieflexibilität	die geometrischen Freiheitsgrade, die sich innerhalb der Produktge- staltung ergeben, ohne Einschrän- kungen im Laserprozess erwarten zu müssen	1 (niedrig) → 9 (hoch)

Die gewünschte Bewegung des Laserbrennflecks entlang der Trajektorie mit den geforderten Merkmalen definiert technische Anforderungen an die **Betriebsmittel** und insbesondere an die Scanneroptik und deren Steuerung. Je nachdem, in welchem Verhältnis diese Anforderungen zu der Leistungsfähigkeit des Optiksystems stehen, gestaltet sich die Systembelastung und somit der Verschleiß der Systemkomponenten. Für Systemtechnikanbieter ist die Kombination aus den kleinen Fokusdurchmessern und der hochdynamischen Bewegung beim RAC eine besondere Herausforderung. Es besteht daher für Anwendende die

Gefahr, dass die Anforderungen nur von wenigen oder einzelnen Anbietern erfüllt werden können, was das Risiko eines Abhängigkeitsverhältnisses vom spezifischen Unternehmen birgt. Im ungünstigsten Fall können die Trajektorien zum aktuellen Stand der Technik unter den geforderten Prozessrandbedingungen überhaupt nicht umgesetzt werden.

Auch das erforderliche Wissen, über das **Menschen** (im vorliegenden Fall das Bedienpersonal) während des Einstellens des Prozesses, während der Verbesserung des Prozessergebnisses, während der Überwachung des Prozessablaufs oder zum Beseitigen von Prozessstörungen verfügen müssen, wird direkt oder indirekt von der Trajektorie beeinflusst. Die Qualifikationsanforderungen an das Personal resultieren dabei sowohl aus dem Grad der Prozesskomplexität als auch der Systemkomplexität. Die Prozesskomplexität resultiert aus der Anzahl und der Vernetzung der Prozess-Freiheitsgrade, die das Personal für die Durchführung der Arbeitsaufgabe beherrschen muss. Die Systemkomplexität umfasst die Interaktion, die Kommunikation und die Synchronisation der Systemkomponenten.

Die Eigenschaften des Prozessergebnisses, als ein Teil der **Ausgabe**, nehmen eine entscheidende Rolle ein, wenn über die Einführung der Technologie in Unternehmen entschieden wird. Das Prozessergebnis hängt dabei von der prozesssicheren Ausführung der LOVB ab, wobei es für die Anwendung vorteilhaft ist, wenn die Qualitätsmerkmale der Topografie auch bei zunehmender geometrischer Komplexität der zu bearbeitenden Metallkomponente sichergestellt werden können.

### **Analytischer Hierarchieprozess zur Bewertung der kontinuierlichen Trajektorienalternativen**

Für die Auswahl einer geeigneten Trajektorie wurden die Lissajous-Figuren gemäß Abbildung 2-9 (S. 23) mithilfe des analytischen Hierarchieprozesses (AHP), auch Saaty-Methode genannt, bewertet (SAATY 1977). Für die Bewertung wurde der Einsatz einer On-the-fly-Bearbeitung angenommen. Die Vorteile dieses Bearbeitungsprinzips wurden in den vorangegangenen Kapiteln bereits erläutert. Ähnlich wie die Nutzwertanalyse unterstützt die präskriptive, systematische Vorgehensweise des AHP bei multikriteriellen Entscheidungsprozessen. Die Lösung wird hier durch zwei grundlegende Schritte erreicht – die Gewichtung der Bewertungskriterien und die Bewertung der Trajektorienalternativen. Durch die Verrechnung der Relevanz des jeweiligen Bewertungskriteriums (Schritt 1) und der Eignung der spezifischen Trajektorie hinsichtlich der Bewertungskriterien (Schritt 2) kann ein einheitlicher Vergleich aller Trajektorienalternativen erfolgen.

Im ersten Schritt werden die Bewertungskriterien vorbereitet und gegenseitig gewichtet. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden hierzu bereits in der Tabelle 6-2 den einzelnen Systemelementen eines Arbeitssystems LOVB-spezifische Kriterien zugeordnet. Für die Bewertung der Trajektorien wurden sowohl die Systemelemente als auch die genannten Kriterien berücksichtigt. Die Systemelemente (Hierarchieebene 1) sind den Kriterien (Hierarchieebene 2) übergeordnet. Eine Gewichtung ist jedoch nur innerhalb einer Hierarchieebene sinnvoll. Aus diesem Grund wurden zunächst Teilgewichtungen mittels paarweisen Vergleichs innerhalb jeder Hierarchieebene ermittelt und die Gesamtgewichtung beider Hierarchieebenen durch Multiplikation der Teilgewichtungen berechnet, um die Relevanz des Kriteriums zu bestimmen. Saaty schlägt für den paarweisen Vergleich eine Skala mit 16 um den Neutralwert 1 angeordneten Abstufungen vor (SAATY 1977). Die Abstufungen sind die natürlichen Zahlen von 1 bis 9 und ihre Kehrwerte. Den Einzelwerten sind die verbalen Aussagen aus Tabelle 0-2 des Anhangs C.1 zugeordnet. Der vollfaktorielle Vergleich der Inhalte einer Hierarchieebene kann innerhalb einer Evaluationsmatrix dargestellt werden, deren Dimension von der Anzahl der Hierarchieelemente  $n_B$  bestimmt wird. Für die vorliegende Problemstellung sind die Evaluationsmatrizen jeder Hierarchieebene in Anhang C.2 aufgeführt. Dabei wurde zusätzlich berücksichtigt, dass nur Inhalte der Hierarchieebene 2 verglichen wurden, die dem gleichen Systemelement zugeordnet sind. Die Einträge des mittels der Spaltensumme normalisierten Eigenvektors jeder Evaluationsmatrix entsprechen den Teilgewichtungen der Inhalte innerhalb einer Hierarchieebene (SAATY 1990).

Eine grundlegende Voraussetzung für das Verfahren ist die Unabhängigkeit der Bewertungskriterien innerhalb einer Hierarchieebene. Zur Absicherung der Ergebnisvalidität wird die Gewichtung innerhalb jeder Hierarchieebene auf Konsistenz geprüft, um eventuelle Widersprüche während des paarweisen Vergleichs zu vermeiden. Für die vorliegende Problemstellung konnte die Ergebnisvalidität abgesichert werden (siehe Anhang C.2), wobei die getroffenen Priorisierungen der Bewertungskriterien zueinander vollständig konsistent waren. Für die Berechnung der Gesamtgewichtung eines Bewertungskriteriums wurden die ermittelten Teilgewichte entlang des jeweiligen Pfads der Hierarchieebenen multipliziert.

Im zweiten Schritt des AHP erfolgt der vollständige Vergleich der Lösungsalternativen mithilfe der Bewertungskriterien. Das ausschlaggebende Entscheidungskriterium für die Auswahl einer Trajektorie ist der Gesamtprioritätswert, welcher der Summe aller mit der jeweiligen Gesamtgewichtung multiplizierten Skalenwerte einer Trajektorienalternative entspricht. Für die Bestimmung der Skalenwerte wurde ein lineares Punktesystem von 1 bis 9

genutzt, wobei die Bewertung 9 jeweils die bezüglich eines Bewertungskriteriums beste Bewertung darstellt. Der für die Gesamtprioritätswertung genutzte Skalenwert einer Trajektorie wurde aus dem arithmetischen Mittelwert expertenspezifischer Einschätzungen ermittelt. Für die vorliegende Problemstellung sind die Ergebnisse der verschiedenen Trajektorien in Tabelle 6-3 dargestellt, wobei die Bewertungen selbst und in Expertengesprächen mit der Raylase GmbH (Weßling, Deutschland) und der Novanta Europe GmbH (Wackersdorf, Deutschland), als etablierte Systemanbieter, durchgeführt wurden. Hierfür wurde ein Fragebogen gestaltet, der in Anhang C.3 dokumentiert ist. Zur Reduktion der Komplexität des Fragebogens wurde die Vielzahl der möglichen Trajektorien anhand des Frequenzverhältnisses  $f_x/f_y$  und der Phasenverschiebung der Spiegelbewegung  $\Delta\varphi$  kategorisiert (I bis V), mit dem Ergebnis, sinus-, kreisförmige, elliptische und achtförmige Kurven herauszustellen. Weitere komplexere Trajektorien wurden zusammengefasst. Die Ergebnisse der ausgefüllten Fragebögen und die Erläuterung der Bewertungen sind in den Anhängen C.4 bis C.6 einsehbar.

Die Analyse gemäß dem AHP stellte den Kreis als vorteilhafte Form für die Oberflächenvorbehandlung heraus. Insbesondere die richtungsunabhängige, gleichmäßige Geometrie des Kreises und die etablierte Umsetzung der Kreisform in anderen Anwendungsbereichen, vorwiegend beim Remote-Laserstrahlschweißen, sind die entscheidenden Kriterien zugunsten der Trajektorie. Die kreisförmige Oszillation bedingt die gleiche Bewegung beider Scannerspiegel, wodurch ähnliche mechanische Belastungen der Spiegel und der Antriebsmotoren vorliegen. Zudem ist die Krümmung der Bahn konstant und die Scannerspiegel werden gleichmäßig beschleunigt, wodurch Spitzen in der Belastung der Antriebsmotoren gegenüber anderen Trajektorien reduziert sind.

Ein großer Vorteil der zirkularen Strahloszillation liegt darin, dass die zugehörige Lissajous-Figur keine Vorzugsrichtung zeigt. Damit sind beide Bewegungskomponenten – die lokale Kreisbewegung und die Hauptachsenbewegung des Kreises entlang einer Kontur – vollständig voneinander entkoppelbar. Eine aufwendige Synchronisation von Systemkomponenten kann entfallen und bei einer Richtungsänderung der Hauptachsenbewegung muss die lokale Kreisbewegung nicht angepasst bzw. gedreht werden. Die Gefahr, dass durch die plötzliche Drehung der Trajektorie Bereiche der Oberfläche unbearbeitet bleiben, kann somit prozesstechnisch durch diese Trajektorie vermieden werden.

Tabelle 6-3: Teil- und Gesamtgewichtung der Bewertungskriterien sowie Skaleneinstufung und finale Gesamtprioritätswerte für kontinuierliche Trajektorien basierend auf den Lissajous-Figuren

<i>Hierarchie- ebene 1 (Teilgewicht)</i>	<i>Hierarchie- ebene 2 (Teilgewicht)</i>	<i>Gesamt- gewicht</i>	<i>Sinus (<math>f_x = f_y</math>, <math>\Delta\varphi = 0</math>)</i>	<i>Kreis (<math>f_x = f_y</math>, <math>\Delta\varphi = \frac{\pi}{2}</math>)</i>	<i>Ellipse (<math>f_x = f_y</math>, <math>\Delta\varphi &lt; \frac{\pi}{2}</math>)</i>	<i>Acht (<math>f_x = f_y/2</math>, <math>\Delta\varphi = 0</math>)</i>	<i>Andere (<math>f_x \neq f_y</math>, <math>\Delta\varphi \neq 0</math>)</i>
<b>Betriebs- mittel (0,14)</b>	<b>System- belastung (0,75)</b>	0,107	4,0 <small><math>= (2+7+3)/3</math><sup>19</sup></small>	7,3	6,7	5,0	3,3
	<b>Systemtechnik- übertragbarkeit (0,25)</b>	0,036	7,3	8,3	7,7	4,7	2,0
<b>Mensch (Bedien- person) (0,14)</b>	<b>System- komplexität (0,25)</b>	0,036	5,0	5,0	4,7	4,7	3,7
	<b>Prozess- komplexität (0,75)</b>	0,107	7,3	7,3	6,0	4,3	3,7
<b>Ausgabe (0,71)</b>	<b>Topografie- eigenschaften (0,83)</b>	0,595	5,3	8,0	5,7	5,3	4,3
	<b>Geometrie- flexibilität (0,17)</b>	0,119	6,0	5,0	5,0	6,0	4,3
<b>Gesamtprioritätswert</b>			<b>5,5</b>	<b>7,4</b>	<b>5,8</b>	<b>4,6</b>	<b>4,0</b>

Die Kreisform hat allerdings auch Einschränkungen in der bearbeitbaren Bauteilgeometrie zur Folge. Eine Veränderung des Abstands zwischen Scanneroptik und Bauteiloberfläche während einer Kreisbewegung führt zu einer Defokussierung des Laserbrennflecks. Die Fokussierlinse erreicht nicht die dynamischen Eigenschaften, um den Durchmesser des Laserbrennflecks mit der Oszillationsfrequenz beliebig zu steuern. Da die Amplitude der Kreisbewegung üblicherweise im Bereich von Millimetern liegt, ist dieser Effekt jedoch nur bei einem Winkelversatz zwischen Optik und Oberfläche oder bei der Veränderung der Höhenposition der Oberfläche relevant, bei der eine Defokussierung nicht durch die Bewegung der Scanneroptik ausgeglichen werden kann.

<sup>19</sup> Die Summanden ergeben sich aus den Einschätzungen der Experten aus Anhang C-3-2 bis C-3-4 für das Kriterium „Systembelastung“.

### 6.4 Zusammenfassung

Im Rahmen des Kapitels wurde die zirkulare Strahloszillation als geeignete Trajektorie für die LOVB mittels Dauerstrich-Laserstrahlung identifiziert. Die kontinuierliche Trajektorie hat das Potenzial, die Bearbeitungseffizienz gegenüber den konventionellen diskontinuierlichen Brennfleckbewegungen zu steigern. Für diese Bewertung wurden alle für die Bearbeitung relevanten Zeitanteile empirisch evaluiert und in einem theoretischen Prozessmodell für die LOVB zusammengeführt.

Des Weiteren wurde eine Studie zur Bewertung der Anwendbarkeit kontinuierlicher Trajektorien unter industriellen Rahmenbedingungen durchgeführt, wobei die Betriebsmittel, die Bedienperson als steuerndes Element und das Prozessergebnis berücksichtigt wurden. Hierfür wurde der AHP genutzt, um über Expertengespräche eine methodisch abgesicherte Einschätzung zu erhalten. Als Ergebnis der Studie stellte sich die zirkulare Strahloszillation als vielversprechend heraus.

Um detailliertere Aussagen bezüglich der Kreisform als Trajektorie der Oberflächenvorbehandlung treffen zu können, soll im folgenden Kapitel die Trajektorie im Detail betrachtet und für die Anwendung als LOVB-Methode vorbereitet werden. Die Umsetzung der LOVB und die Beschreibung der resultierenden Topografieeigenschaften bilden die Basis für die Vorhersage der Verbindungseigenschaften.



## **7 Topografiemodifikation mit zirkular oszillierendem Laserstrahl**

### **7.1 Allgemeines**

Die zirkulare Strahloszillation schafft eine spezifische Topografie, deren Eignung für Metall-Kunststoff-Verbunde bisher noch nicht untersucht wurde. Für die Anwendenden ist eine Beschreibung der Topografie nur sinnvoll, wenn auch die Zusammenhänge zu den Prozessparametern bekannt sind. Nur so ist der Fertigungsprozess geeignet steuer- und einstellbar und kann an unterschiedliche Rahmenbedingungen, wie die Geometrie der Vorbehandlungsfläche oder den Werkstoff, angepasst werden. Aus diesem Grund soll im Folgenden die zirkulare Strahloszillation für die Anwendung bei der LOVB analysiert werden, um den Abtrag zu quantifizieren und Prozessgrößen zu definieren, mithilfe derer eine Prozessauslegung ermöglicht wird (Abschnitt 7.2). Die Basis dazu bildet die mathematische Beschreibung der Trajektorie. Anschließend wird anhand experimenteller Untersuchungen die resultierende Topografie metallischer Prüfkörper im Detail betrachtet, um Einschränkungen und Potenziale bezüglich der Anbindung an den Kunststoff zu postulieren (Abschnitt 7.3).

### **7.2 Vorbetrachtungen zu den experimentellen Analysen**

Um die Topografieausprägungen und deren Ursprung verstehen zu können, bedurfte es einiger Voruntersuchungen und -betrachtungen, mit deren Hilfe eine prozesstechnische Verständnisgrundlage geschaffen wurde. Im ersten Schritt wird das Abtragverhalten mit besonderem Fokus auf den Einfluss der Luftströmung oberhalb der Prozesszone analysiert, da deren Betrachtung eine Ergänzung zu bestehenden Analysen des Abtragverhaltens in der Literatur ist. Darauf folgend wird die Trajektorie der Strahloszillation hinsichtlich der

prozessspezifischen Ausprägungen der LOVB vorbereitet und es werden Prozessparameter für die im Weiteren beschriebenen Untersuchungen definiert.

### 7.2.1 Stabilisierung des Abtragverhaltens mittels Luftströmung

Der Abtrag von Werkstoff durch das RAC wurde in der Literatur bereits eingehend betrachtet. In Abschnitt 3.3 konnten einige Untersuchungen aufgezeigt werden, in deren Rahmen ein werkstoffspezifisches Prozessfenster des RAC und die Abhängigkeit der Abtragtiefe von einzelnen Prozessparametern präsentiert wurden. Ein solches grundlegendes Verständnis wurde ebenfalls für den in dieser Arbeit genutzten Werkstoff aufgebaut, um den quantitativen Einfluss der Laserleistung und der Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks auf die Abtragtiefe zu evaluieren. Die Analysen erfolgten im Rahmen von Voruntersuchungen, bei denen einzelne Schnittfugen betrachtet wurden. Die Ergebnisse können im Anhang D eingesehen werden.

Im Unterschied zur Analyse des Abtragverhaltens, bei der einzelne lineare Schnittfugen untersucht wurden, bedarf eine LOVB für MKV einer flächigen Bearbeitung. Hierbei wird im Fall diskontinuierlicher Trajektorien eine Vielzahl von Schnittfugen mit geringem Abstand gereiht und überlagert, wohingegen die Trajektorie der Strahloszillation eine Zykloide darstellt, die typischerweise Schnittpunkte mit sich selbst aufweist. Experimentelle Untersuchungen zur flächigen Bearbeitung haben gezeigt, dass für die genutzte Systemtechnik in einem solchen Fall die Prozessmechanismen keinen stabilen Abtrag der Schmelze ermöglichen, obwohl dies bei einzelnen Schnittfugen eintrat. Ein Beispiel hierfür ist in Abbildung 7-1 zu sehen. Die erste produzierte Schnittfuge weist einen gleichmäßigen Abtrag entlang der gesamten Schnittfugenlänge auf, die weiteren Schnittfugen sind teilweise durch Schmelzerückstände gekennzeichnet, welche die Schnittfuge verschließen.

Der Grund für die Instabilität des Schmelzeaustriebs wurde in der angewendeten Intensität des Laserstrahls vermutet, da der Austrieb der Schmelze aus der Schnittfuge teilweise nicht erfolgte. ZAEH ET AL. (2010b) erwähnen Intensitäten größer als  $10^8$  W/cm<sup>2</sup>, die für die Remote-Bearbeitung genutzt werden. Für die maximale Ausgangsleistung der Laserstrahlquelle von  $P_L = 3000$  W und den Fokusbereich  $d_{fok} = 63$  µm konnte die Oberfläche des Metalls mit einer mittleren Intensität von  $9,6 \cdot 10^7$  W/cm<sup>2</sup> bestrahlt werden. Diese lag knapp unterhalb des Literaturwerts. Die Begrenzung der Intensität war eine Folge der Eigenschaften der verfügbaren Strahlquelle und der Systemtechnik. Eine Reduktion des Fokusbereichs hätte Dynamikeinbußen innerhalb der Scanneroptik bewirkt. Eine ausreichende

Dynamik ist jedoch insbesondere für die Umsetzung einer oszillierenden Trajektorie notwendig.

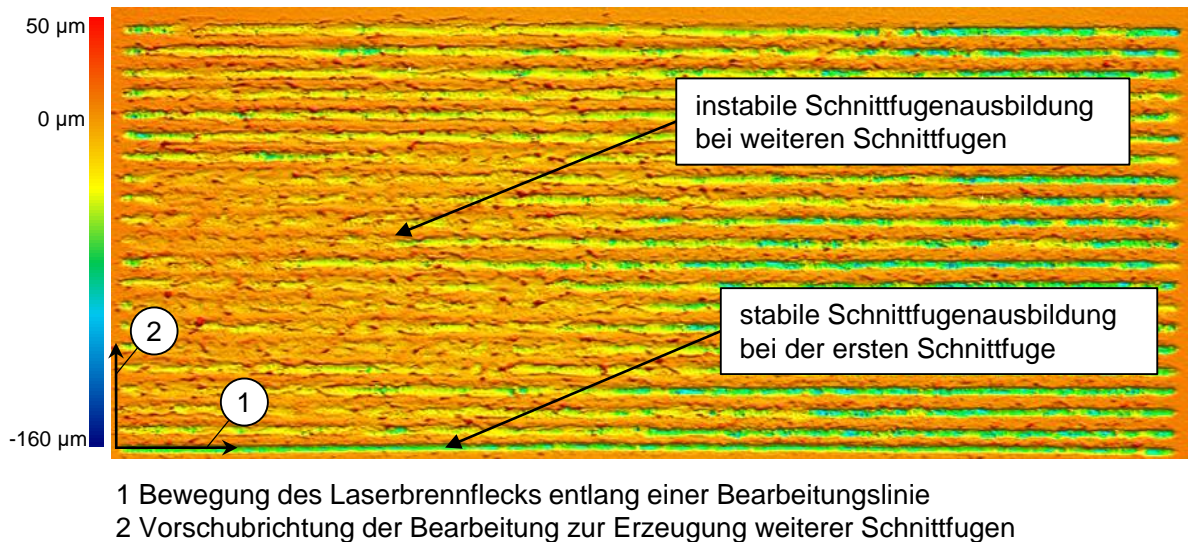


Abbildung 7-1: Höhenprofil des mittels der Trajektorie M1 unidirektional und ohne Luftstrom bearbeiteten Metalls ( $P_L = 3000 \text{ W}$ ;  $v_L = 8 \text{ m/s}$ ;  $d_L = 400 \text{ µm}$ )

Anhand der ersten Schnitffuge ist zu erkennen, dass ein stabiler Werkstoffabtrag dennoch möglich ist, solange der Laserstrahl nicht durch zusätzliche Effekte abgeschwächt oder verändert wird, was jedoch für die folgenden Schnitffugen der Fall zu sein scheint. Als Erklärung hierfür wurde ein signifikanter Einfluss der Zinkbeschichtung vermutet. Zinkdampf, der bereits bei deutlich niedrigeren Temperaturen entsteht als Stahldampf, bewirkt eine Abschirmung und Streuung des Laserstrahls. Als Folge sinkt der Intensitätswert auf der Metalloberfläche, sodass der Rückstoßdruck des verdampften Werkstoffanteils nicht ausreicht, um die Schmelze vollständig aus der Prozesszone zu entfernen.

Um den Werkstoffabtrag dennoch prozessstabil auszuführen, wurde ein Luftstrom angewendet. Dieser war parallel zur Blechoberfläche ausgerichtet und erfasste die Wechselwirkungszone (WWZ) zwischen Werkstoff und Laserstrahl sowie den Strahlengang oberhalb der Prozesszone, wie bereits in Abbildung 5-1 (S. 74) dargestellt wurde. Mittels des Luftstroms sollten zwei Effekte verstärkt werden:

1. Zum einen sollte der Abtransport **entstehender Werkstoffdämpfe**, resultierend aus der Zinkbeschichtung und dem Stahlwerkstoff, aus der Prozesszone **intensiviert** werden. Eine Streuung und Abschirmung der Laserstrahlung, welche eine Reduktion der Intensität bewirkt, sollte damit vermieden werden.

2. Zum anderen wird die **chemische Oxidationsreaktion** in der WWZ durch eine **verbesserte** Luft- und damit Sauerstoffzufuhr gefördert. Ähnlich dem Laserstrahlbrennschneiden, bei dem der Prozesszone aktiv Sauerstoff zugeführt wird, um die exotherme Oxidationsreaktion zu begünstigen und deren Enthalpie für den Prozess zu nutzen, fungiert der Luftstrom als zusätzlicher Sauerstofflieferant.

Um die beiden Hypothesen experimentell zu untersuchen, wurden Versuchsreihen mit dem Ziel durchgeführt, die Wirkung der Luftströmung

1. auf die Abtragtiefe einer Schnittfuge und
2. auf die Verbindungsfestigkeit der MKV

zu analysieren.

### **Einfluss der Luftströmung auf die Abtragtiefe der Schnittfuge**

Zur Analyse der Schnittfugentiefe wurde die Trajektorie M1 unter Variation des Schnittfugenabstands genutzt, um die Oberfläche des Metalls zu modifizieren. Um die Abtragtiefe dieser Modifizierung zu messen, wurde die Oberfläche des strukturierten Metalls digitalisiert und das entstandene Oberflächenprofil in zwei Richtungen betrachtet (Abbildung 7-2a). Zur Auswertung der Abtragtiefe  $z_s$  wurde eine Profillinie senkrecht zu den Schnittfugen ausgerichtet und die Tiefe von 20 Schnittfugen gemittelt. Zudem wurde die Entwicklung der Abtragtiefe entlang der Schnittfugenlinie mittels des Abtragwinkels  $\varphi_s$  analysiert. Für die Quantifizierung des Abtragwinkels wurde eine Profillinie in den Schnittfugenrund gelegt und über den Winkel zur Blechoberfläche die Veränderung der Abtragtiefe bestimmt. Die winkelbezogene Beschreibung setzte ein annähernd lineares Änderungsverhalten der Abtragtiefe entlang der Schnittfuge voraus, was sich innerhalb der Experimente bestätigte.

In Abbildung 7-2b werden die Abtragtiefe und der Abtragwinkel unter Abwesenheit und unter Nutzung der Luftströmung bei verschiedenen Schnittfugenabständen  $d_l$  miteinander verglichen. Die Ergebnisse lassen erkennen, dass der Werkstoffabtrag durch den Luftstrom begünstigt wurde, sodass die gemittelte Abtragtiefe um etwa 50 % bis 60 % gesteigert werden konnte. Die Stabilisierung der Abtragmechanismen zeigt sich im Diagramm ebenfalls, und zwar anhand der Standardabweichung der Abtragtiefe, die durch die Anwendung des Luftstroms reduziert werden konnte. Die Veränderung der Abtragtiefe entlang der Schnittfuge ist mit Luftstrom wesentlich schwächer ausgeprägt, was sich an den reduzierten Abtragwinkeln ablesen lässt. Der Abtragprozess wurde somit durch den Luftstrom intensiviert,

wodurch das Prozessergebnis über die gesamte Prozessfläche homogenisiert werden konnte.

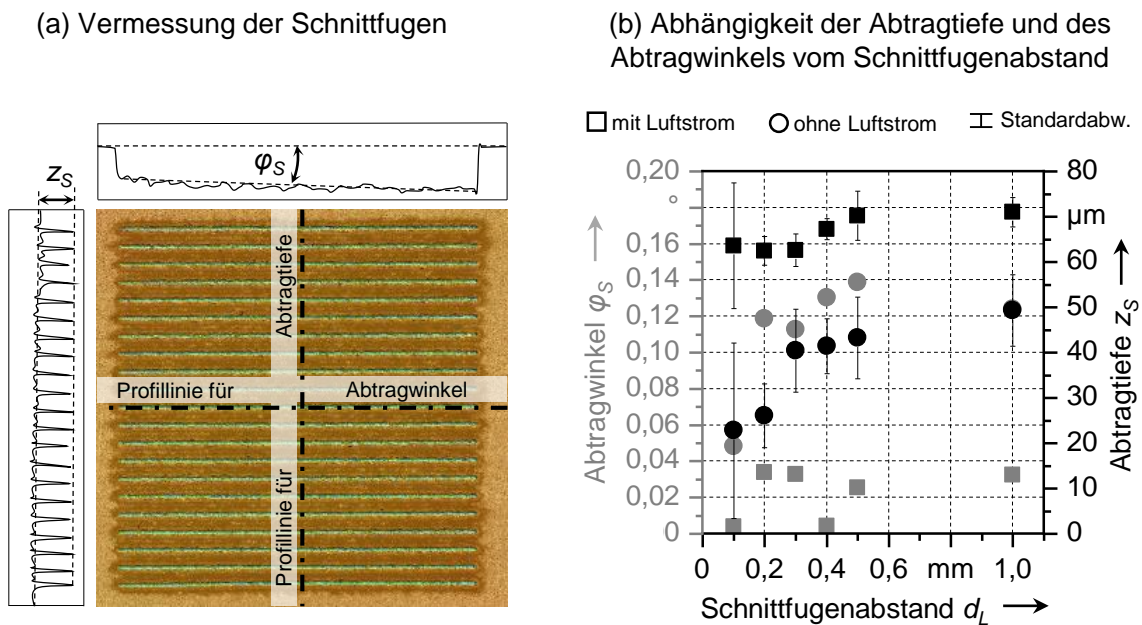


Abbildung 7-2: Profillinien zur Bestimmung der Abtragtiefe  $z_S$  und des Abtragwinkels  $\varphi_S$  einer Schnitffuge (a) sowie Messergebnisse in Abhängigkeit vom Schnitffugenabstand  $d_L$  mit und ohne Luftstrom (b) ( $P_L = 3000 \text{ W}$ ;  $v_L = 8 \text{ m/s}$ )

### Einfluss der Luftströmung auf die Verbindungsfestigkeit der MKV

Einen visuellen Eindruck der Auswirkung des Luftstroms bei der flächigen Bearbeitung gaben REM-Aufnahmen der Metalloberfläche (Abbildung 7-3). Der Laserstrahl wurde dabei gemäß der Trajektorie M3 über die Oberfläche geführt.

Die Bilder der Metalloberfläche zeigen eine deutliche Stabilisierung des Werkstoffabtrags durch den Einsatz des Luftstroms. Während in Abbildung 7-3a eine deterministische Struktur mit definierten Schnitffugen erkennbar ist, ist die Topografie in Abbildung 7-3b von starken Schmelzeablagerungen dominiert. Je nach Schnitffugenabstand kommt es dadurch zu einer schwächeren Ausbildung der gewünschten Topografie bis hin zu einer stochastischen Verteilung von Schmelze mit abnehmendem Schnitffugenabstand.

Die unterschiedlichen Metalloberflächen haben letztendlich auch eine Auswirkung auf die Festigkeit der MKV. Um hierfür einen Zusammenhang zu ermitteln, wurden je Trajektorie vier Probekörper unter Nutzung des Luftstroms und ohne Luftstrom hergestellt und die Zugscherfestigkeit geprüft. Die arithmetischen Mittelwerte der Prüfung sind in Abbildung 7-4 dargestellt. Die zirkulare Strahloszillation wird im Folgenden mit ZSO bezeichnet.

(a) Topografie durch Abtrag mit Luftstrom (b) Topografie durch Abtrag ohne Luftstrom

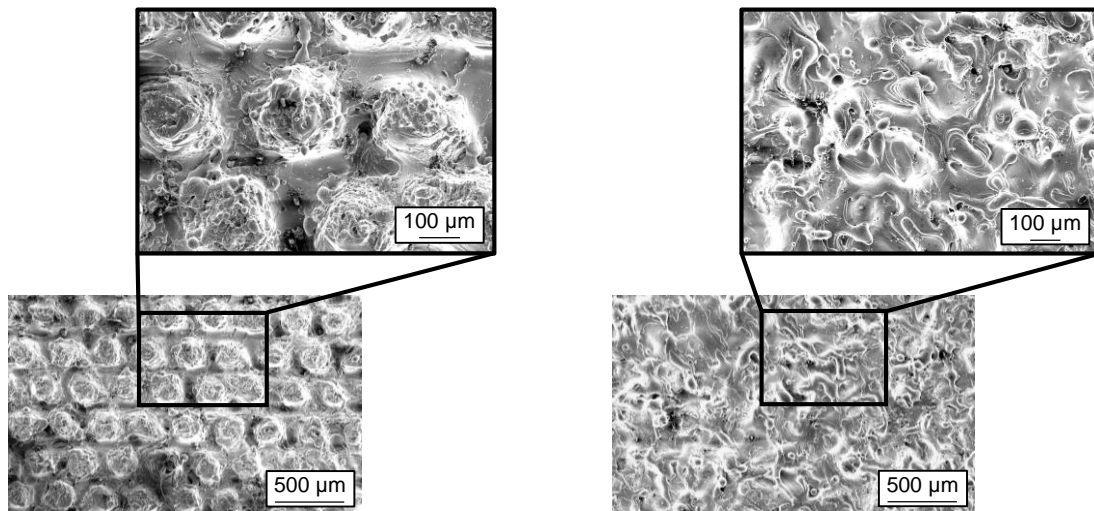


Abbildung 7-3: REM-Aufnahmen der mittels der Trajektorie M3 vorbehandelten Metalloberfläche mit Luftstrom (a) und ohne Luftstrom (b) ( $P_L = 3000 \text{ W}$ ;  $v_L = 8 \text{ m/s}$ ;  $d_L = 269 \text{ µm}$ )

Durch den Einsatz des Luftstroms konnte die Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  für alle angewendeten Trajektorien um etwa 10 % gesteigert werden. Durch die Schnittfugenausbildung ergibt sich eine größere Oberfläche, an die sich der Kunststoff anbinden kann. Ein signifikanter Einfluss auf die Reproduzierbarkeit der Verbindungseigenschaften konnte anhand der Standardabweichungen festgestellt werden, auch wenn der Einfluss für die Trajektorien M2 und M3 nur gering war.

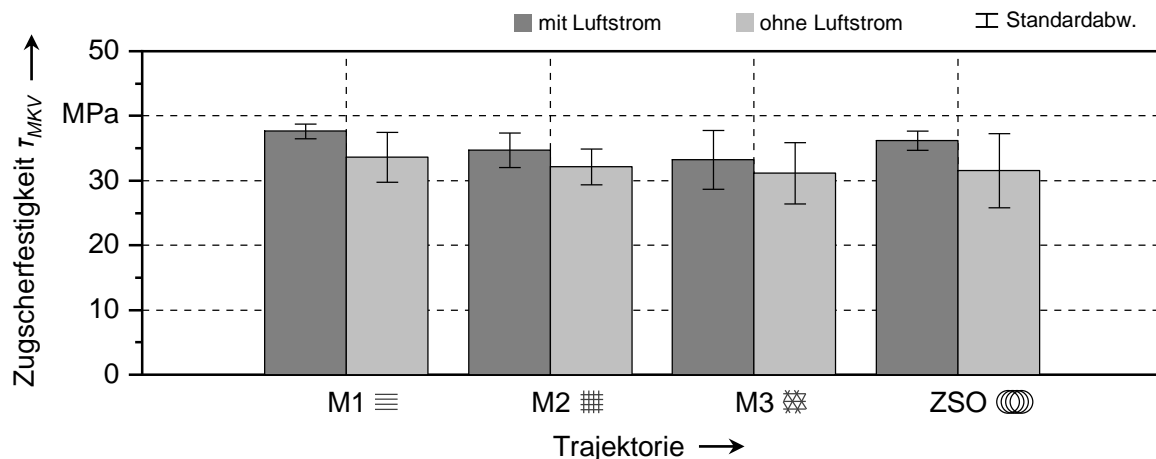


Abbildung 7-4: Resultierende Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  einer MKV infolge einer LOVB mit und ohne Luftstrom für verschiedene Trajektorien (LOVB:  $P_L = 3000 \text{ W}$ ;  $v_B = 8 \text{ m/s}$ ;  $d_{f,M1} = 355 \text{ µm}$ ;  $d_{f,M2} = 428 \text{ µm}$ ;  $d_{f,M3} = 263 \text{ µm}$ ;  $d_{f,ZSO} = 633 \text{ µm}$ ; Fügen:  $T_{Press} = 200 \text{ °C}$ ;  $p_{Press} = 3 \text{ bar}$ )

Der Einsatz eines parallel zur Oberfläche des Metalls ausgerichteten Luftstroms begünstigt somit die Schnittfugenausbildung und folglich die Verbindungsfestigkeit der MKV, obwohl

sich die Intensität des Laserstrahls an der Untergrenze der in der Literatur genannten Werte befand. Aus diesem Grund wurde der Luftstrom für die im Weiteren beschriebenen Untersuchungen genutzt.

Bevor nun die ZSO experimentell genauer betrachtet wird, soll im folgenden Abschnitt die Trajektorie auf prozessspezifische Charakteristika untersucht werden, um eine passende Prozesssteuerung anhand geeigneter Prozessgrößen zu ermöglichen.

### 7.2.2 Theoretische Betrachtungen zu prozessspezifischen Charakteristika

Basierend auf der allgemeinen Trajektoriengleichung (2.11) lässt sich die Bahnkurve der ZSO mathematisch beschreiben. Unter der Berücksichtigung der prozessspezifischen Eigenschaften des RAC konnten Vereinfachungen getroffen werden, sodass letztendlich praxisrelevante Prozessparameter abgeleitet und definiert werden konnten. Diese werden im Folgenden dargelegt.

Die Bahnkurve der zirkularen Bewegung zeichnet sich durch in beide Koordinatenrichtungen gleiche Amplituden ( $A_{Osz} = A_x = A_y$ ), gleiche Frequenzen ( $f_{Osz} = f_x = f_y$ ) und eine Phasenverschiebung  $\Delta\varphi = -\pi/2$  aus (SCHWEIER 2015, S. 48). Mit diesen Vereinfachungen kann die allgemeine Beschreibung der Bahnkurve der Lissajous-Figuren in Gleichung (7.1) überführt werden, wobei diese um den Vorschub des Kreises entlang der x-Koordinate erweitert wurde:

$$\begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_L \cdot t + A_{Osz} \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_{Osz} \cdot t) \\ A_{Osz} \cdot \sin\left(2 \cdot \pi \cdot f_{Osz} \cdot t + \frac{\pi}{2}\right) \end{bmatrix} \quad (7.1)$$

Infolge der zirkularen Oszillation ergeben sich drei Geschwindigkeitskomponenten, die für das RAC von Bedeutung sind. Diese sind

1. die Geschwindigkeit der Oszillation  $v_{Osz}$
2. die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  entlang der Hauptbewegungsachse der Bearbeitung und
3. die aus den Punkten 1 und 2 kombinierte Bahngeschwindigkeit des Laserbrennflecks  $v_B$

Die Bahngeschwindigkeit  $v_B$  ist dabei die vektorielle Summe der Vorschubgeschwindigkeit der Zykloide  $v_L$  und der reinen Oszillationsbewegung  $v_{Osz}$ , die aus der Amplitude  $A_{Osz}$  und der Oszillationsfrequenz  $f_{Osz}$  resultiert. Der Betrag der Bahngeschwindigkeit  $|v_B|$  berechnet

sich als Summe der Quadrate der zeitlichen Ableitung aus den Bewegungsgleichungen (7.1) der Koordinatenrichtungen und ergibt sich damit nach SCHWEIER (2015, S. 47) zu:

$$|\mathbf{v}_B| = \sqrt{v_L^2 + 4\pi^2 \cdot f_{Osz}^2 \cdot A_{Osz}^2 + 4\pi \cdot f_{Osz} \cdot A_{Osz} \cdot v_L \cdot \cos(2\pi \cdot f_{Osz} \cdot t)} \quad (7.2)$$

Demnach verändert sich die Bahngeschwindigkeit aufgrund der Kosinusfunktion periodisch in Abhängigkeit von der Oszillationsfrequenz  $f_{Osz}$ , der -amplitude  $A_{Osz}$  und dem Betrag der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$ . Für die Anwendung der ZSO als Trajektorie der LOVB ist von den drei Parametern lediglich  $v_L$  ein sinnvoller Variationsparameter der Trajektorie, da  $f_{Osz}$  dazu dient, die notwendige Absolutgeschwindigkeit für die Prozessmechanismen des Werkstoffabtrags sicherzustellen und über  $A_{Osz}$  die Bearbeitungsbreite definiert wird, die an die Verbindungsfläche der MKV anzupassen ist. Um die Auswirkung des variablen Geschwindigkeitsbetrags auf die Prozessmechanismen des RAC zu bewerten, wurde der zeitliche Verlauf von  $v_B$  näher betrachtet und es wurden die einzelnen vektoriellen Komponenten  $v_L$  und  $v_{Osz}$  analysiert. In Abbildung 7-5 ist der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  bei konstanter Oszillationsbewegung gezeigt. Es ist zu erkennen, dass die Bahngeschwindigkeit  $v_B$  über die Zeit schwankt. Aufgrund der Kreisbewegung ist die Schwankung periodisch und entspricht einer Sinusschwingung. Die Amplitude der Schwingung ist der Betrag von  $v_L$ , weshalb die Veränderung von  $v_B$  mit zunehmendem  $v_L$  steigt. Im Vergleich zur Oszillationsgeschwindigkeit  $v_{Osz}$ , die 8 m/s betrug, ist die Schwankung jedoch gering. Sie beträgt in der vorliegenden Betrachtung weniger als 4 %.

Um die Schwankung der Bahngeschwindigkeit allgemeingültig zu bewerten, wurde in Abbildung 7-5 ergänzend der Überlappgrad nach POPRAWE ET AL. (2009) als Maß für das Verhältnis der Geschwindigkeiten  $v_L$  und  $v_{Osz}$  betrachtet. Der Überlappgrad spezifiziert, in welchem Maß sich zwei aufeinander folgende Oszillationskreise bei der ZSO überschneiden. Die Berechnung erfolgt gemäß Gleichung (7.3), indem die Extrempunkte der Bahnkurven in Hauptvorschubrichtung  $x$  ins Verhältnis gesetzt werden:

$$\text{Überlappgrad} = \frac{x(\max \text{Oszillation } 1) - x(\min \text{Oszillation } 2)}{x(\max \text{Oszillation } 1) - x(\min \text{Oszillation } 1)} \quad (7.3)$$



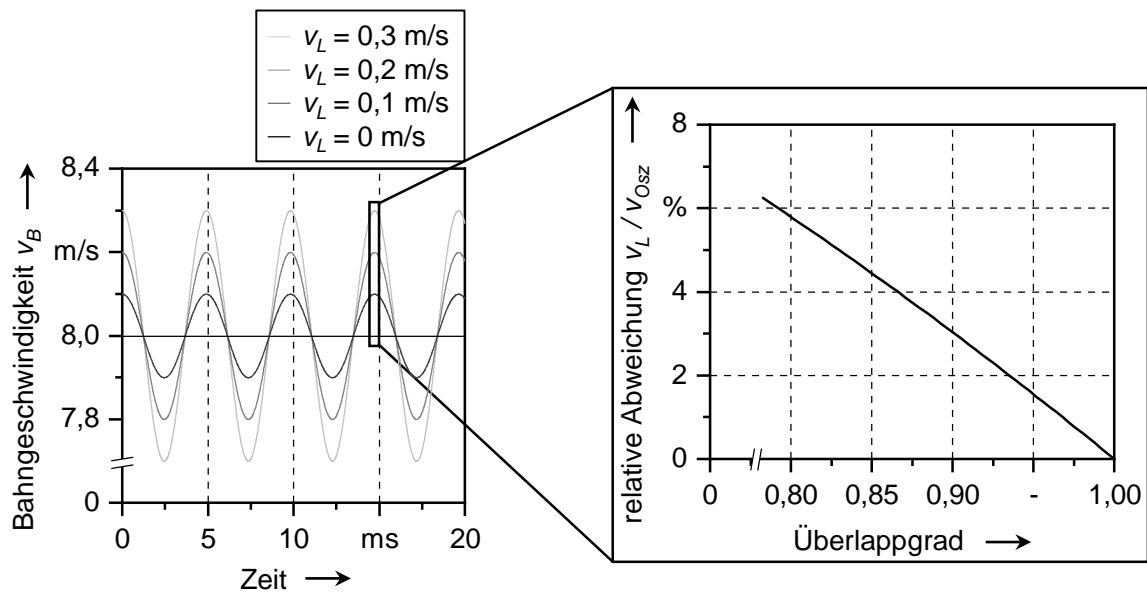


Abbildung 7-5: Betrag der Bahngeschwindigkeit  $v_B$  während der ZSO und relative Abweichung der Geschwindigkeitskomponente  $v_L$  zu  $v_{Osz}$  in Abhängigkeit vom Überlappgrad ( $A_{Osz} = 6,25$  mm,  $f_{Osz} = 203,7$  Hz)

Anhand des Diagramms in Abbildung 7-5 ist die relative Abweichung  $v_L / v_{Osz}$  in Abhängigkeit vom Überlappgrad dargestellt. Die Ergebnisse lassen erkennen, dass für Überlappgrade über 80 % die Bahngeschwindigkeit unter 6 % schwankt, ab etwa 90 % Überlappung sogar unter 3 %. Für die LOVB sind Überlappgrade größer 90 % der relevante Bereich, mit dem die Oberfläche des Metalls geeignet strukturiert werden kann.

Mit diesen Erkenntnissen kann an dieser Stelle die erste Vereinfachung formuliert werden: **Es kann davon ausgegangen werden, dass die Schwankung der Bahngeschwindigkeit keinen Einfluss auf den Abtragprozess hat.**

Aufgrund der typischerweise hohen Überlappung der Oszillationskreise beim RAC soll eine zweite Vereinfachung geprüft werden, die die Prozessauslegung in der Anwendung erleichtert. Im Fokus steht die vom Laserbrennfleck zurückgelegte Weglänge  $I_{B,gesamt}$  während der Bearbeitung. Diese Weglänge müsste für eine exakte Betrachtung über eine Integration des Betrags der Bahngeschwindigkeit berechnet werden. Um eine mathematische Integration zu vermeiden, sollte die Weglänge über einzelne gereihte Kreise approximiert werden. Diese Annahme wird im Folgenden geprüft. Hierzu wurde die Integration der Weglänge mit der Aneinanderreihung einzelner Kreise verglichen. Die relative Abweichung beider Lösungen ist in Abbildung 7-6 in Abhängigkeit vom Überlappgrad dargestellt.

Da sich die Oszillationen der Trajektorie der ZSO mit steigendem Überlappgrad zunehmend einer Kreisform annähern, sinkt die Abweichung zwischen der Integration und der

Approximation. Ab einer Überlappung von 90 % liegt eine maximale Abweichung von unter 0,04 % vor, bei 100 % ist keine Abweichung mehr festzustellen. Der Kurvenverlauf resultiert aus unterschiedlichen Änderungen der Weglänge in Abhängigkeit vom Überlappgrad, die bei beiden Berechnungswegen vorliegen. Dies soll anhand eines einfachen Beispiels erklärt werden. Es wird eine Prozessfläche angenommen, die genau so strukturiert wird, dass die letzte Oszillation bzw. der letzte Kreis gerade vollständig abgebildet wird. Wird nun der Überlappgrad um einen kleinen Betrag vergrößert, z. B. indem der Schnittfugenabstand verkleinert wird, so addiert sich bei beiden Berechnungswegen jeweils ein Teilstück zur Weglänge. Die Länge des Teilstücks ist jedoch unterschiedlich. Bei der exakten Trajektorie kommt ein Teilstück hinzu, das etwa der Änderung des Schnittfugenabstands entspricht, da das Teilstück im vorliegenden Fall annähernd parallel zur Bahn der Oszillationsachse ist. Bei der Approximation wird hingegen ein Segment des folgenden Kreises addiert, dessen Orientierung annähernd senkrecht zur Bahn der Oszillationsachse ist und das damit eine höhere Länge aufweist. Diese Verhältnisse ändern sich in Abhängigkeit des Überlappgrads, sodass Teilstücke der Integration auch größer als die der Approximation sein können. Dadurch entstehen die Maxima und Minima des Kurvenverlaufs.

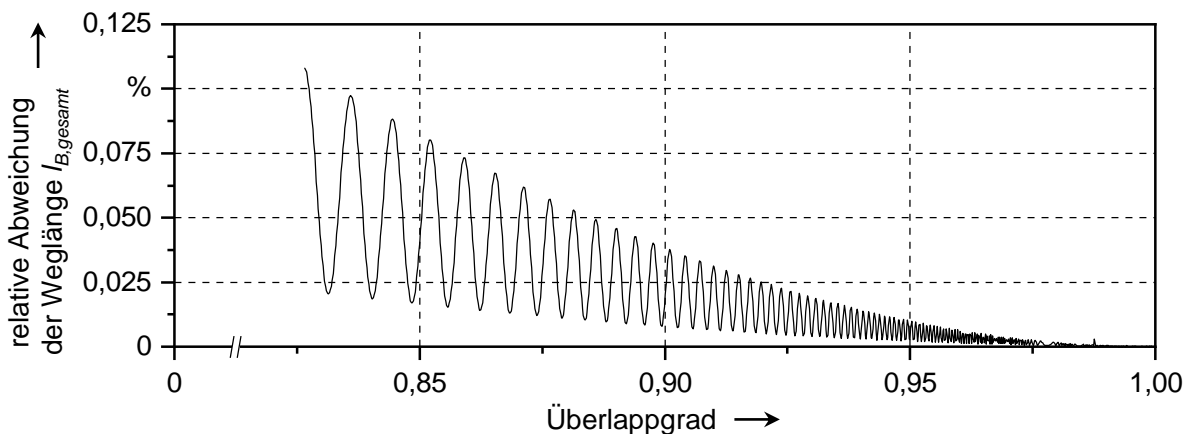


Abbildung 7-6: Abweichung der Länge der oszillierenden Trajektorie zwischen der Integration und der Approximation

Aus den Erkenntnissen kann eine zweite Vereinfachung getroffen werden. **Die Approximation der Weglänge der Brennflecktrajektorie kann anstatt über eine Integration anhand einzelner Kreise berechnet werden, wie in Gleichung (7.4) beschrieben ist:**

$$l_{B,gesamt} = \int_0^{t_{Osz}} |v_B(t)| dt \approx 2\pi \cdot A_{Osz} \cdot f_{Osz} \cdot t_{Osz} \quad (7.4)$$

Die beiden getroffenen Vereinfachungen wurden im weiteren Verlauf der Arbeit genutzt. Im Folgenden werden auf dieser Basis die zentralen Prozessparameter der durchgeführten

Untersuchungen erläutert und insbesondere die für die Anwendung der ZSO relevanten Parameter selektiert.

### 7.2.3 Definition von Prozessparametern

Prozessparameter sind spezifische Einstellgrößen, die den Prozessablauf definieren und beeinflussen. In Abbildung 7-7 wird hierzu ein Überblick für die LOVB mit zirkular oszillierendem Dauerstrich-Laserstrahl gegeben. Ausgehend von den Merkmalen des Laserbrennflecks werden deren Einflussgrößen aufgelistet und mit den einstellbaren Prozessparametern verknüpft.

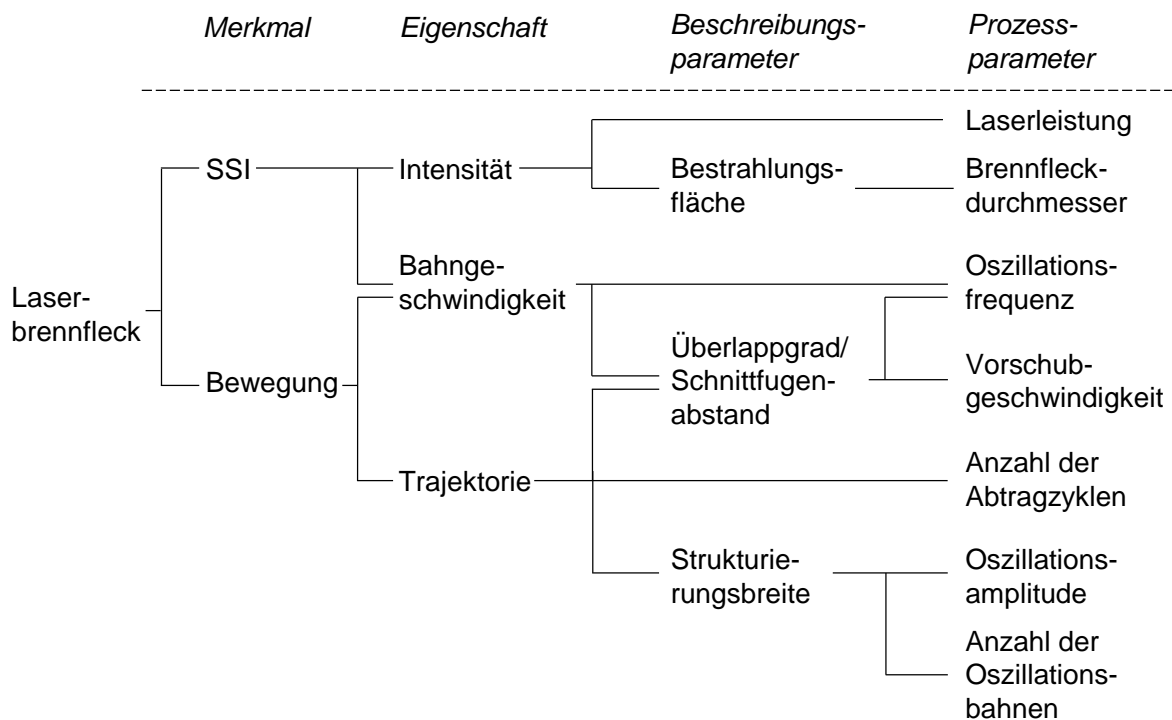


Abbildung 7-7: Übersicht und Zusammenhänge der Prozessparameter bei der LOVB mit zirkularer Strahloszillation

Neben den Laserparametern Laserleistung  $P_L$  und Brennfleckdurchmesser  $d_f$  welche vor allem die SSI beeinflussen, sind vor allem die Oszillationsfrequenz  $f_{Osz}$  und die -amplitude  $A_{Osz}$  sowie die Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  zentrale Einstellgrößen, welche die Bewegung des Laserbrennflecks definieren. Die Oszillationsamplitude bestimmt die Breite der strukturierten Fläche, die Kombination aus der Oszillationsfrequenz und der Vorschubgeschwindigkeit den Überlappgrad. Dies wird in Abbildung 7-8a unter Berücksichtigung der Vereinfachungen aus Unterabschnitt 7.2.2 dargestellt. Der Überlappgrad ist jedoch eine

Größe, die vorwiegend für kontinuierliche Trajektorien Anwendung findet. Lineare Strukturen weisen keine Überlappung gemäß Gleichung (7.3) auf. Um kontinuierliche und nichtkontinuierliche Trajektorien zu vergleichen, bedarf es einer anderen Größe, des Schnittfugenabstands  $d_L$ , der bereits für diskontinuierliche Trajektorien eingeführt wurde. Für die oszillierende Bewegung wurde dieser als Abstand zweier Kreise an der Bahn der Oszillationsachse definiert. Diese Definition wurde eingeführt, um anwendenden Personen einen vereinfachten und anschaulichen Parameter zu bieten. Im Gegensatz zu den linearen Trajektorien verändert sich jedoch der Schnittfugenabstand bei der ZSO, wie in Abbildung 7-8b dargestellt ist. Die Extremwerte werden an der Bahn der Oszillationsachse bei  $\xi = 0^\circ$  und  $\xi = 180^\circ$  erreicht und für  $\xi = 90^\circ$  und  $\xi = 270^\circ$  ist der Wert gleich null. Der Abstand  $d_L$  ist eine Funktion in Abhängigkeit vom Oszillationswinkel  $\xi$  und proportional zum Verhältnis aus Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  und Oszillationsfrequenz  $f_{Osz}$  gemäß

$$d_L(\xi) = \frac{v_L}{f_{Osz}} \cdot \cos \xi. \tag{7.5}$$

Für die Anwendung der LOVB kann damit die Bewegung des Laserbrennflecks über folgende drei Prozessparameter vollständig beschrieben werden:

1. Der Schnittfugenabstand  $d_L$  beschreibt, zu welchem Grad sich die Oszillationskreise überschneiden.
2. Die Bahngeschwindigkeit  $v_B$  spezifiziert, wie schnell die Oszillationskreise vom Laserbrennfleck durchlaufen werden.
3. Die Oszillationsamplitude  $A_{Osz}$  bestimmt den Radius eines Oszillationskreises.

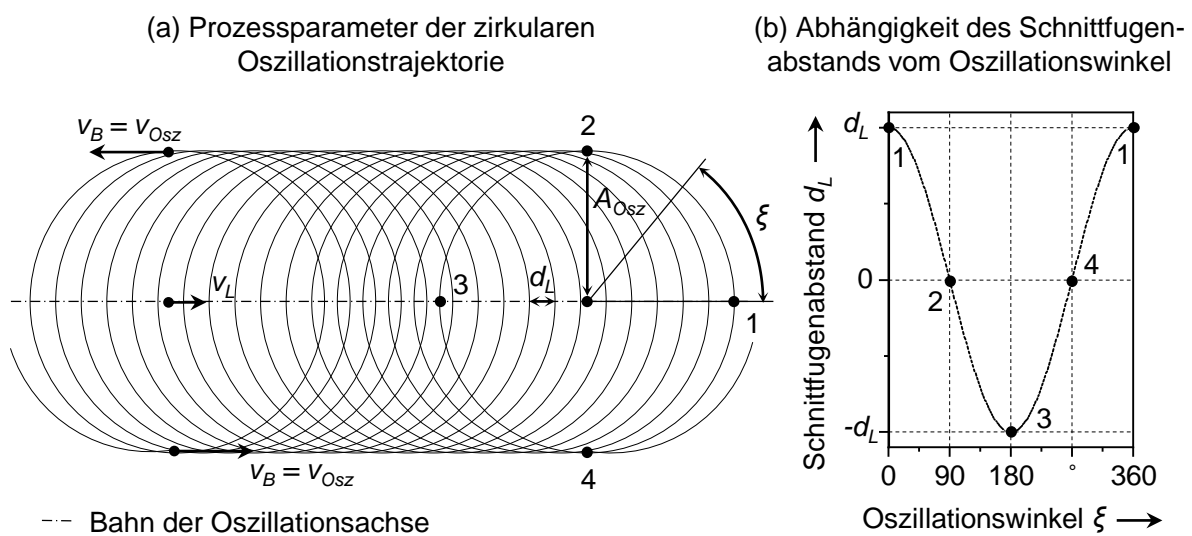


Abbildung 7-8: Parameter der LOVB-Trajektorien (a) und Abhängigkeit des Schnittfugenabstands  $d_L$  vom Oszillationswinkel  $\xi$  (b) bei der zirkularen Strahloszillation

Die Prozessparameter haben Einfluss auf die Schnittfugenausbildung und die Topografiegestaltung, was im Folgenden beschrieben werden soll. Das Ziel ist es, die trajektorienspezifischen Charakteristika der Topografie für die ZSO zu erfassen, um das Potenzial hinsichtlich der MKV abschätzen zu können und die Oberflächeneigenschaften in Kapitel 8 als Eingangsgröße für eine modellbasierte Trajektorienauslegung zu nutzen.

### 7.3 Analyse und Bewertung der Topografie

Auch wenn die zykloidische Bewegung des Laserbrennflecks durch einzelne Kreise angenähert werden kann, so ist die Trajektorie komplexer als die etablierten linearen Strukturen. Der gekrümmte Bahnverlauf, die Verteilung der Bahnschnittpunkte und auftretende Schnittlinien innerhalb der Bahn sind Kennzeichen der zirkularen Strahloszillation, deren Anzahl und Betrag sich über die Trajektorienparameter steuern lassen. Die durch die Trajektorie teilweise mehrfach eingebrachte Energie bewirkt wiederholt das Erwärmen, Schmelzen und Verdampfen des Werkstoffs, wodurch eine spezifische Topografie entsteht. Die resultierende Oberfläche des Metalls lässt sich dabei in drei Bereiche untergliedern, wie in Abbildung 7-9 aufgezeigt wird.

- Zu Beginn und am Ende der Bearbeitung ergeben sich zwei Kreise, deren Radius gleich der Amplitude der Oszillationsbewegung ist – die Einlauf- und Auslaufzone. Innerhalb dieser Bereiche schneidet sich die Trajektorie nicht selbst, sodass keine Mehrfachüberfahrten des Laserbrennflecks auftreten.
- Zwischen den beiden Zonen befindet sich der Überlappbereich. Im Unterschied zur Ein- und Auslaufzone werden zahlreiche Schnittpunkte und Schnittlinien kreiert, an denen die Oberfläche mehrfach durch den Laserbrennfleck bestrahlt wird. Diese entstehen aufgrund der starken Überlappung der Oszillationskreise.

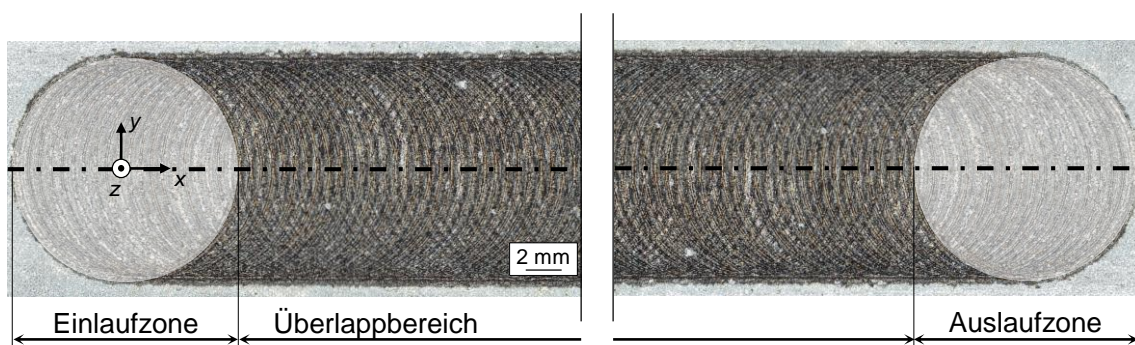


Abbildung 7-9: Kategorisierung der Topografie bei der LOVB mittels zirkularer Strahloszillation

Wird der Überlappbereich im Detail betrachtet, so ist eine inhomogene Topografie zu erkennen. In Abbildung 7-10 ist das Höhenprofil eines Ausschnitts gezeigt, anhand dessen der Rauheitsverlauf über die  $y$ -Koordinate analysiert wurde.

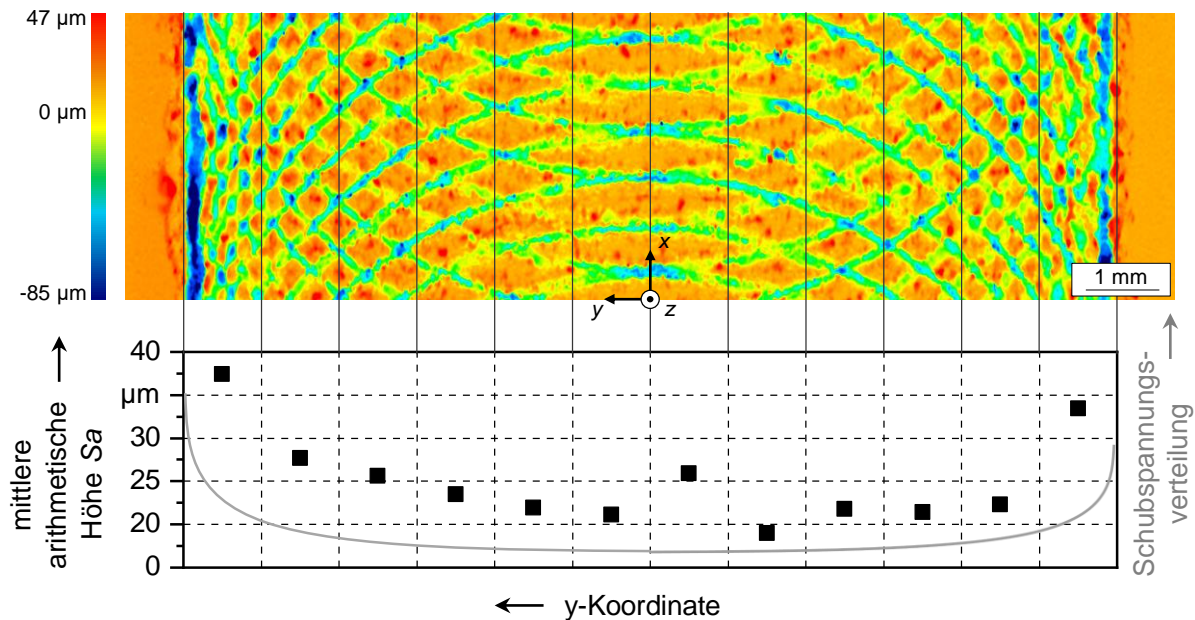


Abbildung 7-10: Verlauf der Scherspannungsverteilung einer unter Schub beanspruchten Metall-Kunststoff-Klebverbindung in Anlehnung an HABENICHT (2009, S. 705) und Analyse der mittleren arithmetischen Höhe  $Sa$  der mit oszillierendem Laserstrahl bearbeiteten Oberfläche des Metalls ( $P_L = 3000$  W;  $v_L = 8$  m/s)

Für die Messung wurde die Oberfläche in einzelne Sektoren aufgeteilt und innerhalb jedes Sektors die arithmetische Höhe  $Sa$  bestimmt. Der resultierende Verlauf kann anhand der Ergebnisse von AMEND ET AL. (2014) erklärt werden, die den Einfluss der Abtragtiefe und des Schnittfugenabstands auf die Rauheit und die Oberflächenvergrößerung einer Metalloberfläche analysierten. Anhand gereihter, geradliniger Schnittfugen stellten die Autoren eine steigende Rauheit mit abnehmendem Abstand und steigender Tiefe der Schnittfugen fest, wobei der Einfluss der Tiefe dominierte.

Die Erkenntnisse der Autoren sind auf die vorliegende Topografie übertragbar. Der arithmetische Mittenrauwert wies an den Rändern der Oszillationsbahn die höchsten Werte auf. Die Liniendichte ist hier trajektorienbedingt besonders hoch, da der Schnittfugenabstand auf den Wert null reduziert wird. Dadurch entstehen zahlreiche Schnittpunkte und Schnittlinien innerhalb der Topografie, deren mehrfache Bestrahlung die Abtragtiefe erhöht. Insbesondere ist eine durchgehende tiefe Schnittfuge parallel zur Bahn der Oszillationsachse an den Außenkanten der Bearbeitungsfläche ( $\xi = 90^\circ$  und  $\xi = 270^\circ$ ) charakteris-

tisch. In Richtung der Bahn der Oszillationsachse nimmt die Anzahl der Schnittpunkte innerhalb der Trajektorie ab und der Abstand der Schnittfugen zueinander steigt. Demzufolge sinkt auch die Rauheit. Letztendlich ist an der Bahn der Oszillationsachse selbst ein lokales Maximum von  $Sa$  zu erkennen, dessen Ursprung in der Überlagerung der vorlaufenden und rücklaufenden Oszillationskreise vermutet wird. Infolge des zweifachen Abtrags wird die Abtragtiefe gesteigert, was in einem hohen Rauheitswert resultiert, obwohl an der Bahn der Oszillationsachse der maximale Schnittfugenabstand der Trajektorie vorliegt.

Der Rauheitsverlauf hat eine für die ZSO charakteristische Form und ist insbesondere bei einer Scherbeanspruchung der MKV vorteilhaft. Ein Vergleich des Rauheitsverlaufs mit der Verteilung der resultierenden Schubspannungen nach HABENICHT (2009), die in Abbildung 7-10 schematisch für eine Metall-Kunststoff-Klebverbindung eingezeichnet ist, führt zu dieser Vermutung. Beide Verläufe sind ähnlich und insbesondere im Bereich hoher Spannungen weist die durch die ZSO bearbeitete Metalloberfläche eine hohe Rauheit auf. Die hohe Abtragtiefe und die geringen Schnittfugenabstände können somit genau in diesem Bereich die Anbindung des Kunststoffs fördern. Diese Vermutung wird durch die Ergebnisse von AMEND ET AL. (2014) unterstützt, die eine Erhöhung der Verbindungsfestigkeit auf einen verbesserten Kraftfluss und eine begünstigte Spannungsverteilung infolge der Oberflächenvergrößerung zurückführten.

Die entstehende Topografie ist nach MAHRLE & BEYER (2007), welche die zirkuläre Oszillation für das Laserstrahlschweißen modellierten, das Ergebnis der Energieverteilung, mit der die Oberfläche des Metalls bestrahlt wird. Die Energieverteilung wird bei der ZSO insbesondere von den Schnittpunkten und Schnittlinien innerhalb der Trajektorie beeinflusst. Die zeitabhängige Schwankung der Bahngeschwindigkeit ist demgegenüber vernachlässigbar, obwohl von Geschwindigkeitsdifferenzen von bis zu 15 % ausgegangen wurde. Wird das Modell von MAHRLE & BEYER (2007) auf typische Prozessparameter des RAC übertragen, wie in Abbildung 7-11 dargestellt, so ist zu erkennen, dass die Energieverteilung ( $\hat{=}$  der akkumulierten Intensität) auch für die vorliegende Problemstellung der LOVB der Grund für die entstehende Topografie ist.

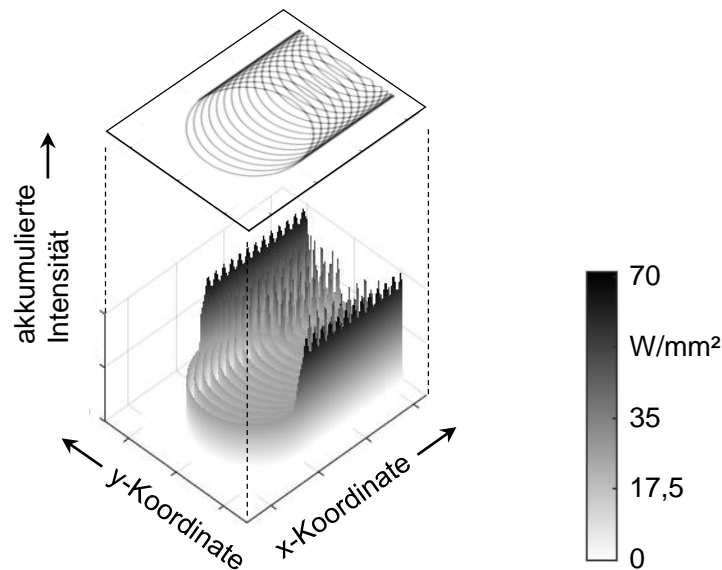


Abbildung 7-11: Repräsentative akkumulierte Intensität auf der Oberfläche des Metalls für das RAC in Anlehnung an MAHRLE & BEYER (2007)<sup>20</sup>

Im Falle der zirkularen Strahloszillation sind Schnittpunkte und Schnittlinien Orte, an denen die Trajektorie sich selbst zweifach (Schnittpunkte) oder häufiger als zweifach (Schnittlinien) schneidet, wie anhand von Abbildung 7-10 bereits erläutert. Wie hoch die Anzahl der Abtragzyklen innerhalb einer Schnittlinie genau ist, hängt von der Oszillationsamplitude, der Oszillationsfrequenz und der Vorschubgeschwindigkeit in x-Richtung ab. Solange die Randbedingungen für die Prozessmechanismen eingehalten werden, führt eine steigende Anzahl an Abtragzyklen zu einer zunehmenden Abtragtiefe auf der Metalloberfläche. Wird der Abtrag durch eine erneute Bestrahlung vergrößert, so besteht die Gefahr, dass die entstehende Schmelze nicht ausreichend Energie besitzt, um die Höhendifferenz zu überwinden, bevor die Erstarrung erfolgt. Die Folge wäre der teilweise oder vollständige Verschluss der Schnittfuge an solchen Stellen.

Um einschätzen zu können, ob bei der Bearbeitung mittels der zirkularen Oszillation mit einem Verschluss der Schnittfugen gerechnet werden muss, wurde die Schnittfugenausbildung in Abhängigkeit von der Anzahl der Abtragzyklen  $n_L$  analysiert. In Abbildung 7-12 ist eine direkt proportionale Zunahme der Abtragtiefe zur Anzahl der Abtragzyklen erkennbar, welche mit den Erkenntnissen der Literatur für andere Werkstoffe übereinstimmt. Erst ab der Zyklenzahl  $n_L = 7$  zeigen die Querschliffe Ablagerungen an den Schnittfugenwänden. Diese Ablagerungen nehmen mit zunehmender Zyklenzahl zu, wodurch die

<sup>20</sup> angenommene Berechnungswerte:  $P_L = 3000 \text{ W}$ ;  $v_B = 8 \text{ m/s}$ ;  $d_{fok} = 63 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $A_{Osz} = 6,25 \text{ mm}$ ;  $d_L = 500 \text{ }\mu\text{m}$



Rauheit an den Schnittfugenwänden steigt, wie anhand des Querschliffs für  $n_L = 15$  ersichtlich wird. Die Scherkräfte, welche die Schmelze bis zur Ablösung am Schnittfugenrand überwinden muss, nehmen zu, bis eine stabile Schnittfugenausbildung nicht mehr möglich ist, was anhand des Querschliffs für  $n_L = 20$  ersichtlich wird.

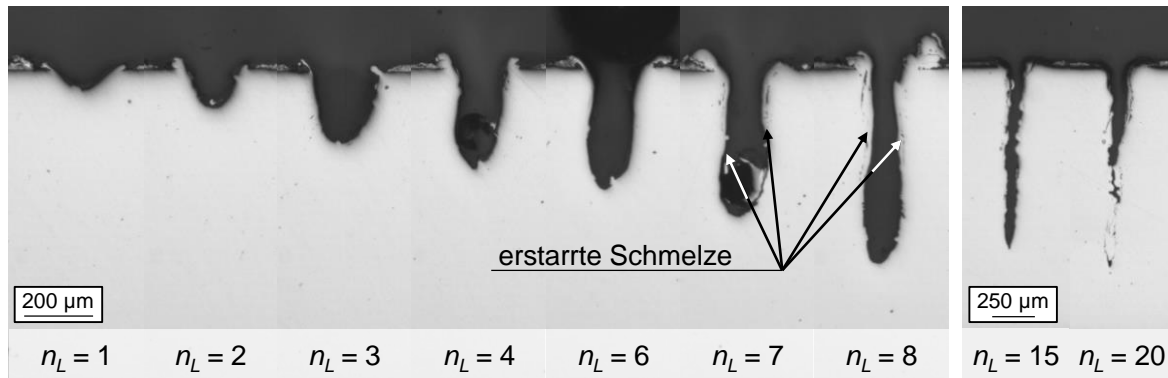


Abbildung 7-12: Abhängigkeit der Schnittfugenausbildung von der Anzahl der Abtragzyklen  $n_L$   
( $P_L = 3000$  W;  $v_L = 8$  m/s)

Somit ist für alle Schnittpunkte, für die eine zweifache Bestrahlung charakteristisch ist, eine stabile Schnittfugenausbildung sichergestellt. An den Orten einer höheren Anzahl an Abtragzyklen bedarf es einer geeigneten Prozessauslegung, sodass das Verschließen der Schnittfugen durch Schmelze nicht erfolgt und der Kunststoff sich optimal an den Topografiemerkmalen mechanisch anbinden kann. Typischerweise liegt die maximale Anzahl der Abtragzyklen bei der Strahloszillation allerdings zwischen 3 und 13 Abtragzyklen und ist somit nur bedingt kritisch<sup>21</sup>.

## 7.4 Zusammenfassung

Die Topografie der zirkularen Strahloszillation wird vom Energieeintrag an der Metalloberfläche durch die Bestrahlung bestimmt. Die topografischen Eigenschaften des vorbehandelten Bereichs sind symmetrisch zur Bahn der Oszillationsachse, wobei die Rauheit der Oberfläche mit der Spannungsverteilung einer Scherbeanspruchung korreliert und somit ein hohes Potenzial für hochfeste MKV begründet. Die Rauheit wird durch Schnittpunkte und Schnittlinien begünstigt, an deren Ort der Abtrag infolge des sich wiederholenden Ener-

<sup>21</sup> Die Grundlage der Berechnung ist die analytische Formel  $n_L = \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot A_{Osz} \cdot \frac{y_S}{z} - \left(\frac{y_S}{z}\right)^2}}{d_L}$ , die aus den geometrischen Zusammenhängen der zirkularen Strahloszillation abgeleitet wurde. Die eingesetzten Wertebereiche sind:  $A_{Osz} \in [1; 15]$  mm;  $d_L \in [0,3; 0,6]$  mm;  $y_S = 230$  µm

gieeintrags intensiviert wird. Dies gilt jedoch nur, solange die Schmelze, welche im Schnittfugenrand entsteht, eine ausreichende Energie besitzt, um am Schnittfugenrand abgelöst zu werden. Die Prozessauslegung ist demnach ein zentraler Aspekt, um eine stabile Schnittfugenausbildung zu garantieren.

Aufgrund der Vielzahl der Prozessparameter, welche die Trajektorie und die Abtragmechanismen beeinflussen, ist eine Detailauslegung mit einem hohen Aufwand verbunden. Insbesondere wenn Experimente die Grundlage der Prozessauslegung sind, kann der personelle und zeitliche Aufwand erhebliche Kosten verursachen. Aus diesem Grund soll im folgenden Kapitel die Prozessauslegung vereinfacht werden. Das Ziel ist es, den Anwendenden ein analytisches Modell zu bieten, mit dem die Trajektorie der zirkularen Oszillation in Abhängigkeit vom Werkstoff und der eingesetzten Systemtechnik bestimmt werden kann, um eine möglichst hohe Anbindungsfestigkeit zu erreichen.

## 8 Modellbasierte Prozessauslegung für zirkular oszillierende Trajektorien bei der LOVB

### 8.1 Allgemeines

Eine einfache und effiziente Umsetzung der LOVB im industriellen Umfeld erfordert ein geeignetes Modell. Die Modellierung wird deshalb zunächst beschrieben (Abschnitt 8.2), die Validität geprüft (Abschnitt 8.3) und die Übertragbarkeit des Modells auf andere Anwendungsfälle bewertet (Abschnitt 8.4). Abschließend soll die Wahl der Eingangsgrößen des Modells für die industrielle Anwendung unterstützt werden (Abschnitt 8.5).

### 8.2 Mathematische Modellierung der Trajektorie

Es gibt einen optimalen Schnittfugenabstand für jede Trajektorie, bei der die maximale Verbindungsfestigkeit erzielt wird (siehe Kapitel 9). Auf dieser Annahme basiert die folgende Prozessauslegung, die WUNDERLING ET AL. (2020) publiziert haben. Das Ziel war es, anhand weniger Eingangsgrößen eine vollständige Auslegung der Trajektorie zu ermöglichen. Dabei soll die Anwendbarkeit für verschiedene Werkstoffe und die Übertragbarkeit auf unterschiedliche Systemtechnikkomponenten gewährleistet bleiben.

#### **Grundannahmen der Modellierung**

Die zentrale Zielgröße der Modellierung der LOVB ist die Verbindungsfestigkeit zwischen Metall und Kunststoff, die unter anderem von der Rauheit der Oberfläche beeinflusst wird. Die Produktivität des Prozesses oder die Auswirkung auf nachfolgende Prozessschritte als weitere Zielgrößen werden in Kapitel 9 bewertet.

Einen entscheidenden Beitrag zur Rauheit der Oberfläche liefert die Tiefe des Abtrags, wie bereits in Kapitel 7 erläutert. Es existiert jedoch ein Grenzwert, ab dem eine weitere Steigerung der Abtragtiefe nicht mehr sinnvoll erscheint, denn für eine hochqualitative Fügeverbindung muss ausreichend Kunststoffmatrix für die Füllung der Metalltopografie zur Verfügung stehen. Insbesondere, wenn FVK zum Einsatz kommen, ist das für die Fügeverbindung nutzbare Kunststoffvolumen je nach Faservolumengehalt begrenzt. Lufteinschlüsse, die zwischen Metall und Kunststoff verbleiben, wirken sich negativ auf die Verbindungsfestigkeit aus und sind demnach zu vermeiden.

Die maximale Abtragtiefe ist während der Prozessauslegung zu evaluieren und an den anwendungsspezifischen polymeren Fügepartner anzupassen. Die Tiefe einer Schnittfuge wird vorwiegend durch die SSI, genauer die Werkstoffeigenschaften, die Intensität des Laserstrahls und die Wechselwirkungszeit zwischen dem Strahl und dem Werkstoff bestimmt. Den Anwendenden bleiben damit drei Parameter, mit denen die Abtragtiefe beeinflusst werden kann. Diese sind die Laserleistung, die Geschwindigkeit des Laserbrennflecks und der Brennfleckdurchmesser, wobei letzterer nur in seltenen Fällen nicht dem Fokusbrenndurchmesser entspricht. Im Rahmen der Prozessauslegung ist demnach eine geeignete Kombination aus Laserleistung und Brennfleckgeschwindigkeit zu evaluieren, was die Basis der Modellierung darstellt.

Neben der Tiefe einer Schnittfuge wird auch deren Breite von der Laserleistung, der Brennfleckgeschwindigkeit und dem -durchmesser beeinflusst. Die Schnittfugenbreite hat Auswirkungen auf den lokalen Fluss des niederviskosen Kunststoffs während des Fügevorgangs. Sehr schmale Schnittfugen erfordern eine niedrigere Viskosität des Kunststoffs, um gefüllt zu werden, als breite Schnittfugen. Allerdings eignen sich schmalere Schnittfugen gut, um eine höhere Rauheit und Oberflächenvergrößerung an der Metalloberfläche zu erzielen, da die Strukturdichte erhöht werden kann. Unabhängig von der spezifischen Schnittfugenbreite wird die optimale Oberflächenvergrößerung dann erreicht, wenn sich die Schnittfugen gerade nicht überlappen, wie in Abbildung 8-1 schematisch veranschaulicht wird.

Der optimale Abstand zwischen den Schnittfugen  $d_{L,opt}$  entspricht demnach der Breite einer Schnittfuge:

$$d_{L,opt} \stackrel{!}{=} y_s \quad (8.1)$$

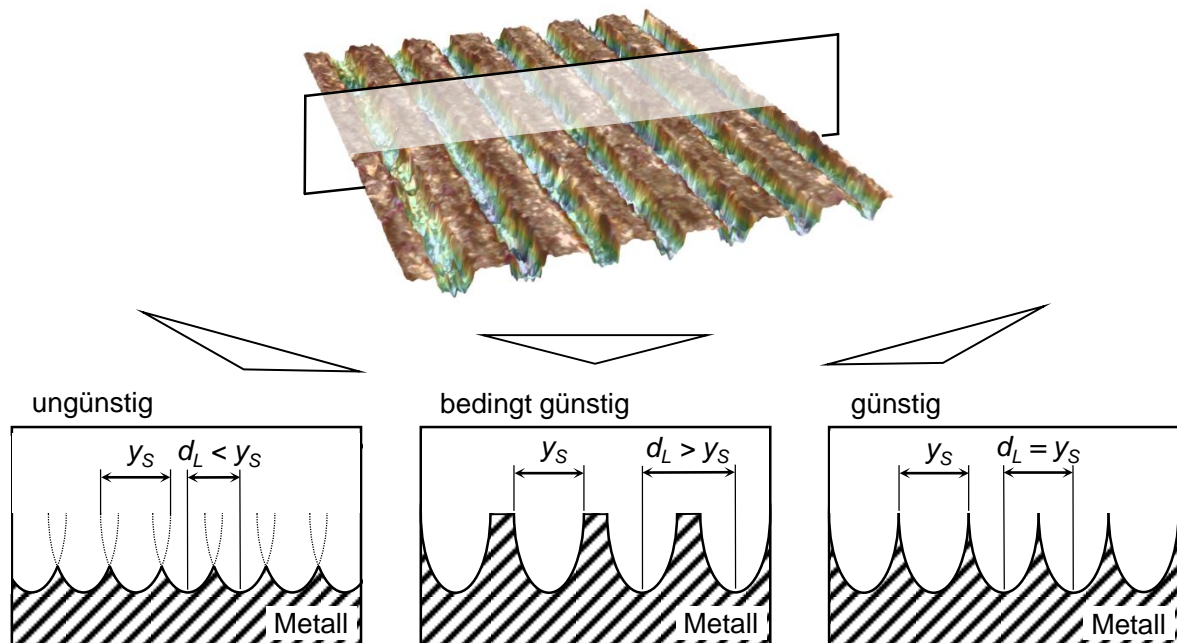


Abbildung 8-1: Kernannahme der modellierten Prozessauslegung

Für die genannte Bedingung wird die maximale Oberflächenvergrößerung erreicht, die dann zwischen Kunststoff und Metall für die Ausbildung der adhäsiven Kräfte zur Verfügung steht. Abweichungen von diesem Zustand in Richtung geringerer Schnittfugenabstände sind zu vermeiden, da bereits bei geringen Abweichungen die Wände zwischen den Schnittfugen abgetragen werden und sich die effektive Abtragtiefe signifikant reduziert. Größere Schnittfugenabstände sind demgegenüber eher zu tolerieren, da kein Abtrag der Wände stattfindet und sich die Oberflächenvergrößerung in geringerem Maße reduziert.

### Übertragung auf die zirkuläre Strahloszillation ZSO

Für diskontinuierliche Trajektorien wäre die Annahme nach Gleichung (8.1) einfach zu berücksichtigen, da der Schnittfugenabstand zwischen den einzelnen Linien konstant gehalten werden kann. Die ZSO bedarf aufgrund des örtlich variierenden Schnittfugenabstands einer genaueren Betrachtung, da ein Mindestschnittfugenabstand nicht über die gesamte Topografie eingehalten werden kann. Aus diesem Grund wurde die Wirkung des Schnittfugenabstands  $d_L$  auf die Topografieeigenschaften untersucht. Die Ergebnisse sind in Abbildung 8-2 anhand der digitalisierten Oberfläche und der zugehörigen Querschliffe dargestellt.

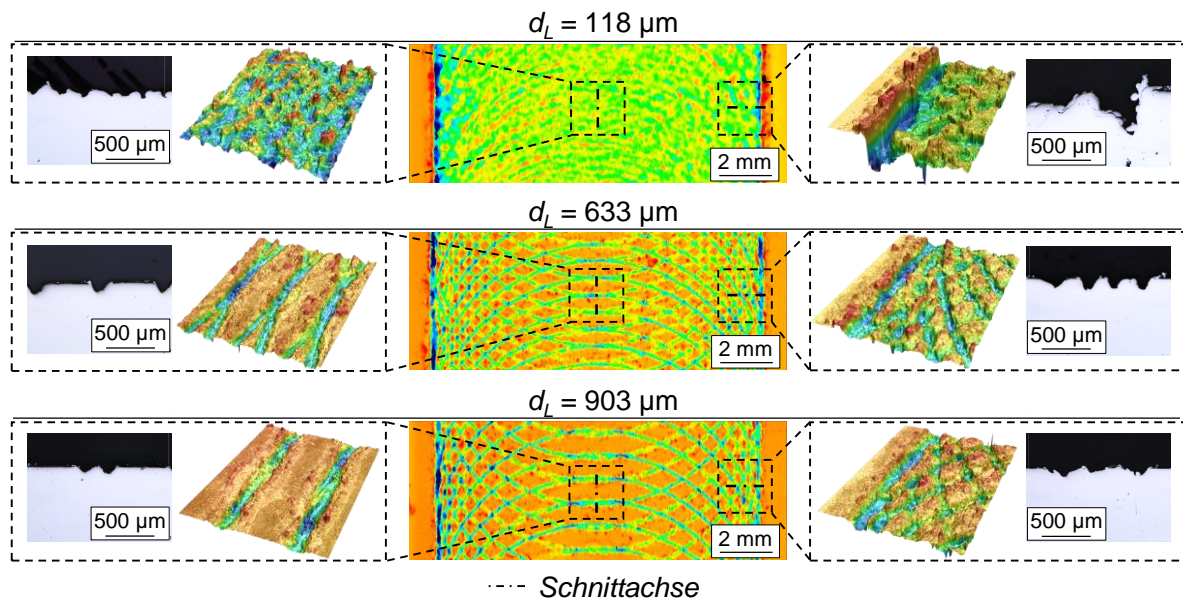


Abbildung 8-2: Analyse der mit zirkular oszillierendem Laserstrahl bearbeiteten Topografie des Dualphasenstahls HC660XD für verschiedene Schnittfugenabstände  $d_L$  ( $P_L = 3000$  W;  $v_B = 8$  m/s)

Für den Schnittfugenabstand  $d_L = 118 \mu\text{m}$  ist im Außenbereich eine sehr tiefe Schnittfuge zu erkennen, wobei die restliche Oberfläche nur schwach strukturiert ist. Wie bereits in Abschnitt 7.3 erläutert, existiert ein Bereich, innerhalb dessen der Schnittfugenabstand die -breite unterschreitet und es zu Schnittlinien in der Trajektorie kommt. Je kleiner der Schnittfugenabstand ist, desto ausgeprägter ist dieser Bereich. An der Bahn der Oszillationsachse ist die Oberfläche demgegenüber stark modifiziert, sodass keine unbearbeiteten Anteile existieren. Im Gegensatz dazu ist für  $d_L = 903 \mu\text{m}$  die Oberfläche im Außenbereich stärker strukturiert, an der Oszillationsachse verbleibt jedoch ein hoher Anteil der Metalloberfläche unbearbeitet. Beide Fälle bieten keine optimalen Anbindungsmöglichkeiten für den Kunststoff über die gesamte Fügefläche. Somit ergab sich die Hypothese, dass zwischen diesen beiden Fallbeispielen ein Optimum existiert, bei dem die Topografie eine gute Anbindung des Kunststoffs in allen Topografiebereichen ermöglicht. Das Ziel ist es, insbesondere die Überlagerung der Schnittlinien im Außenbereich gering zu halten, da der flächige Abtrag die Rauheit und somit die effektive Oberfläche reduziert, an der sich der Kunststoff anbinden kann. Gleichzeitig ist an der Bahn der Oszillationsachse sicherzustellen, dass ein ausreichender Anteil der Oberfläche bearbeitet wird.

Der Oszillationswinkel  $\xi_{krit}$ , ab dem die Schnittfugen interagieren, kann anhand der Geometrie der Trajektorie berechnet werden. Aufgrund der Symmetrie reicht dabei eine Betrachtung der Oszillationstrajektorie im Intervall  $\xi \in [0^\circ; 90^\circ]$  aus (Abbildung 8-3).

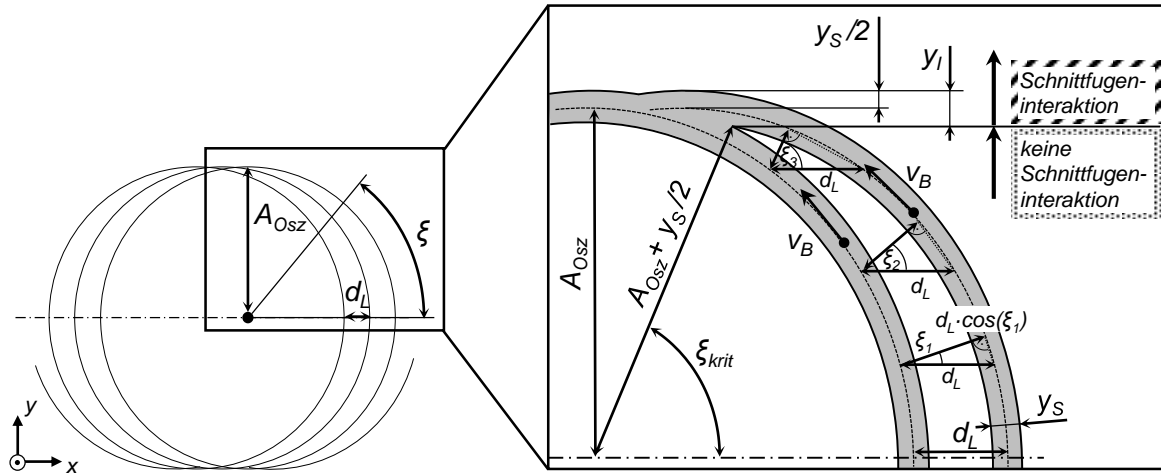


Abbildung 8-3: Geometrische Beschreibung der ZSO-Trajektorie für die mathematische Modellierung

Der Laserbrennfleck bewegt sich mit der Geschwindigkeit  $v_B$  entlang der Trajektorie und hinterlässt Schnittfugen der Breite  $y_s$ . Im Bereich zwischen  $0^\circ < \xi < \xi_{krit}$  interagieren die Schnittfugen nicht. Der Schnittfugenabstand variiert in diesem Bereich zwischen dem Schnittfugenabstand  $d_L$  an der Bahn der Oszillationsachse und  $y_s$  bei  $\xi_{krit}$ . Mit zunehmendem Oszillationswinkel  $\xi$  sinkt der Schnittfugenabstand mit dem Kosinus des Winkels, wie in Unterabschnitt 7.2.3 bereits mathematisch beschrieben wurde.

Der kritische Winkel  $\xi_{krit}$  spezifiziert den Punkt der Trajektorie, an dem die Schnittfugenbreite exakt dem Abstand zweier benachbarter Trajektorienlinien entspricht. Dieser Winkel berechnet sich gemäß:

$$\xi_{krit} = \cos^{-1} \left( \frac{d_L \cdot \cos(\xi_{krit})}{d_L} \right) = \cos^{-1} \left( \frac{y_s}{d_L} \right) \quad (8.2)$$

Dabei wurde in Gleichung (8.2) der Grenzfall angenommen, bei dem gilt:

$$d_L \cdot \cos(\xi_{krit}) = y_s \quad (8.3)$$

Die Gleichung (8.3) kann als Übertragung von Gleichung (8.1) auf die ZSO interpretiert werden. Der Mindestschnittfugenabstand wird demnach am kritischen Winkel  $\xi_{krit}$  erreicht. Mithilfe der Annahme konnte die implizite Form von Gleichung (8.2) in eine explizite Form überführt werden. Der Winkel, ab dem sich die Schnittfugen beginnen zu überlagern, ist also abhängig von der Schnittfugenbreite. Da diese Geometrieckenngroße abhängig vom Werkstoff, der eingesetzten Systemtechnik und den gewählten Laserparametern ist, kann von einer Übertragbarkeit der Modellierung auf verschiedene Anwendungsfälle ausgegangen werden.

Der Bereich zwischen  $\xi_{krit} < \xi < 90^\circ$  ist möglichst zu reduzieren, da die Schnittfugen sich überlagern. Um eine sinnvolle Annahme für die zulässige Breite dieses Bereichs zu treffen, wurde die Winkelbetrachtung auf die y-Koordinate des kartesischen Koordinatensystems übertragen. Die resultierende Breite  $y_I$  der Fläche kann gemäß Gleichung (8.4) in Abhängigkeit von der Oszillationsamplitude  $A_{Osz}$ , der Schnittfugenbreite  $y_S$  und dem Schnittfugenabstand  $d_L$  an der Bahn der Oszillationsachse berechnet werden. Eine Herleitung der Gleichung ist in Anhang E zu finden. Es gilt:

$$y_I = \left(\frac{y_S}{2} + A_{Osz}\right) \cdot (1 - \sin(\varepsilon_{krit})) = \left(\frac{y_S}{2} + A_{Osz}\right) \cdot \left(1 - \sin\left(\cos^{-1}\left(\frac{y_S}{d_L}\right)\right)\right) \quad (8.4)$$

Die Gleichung stellt zwar eine Berechnungsmöglichkeit für  $y_I$  dar, welcher Wert  $y_{I,zul}$  für eine gute Anbindung des Kunststoffes zulässig ist, ist jedoch noch zu bestimmen. Hierfür wurde die Topografie des Metalls betrachtet. Wie bereits in Abschnitt 7.3 erläutert, bildet sich eine vertiefte Schnittfuge im Außenbereich der Oszillation. Diese Schnittfuge weist näherungsweise die Schnittfugenbreite  $y_S$  auf, ist also unabhängig von der Trajektoriengeometrie. Hinzu kommt die Distanz in y-Richtung zum Ort der beginnenden Schnittfugeninteraktion. Dieser Ort hängt vom kritischen Winkel  $\xi_{krit}$  ab. Anhand der Gleichung (8.4) ist zu erkennen, dass nur die Oszillationsamplitude und die Schnittfugenbreite von diesem Winkel beeinflusst werden. Da die Amplitude typischerweise etwa eine Zehnerpotenz über der Schnittfugenbreite liegt, wurde nur der Bezug zur Oszillationsamplitude berücksichtigt. Hierfür wurde die Annahme getroffen, dass 95 % der Amplitude keine Schnittfugeninteraktion aufweisen darf, um gute Anbindungsbedingungen für den Kunststoff zu bieten. Diese Annahme wurde später geprüft und validiert. Aus der Analyse der Topografie kann somit der zulässige Bereich  $y_{I,zul}$  durch

$$y_{I,zul} = y_S + 0,05 \cdot A_{Osz} \quad (8.5)$$

beschrieben werden. Durch das Gleichsetzen der Gleichungen (8.4) und (8.5) kann somit der für die ZSO optimale Schnittfugenabstand  $d_{L,opt}$  an der Bahn der Oszillationsachse gemäß

$$d_{L,opt} = \frac{y_S}{\cos\left(\sin^{-1}\left(\frac{0,95 \cdot A_{Osz} - \frac{y_S}{2}}{A_{Osz} + \frac{y_S}{2}}\right)\right)} \quad (8.6)$$



berechnet werden<sup>22</sup>.

Gleichung (8.6) ermöglicht es, die optimale Trajektorie bei gegebenem Werkstoff, bekannter Systemtechnik und definierten Laserparametern auszulegen. Es bedarf dafür nur einfacher Experimente, in denen die Schnittfugenbreite für die genannten Rahmenbedingungen bestimmt wird. Die Oszillationsamplitude kann anwendungsspezifisch an die gewünschte Strukturierungsbreite angepasst werden.

### 8.3 Validierung des Modells

Um die Aussagekraft des Modells und die zugehörigen Annahmen zu prüfen, wurden drei Aspekte bewertet. Diese sind

**Auswertekriterium 1** | die Annahme, dass ein optimaler Schnittfugenabstand mit maximaler Festigkeit existiert,

**Auswertekriterium 2** | die Abweichung des berechneten Schnittfugenabstands gegenüber dem experimentell ermittelten Optimalwert und

**Auswertekriterium 3** | die Reduktion der Festigkeit aufgrund der Abweichung aus Kriterium 2.

Als Basis der Validierung dienten experimentelle Untersuchungen, in denen die Zugscherfestigkeit in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand getestet wurde. Die Bedingungen der Versuche gehen vollständig aus Kapitel 5 hervor (die grundlegenden oder gegenüber Kapitel 5 angepassten Parameter bei der Versuchsdurchführung werden jeweils in der Bildunterschrift genannt). Die experimentellen Untersuchungen wurden im Rahmen einer vom Autor betreuten Studienarbeit durchgeführt (LANGER 2021). Dafür wurden pro Schnittfugenabstand  $d_L$  vier Metallproben strukturiert und mit dem Kunststoff gefügt. Die Zugscherprüfung erfolgte in Anlehnung an die Norm DIN EN 1465. Die Ergebnisse der Festigkeitsprüfung sind in Abbildung 8-4 dargestellt. Hierin werden der arithmetische Mittelwert der Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  und die zugehörige Standardabweichung in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand  $d_L$  gezeigt. Gleichzeitig sind die Topografie des Metalls vor dem Fügeprozess und die Bruchfläche des Metalls nach dem Prüfvorgang für ausgewählte Versuchspunkte aufgeführt.

<sup>22</sup> Der Schnittfugenabstand  $d_L$  wurde dabei zum optimalen Schnittfugenabstand  $d_{L,opt}$  umbenannt.

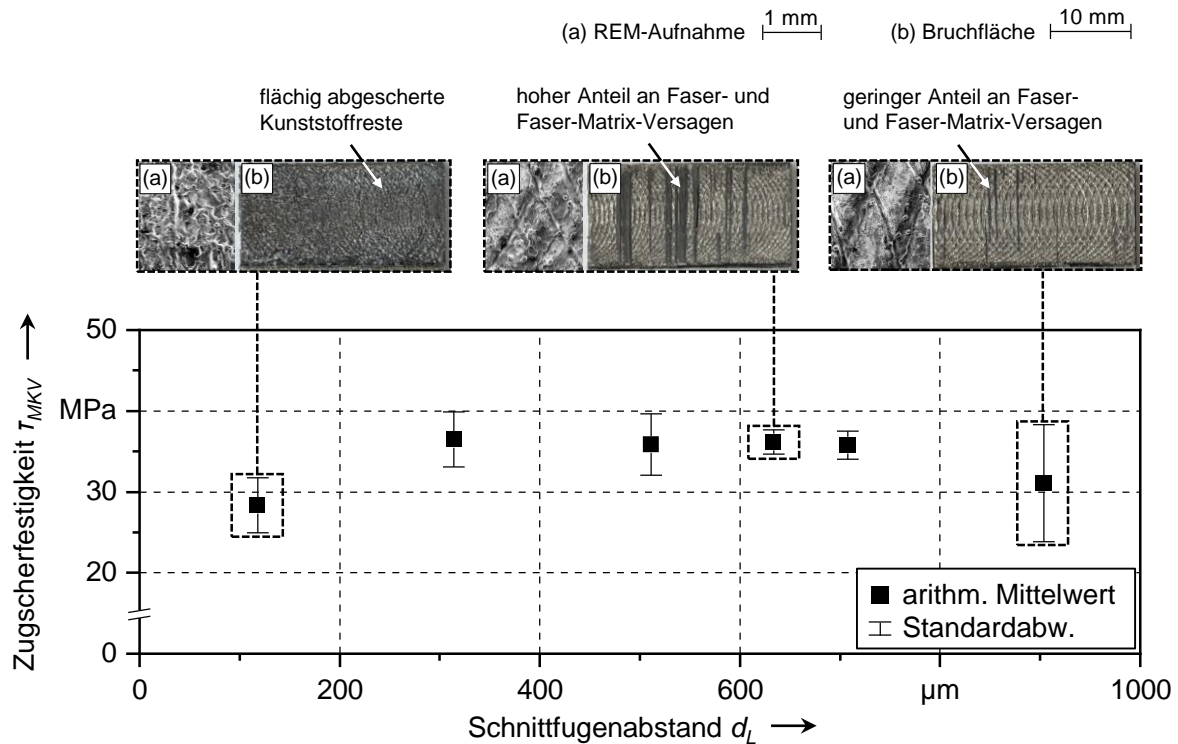


Abbildung 8-4: REM-Aufnahme der Topografie des Metalls vor dem Fügeprozess (a) und Oberfläche des Metalls in der Bruchzone nach der Zugscherprüfung der MKV (b) sowie Diagramm der Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand  $d_L$  (LOVB:  $P_L = 3000$  W;  $v_B = 8$  m/s;  $d_{fok} = 63$   $\mu\text{m}$ <sup>23</sup>;  $A_{Osz} = 6,25$  mm; Fügen:  $T_{press} = 200$  °C;  $p_{press} = 3$  bar)

**Auswertekriterium 1** | Im Diagramm ist, wie postuliert, ein Einfluss des Schnittfugenabstands auf die Zugscherfestigkeit zu erkennen. Ein Festigkeitsmaximum wurde bei einem bestimmten Schnittfugenabstand  $d_L$  erreicht, wobei die Verbundeigenschaften tolerant gegenüber Abweichungen von diesem Wert waren. Anhand des Bruchbilds für  $d_L = 633$   $\mu\text{m}$  war ein Mischbruch mit adhäsiven und kohäsiven Anteilen für den Bereich typisch. Neben der reinen Metalloberfläche, an der sich Kunststoff direkt an der Grenzfläche löste, blieben Kunststoffreste, teilweise in Verbindung mit Fasern, an der Oberfläche zurück. Der Bruch der hochfesten Kohlenstofffasern bestätigte die gute Anbindung zwischen Metall und Kunststoff.

Um einen genaueren Verlauf der Festigkeitswerte zu erkennen, wurden mathematische Regressionsmodelle auf Basis der Messwerte verwendet, anhand derer die theoretisch maximal erreichbare Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV,max}$  und der zugehörige Schnittfugenabstand

<sup>23</sup> Für die genannten Prozessparameter der LOVB und für einen einmaligen Abtragzyklus betrug die Breite einer einzelnen Schnittfuge 230  $\mu\text{m}$  und die Abtragsiefe 54  $\mu\text{m}$ .

$d_{L,opt,reg}$  ermittelt werden konnten, wie in Abbildung 8-5 dargestellt ist. Polynome Ansatzfunktionen eigneten sich für die Erfassung der Zusammenhänge. Insbesondere die Polynome 2. und 3. Grads konnten die Abhängigkeit der Zugscherfestigkeit vom Schnittfugenabstand mit einem hohen Bestimmtheitsmaß  $R^2$  von 0,91 (Polynom 2. Grads) bzw. 0,94 (Polynom 3. Grads) abbilden.

Beide Regressionsmodelle weisen eine ähnliche Abhängigkeit der Festigkeit vom Schnittfugenabstand auf. Wie bereits beschrieben, existiert ein optimaler Schnittfugenabstand, bei dem ein maximaler Festigkeitswert erreicht wird. Bei der Abweichung von diesem optimalen Schnittfugenabstand reduziert sich die erzielbare Festigkeit tendenziell, wie in Abschnitt 8.2 angenommen. Folgende Sachverhalte sind zu erkennen:

- Bei kleineren Schnittfugenabständen überlagerten sich die Schnittfugen im Außenbereich der Strahloszillation zunehmend, sodass sich die Festigkeit reduzierte. Aus diesem Grund war beispielsweise die Festigkeit beim Schnittfugenabstand  $d_L = 118 \mu\text{m}$  gegenüber der Festigkeit bei  $d_L = 511 \mu\text{m}$  um etwa 21 % niedriger. An der Bruchfläche des Metalls waren keine Faserreste zu erkennen. Das Versagen der Probe wurde dementsprechend unterhalb der Grenzfestigkeit der Fasern erreicht und innerhalb des Kunststoffes und der Grenzfläche zwischen Metall und Kunststoff initiiert.
- Für größere Schnittfugenabstände verhinderte der insbesondere an der Bahn der Oszillationsachse unbearbeitete Werkstoff eine Steigerung der adhäsiven Verbindungseigenschaften. Für  $d_L = 903 \mu\text{m}$  lag der Mittelwert der Zugscherfestigkeit bei  $\tau_{MKV} = 31,1 \text{ MPa}$ . Er war somit gegenüber dem Festigkeitswert bei  $d_L = 511 \mu\text{m}$  um etwa 13 % reduziert. Auf der Bruchfläche des Metalls war nur ein geringer Anteil eines kohäsiven Bruchverhaltens in Form von Faserbrüchen festzustellen. Zugleich war eine hohe Standardabweichung auffällig, die etwa 23 % des arithmetischen Mittelwerts annahm.

## 8 MODELLBASIERTE PROZESSAUSLEGUNG FÜR ZIRKULAR OSZILLIERENDE TRAJEKTORIEN BEI DER LOVB

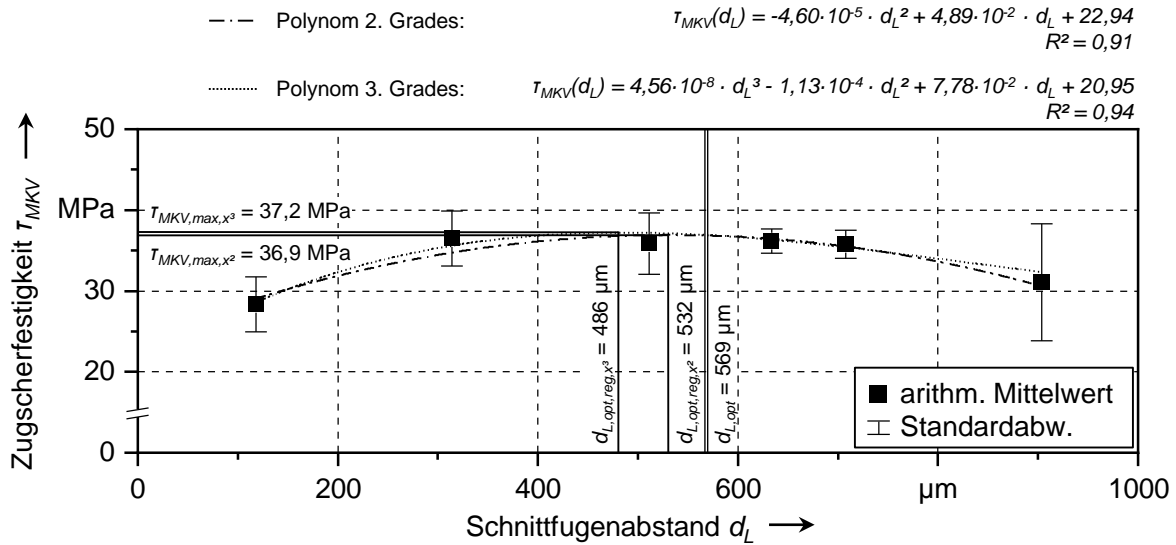


Abbildung 8-5: Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand  $d_L$   
 (LOVB:  $P_L = 3000$  W;  $v_B = 8$  m/s;  $d_{fok} = 63$   $\mu\text{m}$ ;  $A_{Osz} = 6,25$  mm; Fügen:  $T_{Press} = 200$  °C;  
 $p_{Press} = 3$  bar)

**Auswertekriterium 2** | Für die gewählten Prozessparameter wurde eine Breite einer Schnittfuge von  $y_S = 230$   $\mu\text{m}$  gemessen. Unter Anwendung der Gleichung (8.6) konnte der optimale Schnittfugenabstand zu  $d_{L,opt} = 569$   $\mu\text{m}$ <sup>24</sup> berechnet werden. Im Rahmen der Berechnung der Polynomgleichungen wurde erkannt, dass ein Vergleich des Schnittfugenabstands zwischen dem analytischen Berechnungsmodell ( $d_{L,opt}$ ) und einem der Regressionsmodelle ( $d_{L,opt,reg}$ ) nicht zielführend ist. Die gewählten Ansatzfunktionen des Regressionsmodells beeinflussten das Ergebnis erheblich, sodass sich bereits die optimalen Schnittfugenabstände der beiden Regressionsmodelle um etwa 46  $\mu\text{m}$  unterschieden. Gleichwohl waren die postulierten Festigkeitsmaxima sehr ähnlich, weshalb im Weiteren die Festigkeit als zentrales, quantitatives Auswertekriterium herangezogen wurde.

**Auswertekriterium 3** | Aufgrund der ähnlichen Festigkeitsmaxima der Regressionsmodelle wurde die Analyse auf ein Regressionsmodell, das Polynom 3. Grads, beschränkt. Das Maximum dieser Funktion kennzeichnete den theoretischen Punkt maximaler Festigkeit. Dieser lag bei einem Schnittfugenabstand von  $d_{L,opt,reg} = 486$   $\mu\text{m}$  und nahm den Wert  $\tau_{MKV,max} = 37,2$  MPa an. Zum Vergleich wurde die Festigkeit für den vom analytischen Modell vorhergesagten Schnittfugenabstand  $d_{L,opt} = 569$   $\mu\text{m}$  betrachtet. Der Messwert lag bei 36,9 MPa und somit weniger als 1 % unterhalb des theoretischen Maximums. Durch die

<sup>24</sup> Für  $P_L = 3000$  W und  $v_B = 8$  m/s konnte die Schnittfugenbreite zu  $y_S = 230$   $\mu\text{m}$  bestimmt werden.

Anwendung des in Abschnitt 8.2 vorgestellten Modells konnte somit die theoretische Maximalfestigkeit der MKV zu über 99 % erreicht werden. Die geringe Festigkeitsminderung wurde bereits von den Standardabweichungen der Messwerte übertroffen und ist somit für die Anwendung kaum von Bedeutung.

Da die Validierung nur anhand eines Lasersystems und nur für spezifische Prozessparameter durchgeführt wurde, sollte im Weiteren die Übertragbarkeit auf andere Anwendungsfälle betrachtet werden. Da hier eine möglichst allgemeingültige Aussage im Fokus der Untersuchungen stand, wurden sowohl die Systemtechnik als auch die Prozessparameter variiert.

## 8.4 Bewertung der Übertragbarkeit des Modells

Um die Übertragbarkeit des Modells zu prüfen, wurden die Rahmenbedingungen der Prozessdurchführung gegenüber Abschnitt 8.3 geändert. Dies betraf

1. **die eingesetzte Scanneroptik,**
2. **die Prozessparameter der LOVB und**
3. **die Prozessparameter des Fügeprozesses.**

Hierfür wurden im Rahmen einer vom Autor betreuten Studienarbeit experimentelle Untersuchungen mit den veränderten Rahmenbedingungen durchgeführt (MAYR 2018). Die Laserstrahlquelle wurde aufgrund der für den Prozess notwendigen Intensität weiterhin genutzt und mit einer anderen Scanneroptik kleineren Fokusbereichs kombiniert. Das verwendete Optiksysteem wurde bereits von MUSIOL (2015) im Rahmen des RAC eingesetzt, sodass von einem prozesssicheren Abtrag des Werkstoffs ausgegangen werden konnte. Die weiteren Prozessparameter wurden gemäß Tabelle 8-1 eingestellt. Alle nicht in der Tabelle aufgeführten Prozessparameter blieben im Vergleich zu Abschnitt 8.3 unverändert.

Tabelle 8-1: Gegenüber Abschnitt 8.3 veränderte Prozessparameter der LOVB und des Fügeprozesses für die Bewertung der Übertragbarkeit der analytischen Trajektorienauslegung

<b>Eigenschaft</b>	$d_{fok}$ in $\mu m$	$v_B$ in $m/s$	$T_{press}$ in $^{\circ}C$
<b>Kennwert</b>	50	5	180

Aufgrund des bei dieser Scannereinheit konventionellen Optikaufbaus, bei dem keine Oszillationseinheit vorlag, wurde die Strahloszillation über das Spiegelpaar der Ablenkeinheit umgesetzt. Die geringere Dynamik der Spiegel resultierte in einer Abschwächung der ausgeführten Oszillationsamplitude gegenüber dem eingestellten Wert. Diesem Effekt wurde durch die Übersteuerung des Amplitudensignals entgegengewirkt, sodass sichergestellt war,

dass eine Oszillationsamplitude in Höhe von  $A_{Osz} = 6,25$  mm auf der Oberfläche des Metalls abgebildet und die geforderte Anbindungsfläche für den Kunststoff vorbehandelt wurde. Die Bahngeschwindigkeit  $v_B$  wurde auf 5 m/s festgelegt, was in einer signifikant höheren Abtragtiefe gegenüber Abschnitt 8.3 resultierte. Die Breite einer Schnittfuge wurde zu  $y_S = 171$   $\mu\text{m}$  bestimmt. Die vorbehandelten Metallproben wiesen dementsprechend, trotz der gleichen Trajektorie des Laserbrennflecks, eine andere Topografie auf. Gemäß dem Prozessmodell nach Abschnitt 8.2 ergab sich somit der optimale Schnittfugenabstand zu  $d_{L,opt} = 446$   $\mu\text{m}$ .

Pro Parametersatz wurden jeweils drei Proben bei einem Fügedruck  $p_{Press} = 3$  bar und einer Temperatur  $T_{Press} = 180$  °C gefügt und in Anlehnung an die DIN EN 1465 geprüft. Die Ergebnisse der Zugscherversuche sind der Abbildung 8-6 zu entnehmen.

Die ermittelten Messwerte wurden durch eine Regression mit Polynomen 2. und 3. Grads angenähert, wodurch die theoretische maximale Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV,max}$  und der zugehörige Schnittfugenabstand  $d_{L,opt,reg}$  quantifiziert werden konnten. Die Modelle erreichten Bestimmtheitsmaße von 0,73 (Polynom 2. Grads) bzw. 0,74 (Polynom 3. Grads) und lagen damit deutlich unterhalb der Werte des vorangegangenen Abschnitts. Insbesondere für den Schnittfugenabstand  $d_L = 133,5$   $\mu\text{m}$  war eine hohe Abweichung der gemittelten Festigkeit gegenüber den Modellen zu erkennen. Zwei der drei Proben wiesen hier eine auffällig niedrige Festigkeit von unter 4,0 MPa auf. Da die Fügeparameter identisch zur dritten Probe waren, ist nicht von einer mangelhaften Anbindung des Kunststoffs auszugehen. Es wurde eher vermutet, dass sich die Probekörper aufgrund des thermischen Energieeintrags und der Härtingsreaktion des Kunststoffs während des Fügevorgangs und beim Abkühlen zu stark verzogen haben. Innerhalb des Prüfvorgangs wurde dadurch ein mehrachsiger Belastungszustand induziert, sodass die Proben bereits bei geringer Zugkraft versagten. Die dritte Probe dieser Reihe wies eine Festigkeit von 21,1 MPa auf, was mit der Regression besser übereinstimmt.

Um die Gültigkeit des Prozessmodells aus Abschnitt 8.2 zu überprüfen, wurden erneut die drei Bewertungskriterien aus Abschnitt 8.3 angewendet. Die Ergebnisse sind folgende:

**Auswertekriterium 1** | Die Zugscherfestigkeit zeigte eine ähnliche Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand wie in den Untersuchungen aus Abschnitt 8.3. Es scheint, dass ein optimaler Schnittfugenabstand existiert, bei dem die Topografie zu einem Festigkeitsmaximum führt. Es wurden hohe Zugscherfestigkeiten von über 30 MPa in einem Bereich von

$d_L = 367 \mu\text{m}$  bis  $d_L = 777 \mu\text{m}$  gemessen, wobei erst außerhalb dieses Bereichs ein signifikanter Festigkeitsabfall festzustellen war.

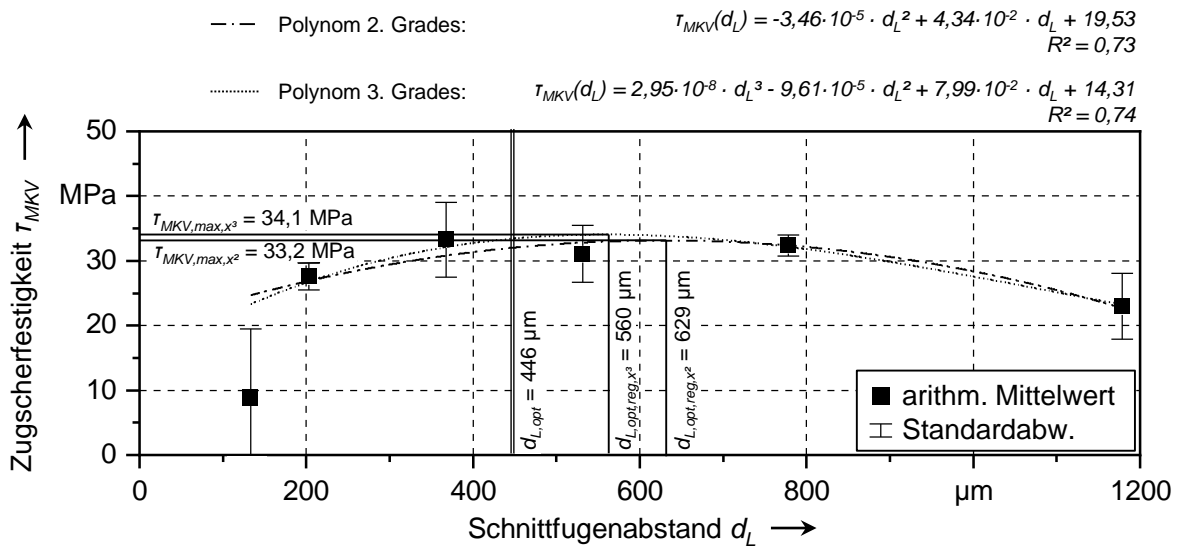


Abbildung 8-6: Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand  $d_L$  (LOVB:  $P_L = 3000 \text{ W}$ ;  $v_B = 5 \text{ m/s}$ ;  $d_{fok} = 50 \mu\text{m}$ ;  $A_{Osz} = 6,25 \text{ mm}$ ; Fügen:  $T_{Press} = 180 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $p_{Press} = 3 \text{ bar}$ )

Die Festigkeit kann mit dem spezifischen Bruchbild der MKV korreliert werden (Abbildung 8-7). Niedrige Festigkeitswerte resultierten demnach aus einem kohäsiven Bruch der Kunststoffmatrix in der Grenzfläche zum Metall, wie für  $d_L = 134 \mu\text{m}$  dargestellt ist, oder einer schwachen Anbindung des Kunststoffs an den Metallflächen, die nicht durch den Laserstrahl erfasst wurden, wie anhand  $d_L = 1178 \mu\text{m}$  zu erkennen ist. Bei einer guten Anbindung des Kunststoffs überstieg die Festigkeit innerhalb der Grenzfläche der Fügepartner teilweise die Grundfestigkeit des Laminats, sodass Fasern rissen und die Faser-Matrix-Anbindung versagte.

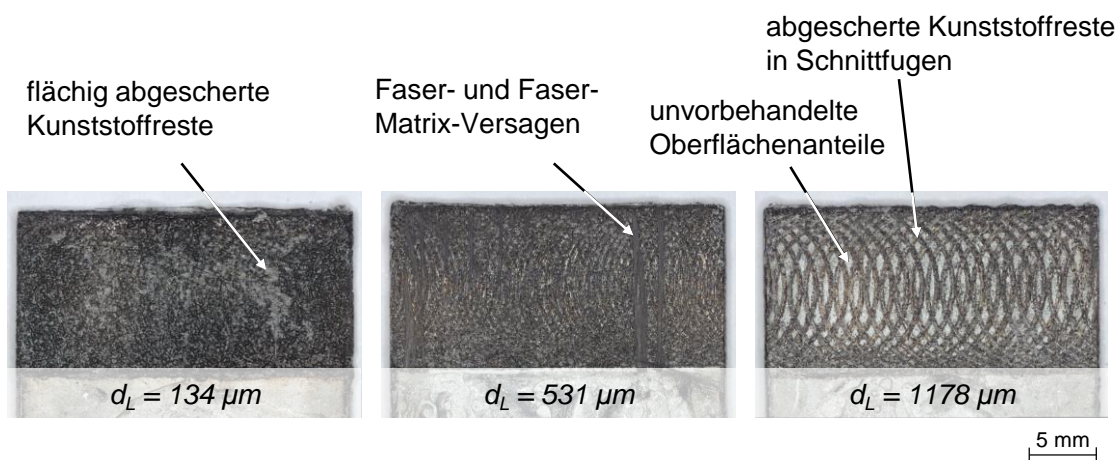


Abbildung 8-7: Bruchflächen der MKV für verschiedene Schnittfugenabstände  $d_L$

**Auswertekriterium 2** | Ähnlich zu den vorangehenden Ergebnissen wurde eine hohe Sensitivität des modellierten optimalen Schnittfugenabstands  $d_{L,opt,reg}$  in Abhängigkeit vom gewählten Polynomgrad beobachtet. Der Unterschied der vorhergesagten Werte betrug  $69 \mu\text{m}$  und bestätigt somit die Erkenntnis, dass der Schnittfugenabstand keine geeignete Größe zur Bewertung des analytischen Modells ist. Gleichzeitig lagen die vorhergesagten maximalen Festigkeitswerte der Regressionsmodelle nahe beieinander, weshalb erneut die Zugscherfestigkeit als zentrales Auswertekriterium herangezogen wurde.

**Auswertekriterium 3** | Analog zu Abschnitt 8.3 wurde nur das Polynom 3. Grads für die Auswertung betrachtet. Die maximale Zugscherfestigkeit, die das Regressionsmodell vorhersagte, betrug  $\tau_{MKV,max} = 34,1 \text{ MPa}$ . Demgegenüber ergab sich für den optimalen Schnittfugenabstand  $d_{L,opt}$  eine Festigkeit  $\tau_{MKV} = 33,4 \text{ MPa}$  gemäß dem Regressionsmodell, was einer prozentualen Abweichung von etwa 2 % entspricht.

Es kann demnach festgehalten werden, dass das analytische Modell im Rahmen der beiden Versuchsreihen aus Abschnitt 8.3 und Abschnitt 8.4 eine geeignete Auslegung der Trajektorie ermöglicht. Die erreichten Festigkeitswerte lagen maximal 2 % unterhalb eines theoretisch zu erwartenden Maximums. Die durch das analytische Modell prognostizierte Topografie schafft damit die Grundlage dafür, MKV mit sehr guten Festigkeitswerten herzustellen.

Für die industrielle Anwendung bleiben jedoch noch zwei Freiheitsgrade, die noch nicht untersucht wurden – die Schnittfugenbreite und die Amplitude der Oszillationsbewegung. Diese wurden bisher als gegeben angenommen und konstant gehalten. Im folgenden Abschnitt soll der Einfluss dieser beiden Größen analysiert werden.

## 8.5 Festlegung der Modellparameter für die industrielle Anwendung

Um das Modell vollständig für die industrielle Anwendung vorzubereiten, sollen die Schnittfugenbreite und die Oszillationsamplitude analysiert und deren Wirkung auf die Topografie und die Verbindungseigenschaften aufgezeigt werden.

Die Schnittfugenbreite hängt in der praktischen Anwendung vom Brennfleckdurchmesser, von der Laserleistung, der Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks und den Werkstoffeigenschaften ab. Diese Prozessparameter sind teilweise durch die Systemtechnik begrenzt und müssen des Weiteren an den polymeren Fügepartner angepasst werden. Grundsätzlich können schmale Schnittfugen von Vorteil sein, da auf diese Weise höhere Struk-



turdichten auf der Metalloberfläche erzeugbar sind, mit denen eine höhere Oberflächenvergrößerung einhergeht. Beispielsweise konnten AMEND ET AL. (2014) die Verbindungsfestigkeit durch höhere Strukturdichten steigern. Die Schnittfugenbreite sollte demnach möglichst gering sein. Allerdings ist der Verkleinerung eine Grenze gesetzt. Können die Schnittfugen nicht mehr vollständig durch den Kunststoff gefüllt werden, sodass Luftein schlüsse in der Grenzfläche zwischen Metall und Kunststoff verbleiben, kann dies die Verbindungseigenschaften negativ beeinflussen.

Demgegenüber ist die Amplitude eine Modellgröße, bei der der Anwender flexiblere Gestaltungsmöglichkeiten besitzt. Um eine große Fläche zu bearbeiten, ergeben sich mehrere Möglichkeiten (Abbildung 8-8). In Abbildung 8-8a wurde die Oszillationsamplitude  $A_{Osz}$  genau so groß gewählt, dass die Breite der vorbehandelten Fläche genau der Breite der Fü gefläche entspricht. Die gesamte Prozessfläche der LOVB wurde demnach durch eine ein zige Oszillationsbahn bearbeitet. In Abbildung 8-8b und c wurden für die gleiche Breite der Prozessfläche mehrere Bahnen aneinandergereiht. Die Amplitude wird entsprechend redu ziert und entspricht der Breite der Prozessfläche dividiert durch eine beliebige natürliche Zahl. In den gezeigten Beispielen sind diese natürlichen Zahlen „2“ und „4“.

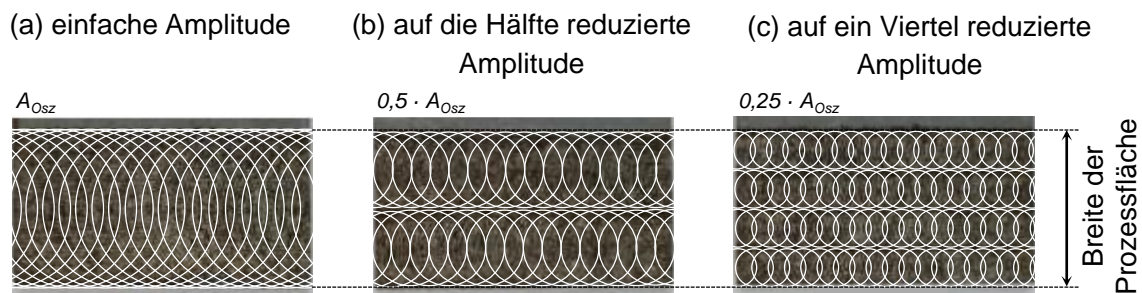


Abbildung 8-8: Möglichkeiten zur Gestaltung der Amplitude bei der LOVB mittels zirkularer Strahloszillation

Die Wahl der Amplitude hat Einfluss auf die Energieeinbringung in das Metall und die Verbindungsfestigkeit der MKV. Um bei ihrer Festlegung zu unterstützen, wurden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, die den Einfluss der Amplitude zeigen. Die Ergebnisse, die in Abbildung 8-9 dargestellt sind, wurden in den Studienarbeiten von SCHERM (2018) und PALUKOV (2019) gemeinsam mit dem Autor der Dissertation evaluiert. Als Bewertungskriterien wurden der Verzug der Metallbleche infolge der thermischen Wirkung des Laserstrahls und die Zugscherfestigkeit der MKV in Anlehnung an die DIN EN 1465 herangezogen. Die Auswertung erfolgte an drei Proben pro Parametersatz, deren Mess-

werte gemittelt und deren Standardabweichung bestimmt wurden. Der Schnittfugenabstand  $d_L$  wurde innerhalb der Versuchsreihen nicht verändert, sodass der Energieeintrag in das Metallblech konstant blieb.

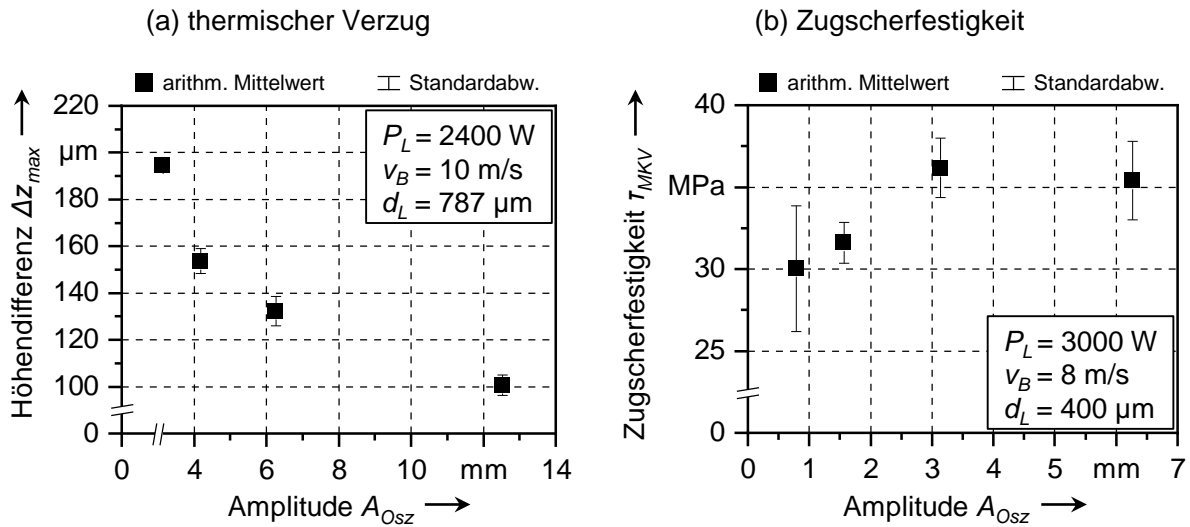


Abbildung 8-9: Einfluss der Amplitude  $A_{Osz}$  auf den thermischen Verzug  $z_{max}$  (a) und auf die Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  (b) ( $T_{Press} = 200 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $p_{press} = 1,5 \text{ bar}$ )

Den beiden Diagrammen ist zu entnehmen, dass die Amplitude  $A_{Osz}$  einen Einfluss auf den im Metallblech induzierten Verzug  $\Delta z_{max}$  und die Verbindungsfestigkeit der MKV  $\tau_{MKV}$  hat. Größere Amplituden sind demnach kleineren Amplituden vorzuziehen, da auf diese Weise Verzugserscheinungen minimiert werden können und die Zugscherfestigkeit erhöht werden kann. Gleichzeitig scheint die Zugscherfestigkeit durch einen Maximalwert begrenzt zu sein. Ein Grund für die Zunahme der Festigkeit wurde im Einfluss des ungewünschten Topografieanteils  $y_I$  gemäß Gleichung (8.4) vermutet. Mit zunehmender Amplitude steigt zwar der Anteil  $y_I$  pro Oszillationsbahn, die Summe über alle Oszillationsbahnen sinkt jedoch im Verhältnis zur bearbeiteten Breite der Prozessfläche. Dies bedeutet, dass mit zunehmender Amplitude der Anteil der Fläche steigt, in dem die Topografie gute Voraussetzungen für die Anbindung des Kunststoffes bietet. Die Vergrößerung der Amplitude in der industriellen Anwendung scheint damit nicht durch den Prozess, sondern vorwiegend systemtechnisch von der Performanz der Scanneroptik begrenzt zu sein.

## 8.6 Zusammenfassung

Die Auslegung der LOVB ist mit hohem experimentellen Aufwand verbunden, wenn es darum geht, optimale Verbundeigenschaften zu erhalten. Aus diesem Grund wurde ein ana-

lytisches Prozessmodell für die Bestimmung des optimalen Schnittfugenabstands entwickelt, welches auf Basis von zwei Eingangsgrößen die Trajektorie der LOVB ausgibt (siehe Gleichung (8.6)), mit der eine hohe Zugscherfestigkeit der MKV erreicht werden kann. Die Eingangsgrößen sind die Schnittfugenbreite, die vom Werkstoff und den gewählten Prozessparametern der LOVB abhängt, und die Oszillationsamplitude, die an die Aufgabenstellung anzupassen ist. Das Prozessmodell zeigt hinsichtlich des optimalen Schnittfugenabstands eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Untersuchungen, wobei für verschiedene Scanneroptiken und variierte Prozessparameter über 98 % der theoretischen Maximalfestigkeit erreicht werden konnte. Das Modell erleichtert somit die Prozessauslegung erheblich, da die Brennfleckbewegung als ein Prozessparameter entfällt. Das anwendende Personal wird bei der Beherrschung des Prozesses unterstützt und die Kosten für Versuchswerkstoffe und die Arbeitszeit werden reduziert.

Zwar kann durch den Einsatz der zirkularen Strahloszillation eine hohe Zugscherfestigkeit der MKV erzielt werden, allerdings sind die Festigkeitswerte bisher nicht referenziert. Zudem wurden weitere für die industrielle Anwendung relevante Kriterien noch nicht betrachtet. Um das Anwendungspotenzial der oszillierenden Trajektorie zu bewerten, soll deshalb im Folgenden ein Vergleich mit verschiedenen anderen Trajektorien durchgeführt werden.



## 9 Evaluation der LOVB mit zirkularer Strahloszillation

### 9.1 Allgemeines

In den bisherigen Ausführungen wurde die LOVB mit dem Ziel behandelt, die Anbindung des Kunststoffes an die Metalloberfläche zu verbessern. Dies wurde im vorangegangenen Kapitel anhand der Zugscherfestigkeit der MKV analysiert, wobei nur die oszillierende Vorbehandlung betrachtet wurde. Um das Potenzial der zirkularen Strahloszillation gegenüber dem bisherigen Stand der Technik bewerten zu können, bedarf es jedoch des Vergleichs mit den erzielbaren Eigenschaften, die durch konventionelle Trajektorien erreichbar sind. Die alleinige Bewertung der Verbindungsfestigkeit, wie dies in der Literatur häufig der Fall ist, reicht dabei nicht aus, da Unternehmen weitere Aspekte für die Einführung einer Technologie beachten müssen. Nur durch eine wirtschaftliche, reproduzierbare und prozesssichere Ausführung der LOVB können Unternehmen von der neuen Technologie profitieren. Es bringt dem Unternehmen keinen Vorteil, wenn die Verbindungseigenschaften stark schwanken oder der Aufwand für die Fertigung der MKV den erbrachten monetären Nutzenszuwachs aufzehrt. Um dies für die vorliegende Problemstellung zu prüfen, wurden folgende Bewertungskriterien betrachtet:

1. **Steigerung der Zugscherfestigkeit (Abschnitt 9.2)** | Die Steigerung der Verbindungsfestigkeit ist, wie bereits genannt, das primäre Ziel der LOVB und die treibende Kraft der Technologieerforschung. Zuverlässige Verbindungen bieten großes Leichtbaupotenzial, insbesondere wenn hochfeste und -steife Werkstoffe kombiniert werden. Die Verbindungsfestigkeit wurde daher als zentrales Vergleichskriterium zwischen den Trajektorien genutzt.
2. **Schwankung der Zugscherfestigkeit (Abschnitt 9.2)** | Eine hohe absolute Festigkeit ist häufig technologisch nur relevant, wenn diese Eigenschaft in der Fertigung reproduzierbar gewährleistet werden kann. Schwankungen der Eigenschaften führen

zu einem unvorhersehbaren Verhalten in der Anwendung und können ein vorzeitiges Versagen der Verbindung bewirken.

3. **Thermischer Verzug (Abschnitt 9.3)** | Der thermische Verzug während der LOVB sorgt für eine Formänderung der Metallkomponente. Diese Formänderung wird in der WWZ zwischen Metalloberfläche und Laserstrahl induziert und wirkt sich auf die globale Geometrie der Metallkomponente aus. Nachfolgende Fertigungsschritte können durch diese Formänderung beeinflusst und die prozessichere Ausführung, beispielsweise des Fügeprozesses oder einer spanenden Bearbeitung, verhindert werden. Um dies zu vermeiden, ist der thermische Verzug möglichst zu reduzieren.
4. **Produktivität des Prozesses (Abschnitt 9.4)** | Ob ein Fertigungsprozess wirtschaftlich ist, hängt von vielen Einflussfaktoren ab. Die Kosten für Werkstoffe, Betriebsmittel oder Personal werden dem monetären Umsatz gegenübergestellt. Der Gewinn kann z. B. dann erhöht werden, wenn bei gleichen Qualitätseigenschaften eine größere Stückzahl pro Zeiteinheit gefertigt werden kann.

Für die genannten vier Kriterien wurden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, um die ZSO mit den diskontinuierlichen Trajektorien M1 bis M3 gemäß dem Stand der Technik und der Forschung zu vergleichen. Die Ergebnisse werden in den folgenden Abschnitten erläutert und basieren vorwiegend auf der vom Autor betreuten Studienarbeit von LANGER (2021).

## 9.2 Analyse der trajektorienspezifischen Verbindungsfestigkeit

Um die einzelnen Trajektorien zu vergleichen, wurden zwei Aspekte der Zugscherfestigkeit betrachtet. Im ersten Schritt wurde die erzielbare Festigkeitssteigerung gegenüber einer unvorbehandelten MKV ermittelt und im zweiten Schritt die Schwankung der Festigkeitsbeträge analysiert. Im Fokus der Untersuchungen lagen die linearen Trajektorien M1, M2 und M3 sowie die ZSO.

### 9.2.1 Steigerung der Zugscherfestigkeit

Die Zugscherfestigkeit einer MKV wird von der angewendeten LOVB bestimmt. Bei ansonsten gleichen Prozessparametern beeinflusst die Trajektorie des Laserbrennflecks die Merkmale der Topografie des Metalls. Die bearbeitungsspezifische Auslegung der Trajektorie bedarf höchster Sorgfalt, wie in Kapitel 8 bereits gezeigt wurde. Aus diesem Grund

wurde, ergänzend zu den Ergebnissen des vorangegangenen Kapitels, die Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  bei Vorbehandlung mit den Trajektorien M1, M2 und M3 in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand  $d_L$  ermittelt und, wie in Abbildung 9-1 zu sehen ist, das Ergebnis mit der ZSO verglichen. Das Intervall des Schnittfugenabstands wurde dabei an die spezifische Trajektorie angepasst, sodass der Bereich von der Überlagerung der Schnittfugen bis zum Verbleib unbearbeiteter Oberflächenanteile durch den Versuchsplan erfasst wurde. In dem Diagramm sind der arithmetische Mittelwert und die Standardabweichung der Festigkeitsbeträge aufgetragen. Als Referenz wurden MKV ohne LOVB geprüft, über deren Festigkeitswert  $\tau_{MKV,ref}$  weiterführend die Festigkeitssteigerung  $\Delta\tau_{MKV}$  für jede Trajektorie gemäß

$$\Delta\tau_{MKV} = \frac{\tau_{MKV}}{\tau_{MKV,ref}} \quad (9.1)$$

berechnet wurde.

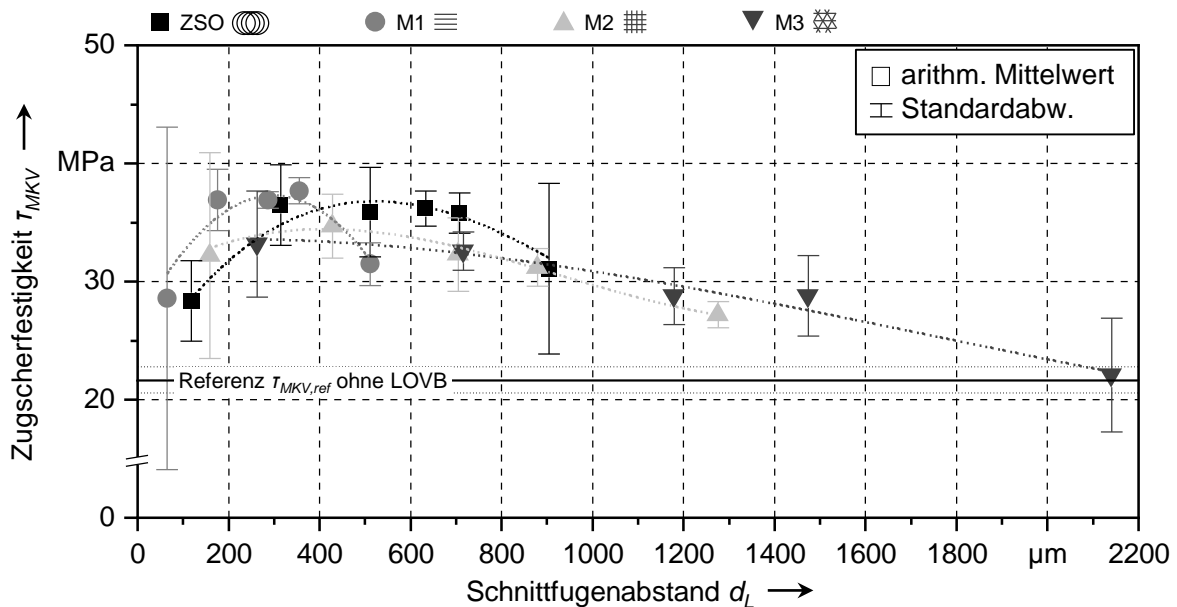


Abbildung 9-1: Trajektorienspezifische Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand  $d_L$  (LOVB:  $P_L = 3000$  W;  $v_B = 8$  m/s;  $d_{foK} = 63$   $\mu\text{m}$ ; Fügen:  $T_{Press} = 200$   $^{\circ}\text{C}$ ;  $p_{Press} = 3$  bar)

Mit allen Trajektorien konnte die Zugscherfestigkeit gegenüber dem Referenzwert erhöht werden. Die absoluten Werte sind vom gewählten Schnittfugenabstand  $d_L$  abhängig, wobei ein Maximum bei einem trajektorienspezifischen optimalen Schnittfugenabstand existiert. Lediglich für die Trajektorie M3 lag dieses Maximum vermutlich bei geringen Schnittfugenabständen außerhalb des gewählten Untersuchungsbereichs. Bei der Abweichung vom trajektorienspezifischen optimalen Schnittfugenabstand ist ein Festigkeitsabfall gegenüber dem Maximalwert zu erwarten. Dabei zeigte die Trajektorie M1 die geringste Toleranz, da

bei ihr bei gleicher Abweichung im Vergleich zu den anderen Trajektorien ein höherer Festigkeitsabfall festzustellen war. Ein Erklärungsansatz für den geringeren Festigkeitsabfall von M2, M3 und der ZSO gegenüber M1 veröffentlichte bereits RÖSNER (2014), der eine homogenere Kraftverteilung innerhalb der Fügefläche für die Strukturen M2 gegenüber M1 annahm, sodass Spannungsspitzen zwischen den einzelnen Schnittfugen reduziert werden.

Für den weiteren Vergleich der Trajektorien wurden die maximalen arithmetischen Festigkeitsmittelwerte herangezogen, die in Tabelle 9-1 aufgelistet sind.

Tabelle 9-1: Trajektorienspezifische Auswertung der maximalen Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  und der damit erzielten Steigerung der Zugscherfestigkeit  $\Delta\tau_{MKV}$

<i>Eigenschaft</i>	<i>ZSO</i>	<i>M1</i>	<i>M2</i>	<i>M3</i>
gemittelte max. Zugscherfestigkeit $\tau_{MKV}$ in MPa	36,5	37,7	34,7	33,2
Festigkeitssteigerung $\Delta\tau_{MKV}$	1,69	1,74	1,60	1,53
Schnittfugenabstand $d_L$ in $\mu\text{m}$	314	355	428	263

Unter der Anwendung der Trajektorie M1 konnte die höchste Festigkeitssteigerung erzielt werden. Die durchschnittliche Zugscherfestigkeit betrug 37,7 MPa, was der 1,74-fachen Festigkeit gegenüber der Referenzprobe entsprach. Die Zugscherfestigkeit, die mit der ZSO erzielt werden konnte, lag nur etwa 4,0 % unterhalb des Werts der Trajektorie M1, d. h., dass eine Festigkeitssteigerung  $\Delta\tau_{MKV}$  um den Faktor 1,69 möglich war. Mithilfe der Trajektorien M2 und M3 konnte die Zugscherfestigkeit um den Faktor 1,60 bzw. 1,53 erhöht werden. Das Festigkeitsmaximum der beiden Trajektorien lag damit 8,0 % bzw. 11,9 % unter dem der Trajektorie M1.

Die Versagenserscheinungen der MKV waren vielfältig und zeigten sowohl kohäsive als auch adhäsive Bruchanteile, wie in Abbildung 9-2 dargestellt ist. Aufgrund der durchwegs hohen Verbindungskräfte waren die Bruchbilder der MKV der verschiedenen Trajektorien ähnlich. Die Ausnahme bildete die Referenzprobe, deren Bruchfläche durch ein adhäsives Versagen in der Grenzschicht zwischen Metall und Kunststoff geprägt war. Durch die LOVB veränderte sich dieses Bruchbild, wodurch ein kohäsives Versagen des FVK schadensursächlich wurde.

Die zerstörend geprüften Fügeflächen wiesen kunststoffseitig partielle flächige Ablösungen auf, die in der Fügefläche initiiert wurden und sich teilweise bis in die Kunststoffprobe fortsetzten. Seitlich waren diese flächigen Ablösungen durch Zwischenfaserbrüche begrenzt. Es könnte sich dabei um Delaminationen zwischen den beiden 0°-Lagen an der Grenzfläche zum Metall handeln. Bevor es zum Faserbruch am Ende der gebrochenen



Schicht und so zur vollständigen Trennung kam, versagte häufig die Anbindungsfläche zwischen Metall und Kunststoff, sodass die Schichtablösung auf der Kunststoffprobe zurückblieb.



Abbildung 9-2: Bruchbilder der MKV für die maximalen trajektorispezifischen Zugscherfestigkeiten gemäß Tabelle 9-1

In der Fügefläche waren zudem auf der Metalloberfläche partielle Rückstände getrennter Fasern oder sogar Faserbündel der 0°-Faserlagen erkennbar, die lokal einen kleinen Bereich der Fugebreite einnahmen. Im Gegensatz zu den Delaminationen verlief der Bruch nicht innerhalb einer Ebene und die Fasern wurden noch innerhalb der Fügezone durchtrennt. Die Faserrückstände erstreckten sich teilweise über einen Großteil der Überlapplänge der MKV und waren in Kunststoffrückstände der Matrix eingebettet, was auf zusätzliche Zwischenfaserbrüche schließen ließ.

Innerhalb der Fügeflächen, in denen keine flächigen Ablösungen oder Faserbrüche dominant waren, wurden die Kohäsivfestigkeit des Kunststoffs und des Metalls sowie die adhäsiven Bindungskräfte zwischen Metall und Kunststoff überschritten. Fein verteilte Metall-

rückstände innerhalb der Fügezone des Kunststoffes und Kunststoffrückstände auf der Metalloberfläche ließen dies erkennen. Bereits RÖSNER (2014) führte das Resultat auf drei Effekte zurück:

1. das Abscheren des Kunststoffes am oberen Ende der Schnittfugen
2. das Herausziehen des Kunststoffes aus der Schnittfuge
3. das Reißen nach einer Einschnürung des Kunststoffes

### 9.2.2 Schwankung der Zugscherfestigkeit

Neben den unterschiedlichen arithmetischen Mittelwerten der Zugscherfestigkeit aus Abbildung 9-1 sind die Standardabweichungen als Maß für die Reproduzierbarkeit der Verbindungsfestigkeit ein wichtiges Kriterium. Die Reproduzierbarkeit ist ein zentraler Aspekt für die Industrialisierung der Technologie, da hierüber direkt die prozesssichere Ausführung bewertet werden kann. Die direkte Betrachtung der Standardabweichungen hat jedoch nicht immer die gewünschte Aussagekraft. Bei Werten unterschiedlicher Einheit oder stark schwankenden Mittelwerten wird deshalb eher der Variationskoeffizient berechnet und ausgewertet. Im vorliegenden Fall setzt sich der Variationskoeffizient  $VK_{MKV}$  aus dem Verhältnis der Standardabweichung  $\sigma_{MKV}$  der Zugscherfestigkeit und dem zugehörigen arithmetischen Mittelwert  $\tau_{MKV}$  zusammen, wie in Gleichung (9.2) beschrieben:

$$VK_{MKV} = \frac{\sigma_{MKV}}{\tau_{MKV}} \quad (9.2)$$

Der Variationskoeffizient ist somit ein normierter Wert, wodurch die Vergleichbarkeit unterschiedlicher Werte ermöglicht wird. Wird dem Variationskoeffizienten zudem die erzielte Festigkeitssteigerung gegenübergestellt, wie in Abbildung 9-3 gezeigt wird, so kann sowohl die Performanz als auch die Reproduzierbarkeit einer spezifischen Trajektorie beurteilt werden. Als Referenz wurden unvorbehandelte MKV herangezogen.

Im Diagramm ist eine starke Streuung des Variationskoeffizienten über die verschiedenen Trajektorien zu erkennen, der Werte zwischen 1,9 % und 50,6 % annahm. Die Schwankungsbreite wurde alleinig durch die Trajektorie M1 erzeugt, die weiteren Trajektorien lagen innerhalb des spezifizierten Intervalls. Der Hauptteil aller Werte lag oberhalb des Referenzwerts von 5 %. Dies bedeutet, dass nur wenige Werte eine bessere Reproduzierbarkeit als die Referenzproben erreichen konnten. Mit wenigen Ausnahmen war festzustellen, dass die Festigkeitswerte reproduzierbarer sind, die eine hohe Festigkeitssteigerung bewirkten. Insbesondere die Randpunkte des Versuchsraums, also die gewählten maximalen

und/oder minimalen Schnittfugenabstände jeder Trajektorie, führten zu einem hohen Variationskoeffizienten und/oder zu einer geringen Festigkeitssteigerung. Die Zentralbereiche der untersuchten Schnittfugenabstände zeigten demgegenüber eine bessere Performanz, was die Relevanz der spezifischen Trajektorienauslegung unterstreicht.

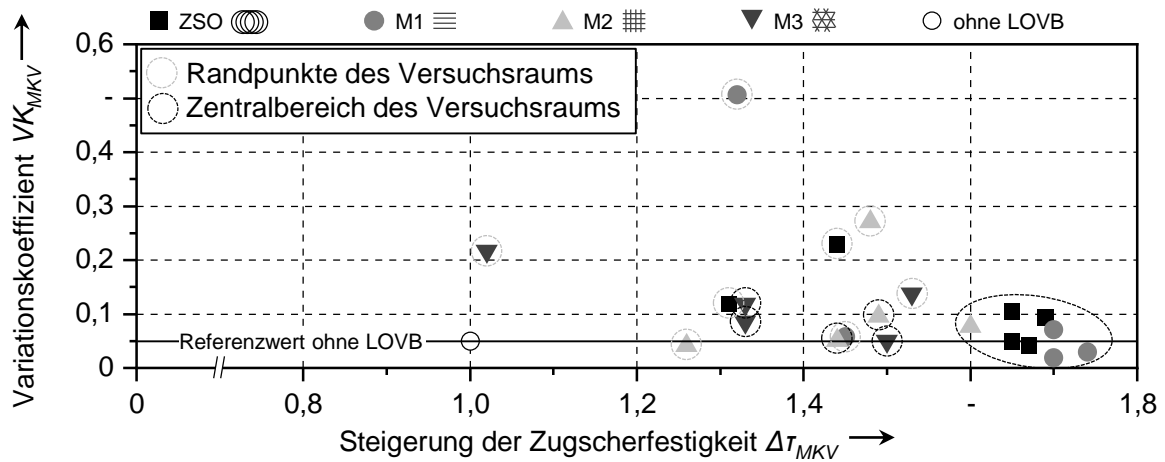


Abbildung 9-3: Trajektorienspezifischer Variationskoeffizient  $VK_{MKV}$  in Abhängigkeit von der Festigkeitssteigerung  $\Delta T_{MKV}$

Anhand von REM-Aufnahmen der Topografie der Metallproben werden die Unterschiede ersichtlich, wie in Abbildung 9-4 dargestellt ist. Die Abbildung zeigt die Topografien für die einzelnen Trajektorien für den geringsten gewählten Schnittfugenabstand des Versuchsraums und einen Versuchspunkt im Zentralbereich des Versuchsraums. Die Ausnahme bildet hier die Trajektorie M3, für die der maximale Schnittfugenabstand dargestellt wird, da eine Festigkeitsabnahme durch zu geringe Schnittfugenabstände nicht im Versuchsraum lag.

Die Topografie des Metalls war für die Untergrenze der Schnittfugenabstände nur sehr schwach deterministisch. Dies führt zu geringen Festigkeitssteigerungen und einem hohen Variationskoeffizienten aufgrund der begrenzten Vorhersagbarkeit der Topografieausprägung. Der Zentralbereich ist demgegenüber durch stark deterministische Strukturen gekennzeichnet, wobei die Oberfläche des Metalls nahezu vollständig modifiziert wurde. Durch den lokal begrenzten Abtrag beeinflussten sich die Merkmale der Topografie kaum gegenseitig, wodurch eine stochastische Oberflächengeometrie vermieden wurde.

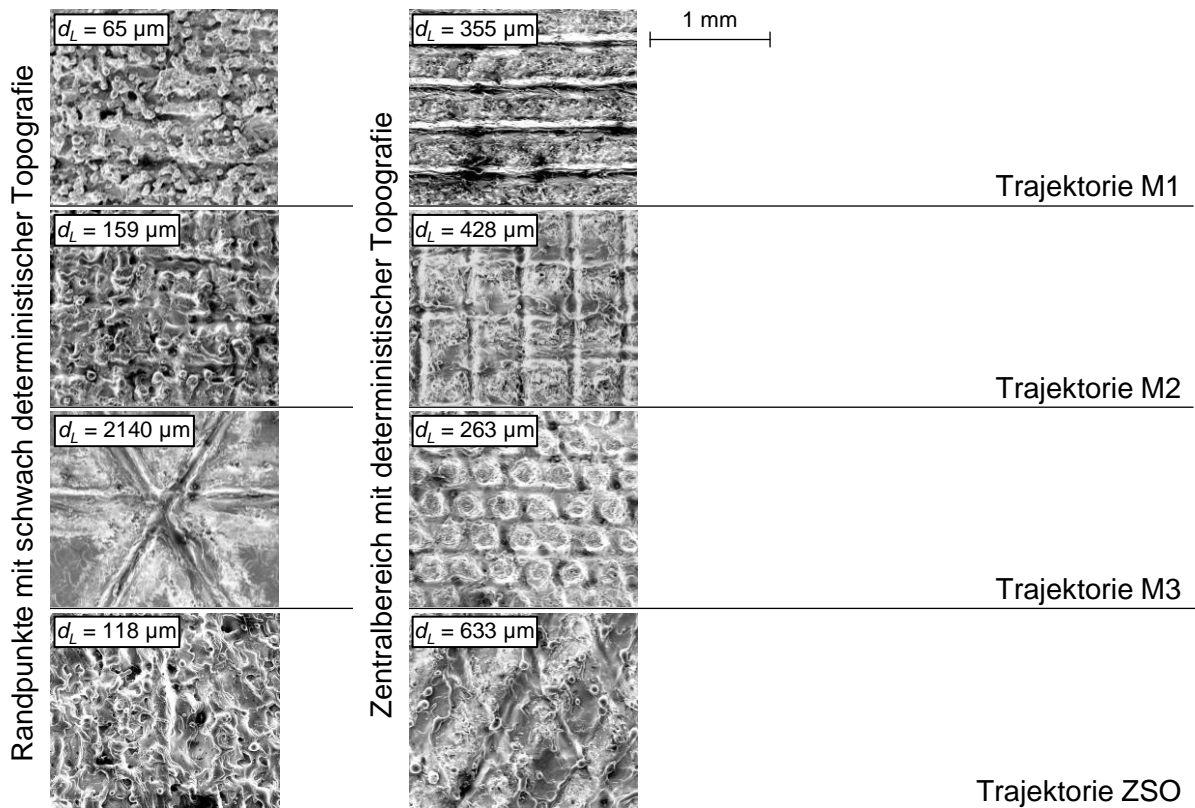


Abbildung 9-4: Trajektorienspezifische REM-Aufnahmen der Metalltopografie nach der LOVB für verschiedene Schnittfugenabstände am Rand und im Zentralbereich des Versuchsraums

Die niedrigsten Variationskoeffizienten konnten gemäß Abbildung 9-3 durch die beiden Trajektorien M1 und ZSO erzielt werden. Mithilfe der Trajektorien konnten Topografiestrukturen erzeugt werden, die eine Steigerung der Festigkeit von über 60 % in Kombination mit einem Variationskoeffizienten unterhalb des Referenzwerts aufwiesen. Für M1 eigneten sich hierfür die Schnittfugenabstände  $d_L = 286 \mu\text{m}$  und  $d_L = 355 \mu\text{m}$  und für die Trajektorie der ZSO die Abstände  $d_L = 633 \mu\text{m}$  und  $d_L = 707 \mu\text{m}$ . Bei diesen Schnittfugenabständen wurden mitunter sowohl trajektorienspezifisch als auch trajektorienübergreifend die minimalen Variationskoeffizienten erreicht, wie in Tabelle 9-2 herausgestellt wird. Der minimale Variationskoeffizient lag für jede Trajektorie unterhalb des Referenzwerts von 5,0 %, weshalb davon ausgegangen werden kann, dass die Reproduzierbarkeit der Zug-scherfestigkeit von Metall-Kunststoff-Verbindungen durch eine LOVB verbessert werden kann.

Tabelle 9-2: Trajektorienspezifische Auswertung der minimalen Variationskoeffizienten  $VK_{MKV}$  und der damit erzielten Steigerung der Zugfestigkeit  $\Delta\tau_{MKV}$

<i>Eigenschaft</i>	<i>ZSO</i>	<i>M1</i>	<i>M2</i>	<i>M3</i>
Festigkeitssteigerung $\Delta\tau_{MKV}$	1,67	1,70	1,26	1,50
min. Variationskoeffizient $VK_{MKV}$ in %	4,1	1,9	4,2	5,0
Schnittfugenabstand $d_L$ in $\mu\text{m}$	633	286	1275	716

Bei der lokalen Wärmeeinbringung in Metalle durch die LOVB ist häufig der thermische Verzug als weiterer kritischer Aspekt zu betrachten, der die Geometrie der gefügten Komponente und somit nachfolgende Fertigungsschritte beeinflusst. Um die Wirkung der gewählten Trajektorie diesbezüglich zu quantifizieren, wurden experimentelle Untersuchungen an Metallproben durchgeführt und der thermische Verzug bewertet, was im Folgenden beschrieben wird.

### 9.3 Analyse des trajektorienspezifischen thermischen Verzugs

Bereits von WUNDERLING ET AL. (2019) wurden der Einfluss einzelner Laserparameter auf den thermischen Verzug von Metallblechen analysiert und Ansätze zu seiner Reduktion vorgestellt. Eine postulierte Maßnahme war der Einsatz der zirkularen Strahloszillation als Trajektorie für die LOVB, für die ein geringerer Verzug gegenüber anderen Mustern gemäß dem Stand der Technik erzielt werden konnte. Zusätzlich wurden speziell für die Strahloszillation weiterführende Analysen zum Einfluss der Amplitude und der Reihung einzelner Oszillationsbahnen vorgenommen. Der Versuchsraum war jedoch auf einen Versuchspunkt eingeschränkt.

Die Ergebnisse von WUNDERLING ET AL. (2019) wurden als Ausgangspunkt genutzt, um eine experimentelle Versuchsreihe durchzuführen, die einen umfassenden Vergleich der Trajektorien M1, M2, M3 und der ZSO ermöglichte. Da während der Untersuchungen festgestellt wurde, dass der Verzug der Trajektorie M1 von der Orientierung der Schnittfugen gegenüber den Messlinien aus Unterabschnitt 5.4.2 abhängig war, wurde zusätzlich eine um 90° gedrehte Variante M1' in den Versuchsraum aufgenommen. Als Variationsparameter wurde einzig der Schnittfugenabstand gewählt, um den Einfluss der komplexen Vorgänge während der Schnittfugenausbildung auszuschließen. Mithilfe des Schnittfugenabstands konnten die Topografie und die Energieeinbringung in die Metallprobe eingestellt werden. Hierfür wurden zwei Probengeometrien genutzt. Für den Vergleich der verschiedenen Trajektorien wurden Metallproben mit den Abmaßen 25 mm x 100 mm verwendet, von denen ein mittig angeordneter Bereich der Größe 25 mm x 20 mm strukturiert wurde.

Für die Bewertung der Richtungsabhängigkeit des thermischen Verzugs wurden quadratische Bleche mit einer Kantenlänge von 100 mm, die im Bereich von 85 mm entlang dieser Kante laserbasiert vorbehandelt wurden, analysiert.

In Abbildung 9-5 sind die Ergebnisse der Verzugsmessungen in Abhängigkeit von der Trajektorie und dem Schnittfugenabstand  $d_L$  dargestellt. Es wurden jeweils vier Probekörper pro Parametersatz gefertigt und vermessen und der arithmetische Mittelwert und die Standardabweichung der Höhendifferenz  $\Delta z_{max}$  vor und nach der LOVB als Auswertekriterium herangezogen.

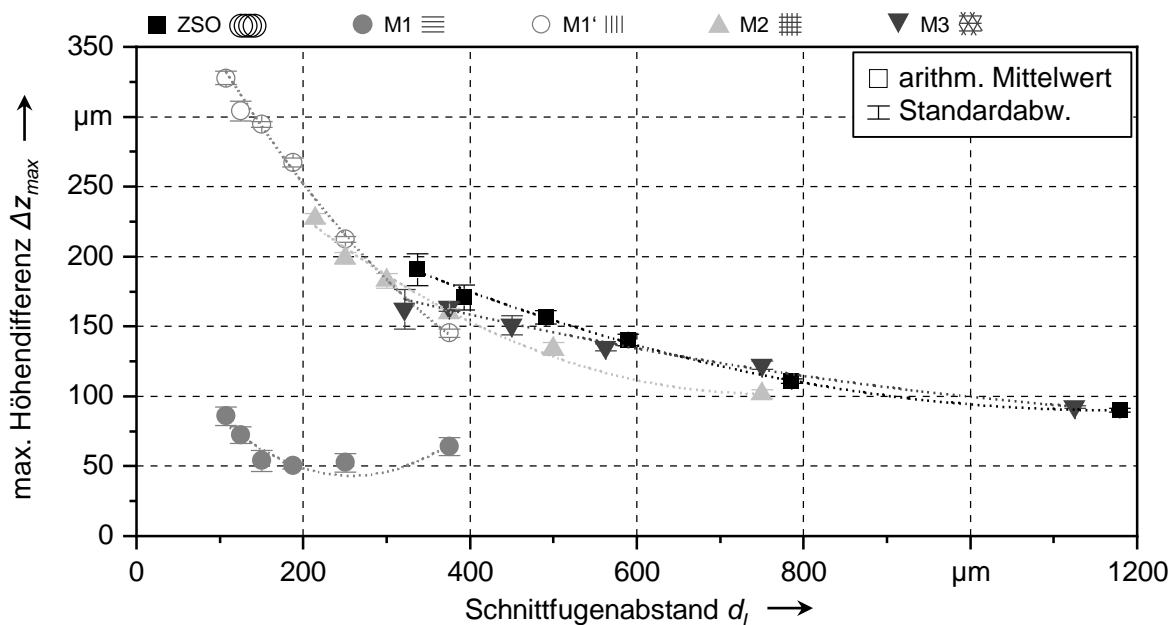


Abbildung 9-5: Trajektorienspezifische maximale Höhendifferenz  $\Delta z_{max}$  in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand  $d_L$  ( $P_L = 3000$  W;  $v_B = 8$  m/s;  $d_{lok} = 63$  µm)

Anhand des Diagramms lässt sich eine Abnahme der Höhendifferenz mit zunehmendem Schnittfugenabstand erkennen. Die geringen Standardabweichungen von maximal 14 % des spezifischen Mittelwerts ließen auf eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Versuchreihe schließen. Der Grad der Abnahme und die Beträge der gemittelten Höhendifferenz waren trajektorienspezifisch. Mit Ausnahme der Trajektorie M1 waren alle Verläufe degressiv fallend. Bei ähnlichem Schnittfugenabstand lagen die trajektorienspezifischen Werte von M1', M2, M3 und der ZSO nahe beieinander. Demgegenüber wurden für die Trajektorie M1 deutlich geringere Verzugserscheinungen gemessen.

Der Unterschied zwischen M1 und M1' ließ eine Richtungsabhängigkeit der Wirkmechanismen, die den thermischen Verzug induzieren, vermuten. Die Verzugswirkung entlang

einer Schnittfuge war trotz der gleichen Bestrahlungsenergie deutlich höher als der auftretende Verzug quer zur Schnittfugenausrichtung. Ein Einfluss der Walzrichtung des Werkstoffs, der Scanneroptik oder der Schnittfugenausbildung konnte als Grund hierfür in weiteren Untersuchungsreihen mit quadratischen Blechen ausgeschlossen werden. Eher sind die Arten von Verzugserscheinungen der Grund für die Differenz. Nach RADAJ (1988, S. 157 f.) gliedert sich die Art des Verzugs beim Schweißen in die Längsschrumpfung, die Querschrumpfung, den Biegeverzug und den Winkelverzug. Außer mittig oder an unsymmetrischen Querschnitten angeordnete Schweißnähte führen dabei zu Verkrümmungen (RUGE 1985, S. 132). Da der Verzug bei der LOVB entlang einer Schnittfuge größer ist als quer zur Schnittfuge, war die Längsschrumpfung der dominante Verzugs эффект, dessen Verkrümmungswirkung durch die oberflächennahe Bearbeitung zusätzlich verstärkt wurde.

Da der Vergleich des trajektorienspezifischen thermischen Verzugs in Abhängigkeit vom Schnittfugenabstand eine Darstellung ist, die nur bedingt verallgemeinbare Schlussfolgerungen zulässt, wurde basierend auf den vorangegangenen Ergebnissen die Abhängigkeit des Verzugs vom Energieeintrag berechnet. Als Bezugsgröße diente dazu die eingebrachte Flächenenergie  $E_A$ , eine Größe, die vom gesamten Betrag der Energiedeposition gemäß WUNDERLING ET AL. (2019) abgeleitet wurde. Die Flächenenergie beschreibt den homogen über eine Fläche verteilten Energiebetrag, mit dem eine Fläche bestrahlt wird, und ist eine Größe, die für jeglichen Parametersatz der LOVB angewendet werden kann. Sie ermöglicht die Vergleichbarkeit des thermischen Verzugs rein unter dem Aspekt der Trajektorienart und der damit definierten Energieverteilung auf der Werkstoffoberfläche. Die Berechnung erfolgte gemäß Gleichung (9.3) aus der Streckenenergie  $E_L$ , der Fläche des Bearbeitungsfelds  $A_{LOVB}$  und der trajektorienspezifischen Weglänge  $l_{B,gesamt}$ , die der Laserbrennfleck innerhalb dieser Fläche zurücklegt. Für  $E_A$  gilt:

$$E_A = \frac{E_L \cdot l_{B,gesamt}}{A_{LOVB}} \quad (9.3)$$

Für die Berechnung des Zählers wird auf die vorangegangenen Gleichungen (2.9) (S. 17) und (6.4) (S. 86) verwiesen. In Abbildung 9-6 sind die gemessenen Verzugswerte in Abhängigkeit von der Flächenenergie  $E_A$  aufgetragen.

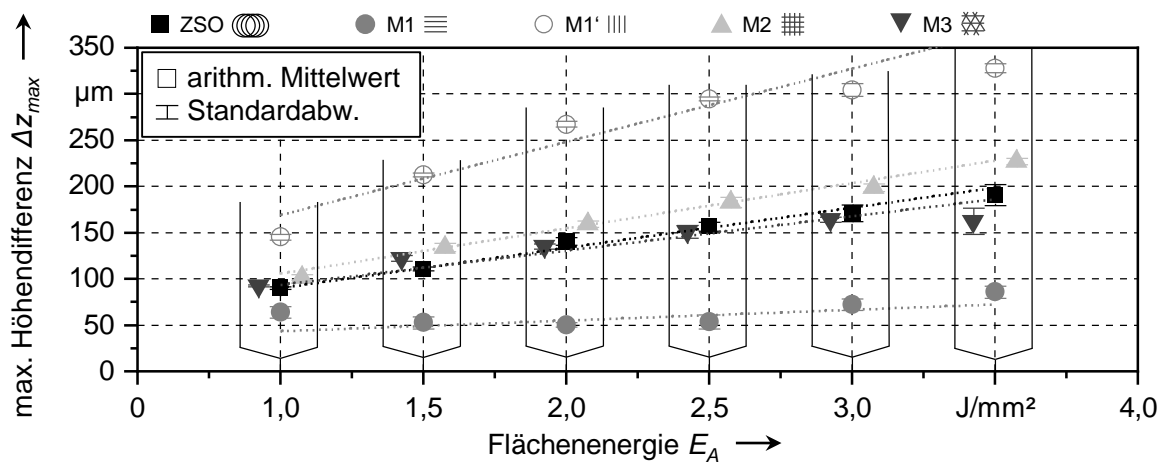


Abbildung 9-6: Trajektorienspezifische maximale Höhendifferenz  $\Delta z_{max}$  in Abhängigkeit von der Flächenenergie  $E_A$  der LOVB ( $P_L = 3000$  W;  $v_B = 8$  m/s;  $d_{fok} = 63$   $\mu\text{m}$ )

Im Diagramm ist die Zunahme der maximalen Höhendifferenzen  $\Delta z_{max}$  mit steigender Flächenenergie zu erkennen. Die Rate der Zunahme ist von der Trajektorie abhängig, wobei die Extremwerte die Trajektorien M1 und M1' darstellten. Bei einer Verdoppelung von  $E_A = 1,5$  J/mm² auf  $E_A = 3,0$  J/mm² war für M1 eine Zunahme um etwa 20  $\mu\text{m}$  und für M1' um etwa 92  $\mu\text{m}$  festzustellen. Die Trajektorien M2, M3 und die der ZSO lagen zwischen diesen Werten.

Werden die Verzugswerte bei einer Flächenenergie verglichen, so lassen sich die gleichen Zusammenhänge erkennen. Die Werte von M1 bildeten die Untergrenze, die von M1' die Obergrenze, und die Werte von M2, M3 und der ZSO lagen dazwischen und waren im Mittel um 35 % für M2, um 46 % für M3 und um 44 % für die ZSO gegenüber der Trajektorie M1' reduziert. Die Richtungsabhängigkeit des thermischen Verzugs der gereihten linearen Strukturen M1 und M1' wird durch die energiebezogene Darstellung unterstrichen. Für die industrielle Anwendung der LOVB ist dies zu berücksichtigen, wobei die besondere Herausforderung darin besteht, dass die resultierende Verzugsdifferenz von der eingebrachten Energie und somit von den Laserparametern abhängt. Insbesondere die Trajektorie M3 und die ZSO sind somit aufgrund der reduzierten Verzugswerte für die Anwendung an verzugskritischen Komponenten vorteilhaft. Durch die ausgeglichene Orientierung der Schnittfugenverläufe, die bei der Trajektorie M3 durch die Überlagerung der Schnittfugenreihen und bei der ZSO durch die kreisförmige Lissajous-Figur ohne jegliche Vorzugsrichtung vorliegt, sind isotrope Verzugserscheinungen zu erwarten.



## 9.4 Analyse der trajektorienspezifischen Produktivität

Die Produktivität eines Fertigungsprozesses ist ein wichtiger Indikator für dessen Wirtschaftlichkeit. Je nachdem, welche Prozesszeiten für die Bearbeitung erreicht werden können, gestaltet sich die Ausbringungsmenge einer Anlage und damit auch die Anzahl benötigter Anlagen, um die Nachfrage des Markts zu bedienen. Für die Bewertung der trajektorienspezifischen Produktivität sind nur die Prozesszeiten von der ersten bis zur letzten Emission relevant. Die Dauern für die Zuführung von Komponenten aus dem Materialspeicher, die Weiterführung der bearbeiteten Komponenten zum nächsten Prozessschritt oder die aufgabenspezifische Anfangs- und Endbewegung des Laserstrahls  $t_A$  und  $t_E$  wurden nicht berücksichtigt. Da die Prozesszeit eine schwer übertragbare und kaum referenzierte Größe ist, wurde die Flächenrate  $\dot{A}_{LOVB}$  als Bezugsgröße definiert. Diese setzt sich gemäß

$$\dot{A}_{LOVB} = \frac{A_{LOVB}}{t_L + t_{T,gesamt}} \quad (9.4)$$

aus dem Verhältnis aus der Bearbeitungsfeldgröße  $A_{LOVB}$  und der Prozesszeitanteile der LOVB gemäß Abschnitt 6.2 zusammen und ist damit ein Maß für die Produktivität.  $t_L$  ist dabei die Emissionsdauer des Laserstrahls während der Bearbeitung und  $t_{T,gesamt}$  der Zeitbedarf für das Durchlaufen der Ausgleichstrajektorien. Als Bezugsgröße wurde eine Vorbehandlungs- bzw. Fügefläche von  $A_{LOVB} = A_{MKV} = 312,5 \text{ mm}^2$ <sup>25</sup> herangezogen. Der Flächenrate wurden für alle Trajektorien die ermittelten Zugscherfestigkeiten  $\tau_{MKV}$  gegenübergestellt (Abbildung 9-7).

Infolge der gegenüber Abbildung 9-1 veränderten Abszisse verschieben sich die trajektorienspezifischen Maxima der Zugscherfestigkeit in Abbildung 9-7. Um für einen Vergleich der Trajektorien hinsichtlich der Flächenrate geeignete Versuchspunkte auszuwählen, die sowohl eine hohe Festigkeitssteigerung als auch reproduzierbare Festigkeitseigenschaften zur Folge haben, wurden folgende zwei Auswahlkriterien festgelegt:

1. Die Festigkeitssteigerung durfte nur maximal 10 % unterhalb der experimentell erzielten trajektorienspezifischen Maximalfestigkeit der Versuchsreihe liegen.
2. Aus dem eingegrenzten Lösungsraum infolge des Kriteriums 1 war der Versuchspunkt mit dem minimalen Variationskoeffizienten auszuwählen.

Die Versuchspunkte für den Vergleich der Trajektorien sind in Abbildung 9-7 markiert.

<sup>25</sup> Die Bezugsfläche ergibt sich aus der Feldgröße von 12,5 mm x 25 mm.

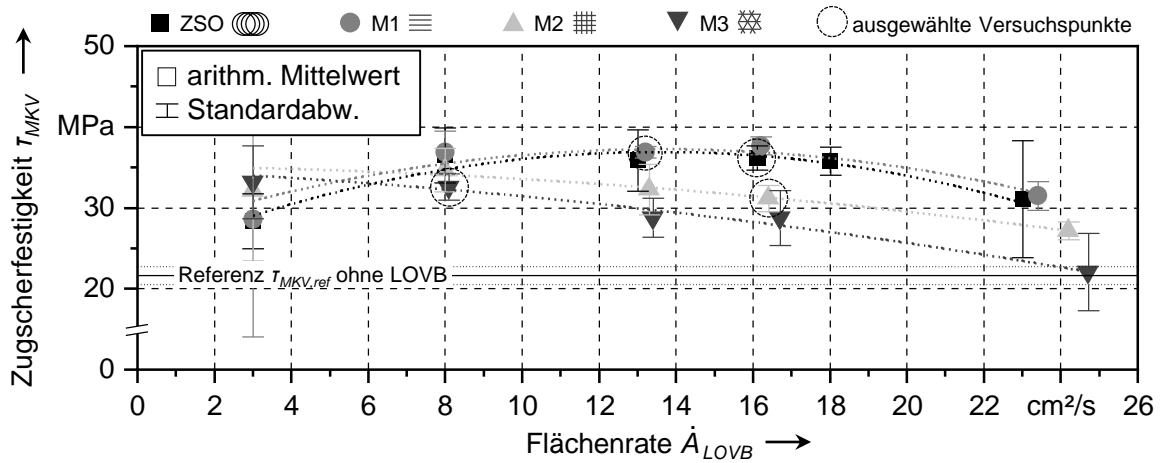


Abbildung 9-7: Trajektorienspezifische Zugscherfestigkeit  $\tau_{MKV}$  in Abhängigkeit von der Flächenrate  $\dot{A}_{LOVB}$  (LOVB:  $P_L = 3000$  W;  $v_B = 8$  m/s;  $d_{fok} = 63$   $\mu$ m;  $A_{Osz} = 6,25$  mm; Fügen:  $T_{Press} = 200$  °C;  $p_{Press} = 3$  bar)

Eine Übersicht der Versuchspunkte und der erzielbaren Flächenrate ist in Tabelle 9-3 dargestellt. Mit der Trajektorie M1 war demnach eine Flächenrate von  $\dot{A}_{LOVB,M1} = 13,2$  cm²/s erreichbar. Die Flächenrate kann durch die Wahl der Trajektorie M2 oder der ZSO weiter gesteigert werden, da die Schnittfugenabstände  $d_L$  deutlich größer gewählt werden können. Durch Anwendung dieser Trajektorien waren Flächenraten von  $\dot{A}_{LOVB,M2} = 16,4$  cm²/s und  $\dot{A}_{LOVB,ZSO} = 16,1$  cm²/s erzielbar. Die Trajektorie M3 wies mit  $\dot{A}_{LOVB,M3} = 8,1$  cm²/s demgegenüber nur etwa den halben Wert auf.

Tabelle 9-3: Unter den definierten Anforderungen (S. 149) erzielbare Flächenrate  $\dot{A}_{LOVB}$  in Abhängigkeit von der Trajektorie

Eigenschaft	ZSO	M1	M2	M3
Flächenrate $\dot{A}_{LOVB}$	16,1	13,2	16,4	8,1
Schnittfugenabstand $d_L$ in $\mu$ m	633	286	879	1179

Demnach haben insbesondere die Trajektorie M2 und die ZSO ein hohes Potenzial, Metallkomponenten mit geringer Taktzeit zu bearbeiten. Die Betrachtungen beziehen sich bis hierhin jedoch auf Bearbeitungen innerhalb des Arbeitsfelds der Scanneroptik. Überschreitet ein Maß der Bearbeitungsfläche die Größe des Arbeitsfelds, so sind weitere prozessbedingte Maßnahmen zu berücksichtigen. Für die linearen Trajektorien M1 bis M3 kann dies eine Bewegung der Scanneroptik ohne Emission von Laserstrahlung sein, wie bereits anhand von Abbildung 4-3b (S. 66) erläutert. Ist keine On-the-fly-Bearbeitung möglich, so müssen demnach weitere aufgabenspezifische Nebenzeiten in Gleichung (9.4) berücksichtigt werden, wodurch sich die effektive Flächenrate der Bearbeitung vermindern würde.

Durch die einfache Kombination der ZSO mit einer On-the-fly-Bearbeitung durch die Aufteilung der Oszillations- und der Hauptachsenbewegung ist keine Reduktion der Flächenrate zu erwarten.

## 9.5 Zusammenfassung

Die Reproduzierbarkeit der Verbindungseigenschaften, die prozessichere Ausführung des Fügeprozesses und nachfolgender Fertigungsschritte sowie die Produktivität der LOVB sind zentrale Kenngrößen, anhand derer über den Einsatz neuer Fügetechnologien in Unternehmen entschieden wird. Die Trajektorie der LOVB für MKV hat wesentliche Auswirkungen auf die genannten Kenngrößen und kann somit als ein entscheidender Einflussfaktor der fertigungstechnischen Performanz der LOVB gesehen werden. Dabei ist nicht nur die Trajektorienart entscheidend. Innerhalb der Versuchsreihen wurde zudem das Optimierungspotenzial der spezifischen Auslegung der Trajektorie deutlich. Dabei sind bei der Auslegung teils konkurrierende Anforderungen zu berücksichtigen. Die Menge der in den Werkstoff eingebrachten Energie sollte möglichst reduziert werden, um den thermischen Verzug des behandelten Metalls gering zu halten. Dies kann beispielsweise über die Skalierung der Geschwindigkeit des Laserbrennflecks oder des Schnittfugenabstands gesteuert werden. Über diese Maßnahmen kann gleichzeitig die Flächenrate der LOVB gesteigert werden. Demgegenüber ist eine geeignete Strukturdicke einzuhalten, die optimale Anbindungseigenschaften für den Kunststoff bietet.

Um eine einheitliche Bewertung der Trajektorien über alle eingangs genannten Bewertungskriterien durchführen zu können, sind im Folgenden die Ergebnisse quantitativ zusammengefasst. Hierfür wurden erneut die gewählten Versuchspunkte des Abschnitts 9.4 betrachtet und die Festigkeitssteigerung, der Variationskoeffizient, der thermische Verzug und die Flächenrate in Tabelle 9-4 dargestellt.

Alle angewendeten Trajektorien erzielten eine deutliche Verbesserung der Verbindungsfestigkeit mit einer gleichen oder sogar verbesserten Reproduzierbarkeit der Festigkeitseigenschaften gegenüber unvorbehandelten Proben. Insbesondere die ZSO zeigte ein hohes Potenzial für die industrielle Anwendung. Die Trajektorie erreichte innerhalb des Versuchsraums mitunter die höchsten Festigkeitssteigerungen bis zu einem Faktor von 1,67. Gleichzeitig konnte die Festigkeitsschwankung der MKV im Vergleich zu den Referenzproben reduziert werden. Durch die Anwendung der Trajektorie M1 können die Festigkeitseigenschaften zwar weiter verbessert werden, die Richtungsabhängigkeit der linearen Strukturen ist jedoch ein Aspekt, der die Prozessauslegung erheblich erschweren kann.

Diese Anisotropie konnte insbesondere am Beispiel des thermischen Verzugs beobachtet werden.

Tabelle 9-4: Performanz der Trajektorien hinsichtlich der Bewertungskriterien der Abschnitte 9.2 bis 9.4

<i>Eigenschaft</i>	<i>ZSO</i>	<i>M1</i>	<i>M2</i>	<i>M3</i>
max. Festigkeitssteigerung $\Delta\tau_{MKV}$	● 1,67	● 1,70	● 1,44	● 1,50
Festigkeitsschwankung $VK_{MKV}$ in %	● 4,1	● 1,9	● 5,1	● 5,0
max. thermischer Verzug $\Delta z_{max}$ in $\mu\text{m}^{26}$	● 131	● 192	● 109	● 90
Flächenrate $\dot{A}_{LOVB}$ in $\text{cm}^2/\text{s}$	● 16,1	● 13,2	● 16,4	● 8,1

Die Prozessuntersuchungen verdeutlichten insbesondere das Potenzial der Strahloszillation auf fertigungstechnischer Ebene. Neben der technischen Machbarkeit erfordert die strategische Bewertung von Technologien nach SCHINDLER (2015, S. 45) jedoch u. a. auch das Wissen über die Wirtschaftlichkeit und die Technologiereife, damit die Anwendenden bewerten können, ob die LOVB für die unternehmenseigene Produktion geeignet ist. Aus diesem Grund soll im folgenden Kapitel eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung und die Analyse des Technologiereifegrads durchgeführt werden, die industriellen Unternehmen anhand der Ergebnisse eine quantitative Einordnung der LOVB bieten.

<sup>26</sup> Zur Berechnung wurden die Regressionsmodelle (Polynom 2. Grads) der Trajektorien M1', M2, M3 und für die ZSO genutzt, wie sie in Abbildung 9-5 angedeutet wurden.

## 10 Wirtschaftliche und technologische Bewertung der LOVB

### 10.1 Allgemeines

Die wirtschaftliche und die technologische Bewertung einer Technologie geben Aufschluss darüber, inwiefern eine Technologie bereits geeignet ist, im Rahmen industrieller Anwendungen dem Unternehmenszweck dienlich eingesetzt werden zu können. Finanzielle Aufwände können abgeschätzt und mit konkurrierenden Technologien verglichen werden. Zudem ermöglicht die Reifegradbewertung, als eine Art der Technologiebewertung, einen Einblick in den Forschungs- und Entwicklungsstatus der Technologie und stellt sicher, dass die Wissensbasis und die entsprechende Systemtechnik für den industriellen Einsatz vorbereitet sind. Die wirtschaftliche (Abschnitt 10.2) und technologische Analyse (Abschnitt 10.3) sind damit die Grundlage für operative und strategische Technologieentscheidungen, die einen zielführenden und nachhaltigen Innovationsprozess im Unternehmen ermöglichen.

### 10.2 Wirtschaftlichkeitsanalyse

Die monetäre Bewertung der LOVB gibt anwendenden Produktionsunternehmen einen finanziellen Maßstab hinsichtlich der mit der spezifischen Bearbeitungsaufgabe verbundenen Fertigungskosten. Ein geeignetes Vorgehen zur Kalkulation der Kosten wird in Abbildung 10-1 vorgestellt, in dessen Rahmen im ersten Schritt der Maschinenstundensatz (MSS) der LOVB als allgemeingültigste Ebene der finanziellen Betrachtung analysiert wurde. Für die weiterführende Berechnung der Fertigungskosten wurde im zweiten Schritt eine Vorgehensweise entwickelt, mit der produzierende Unternehmen selbst die Kosten für den spezifischen Anwendungsfall bestimmen können.

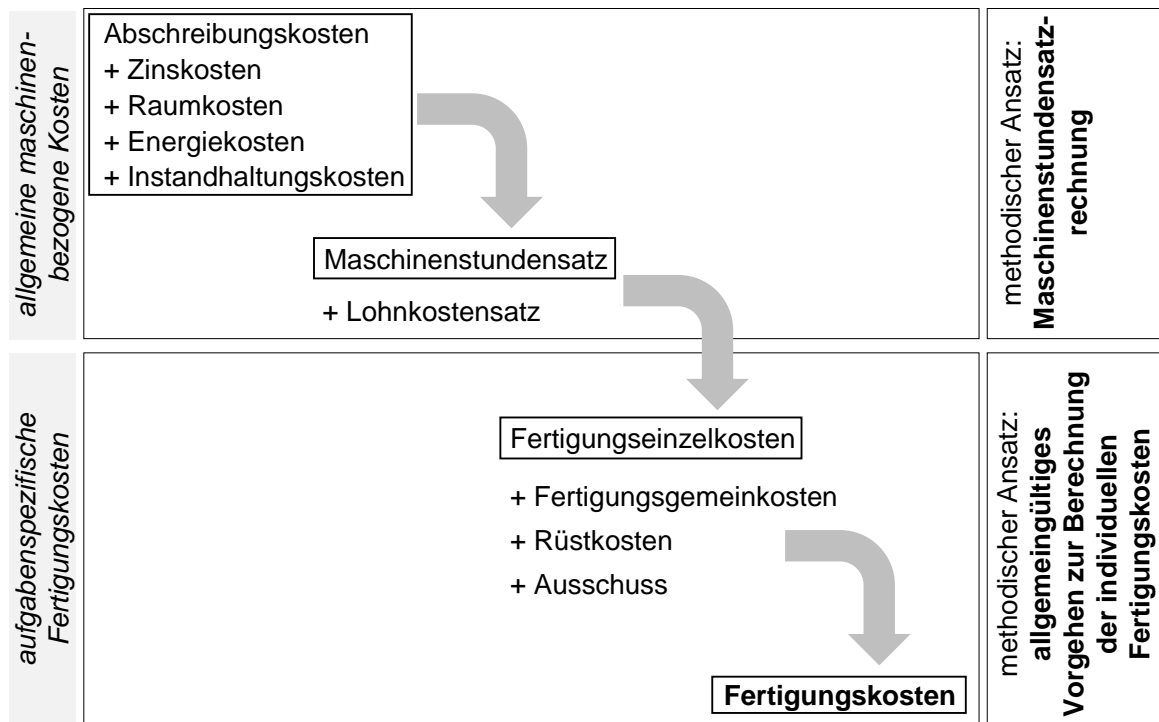


Abbildung 10-1: Übersicht zur Berechnung der Fertigungskosten der LOVB

### 10.2.1 Berechnung des Maschinenstundensatzes

Bei der Berechnung des MSS werden alle jährlich anfallenden Kosten einer Maschine über deren jährliche Laufzeit  $T_{Lauf}$  verteilt (PLINKE ET AL. 2015, S. 127). Die relevanten Aufwände setzen sich aus den kalkulatorischen Kosten für Abschreibungen  $K_A$ , Zins-  $K_Z$ , Raum-  $K_R$ , Energie-  $K_E$  und Instandhaltungskosten  $K_I$  einer Maschine zusammen (MILBERG 1992, S. 31). Die Kostenanteile werden gemäß Gleichung (10.1) einbezogen (PLINKE ET AL. 2015, S. 127):

$$K_{MSS} = \frac{K_A + K_Z + K_R + K_E + K_I}{T_{Lauf}} \quad (10.1)$$

Eine Auflistung der Aufwände der LOVB ist in Tabelle 10-1 dargestellt. Die Berechnung der jeweiligen Kostenanteile wird in Anhang F detailliert.

Tabelle 10-1: Aufwandsübersicht für die Berechnung des MSS der LOVB

<i>Größe</i>	<i>Einheit</i>	<i>Betrag</i>	<i>Quelle</i>
Anschaffungskosten der Strahlquelle (inkl. Kühlung)	€	307.000	HERSTELLERANGABE IPG LASER GMBH
Anschaffungskosten der Scanneroptik	€	114.000	HERSTELLERANGABE ARGES GMBH
Anschaffungskosten der Laserzelle und der Schutzvorrichtungen	€	180.000	SCHMIDT (2015)
Anschaffungskosten des Industrieroboters	€	70.000	SCHLICKENRIEDER (2008, S. 144)
Nutzungsdauer	a	5	BUNDESMINISTERIUM FÜR FINANZEN (2022)
Arbeitstage pro Jahr	d/a	240	ANNAHME
Anzahl der Schichten pro Tag	1/d	1	ANNAHME
Arbeitsstunden pro Schicht	h	7	ANNAHME
<b>Abschreibungskosten (linear)</b>	<b>€/h</b>	<b>79,88</b>	
Zinssatz	%/a	1,75	SCHMIDT (2015)
<b>Zinskosten</b>	<b>€/h</b>	<b>3,49</b>	
Platzbedarf	m <sup>2</sup>	12	SCHMIDT (2015)
Platzkosten	€/(m <sup>2</sup> ·a)	550	SCHMIDT (2015)
<b>Raumkosten</b>	<b>€/h</b>	<b>3,93</b>	
max. Leistungsaufnahme der Strahlquelle	kW	8	IPG LASER GMBH (2005)
Standardnutzungsfaktor	%	40	SCHMIDT (2015)
Strompreis	€/kWh	0,21	BUNDESVERBAND DER ENERGIE- UND WASSER- WIRTSCHAFT E. V. (2022)
<b>Energiekosten</b>	<b>€/h</b>	<b>0,67</b>	
Instandhaltungskostensatz	%	7	SCHMIDT (2015)
<b>Instandhaltungskosten</b>	<b>€/h</b>	<b>5,59</b>	
<b>Maschinenstundensatz</b>	<b>€/h</b>	<b>93,56</b>	

In die Berechnung wurde die Systemtechnik zur Bearbeitung des Metalls einbezogen. Diese beinhaltet die Strahlquelle und die Scanneroptik inklusive des Lichtleitkabels sowie die notwendige Kühleinheit, die eine Überhitzung der genannten Systemkomponenten verhindert. Des Weiteren wurde die Laserzelle selbst berücksichtigt, bestehend aus der Umhausung und den Schutzeinrichtungen. Die Größe der Laserzelle wurde für die Nutzung eines Industrieroboters ausgelegt, sodass großformatige Flächen bearbeitbar sind. Die Zuführung der Metallkomponenten bzw. die Wechselzeit zwischen der Bearbeitung wurde außer Betracht gelassen, um die Berechnung unabhängig vom unternehmensspezifischen Automatisierungsgrad des Fertigungsschritts zu gestalten.

Mit den genannten Kostensätzen ergibt sich ein MSS von  $K_{MSS} = 93,56 \text{ €/h}$ . Aufgrund der hohen Anforderungen an die Systemtechnik und der damit verbundenen Anschaffungskosten ist der Anteil der Abschreibungs-, Zins- und Instandhaltungskosten mit in Summe über 95 % dominierend. Die Energie- und Raumkosten nehmen demgegenüber eine untergeordnete Rolle ein. Der Einfluss der Anschaffungskosten bedeutet eine Herausforderung für produzierende Unternehmen, wenn es darum geht, Lasermaterialbearbeitungsprozesse in der Fertigung einzusetzen. Der hohe Anteil ist nicht alleinig typisch für das RAC, auch andere Laserfertigungsprozesse bedürfen hoher Investitionskosten, wie von HECKERT (2019) anhand der LOVB mittels gepulster Laserstrahlung oder von SCHMIDT (2015) anhand des Laserstrahlschweißens aufgezeigt wurde. Laserbasierte Fertigungsprozesse sind daher meist hochautomatisiert, um durch geringe Taktzeiten und geringen Personaleinsatz wirtschaftliche Vorteile zu erzielen.

Durch die allgemeingültige Berechnung des MSS auf maschineller und nicht prozessspezifischer Ebene erhalten Unternehmen nur einen groben Anhaltspunkt über die resultierenden Fertigungskosten. Für eine detaillierte Berechnung der prozessspezifischen Kosten müssen weiterführend Prozessgrößen wie die Taktzeit und die Mengenleistung berücksichtigt werden. Aus diesem Grund wird im Folgenden ein Vorgehen vorgestellt, mit dem auf Basis des MSS die individuellen Fertigungskosten kalkulierbar sind.

### 10.2.2 Berechnung der Taktzeit

Der berechnete MSS beinhaltet alle maschinenbezogenen Kosten und ist deshalb weitgehend unabhängig vom Bearbeitungsszenario. Für die weitere Berechnung der Fertigungskosten pro Mengeneinheit sind unternehmens- und aufgabenspezifische Größen zu berücksichtigen. Beispiele hierfür sind die individuellen Lohnkostensätze und die Taktzeit der



Bearbeitungsaufgabe. Die gesamten Fertigungskosten ergeben sich nach MÜLLER (2013, S. 373) aus der Summe

1. der Fertigungseinzelkosten,
2. der Fertigungsgemeinkosten und
3. der Sondereinzelkosten der Fertigung.

Jeder der drei Kostenanteile hat spezifische Eingangsgrößen, die bei der Berechnung der Fertigungskosten und weiterführend der Herstellkosten zu berücksichtigen sind. Im Folgenden wird ein Ansatz zur Berechnung der Fertigungskosten beschrieben, wobei der Fokus auf der Bestimmung der Fertigungseinzelkosten liegt, da insbesondere diese durch die Trajektorie der LOVB beeinflusst werden. Die weiteren Kostenanteile können über Zuschlagssätze und weitere Kostensätze berechnet werden. In Abbildung 10-2 sind die wesentlichen Größen zur Bestimmung der Fertigungskosten dargestellt.

Im Rahmen der Maschinenstundensatzrechnung, als ein weit verbreitetes Kalkulationsverfahren der Kostenrechnung, werden die Fertigungskosten anhand des MSS, der Lohnkosten und der Restfertigungskosten berechnet (EHRENSPIEL 2014, S. 444), wobei die Taktzeit der LOVB entscheidenden Einfluss auf den Betrag der Kosten hat. Je nachdem, wie die Bearbeitungsfläche vorbehandelt werden soll, berechnet sich die Taktzeit  $t_{Takt}$  aus den Haupt- und Nebennutzungszeiten der LOVB des Abschnitts 6.2 inklusive etwaiger Zeiten  $t_k$  für die Neupositionierung der Kinematik während der Bearbeitung. Die Summen aller Zeiten der vorbereitenden  $t_{vor}$  und nachbereitenden Tätigkeiten  $t_{nach}$  sind hier einzubeziehen, solange diese nicht mit der Bearbeitung parallelisiert sind. Vorbereitende und nachbereitende Tätigkeiten sind beispielweise die Zu- oder Abführung des Werkstücks und messtechnische Aufgaben. Diverse Rüst-, Erholungs- und Verteilzeiten werden an dieser Stelle nicht berücksichtigt, da diese außerhalb des geplanten Prozessablaufs liegen. Für  $t_{Takt}$  gilt:

$$t_{Takt} = t_L + t_{T,gesamt} + \sum (t_A + t_E) + \sum t_k + \sum t_{vor} + \sum t_{nach} \quad (10.2)$$

Somit gleicht die berechnete Taktzeit der Betriebsmittel-Grundzeit nach REFA (1978, S. 48), abzüglich aller Brachzeiten. Obwohl die Gleichung (10.2) grundsätzlich konventionelle und oszillierende Trajektorien berücksichtigt, soll im Folgenden nur die LOVB mit oszillierendem Laserbrennfleck genauer hinsichtlich der Taktzeit analysiert werden. Als produzierendes Unternehmen muss dazu zur Bestimmung der Taktzeit entschieden werden, welche Prozessführung umgesetzt werden soll, wobei für die ZSO drei Arten denkbar sind (Abbildung 10-2):

1. eine geschlossene Kontur mit einer Oszillationsbahn
2. eine offene Kontur mit einer Oszillationsbahn
3. eine offene Kontur mit mehreren Oszillationsbahnen

Für die Unterscheidung der drei Prozessführungen ist die Oszillationsbewegung nicht entscheidend, sondern die Kontur der Bearbeitung und deren Gestaltung. Die Kontur beschreibt die Hauptachsenbewegung der Kinematik und ist aus Oszillationsbahnen zusammengesetzt. Eine Oszillationsbahn spezifiziert ein Teilstück der Kontur, während dessen ohne Unterbrechung Laserstrahlung emittiert wird. Beispiele für die drei Prozessführungen sind in Abbildung 10-2 gezeigt. Wird eine einfache geschlossene Kontur bearbeitet, so wird durchgängig Laserstrahlung emittiert und es liegt nur eine Oszillationsbahn vor, die am gleichen Ort anfängt und endet. Bei offenen Konturen entspricht der Ort des Bearbeitungsbeginns nicht dem -ende. Die Anzahl der Oszillationsbahnen hängt davon ab, ob durchgängig Laserstrahlung emittiert wird (eine Oszillationsbahn) oder die Bearbeitung aus Teilstücken zusammengesetzt ist (mehrere Oszillationsbahnen).

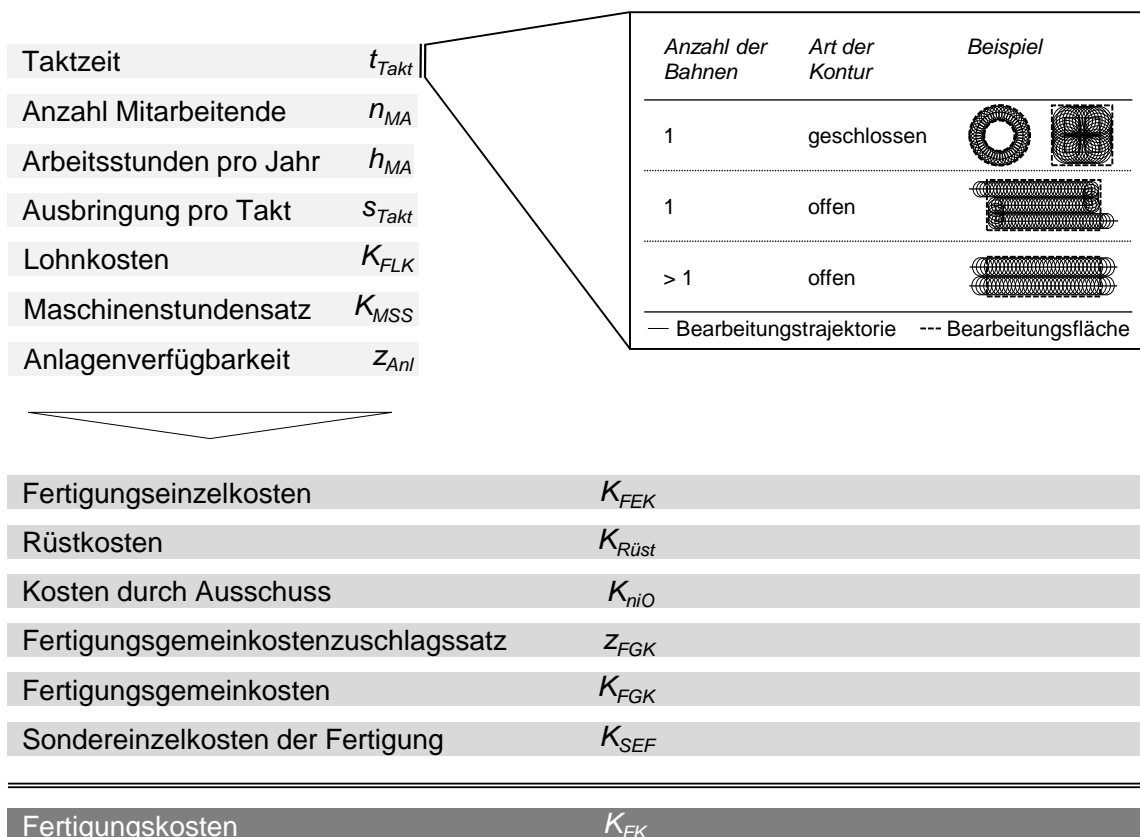


Abbildung 10-2: Einflussgrößen zur Bestimmung der Fertigungskosten der LOVB

Für die Analyse eignet sich insbesondere die dritte oben genannte Prozessführung – eine offene Kontur mit mehreren Bahnen. Die beiden anderen Arten der Prozessführung sind

im Vergleich zu dieser einfacher in der Ermittlung der benötigten Zeitanteile. Eine detailliertere Erläuterung dazu wird auf Seite 162 gegeben.

**Taktzeit für offene Konturen mit mehreren Oszillationsbahnen**

In Abbildung 10-3 sind für die generische Betrachtung alle relevanten Größen und Parameter während der LOVB zusammengefasst, die eine Auswirkung auf die Taktzeit haben.

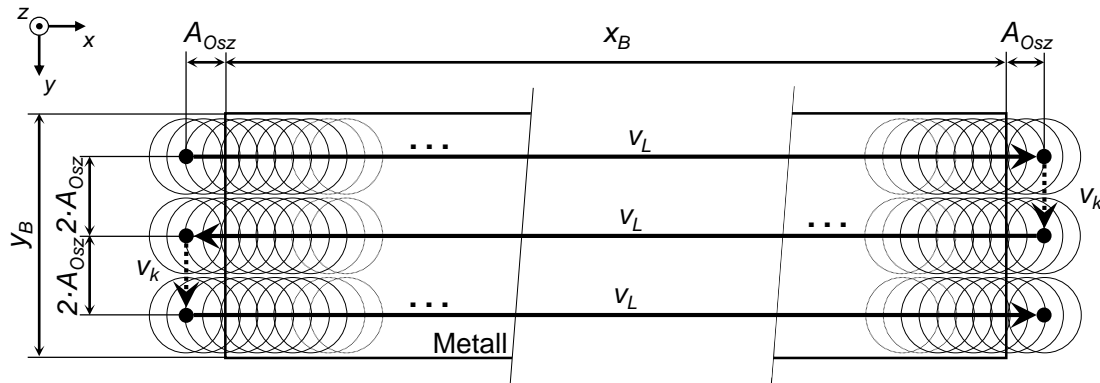


Abbildung 10-3: Allgemeine, schematische Darstellung einer Prozessführung der LOVB

Die schematische Darstellung zeigt die LOVB am Beispiel einer rechteckigen Prozessfläche mit den Seitenlängen  $x_B$  und  $y_B$ , die durch die Anzahl der Oszillationsbahnen  $n_{Osz}$  vollständig bearbeitet wird. Die Ein- und Auslaufzone, wie sie in Abbildung 7-9 gezeigt wurde, befindet sich dabei außerhalb der Prozessfläche. Somit berechnet sich die Taktzeit aus der Dauer der Strahlemission und etwaiger Zeitbedarfe für die Neupositionierung durch die Kinematik. Es gilt:

$$\begin{aligned}
 &= t_L & = \sum(t_A + t_E) & = \sum t_K \\
 t_{Takt} &= \left( \frac{x_B}{v_L} + \frac{2 \cdot A_{Osz}}{v_L} \right) \cdot n_{Osz} + (t_A + t_E) \cdot n_{Osz} + \frac{2 \cdot A_{Osz}}{v_k} \cdot (n_{Osz} - 1) \\
 &+ t_{T,gesamt} + \sum t_{vor} + \sum t_{nach}
 \end{aligned} \tag{10.3}$$

Dabei wurde die Annahme getroffen, dass die Kinematik nach jeder Oszillationsbahn mit der Geschwindigkeit  $v_k$  um die doppelte Oszillationsamplitude entlang der y-Koordinate verschoben wird (Abbildung 10-3), um den Laserbrennfleck für die benachbarte Bahn zu positionieren und einen konstanten Einstrahlwinkel über alle Oszillationsbahnen einzuhalten. Für diese Neupositionierung ist keine Verschiebung des Laserbrennflecks durch die

Spiegel der Scanneroptik nötig, weshalb der Zeitbedarf für die Ausgleichstrajektorien  $t_{T,gesamt}$  in Gleichung (10.3) gleich null ist. Wird demgegenüber die Verschiebung des Laserbrennflecks ausschließlich mittels der Spiegel der Scanneroptik vorgenommen, so kann der Summand  $t_K$  vernachlässigt werden und die Dauer der Ausgleichstrajektorien  $t_{T,gesamt}$  wäre größer null.

Die Anzahl der Oszillationsbahnen  $n_{Osz}$ , die es für die Berechnung von Gleichung (10.3) bedarf, hängt von der gewählten Amplitude  $A_{Osz}$  und der Breite der Prozessfläche  $y_B$  ab, nimmt aber mindestens einen Wert gemäß

$$n_{Osz} \geq \left\lceil \frac{y_B}{2 \cdot A_{Osz,max}} \right\rceil \quad (10.4)$$

an.  $A_{Osz,max}$  ist dabei die für die gewählte Frequenz maximal mögliche Amplitude der Scanneroptik. Der Wert für  $n_{Osz}$  steigt, wenn kleinere Amplitudenwerte für die Bearbeitung gewählt werden, da in diesem Fall die Breite einer einzelnen Oszillationsbahn sinkt.

### Vereinfachungen für andere Prozessführungen

Die Zusammenhänge gemäß Gleichung (10.3) stellen, wenn auch am Beispiel einer rechteckigen Bearbeitungsfläche gezeigt, eine allgemeine Form der Taktzeitberechnung dar. Die betrachtete Prozessführung mit einer offenen Kontur und mehreren Oszillationsbahnen beinhaltet in Bezug auf die Taktzeit die beiden anderen Arten der Prozessführung, die in Abbildung 10-2 gezeigt wurden.

Für die Prozessführung mit offener Kontur, deren Geometrie so gewählt wird, dass die vollständige Prozessfläche durch eine Oszillationsbahn bearbeitet werden kann, gilt  $n_{Osz} = 1$ . Damit entfällt der Summand  $t_K$ , der die Neupositionierung der Kinematik berücksichtigt.

Weitere Vereinfachungen können für eine geschlossene Kontur mit einer Oszillationsbahn getroffen werden. Die Reduktion der Anzahl der Oszillationsbahnen auf  $n_{Osz} = 1$  gilt weiterhin wie im vorherigen Absatz beschrieben. Zudem entfallen der Ein- und Auslaufbereich, deren Zeitanteile in Gleichung (10.3) über den Summanden  $\frac{2 \cdot A_{Osz}}{v_L}$  berücksichtigt wurden.

## 10.2.3 Berechnung der Fertigungskosten

Mithilfe der Maschinenstundensatzrechnung können ausgehend von der Taktzeit weiterführend die Fertigungseinzelkosten  $K_{FEK}$  kalkuliert werden. Diese setzen sich gemäß

$$K_{FEK} = \left( \frac{K_{MSS}}{z_{Anl}} + K_{FLK} \cdot n_{MA} \right) \cdot \frac{t_{Takt}}{s_{Takt}} + K_{Rüst} + K_{niO} \quad (10.5)$$

aus den maschinenbezogenen Aufwänden  $K_{MSS}$  und den Lohnkosten  $K_{FLK}$  pro Arbeitsperson zusammen (EHRENSPIEL 2014, S. 444). Über  $z_{Anl}$  wird die Anlagenverfügbarkeit, über  $n_{MA}$  die Anzahl beteiligter Mitarbeitender und über  $s_{Takt}$  die Ausbringungsmenge pro Takt quantifiziert. Zusätzlich sind die Rüstkosten  $K_{Rüst}$  der Maschine zuordenbar (EHRENSPIEL 2014, S. 168). Da zu einem gewissen Anteil Ausschuss durch fehlerhafte Metallkomponenten entsteht, sind an dieser Stelle auch die ausschussbezogenen Kosten  $K_{niO}$  zu berücksichtigen. Falls keine detaillierte Zuordnung der Ausschusskosten zum Kostenträger möglich ist, können diese über einen Zuschlagssatz auf Basis der Fertigungseinzelkosten berechnet werden. Die Fertigungseinzelkosten quantifizieren somit die direkt einer Mengeneinheit zurechenbaren Kosten. Weitere Aufwände, die nicht direkt einer Mengeneinheit zurechenbar sind, werden durch die Restfertigungsgemeinkosten  $K_{FGK}$  erfasst. Da deren genaue Berechnung meist sehr aufwendig und schwierig ist, wird häufig die Methode der Zuschlagskalkulation angewendet, um die  $K_{FGK}$  gemäß Gleichung (10.6) über den Fertigungsgemeinkostenzuschlagssatz  $z_{FGK}$  zu bestimmen (PLINKE ET AL. 2015, S. 127):

$$K_{FGK} = K_{FEK} \cdot \frac{z_{FGK}}{100 \%} \quad (10.6)$$

Zur Kalkulation der gesamten Fertigungskosten  $K_{FK}$  wird weiterführend die Summe der Fertigungseinzelkosten  $K_{FEK}$ , der Fertigungsgemeinkosten  $K_{FGK}$  und der Sondereinzelkosten der Fertigung  $K_{SEF}$  gebildet. Unter Berücksichtigung der mathematischen Zusammenhänge aus den Gleichungen (10.5) und (10.6) ergibt sich:

$$K_{FK} = \left( \left( \frac{K_{MSS}}{z_{Anl}} + K_{FLK} \cdot n_{MA} \right) \cdot \frac{t_{Takt}}{s_{Takt}} + K_{Rüst} + K_{niO} \right) \cdot \left( 1 + \frac{z_{FGK}}{100 \%} \right) + K_{SEF} \quad (10.7)$$

Die Taktzeit  $t_{Takt}$  kann gemäß Unterabschnitt 10.2.2 berechnet werden, die sonstigen Faktoren und Summanden unterliegen unternehmensspezifischen Rahmenbedingungen. Anhand der Fertigungskosten sind Unternehmen in der Lage, weiterführende Kalkulationen

durchzuführen, um Herstellkosten und Selbstkosten abzuschätzen und letztendlich über den zu erzielenden Verkaufspreis zu entscheiden.

Um die LOVB in der industriellen Fertigung einsetzen zu können, müssen jedoch nicht nur die wirtschaftlichen Voraussetzungen erfüllt sein, sondern insbesondere neuartige Technologien müssen auch einen entsprechenden Entwicklungsstatus aufweisen. Dieser ist abhängig von der Art der Fertigung. Eine Serienfertigung bedarf beispielsweise anderer Voraussetzungen als eine Einzelteillfertigung. Um bei der Bewertung des technologischen Stands der LOVB zu unterstützen, wurde daher eine Reifegradbewertung durchgeführt.

### 10.3 Reifegradbewertung

Der Reifegrad einer Technologie stellt den Forschungs- und Entwicklungsstatus dar, mit dessen Hilfe Unternehmen die technischen und organisatorischen Risiken bei der Einführung einer neuen Technologie für sich einschätzen können (VALERDI & KOHL 2004). Es existieren eine Vielzahl von Methoden zur Bestimmung des Reifegrads. Ein quantitativer und auf die Produktionstechnik bezogener Ansatz wurde von SCHINDLER (2015) vorgestellt. Das Modell wird im Folgenden erläutert und seine Anwendung auf die LOVB beschrieben.

#### 10.3.1 Modell zur Reifegradbewertung

REINHART ET AL. (2011) entwickelten eine Methode für Produktionsanwendungen, mit der der Technologiestand anhand von sieben Reifegradstufen quantitativ beschrieben werden kann, wobei jede Stufe einem spezifischen Entwicklungsstand entspricht. Die Basis des Reifegradmodells ist die allgemeine Betrachtung des Technology Readiness Level (TRL) nach MANKINS (1995) und des Technology Maturity Assessment (TMA) nach BROUSSEAU ET AL. (2009), das sich erweiternd zum TRL spezifisch auf Produktionstechnologien fokussiert. Die resultierenden Reifegradstufen werden in SCHINDLER (2015) detailliert beschrieben. Sie lauten verkürzt:

1. **Grundlagenforschung** | Innerhalb der ersten Stufe des Reifegradmodells werden erste Ideen für die produktionstechnische Anwendung im Rahmen abstrakter Konzepte und Theorien erarbeitet, ohne virtuelle oder experimentelle Methoden zu nutzen. Das Ergebnis ist die Beschreibung von grundlegenden Wirkmechanismen und -prinzipien, welche die Funktionsweise der Technologie erfassen.
2. **Machbarkeitsstudie** | Aufbauend auf der Grundlagenforschung werden die formulierten Hypothesen und Konzepte auf ihre Korrektheit und Gültigkeit überprüft.

Dafür werden Simulationen und experimentelle Untersuchungen im Labormaßstab genutzt, um die Umsetzbarkeit der Technologie zu bestätigen und Einflussfaktoren sowie Anforderungen für die zukünftige Anwendung zu definieren.

3. **Technologieentwicklung** | Die Technologieentwicklung umfasst die Erarbeitung und Bewertung von Alternativkonzepten zur Umsetzung der Technologie, sodass eine Gesamtsystemarchitektur definiert werden kann. Parallel wird ein grobes Prozessfenster theoretisch erfasst. Das Ziel ist es, alle notwendigen Informationen zur Verfügung zu stellen, derer es für die Realisierung und Umsetzung der Technologie im Labormaßstab bedarf.
4. **Technologiedemonstrator** | In der vierten Reifegradstufe wird ein Funktionsdemonstrator umgesetzt, mit dem experimentelle Prozessuntersuchungen durchgeführt sowie die Funktionen der Komponenten und deren Zusammenwirken im Labor getestet werden können. Dabei werden bereits die Umgebungsbedingungen der zukünftigen Produktionsaufgabe berücksichtigt.
5. **Integration in das Betriebsmittel** | Im Rahmen der fünften Stufe wird die Technologie erstmals durch ein reales Betriebsmittel realisiert, sodass unter realen Umgebungsbedingungen Musterteile gefertigt werden können. Die Analyse der Systemkomponenten und deren Zusammenwirken sowie optimale Prozessparameter sind der Kerninhalt der Stufe, um technologische und wirtschaftliche Kenngrößen abschätzen zu können.
6. **Produktionsstruktur** | Das Betriebsmittel der vorangegangenen Stufe wird anschließend in eine Prozesskette integriert, um die Wechselwirkungen mit und Einflüsse von vorangehenden und nachfolgenden Prozessschritten zu betrachten. Somit kann die Leistungsfähigkeit der Technologie in der Produktionsstruktur erfasst werden.
7. **Serieneinsatz** | Die industriellen Einsatzmöglichkeiten werden für die Serienproduktion befähigt, was hauptsächlich organisatorische Maßnahmen erfordert. Die Technologie wird standardisiert. Eine erhebliche Weiterentwicklung ist nicht mehr zu erwarten.

### 10.3.2 Technologische Bewertung der LOVB

Zur Bewertung der LOVB wurde eine am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebwissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München (TUM) entwickelte

Methode basierend auf REINHART ET AL. (2011) genutzt. Das Vorgehen beinhaltet vier Schritte, wie anhand von Abbildung 10-4 schematisch dargestellt ist.

Zur Vorbereitung der Technologiebewertung war es wichtig, die Betrachtungsgrenze festzulegen, um so ein gemeinsames Verständnis in Diskussionen mit Experten und Expertinnen zu ermöglichen. Hierbei wurde die Problemstellung auf den Prozess der LOVB und die zur Verfügung stehende Anlagentechnik eingegrenzt. Logistische Aspekte oder die Wechselwirkung mit weiteren Prozessschritten waren nicht Teil der Betrachtungen. Dazu gehört beispielsweise auch der Fügeprozess zur Herstellung der MKV.

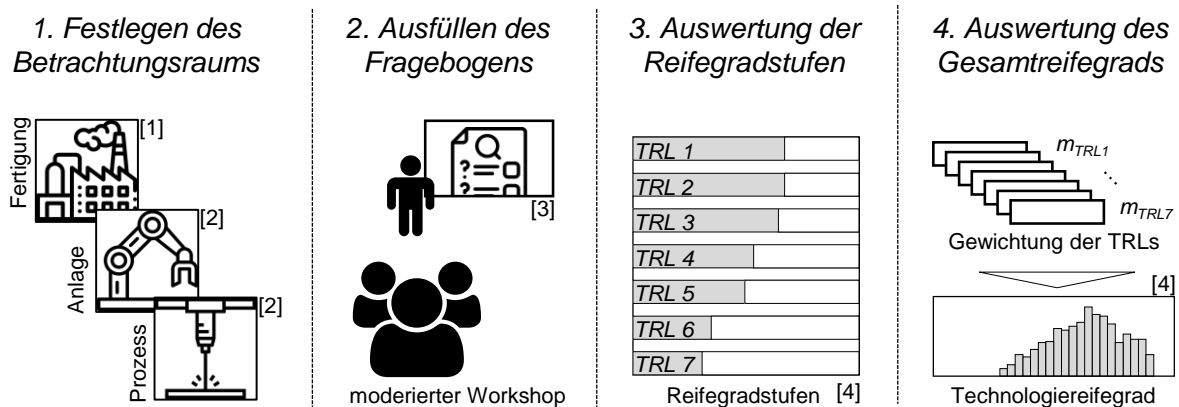


Abbildung 10-4: Vorgehen zur Bestimmung des Technologiereifegrads der LOVB in Anlehnung an SCHINDLER (2015)<sup>27</sup>

Da die vorliegende Arbeit das Ziel hat, die LOVB direkt für den Einsatz im industriellen Umfeld vorzubereiten und die Technologie möglichst umfassend zu bewerten, sollte sowohl die industrielle als auch die wissenschaftliche Sichtweise analysiert werden. Die Bestimmung der Technologiereife erfolgte somit in zwei Experten-Workshops, deren personelle Zusammensetzung über die jeweilige Sichtweise entschied. Durch den Vergleich beider Sichtweisen und die Offenlegung etwaiger Unterschiede konnten konkrete Aspekte für einen Austausch zwischen Forschung und Industrie vorbereitet und das Potenzial für weitere Forschungsarbeiten identifiziert werden. So wurde ein Workshop mit dem Konsortium des Forschungsprojekts ‚Prozesskette für das Fügen endlosfaserverstärkter Kunststoffe mit Metallen in Leichtbaustrukturen (ProLei)‘ (Förderkennzeichen: 02P16Z000–02P16Z005) durchgeführt, ein vom Bundesministerium für Bildung und Forschung gefördertes Projekt, das innerhalb des ‚Forschungs- und Technologiezentrums für ressourceneffiziente Leicht-

<sup>27</sup> Die spezifizierten Icons stammen von der Webseite flaticon.com von folgenden Urhebern: [1] Freepik; [2], [3] smalllikeart [4]



baustrukturen der Elektromobilität (FOREL)<sup>28</sup> definiert worden war. Damit konnte die Expertise der Industrie durch OEM<sup>28</sup> der Automobilbranche und der Luftfahrzeugbranche sowie durch einen Optikhersteller einbezogen werden. Ein weiterer Workshop wurde mit wissenschaftlichen Experten und Expertinnen aus dem Fachbereich der Lasertechnik des *iwb* durchgeführt, dessen Ergebnisse in WUNDERLING ET AL. (2021) veröffentlicht wurden. Die Grundlage jedes Workshops war ein Fragebogen, in dem Fragen zu jeder Technologiestufe zu beantworten waren. Die Antwort zu jeder Frage wurde in der Gruppe der Teilnehmenden diskutiert, wobei zwei Ergebnisgrößen für die weitere Auswertung dokumentiert wurden – der Erfüllungsgrad gemäß dem aktuellen Stand der Technik und die Unsicherheit der Antwort.

Die Antworten wurden ausgewertet und der Erfüllungsgrad inklusive dessen Unsicherheit in jeder Reifegradstufe bestimmt. Die Unsicherheit ist als Fehlerbalken zu erkennen. Somit konnte die aktuelle Technologiereife der LOVB anhand der sieben Reifegradstufen charakterisiert werden, wie in Abbildung 10-5 dargestellt wird. Der Gesamtreifegrad  $TRL_{ges}$ , der den Forschungs- und Entwicklungsstand der LOVB im Gesamtprozess der Technologieentwicklung abbildet, ergibt sich aus den gewichteten Werten der einzelnen Reifegradstufen.

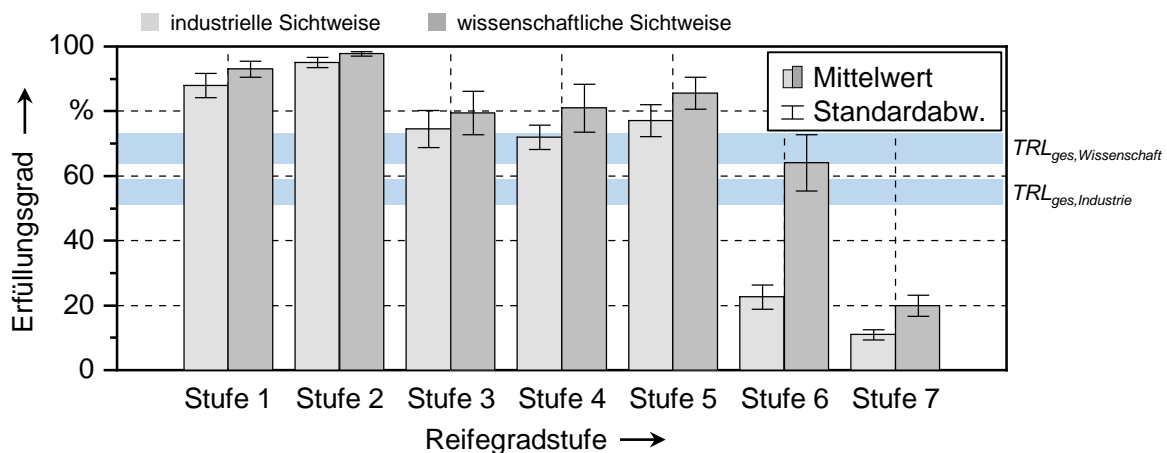


Abbildung 10-5: Reifegradbewertung der LOVB aus industrieller und wissenschaftlicher Sicht

Sowohl die Aussagen der Wissenschaft als auch die der Industrie lassen einen sehr hohen Erfüllungsgrad der ‚Grundlagenforschung‘ in Stufe 1 und der ‚Machbarkeitsstudie‘ in Stufe 2 erkennen. Die gemittelten Werte liegen oberhalb der berechneten Gesamtreifegrade beider Sichten  $TRL_{ges, Wissenschaft}$  und  $TRL_{ges, Industrie}$ . Die theoretischen Grundlagen der LOVB sind folglich bereits erfasst. Insbesondere das Abtragverhalten und die Wirkung auf

<sup>28</sup> Original Equipment Manufacturer (deutsch: Originalausrüstungshersteller)

die Anbindung des Kunststoffes wurden bereits anhand experimenteller und/oder simulativer Untersuchungen erklärt. Dieses Ergebnis wird durch die Analyse des Stands der Technik und Forschung in Kapitel 3 der vorliegenden Arbeit bestätigt.

Bezüglich der ‚Technologieentwicklung‘ und der ‚Technologiedemonstration‘ der Stufen 3 und 4 sind ebenfalls ausgereifte Erkenntnisse vorhanden. Die experimentellen Untersuchungen umfassen Parameterstudien, anhand derer das Prozessfenster der LOVB identifiziert und die Wirkzusammenhänge einzelner Prozessgrößen mit dem Abtragverhalten analysiert wurden. Umgebungseinflüsse, wie beispielsweise die Kontamination der Metalloberfläche mit einem Ölfilm oder weiteren Verschmutzungen, wurden bereits berücksichtigt.

Durch den Einsatz und die Kombination kommerzieller Systemtechnik kann bereits die Herstellung von Musterteilen unter industriellen Umgebungsbedingungen getestet werden. Aus diesem Grund ist auch die ‚Integration in ein Betriebsmittel‘ der Stufe 5 weit entwickelt. In diesem Zusammenhang profitiert die LOVB von bereits in der industriellen Anwendung etablierten Laserprozessen, wie dem Remote-Laserstrahlschweißen, für das die einzelnen Systemkomponenten zu einem funktionierenden Gesamtsystem zusammengeführt und sicherheitstechnische Lösungskonzepte umgesetzt sind.

Die Ansichten von Wissenschaft und Industrie unterscheiden sich erstmals grundlegend in der ‚Produktionsstruktur‘ der Stufe 6. Insbesondere in dieser Stufe sind die Unterschiede hinsichtlich der Gesamtreifegrade  $TRL_{ges}$  zwischen Forschung und Industrie begründet. Es ist in beiden Fällen ein Rückgang des Erfüllungsgrads gegenüber den vorherigen Stufen zu erkennen, wodurch der Gesamtreifegrad unterschritten wird. Der Betrag des Rückgangs unterscheidet sich jedoch grundlegend zwischen beiden Sichten. Während nach Ansicht der Wissenschaft die Technologie bereits sehr gut für den industriellen Einsatz vorbereitet ist und die Wechselwirkungen zu anderen Prozessschritten abschätzbar sind, hat die Industrie hier noch wenig Erfahrung gewonnen. Die Einschätzung der Wissenschaft basiert dabei insbesondere auf dem Zustand bereits etablierter Laserprozesse in Prozessketten der industriellen Fertigung und der Übertragbarkeit des Wissens hinsichtlich der Automatisierung, der Prozesskettenintegrierbarkeit und etwaiger Peripheriesysteme. Im Gegensatz dazu ist zum aktuellen Stand die LOVB von Metallen für MKV noch selten in der industriellen Fertigung von Komponenten zu finden. Auch die Anzahl der Unternehmen, die bereits Laseranlagen nutzen, ist im Vergleich zu der Gesamtanzahl produzierender Unternehmen gering. Aus diesem Grund fehlen der Industrie häufig das Prozesswissen für Laserprozesse und Erfahrungswerte im Umgang mit Laserprozessen.

Die differenzierten Sichtweisen nähern sich in Stufe 7 an, deren Kerninhalt die Optimierung für den Serieneinsatz adressiert. Da die LOVB in der Anwendung für MKV noch nicht in vielen Produkten eingesetzt wird, fehlen hier ebenfalls die Erfahrungswerte, derer es für den Serieneinsatz bedarf. Der Erfüllungsgrad auf dieser Stufe ist aus diesem Grund gering. Da es sich bei dieser Stufe vorwiegend um die anwendungsindividuelle technische Optimierung im produzierenden Unternehmen handelt, kann die Forschung nur bedingt einen Beitrag liefern.

## 10.4 Zusammenfassung

In Kapitel 10 lag der Fokus auf den wirtschaftlichen Aspekten und dem technologischen Entwicklungsstand. Eine Vorgehensweise zur Bewertung der finanziellen Aufwände der LOVB soll Anwendungsunternehmen die Möglichkeit geben, Fertigungskosten abschätzen und diese mit den Kosten von Alternativprozessen vergleichen zu können. Die Prozessführung ist dabei ein entscheidender Einflussfaktor, der die Taktzeit und somit die einzelnen Kostenpositionen bestimmt. Die hohen Anschaffungskosten stellen aus wirtschaftlicher Sicht die Fertigung hoher Stückzahlen als geeigneten Anwendungsbereich heraus.

Aus technologischer Sicht ist die Herstellung der MKV mit einer durch Dauerstrich-Laserstrahlung vorbehandelten Oberfläche des Metalls forschungsseitig für die industrielle Umsetzung vorbereitet. Für die Integration der Technologie in reale Prozessketten ist der fortlaufende Austausch zwischen Wissenschaft und Industrie zielführend, um die noch unterschiedlichen Ansichten und Einschätzungen hinsichtlich der industriellen Umsetzung zu adressieren. Das Ziel der Forschung muss es sein, die Basis für eine wirtschaftliche Umsetzung in der Industrie zu erarbeiten und die Voraussetzungen für eine einfache Anwendbarkeit der LOVB zu schaffen. Einen Beitrag zu diesem Ziel soll die vorliegende Arbeit leisten, indem die Flexibilität und die Produktivität der LOVB verbessert und die Prozessauslegung erleichtert wird. Inwiefern die Arbeit diese Zielstellung erreichen konnte, soll im folgenden Kapitel der Schlussbetrachtungen kritisch reflektiert werden.



# 11 Schlussbetrachtungen

## 11.1 Zielerreichung und Reflexion des Lösungsansatzes

In Abschnitt 4.4 wurden die vier zentralen Handlungsfelder (HF) aufgelistet, zu denen in den Kapiteln 6 bis 10 Lösungen erarbeitet wurden. Inwiefern diese Lösungen einen Beitrag zum Prozess der LOVB leisten konnten, wird im Folgenden erläutert. Zusätzlich werden Einschränkungen des Lösungsansatzes hervorgehoben. Hierzu werden die erarbeiteten Ergebnisse mit dem Stand der Technik verglichen und eingeordnet sowie die getroffenen Annahmen und Rahmenbedingungen des Lösungswegs bewertet.

### **HF 1 | Bewertung der trajektorienspezifischen Bearbeitungseffizienz der LOVB von Metallen sowie Ableitung und Bewertung von Trajektorienalternativen zur Verbesserung der Prozessflexibilität und -produktivität**

Die Bearbeitungseffizienz als Entscheidungsgrundlage für die Wahl der Trajektorie bei der LOVB von Metallen zu nutzen, findet sich selten in der Literatur. Im frühen Stadium der Prozessentwicklung des RAC wurden meist einfache Trajektorien angewendet, um die Prozesskomplexität gering zu halten. Erst durch die Anwendung im Rahmen der MKV gewann die Trajektorie an Bedeutung. Es galt, den Einfluss diskontinuierlicher Trajektorien auf die Verbindungsfestigkeit zu analysieren und die Topografie des Metalls zu optimieren, wie beispielsweise von RÖSNER (2014, S. 108–117) durchgeführt. Eine Produktivitätssteigerung durch die Anpassung der Trajektorie war dabei selten im Fokus. Jedoch bieten die Ergebnisse das Potenzial, die Produktivität durch die Skalierung bestimmter Prozessparameter zu erhöhen. Ein Beispiel ist die Analyse des Einflusses des Schnittfugenabstands auf die Verbindungsfestigkeit bei unterbrochener Trajektorie durch ENGELMANN ET AL. (2016).

Die vorliegende Arbeit fokussiert demgegenüber kontinuierliche Trajektorien für die LOVB. Erstmals werden energetisch-wirtschaftliche Gesichtspunkte bei der

Auslegung des Dauerstrich-Prozesses berücksichtigt, wobei vor allem die Reduktion von Nebenzeiten des Laserprozesses als Ansatzpunkt genutzt wurde, um eine Produktivitätssteigerung zu erzielen. Für die Bewertung der Bearbeitungseffizienz wurde das Verhältnis aus Hauptnutzungszeit und Gesamtzeit des Prozesses herangezogen.

Die rein zeitliche Bewertungsgrundlage berücksichtigt im ersten Schritt nur die Trajektorie der LOVB und setzt voraus, dass zu jeder Zeit des Abtrags ein positiver Effekt auf die Verbindungsfestigkeit ausgelöst wird. Wäre dies nicht der Fall, müsste die präsentierte Lösung durch Berücksichtigung weiterer Kenngrößen erweitert werden. Dies würde die Kenntnis voraussetzen, inwiefern die Dauer der Laserstrahlung die Anbindung des Kunststoffes effektiv positiv beeinflusst, was im Rahmen dieser Arbeit nicht erörtert wurde. Hierzu müsste der Einfluss einzelner Topografiemerkmale auf die Verbindungsfestigkeit quantifiziert werden, um die Trajektorie zu optimieren. Dies ist jedoch schwierig allgemeingültig zu untersuchen, da das Ergebnis abhängig vom gewählten Metall und Kunststoff ist und somit für jeden spezifischen Anwendungsfall erneut bewertet werden müsste.

### **HF 2 | Unterstützung der Prozessauslegung der LOVB in Abhängigkeit von der genutzten Systemtechnik und dem eingesetzten Werkstoff**

Die Topografie des Metalls beeinflusst die Verbindungseigenschaften erheblich. Aus diesem Grund wäre eine Prozessauslegung rein auf Basis von Effizienzbetrachtungen, wie sie in HF 1 vorgenommen wurden, nicht ausreichend. Letztendlich ist es wichtig, dass die MKV die Festigkeitsanforderungen erfüllt, um in der Anwendung die auftretenden Belastungen aufzunehmen. Zur Festlegung geeigneter Geometriegrößen der Topografie, wie der Abtragtiefe oder des Schnittfugenabstands, wurde sich bisher häufig an existierenden Veröffentlichungen orientiert, wie beispielsweise in GEBAUER ET AL. (2018). Für neue Werkstoffkombinationen können jedoch erneut experimentelle Untersuchungen nötig werden. Hierzu liefert die modellbasierte Prozessauslegung des HF 2 eine Lösung, die den Aufwand für experimentelle Untersuchungen gering hält. Im Fokus stand dabei die zirkular oszillierende Trajektorie. Der Modellansatz bietet jedoch auch die Möglichkeit, auf andere Strukturen übertragen zu werden, da die Grundannahme des Modells trajektorienunabhängig ist. Anhand von nur zwei Eingangsgrößen, der Schnittfugenbreite und der Amplitude der zirkularen Strahloszillation, lässt sich die Trajektorie vollständig berechnen. Experimentelle Untersuchungen werden somit auf die Bestimmung der

Schnittfugenbreite reduziert, über welche die spezifischen Metall- und die Systemtechnikeigenschaften berücksichtigt werden.

Mithilfe der zwei geometrischen Eingangsgrößen zielt das Modell auf die Auslegung der Trajektorienparameter ab, definiert jedoch nicht alle Prozessparameter. Ausgenommen hiervon sind die Prozessparameter, die den Werkstoffabtrag beeinflussen. Die Rückkopplung, ob die Strukturen der Metalloberfläche vom Kunststoff gefüllt werden können, ist somit nicht im Modell enthalten. Hierfür bedarf es der theoretischen Prozessauslegung vorgelagerter experimenteller Untersuchungen, um geeignete  $P_L$ - $v_B$ -Kombinationen zu identifizieren, die an den polymeren Fügepartner angepasst sind.

### HF 3 | Technologischer Vergleich verschiedener Trajektorien der LOVB hinsichtlich des Einflusses auf den Fügeprozess und auf die Eigenschaften der MKV

Für den Vergleich der Trajektorien wurden Bewertungskriterien ausgewählt, über die sich die technologischen Eigenschaften der MKV und die Wirtschaftlichkeit der LOVB einschätzen ließen. Die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen zeigten, dass die ZSO eine erhöhte Verbindungsfestigkeit bei annähernd gleicher oder erhöhter Flächenrate gegenüber den Strukturen M2 und M3 ermöglicht (S. 152). Die quantitative Verbesserung hängt dabei von den spezifischen Prozessparametern und Rahmenbedingungen der Anwendung ab. Demgegenüber wurden mithilfe der Struktur M1 teilweise sogar bessere Ergebnisse hinsichtlich der Zugscherfestigkeit und der Flächenrate im Vergleich zur Strahloszillation erreicht. Der thermische Verzug ist jedoch stark richtungsabhängig, was bei der Prozessauslegung der LOVB zu berücksichtigen ist, um nachfolgende Fertigungsschritte prozesssicher durchführen zu können.

Nach dem Stand der Technik und Forschung existieren jedoch weitere technologische Prüfungen, anhand derer die Anbindung des Kunststoffs bewertet werden kann. Der Fokus lag in der Literatur auf mechanischen Prüfverfahren, wobei neben der reinen Scherbeanspruchung auch Zugbeanspruchungen oder gemischte Lastkollektive genutzt wurden, wie von RÖSNER (2014) oder RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. (2016b). Die Vielfalt mechanischer Prüfverfahren wurde weiterführend durch Testverfahren für physikalisch-chemische Einflüsse ergänzt, wie beispielsweise Korrosionstests und Untersuchungen zur thermischen Stabilität der MKV (RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. (2019).

Die Analyse der MKV umfasst gemäß den oben erwähnten Inhalten entsprechend ein vielfältiges Repertoire an Prüfverfahren und orientiert sich an typischen Testverfahren des Klebens. Diese wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht vollständig betrachtet. Das HF 3 liefert insofern einen Beitrag, indem weitere wichtige Gesichtspunkte abseits der Verbindungseigenschaften berücksichtigt wurden. Die Analyse des thermischen Verzugs und der flächenratenspezifischen Festigkeit ermöglichen es, die Integrierbarkeit der LOVB in die Prozesskette und die Produktivität der LOVB zu bewerten. Damit erfolgt die Bewertung der LOVB nicht mehr isoliert, sondern unter Berücksichtigung der gesamten Fertigung.

### **HF 4 | Förderung des Transfers der LOVB in industrielle Anwendungen**

Um den Transfer in industrielle Anwendungen zu begünstigen, wurde der Technologiereifegrad bewertet und ein Vorgehen zur Kalkulation der Fertigungskosten aufgezeigt. Damit wurden zwei zentrale Aspekte berücksichtigt, wenn es für Entscheidungsträger darum geht, die Eignung einer Technologie für die eigene Fertigung abzuschätzen.

Die Quantifizierung des Technologiereifegrads basiert auf zwei Workshops mit jeweils industriellem und wissenschaftlichem Fokus, um die Handlungs- und Klärungsbedarfe zwischen beiden Sichtweisen zu identifizieren. Da die Anzahl der Teilnehmenden jedoch gering war, kann die Objektivität der Ergebnisse hinterfragt werden. Die Objektivität stellt eines der drei Gütekriterien für die Wissenschaftlichkeit einer methodischen Vorgehensweise dar (HELFRICH 2016, S. 95), die sicherstellt, dass die gleichen Ergebnisse auch durch andere Personen und mithilfe anderer Werkzeuge erhebbare sind (BORTZ & DÖRING 2006, S. 326). Die Aussagekraft der Ergebnisse kann somit nur für die beteiligten Industriebranchen angenommen werden. Diese sind der Fahrzeug- und der Luftfahrzeugbau, womit die zentralen Anwender von Leichtbaumaßnahmen einbezogen wurden. Selbst bei erneuter Durchführung der Reifegradanalyse mit einer anderen Workshop-Gruppe innerhalb dieser beiden Branchen sind ähnliche Ergebnisse zu erwarten, da die zentralen Anforderungen der Branchen berücksichtigt werden konnten.



## 11.2 Zusammenfassung und Ausblick

Der Leichtbau hat eine zentrale Rolle, wenn es darum geht, die zukünftige Mobilität energieeffizienter zu gestalten. Unabhängig vom Antriebskonzept, ob fossil, elektrisch oder mittels Wasserstoff betrieben, bestimmt die Masse des Transportmittels maßgeblich die aufzuwendende Energie für die Fahrt selbst und für Beschleunigungsvorgänge. Konventionelle und neue Leichtbauwerkstoffe können durch ihre Eigenschaften die Masse des Transportmittels reduzieren. Dafür bedarf es jedoch geeigneter Fügetechniken, welche die teilweise artungleichen Werkstoffe masseeffizient und mit der geforderten Qualität verbinden. Im Fokus der Forschung steht dabei die Kombination aus Metallen und Kunststoffen (mit und ohne Verstärkungswerkstoffe). Für die Herstellung des Hybridverbunds werden neben konventionellen Fügeverfahren, wie beispielsweise dem Kleben, auch neue Ansätze untersucht, bei denen Metalle und Kunststoffe thermisch direkt und ohne zusätzliche Fügemitel verbunden werden. Um hochfeste Verbindungen zu erzielen, wird dem Fügeprozess häufig eine Modifikation der Metalloberfläche vorgelagert. Die LOVB kann die Verbindungseigenschaften erheblich verbessern, wie vergangene Forschungsarbeiten bereits zeigen konnten. Für die industrielle Umsetzung des Prozesses bestehen jedoch noch Hürden, die es zu überwinden gilt. Durch den starken Einfluss der Topografieeigenschaften infolge der LOVB auf die Verbindungseigenschaften der MKV ist die Festlegung geeigneter Prozessparameter entscheidend. Die hohe Anzahl an Einflussgrößen der spezifischen Systemtechnik und des eingesetzten Metalls macht eine Prozessauslegung sehr aufwendig. Aktuelle Prozessführungen ermöglichen es des Weiteren nicht, großformatige und geometrisch komplexe Prozessflächen mit hoher Produktivität zu bearbeiten.

Die vorliegende Arbeit adressiert diese Handlungsbedarfe, indem eine geeignete Prozessführung abgeleitet wurde, mit der große Prozessflächen mittels Dauerstrich-Laserstrahlung bearbeitet werden können (Kapitel 6). Für die Umsetzung der methodisch gewählten Trajektorie wurden Prozessparameter definiert und die resultierende Topografie analysiert (Kapitel 7). Die ermittelten Topografieeigenschaften wurden weiterführend genutzt, um ein Modell für die Prozessauslegung zu entwickeln, das die spezifischen systemtechnischen und werkstoffspezifischen Eigenschaften berücksichtigt (Kapitel 8). Zur Evaluation der entwickelten Prozessführung wurde die oszillierende Trajektorie mit den Bewegungsmustern nach dem bisherigen Stand der Technik hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit, der Reproduzierbarkeit der Verbindungseigenschaften, des thermischen Verzugs und der Produktivität der LOVB verglichen und das Potenzial herausgestellt (Kapitel 9). Um letztend-

lich den Einsatz der LOVB im industriellen Maßstab zu bewerten, wurde der Technologiereifegrad ermittelt und ein Vorgehen zur Ermittlung des finanziellen Aufwands aufgezeigt (Kapitel 10).

Durch die in den Kapiteln 6 bis 10 beschriebenen Inhalte konnten folgende Ergebnisse erzielt werden:

**Kapitel 6:** Modell zur Berechnung der Prozesszeit und der trajektorienspezifischen Bearbeitungseffizienz bei der LOVB

**Kapitel 7 und 8:** modellbasierte Auslegung der LOVB mit zirkular oszillierender Trajektorie in Bezug auf das Fügen von MKV

**Kapitel 9:** technologischer Vergleich verschiedener Trajektorien der LOVB von Metallen mittels Dauerstrich-Laserstrahlung

**Kapitel 10:** Bewertung des Technologiereifegrads der LOVB für industrielle Anwendungen und Vorgehen zur vollständigen Kalkulation der Maschinenkosten auf Basis der Trajektorienparameter

Für die Herstellung großformatiger MKV besteht über diese Arbeit hinaus weiterer Forschungsbedarf, bevor der Einsatz in der Serienproduktion möglich ist. Dieser Forschungsbedarf soll im Folgenden dargelegt werden.

Ein wichtiger Aspekt ist hierbei die **Qualitätssicherung**. Der Einsatz von Sensoriksystemen zur Prozessüberwachung ermöglicht es, Topografiemerkmale zu erfassen. Diese Merkmale jedoch für die gesamte Prozessfläche sicherzustellen, kann insbesondere für großformatige und dreidimensionale Anwendungen herausfordernd sein. Durch die Prozessemissionen entsteht zusätzlich die Gefahr, die vorbehandelte Fläche mit abgetragenen Partikeln zu kontaminieren. Da der Abtrag merkliche Werkstoffvolumina umfassen kann, sind geeignete Absaugkonzepte zu entwickeln, um nachträglich aufwendige Reinigungsprozesse zu vermeiden. Beim Fügeprozess von Metall und Kunststoff mit großen Überlappflächen kann die Benetzung und Füllung der vorbehandelten Metalloberfläche durch den Kunststoff ein kritischer Punkt sein, wenn Luft an der Grenzfläche zwischen den beiden Werkstoffen eingeschlossen wird und die Anbindung lokal beeinflusst.

Die bisherigen Betrachtungen schränken sich des Weiteren auf die Prozesse der LOVB und des Fügens von Metall und Kunststoff ein. Das Ziel der Technologie ist es, durch die Reduktion der Masse des Transportmittels einen Beitrag zur Energieeffizienz zu leisten. Die im Rahmen der Arbeit gesetzten Systemgrenzen beschränken den Betrachtungsraum auf die LOVB eines Metalls und den Fügeprozess der MKV. Das übergeordnete Ziel, infolge der

Energieeffizienz den Energieverbrauch des Transportmittels und damit die CO<sub>2</sub>-Emissionen zu reduzieren, bedarf jedoch anderer Systemgrenzen. Hierfür ist der gesamte **Werkstoffkreislauf** zu betrachten, um den Einsatz der Werkstoffkombination aus Metall und Kunststoff aus energetischer Sicht zu rechtfertigen. Insbesondere die Herstellung der Werkstoffe sowie das Entfügen und das Recycling faserverstärkter Kunststoffe sind für den industriellen Einsatz zu befähigen.

Die LOVB wurde im Rahmen dieser Arbeit als Technologie zur Verbesserung der Anbindungseigenschaften zwischen Metall und Kunststoff angedacht. Der Laserprozess ist jedoch unabhängig von der Art des verwendeten Kunststoffs, solange ausreichend Matrix zur Verfügung steht, welche die Topografie des Metalls füllt. Neben konventionellen faserverstärkten Kunststoffen ist die Entwicklung von sogenannten **Biokompositen** ein Trend in der Forschung und der Industrie. Biokomposite sind naturfaserverstärkte Kunststoffe oder Holz-Kunststoff-Verbunde, bei denen ein relevanter Anteil des Werkstoffverbunds aus nachwachsenden Rohstoffen besteht (PETERS 2013, S. 32). Von den im Jahr 2020 in Europa produzierten 480.000 Tonnen an Biokompositen wurde bereits etwa ein Drittel im Automobilbereich insbesondere für Leichtbauanwendungen im Innenbereich eingesetzt (PARTANEN & CARUS 2021). Das thermische Direktfügen in Kombination mit der LOVB könnte auch hier einen relevanten Beitrag leisten, hochfeste Verbunde aus Metallen und Biokompositen herzustellen und den Einsatz von nachwachsenden Werkstoffen auch in anderen Anwendungen oder Branchen zu fördern.

Abschließend kann festgehalten werden, dass mit dieser Arbeit ein entscheidender Beitrag hinsichtlich einer produktiven und prozessstabilen Vorbehandlung großformatiger Bearbeitungsflächen geleistet wurde. Es konnte die industrielle Anwendbarkeit gefördert werden, wobei davon ausgegangen werden kann, dass das Anwendungspotenzial für weitere typische Werkstoffkombination der MKV gegeben ist.



## Literaturverzeichnis<sup>29</sup>

AGEORGES & YE 2001

Ageorges, C.; Ye, L., Resistance Welding of Metal/Thermoplastic Composite Joints. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 14 (2001) 6, S. 449–475.

AIRTECH INTERNATIONAL INC. 2020

Airtech International Inc., Technisches Datenblatt: Wrightlon 5200, High performance fluoropolymer release film. <[https://catalog.airtechintl.com/product\\_pdf.php?product\\_id=923&lang=EN&location=>](https://catalog.airtechintl.com/product_pdf.php?product_id=923&lang=EN&location=>) – 25.02.2022.

AMEND ET AL. 2014

Amend, P.; Mohr, C.; Roth, S., Experimental investigations of thermal joining of polyamide aluminum hybrids using a combination of mono- and polychromatic radiation. *Physics Procedia* 56 (2014), S. 824–834.

AMEND ET AL. 2015

Amend, P.; Hentschel, O.; Scheitler, C.; Gorunov, A. I.; Schmidt, M., Effect of Additive Manufactured Metallic Structures on Laser-Based Thermal Joining of Thermoplastic Metal Hybrids. *Key Engineering Materials* 651–653 (2015), S. 777–782.

AMEND 2020

Amend, P., Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen. Dissertation. Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Erlangen2020. ISBN: 978-3-96147-327-4.

ANDRÉ ET AL. 2019

André, N. M.; Dos Santos, J. F.; Amancio-Filho, S. T., Evaluation of Joint Formation and Mechanical Performance of the AA7075-T6/CFRP Spot Joints Produced by Frictional Heat. *Materials* 12 (2019) 6, S. 1–14, #891.

---

<sup>29</sup> Wenn eine Heftnummer oder andere bibliografische Daten nicht angegeben sind, existieren sie nicht oder waren für den Verfasser dieser Arbeit nicht auffindbar.

ANGERMAIR 2021

Angermair, M., Laserbasierte Oberflächenvorbehandlung von Metallen zum Fügen von Metall-Kunststoff-Hybridverbindungen. Bachelorarbeit. Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München (2021).

ANISIMOV 1968

Anisimov, S. I., Vaporization of Metal Absorbing Laser Radiation. Soviet Physics–Journal of Experimental and Theoretical Physics 27 (1968) 1, S. 182–183.

ARJOUNE 2017

Arjoun, T., Entwicklung und Aufbau einer Vorrichtung zum thermischen Direktfügen von Duroplast-Metall-Verbunden. Semesterarbeit. Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München (2017).

AVK 2014

AVK (Hrsg.), Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites. Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen. 4. Aufl. Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V. Wiesbaden: Springer Vieweg 2014. ISBN: 978-3-658-02754-4.

BÄUERLE 2000

Bäuerle, D., Laser processing and chemistry. 3. Aufl. Berlin: Springer 2000. ISBN: 978-3-642-08614-4.

BAUMANN ET AL. 2015

Baumann, R.; Siebert, R.; Herwig, P.; Wetzig, A.; Beyer, E., Laser remote cutting and surface treatment in manufacturing electrical machines – High productivity, flexibility, and perfect magnetic performance. Journal of Laser Applications 27 (2015) S2, S. 1–6, #S28002.

BAUMANN ET AL. 2019

Baumann, R.; Lasagni, A. F.; Herwig, P.; Wetzig, A.; Leyens, C.; Beyer, E., Efficient separation of battery materials using remote laser cutting – high output performance, contour flexibility, and cutting edge quality. Journal of Laser Applications 31 (2019) 2, S. 1–8, #022210.

BERGES ET AL. 2021

Berges, J. M.; van der Straeten, K.; Jacobs, G.; Berroth, J.; Gillner, A., Model-Based Estimation of the Strength of Laser-Based Plastic-Metal Joints Using Finite Element Microstructure Models and Regression Models. Materials 14 (2021) 17, S. 1–13, #5004.

BERGMANN 2008

Bergmann, W., Werkstofftechnik. Grundlagen und Anwendung. 6. Aufl. München: Carl Hanser 2008. ISBN: 978-3-446-41338-2.

## BEYER ET AL. 2012

Beyer, E.; Mahrle, A.; Lütke, M.; Standfuss, J.; Brückner, F., Innovations in high power fiber laser applications. In: Honea, E. C. et al. (Hrsg.): Proceedings of SPIE 8237, Fiber Lasers IX: Technology, Systems, and Applications, SPIE LASE. San Francisco, Kalifornien, USA, 21.01.–26.01.2012. San Francisco: SPIE 2012. #823717.

## BIBLIOGRAPHISCHES INSTITUT 2022a

Bibliographisches Institut, Duden – mehr als ein Wörterbuch. <[www.duden.de](http://www.duden.de)> – 26.04.2022.

## BIBLIOGRAPHISCHES INSTITUT 2022b

Bibliographisches Institut, Metall. <<https://www.duden.de/rechtschreibung/Metall>> – 19.02.2022.

## BLIEDTNER ET AL. 2013

Bliedtner, J.; Müller, H.; Barz, A., Lasermaterialbearbeitung. Grundlagen – Verfahren – Anwendungen – Beispiele. München: Carl Hanser 2013. ISBN: 978-3-446-42168-4.

## BONNET 2009

Bonnet, M., Kunststoffe in der Ingenieur Anwendung verstehen und zuverlässig auswählen. 1. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner 2009. ISBN: 978-3-8348-0349-8.

## BORTZ &amp; DÖRING 2006

Bortz, J.; Döring, N. (Hrsg.), Forschungsmethoden und Evaluation für Human- und Sozialwissenschaftler. Berlin: Springer 2006. ISBN: 978-3-540-33305-0.

## BROUSSEAU ET AL. 2009

Brousseau, E.; Barton, R.; Dimov, S.; Stefan S.; Bigot, S., Technology maturity assessment of micro and nano manufacturing processes. In: Saile, V. (Hrsg.): 4M/ICOMM 2009: The Global Conference on Micro Manufacture: Incorporating the 5<sup>th</sup> International Conference on Multi-Material Micro Manufacture (4M) and the 4<sup>th</sup> International Conference on Micro Manufacturing (ICOMM). Karlsruhe, 23.09.–25.09.2009. Cardiff: Cardiff University 2009, S. 257–262.

## BUNDESMINISTERIUM FÜR FINANZEN 2022

Bundesministerium für Finanzen, AfA-Tabellen für den Wirtschaftszweig "Maschinenbau". <[https://www.bundesfinanzministerium.de/Content/DE/Standardartikel/Themen/Steuern/Weitere\\_Steuerthemen/Betriebspruefung/AfA-Tabellen/AfA-Tabelle\\_Maschinenbau.html](https://www.bundesfinanzministerium.de/Content/DE/Standardartikel/Themen/Steuern/Weitere_Steuerthemen/Betriebspruefung/AfA-Tabellen/AfA-Tabelle_Maschinenbau.html)> – 18.07.2022.

BUNDESMINISTERIUM FÜR UMWELT, NATURSCHUTZ, NUKLEARE SICHERHEIT 2016

Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit, Klimaschutzplan 2050. Klimapolitische Grundsätze und Ziele der Bundesregierung.

<[https://www.bmu.de/fileadmin/Daten\\_BMU/Download\\_PDF/Klimaschutz/klimaschutzplan\\_2050\\_bf.pdf](https://www.bmu.de/fileadmin/Daten_BMU/Download_PDF/Klimaschutz/klimaschutzplan_2050_bf.pdf)> – 10.05.2022.

BUNDESMINISTERIUM FÜR UMWELT, NATURSCHUTZ, NUKLEARE SICHERHEIT UND VERBRAUCHERSCHUTZ 2021

Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz, EU-Klimapolitik. Klima- und Energiepolitik der Europäischen Union.

<<https://www.bmu.de/themen/klimaschutz-anpassung/klimaschutz/eu-klimapolitik>> – 13.02.2022.

BUNDESVERBAND DER ENERGIE- UND WASSERWIRTSCHAFT E.V. 2022

Bundesverband der Energie- und Wasserwirtschaft e.V., BDEW-Strompreisanalyse April 2022. <<https://www.bdew.de/service/daten-und-grafiken/bdew-strompreisanalyse/>> – 18.07.2022.

CHEN & WANG 2001

Chen, X.; Wang, H.-X., A calculation model for the evaporation recoil pressure in laser material processing. *Journal of Physics D: Applied Physics* 34 (2001) 17, S. 2637–2642.

CHUEH ET AL. 2020

Chueh, Y.-H.; Wei, C.; Zhang, X.; Li, L., Integrated laser-based powder bed fusion and fused filament fabrication for three-dimensional printing of hybrid metal/polymer objects. *Additive Manufacturing* 31 (2020), #100928.

CLEARWATER INTERNATIONAL 2016

Clearwater International, Prognose zur Materialstruktur in Fahrzeugen weltweit im Jahresvergleich 2010 und 2030. <<https://de.statista.com/statistik/daten/studie/662213/umfrage/prognose-zur-materialstruktur-in-fahrzeugen/>> – 14.02.2022.

DAL CONTE ET AL. 2019

Dal Conte, U. F.; Villegas, I. F.; Tachon, J., Ultrasonic plastic welding of CF/PA6 composites to aluminium: Process and mechanical performance of welded joints. *Journal of Composite Materials* 53 (2019) 18, S. 2607–2621.

DAWEI ET AL. 2018

Dawei, Z.; Qi, Z.; Xiaoguang, F.; Shengdun, Z., Review on Joining Process of Carbon Fiber-Reinforced Polymer and Metal: Methods and Joining Process. *Rare Metal Materials and Engineering* 47 (2018) 12, S. 3686–3696.



**DIN 8590**

Deutsches Institut für Normung e. V.: DIN 8590, Fertigungsverfahren Abtragen. Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth 2003.

**DIN EN 1465**

Deutsches Institut für Normung e. V.: DIN EN 1465, Klebstoffe – Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen. Berlin: Beuth 2009.

**DIN EN ISO 25178-2**

Deutsches Institut für Normung e. V.: DIN EN ISO 25178-2, Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft – Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen. Berlin: Beuth 2012.

**DIN EN 10346**

Deutsches Institut für Normung e. V.: DIN EN 10346, Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen. Berlin: Beuth 2015.

**DRECHSLER 2017**

Drechsler, K., Faserverstärkte Kunststoffe der Fahrzeugstruktur. In: Friedrich, H. E. (Hrsg.): Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. 2. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg 2017, S. 396–429. ISBN: 978-3-58-12294-2.

**DRUMMER ET AL. 2015**

Drummer, D.; Baranowski, T.; Koch, R.; Nießen, B.; Wehmeyer, I.; Farges, O., Handbuch Kunststoff-Metall-Hybridtechnik. Entstanden im Rahmen des Forschungsvorhabens "Entwicklung einer neuartigen Hybridleichtbautechnologie für die Automobilindustrie – HY-LIGHT" im Zeitraum 2011–2014. Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Erlangen: Lehrstuhl für Kunststofftechnik 2015. ISBN: 978-3-931-86466-8.

**EBERT ET AL. 2009**

Ebert, R.; Hartwig, L.; Hagemann, T.; Peuckert, F.; Kloetzner, S.; Schille, J.; Wischmann, S.; Exner, H., High rate ablation with 3 kW single mode fibre laser. In: Wissenschaftliche Gesellschaft Lasertechnik e. V. (Hrsg.): Proceedings of the Fifth International WLT-Conference Lasers in Manufacturing, LiM 2009. München, 15.06.–18.06.2009. Stuttgart: AT-Fachverlag 2009. ISBN: 9783000279942.

EGGERS ET AL. 2013

Eggers, U.; Furrer, P.; Müller, A.; Mütze, S.; Geffert, A.; Kröff, A.; Kopp, G.; Schöneburg, R.; Scherzer, D.; Hahn, O.; Janzen, V.; Meschut, G.; Olfermann, T.; Sülentrop, S.; Gadow, R.; Gaul, L., Werkstoff- und Halbzeugtechnologien für Leichtbau-Anwendungen. In: Friedrich, H. E. (Hrsg.): Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. 1. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg 2013, S. 443–726. ISBN: 978-3-8348-2110-2.

EHRENSPIEL 2014

Ehrlenspiel, K., Kostengünstig Entwickeln und Konstruieren. Kostenmanagement bei der integrierten Produktentwicklung. 7. Aufl. Berlin: Springer Vieweg 2014. ISBN: 978-3-642-41958-4.

EICHLER & EICHLER 2015

Eichler, H. J.; Eichler, J., Laser. Bauformen, Strahlführung, Anwendungen. 8. Aufl. Berlin: Springer 2015. ISBN: 978-3-642-41437-4.

ELSNER ET AL. 2012

Elsner, P.; Eyerer, P.; Hirth, T. (Hrsg.), Kunststoffe. Eigenschaften und Anwendungen. 8. Aufl. Berlin: Springer 2012. ISBN: 978-3-642-16172-8.

ENGELMANN ET AL. 2015

Engelmann, C.; van der Straeten, K.; Mamuschkin, V.; Olowinsky, A., Laserbasierte Fügeverfahren für faserverstärkte Kunststoffe. In: Deutscher Verband für Schweißen und Verwandte Verfahren (Hrsg.): DVS-Berichte 315: DVS Congress 2015. Nürnberg, 14.09.–17.09.2015. Düsseldorf: DVS Media 2015, S. 911–915. ISBN: 978-3-945023-46-4.

ENGELMANN ET AL. 2016

Engelmann, C.; Eckstaedt, J.; Olowinsky, A.; Aden, M.; Mamuschkin, V., Experimental and simulative investigations of laser assisted plastic-metal-joints considering different load directions. *Physics Procedia* 83 (2016), S. 1118–1129.

FLOCK 2011

Flock, D., Wärmeleitungsfügen hybrider Kunststoff-Metall-Verbindungen. Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. Aachen (2011). ISBN: 978-3-848-20173-9.

GEBAUER ET AL. 2018

Gebauer, J.; Fischer, M.; Lasagni, A. F.; Kühnert, I.; Klotzbach, A., Laser structured surfaces for metal-plastic hybrid joined by injection molding. *Journal of Laser Applications* 30 (2018) 3, S. 1–7, #032021.

## GRAF 2015

Graf, T., Laser. Grundlagen der Laserstrahlerzeugung. 2. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg 2015. ISBN: 978-3-658-07953-6.

## GRAHAM ET AL. 2014

Graham, D. P.; Rezai, A.; Baker, D.; Smith, P. A.; Watts, J. F., The development and scalability of a high strength, damage tolerant, hybrid joining scheme for composite-metal structures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 64 (2014), S. 11–24.

## GREIF ET AL. 2019

Greif, A.; Caumanns, T.; Flambard, A. R.; Geschewski, A.; Heidelberger, M.; Weber, M., Ex-ante-Evaluation für ein Technologie-Transfer-Programm Leichtbau. Studie im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi). <[https://www.bmwi.de/Redaktion/DE/Publikationen/Studien/ex-ante-evaluation-technologietransfer-programm-leichtbau.pdf?\\_\\_blob=publicationFile&v=6](https://www.bmwi.de/Redaktion/DE/Publikationen/Studien/ex-ante-evaluation-technologietransfer-programm-leichtbau.pdf?__blob=publicationFile&v=6)> – 13.02.2022.

## HABENICHT 2009

Habenicht, G., Kleben. Grundlagen, Technologien, Anwendungen. 6. Aufl. Berlin: Springer 2009. ISBN: 978-3-540-85264-3.

## HATWIG 2014

Hatwig, J. S., Automatisierte Bahnplanung für Industrieroboter und Scanneroptiken bei der Remote-Laserstrahlbearbeitung. Dissertation. Technische Universität München. München (2014). <<https://mediatum.ub.tum.de/doc/1178708/document.pdf>> – 25.02.2022.

## HECKERT 2019

Heckert, A., Oberflächenstrukturierung von Aluminium mittels gepulster Laserstrahlung für das thermische Fügen an endlosfaserverstärkte Thermoplaste. Dissertation. Technische Universität München. München (2019). <<https://mediatum.ub.tum.de/?id=1446387>> – 14.02.2022.

## HECKERT &amp; ZAEH 2014

Heckert, A.; Zaeh, M. F., Laser Surface Pre-treatment of Aluminium for Hybrid Joints with Glass Fibre Reinforced Thermoplastics. *Physics Procedia* 56 (2014), S. 1171–1181.

## HECKERT &amp; ZAEH 2015

Heckert, A.; Zaeh, M. F., Laser surface pre-treatment of aluminum for hybrid joints with glass fiber reinforced thermoplastics. *Journal of Laser Applications* 27 (2015) S2, S. 1–5, #S29005.

HELFRICH 2016

Helfrich, H., Wissenschaftstheorie für Betriebswissenschaftler. Wiesbaden: Springer Gabler 2016. ISBN: 978-3-658-07035-9.

HEXCEL CORPORATION 2016

Hexcel Corporation, Technisches Datenblatt: HexPly® M77/38%/UD300/CHS-50K, Epoxy Matrix. <<https://www.hexcel.com/Resources/DataSheets/Prepreg>> – 25.02.2022.

HILTON & JONES 2008

Hilton, P.; Jones, I., A new method of laser beam induced surface modification. The Laser User (2008) 51, S. 46–48.

HOFMANN & SPINDLER 2015

Hofmann, H.; Spindler, J., Verfahren in der Beschichtungs- und Oberflächentechnik. 3. Aufl. München: Carl Hanser 2015. ISBN: 978-3-446-44141-5.

HOLTKAMP ET AL. 2010

Holtkamp, J.; Roesner, A.; Gillner, A., Advances in hybrid laser joining. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 47 (2010) 9–12, S. 923–930.

HOPMANN ET AL. 2016

Hopmann, C.; Kreimeier, S.; Keseberg, J.; Wenzlau, C., Joining of Metal-Plastics-Hybrid Structures Using Laser Radiation by Considering the Surface Structure of the Metal. Journal of Polymers 2016 (2016), S. 1–10, #4734913.

HOPMANN & MICHAELI 2017

Hopmann, C.; Michaeli, W., Einführung in die Kunststoffverarbeitung. 8. Aufl. München: Carl Hanser 2017. ISBN: 978-3-446-45355-5.

HORNBOGEN 2006

Hornbogen, E., Werkstoffe. Aufbau und Eigenschaften von Keramik-, Metall-, Polymer- und Verbundwerkstoffen. 8. Aufl. Berlin: Springer 2006. ISBN: 3-540-30723-0.

HÜGEL & GRAF 2009

Hügel, H.; Graf, T., Laser in der Fertigung. Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren. 2. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner 2009. ISBN: 978-3-8351-0005-3.

IPG LASER GMBH 2005

IPG Laser GmbH, Technisches Datenblatt: YLR- 3000 SM Ytterbium Faser Laser. 2005.

## KOHL ET AL. 2018

Kohl, M.-L.; Schricker, K.; Bergmann, J. P.; Lohse, M.; Hertel, M.; Füssel, U., Thermal joining of thermoplastics to metals: Surface preparation of steel based on laser radiation and tungsten inert gas arc process. *Procedia CIRP* 74 (2018), S. 500–505.

## KONG ET AL. 2009

Kong, F.; Santhanakrishnan, S.; Lin, D.; Kovacevic, R., Modeling of temperature field and grain growth of a dual phase steel DP980 in direct diode laser heat treatment. *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009), S. 5996–6003.

## KOTHARI 2004

Kothari, C. R., *Research Methodology. Methods and Techniques*. 2. Aufl. New Delhi: New Age International 2004. ISBN: 978-81-224-2488-1.

## KURTOVIC 2014

Kurtovic, A., *Laserinduzierte Nanostrukturierung von Titanoberflächen für das strukturelle Kleben: Einfluss auf die Oberflächenmorphologie, Ermüdungs- und Adhäsionseigenschaften*. Dissertation. Universität Paderborn. Paderborn (2014). <<https://digital.ub.uni-paderborn.de/hsx/content/titleinfo/1307779>> – 20.02.2022.

## KUSTROŃ ET AL. 2021

Kustroń, P.; Korzeniowski, M.; Piwowarczyk, T.; Sokołowski, P., Development of Resistance Spot Welding Processes of Metal–Plastic Composites. *Materials* 14 (2021) 12, #3233.

## KUZNETSOV 1993

Kuznetsov, L. I., Recoil momentum at a solid surface during developed laser ablation. *Quantum Electronics* 23 (1993) 12, S. 1035–1038.

## LAMBIASE ET AL. 2021

Lambiase, F.; Scipioni, S. I.; Lee, C.-J.; Ko, D.-C.; Liu, F., A State-of-the-Art Review on Advanced Joining Processes for Metal–Composite and Metal–Polymer Hybrid Structures. *Materials* 14 (2021) 8, #1890.

## LANGER 2021

Langer, B., *Oberflächenvorbehandlung von Stahl mittels oszilliert bewegter Dauerstrich-Laserstrahlung für das thermische Fügen mit faserverstärkten Duroplasten*. Masterarbeit. Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München (2021).

LASER FOCUS WORLD 2021

Laser Focus World, Umsatz mit Lasern weltweit in den Jahren 2006 bis 2021 (in Milliarden US-Dollar). <<https://de.statista.com/statistik/daten/studie/163232/umfrage/weltweiter-umsatz-mit-lasern-seit-2006/>> – 16.02.2022.

LIU ET AL. 2012

Liu, D.; Tang, Y.; Cong, W. C., A review of mechanical drilling for composite laminates. *Composite Structures* 94 (2012) 4, S. 1265–1279.

LORENZ 2009

Lorenz, A., Analyse des Laserstrahlabtragens für den wirtschaftlichen Einsatz im Werkzeug- und Formenbau. Dissertation. Technische Universität Hamburg-Harburg. Göttingen (2009) ISBN: 978-3-86727-850-8.

LUGAUER ET AL. 2019

Lugauer, F. P.; Kandler, A.; Meyer, S. P.; Wunderling, C.; Zaeh, M. F., Induction-based joining of titanium with thermoplastics. *Production Engineering* 13 (2019) 3–4, S. 409–424.

LÜTKE ET AL. 2009

Lütke, M.; Himmer, T.; Wetzig, A.; Beyer, E., Opportunities to enlarge the application area of remote-cutting. *Journal of Laser Applications* 311 (2009), S. 311–318, #608.

LÜTKE 2011

Lütke, M., Entwicklung des Remote-Laserstrahlschneidens metallischer Werkstoffe. Dissertation. Technische Universität Dresden. Dresden (2011). <<http://www.bookshop.fraunhofer.de/buch/237037>> – 01.04.2022.

MAHR 2018

Mahr, A., Validierung und Erweiterung einer Vorrichtung zum thermischen Direktfügen von Metall-Duroplast-Verbunden. Masterarbeit. Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München (2018).

MAHRLE ET AL. 2010

Mahrle, A.; Lütke, M.; Beyer, E., Fibre laser cutting: Beam absorption characteristics and gas-free remote cutting. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 224 (2010) 5, S. 1007–1018.

## MAHRLE &amp; BEYER 2007

Mahrle, A.; Beyer, E., Modeling and simulation of the energy deposition in laser beam welding with oscillatory beam deflection. In: Lu, Y. (Hrsg.): Proceedings of the ICALEO® 2007: 26<sup>th</sup> International Congress on Laser Materials Processing, Laser Microprocessing and Nanomanufacturing 2007, ICALEO. Orlando, Florida, USA, 29.10.–01.11.2007. Orlando: Laser Institute of America 2007, S. 714–723. ISBN: 978-0-912035-88-8.

## MANKINS 1995

Mankins, J., Technology Readiness Level – A White Paper. <[https://www.researchgate.net/publication/247705707\\_Technology\\_Readiness\\_Level\\_-\\_A\\_White\\_Paper](https://www.researchgate.net/publication/247705707_Technology_Readiness_Level_-_A_White_Paper)> – 01.03.2022.

## MAYR 2018

Mayr, L., Oberflächenvorbehandlung von Stahl mittels Dauerstrich-Laserstrahlung zum thermischen Fügen mit faserverstärkten Kunststoffen. Semesterarbeit. Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München (2018).

## MAYRING 2007

Mayring, P., Designs in qualitativ orientierter Forschung. Journal für Psychologie 15 (2007) 2.

## MENGES ET AL. 2011

Menges, G.; Haberstroh, E.; Michaeli, W.; Schmachtenberg, E., Menges Werkstoffkunde Kunststoffe. 6. Aufl. München: Carl Hanser 2011. ISBN: 978-3-446-42762-4.

## MEYER ET AL. 2019

Meyer, S. P.; Jaeger, B.; Wunderling, C.; Zaeh, M. F., Friction stir welding of glass fiber-reinforced polyamide 6: Analysis of the tensile strength and fiber length distribution of friction stir welded PA6-GF30. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 480 (2019) 1, #012013.

## MILBERG 1992

Milberg, J., Werkzeugmaschinen – Grundlagen. Zerspantechnik, Dynamik, Baugruppen und Steuerungen. Berlin, Heidelberg: Springer 1992. ISBN: 978-3-540-54538-5.

## MONDEN 2016

Monden, A., Adhäsion zwischen epoxidharzbasiertem CFK und oberflächenmodifiziertem Stahl: Grenzschichtversagen von Hybridlaminaten unter Mode I, Mode II und Mixed-Mode Belastung. Dissertation. Universität Augsburg. Augsburg (2016). <<https://opus.bibliothek.uni-augsburg.de/opus4/frontdoor/index/index/docId/3838>> – 19.02.2022.

MÜLLER 2013

Müller, D., Betriebswirtschaftslehre für Ingenieure. 2. Aufl. Berlin: Springer Gabler 2013. ISBN: 978-3-642-36056-5.

MUSIOL 2015

Musiol, J. D., Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden. Dissertation. Technische Universität München. München (2015). ISBN: 978-3-8316-4523-7.

OLSSON 2019

Olsson, R., Analysis and Monitoring of Laser Welding and Surface Texturing. Dissertation. Luleå University of Technology. Luleå (2019). ISBN: 978-91-7790-405-2.

OTT ET AL. 2021

Ott, M.; Haberkern, P.; Gruber, M.; Hartmann, C.; Risch, T.; Wunderling, C.; Albers, A.; Volk, W., Load-specific variant generation of bead cross sections in sheet metal components by unidirectional carbon fibre reinforcement. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 1157 (2021) 1, #012093.

PALUKOV 2019

Palukov, V., Auslegung der laserbasierten Oberflächenvorbehandlung von Metallen mittels Strahloszillation für das Fügen mit faserverstärkten Kunststoffen. Semesterarbeit. Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München (2019).

PARTANEN & CARUS 2021

Partanen, A.; Carus, M., Biokomposite: überzeugende Lösungen aus erneuerbaren Materialien. <<https://renewable-carbon.eu/publications/product/biokomposite-ueberzeugende-loesungen-aus-erneuerbaren-materialien/>> – 18.03.2022.

PENNING & SCHLÜTER 2016

Penning, L.; Schlüter, H., Innovative Technik macht ihrem Namen Ehre. Laser Magazin 2 (2016), S. 8–10.

PETERS 2013

Peters, S., Materialrevolution. Nachhaltige und multifunktionale Materialien für Design und Architektur. Basel: Birkhäuser 2013. ISBN: 978-3-0346-1078-0.

PIHLAVA ET AL. 2013

Pihlava, A.; Purtonen, T.; Salminen, A.; Kujanpää, V.; Savinainen, T., Quality aspects in remote laser cutting. Welding in the World 57 (2013) 2, S. 179–187.



## PLINKE ET AL. 2015

Plinke, W.; Rese, M.; Utzig, B. P., Industrielle Kostenrechnung. Eine Einführung. 8. Aufl. Berlin: Springer Vieweg 2015. ISBN: 978-3-662-46853-1.

## POPRAWA 2005

Poprawa, R., Lasertechnik für die Fertigung. Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur. Berlin: Springer 2005. ISBN: 978-3-540-21406-2.

## POPRAWA ET AL. 2009

Poprawa, R.; Schmitt, F.; Gedicke, J.; Mehlmann, B.; Olowinsky, A.; Gillner, A., Systemtechnik zur örtlichen Leistungsmodulation beim Laserstrahl-Mikroschweißen. In: Vollertsen, F. et al. (Hrsg.): 4. Kolloquium Mikroproduktion: Fachbeiträge der vier SFB der Mikrotechnik. Bremen, 28.10.–29.10.2009. Bremen: BIAS 2009. ISBN: 9783933762320.

## RADAJ 1988

Radaj, D., Wärmewirkungen des Schweißens. Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug. Berlin: Springer 1988. ISBN: 978-3-540-18695-3.

## RADONJIĆ 2020

Radonjić, R., Kompensationsstrategien von Rückfederungseffekten beim Umformen von hochfesten Stahlblechwerkstoffen. Dissertation. Universität Stuttgart. Stuttgart (2020). ISBN: 978-3-946818-12-0.

## RAUSCHENBERGER ET AL. 2015

Rauschenberger, J.; Cenigaonaindia, A.; Keseberg, J.; Vogler, D.; Gubler, U.; Liébana, F., Laser hybrid joining of plastic and metal components for lightweight components. In: Dorsch, F. (Hrsg.): Proceedings of SPIE 9356, High-Power Laser Materials Processing: Lasers, Beam Delivery, Diagnostics, and Applications IV, SPIE LASE. San Francisco, Kalifornien, USA, 07.02.–12.02.2015. San Francisco: SPIE 2015. #93560B.

## RECHNER 2012

Rechner, R., Laseroberflächenvorbehandlung von Aluminium zur Optimierung der Oxidschichteigenschaften für das strukturelle Kleben. Dissertation. Technische Universität Dresden. München (2012). ISBN: 978-3-8439-0306-6.

## REFA 1978

REFA, Methodenlehre des Arbeitsstudiums, Teil 2: Datenermittlung. Verband für Arbeitsstudien und Betriebsorganisation e. V. 6. Aufl. München: Carl Hanser 1978. ISBN: 3-446-12704-6.

**REFA 1984**

REFA, Methodenlehre des Arbeitsstudiums, Teil 1: Grundlagen. Verband für Arbeitsstudien und Betriebsorganisation e. V. 7. Aufl. München: Carl Hanser 1984. ISBN: 3-446-14234-7.

**REINHART ET AL. 2011**

Reinhart, G.; Schindler, S.; Krebs, P., Strategic Evaluation of Manufacturing Technologies. In: Hesselbach, J. et al. (Hrsg.): Glocalized Solutions for Sustainability in Manufacturing. Proceedings of the 18<sup>th</sup> CIRP International Conference on Life Cycle Engineering, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, Germany, May 2<sup>nd</sup>–4<sup>th</sup>, 2011. Berlin: Springer 2011, S. 179–184. ISBN: 978-3-642-19692-8.

**RENART ET AL. 2015**

Renart, J.; Costa, J.; Sarrado, C.; Budhe, S.; Turon, A.; Rodríguez-Bellido, A., Mode I fatigue behaviour and fracture of adhesively-bonded fibre-reinforced polymer (FRP) composite joints for structural repairs. In: Vassilopoulos, A. P. (Hrsg.): Fatigue and fracture of adhesively-bonded composite joints. Behaviour, simulation and modelling. 1. Aufl. Cambridge: Woodhead Publishing 2015, S. 121–147. ISBN: 978-0-85709-806-1.

**RICHARD & SANDER 2008**

Richard, H. A.; Sander, M., Technische Mechanik. Dynamik. Grundlagen – effektiv und anwendungsnahe. Wiesbaden: Vieweg+Teubner 2008. ISBN: 978-3-528-03995-0.

**RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. 2014**

Rodríguez-Vidal, E.; Lambarri, J.; Soriano, C.; Sanz, C.; Verhaeghe, G., A Combined Experimental and Numerical Approach to the Laser Joining of Hybrid Polymer-Metal Parts. *Physics Procedia* 56 (2014), S. 835–844.

**RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. 2016a**

Rodríguez-Vidal, E.; Sanz, C.; Soriano, C.; Leunda, J.; Verhaeghe, G., Effect of metal micro-structuring on the mechanical behavior of polymer-metal laser T-joints. *Journal of Materials Processing Technology* 229 (2016), S. 668–677.

**RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. 2016b**

Rodríguez-Vidal, E.; Sanz, C.; Lambarri, J.; Renard, J.; Gantchenko, V., Laser Joining of Different Polymer-metal Configurations: Analysis of Mechanical Performance and Failure Mechanisms. *Physics Procedia* 83 (2016), S. 1110–1117.

## RODRÍGUEZ-VIDAL ET AL. 2019

Rodríguez-Vidal, E.; Sanz, C.; Bayón, R., Hybrid joints of polymer and thin metal parts fabricated by laser technology: performance under realistic conditions. In: Reisgen, U. et al. (Hrsg.): Proceedings of the Lasers in Manufacturing Conference, LiM 2019. München, 24.07.–27.07.2019. Erlangen: WLT 2019.

## ROESNER ET AL. 2011a

Roesner, A.; Scheik, S.; Olowinsky, A.; Gillner, A.; Poprawe, R.; Schleser, M.; Reisgen, U., Innovative approach of joining hybrid components. *Journal of Laser Applications* 23 (2011) 3, S. 032007-1–032007-6, #032007.

## ROESNER ET AL. 2011b

Roesner, A.; Scheik, S.; Olowinsky, A.; Gillner, A.; Reisgen, U.; Schleser, M., Laser Assisted Joining of Plastic Metal Hybrids. *Physics Procedia* 12 (2011), S. 370–377.

## ROOS ET AL. 2017

Roos, E.; Maile, K.; Seidenfuß, M., *Werkstoffkunde für Ingenieure. Grundlagen, Anwendung, Prüfung*. 6. Aufl. Berlin: Springer Vieweg 2017. ISBN: 978-3-662-49531-5.

## RÖSLER ET AL. 2016

Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M., *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. 5. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg 2016. ISBN: 978-3-658-13794-6.

## RÖSNER 2014

Rösner, A., *Laserbasiertes Fügeverfahren zur Herstellung von Kunststoff-Metall-Hybridbauteilen*. Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. Aachen (2014). ISBN: 978-3-8396-0791-6.

## RUDLAFF 1993

Rudlaff, T., *Arbeiten zur Optimierung des Umwandlungshärtens mit Laserstrahlen*. Dissertation. Universität Stuttgart. Stuttgart (1993). 978-3-519-06208-0.

## RUGE 1985

Ruge, J., *Handbuch der Schweißtechnik. Band III – Konstruktive Gestaltung der Bauteile*. Berlin: Springer 1985. ISBN: 978-3-642-86970-9.

## SAATY 1977

Saaty, T. L., A scaling method for priorities in hierarchical structures. *Journal of Mathematical Psychology* 15 (1977) 3, S. 234–281.

SAATY 1980

Saaty, T. L., Multicriteria Decision Making. The Analytic Hierarchy Process: Planning, Priority Setting, Resource Allocation. New York: McGraw Hill Higher Education 1980. ISBN: 978-0070543713.

SAATY 1987

Saaty, R. W., The analytic hierarchy process – what it is and how it is used. *Mathematical Modelling* 9 (1987) 3–5, S. 161–176.

SAATY 1990

Saaty, T. L., How to make a decision: The analytic hierarchy process. *European Journal of Operational Research* 48 (1990) 1, S. 9–26.

SAKAI ET AL. 2020

Sakai, T.; Okamoto, Y.; Katayama, C.; Imai, H.; Okada, A., High-Speed Micro-Grooving of Metal by Angled Irradiation of Single-Mode CW Fiber Laser. *Applied Sciences* 10 (2020) 23, #8333.

SCHEIK ET AL. 2014

Scheik, S.; Schleser, M.; Reisinger, U., Thermisches Direktfügen von Metall und Kunststoff – Eine Alternative zur Klebtechnik? In: Siebenpfeiffer, W. (Hrsg.): *Leichtbau-Technologien im Automobilbau. Werkstoffe – Fertigung – Konzepte*. Wiesbaden: Springer Vieweg 2014, S. 89–94. ISBN: 978-3-658-04024-6.

SCHERM 2018

Scherm, M., Thermischer Verzug beim Strukturieren von Stahl mit Dauerstrich-Laserstrahlung. Semesterarbeit. Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München (2018).

SCHERM 2019

Scherm, M., Modellierung der Verbundfestigkeit von thermisch gefügten Kunststoff-Metall-Verbindungen mit laserbasierter Oberflächenvorbehandlung. Masterarbeit. Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München (2019).

SCHINDLER 2015

Schindler, S., Strategische Planung von Technologieketten für die Produktion. Dissertation. Technische Universität München. München (2015). <<https://media-tum.ub.tum.de/node?id=1188825>> – 01.03.2022.

## SCHLICKENRIEDER 2008

Schlickenrieder, K. P., Methodik zur Prozessoptimierung beim automatisierten elastischen Kleben großflächiger Bauteile. Dissertation. Technische Universität München. München (2008). ISBN: 978-3-831-60776-1.

## SCHMIDT 2015

Schmidt, P. A., Laserstrahlschweißen elektrischer Kontakte von Lithium-Ionen-Batterien in Elektro- und Hybridfahrzeugen. Dissertation. Technische Universität München. München (2015). <<https://mediatum.ub.tum.de/node?id=1244084>> – 01.03.2022.

## SCHOONDERBEEK 2005

Schoonderbeek, A., Laser Drilling of Metals with a XeCl Excimer Laser. Dissertation. University of Twente. Enschede (2005). ISBN: 90-365-2126-2.

## SCHRICKER ET AL. 2020

Schricker, K.; Samfaß, L.; Grätzel, M.; Ecke, G.; Bergmann, J. P., Bonding mechanisms in laser-assisted joining of metal-polymer composites. Journal of Advanced Joining Processes 1 (2020), #100008.

## SCHÜRMAN 2005

Schürmann, H., Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin: Springer 2005. ISBN: 3-540-40283-7.

## SCHÜRMAN 2007

Schürmann, H., Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2. Aufl. Berlin: Springer 2007. ISBN: 978-3-540-72189-5.

## SCHUTZRECHT DE4200656C1

Schutzrecht DE4200656C1, (11.03.1993). de Kuhl, M., Removal of material by laser beam – by directing beam opt. at angle to workpiece and passing reactive substance, esp. oxygen, into laser unit head. <<https://patents.google.com/patent/DE4200656C1/en?q=Schutzrecht+DE4200656C1>> – 09.10.2022.

## SCHWEIER 2015

Schweier, M., Simulative und experimentelle Untersuchungen zum Laserschweißen mit Strahloszillation. Dissertation. Technische Universität München. München (2015). <<http://mediatum.ub.tum.de/?id=1253791>> – 16.02.2022.

## SICKERT 2015

Sickert, M., Weiterentwicklung des Wärmekontaktfügens für Kunststoff-Metall-Verbunde. Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. Aachen (2015). ISBN: 978-3-95886-040-7.

STEINERT ET AL. 2018

Steinert, P.; Dittes, A.; Schimmelpfennig, R.; Scharf, I.; Lampke, T.; Schubert, A., Design of high strength polymer metal interfaces by laser microstructured surfaces. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 373 (2018), #012015.

STUTZ 2012

Stutz, G. E., Polygonal Scanners: Components, Performance, and Design. In: Marshall, G. F. et al. (Hrsg.): Handbook of Optical and Laser Scanning. 2. Aufl. Boca Raton: CRC Press 2012, S. 247–279. ISBN: 978-1-4398-0879-5.

SUTTER ET AL. 1989

Sutter, E.; Schreiber, P.; Ott, G., Handbuch Laser-Strahlenschutz. Grundlagen, Vorschriften, Schutzmaßnahmen. Berlin: Springer 1989. ISBN: 978-3-642-74094-7.

U.S. DEPARTMENT OF ENERGY 2010

U.S. Department of Energy, Materials Technologies: Goals, Strategies, and Top Accomplishments. <[https://www.energy.gov/sites/prod/files/2014/03/f13/materials\\_tech\\_goals.pdf](https://www.energy.gov/sites/prod/files/2014/03/f13/materials_tech_goals.pdf)> – 14.02.2022.

ULLMANN ET AL. 2013

Ullmann, F.; Loeschner, U.; Hartwig, L.; Szczepanski, D.; Schille, J.; Gronau, S.; Knebel, T.; Drechsel, J.; Ebert, R.; Exner, H., Highspeed laser ablation cutting of metal. In: Dorsch, F. (Hrsg.): Proceedings of SPIE 8603, High-Power Laser Materials Processing: Lasers, Beam Delivery, Diagnostics, and Applications II, SPIE LASE. San Francisco, Kalifornien, USA, 02.02.2013. San Francisco: SPIE 2013, #860311.

ULLMANN ET AL. 2016

Ullmann, F.; Hartwig, L.; Löschner, U.; Thurm, A.; Werner, T., Hochrate-Oberflächenbearbeitung mit Hochleistungsfaserlaserstrahlung hoher Brillanz. In: DVS Media GmbH (Hrsg.): DVS-Berichte 328 – Lasermaterialbearbeitung in der digitalen Produktion. Lasertagung Jena 2016. Düsseldorf: DVS Media 2016, S. 302–310. ISBN: 978-3-945023-66-2.

ULRICH & HILL 1976

Ulrich, P.; Hill, W., Wissenschaftstheoretische Grundlagen der Betriebswirtschaftslehre (Teil I). WiSt – Wirtschaftswissenschaftliches Studium 5 (1976) 7, S. 304–309.

VALERDI & KOHL 29.03.2004

Valerdi, R.; Kohl, R. J., An approach to technology risk management. In: Engineering Systems Division (Hrsg.): Engineering Systems Monograph, Engineering Systems Division Symposium. MIT, Cambridge, United States, 29.03.2004.

VAN DER STRAETEN ET AL. 2018a

van der Straeten, K.; Olowinsky, A.; Gillner, A., Laser-based plastic-metal-joining with self-organizing microstructures considering different load directions. *Journal of Laser Applications* 30 (2018) 3, S. 032401-1–032401-6, #032401.

VAN DER STRAETEN ET AL. 2018b

van der Straeten, K.; Nottrodt, O.; Zuric, M.; Olowinsky, A.; Abels, P.; Gillner, A., Polygon scanning system for high-power, high-speed microstructuring. *Procedia CIRP* 74 (2018), S. 491–494.

VAN DER STRAETEN ET AL. 2019

van der Straeten, K.; Sparla, J.; Olowinsky, A.; Gillner, A., Influence of self-organizing microstructures on the wettability of molten plastic on steel for hybrid plastic-metal joints. *Welding in the World* 63 (2019) 5, S. 1431–1441.

VDMA 2014

VDMA, Deutsche Laserindustrie: Forschungs- und Industriepolitische Initiativen, Ziele und Ergebnisse: Kongress Photonik 2014 in Berlin, Exportkontrolle; Markttrends und Potenziale in Strahlquellenentwicklung und Laseranlagenbau nach Regionen der Triade; Geschäftsentwicklung 2013 und Ausblick. <<http://docplayer.org/19100927-Am-24-juni-2014-in-stuttgart-im-konferenzraum-der-als-pressezentrum-genutzten-vip-lounge-der-messe-stuttgart.html>> – 25.02.2022.

VERNIM 2020

Vernim, S., Anforderungsermittlung für das Montagepersonal in der digitalen Transformation. Dissertation. Technische Universität München. München (2020). ISBN: 978-3-8316-7679-8. <<https://mediatum.ub.tum.de/1545791>> – 14.02.2022.

VW 50065

Volkswagen AG: VW 50065, Konzernnorm, Flacherzeugnisse aus Stahl zur Kaltumformung – Werkstoffanforderungen. Wolfsburg: 2014.

VON ALLMEN 1987

von Allmen, M., Laser-Beam Interactions with Materials. Physical Principles and Applications. 1. Aufl. Berlin: Springer 1987. ISBN: 978-3-642-97009-2.

VOSWINKEL ET AL. 2021

Voswinkel, D.; Kloidt, D.; Grydin, O.; Schaper, M., Time efficient laser modification of steel surfaces for advanced bonding in hybrid materials. *Production Engineering* 15 (2021) 2, S. 263–270.

WAGNER ET AL. 2013a

Wagner, A.; Lütke, M.; Wetzig, A.; Eng, L. M., Laser remote-fusion cutting with solid-state lasers. *Journal of Laser Applications* 25 (2013) 5, S. 052004-1–052004-8, #052004.

WAGNER ET AL. 2013b

Wagner, G.; Balle, F.; Eifler, D., Ultrasonic Welding of Aluminum Alloys to Fiber Reinforced Polymers. *Advanced Engineering Materials* 15 (2013) 9, S. 792–803.

WANG ET AL. 2019

Wang, H.; Chen, Y.; Guo, Z.; Guan, Y., Porosity Elimination in Modified Direct Laser Joining of Ti6Al4V and Thermoplastics Composites. *Applied Sciences* 9 (2019) 3, #411.

WANG ET AL. 2021

Wang, H.; Yan, P.; Guan, Y., Robust Heterojunctions of Metallic Alloy and Carbon Fiber-Reinforced Composite Induced by Laser Processing. *Materials* 14 (2021) 23, #7469.

WEIßBACH ET AL. 2018

Weißbach, W.; Dahms, M.; Jaroschek, C., *Werkstoffe und ihre Anwendungen. Metalle, Kunststoffe und mehr.* 20. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg 2018. ISBN: 978-3-658-19891-6.

WIEDMAIER 1997

Wiedmaier, M., Konstruktive und verfahrenstechnische Entwicklungen zur Komplettbearbeitung in Drehzentren mit integrierten Laserverfahren. In: Hügel, H. (Hrsg.): *Laser in der Materialbearbeitung. Forschungsberichte des IFSW.* Wiesbaden: Vieweg+Teubner 1997. ISBN: 978-3-519-06228-8.

WUNDERLING 2017

Wunderling, C., Effizientes Strukturieren von Stahl mit Dauerstrich-Laserstrahlung. *Mas-  
terarbeit.* Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Uni-  
versität München. München (2017).

WUNDERLING ET AL. 2019

Wunderling, C.; Scherm, M.; Meyer, S.; Zaeh, M. F., Thermal distortion in surface pre-treatment of metal-polymer hybrids using continuous wave laser radiation. In: Kai-erle, S. et al. (Hrsg.): *Proceedings of SPIE 10911, High-Power Laser Materials Processing: Appli-  
cations, Diagnostics, and Systems VIII, SPIE LASE.* San Francisco, Kalifornien, USA,  
05.02.2019. San Francisco: SPIE 2019, #109110A. ISBN: 9781510624641.



## WUNDERLING ET AL. 2020

Wunderling, C.; Mayr, L.; Meyer, S. P.; Zaeh, M. F., Laser-based surface pre-treatment for metal-plastic hybrids using a new process strategy. *Journal of Materials Processing Technology* 282 (2020), #116675.

## WUNDERLING ET AL. 2021

Wunderling, C.; Bernauer, C.; Geiger, C.; Goetz, K.; Grabmann, S.; Hille, L.; Hofer, A.; Kick, M. K.; Kriegler, J.; Mayr, L.; Schmoeller, M.; Stadter, C.; Tomcic, L.; Weiss, T.; Zapata, A.; Zaeh, M. F., Solutions of laser material processing for electric mobility – evaluation of the Technology Readiness Level. In: Rethmeier, M. et al. (Hrsg.): *Proceedings of the Lasers in Manufacturing Conference, LiM 2021*. München, 21.06.–24.06.2021. Hannover: WLT 2021.

## YANG &amp; KOVACEVIC 2009

Yang, S.; Kovacevic, R., Laser welding of galvanized DP980 steel assisted by the GTAW preheating in a gap-free lap joint configuration. *Journal of Laser Applications* 21 (2009) 3, S. 139–148.

## ZAEH ET AL. 2010a

Zaeh, M. F.; Hatwig, J.; Musiol, J.; Reinhart, G., Analysis of the Accuracy of Industrial Robots and Laser Scanners for Remote Laser Beam Welding and Cutting. In: VDE (Hrsg.): *SR 2010 (41<sup>st</sup> International Symposium on Robotics) and ROBOTIK 2010 (6<sup>th</sup> German Conference on Robotics)*. Munich, 07.06.–09.06.2010. Berlin: VDE 2010, S. 751–758. ISBN: 978-3-8007-3273-9.

## ZAEH ET AL. 2010b

Zaeh, M. F.; Moesl, J.; Musiol, J. D.; Oefele, F., Material processing with remote technology revolution or evolution? *Physics Procedia* 5 (2010), S. 19–33.

## ZHANG ET AL. 2017

Zhang, Z.; Shan, J.; Tan, X.; Zhang, J., Improvement of the laser joining of CFRP and aluminum via laser pre-treatment. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 90 (2017) 9-12, S. 3465–3472.

## ZHANG ET AL. 2018

Zhang, D.; Thang, Q.; Fan, X.; Zhao, S., Review on Joining Process of Carbon Fiber-Reinforced Polymer and Metal: Methods and Joining Process. *Rare Metal Materials and Engineering* 47 (2018) 12, S. 3686–3696.



# Anhang

## A Forschungsarbeiten im Zeitraum 2012–2022

Tabelle 0-1: Beispielhafte Forschungsarbeiten von 2012–2022, die eine LOVB des Metalls zur Verbesserung der Verbindungseigenschaften zwischen Metall und Kunststoff beim thermischen Fügen nutzen (antichronologische Reihenfolge)

<i>Verfahren</i>	<i>Veröffentlichung</i>	<i>Literaturhinweis</i>
<b>pulverbettbasiertes Strahlschmelzen</b>	CHUEH ET AL. (2020B)	Chueh, Y.-H.; Wei, C.; Zhang, X.; Li, L.: Integrated laser-based powder bed fusion and fused filament fabrication for three-dimensional printing of hybrid metal/polymer objects. <i>Additive Manufacturing</i> 31 (2020).
	HOPMANN ET AL. (2016)	Hopmann, C.; Kreimeier, S.; Keseberg, J.; Wenzlau, C.: Joining of Metal-Plastics-Hybrid Structures Using Laser Radiation by Considering the Surface Structure of the Metal. <i>Journal of Polymers</i> 2016 (2016), S. 1–10.
	RAUSCHENBERGER ET AL. (2015)	Rauschenberger, J.; Genigaonaindizhanga, A.; Keseberg, J.; Vogler, D.; Gubler, U.; Liébana, F.: Laser hybrid joining of plastic and metal components for lightweight components. <i>Proceedings of SPIE – The International Society for Optical Engineering</i> 9356 (2015).
<b>Laserauftragschweißen</b>	AMEND ET AL. (2015)	Amend, P.; Hentschel, O.; Scheitler, C.; Gorunov, A. I.; Schmidt, M. P.; Ofenheimer, A.: Effect of Additive Manufactured Metallic Structures on Laser-Based Thermal Joining of Thermoplastic Metal Hybrids. In: Ofenheimer, A. et al. (Hrsg.): <i>Material Forming. ESAFORM 2015</i> . Zurich: Trans Tech Publications 2015, S. 777–782. ISBN: 3-03835-471-6.
	GRAHAM ET AL. (2014)	Graham, D. P.; Rezaei, A.; Baker, D.; Smith, P. A.; Watts, J. F.: The development and scalability of a high strength, damage tolerant, hybrid joining scheme for composite-metal structures. <i>Composites Part A: Applied Science and Manufacturing</i> 64 (2014), S. 11–24.
<b>Surfi Sculpt</b>	ZHANG ET AL. (2017)	Zhang, Z.; Shan, J.; Tan, X.; Zhang, J.: Improvement of the laser joining of CFRP and aluminum via laser pre-treatment. <i>The International Journal of Advanced Manufacturing Technology</i> 90 (2017) 9–12, S. 3465–3472.
	HECKERT & ZAEH (2014)	Heckert, A.; Zaeh, M. F.: Laser Surface Pre-treatment of Aluminium for Hybrid Joints with Glass Fibre Reinforced Thermoplastics. <i>Physics Procedia</i> 56 (2014), S. 1171–1181.
	FUCHS ET AL. (2014)	Fuchs, A. N.; Wirth, F. X.; Rinck, P.; Zaeh, M. F.: Laser-generated Macroscopic and Microscopic Surface Structures for the Joining of Aluminium and Thermoplastics using Friction Press Joining. <i>Physics Procedia</i> 56 (2014), S. 801–810.
<b>Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden</b>	BERGES ET AL. (2021)	Berges, J.; van der Straeten, K.; Jacobs, G.; Berroth, J.; Gillner, A.: Model-Based Estimation of the Strength of Laser-Based Plastic-Metal Joints Using Finite Element Microstructure Models and Regression Models. <i>Materials</i> 14 (2021) 17. #5004.
	WUNDERLING ET AL. (2020)	Wunderling, C.; Mayr, L.; Meyer, S. P.; Zaeh, M. F.: Laser-based surface pre-treatment for metal-plastic hybrids using a new process strategy. <i>Journal of materials processing technology</i> 282 (2020).
	MEYER ET AL. (2019)	Meyer, S. P.; Wunderling, C.; Zaeh, M. F.: Influence of the laser-based surface modification on the bond strength for friction press joining of aluminum and polyethylene. <i>Production Engineering</i> 13 (2019) 6, S. 721–730.

	WANG ET AL. (2019)	Wang, H.; Chen, Y.; Guo, Z.; Guan, Y.: Porosity Elimination in Modified Direct Laser Joining of Ti6Al4V and Thermoplastics Composites. <i>Applied Sciences</i> 9 (2019) 3, S. 411.
	GEBAUER ET AL. (2018)	Gebauer, J.; Fischer, M.; Lasagni, A. F.; Kühnert, I.; Klotzbach, A.: Laser structured surfaces for metal-plastic hybrid joined by injection molding. <i>Journal of Laser Applications</i> 30 (2018) 3.
	KOHL ET AL. (2018)	Kohl, M.-L.; Schrickler, K.; Bergmann, J. P.; Lohse, M.; Hertel, M.; Füssel, U.: Thermal joining of thermoplastics to metals: Surface preparation of steel based on laser radiation and tungsten inert gas arc process. <i>Procedia CIRP</i> 74 (2018), S. 500–505.
	ECKSTAEDT & RAUSCHENBERGER (2017)	Eckstaedt, J.; Rauschenberger, J.: Laser joining of textured metal and plastic components. < <a href="https://www.semanticscholar.org/paper/Laser-joining-of-textured-metal-and-plastic-Eckstaedt-Rauschenberger/7bd742b06403e450c3da5ec361bf0169f71f7448">https://www.semanticscholar.org/paper/Laser-joining-of-textured-metal-and-plastic-Eckstaedt-Rauschenberger/7bd742b06403e450c3da5ec361bf0169f71f7448</a> > – 30.04.2021.
	ENGELMANN ET AL. (2017)	Engelmann, C.; Oster, L.; Olowinsky, A.; Gillner, A.; Mamuschkin, V.; Arntz, D.: Novel process for butt-joined plastic-metal hybrid compounds. <i>Journal of Laser Applications</i> 29 (2017) 2, S. 22416.
	KLOTZBACH ET AL. (2017)	Klotzbach, A.; Langer, M.; Pautzsch, R.; Standfuß, J.; Beyer, E.: Thermal direct joining of metal to fiber reinforced thermoplastic components. <i>Journal of Laser Applications</i> 29 (2017) 2.
	ENGELMANN ET AL. (2016)	Engelmann, C.; Eckstaedt, J.; Olowinsky, A.; Aden, M.; Mamuschkin, V.: Experimental and Simulative Investigations of Laser Assisted Plastic-metal-joints Considering Different Load Directions. <i>Physics Procedia</i> 83 (2016), S. 1118–1129.
	ENGELMANN ET AL. (2015)	Engelmann, C.; Meier, D.; Olowinsky, A.; Kielwasser, M.: Metal meets Composite – Hybrid Joining for Automotive Applications. <i>Lasers in Manufacturing Conference LiM. München 22.–25. Juni 2015</i> . < <a href="http://www.wlt.de/lim/Proceedings/Stick/PDF/Contribution224_final.pdf">http://www.wlt.de/lim/Proceedings/Stick/PDF/Contribution224_final.pdf</a> > – 04.01.2017.
	HECKERT & ZAEH (2015)	Heckert, A.; Zaeh, M. F.: Laser surface pre-treatment of aluminum for hybrid joints with glass fiber reinforced thermoplastics. <i>Journal of Laser Applications</i> 27 (2015) S29005.
	FUCHS ET AL. (2014)	Fuchs, A. N.; Wirth, F. X.; Rinck, P.; Zaeh, M. F.: Laser-generated Macroscopic and Microscopic Surface Structures for the Joining of Aluminum and Thermoplastics using Friction Press Joining. <i>Physics Procedia</i> 56 (2014), S. 801–810.
	HECKERT & ZAEH (2014)	Heckert, A.; Zaeh, M. F.: Laser Surface Pre-treatment of Aluminium for Hybrid Joints with Glass Fibre Reinforced Thermoplastics. <i>Physics Procedia</i> 56 (2014), S. 1171–1181.
	RÖSNER (2014)	Rösner, A.: Laserbasiertes Fügeverfahren zur Herstellung von Kunststoff-Metall-Hybridbauteilen. Dissertation. Technische Hochschule Stuttgart: Fraunhofer-Verlag 2014. ISBN: 978-3-83960-791-6.
<b>Lasertexturieren (Pulsdauer <math>\mu</math>s)</b>	ROESNER ET AL. 2011	Laser Assisted Joining of Plastic Metal Hybrids. <i>Physics Procedia</i> 12 (2011), S. 370-377.
<b>Lasertexturieren (Pulsdauer ns)</b>	AMEND (2020)	Amend, P.: Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen. Dissertation. Lehrstuhl für Photonische Technologien (LPT), Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (2020).
	VOSWINKEL ET AL. (2020)	Voswinkel, D.; Kloidt, D.; Grydin, O.; Schaper, M.: Time efficient laser modification of steel surfaces for advanced bonding in hybrid materials. <i>Production Engineering</i> (2020).
	WANG ET AL. (2019)	Wang, H.; Feng, W.; Zhang, Z.; Guan, Y.; Zheng, H.: Hybrid laser technique for joining of polymer and titanium alloy. <i>Journal of Laser Applications</i> 31 (2019) 4.
	MEYER ET AL. (2019)	Meyer, S. P.; Wunderling, C.; Zaeh, M. F.: Influence of the laser-based surface modification on the bond strength for friction press joining of aluminum and polyethylene. <i>Production Engineering</i> 13 (2019) 6, S. 721–730.
	AL-SAYYAD ET AL. (2018)	Al-Sayyad, A.; Bardon, J.; Hirchenhahn, P.; Santos, K.; Houssiau, L.; Plapper, P.: Aluminum pretreatment by a laser ablation process: influence of processing parameters on the joint strength of laser welded aluminum – polyamide assemblies. <i>Procedia CIRP</i> 74 (2018), S. 495–499.

KOHL ET AL. (2018)	Kohl, M.-L.; Schricker, K.; Bergmann, J. P.; Lohse, M.; Hertel, M.; Füssel, U.: Thermal joining of thermoplastics to metals: Surface preparation of steel based on laser radiation and tungsten inert gas arc process. <i>Procedia CIRP</i> 74 (2018), S. 500–505.
STEINERT ET AL. (2018)	Steinert, P.; Dittes, A.; Schimmelpfennig, R.; Scharf, I.; Lampke, T.; Schubert, A.: Design of high strength polymer metal interfaces by laser microstructured surfaces. <i>IOP Conference Series: Materials Science and Engineering</i> 373 (2018).
AMEND & ROTH (2016)	Amend, P.; Roth, S.: Laser Enables Direct Joining of Thermoplastic Composites to Metals. <i>Lightweight Design</i> 9 (2016) S3, S. 40–45.
RODRIGUEZ-VIDAL ET AL. (2016)	Rodríguez-Vidal, E.; Sanz, C.; Lambarri, J.; Renard, J.; Gantchenko, V.: Laser Joining of Different Polymer-metal Configurations: Analysis of Mechanical Performance and Failure Mechanisms. <i>Physics Procedia</i> 83 (2016), S. 1110–1117.
RODRIGUEZ-VIDAL ET AL. (2016)	Effect of metal microstructuring on the mechanical behavior of polymer-metal laser T-joints. <i>Journal of materials processing technology</i> 229 (2016), S. 668–677.
HECKERT & ZAEH (2015)	Heckert, A.; Zaeh, M. F.: Laser surface pre-treatment of aluminum for hybrid joints with glass fiber reinforced thermoplastics. <i>Journal of Laser Applications</i> 27 (2015) S2.
HECKERT ET AL. (2015)	Heckert, A.; Singer, C.; Zaeh, M. C.: Pulsed Laser Surface Pre-Treatment of Aluminium to Join Aluminium-Thermoplastic Hybrid Parts. <i>Lasers in Manufacturing Conference 2015</i> (2015).
AMEND ET AL. (2014)	Amend, P.; Mohr, C.; Roth, S.: Experimental Investigations of Thermal Joining of Polyamide Aluminum Hybrids Using a Combination of Mono- and Polychromatic Radiation. <i>Physics Procedia</i> 56 (2014), S. 824–834.
HECKERT & ZAEH (2014)	Heckert, A.; Zaeh, M. F.: Laser Surface Pre-treatment of Aluminium for Hybrid Joints with Glass Fibre Reinforced Thermoplastics. <i>Physics Procedia</i> 56 (2014), S. 1171–1181.
AMEND ET AL. (2013)	Amend, P.; Pfindel, S.; Schmidt, M.: Thermal Joining of Thermoplastic Metal Hybrids by Means Of Mono- and Polychromatic Radiation. <i>Physics Procedia</i> 41 (2013), S. 98–105.
DEVRIENT ET AL. (2013)	Devrient, M.; Amend, P.; Schmidt, M.: Laser-based joining of three-dimensional thermoplastic parts and thermoplastic aluminum hybrids. In: Kaierle, S. (Hrsg.): <i>Congress proceedings / ICALEO, 32nd International Congress on Applications of Lasers &amp; Electro-Optics</i> (2013) S. 147–159. ISBN: 978-0-912035-98-7.
<b>Lasertexturieren (Pulsdauer ps)</b>	
AMEND (2020)	Amend, P.: <i>Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen</i> . Dissertation. Lehrstuhl für Photonische Technologien (LPT), Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (2020).
VAN DER STRAETEN ET AL. (2019)	van der Straeten, K.; Sparla, J.; Olowinsky, A.; Gillner, A.: Influence of self-organizing microstructures on the wettability of molten plastic on steel for hybrid plastic-metal joints. <i>Welding in the World</i> 63 (2019) 5, S. 1431–1441.
GEBAUER ET AL. (2018)	Gebauer, J.; Fischer, M.; Lasagni, A. F.; Kühnert, I.; Klotzbach, A.: Laser structured surfaces for metal-plastic hybrid joined by injection molding. <i>Journal of Laser Applications</i> 30 (2018) 3.
VAN DER STRAETEN ET AL. (2018)	van der Straeten, K.; Olowinsky, A.; Gillner, A.: Laser-based plastic-metal-joining with self-organizing microstructures considering different load directions. <i>Journal of Laser Applications</i> 30 (2018) 3.
AMEND ET AL. (2016)	Amend, P.; Häfner, T.; Gränitz, M.; Roth, S.; Schmidt, M.: Effect of Ultrashort Pulse Laser Structuring of Stainless Steel on Laser-based Heat Conduction Joining of Polyamide Steel Hybrids. <i>Physics Procedia</i> 83 (2016), S. 1130–1136.

## B Berechnung der Schnittfugenlänge in Abhängigkeit von der Schnittfugenorientierung

Zur Berechnung der Schnittfugenlänge einer Orientierung sind folgende Berechnungsschritte durchzuführen:

1. Berechnung der Schnittfugenlänge  $l_L$  innerhalb eines Subelements in Abhängigkeit vom Schnittfugenwinkel  $\theta_L$
2. Berechnung der orientierungsspezifischen Schnittfugenlänge  $l_B$  innerhalb der Bearbeitungsfläche

Der Ausgangspunkt der Berechnung ist die Betrachtung der Subelemente in Abbildung 6-1 (S. 85). Dabei wurde eine Fallunterscheidung vorgenommen, da zusätzlich zum Normalfall zwei Sonderfälle existieren. Neben einem beliebigen Winkel  $\theta_L$  zwischen den Außenkanten der Bearbeitungsfläche und den Schnittfugen (Normalfall) ist eine parallele Orientierung zu einer der Außenkante gesondert betrachtet werden (Sonderfälle). Im Folgenden werden die zwei genannten Berechnungsschritte für die drei Fälle erläutert.

### Fall 1 | Die Schnittfugen sind zu keiner der Seiten der rechteckigen Bearbeitungsfläche parallel

1. *Berechnung der Schnittfugenlänge  $l_L$  innerhalb des Subelements<sup>30</sup>*

$$l'_L = \sqrt{x_B'^2 + y_B'^2}, \quad \text{wobei } x_B' = \frac{d_L}{\cos \theta_L} \quad \text{und} \quad y_B' = \frac{d_L}{\sin \theta_L}$$

$$l'_L = \sqrt{\left(\frac{d_L}{\cos \theta_L}\right)^2 + \left(\frac{d_L}{\sin \theta_L}\right)^2} = \frac{d_L}{\sin \theta_L \cdot \cos \theta_L}$$

2. *Berechnung der orientierungsspezifischen Schnittfugenlänge  $l_B$*

Die gesamte Schnittfugenlänge  $l_B$  einer Orientierung ergibt sich aus der Länge der Schnittfuge  $l'_L$  im Subelement, multipliziert mit der Anzahl der Elemente  $s_E$  innerhalb der Bearbeitungsfläche:

$$l_B = l'_L \cdot s_E = \frac{d_L}{\sin \theta_L \cdot \cos \theta_L} \cdot s_E$$

<sup>30</sup> Im Rahmen der mathematischen Umformung wurde die trigonometrische Identität  $\sin^2(x) + \cos^2(x) = 1$  angewendet.

Die Anzahl der Subelemente  $s_E$  ergibt sich aus dem Verhältnis der Kantenlängen der Subelemente und der Bearbeitungsfläche in x- und y-Richtung:

$$s_E = \frac{x_B}{x'_B} \cdot \frac{y_B}{y'_B}, \quad \text{wobei } x'_B = \frac{d_L}{\cos \theta_L} \quad \text{und} \quad y'_B = \frac{d_L}{\sin \theta_L}$$

$$s_E = \frac{x_B \cdot \cos \theta_L \cdot y_B \cdot \sin \theta_L}{d_L^2}$$

Damit resultiert für die Schnitffugenlänge  $l_B$ :

$$l_B = l'_L \cdot s_E = \frac{d_L}{\sin \theta_L \cdot \cos \theta_L} \cdot \frac{x_B \cdot \cos \theta_L \cdot y_B \cdot \sin \theta_L}{d_L^2} = \frac{x_B \cdot y_B}{d_L}$$

**Fall 2 | Die Schnitffugen sind parallel zur Kante der Länge  $x_B$  orientiert ( $\theta_i = (2k + 1) \cdot 90^\circ$ )**

1. *Berechnung der Schnitffugenlänge  $l'_L$  innerhalb des Subelements*

Infolge der parallelen Ausrichtung reduziert sich das rechteckige Subelement auf eine Linie, deren Länge der Kantenlänge  $x_B$  der Bearbeitungsfläche entspricht:

$$l'_L = \sqrt{x_B'^2 + y_B'^2} = \sqrt{x_B^2 + 0^2} = x_B$$

2. *Berechnung der orientierungsspezifischen Schnitffugenlänge  $l_B$*

Die gesamte Schnitffugenlänge  $l_B$  einer Orientierung ergibt sich aus der Länge der Schnitffuge  $l'_L$  im Subelement, multipliziert mit der Anzahl der Elemente  $s_E$  innerhalb der Bearbeitungsfläche:

$$l_B = l'_L \cdot s_E = x_B \cdot s_E$$

Die Anzahl der Subelemente entspricht für den Sonderfall der Anzahl der Schnitffugen, die über die Kantenlänge  $y_B$  der Bearbeitungsfläche im Abstand  $d_L$  verteilt sind:

$$s_E = \left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1$$

Hierbei muss beachtet werden, dass die erste Schnittfuge zusätzlich zu berücksichtigen ist, da diese auf der Außenkontur der Bearbeitungsfläche liegt. Zusätzlich bedarf es der Abrundung des Bruchs, da Schnittfugen nicht anteilig generiert werden können, sondern nur vollständig<sup>31</sup>.

Damit resultiert für die Schnittfugenlänge  $l_B$ :

$$l_B = l'_L \cdot s_E = x_B \cdot \left( \left\lfloor \frac{y_B}{d_L} \right\rfloor + 1 \right)$$

### **Fall 3 | Die Schnittfugen sind parallel zur Kante der Länge $y_B$ orientiert ( $\theta_L = 2k \cdot 90^\circ$ )**

Fall 3 entspricht der Vorgehensweise des Falls 2, wobei die relevante Länge  $y_B$  ist und die Schnittfugen über die Länge  $x_B$  verteilt sind. Damit resultiert für die Schnittfugenlänge  $l_B$ :

$$l_B = l'_L \cdot s_E = y_B \cdot \left( \left\lfloor \frac{x_B}{d_L} \right\rfloor + 1 \right)$$

---

<sup>31</sup>  $\lfloor x \rfloor$ : Die Abrundungsfunktion bestimmt zu einer reellen Zahl  $x$  die größte ganze Zahl, die kleiner als  $x$  ist.



## C Analytischer Hierarchieprozess

### C.1 Bewertungsgrößen und Indizes

Tabelle 0-2: Übersicht der AHP-Skala in Anlehnung an SAATY (1977)

AHP-Werte	Definition	verbale Interpretation
1	gleiche Bedeutung	Beide miteinander verglichenen Kriterien haben die gleiche Bedeutung.
3	etwas größere Bedeutung	Erfahrung und Einschätzung sprechen für eine etwas größere Bedeutung eines Kriteriums im Vergleich zu einem anderen Kriterium.
5	erheblich größere Bedeutung	Erfahrung und Einschätzung sprechen für eine erheblich größere Bedeutung eines Kriteriums im Vergleich zu einem anderen Kriterium.
7	sehr viel größere Bedeutung	Die sehr viel größere Bedeutung eines Kriteriums im Vergleich zu einem anderen Kriterium hat sich in der Vergangenheit klar gezeigt.
9	absolut dominierend	Beide miteinander verglichenen Kriterien haben größtmöglichen Bedeutungsunterschied.
2, 4, 6, 8	Zwischenwerte	Feinabstufungen
1/2, 1/3, 1/4, 1/5, 1/6, 1/7, 1/8, 1/9		Reziprokwerte für inverse Bewertungen

C.2 Konsistenzprüfung und Evaluationsmatrizen der LOVB

**Konsistenzprüfung**

Der AHP beinhaltet die Prüfung der Ergebnisvalidität, wodurch ein Vorteil gegenüber anderen Bewertungsverfahren besteht. Die Absicherung der Ergebnisse erfolgt anhand der Konsistenz der Evaluationsmatrizen. Die Konsistenz der Matrix wird nach SAATY (1990) anhand des Konsistenzindex  $CI$  bestimmt, der gemäß

$$CR = \frac{CI}{R} = \frac{\lambda_{max} - n_B}{n_B - 1} \cdot \frac{1}{R}$$

vom maximalen Eigenwert  $\lambda_{max}$  und der Anzahl der Spaltenelemente  $n_B$  der Evaluationsmatrix abhängt. Wird dieser ins Verhältnis zu einem empirisch ermittelten, durchschnittlichen Konsistenzindex  $R$  gemäß Tabelle 0-3 gesetzt, so ergibt sich die Konsistenzverhältniszahl  $CR$ .

Für die LOVB liegt eine maximale Konsistenzverhältniszahl  $CR$  bei 0,00 innerhalb jeder Hierarchieebene vor. SAATY (1980) bewertete die Konsistenz der Bewertungsmatrix als ausreichend, wenn  $CR$  Werte kleiner als 0,1 annimmt.

Tabelle 0-3: Durchschnittlicher Konsistenzindex  $R$  in Abhängigkeit von der Dimension  $n_B$  der Evaluationsmatrix in Anlehnung an SAATY (1987)

Dimension der Matrix $n_B$	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Durchschnittlicher Konsistenzindex $R$	0,00	0,58	0,90	1,12	1,24	1,32	1,41	1,45	1,49

**Evaluationsmatrizen der LOVB, unterteilt nach Kategorie und Hierarchiestufe**

Hierarchiestufe 1	<i>Betriebsmittel</i>	<i>Mensch</i>	<i>Ausgabe</i>	
<i>Betriebsmittel</i>	1	1	1/5	$CR = 0,0$
<i>Mensch</i>	1	1	1/5	
<i>Ausgabe</i>	5	5	1	

Hierarchiestufe 2	<i>Systembelastung</i>	<i>Systemtechnikübertragbarkeit</i>	
Kategorie <i>Betriebsmittel</i>			
<i>Systembelastung</i>	1	3	$CR = -$
<i>Systemtechnikübertragbarkeit</i>	1/3	1	

Hierarchiestufe 2 Kategorie Mensch	<i>Systemkomplexität</i>	<i>Prozesskomplexität</i>	
<i>Systemkomplexität</i>	1	1/3	<b>CR = -</b>
<i>Prozesskomplexität</i>	3	1	

Hierarchiestufe 2 Kategorie Ausgabe	<i>Topografie- eigenschaften</i>	<i>Geometrieflexibilität</i>	
<i>Topografie- eigenschaften</i>	1	5	<b>CR = -</b>
<i>Geometrieflexibilität</i>	1/5	1	

## C.3 Vorlage des Fragebogens

---

**FRAGEBOGEN ZUR BEWERTUNG VON ALTERNATIVEN TRAJEKTORIEN  
FÜR DIE LASERBASIERTE OBERFLÄCHENVORBEHANDLUNG VON METALLEN  
ZUM THERMISCHEN FÜGEN MIT KUNSTSTOFFEN**

---

Unternehmen: -

befragte Person: -

Datum: -

---

### **Einführung und Motivation**

Im Rahmen der Untersuchung soll die Auswahl einer geeigneten Trajektorie für die Oberflächenvorbehandlung von Metallen analysiert und begründet werden. Hierfür soll eine Umfrage mit Fachleuten durchgeführt werden, deren Ergebnis eine objektive Sicht und Entscheidung garantieren soll. Für die Analyse wird der sogenannte „Analytische Hierarchieprozess“ (AHP) genutzt, eine artverwandte Methode der Nutzwertanalyse. Im Rahmen des AHP werden Lösungsalternativen hinsichtlich definierter Kriterien bewertet. Die Methode bietet die Möglichkeit, multikriterielle Entscheidungsvorgänge mit einem strukturierten Verfahren zu unterstützen. Das von SAATY ET AL. (1978) entwickelte Vorgehen ist mehrstufig und umfasst folgende Schritte:

#### *1. Auswahl und Gewichtung von Bewertungskriterien*

Im Rahmen der Arbeit wurden anhand der allgemeingültigen Systemdarstellung eines Arbeitssystems nach REFA (1984, S. 94) relevante Kriterien zur Bewertung von Trajektorienalternativen abgeleitet und in eine Hierarchie eingeordnet. Die zentralen Elemente der höchsten Hierarchiestufe sind dabei das betrachtete *Betriebsmittel*, der *Mensch* und die *Ausgabe*. Diesen Systemelementen wurden weitere Unterkriterien, wie die Systembelastung, die Systemkomplexität und die resultierenden Topografieeigenschaften in einer zweiten Hierarchiestufe zugeordnet. Eine Übersicht über alle problem-spezifischen Kriterien ist in Anhang A des Fragebogens aufgeführt.

Die Gewichtung der einzelnen Kriterien erfolgt über den paarweisen Vergleich der Kriterien in jeder Hierarchieebene und entlang jedes Hierarchiepfads. Dabei werden eine

Werteskala von 1 bis 9 und entsprechende Kehrwerte genutzt, um die Wichtigkeit der Kriterien zu erfassen.

*2. Prüfung der Konsistenz der Kriteriengewichtung und Berechnung der Gewichtungsfaktoren*

Um widersprüchliche Bewertungen innerhalb einer Hierarchieebene und entlang eines Hierarchiepfads zu vermeiden, werden die Ergebnisse aus Schritt 1 auf ihre Konsistenz geprüft. Hierfür existiert ein Berechnungsverfahren, mithilfe dessen über den maximalen Eigenwert der Ergebnismatrix der sogenannte Konsistenzwert berechnet wird. Liegt dieser Wert unterhalb von 0,1, so können die Aussagen als konsistent angesehen werden. Die Gewichtungsfaktoren ergeben sich nachfolgend aus dem Eigenvektor des maximalen Eigenwerts.

*3. Bewertung der Lösungsalternativen (Fokus dieser Befragung)*

Als Lösungsalternativen werden die Grundformen der Lissajous-Figuren betrachtet, welche im Anhang B des Fragebogens aufgeführt sind. Diese sollen im Rahmen des Fragebogens bewertet werden, um eine geeignete Trajektorie für die Oberflächenvorbehandlung ableiten zu können. Die lineare Skala zur Bewertung der Alternativen umfasst ein Intervall von 1 bis 9, wobei 9 stets die positivste Bewertung darstellt.





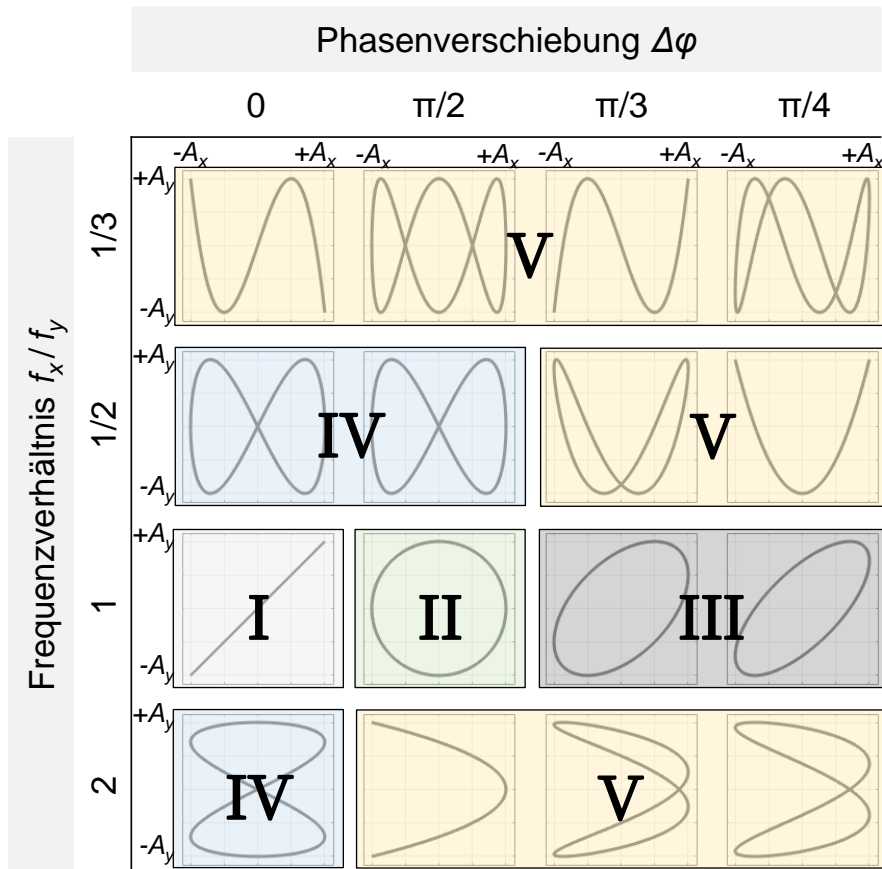




## Anhang A des Fragebogens | Kriterien und deren Beschreibung für die Bewertung von Trajektorienalternativen

	<i>Kriterium</i>	<i>Beschreibung</i>	<i>Skala</i>
<b>Betriebsmittel</b>	Systembelastung	Die mechanische Belastung, die auf die Antriebsmotoren der Scannerspiegel und die Scannerspiegel wirkt und zum Verschleiß führt	1 (hoch) → 9 (niedrig)
	Systemtechnikübertragbarkeit	Die Auswahlmöglichkeit kommerziell verfügbarer Scanneroptiken, mit denen die Trajektorie realisiert oder auf die die Trajektorie übertragen werden kann	1 (niedrig) → 9 (hoch)
<b>Mensch</b>	Systemkomplexität	Der Aufwand und das Know-how, welche seitens der Anwendenden zur Beherrschung der Laseranlage erforderlich werden	1 (hoch) → 9 (niedrig)
	Prozesskomplexität	Der Aufwand und das Know-how, welche seitens der Anwendenden zur Einrichtung, Optimierung oder Adaption des Prozesses gefordert sind	1 (hoch) → 9 (niedrig)
<b>Ausgabe</b>	Topografieeigenschaften	Die Reproduzierbarkeit, die Genauigkeit und die Bearbeitungskonsistenz der resultierenden Topografie	1 (niedrig) → 9 (hoch)
	Geometrieflexibilität	Die geometrischen Freiheitsgrade, die sich innerhalb der Produktgestaltung ergeben, ohne Einschränkungen im Laserprozess erwarten zu müssen	1 (niedrig) → 9 (hoch)

Anhang B des Fragebogens | Kategorisierung der Lissajous-Figuren




















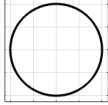
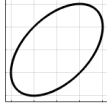
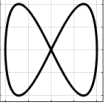







### 5. Topografieeigenschaften | Die Reproduzierbarkeit, die Genauigkeit und die Bearbeitungskonsistenz der resultierenden Topografie

1 (Anforderungen nicht erfüllbar) -|-|-|-|-|-|- 9 (Anforderungen vollständig erfüllbar)

Hierarchie- ebene 1	Hierarchie- ebene 2					
<b>Ausgabe</b>	<b>Topografie- eigenschaften</b>	6	9	7	4	3

Begründung:

- Sinus: Richtungsabhängigkeit erfordert Drehung der Figur, die eine inhomogene Topografie induziert
- Kreis: Richtungsunabhängigkeit
- Ellipse: Richtungsabhängigkeit erfordert Drehung der Figur, die eine inhomogene Topografie induziert, Topografie toleranter bei Geometrieabweichungen der Trajektorie als bei Sinus
- Acht: Richtungsabhängigkeit erfordert Drehung der Figur, die eine inhomogene Topografie induziert, Reproduzierbarkeit schwierig zu bewerten aufgrund der komplexen Trajektorie
- Sonstige: Richtungsabhängigkeit erfordert Drehung der Figur, die eine inhomogene Topografie induziert, Reproduzierbarkeit schwierig zu bewerten aufgrund der noch komplexeren Trajektorie im Vergleich zur Acht








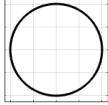
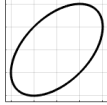
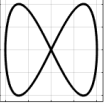
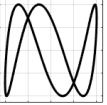






5. **Topografieeigenschaften** | Die Reproduzierbarkeit, die Genauigkeit und die Bearbeitungskonsistenz der resultierenden Topografie

1 (Anforderungen nicht erfüllbar) -|-|-|-|-|-|- 9 (Anforderungen vollständig erfüllbar)

Hierarchieebene 1	Hierarchieebene 2					
<b>Ausgabe</b>	<b>Topografieeigenschaften</b>	5	7	5	5	5

Begründung:

- Kreis: inhomogen, aber Kreisform richtungsunabhängig
- Ellipse: inhomogen und Ellipse richtungsabhängig
- Acht: inhomogen und Acht richtungsabhängig
- Sinus: inhomogen und Sinus richtungsabhängig
- Sonstige: inhomogen und richtungsabhängig



## D Bestimmung des werkstoffspezifischen Prozessfensters und der Abtragtiefe

Die Abtraggeometrie ist für einen vorgegebenen Brennfleckdurchmesser von der Bestrahlungsleistung  $P_L$  und der Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks  $v_L$  abhängig. Die beiden Prozessparameter bestimmen die Prozessmechanismen und ermöglichen den Abtrag von Werkstoff an der Oberfläche des Metalls. Für die weiterführenden Prozessuntersuchungen wurde deshalb im Rahmen zweier vom Autor betreuten Studienarbeiten der werkstoffspezifische Abtrag quantitativ bewertet (PALUKOV (2019), SCHERM (2019)). In Abbildung 0-1 wird dazu eine Kategorisierung des Abtragergebnisses dargestellt. In Abbildung 0-2 ist die Abtragtiefe  $z_s$  in Abhängigkeit von der Laserleistung  $P_L$  und der Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks  $v_L$  quantifiziert.

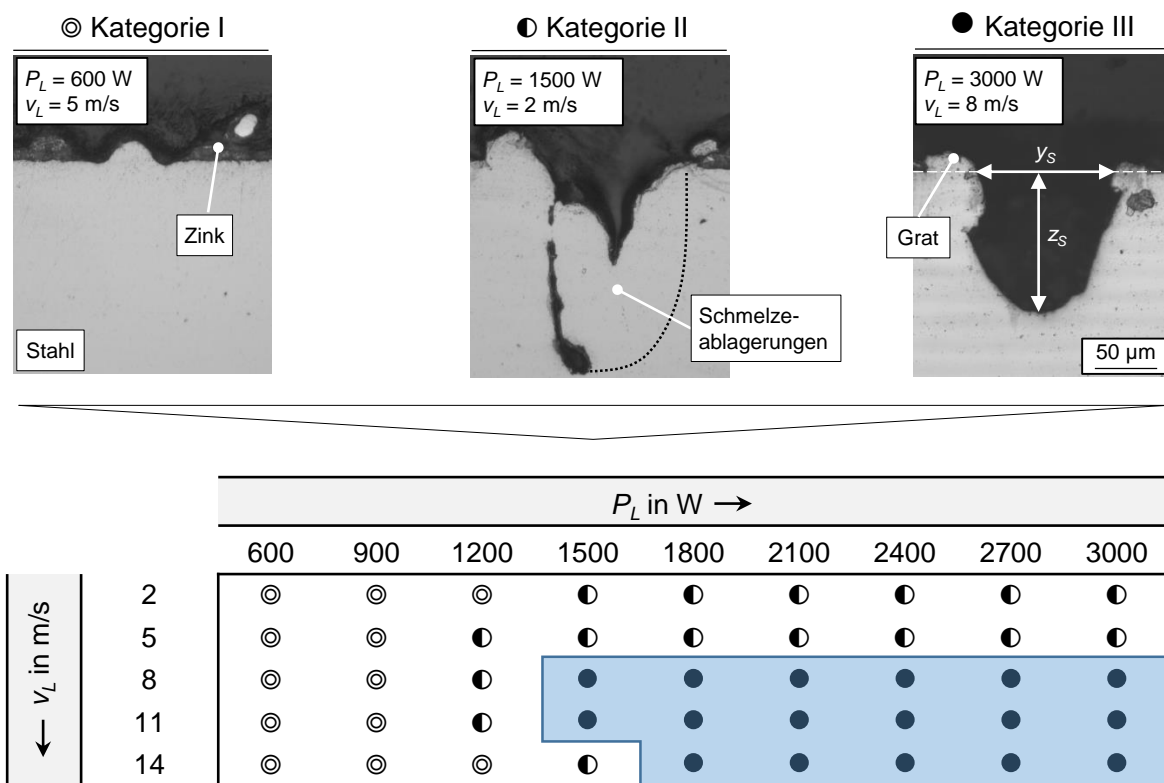


Abbildung 0-1: Kategorisierung des Werkstoffabtrags an der Metalloberfläche in Abhängigkeit von den Laserparametern (**Kategorie I:** kein Abtrag, **Kategorie II:** Abtrag mit erstarrter Schmelze innerhalb der Schnittfuge und **Kategorie III:** Prozessfenster der Schnittfugenausbildung ohne signifikante Anteile erstarrter Schmelze innerhalb der Schnittfuge)

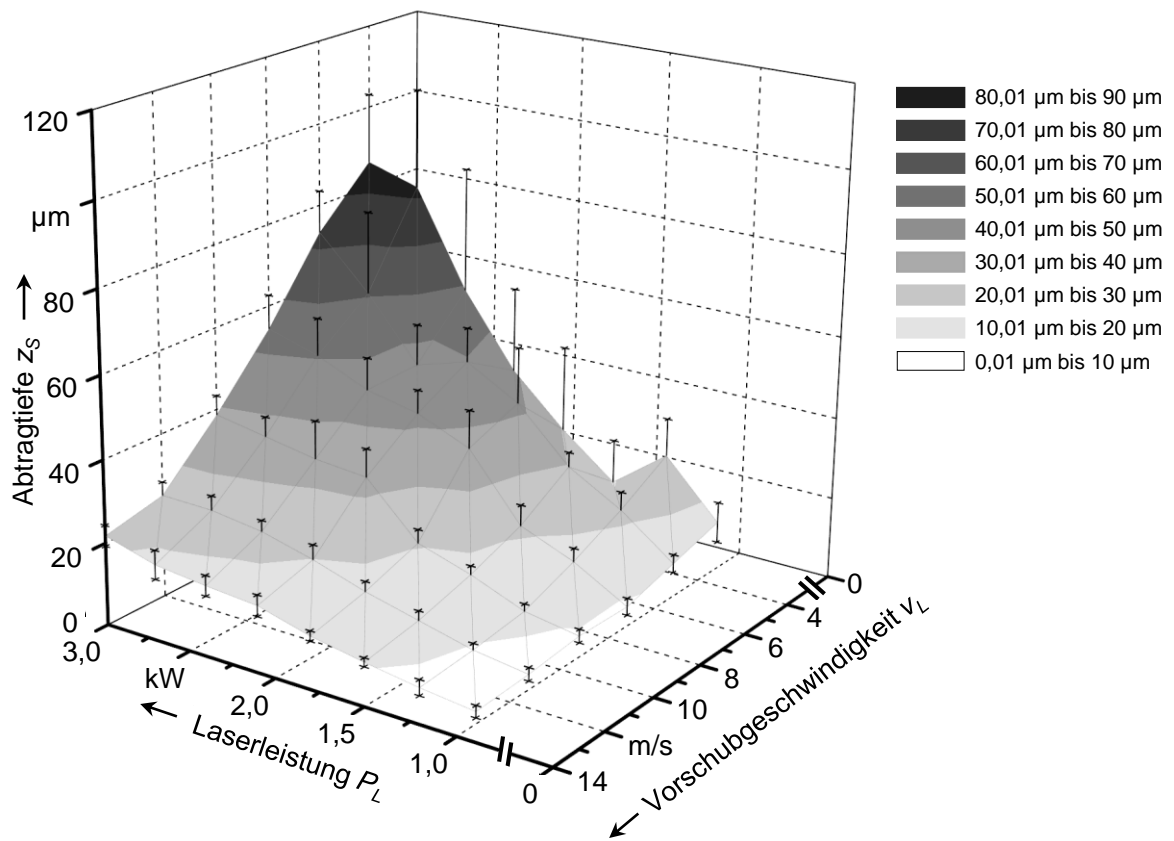


Abbildung 0-2: Abhängigkeit der Abtragtiefe  $z_s$  von der Laserleistung  $P_L$  und der Vorschubgeschwindigkeit des Laserbrennflecks  $v_L$

E Mathematische Herleitung zur Berechnung der Breite  $y_I$

Die Breite  $y_I$  berechnet sich durch die trigonometrischen Zusammenhänge gemäß Abbildung 0-3.

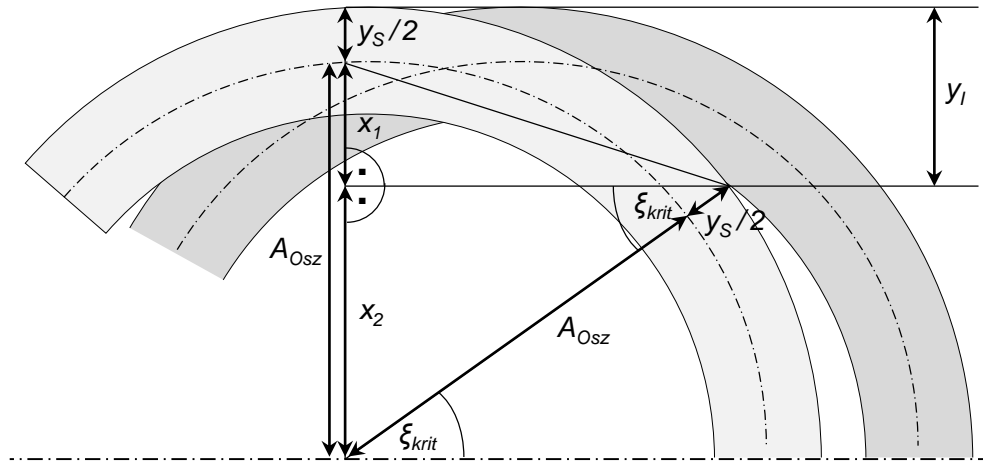


Abbildung 0-3: Trigonometrische Zusammenhänge zur Berechnung der Breite  $y_I$

Dabei summiert sich die Breite  $y_I$  aus der halben Schnittfugenbreite  $y_S/2$  und einem weiteren zu berechnenden Anteil  $x_1$  gemäß folgender Gleichung:

$$y_I = \frac{y_S}{2} + x_1$$

Die Länge  $x_1$  entspricht der Oszillationsamplitude  $A_{Osz}$ , die durch den Betrag  $x_2$  reduziert wird:

$$x_1 = A_{Osz} - x_2$$

Die Länge  $x_2$  kann durch eine Sinusfunktion berechnet werden:

$$x_2 = \left( A_{Osz} + \frac{y_S}{2} \right) \cdot \sin(\xi_{krit})$$

Durch das Einsetzen der Gleichungen ineinander ergibt sich ein Zusammenhang für  $y_I$ , der nur die Oszillationsamplitude  $A_{Osz}$ , die Schnittfugenbreite  $y_S$  und den kritischen Winkel  $\xi_{krit}$  enthält:

$$\begin{aligned} y_I &= \frac{y_S}{2} + A_{Osz} - \left( A_{Osz} + \frac{y_S}{2} \right) \cdot \sin(\xi_{krit}) \\ &= \frac{y_S}{2} \cdot (1 - \sin(\xi_{krit})) + A_{Osz} \cdot (1 - \sin(\xi_{krit})) \\ &= \left( \frac{y_S}{2} + A_{Osz} \right) \cdot (1 - \sin(\xi_{krit})) \end{aligned}$$

## F Berechnungen der Kostenanteile des Maschinenstundensatzes

Abschreibung  $K_A$  (lineare Abschreibung)

$$K_A = \frac{307.000 \text{ €} + 114.000 \text{ €} + 180.000 \text{ €} + 70.000 \text{ €}}{5 \text{ a} \cdot 240 \frac{\text{d}}{\text{a}} \cdot 1 \frac{1}{\text{d}} \cdot 7 \text{ h}} = 79,88 \frac{\text{€}}{\text{h}}$$

Zinsen  $K_Z$ 

$$K_Z = \frac{0,5 \cdot (307.000 \text{ €} + 114.000 \text{ €} + 180.000 \text{ €} + 70.000 \text{ €}) \cdot 1,75 \frac{\%}{\text{a}}}{240 \frac{\text{d}}{\text{a}} \cdot 1 \frac{1}{\text{d}} \cdot 7 \text{ h}} = 3,49 \frac{\text{€}}{\text{h}}$$

Raumkosten  $K_R$ 

$$K_R = \frac{550 \frac{\text{€}}{\text{m}^2 \cdot \text{a}} \cdot 12 \text{ m}^2}{240 \frac{\text{d}}{\text{a}} \cdot 1 \frac{1}{\text{d}} \cdot 7 \text{ h}} = 3,93 \frac{\text{€}}{\text{h}}$$

Energiekosten  $K_E$ 

$$K_E = 8 \text{ kW} \cdot 0,4 \cdot 0,21 \frac{\text{€}}{\text{kWh}} = 0,67 \frac{\text{€}}{\text{h}}$$

Instandhaltungskosten  $K_I$ 

$$K_I = \frac{307.000 \text{ €} + 114.000 \text{ €} + 180.000 \text{ €} + 70.000 \text{ €}}{5 \text{ a} \cdot 240 \frac{\text{d}}{\text{a}} \cdot 1 \frac{1}{\text{d}} \cdot 7 \text{ h}} \cdot 0,07 = 5,59 \frac{\text{€}}{\text{h}}$$



## G Übersicht der betreuten Studienarbeiten im Themengebiet der laserbasierten Oberflächenvorbehandlung und der Metall-Kunststoff-Verbindungen

Im Rahmen der Dissertation entstanden am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München zahlreiche Semester- und Abschlussarbeiten unter der organisatorischen, fachlichen und inhaltlichen Anleitung des Autors der vorliegenden Arbeit. Die für das Themengebiet relevanten Studienarbeiten sind im Folgenden zeitlich chronologisch und bei gleichen Jahresangaben zusätzlich alphabetisch aufgeführt. Die Ergebnisse wurden teilweise im Rahmen der Dissertation erarbeitet und sind an den relevanten Stellen innerhalb der Arbeit zitiert. Der Autor der Dissertation bedankt sich herzlich für die Zusammenarbeit und den Einsatz.

### ARJOUNE 2017

Arjoun, T.: Entwicklung und Aufbau einer Vorrichtung zum thermischen Direktfügen von Duroplast-Metall-Verbunden. Semesterarbeit. Technische Universität München (2017).

### NEDVIDEK 2018

Nedvidek, M.: Entwicklung und Aufbau einer Spannvorrichtung zur Oberflächenvorbehandlung einer 3D-Geometrie mittels Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden. Semesterarbeit. Technische Universität München (2018).

### MAHR 2018

Mahr, A.: Validierung und Erweiterung einer Vorrichtung zum thermischen Direktfügen von Metall-Duroplast-Verbunden. Masterarbeit. Technische Universität München (2018)

### MAYR 2018

Mayr, L.: Oberflächenvorbehandlung von Stahl mittels Dauerstrich-Laserstrahlung zum thermischen Fügen mit faserverstärkten Kunststoffen. Semesterarbeit. Technische Universität München (2018).

### SCHERM 2018

Scherm, M.: Thermischer Verzug beim Strukturieren von Stahl mit Dauerstrich-Laserstrahlung. Semesterarbeit. Technische Universität München (2018).

### PALUKOV 2019

Palukov, V.: Auslegung der laserbasierten Oberflächenvorbehandlung von Metallen mittels Strahloszillation für das Fügen mit faserverstärkten Kunststoffen. Semesterarbeit. Technische Universität München (2019).

SCHERM 2019

Scherm, M.: Modellierung der Verbundfestigkeit von thermisch gefügten Kunststoff-Metall-Verbindungen mit laserbasierter Oberflächenvorbehandlung. Masterarbeit. Technische Universität München (2019).

ZHANG 2019

Steigerung der Prozesseffizienz beim Laserstrukturieren von Stahl mittels Dauerstrich-Laserstrahlung. Masterarbeit. Technische Universität München (2019).

ANGERMAIR 2021

Angermair, M.: Laserbasierte Oberflächenvorbehandlung von Metallen zum Fügen von Metall-Kunststoff-Hybridverbindungen. Bachelorarbeit. Technische Universität München (2021).

LANGER 2021

Langer, B.: Oberflächenvorbehandlung von Stahl mittels oszilliert bewegter Dauerstrich-Laserstrahlung für das thermische Fügen mit faserverstärkten Duroplasten. Masterarbeit. Technische Universität München (2021).