

Maschinen- und Verfahrensentwicklung zum laserunterstützten, großvolumigen Schmelzschichten

Michel Layher

Michel Layher

**Maschinen- und Verfahrensentwicklung zum
laserunterstützten, großvolumigen Schmelzsichten**

Berichte aus dem INSTITUT FÜR MASCHINEN- UND GERÄTEKONSTRUKTION (IMGK)

Herausgegeben von

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stephan Husung (Produkt- und Systementwicklung),

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ulf Kletzin (Maschinenelemente) und

Univ.-Prof. Dr.-Ing. René Theska (Feinwerktechnik)

aus dem Institut für Maschinen- und Gerätekonstruktion (IMGK) an der TU
Ilmenau.

Band 42

Diese Reihe setzt die „Berichte aus dem Institut für Maschinenelemente und
Konstruktion“ fort.

Maschinen- und Verfahrensentwicklung zum laserunterstützten, großvolumigen Schmelzsichten

Michel Layher



Universitätsverlag Ilmenau
2024

Impressum

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

Diese Arbeit hat der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Ilmenau als Dissertation vorgelegen.

Tag der Einreichung: 31. März 2023

1. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. René Theska
(Technische Universität Ilmenau)

2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Jens Bliedtner
(Ernst-Abbe-Hochschule Jena)

3. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Jean Pierre Bergmann
(Technische Universität Ilmenau)

Tag der Verteidigung: 09. Januar 2024

Technische Universität Ilmenau/Universitätsbibliothek

Universitätsverlag Ilmenau

Postfach 10 05 65

98684 Ilmenau

<https://www.tu-ilmenau.de/universitaetsverlag>

ISSN 2191-8082

DOI 10.22032/dbt.59543

URN <urn:nbn:de:gbv:ilm1-2024000021>



Dieses Werk - mit Ausnahme der anders gekennzeichneten Teile und des Umschlags - ist lizenziert unter einer [Creative Commons Namensnennung - Weitergabe unter gleichen Bedingungen 4.0 International Lizenz](https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/) (CC BY-SA 4.0): <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/>

Discontent is the first step in the progress of a man or a nation.

- Oscar Wilde

Geleitwort der Herausgeber

Die Konstruktion von Maschinen und Geräten sowie die zugehörigen Methoden und Werkzeuge sind seit den frühen 1950er Jahren ein profilbildender Schwerpunkt an der Technischen Universität Ilmenau und ihren Vorgängerinstitutionen. Es war daher ein naheliegender Schritt, dass die drei konstruktiv orientierten Fachgebiete der Fakultät für Maschinenbau – Maschinenelemente, Feinwerktechnik/Precision Engineering, Produkt- und Systementwicklung – im Mai 2008 das Institut für Maschinen- und Gerätekonstruktion (IMGK) neu gegründet haben. Das IMGK steht in der Tradition einer Kette ähnlicher Vorgängerinstitute, deren wechselnde Zusammensetzung hauptsächlich durch sich über der Zeit ändernde Universitätsstrukturen bedingt war.

Zweck des Institutes ist es, die Kompetenzen und Ressourcen der beteiligten Fachgebiete zu bündeln, um Forschung und Lehre zu verbessern und erzielte wissenschaftliche Ergebnisse gemeinsam in die Fachöffentlichkeit zu tragen.

Ein wesentliches Instrument hierzu ist die Schriftenreihe des Instituts für Maschinen und Gerätekonstruktion. Sie führt eine erfolgreiche Schriftenreihe des im Jahr 1991 gegründeten unmittelbaren Vorgängerinstitutes IMK (Institut für Maschinenelemente und Konstruktion) fort. In der Schriftenreihe erscheinen in erster Linie die am Institut entstandenen Dissertationen, daneben werden aber auch andere Forschungsberichte, die in den thematischen Rahmen passen und von allgemeinem Interesse sind, in die Schriftenreihe aufgenommen.

Der vorliegende Band 42 ist als Dissertation am Fachgebiet Feinwerktechnik unter der wissenschaftlichen Betreuung von Univ.-Prof. Dr.-Ing. René Theska entstanden. Die Herausgeber wünschen sich reges Interesse an der Schriftenreihe und würden sich freuen, wenn sie zum fruchtbaren Dialog in Wissenschaft und Praxis beitragen würde.

Ilmenau, im Februar 2024

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stephan Husung (Produkt- und Systementwicklung)
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ulf Kletzin (Maschinenelemente)
Univ.-Prof. Dr.-Ing. René Theska (Feinwerktechnik)

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachbereich SciTec der Ernst-Abbe-Hochschule Jena sowie in Zusammenarbeit mit dem Fachgebiet für Feinwerktechnik der Technischen Universität Ilmenau.

Mein besonderer Dank gilt daher meinem Doktorvater Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. René Theska, für die kontinuierliche und sehr engagierte, fachliche Betreuung meiner Arbeit sowie die damit verbundenen, zahlreichen Fachdiskussionen und konstruktiven Anregungen zur Umsetzung der Aufgabenstellung. Insbesondere bin ich für die langjährige Unterstützung sowie umfassende Förderung seit dem Beginn meines Masterstudiums sehr dankbar. Dies hat wesentlich zur Schaffung der erforderlichen Rahmenbedingungen des Promotionsvorhabens beigetragen.

Nichtweniger danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Jens Bliedtner für die umfangreiche, inhaltliche Betreuung vor Ort sowie die Schaffung der notwendigen Voraussetzungen und des erforderlichen Freiraums bei der Umsetzung meines Promotionsvorhabens, wodurch dieses überhaupt erst ermöglicht werden konnte. Ohne diese Infrastruktur und die fortwährende Unterstützung über mehrere Jahre, wäre die Arbeit in dieser Form nicht möglich gewesen.

Zudem danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Jean Pierre Bergmann für die Erstellung des Drittgutachtens.

Weiterhin möchte ich mich bei meinen Kollegen der Arbeitsgruppe von Prof. Bliedtner bedanken. Allen voran Herrn M. Eng. Lukas Eckhardt sowie Herrn M. Eng. Daniel Linke, Herrn M. Eng. Dipl.-Ing. (FH) Andreas Hopf und Herrn B. Eng. Michael Ruckstien, welche mich während der Promotionsphase umfassend bei der Bauteilfertigung, dem Maschinenaufbau und den Laborversuchen maßgeblich unterstützt haben.

Ein großer Dank gilt auch meiner Frau Anne, welche mich durch die Höhen und Tiefen des Alltags begleitet, zu Diskussionen anregt und die Fähigkeit besitzt, Themen kritisch zu hinterfragen aber zugleich motivierende Worte zu finden.

Nicht zuletzt danke ich meinen Eltern Kathrin und Frank Layher, welche mich auf meinem bisherigen Lebensweg immer unterstützt haben, stets mit realistischem Blick in die Zukunft schauen und noch heute den erforderlichen Rückhalt zur Bewältigung neuer Herausforderungen bieten.

Jena, im Februar 2023

Michel Layher

Autorreferat

In den vergangenen Jahren hat sich im Bereich der additiven Fertigung auch das großvolumige Schmelzsichten kontinuierlich weiterentwickelt. Diese Technologie zeichnet sich durch leistungsfähige Extrudiersysteme mit hohen Austragsraten ($>1,5$ kg/h) und verhältnismäßig großen Düsendurchmessern (3 - 15 mm) aus. Obwohl das auf Granulat basierende Verfahren ein deutlich größeres Anwendungsspektrum hinsichtlich zu verarbeitender Kunststoffe bietet und zudem deutlich reduzierte Fertigungszeiten sowie die Herstellung wesentlich größerer Komponenten (>2 m³) ermöglicht, bringt es gleichzeitig neue Herausforderungen hinsichtlich der Herstellung von Bauteilen mit verbesserten mechanischen Eigenschaften mit sich. Besonders der im Vergleich zum Filamentverfahren deutlich größere Düsendurchmesser und die daraus resultierende Stranggeometrie führen zu einer Skalierung des für die additive Materialextrusion charakteristischen Aufbaus der Bauteile. Dadurch treten technologiebedingte Merkmale (bspw. Treppenstufeneffekt, Hohlräume, etc.) deutlich prägnanter zum Vorschein. Die generierten Bauteile besitzen ein orthotropes Verhalten.

Die vorliegende Arbeit vermittelt ein umfassendes Prozessverständnis über das großvolumige Schmelzsichten und beschreibt die Entwicklung einer richtungsvariablen Lasertemperiereinheit, um den additiven Prozess und die Lasermaterialbearbeitung zu kombinieren. Im Mittelpunkt der Untersuchungen stehen dabei die Werkstoffe PMMA (Polymethylmethacrylat) und SAN (Styrol-Acrylnitril).

Die Entwicklung eines umfangreichen Prozessmodells ermöglicht es Bauteile unter Berücksichtigung von Stranggeometrie, Abkühlverhalten sowie Schichtverbindungsqualität reproduzierbar herstellen zu können. Die Untersuchungen zeigen, dass mittels großvolumigem Schmelzsichtens hergestellte Bauteile deutlich bessere Festigkeitseigenschaften als Bauteile filamentbasierter Verfahren aufweisen. Dies äußert sich besonders im Zwischenlagenverbund entlang der Aufbaurichtung.

Durch die gezielte Einbringung von Wärmeenergie mittels Infrarotstrahlung in den additiven Herstellungsprozess können sowohl die Kontaktzone zwischen aufeinander geschichteten Strängen vergrößert, als auch verfahrensbedingte Hohlräume um bis zu 57 % reduziert werden. Die Erhöhung der Biegefestigkeit, die Verminderung der Kerbwirkung zwischen den Einzelschichten sowie eine dichtere Strangablage führen zu einer Annäherung an isotrope Bauteileigenschaften.

Um den laserbasierten Temperiervorgang entsprechend des Extrusionspfades nachzuführen, wird unter Anwendung des konstruktiven Entwicklungsprozesses eine richtungsvariable Lasertemperierung entwickelt und erprobt. Dadurch gelingt es den Lasertemperierprozess auch für komplexe Bauteilgeometrien zu optimieren. Die mechanischen Bauteileigenschaften erfahren hierdurch eine deutliche Verbesserung. Besonders im Hinblick auf die laterale

Stranganbindung ist, im Vergleich zum großvolumigen Schmelzschichtprozess ohne Verwendung eines Lasersystems, eine Steigerung der Biegefestigkeit um das bis zu 8,6-fache zu verzeichnen.

Abstract

Large Scale Additive Manufacturing (LSAM) has been under constant improvement in recent years. This technology is characterized by high-performance extrusion systems with high discharge rates (>1.5 kg/h) and relatively large die diameters (3 - 15 mm). Although the granule-based process offers a significantly wider range of applications in terms of plastics to be processed and enables significantly reduced production times as well as the manufacture of much larger components (>2 m³). It also brings new challenges with regard to the production of components with improved mechanical properties. Due to the significantly larger die diameter compared to the filament process and the resulting strand geometry the component structure characteristic of extrusion processes is also scaled up. Thus technology-related features (e.g. stair-step effect, cavities, etc.) become much more apparent. The generated components have an orthotropic behavior.

The present work provides a comprehensive understanding of the large-scale manufacturing process and describes the development of a laser beam deflection system for laser assisted, additive manufacturing of large-scale parts. The focus of the investigations is on the materials PMMA (polymethyl methacrylate) and SAN (styrene acrylonitrile).

The development of a comprehensive process model makes it possible to manufacture components reproducibly, taking into account strand geometry, cooling behavior and layer bonding quality. The investigations show that components produced by means of LSAM have significantly better strength properties than components produced by filament-based processes. This is particularly evident in the interlayer bond along the build-up direction.

The targeted introduction of thermal energy by infrared radiation into the additive manufacturing process, both the contact zone between strands layered on top of each other can be increased and process-related voids reduced by up to 57 %. Higher bending forces, reduced notch effect as well as denser strand deposition lead to an approximation of isotropic part properties.

In order to track the laser-based tempering process according to the extrusion path, a directionally variable laser tempering unit is being developed and tested, taking into account the design development process. Thus, laser beam tempering can be applied to complex geometries as well. Mechanical part properties are significantly improved. Particularly with regard to inter-strand-bonding, there is an increase in flexural strength of up to 8.6 times compared to Large Scale Additive Manufacturing without the use of a laser system.

Inhalt

Autorreferat	XI
Abstract	XIII
Abkürzungen und Formelzeichen	XVII
1 Einleitung	1
2 Stand der Wissenschaft und Technik	3
2.1 Eigenschaften thermoplastischer Kunststoffe.....	3
2.1.1 Rheologische und mechanische Eigenschaften.....	3
2.1.2 Mechanismen der Materialverschmelzung.....	4
2.2 Additive Fertigung.....	6
2.2.1 Das Schmelzsichtverfahren.....	7
2.2.2 Entstehende Struktur beim Schmelzsichtverfahren.....	9
2.2.3 Temperaturmodelle und Schichthaftungsmechanismen beim Schmelzsichtverfahren.....	10
2.2.4 Schmelzsichtverfahren mittels Granulatextruder.....	11
2.2.5 Verfügbarkeit von Schmelzsichtgeräten mit Granulatextruder.....	12
2.3 Wechselwirkung Laserstrahl und Kunststoff.....	15
2.4 Möglichkeiten der Wirkzonentemperierung beim Schmelzsichtverfahren.....	19
3 Motivation und Zielstellung	27
4 Konzeptionierung des Gesamtsystems	29
4.1 Präzisierung der Aufgabenstellung.....	29
4.2 Anforderungen an das Gesamtsystem.....	32
4.3 Vorbetrachtungen zum Gesamtsystem.....	35
4.3.1 Festlegung der zu untersuchenden Kunststoffe.....	35
4.3.2 Extruder und -charakteristik.....	36
4.3.3 Maschinenkinematik und Bauplatzform.....	37
4.3.4 Lasersystem und -charakteristik.....	38
5 Entwurf einer richtungsvariablen Lasertemperiereinheit	41
5.1 Problemstellung.....	41
5.2 Konzeptphase.....	42
5.2.1 Funktionssynthese.....	43
5.2.2 Prinzipsynthese.....	45
5.2.3 Technisches Prinzip.....	53
5.3 Entwurfsphase.....	55
5.3.1 Konkretisiertes Technisches Prinzip.....	56
5.3.2 Gestaltsynthese.....	58
5.3.3 Technischer Entwurf.....	66

6 Großvolumiges Schmelzschichtsystem mit richtungsvariabler Lasertemperiereinheit	69
6.1 Aufbau und Inbetriebnahme	69
6.2 Einstellen des Arbeitspunktes	70
6.3 Funktionsnachweis und Charakterisierung der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit	73
7 Verfahrensentwicklung – großvolumiges Schmelzschichten	79
7.1 Modellentwicklung der Stranggeometrie.....	80
7.2 Bauteilverformung und -steifigkeit	84
7.3 Qualität der Strangverbindungen.....	87
8 Verfahrensentwicklung – laserunterstütztes großvolumiges Schmelzschichten mit feststehender Laserstrahlorientierung	95
8.1 Versuche zum vertikalen Strangverbund an geschichteten Einzelsträngen	96
8.2 Versuche zum lateralen Strangverbund an geschichteten Mehrfachsträngen	101
9 Verfahrenskombination mit Lasertemperiereinheit zur richtungsvariablen Laserstrahlableitung	105
10 Zusammenfassung der Ergebnisse und Ausblick	111
Literaturverzeichnis	115
Abbildungsverzeichnis	131
Tabellenverzeichnis	135
Anhang	137
A1 Präzisierte Aufgabenstellung	137
A2 Anforderungsliste.....	139
A3 Berechnung der korrigierten Biegefestigkeit und korrigierten Biegekraft.....	140
A4 Ergänzungen zur Strahlformung und Definition der Fluenz.....	142

Abkürzungen und Formelzeichen

Lateinische Buchstaben

a	Wärmeübertragungskoeffizient	$W/(m^2 \cdot K)$
a_c	Funktionskoeffizient	
a_{cN}	Kerbschlagzähigkeit	kJ/cm^2
a_{gH}	große Halbachse der Ellipse	mm
a_s	Spurabstand (Laser)	mm
A	Strangquerschnitt	mm^2
A_T	Temperierebene	
ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol	
b_c	Funktionskoeffizient	
b_{kH}	kleine Halbachse der Ellipse	mm
b_p	Prüfkörperbreite	mm
BAAM	Big Area Additive Manufacturing	
c_c	Funktionskoeffizient	
C	Kohlenstoff	
CAD	computer-aided-design	
CO ₂	Kohlenstoffdioxid	
CW	continuous-wave (Dauerstrichbetrieb)	
d_{Ext-A}	Abstand zur Extruderachse	mm
d_c	Funktionskoeffizient	
d_f	Strahldurchmesser des Lasers	mm
d_W	Dicke des Werkstücks	mm
E	Flächenenergie	J/cm^2
E_0	Elastizitätsmodul	N/m^2
E_{Fok}	Fokusebene	
E_n	Energiefluss	
E_{nEL}	Energiefluss Stromversorgung	
f	Abstand Mittelachse zu rechtsseitiger Brennnachse	mm
f'	Abstand Mittelachse zu linksseitiger Brennnachse	mm
f_{IE}	lineare Exzentrizität der Ellipse	mm
F	rechtsseitige Brennnachse des Ellipsenspiegels	
F'	linksseitige Brennnachse des Ellipsenspiegels	
F_1	rechtsseitige Brennnachse der Ellipse 1	
F_2	rechtsseitige Brennnachse der Ellipse 2	

F_1'	linksseitige Brennnachse der Ellipse 1	
F_2'	linksseitige Brennnachse der Ellipse 2	
F_b	Biegekraft	N
F_b'	korrigierte Biegekraft	N
$F_{b\text{-PMMA-voll}}$	Biegekraft PMMA Vollmaterial	N
$F_{b\text{-SAN-voll}}$	Biegekraft SAN Vollmaterial	N
F_F	Fluenz	mJ/mm ²
$F_{F\text{-PMMA}}$	Fluenzwert für PMMA	mJ/mm ²
$F_{F\text{-SAN}}$	Fluenzwert für SAN	mJ/mm ²
FDM®	Fused Deposition Modeling	
FFF	Fused Filament Fabrication	
FLM	Fused Layer Modeling	
g	Abstand der Spotebene zum Resonator	mm
G-Code	geometric code	
Ge	Germanium	
h	Extrudathöhe	mm
h_p	Prüfkörperdicke	mm
H_{Dis}	Höhenversatz zwischen Ellipsenspiegel und Arbeitspunkt	mm
H_E	Höhe des Ellipsenspiegels	mm
H_{HZ}	Höhe des Hohlzylinders	mm
H_{PMMA}	Soll-Höhe des PMMA-Hohlzylinders inkl. Schrumpf	mm
H_{Rot}	Rotationsspiegelposition in Z-Richtung	mm
H_{SAN}	Soll-Höhe des SAN-Hohlzylinders inkl. Schrumpf	mm
HIPS	High Impact Polystyrol	
I	Intensität	W/m ²
I_0	auftreffende Intensität	W/m ²
$I_{1,2,\dots}$	thematische Kerninhalte	
In	Informationsfluss	
IR	Infrarot	
J	Justierbewegungen	
J-R _{ME-X}	Justage Ellipsenspiegel rotatorisch um X-Achse	
J-R _{ME-Y}	Justage Ellipsenspiegel rotatorisch um Y-Achse	
J-R _{MRot-X}	Justage Rotationsspiegel rotatorisch um die X-Achse	
J-R _{MRot-Y}	Justage Rotationsspiegel rotatorisch um die Y-Achse	

J-T _{ME-X}	Justage Ellipsenspiegel translatorisch entlang der X-Achse	
J-T _{ME-Y}	Justage Ellipsenspiegel translatorisch entlang der Y-Achse	
J-T _{ME-Z}	Justage Ellipsenspiegel translatorisch entlang der Z-Achse	
J-T _{MRot-X}	Justage Rotationsspiegel translatorisch entlang der X-Achse	
J-T _{MRot-Y}	Justage Rotationsspiegel translatorisch entlang der Y-Achse	
J-T _{MRot-Z}	Justage Rotationsspiegel translatorisch entlang der Z-Achse	
JAT	Jenaer Antriebstechnik GmbH	
K	Kontaktlänge zwischen geschichteten Strängen	mm
KEP	Konstruktiver Entwicklungsprozess	
<i>l</i>	Summe vom rechten und linken Polabstand	mm
<i>l_α</i>	Absorptionslänge	mm
In _{PXA, PYA, PZA}	Informationsfluss Position X-/Y-/Z-Achse	
In _{TP}	Informationsfluss Temperierposition	
In _{wL0}	Informationsfluss Laserstrahlradius	
In _{φL}	Informationsfluss Polarisationsart des Lasers	
L	einzukoppelnder Laserstrahl	
<i>L_S</i>	Stützweite	mm
LAS	Laserauftragschweißen	
LSAM	Large Scale Additive Manufacturing	
M _{1,2,3...}	Nummerierte Spiegelemente	
M ²	Beugungsmaßzahl	
M _{AL}	Ablenkspiegel	
M _E	Ellipsenspiegel	
M _{EZ}	Ellipsenzylinderspiegel	
M _{EK}	Einkoppelspiegel	
M _{H1,2,...}	Hilfsspiegel 1,2,...	
M _{Pol}	Polarisationsspiegel	
M _{Rot}	Rotationsspiegel	
<i>n_{Ext}</i>	Drehzahl am Extruder	1/min
<i>o</i>	Ortskoordinate	

P	Polarkoordinate	
P _{1,2...}	Präzisierung der Maschinen- und Prozesstechnik	
P _A	absorbierte Laserleistung	W
P _{Arb}	Arbeitspunkt	
P _{ch}	bereitgestellte, chemische Leistung durch Zugabe von Gasen	W
P _k	konvektive Wärmeabfuhr durch Gasströmung	W
P _L	Laserleistung	W
P _{L-PMMA}	Laserleistung bei der Bearbeitung von PMMA	W
P _{L-SAN}	Laserleistung bei der Bearbeitung von SAN	W
P _P	notwendige Prozessleistung (z.B. Aufschmelzleistung)	W
P _r	thermische Strahlung	W
P _R	reflektierte Laserleistung	W
P _T	transmittierte Laserleistung	W
P _V	Wärmeleitverluste	W
PA	Polyamid	
PA6	Polyamid-6	
PA12	Polyamid-12	
PC	Polycarbonat	
PEEK	Polyetheretherketon	
PLA	Polyactid	
PMMA	Polymethylmethacrylat	
PP	Polypropylen	
PVA	Polyvenylalkohol	
q	Spurüberlappung (Extrudatstrang)	mm
Q	Abstand oberster Reflexionspunkt zu Spiegeloberkante	mm
r _{1,2...}	Rotationsbewegungen bei der Justage	
r _{links}	Abstand vom Pol im linken Brennpunkt der Ellipse	mm
r _{rechts}	Abstand vom Pol im rechten Brennpunkt der Ellipse	mm
r \bar{u}	rückbar bei der Justage	
R	Reflexionsgrad	
R _{M-X,Y,Z}	Rotation eines Spiegels (M) um X-/Y-/Z-Achse	
R _{M1,2,...-X}	Schwenkposition von Spiegel M _{1,2,...} um die X-Achse	
R _{M1,2,...-Y}	Schwenkposition von Spiegel M _{1,2,...} um die Y-Achse	
R _{M1,2,...-Z}	Schwenkposition von Spiegel M _{1,2,...} um die Z-Achse	
R ²	Bestimmtheitsmaß	

RM	Referenzmaß	mm/Pixel
S	Strangdurchmesser	mm
$S_{1,2,...}$	Shutter 1,2,...	
St	Stofffluss	
SAN	Styrol-Acrylnitril	
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung	
STL	Stereolithographie; Standard-Triangulation/Tesselation-Language	
t_{Umlauf}	Umlaufzeit bei Hohlzylinderfertigung	s
t	Zeit	s
t_{PMMA}	Abkühldauer PMMA	s
t_{SAN}	Abkühldauer SAN	s
$tr_{1,2,...}$	Translationsbewegungen bei der Justage	
T	Temperatur	°C
$T_{1,2,...}$	Heizzonentemperatur am Extruder	°C
T_{PMMA}	Temperatur PMMA	°C
T_{SAN}	Temperatur SAN	°C
T_{∞}	Umgebungstemperatur	°C
T_0	Ausgangstemperatur	°C
T_c	kritische Temperatur	°C
T_G	Glasübergangstemperatur	°C
$T_{M-X,Y,Z}$	Translation eines Spiegels (M) entlang X-/Y-/Z-Achse	
T_{Raum}	Raumtemperatur	°C
T_S	Schmelztemperatur	°C
T_{Strang}	Temperatur eines abgelegten Strangs	°C
T_{zer}	Zersetzungstemperatur	°C
$T_{zer/PMMA}$	Zersetzungstemperatur PMMA	°C
$T_{zer/SAN}$	Zersetzungstemperatur SAN	°C
TEM	Transversale Elektromagnetische Moden	
u	Anzahl Unfreiheiten	
\hat{u}	Amplitude des dynamischen Temperierens	°
UV	Ultraviolett	
v_f	Vorschubgeschwindigkeit der Bauplattform	mm/min
v_{f-PMMA}	Vorschubgeschwindigkeit der Bauplattform für PMMA	mm/min
v_{f-SAN}	Vorschubgeschwindigkeit der Bauplattform für SAN	mm/min
v_s	Geschwindigkeit des Laserstrahls	mm/s

\dot{V}	Volumenstrom	mm^3/s
\dot{V}_{PMMA}	Volumenstrom PMMA	mm^3/s
\dot{V}_{SAN}	Volumenstrom SAN	mm^3/s
V_L	Richtungsvektor der zusätzlich eingebrachten Laserstrahlenergie	
V_{vf}	Vektor der Vorschubrichtung des Schmelzschichtvorgangs	
w	Breite des extrudierten Materialstrangs	mm
w_0	Rohstrahlradius	mm
w_g	Strahlradius im Abstand von g	mm
Z_{Zu}	Z-Zustellung	mm
$Z_{\text{Zu-PMMA}}$	Z-Zustellung für PMMA	mm
$Z_{\text{Zu-SAN}}$	Z-Zustellung für SAN	mm
Z_{Ext}	Z-Achse des Extruders	
ZnSe	Zinkselenid	

Griechische Buchstaben

α	Absorptionskoeffizient	1/m
α_{Rot}	Drehlage des Rotationssspiegels	°
β	Winkelbeziehung zwischen der durch die Drehachsen aufgespannte Ebene und M_2 , M_3 bzw. M_4	
γ_{neig}	Neigungswinkel (Nickwinkel) am Rotationssspiegel	°
δ	Winkelbeziehung zwischen V_{rt} und V_{L} innerhalb A_{T}	
ε	Numerische Exzentrizität der Ellipse	
ε_0	elastische Dehnung	
ε_{Emi}	Emissionsgrad	
ε_{ges}	Gesamtverformung	
ε_{rel}	visko-elastische- / relaxierende Dehnung	
ε_{v}	viskose Dehnung	
θ_{links}	Winkel im linken Pol (Ellipsenfunktion in Polarkoordinaten)	
θ_{rechts}	Winkel im rechten Pol (Ellipsenfunktion in Polarkoordinaten)	
λ	Wellenlänge	nm
ρ	Kerbradius	mm
σ_0	Spannung	MPa
σ_{f}	Biegespannung	MPa
$\sigma_{\text{f}}^{\text{t}}$	korrigierte Biegespannung	MPa
$\sigma_{\text{PMMA-voll}}$	Biegefestigkeit PMMA - Vollmaterial	MPa
$\sigma_{\text{SAN-voll}}$	Biegefestigkeit SAN - Vollmaterial	MPa
$\sigma^{\text{e}}_{\text{PMMA-AM}}$	Biegefestigkeit PMMA - additiv gefertigte Einzelwand	MPa
$\sigma^{\text{et}}_{\text{PMMA-AM}}$	korrigierte Biegefestigkeit PMMA - additiv gefertigte Einzelwand	MPa
$\sigma^{\text{e}}_{\text{PMMA-Laser-AM}}$	korrigierte Biegefestigkeit PMMA - additiv gefertigte Einzelwand mit Laser	MPa
$\sigma^{\text{e}}_{\text{SAN-AM}}$	Biegefestigkeit SAN - additiv gefertigte Einzelwand	MPa
$\sigma^{\text{et}}_{\text{SAN-AM}}$	korrigierte Biegefestigkeit SAN - additiv gefertigte Einzelwand	MPa
$\sigma^{\text{e}}_{\text{SAN-Laser-AM}}$	korrigierte Biegefestigkeit SAN - additiv gefertigte Einzelwand mit Laser	MPa
$\sigma^{\text{d}}_{\text{PMMA-AMxy/xz/...}}$	Biegefestigkeit PMMA - additiv gefertigter Quader entlang XY/XZ/...	MPa

$\sigma^d_{\text{PMMA-Laser-AMxy/xz/...}}$	Biegefestigkeit PMMA - additiv gefertigter Quader mit Laser entlang XY/XZ/...	MPa
$\sigma^d_{\text{SAN-AMxy/xz/...}}$	Biegefestigkeit SAN - additiv gefertigter Quader entlang XY/XZ/...	MPa
$\sigma^d_{\text{SAN-Laser-AMxy/xz/...}}$	Biegefestigkeit SAN - additiv gefertigter Quader mit Laser entlang XY/XZ/...	MPa
Σ	Summe	
φ	Vertikalwinkel zwischen Extruderachse und Laserstrahl	°
Φ	Bindungspotential	
ψ	Azimet zwischen Vorschubrichtung und Laserstrahl	°
ω	Temperierwinkel in der Wirkzone	°

1 Einleitung

Die Möglichkeit dreidimensionale Modelle direkt in anwendungsbereite, additiv gefertigte Bauteile zu überführen, bildet eine wichtige Voraussetzung, um Forschungs- und Entwicklungsprozesse immer schneller und effizienter vorantreiben zu können. Besonders das Verfahren des Schmelzschichtens (Werkstoffextrusion) hat sich dabei zu einer der populärsten Technologien am Markt etabliert, um Prototypen und Kleinstserien herzustellen. Seit dem Jahr 2016 ist zudem eine gesteigerte Verfügbarkeit von großvolumigen Schmelzschichtsystemen auf dem Markt zu erkennen [Jus21]. Durch die deutlich größeren Düsendurchmesser sowie die höhere Materialaustragsrate dieser Technologie kann vor allem die Prozesszeit maßgeblich reduziert werden.

Trotz dieser Entwicklungen besitzen schmelzgeschichtete Bauteile, vor allem hinsichtlich ihrer strukturbedingten, mechanischen Eigenschaften, eine Vielzahl von Einschränkungen, um auch für Endanwendungen zum Einsatz zu kommen [Tur15]. Die Steigerung der Materialaustragsrate durch leistungsfähigere Extrusionssysteme mit größeren Düsen führt zudem zu einer Skalierung der charakteristischen Prozessmerkmale. Dies zeigt sich bspw. an der Ausprägung des Stufeneffekts oder der Größe entstehender Hohlräume im Bauteilinneren. Diese verfahrenscharakteristischen Eigenschaften führen nach wie vor zu einer deutlichen Abgrenzung zu bspw. Spritzgussteilen, weshalb sich Anwendungen von Schmelzschichtsystemen vorrangig im Bereich des Prototypenbaus zur haptischen- und geometrischen Erprobung wiederfinden. Die Annäherung dieser mit Hohlräumen behafteten, orthotropen Strukturen an isotrope Bauteile birgt folglich das Potential auch mittels großvolumigen Schmelzschichtens hergestellte Komponenten qualitativ an die mechanischen Eigenschaften von Spritzgussteilen anzunähern und somit deren Anwendungsfelder über den Bereich des Musterbaus hinaus zu erweitern.

An diese Problematik knüpft der Entwicklungsschwerpunkt dieser Arbeit an. Auf Basis der Analyse des Standes der Wissenschaft und Technik wird der Forschungsbedarf, insbesondere hinsichtlich der Prozessführung und Maschinentechnik, identifiziert. Ein neu konzipierter Maschinenaufbau ermöglicht die umfassende Betrachtung des großvolumigen Schmelzschichtprozesses an den Materialien PMMA (Polymethylmethacrylat) und SAN (Styrol-Acrylnitril). Dabei wird ein materialspezifisches Strangmodell entwickelt und das Abkühlverhalten der Bauteile sowie deren mechanische Eigenschaften untersucht. Die Verfahrenserweiterung durch einen Laser überführt das großvolumige Schmelzschichten in einen kombinierten Prozess zur Steigerung der Bauteileigenschaften. Insbesondere stehen dabei die Reduzierung innerer Hohlräume sowie die Erhöhung des Zwischenlagenverbundes im Fokus. Unter Verwendung des Konstruktiven Entwicklungsprozesses wird ein

richtungsvariables Lasertemperiersystem konzipiert und im Gesamtsystem implementiert. Nach erfolgter Inbetriebnahme und Charakterisierung erlaubt dieses die Laserstrahlung der Strangablägerichtung nachzuführen.

Die Verfahrenserweiterung zu einem laserunterstützten, und somit hybriden, Fertigungsprozess beschreibt einen neuen Ansatz im großvolumigen Schmelzschichten und liefert neben der Entwicklung eines richtungsvariablen Lasertemperiersystems einen wissenschaftlichen Beitrag im Anwendungsfeld der additiven Fertigung.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Eigenschaften thermoplastischer Kunststoffe

Im Bereich der additiven Technologien haben sich über die vergangenen Jahre viele verschiedene Materialien etabliert (vgl. Abschnitt 2.2.4). Der Fokus der vorliegenden Arbeit beschränkt sich jedoch ausschließlich auf thermoplastische Kunststoffe, da diese die Hauptvertreter in Industrie- und Verbraucheranwendungen darstellen [Scu18].

2.1.1 Rheologische und mechanische Eigenschaften

Thermoplaste bestehen aus kettenförmigen Makromolekülen, welche aufgrund ihrer Länge durch Verknötung unvernetzt miteinander verbunden sind. Es wird dabei zwischen amorphen- und teilkristallinen Polymeren unterschieden. Im Gegensatz zu teilkristallinen Kunststoffen haben amorphe Thermoplaste keinen Schmelzpunkt. Sie werden mit steigender Temperatur und zunehmender Molekülbeweglichkeit weicher. Eine amorphe Polymerschmelze liegt vor, wenn die Glasübergangstemperatur T_G erreicht ist (Abb. 1, links).

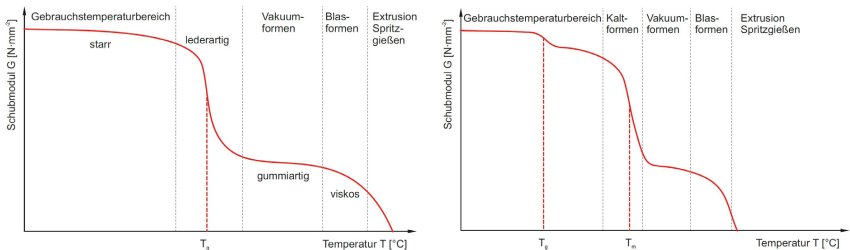


Abb. 1: Schematische Schubmodul-Temperatur-Kurven eines amorphen Thermoplastes (links) und teilkristallinen Thermoplastes (rechts) [Kai16]

Teilkristalline Thermoplaste besitzen hingegen neben der Glasübergangstemperatur T_G eine definierte Schmelztemperatur T_s (engl. T_m), ab welcher auch die kristallinen Bereiche erweichen und das Material als Schmelze vorliegt (Abb. 1, rechts) [Men11] [Sch90]. Für technische Anwendungen ist vor allem das mechanische Verhalten von Kunststoffen wichtig, um diese als Konstruktionsmaterial einsetzen zu können. Klassische Werkstoffe werden aus Sicht der technischen Mechanik auf Grundlage der HOOKE'SCHEN Elastizitätstheorie betrachtet [Muh07].

Für eindimensionale Deformationen unter konstanter Last gilt:

$$\sigma_0 = E_0 \cdot \varepsilon_0. \quad (1)$$

σ_0	Spannung	ε_0	Dehnung (elastisch)
E_0	Elastizitätsmodul		

Diese kann jedoch nicht für die Beschreibung des mechanischen Deformationsverhaltens von Kunststoffen angewendet werden. Im Unterschied zu Formel (1) tritt bei Polymeren eine zweite, zeitabhängige Dehnungskomponente auf, welche einen reversiblen und irreversiblen Anteil besitzt. Bei Beanspruchung reagieren die vorliegenden Makromoleküle nicht rein elastisch, sondern bauen Spannungen durch Umlagerung von Molekülketten ab. Dieses Verhalten wird auch Relaxation genannt. [Gre15]

Über die Dauer der Belastung überlagern sich drei Verformungsanteile, welche sich in rein elastische Dehnung (spontan und reversibel), viskose Dehnung (zeitabhängig und irreversibel) und viskoelastische/relaxierende Dehnung (zeitabhängig und reversibel) unterteilen lassen. Die Gesamtverformung berechnet sich dann wie folgt [Ehr11]:

$$\varepsilon_{ges} = \varepsilon_0 + \varepsilon_v(t) + \varepsilon_{rel}(t). \quad (2)$$

ε_{ges}	Gesamtverformung
ε_v	Dehnung (viskos)
ε_{rel}	Dehnung (visko-elastisch / relaxierend)

Bei der Entlastung des Bauteils bleibt eine viskose Dehnung übrig. Zur Beschreibung dieser Vorgänge können Feder-Dämpfer-Modelle, bspw. das Maxwell-Modell, zur Anwendung kommen [Sch05] [Kai16] [Rus15] [Sch90] [Han07].

Neben diesem haben sich auch weitere Modelle zur Beschreibung der rheologischen Eigenschaften von Kunststoffen etabliert, wie exemplarisch in [Fan05], [Pal06] und [Che13] gezeigt. Aufgrund der nicht-linearen Zusammenhänge zwischen Spannung und Dehnung in Temperaturbereichen nahe der Glasübergangstemperatur T_G , ist es dennoch schwierig gute Vorhersagen zu den Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften von Polymeren zu treffen.

2.1.2 Mechanismen der Materialverschmelzung

In Schichtaufbauvorgängen wird die Güte der erreichbaren Schichtverbindung durch die Qualität der Materialverschmelzungsvorgänge bestimmt. Diese werden maßgeblich durch die Höhe der in der Grenzschicht vorliegenden Temperaturen definiert und bilden somit ein entscheidendes Merkmal für die Qualität additiver Fertigungsprozesse [Sun08] [Nar79]. Der

Zusammenhalt der makromolekularen Systeme kann durch Hauptvalenzbindungen, Nebervalenzbindungen und Diffusionsmechanismen gewährleistet werden. Hauptvalenzbindungen werden auch kovalente Bindungen genannt und bezeichnen die chemischen Bindungen innerhalb eines Polymers. Sie entstehen während der Polymerisation und liegen als Atombindungen zwischen den Atomen eines Makromoleküls vor. In thermoplastischen Verarbeitungsprozessen bleiben diese Bindungen in ihrer vollen Stärke erhalten, solange keine chemischen Reaktionen vorliegen. Dies ist z.B. der Fall, wenn beim Erreichen der Zersetzungstemperatur thermische Schädigungen hervorgerufen werden. Im Gegensatz dazu stehen die Nebervalenzbindungen, welche physikalische Bindungen beschreiben. Sie definieren die Art und Größe der Anziehungskräfte, die zwischen Molekülen vorliegen. Nebervalenzkräfte sind stark abstandsabhängig und bewirken den Zusammenhalt nicht chemisch gebundener Polymerketten. Deshalb spielen sie eine besonders entscheidende Rolle bei der Verarbeitung von Thermoplasten. [Kai16] [Bon16] [Men11]

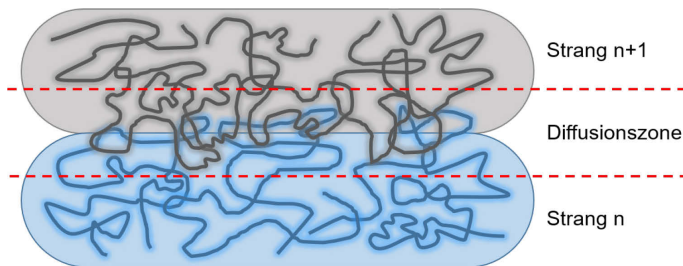


Abb. 2: Schematische Darstellung zur Ausbildung einer Diffusionszone in Anlehnung an [Woo81]

Zur Beschreibung einer dauerhaften Schichtanbindung zwischen extrudierten Kunststoffsträngen sind rein physikalische Bindungen jedoch nicht ausreichend und müssen daher bei der Betrachtung durch Diffusionsvorgänge erweitert werden (vgl. Abb. 2). Eigendiffusion wurde durch [Kin55] in den Anfangsstadien von Sinterprozessen erkannt und später von [Bel04] und [Sun08] aufgegriffen, um molekulare Diffusion und Randomisierungsprozesse zwischen Kunststoffverbindungen zu beschreiben. Ausgangspunkt für eine Vernetzung bilden zunächst Adhäsions- bzw. Kohäsionskräfte, welche an der Grenzschicht zwischen den zu verbindenden Kunststoffen wirken. Über diese Grenze kann die Diffusionsbewegung der Moleküle erfolgen. Sie beruht auf der Basis des Reptations-Modells nach [DeG71], welches das fadenförmige Kriechen der Polymermoleküle innerhalb einer definierten Röhre beschreibt und damit die Grundlage für das Fließen von Kunststoff bildet. Basierend auf diesem Stand geben [Woo81] und [Woo89] eine

weiterführende Beschreibung, welche verschiedenen Stadien ein Polymer an der Grenzschicht durchläuft, um zu einem belastbaren Kunststoffverbund zu gelangen. Bei ausreichend hohen Temperaturen ist es somit möglich, dass Schichtverbindungen die Festigkeit des Ausgangsmaterials erreichen [Yan02].

2.2 Additive Fertigung

Die Nutzung additiver Fertigungsverfahren zur Generierung von Prototypen und Kleinstserien hat in den vergangenen Jahren stark an Bedeutung gewonnen [HUB22]. Das weltweit erste Schmelzschichtverfahren wurde bereits im Jahr 1988 durch Scott Crump erfunden und 1992 zum Patent (US 5121329 A) angemeldet [Cru92]. Eine weit verbreitete Bezeichnung dieses Verfahrens ist „Fused Deposition Modeling“ (FDM®), welche ursprünglich aus der Patentschrift US 5503785 A [Cru96] stammt. Da es sich bei diesem Akronym um eine eingetragene Schutzmarke der Firma *Stratasys, Ltd.* handelt, haben sich eine Vielzahl von Begrifflichkeiten entwickelt, um Rechtsverletzungen zu vermeiden. In der Literatur finden sich somit unter anderem Begriffe wie „Fused Filament Fabrication“ (FFF) oder „Fused Layer Modeling“ (FLM) [Geb14] [Geb13], laut [DIN17296-2] gilt die Bezeichnung „Werkstoffextrusion“. In der hier vorliegenden Arbeit wird die Begrifflichkeit „Schmelzschichten“ verwendet.

Prozesskette der additiven Fertigung

Unabhängig von der gewählten Technologie liegt jedem additiven Fertigungsverfahren die gleiche Prozesskette zugrunde (Abb. 3). Zunächst muss ein dreidimensionaler Datensatz der gewünschten Bauteilgeometrie vorliegen, welcher mit Hilfe eines Konstruktionsprogramms modelliert oder mittels eines 3D-Scanners erzeugt werden kann.

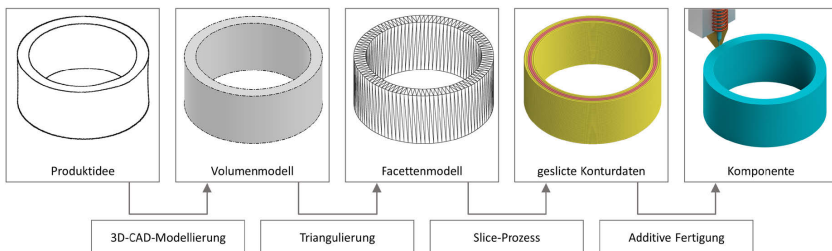


Abb. 3: Umsetzung der CAD-Daten in ein reales Bauteil nach [DIN17296-4]

Der Datenaustausch zur Maschine erfolgt meist durch das Datenformat STL (Stereolithografie oder Standard-Triangulation/Tesselation-Language), welches die Bauteiloberfläche über Dreiecke beschreibt. Eine sogenannte Slicer-Software zerlegt die Datei in ein Schichtmodell,

wobei die dabei definierten Schichtdicken die angestrebte Bauteilqualität in Aufbaurichtung bestimmt. Desto dünner die Schichten im Softwaremodell definiert sind, umso feiner wird die Auflösung und folglich höher die angestrebte Qualität der Bauteilgeometrie. Nach dem Hinzufügen der gegebenenfalls notwendigen Stützgeometrien in den Datensatz (Pre-Processing) kann die Fertigung beginnen. Im letzten Prozessschritt wird eine Nachbehandlung (Post-Processing) durchgeführt, um bspw. Stützstrukturen zu entfernen und individuelle Bearbeitungen in Abhängigkeit der gewünschten Anforderungen an das Endprodukt vorzunehmen. [Geb14] [DIN17296-4]

2.2.1 Das Schmelzschichtverfahren

Definitionsgemäß orientiert sich die Nomenklatur aller additiven Verfahren an der Normung der Fertigungsverfahren in der [DIN8580]. Durch ihre Vielseitigkeit und der daraus folgenden, nicht eindeutigen Zuordenbarkeit, werden sie der Hauptgruppe eins, dem Urformen, zugeordnet. Im neusten Entwurf der Norm [DIN8580] erfolgt die Einteilung in eine eigene Gruppe (1.10), innerhalb der ersten Hauptgruppe. Einen gesamtheitlichen Überblick liefert die [DIN17296-2], welche eine genormte Festlegung für Prozesskategorien und Ausgangswerkstoffe gibt.

Das Schmelzschichten beschreibt dabei das gezielte Dosieren von Material mittels einer Düse oder Öffnung und wird laut einer Umfrage von 95 % der industriellen Anwender additiver Fertigungsverfahren genutzt. Damit gehört es, neben dem pulverbettbasierten Schmelzen (Nutzung zu 68 %), zu einem der am häufigsten verwendeten additiven Fertigungsverfahren weltweit. [Sci21]

Die Anwendungen liegen dabei vorrangig im Bereich der Prototypenherstellung, um Untersuchungen hinsichtlich Design, Geometrie, Funktion oder Haptik durchzuführen [Geb16] [Gib15]. Derzeit wird daran gearbeitet diese Anwendungsfelder, vor allem hinsichtlich der Realisierung von endteilnahen Produkten, zu erweitern, um das Schmelzschichten in eine industrielle Fertigungsverfahren für Aufträge der Losgröße eins zu überführen.

Verfahrensablauf der Schmelzschichtung

Unabhängig des zu verarbeitenden Halbzeugs (Filament oder Granulat) beruht das Schmelzschichten als einziges additives Verfahren auf dem Prinzip der Extrusion (Abb. 4). Der Ausgangswerkstoff in Form eines thermoplastischen Materials (4) wird über eine beheizte Düse (3) zum Erweichen gebracht und entlang der programmierten Bahnen in der zur Extrusionsrichtung senkrecht liegenden Ebene, Strang für Strang, auf die Bauplattform (2) aufgebracht. Beim Kontakt des plastifizierten Filaments mit bereits abgelegten Strängen kommt es zu einem lokalen Aufschmelzen. Dieser Effekt führt zu einer stoffschlüssigen

Verbindung und folglich zum Aufbau der Bauteilgeometrie (5). Nachdem eine Bauteilschicht erzeugt wurde, wird die Plattform um ein definiertes Inkrement entlang der Z-Achse abgesenkt und die nächste Ebene generiert. Im Bauprozess kommen ggf. Stützstrukturen (1) zur Anwendung, um bspw. Hohlräume, Hinterschnidungen oder Überhänge zu ermöglichen.

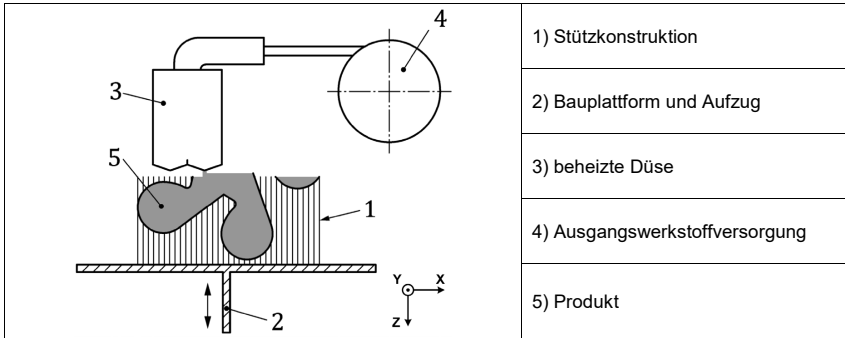


Abb. 4: Schematische Darstellung des Schmelzschichtverfahrens nach [DIN17296-2]

Ihre Realisierung erfolgt entweder durch das Ablegen eines Zusatzmaterials, unter Verwendung einer zweiten Düse, oder durch die Generierung grobstrukturierter Volumina des Bauteilmaterials, welche im Nacharbeitsprozess entfernt werden können. [DIN17296-2] [Geb16]

Zur Beherrschung des additiven Verfahrens ist ein umfassendes Prozessverständnis erforderlich. Die Komplexität zeigt sich in der umfangreichen Verknüpfung von Maschinen- und Prozessparametern sowie deren Einfluss auf die Bauteileigenschaften (Abb. 5).

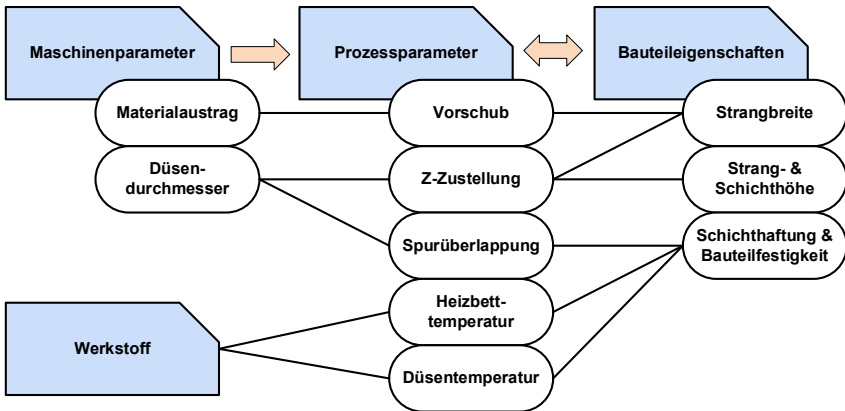


Abb. 5: Parameterübersicht beim Schmelzschichten nach [Dey19]

Wenngleich in der Literatur eine Vielzahl von Untersuchungen zum Einfluss verschiedener Parameter auf den additiven Prozess vorliegen [Dey19], sind die Beziehungen zwischen den einzelnen Größen noch nicht abschließend erforscht. Versuche zur Optimierung des Verfahrens sowie der Bauteileigenschaften basieren meist auf der Verwendung kommerziell angebotener Schmelzschichtgeräte mit vom Hersteller voreingestellten Grundwerten und Düsendurchmessern im Bereich von 0,2 - 0,5 mm [Tur14]. Die Schichthöhe definiert sich dabei durch den Abstand zwischen Düse und der zuvor generierten Bauteilschicht. Da der Düsendurchmesser größer als die zu erzeugende Schichthöhe ist, werden die abgeschiedenen Materialstränge bei ihrer Ablage auf der Bauplattform verformt. In der Folge entstehen ovale Strangquerschnitte mit einem definierten Höhe zu Breite Verhältnis [Geb16]. Zudem unterliegt die Stranggeometrie dem Einfluss von eingestelltem Materialaustrag bzw. Volumenstrom (\dot{V}), der Spurüberlappung (q) sowie der Vorschubgeschwindigkeit (v_f).

2.2.2 Entstehende Struktur beim Schmelzschichten

Die beim Schmelzschichten entstehenden Körper besitzen eine charakteristische Struktur, welche besonders beim großvolumigen Verfahren sehr ausgeprägt zu erkennen ist (Abb. 6). Neben Hohlräumen entstehen, je nach Prozessstabilität, auch vertikale und horizontale Schwachstellen, welche die Bauteilqualität maßgeblich beeinflussen.

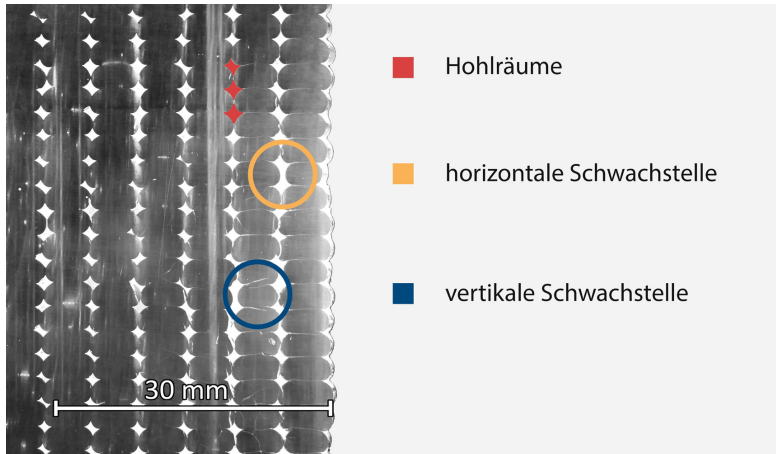


Abb. 6: Segmentquerschnitt eines großvolumig schmelzgeschichteten PMMA-Bauteils

Da schmelzgeschichtete Bauteile den bei der Kompositbauweise verwendeten faserverstärkten Laminaten sehr ähnlich sind, ist der dort angewendete Berechnungsansatz

orthotroper Konfigurationen zur Bestimmung der Materialeigenschaften übertragbar. [Cha13] [Dom15] [Cas16]

Orthotropie beschreibt einen Spezialfall der Anisotropie und wird auch als orthogonale Anisotropie bezeichnet. Orthotrope Werkstoffe besitzen drei aufeinander senkrecht stehende Symmetrieebenen. Ihre Elastizitätseigenschaften sind zwar richtungsabhängig, jedoch treten bei Bauteilbeanspruchung bezüglich eines bestimmten Koordinatensystems keine Kopplungen zwischen Dehnungen und Scherungen auf. In einigen Fällen wird auch von transversaler Isotropie gesprochen, welche ein isotropes Materialverhalten innerhalb einer Ebene beschreibt und senkrecht dazu, im vorliegenden Fall in Strangrichtung, eine andere Charakteristik aufweist. [Fle03] [Wis06] [Yao20]

Ungeachtet der Strangorientierung besitzen schmelzgeschichtete Bauteile den schwächsten Schichtverbund in Z-Richtung, welcher aus dem verfahrensbedingten, schichtweisen Aufbau resultiert [Ahn02] [Rau14].

2.2.3 Temperaturmodelle und Schichthaftungsmechanismen beim Schmelzschichten

Die größte Herausforderung im Schmelzschichten stellt der zu erreichende Schichtverbund in Aufbaurichtung dar. Häufig erreichen Bauteile nur eine reduzierte Festigkeit oder es treten Delaminierungseffekte auf. Aus diesem Grund haben sich in der Vergangenheit verschiedene Studien mit der Quantifizierung der Schichthaftung befasst. [Ahn02] [Bea21] [Bag11]

Darunter finden sich auch die Modelle von [Yan00] und [Yar96]. Zur Beschreibung der Qualität des Schichtverbundes definieren beide ein sogenanntes „Bindungspotential“ (engl. „bonding potential“). Es wird postuliert, dass oberhalb einer „kritischen Temperatur (T_c)“ Diffusionsprozesse beginnen und somit eine Schichtverbindung stattfindet.

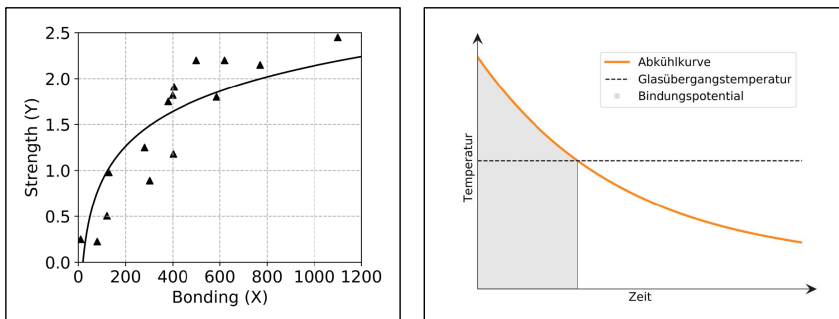


Abb. 7: Beschreibung des Bindungspotentials nach [Yan00] links und in Anlehnung an [Yar96] rechts

Da amorphe Kunststoffe ab der Glasübergangstemperatur T_G in einen thermoelastischen Zustand übergehen und eine gesteigerte BROWN'SCHE Molekularbewegung aufweisen [Bon16], kann für diese die Beziehung $T_c = T_G$ gelten. Mit zunehmendem Bindungspotential erhöht sich folglich auch die Bauteilfestigkeit (Abb. 7, links). In Anlehnung an [Yar96] und unter Berücksichtigung des NEWTON'SCHEN Abkühlgesetzes [Gri87] sei das Bindungspotential wie folgt definiert:

$$\Phi(t) = \int_0^{t(T_c)} (T_\infty + (T_0 - T_\infty) \cdot e^{-at}) dt \quad (3)$$

T_c	Kritische Temperatur
T_∞	Umgebungstemperatur
T_0	Ausgangstemperatur
a	Wärmeübertragungskoeffizient

und unter Berücksichtigung der kritischen Temperatur T_c als Integral der Abkühlkurve eines schmelzgeschichteten Bauteils dargestellt (Abb. 7, rechts).

Das Bindungspotential gilt dabei als zeitabhängiges Maß der verfügbaren Temperatur in der Verbindungszone und korreliert mit der erzielten Bauteilfestigkeit am gefertigten Produkt. Die Ausbildung der Schichtverbindung erfährt eine maßgebliche Beeinflussung durch den zeitlichen Temperaturverlauf. Dies bestätigen auch die Untersuchungen von [Sep16] hinsichtlich Temperaturverläufen an Strängen aus ABS (Acrylnitril-Butadien-Styrol) mit 0,3 mm Schichthöhe. Da sich die Strangtemperatur um ca. 100 K pro Sekunde reduziert, ist der Kunststoff bereits nach etwa einer Sekunde unter die Glasübergangstemperatur T_G abgekühlt. Dieser kurze Zeitraum ist jedoch nicht ausreichend, um den Kunststoffmolekülen eine vollständige Diffusion über die Grenzschicht zu ermöglichen. In Folge wird die Festigkeit der entstehenden Schichtverbindung reduziert. Diese Tatsache bildet zugleich die Motivationsgrundlage, dass sich verschiedene Ansätze zur aktiven Verlängerung des Diffusionsvorgangs durch zusätzliches Strangerwärmen entwickelt haben (vgl. Abschnitt 2.4).

2.2.4 Schmelzschichten mittels Granulatextruder

Die Mehrheit der am Markt befindlichen Schmelzschichtsysteme realisieren die Bauteilgenerierung über das Aufschmelzen eines Kunststofffilaments in einer speziell dafür vorgesehenen Düse. Neben dieser erstmals von [Cru92] entwickelten Ausführung kommt seit einigen Jahren aber auch die auf Granulat basierende Extrusion beim Schmelzschichten zum Einsatz. Die ersten Entwicklungen zur Granulatextrusion beim Schmelzschichten finden sich in wissenschaftlichen Veröffentlichungen zur Verarbeitung von Keramikwerkstoffen [Bel02]

[Bel05], der additiven Fertigung von Knochengewebe [Sho08] [Sho06] sowie der Entwicklung von Kompositwerkstoffen auf Holzbasis [Yua07].

Neben diesen sehr individuellen Versuchsaufbauten geben [Val13b] und [Val13a] erstmalig tiefere Einblicke in den Entwicklungsprozess und Aufbau eines 3-Zonen-Granulatextruders für die additive Fertigung mit verschiedenen Kunststoffen. Dabei wird auf bedeutende Nachteile bei der Verwendung von Filamenten verwiesen. Deren Fertigung erfolgt auf gesonderten Extrudern und verlangt sehr exakte Durchmesser toleranzen, wodurch eine sehr anspruchsvolle Herstellung erforderlich wird [Sch19]. Für Maschinen von Marktführern wie der Firma *Stratasys Ltd.* können dabei Kosten von bis zu 265 € pro Kilogramm ABS-Filament entstehen [Gru21], wohingegen ABS-Granulat für durchschnittlich ca. 1 - 2,7 € pro Kilogramm auf dem Markt erhältlich ist [Pla22]. Ein weiterer entscheidender Nachteil war lange Zeit die sehr eingeschränkte Werkstoffvielfalt, wodurch sich zunächst nur eine bestimmte Anzahl von gebräuchlichen Filamenten für das Schmelzschichten etablieren konnte [Nov12]. Aufgrund der rapiden Marktentwicklung der additiven Technologien hat sich dies aber in den vergangenen Jahren stark gewandelt, sodass gegenwärtig eine Vielzahl von Werkstoffen zur Verfügung stehen [Woh17] [Woh19]. Dennoch fehlen häufig Zertifikate oder Prüfklassifikationen, um eine entsprechende Materialqualität sicherzustellen. Die Verwendung eines Granulatextruders ermöglicht zudem weitaus größere Materialaustragsraten von 6,5 kg/h [Spi16] bis 50 kg/h [Tal15] und folglich eine deutlich reduzierte Prozesszeit, wengleich dies zu Lasten der Bauteilauflösung geschieht.

Beim Schmelzschichten werden hauptsächlich Polylactid (PLA), Acrylnitril-Butadien-Styrol (ABS) und Polycarbonat (PC) verarbeitet [Bad17]. Hinzu kommen Hochtemperaturwerkstoffe (Polyetheretherketon – PEEK) [Tse18], Konstruktionswerkstoffe (Polyamid – PA6, PA12) [Jia17] [Lia18] sowie Sonderkunststoffe für Stützgeometrien (Polyvinylalkohol – PVA oder High Impact Polystyrol – HIPS) [Par18] [Kav15]. Für Sonderanwendungen liegen verschiedene Verbundwerkstoffe vor, in denen Metalle, Keramiken, Holz- oder Karbonfasern in die Polymermatrix eingelagert sind [Woh17].

2.2.5 Verfügbarkeit von Schmelzschichtgeräten mit Granulatextruder

Wie im vorhergehenden Abschnitt angedeutet hat sich das Schmelzschichtverfahren vor allem im Bereich des Extrusionsprinzips weiterentwickelt, wodurch sich auch die Zahl der am Markt verfügbaren Geräte erhöht hat. Mittlerweile ist die Verfügbarkeit an Granulatwerkstoffen für die Direktextrusion vielfältig und reicht vom klassischen ABS [Red07], teilkristallinen Polymeren wie Polypropylen (PP) [Val13a], Biopolymeren [Ham11], gefüllten Polymeren [Net18] [Aji18] [Spi16] [Nie18] bis hin zu Holzmehl [Sin18] und Medikamenten [Tan18]. Einige Systeme sind explizit für Sondergranulate ausgelegt [Pol2018a] [Str2018a] und können sogar Metall

verarbeiten [AIM17]. Dadurch wird zwar seitens des Herstellers eine entsprechende Prozesssicherheit gewährleistet, der Endanwender jedoch hinsichtlich Materialauswahl und -beschaffung erheblich eingeschränkt.

Neben der Vielzahl an verarbeitbaren Materialien unterscheiden sich die Systeme vor allem hinsichtlich ihrer Düsendurchmesser und den damit verbundenen Austragsraten, welche sich in drei Kategorien einteilen lassen. Geringe Extrudatmengen liegen zwischen 0,1 - 2,1 g/min bis etwa 7 g/min und kommen vorrangig in experimentellen Aufbauten zur generellen Demonstration der Granulatverarbeitung [Val13b] [Woe18], dem Prozessieren von gefüllten Polymeren [Hop17] sowie der Verarbeitung von Hochleistungskunststoffen (PEEK) [Tse18] zur Anwendung.

Auf dem Markt sind in dieser Kategorie mit 0,15 - 0,75 kg/h Materialaustrag und Düsendurchmessern von 0,25 - 1,2 mm u.a. ein System von *Stratasys (H2000)* [Str2018a] sowie eine kunststoff- und metallverarbeitende Anlage der Firma *Pollen AM Inc.* [Pol2018a] zu finden (vgl. Abb. 8). Beide Systemanbieter arbeiten auf Basis von Sondergranulaten.



Abb. 8: Robotersystem von Stratasys [Str2018b] links und Pollen Pam Serie P [Pol2018b] rechts

Als moderater Materialaustrag sollen Raten von 0,7 - 6,5 kg/h gelten, welche mit Düsendurchmessern von 1 - 6 mm erzielt werden können. Anwendungsfelder finden sich forschungsseitig u.a. in Untersuchungen zur Charakterisierung der Prozessstrategien von Direktextrusionssystemen auf Granulatbasis [Sch18b] bzw. [Spi16], zur thermografischen Ermittlung der Bindungsqualität zwischen Schichten großvolumig schmelzgeschichteter Bauteile [Eye18] und der Erhöhung der Prozesseffizienz durch reduzierte Fertigungszeiten [Joh18]. Da es am Markt in dieser Maschinenkategorie (4 - 6 kg/h Materialaustrag) nur vereinzelte Anbieter gibt, werden die verwendeten Extrusionssysteme häufig in Eigenregie entwickelt und auf die entsprechenden Anwendungsfälle angepasst. Kommerzielle Geräte

liegen derzeit meist in vollautomatisierter Form vor, bieten die Möglichkeit der Verarbeitung von gefüllten Kunststoffen und erlauben Bauteilgrößen von mehreren Kubikmetern [Yiz21] [Dis19] (Abb. 9, mittig und rechts). Das System *ExOn10* der Firma *Dohle* ist mit 19 kg Gewicht neben dem automatisierten Schweißen auch als Industriesystem für Anwendungen in der additiven Fertigung konzipiert [Doh19] (Abb. 9, links). Laut Hersteller gibt es keinerlei Einschränkungen zur Verarbeitung von Standard- und gefüllten Kunststoffen.



Abb. 9: ExOn10 an einem Roboterarm [Doh19] (links), Super Discovery 3D Printer [Dis19] (mittig) und Yizumi Space A-2H-2000-500 [Yiz21] (rechts)

Die Austragsraten liegen bei maximal 6 kg/h und der Materialstrang kann mittels Verschlussdüse abgetrennt werden. Einen artverwandten Ansatz verfolgt auch Firma *Weber*, welche Direktextruder mit Industrierobotern kombiniert [Web21].

Die mit Abstand größten Austragsraten von 15 - 100 kg/h liefern u.a. Systeme von *Colossus Printers* [Col18], *BLB Industries* [BLB16], *Cincinnati Incorporated* [Cin15], *Thermwood* [The17] und *Kraussmaffer* [Kra22]. Diese Maschinen sind mit Düsen von 2 - 20 mm Durchmesser ausgestattet und finden vorrangig in Kombination mit großen Portalsystemen Anwendung. In der patentierten Ausführung des *Large Scale Additive Manufacturing (LSAM)* von *Thermwood* (Abb. 10, links) wird der additive Prozess durch eine Andruckrolle unterstützt [Sus19]. Zudem kann der Fertigungsvorgang mit einem anschließenden Fräsverfahren kombiniert werden, um sehr grobe Oberflächen zu schlichten und bspw. Kontaktflächen für Montageprozesse zu schaffen. Besonders hinzuweisen ist auf die Technologie des *Big Area Additive Manufacturing (BAAM)* von *Cincinnati Inc.*, welche auch im wissenschaftlichen Bereich zur Anwendung kommt (Abb. 10, rechts). Neben numerischen Simulationen zur Rissbildung in großvolumig schmelzgeschichteten Bauteilen [Tal15] werden daran auch thermografische Betrachtungen zum Abkühlverhalten durchgeführt [Com17] sowie die Steigerung der Bauteilfestigkeit unter Zuhilfenahme einer Verfestigungseinheit untersucht [Dut17].



Abb. 10: Additive Fertigung und Fräszentrum LSAM [The17] (links) und BAAM [Cin15b] (rechts)

Ergänzend zu den aufgezeigten Beispielen gibt es eine Vielzahl weiterer Systeme sowie verschiedene Sonderausführungen von Extrudern wie bspw. Präzisionsdispenser für Zellulosematerialien [San18] oder Spezialdruckköpfe, welche das Granulatmaterial chemisch aufbereiten und dieses nach dem Düsenaustritt mittels eines energetischen Impulses aushärten [FTC17].

Wie in den vorangegangenen Abschnitten gezeigt, ist es aus maschinenseitiger Sicht sehr schwierig eine scharfe Abgrenzung zwischen klassischem Schmelzschiichten (filamentbasiert) und großvolumigem Schmelzschiichten mittels Granulatextruder vorzunehmen. Auch in der Literatur findet sich derzeitig dazu keine offizielle Definition oder Kategorisierung. Als Orientierung für die vorliegende Arbeit soll daher ein Materialaustrag ab 0,7 kg/h sowie ein Düsendurchmesser von > 2 mm für den Begriff „*großvolumig*“ dienen.

2.3 Wechselwirkung Laserstrahl und Kunststoff

Laserstrahlbasierte Verfahren werden seit mehr als 25 Jahren auch für die Bearbeitung von Kunst- und Kompositwerkstoffen eingesetzt. Besondere Vorteile gegenüber anderen Möglichkeiten bietet das Werkzeug Laserstrahl für Verfahren wie Schneiden, Schweißen oder Beschriften. Bedingt durch die unterschiedlichen Materialeigenschaften von Kunststoffen müssen die Prozesse stets auf die jeweiligen Materialien abgestimmt werden. [Bli13]

Bei sämtlichen Fertigungsprozessen mit einem Laser wird die auf ein Werkstück auftreffende elektromagnetische Energie in Wärme umgewandelt [Hüg14]. Der Vorgang lässt sich aus physikalischer Sicht daher als Energie- oder Leistungsbilanz beschreiben, bei welcher die Laserleistung (P_L) zu unterschiedlichen Teilen reflektiert (P_R), absorbiert (P_A) oder transmittiert (P_T) wird:

$$P_L = P_R + P_A + P_T. \quad (4)$$

Für die Bearbeitung des Materials ist für die meisten Verfahren die absorbierte Laserleistung (P_A) entscheidend. Durch sie werden im Werkstoff thermische Prozesse verursacht, woraus sich die ausführliche Energiebilanz (vgl. Abb. 11) nach [Hüg14] ableiten lässt:

$$P_A + P_{ch} = P_P + P_k + P_r + P_V. \quad (5)$$

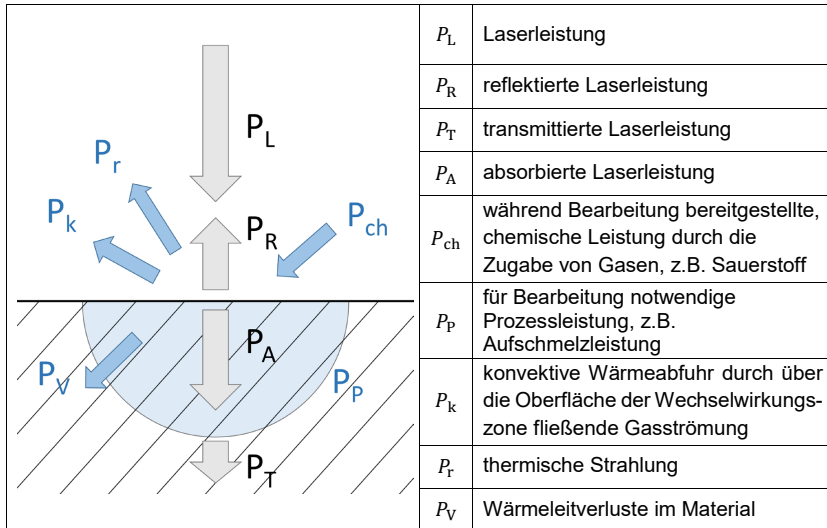


Abb. 11: Energiebilanz bei der Lasermaterialbearbeitung nach [Hüg14]

Bei der Kunststoffbearbeitung mit geringen Laserleistungen sind Leistungsverluste durch Konvektionskühlung und Reflexion sehr klein. Für alle Prozesse ohne exotherme Reaktionen folgt daher in guter Näherung nach [Hüg14]:

$$P_P = P_A - P_V. \quad (6)$$

Folglich wird die erforderliche Leistung vor allem vom Absorptionsgrad des Werkstoffes und Wärmeleitverlusten bestimmt, wenngleich letztere für die Bearbeitung von Kunststoffen vergleichsweise gering sind [Kle90]. Ihr Einfluss ist vor allem von der Wärmeleitfähigkeit des Materials abhängig und kann bspw. durch die Erhöhung der Scangeschwindigkeit verringert werden [Gre05]. Im Gegensatz dazu ist das Absorptionsverhalten von mehreren Faktoren abhängig, die nachfolgend beschrieben werden.

Die auf das Objekt treffende Laserstrahlung wird zu Teilen an der Oberfläche absorbiert, dringt aber auch in den Werkstoff ein. Dabei verringert sich die Intensität mit zurückgelegter Strecke

exponentiell. Die Beschreibung dieses Intensitätsverlaufs kann mit dem LAMBERT-BEER'SCHEN Gesetz vorgenommen werden [Pop11]:

$$I(o) = I_0(1 - R) e^{-\alpha o}. \quad (7)$$

I_0	auftreffende Intensität	o	Ortskoordinate
α	Absorptionskoeffizient	R	Reflexionsgrad
l_α	Absorptionslänge	d_w	Dicke des Werkstücks

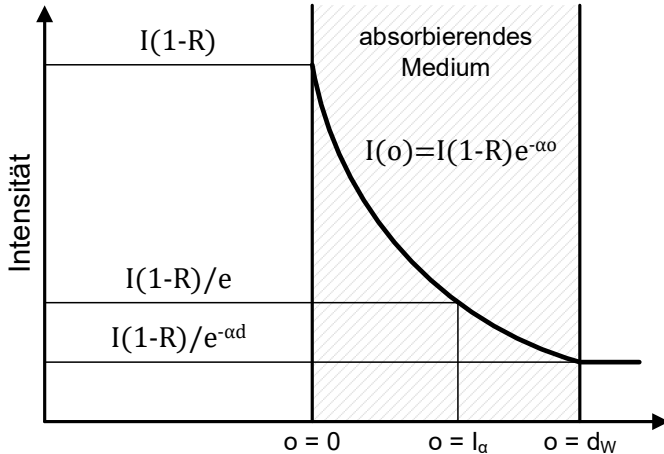


Abb. 12: Intensitätsverlauf bei der Wechselwirkung zwischen Laserstrahlung und Medium nach [Hüg14]

Dadurch ist es möglich die Tiefenwirkung der Strahlung abzuschätzen. In Abb. 12 ist die sogenannte Absorptionslänge (auch optische Eindringtiefe) l_α gezeigt. Nach dem Zurücklegen dieser Strecke hat die Intensität der Laserstrahlung auf den Bruchteil $1/e^2$ abgenommen und der Werkstoff wird über diese Tiefe annähernd gleichmäßig erwärmt [Gil09]:

$$l_\alpha = \frac{1}{\alpha}. \quad (8)$$

Absorptionsverhalten

Derzeitig gibt es eine Vielzahl am Markt befindlicher Laser, welche zur Bearbeitung von Kunststoffen eingesetzt werden können. Bei der Auswahl eines geeigneten Systems ist besonders die Wechselwirkung zwischen Laserstrahl und Kunststoff zu berücksichtigen, die maßgeblich durch die optischen Werkstoffeigenschaften, vor allem der wellenlängenabhängigen Absorption, bestimmt wird (vgl. Abb. 13). Starke Absorption tritt bei

ultravioletter (UV) und infraroter (IR) Strahlung sowie im dazwischenliegenden Bereich bei Zugabe von Additiven oder Pigmenten auf. Bedingt wird der Absorptionsmechanismus durch elektronische Anregung im UV-Bereich und angeregte Molekülschwingungen im IR-Bereich. CO₂-Laser sind relativ effizient und kostengünstig, weswegen sie besonders in der industriellen Materialbearbeitung eingesetzt werden. Aufgrund der hohen Anzahl an C-C-Bindungen in Kunststoffen wird CO₂-Laserstrahlung besonders stark absorbiert, da die Wellenlänge $\lambda = 10,6 \mu\text{m}$ bzw. $\lambda = 9,4 \mu\text{m}$ im Bereich der Absorptionsbande der Dehnschwingungen der C-C-Bindungen liegt [Bli13]. Die Eindringtiefe ist an Kunststoffoberflächen gering, weshalb von Oberflächenabsorption gesprochen wird [Pop11]. Dieser Effekt ist besonders für Umschmelzvorgänge wie bspw. der Laserstrahlpolitur oder dem Lasertemperieren geeignet [Han19] [Gil09]. Zudem genügt bereits eine geringe Laserleistung ($P_L < 30 \text{ W}$), um Kunststoffe bearbeiten zu können.

Die Verfügbarkeit von Laserquellen verschiedener Wellenlängen erlaubt es die Systeme nach spezifischen Anwendungsfällen auszuwählen [Kle13] [Bli13] [Pop05].

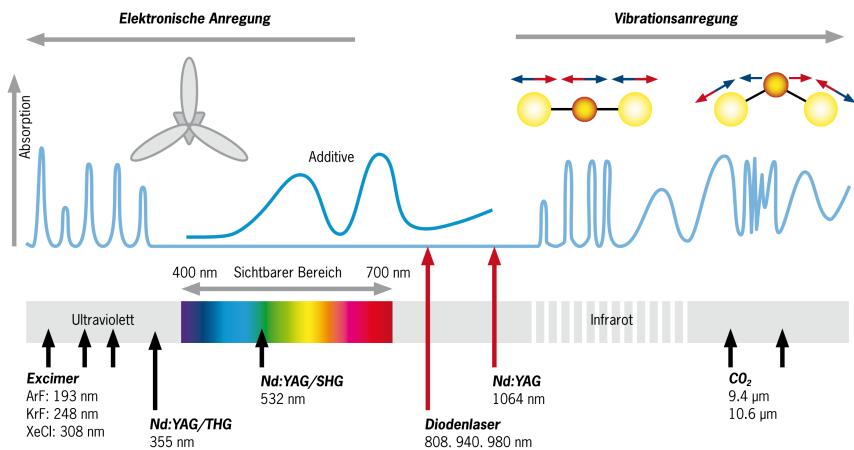


Abb. 13: Absorptionsspektrum von Kunststoffen nach [Tre21]

Neben der normalen Absorption können auch Multiphotonenabsorptionsmechanismen genutzt werden, wie sie beim Einsatz von ultrakurzgepulsten Lasersystemen Anwendung finden. Wird die erforderliche Absorptionsschwelle des jeweiligen Kunststoffes erreicht, kann der Energieeintrag des gesamten Wellenlängenspektrums genutzt werden. [Krü04]

Auch die Polarisation der Laserstrahlung hat einen entscheidenden Einfluss auf die Absorption am Werkstoff. Besonders für richtungsunabhängige Prozesse, z.B. der mehrachsigen Bauteilbearbeitung, ist zirkular polarisierte Strahlung erforderlich. Jedoch ist die im

Lasersystem entstehende Laserstrahlung unpolarisiert und wird häufig erst durch den Laserresonator in linear polarisiertes Licht umgewandelt. In Schweißprozessen hat sich bspw. gezeigt, dass linear polarisierte Strahlung sehr große Vorteile bietet, wenn Schweißrichtung und Polarisationsrichtung parallel ausgerichtet sind. Liegt eine andere Orientierung dieser Vektoren vor, erfährt das Bearbeitungsergebnis eine deutliche Verschlechterung. [Hüg14]

Um die Richtungsunabhängigkeit herzustellen, muss daher linear polarisierte Strahlung unter 45° auf einen $\lambda/4$ -Spiegel bzw. eine $\lambda/4$ -Scheibe treffen, um diese zirkular zu polarisieren. In der Folge resultiert eine gleichbleibende Energieverteilung, unabhängig von der vorliegenden Vorschubrichtung der Bearbeitung. [Hüg14] [Bli13]

Da die Absorption an Kunststoffen wesentlich auf Molekülschwingungen beruht, führt eine Änderung der Temperatur (bzw. des Schwingzustands) auch zu Variationen im Absorptionsverhalten. Beispielsweise führt eine Temperaturerhöhung von amorphen Thermoplasten zur zunehmenden Beweglichkeit ihrer Kettensegmente, wodurch die Absorption steigt [Kle90]. Gegensätzlich verhalten sich teilkristalline Kunststoffe. Im Bereich des Schmelzpunktes kommt es zum Entfallen der Reflexion an Kristallstrukturen, wodurch die Transmission deutlich zunimmt und folglich die Absorption sinkt [Kle01].

2.4 Möglichkeiten der Wirkzonenemperierung beim Schmelzschieben

Nach dem Aufkommen der Schmelzschiebtechnologie wurden nicht nur die Extrusionsverfahren selbst weiterentwickelt, sondern auch Ansätze zur Steigerung mechanischer Bauteileigenschaften generiert. Dabei kommen Temperiersysteme zum Einsatz, um die Haftfestigkeit zwischen den Extrudatsträngen sowie den Schichtverbund in Aufbauichtung zu verbessern. Die wichtigsten Patentdokumente befassen sich mit verschiedenen Maschinenkonzepten und Wirkprinzipien, welche unter Verwendung zusätzlicher Energiequellen, geeigneter Strahlführungskonzepte und adäquater Kinematik eine Verbesserung der Bauteilqualität erreichen sollen. Ziel ist es dabei u.a. die Oberflächengüte zu erhöhen, den Zwischenlagenverbund zu steigern und Hohlräume im Bauteilinneren zu reduzieren. Das Hauptaugenmerk liegt zumeist darin, die vorliegende Anisotropie der additiv gefertigten Bauteile zu überwinden und deren Struktur an Spritzgussqualität anzunähern.

Patentsituation

Zum dargelegten Sachverhalt liegen eine Vielzahl von Patentdokumenten mit verschiedensten Ausführungen zu Systemtechnik, Prozessführung und verwendeter Werkstoffe vor. Zur besseren Vergleichbarkeit ist der gegenwärtige Stand der Schutzrechte in Tab. 1, unter

Berücksichtigung thematischer Relevanz und signifikanter Kriterien, zusammenfassend gegenübergestellt.

Tab. 1: Übersicht und Vergleich Patentsituation

Stand: 10/2022		*Jahr der Veröffentlichung	Strahlungsquelle							Additives Verfahren			Kine- matik	Temperier- system		Werkstoff				
Patentnummer	Erfinder		Diodenlaser	Festkörperlaser	CO ₂ -Laser	andere	FDM®	FFF	LAS	bewegte Düse	feste Düse	richtungsvariabel	Ringssystem	undirektional	dyn.	statisch	Kunststoffe		Metalle	
																	Draht	Granulat	Pulver	Draht
2002	WO 02073325 A2	Mok [Mok02]									1									
2003	US 6504127 B1	McGregor [McG03]																		
2014	CN 103895227 A	Wei [Wei14]								2										
2015	CN 104385603 A	Dong [Don15]								2										
2015	WO 2015031453 A1	Hyde [Hyd15]																		
2016	US 9339972 B2	Gordon [Gor16]																		
2016	CN 105291442 A	He [He16]									1								2	
2016	DE 102015007349 A1	Parthy [Par16]																		
2016	DE 112014006482 T5	Tanaka [Tan16]																		
2018	DE 102017122088 A1	Gerhard [Ger18]								DE										
2018	US 10059057 B2	Schirtzinger [Sch18a]																		
2019	WO 2019093330 A1	Arao [Ara19]										1								
2020	CN 109159421 B	Chunze [Chu19]										1								
2020	US 10710353 B2	Hsu [Hsu20]																		
2020	US 2020180217 A1	Miloskovska [Mil20]																		
2020	US 10618222 B2	Wiłenski [Wił20]										1								
2021	EP 3374157 B1	Michel [Mic21]																		
2021	US 11192298 B2	Nixon [Nix21]										1								
2021	US 11207825 B2	Reese [Ree21]										1								
2021	US 11034142 B2	Tierney [Tie21]										1								
Angestrebter Versuchsaufbau																				

Legende:

- 1 kein Scannen möglich 2 keine Angabe im Patent enthalten nicht eindeutig definiert

Auf Basis des recherchierten Standes leitet sich der Forschungsbedarf ab. Vereinzelt wissenschaftliche Veröffentlichungen demonstrieren zudem die prinzipielle Machbarkeit der Wirkzonentemperierung, wenngleich zum gegenwärtigen Zeitpunkt keine am Markt befindlichen Systeme ermittelt werden können (Stand 10/2022).

Forschungssituation

Das Prinzip des Laserstrahltemperierens von schmelzgeschichteten Bauteilen zeigte erstmals [Rav16] im Jahr 2016 auf. Unter Verwendung eines kommerziellen FLM-Systems mit 0,5 mm großer Düse wurde schwarz pigmentiertes ABS verarbeitet (Abb. 14, links). Dadurch war es möglich die abgelegten Extrudatbahnen unter Zuhilfenahme eines IR-Festkörperlaser ($\lambda = 802 \text{ nm}$; $P_L = 2 \text{ W}$) zu erwärmen. Untersuchungen im Jahr 2019 verwendeten einen gleichartigen Aufbau mit CO₂-Laser ($\lambda = 10,6 \text{ }\mu\text{m}$; $P_L = 0,33 - 2 \text{ W}$). Der zusätzliche Energieeintrag erfolgte jeweils unidirektional (stechend vor der Düse in Extrusionsrichtung, schleppend hinter der Düse) sowie seitlich, in Abhängigkeit des Bahnverlaufs (Abb. 14, rechts). Die generierten Bauteile wiesen eine bis zu 50 % verbesserte Zwischenlagenhaftung beim IR-Festkörperlaser sowie eine um 178 % gesteigerte Zwischenschichtverbindung durch CO₂-Laserstrahltemperieren auf. [Han19] [Rav16]

Nach dem erfolgreichen Nachweis des Verfahrens wurde der Ansatz in ein Patent überführt (vgl. [Hsu20] in Tab. 1).

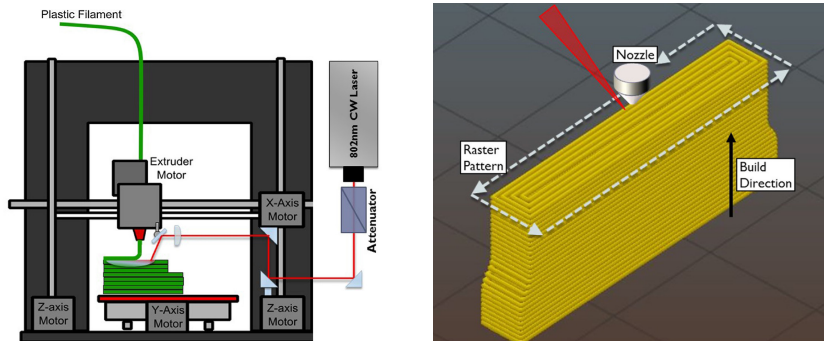


Abb. 14: Aufbau zum Laserstrahltemperieren schmelzgeschichteter Bauteile (links) und Pfad bei der Bauteilgenerierung mit seitlicher Energieeinbringung (rechts) [Rav16]

Weiterführende Untersuchungen befassten sich mit Messungen der Zwischenlagentemperatur durch das händische Einbringen von Sensoren in das additiv gefertigte Bauteil. Dort konnte mit steigendem Laserenergieeintrag auch ein gesteigertes Bindungspotential nachgewiesen werden. Im Biegeversuch zeigten die Bauteile ein duktileres Verhalten. [Des19]

Eine weitere Anwendung findet sich im Bereich der Hochtemperaturkunststoffe. Mittels eines Filament-Schmelzschichtsystems zeigte [Luo18] die Verarbeitung von PEEK. Die bewegliche Düse von 0,4 mm Durchmesser generierte dabei Schichtdicken von 0,2 mm. Das Temperieren konnte aufgrund der Maschinenkonfiguration nur entlang einer Bewegungsrichtung erfolgen (Abb. 15).

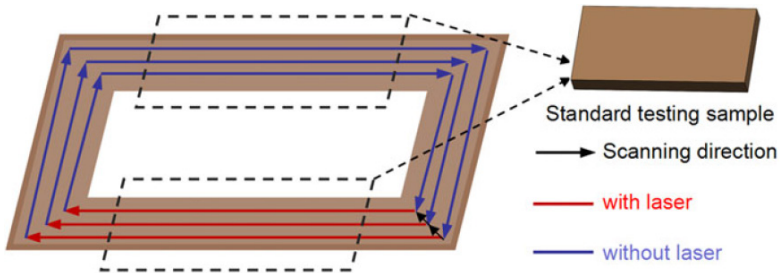


Abb. 15: Realisierbare Temperierbereiche nach [Luo18]

Unter Zuhilfenahme von vier Ablenkspiegeln wurde ein CO₂-Laser ($\lambda = 10,6 \mu\text{m}$; $P_L = 40 \text{ W}$) in das System eingekoppelt (Abb. 16, links). Ohne weitere Strahlformung konnte die Laserenergie stechend (in Extrusionsrichtung) vor der Düse in den Aufbauprozess eingebracht werden und schmolz die vorherige Materialschicht an. Im Ergebnis lag in den temperierten Bereichen eine 45 % größere Scherfestigkeit sowie die doppelte Kristallinität im Bauteil vor. Eine Erweiterung erfuh der Verfahrensansatz durch die zusätzliche Verarbeitung von Endlos-Carbonfasern [Luo19].

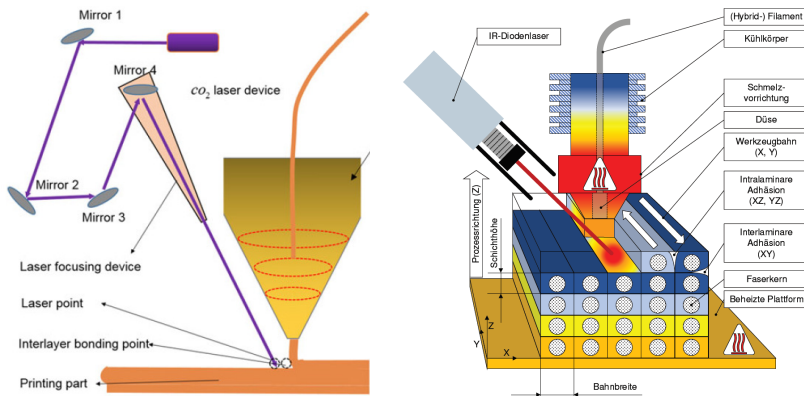


Abb. 16: Schema des gefalteten und eingekoppelten CO₂-Laser-Strahlengangs nach [Luo18] (links) sowie Schmelzschichtsystem mit Diodenlaser nach [Küh19] (rechts)

Analog zu [Rav16] bzw. [Des19] nutzte auch [Küh19] einen Diodenlaser, dessen Kollimator an einem Schmelzschichtapparat ortsfest montiert war. Als Werkstoff diente kurzfaserverstärktes Polyamid-6 (PA6), welches in Form von Einzelbahnen nebeneinander abgelegt wurde. Die Temperierung und Extrusion erfolgten entlang einer Richtung (Abb. 16, rechts). Durch die linienförmigen Pfade, welche durch eine Rückholbewegung abgefahren wurden, war es möglich jede Bahn vorzuwärmen. Das Ergebnis lieferte, im Vergleich zur additiven Bauteilherstellung ohne Laser, eine Verdopplung der Zugfestigkeit auf 30,29 MPa. Ein gleiches Verhalten zeigte sich auch für die Bruchdehnung. Nahezu identische Resultate (25,61 MPa) ergaben sich bei Prüfkörpern, welche auf Systemen mit Bauraumheizung und ohne Laser hergestellt wurden. Ein Vorteil des Lasertemperierprozesses war dadurch nicht ersichtlich. [Küh19]

Das patentierte Verfahren nach [Go17a] bzw. [Go17b] nimmt im Bereich der Materialstrangtemperierung eine gesonderte Stellung ein.

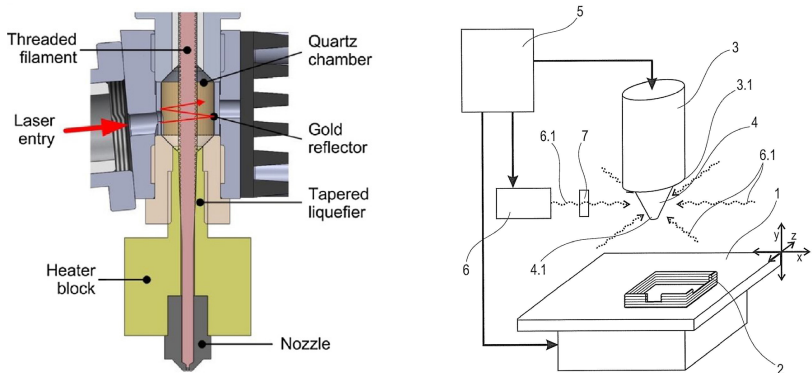


Abb. 17: Strangtemperierung als Dosiersystem nach [Go17a] (links) und Düsentemperierung nach [Bli22] (rechts)

Dies liegt in der Tatsache begründet, dass nicht das aufgetragene Extrudat sondern das zugeführte ABS-Filament vor dem eigentlichen Aufschmelzprozess mittels Diodenlaser vorgewärmt wird (Abb. 17, links). Durch Mehrfachreflexion entsteht eine radiale Gleichverteilung der Intensität, wodurch der auf 3 mm Durchmesser kollimierte Laserstrahl das geförderte Filament erwärmt. Unter Verwendung zweier verschiedener Düsen (0,5 mm und 1 mm Durchmesser) ließ sich somit die Aufbaurrate des Schmelzschichtprozesses bis um das Zehnfache erhöhen. Die Bauteile besaßen mit 32 MPa etwa 65 % der Zugfestigkeit im Vergleich zu Spritzgussbauteilen [Go17a]. Ein ähnlicher Verfahrensansatz zur Temperierung der Düse ist in [Bli22] patentiert (Abb. 17, rechts).

Neben der Anwendung von Lasertechnologie wird durch [Kis17] ein Ansatz zum Temperieren mittels Infrarot-Wärmestrahlern beim großvolumigen Schmelzschichten beschrieben. Der an einem Portal befestigte Extruder legte dabei mit 20 % Carbon gefülltes ABS in Strangbreiten von 6 und 10 mm ab (Abb. 18). Während des Herstellungsprozesses und in Abhängigkeit des Fertigungspfades temperierten IR-Strahler die Schalenbauteile, welche eine sechseckige Form und Kantenlängen von 1,2 m (lange Seiten) bzw. 0,3 m (kurze Seiten) besaßen. Die Infrarotstrahlung erwärmte die zuvor abgelegte Materialschicht bevor neues Material aufgetragen wurde. Gleichzeitig überwachte ein Pyrometer den temperierten Bereich. Die Auswertung ergab im Vergleich zu nicht temperierten Bauteilen eine doppelt so hohe Bruchenergie.

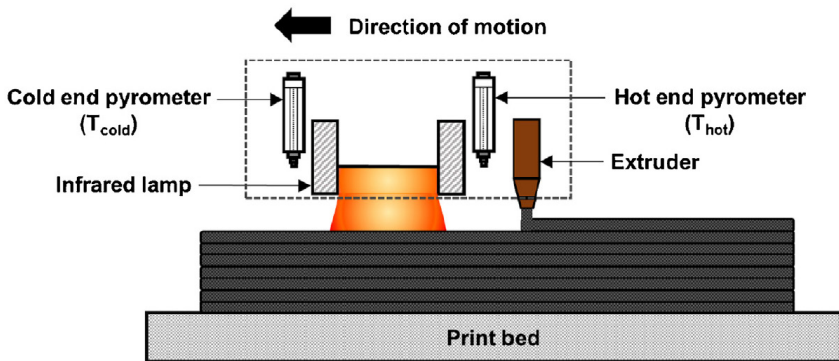


Abb. 18: Temperierung mittels Infrarotstrahlung nach [Kis17]

Es zeigte sich, dass eine aktive Regelung der Zwischenschichttemperatur am effektivsten ist, wenn sich die Materialtemperatur unter die Glasübergangstemperatur T_G abgekühlt hat. Mittels des IR-Strahlers war es möglich das Substrat geringfügig über die Glaserübergangstemperatur T_G zu erwärmen, bevor das Auftragen der nächsten Schicht erfolgte. [Kis17]

Neben den beschriebenen Verfahrensansätzen finden sich zudem Anwendungen im Bereich des laserunterstützten Laminierens thermoplastischer Komposite [Gro12], welche jedoch aufgrund der großen Verfahrensunterschiede zum Schmelzschichten keine nähere Betrachtung finden.

Gleiches gilt für das lokale Strangerwärmen mit heißer Luft. Durch [Par07] wurde dieser Ansatz aufgrund der hohen Prozesssensitivität als ungeeignet eingestuft, da die Bauteile große Formabweichungen zeigen. Weiterhin beschreibt [Yan00], dass Luftströmungen zur Vergrößerung des Wärmeübertragungskoeffizienten führen und somit den

Zwischenschichtverbund bedeutend reduzieren. Da dieser Ansatz in der vorliegenden Arbeit keine Betrachtung finden soll, erfolgt auf Basis dieser Aussagen die Festlegung, dass auf jegliche Form der aktiven Kühlung im Prozess zu verzichten ist.

Zusammenfassung zum Status Quo von Temperiersystemen

Die Möglichkeiten der Wirkzonenemperierung in Schmelzschichtprozessen sind sehr vielseitig und kommerziell noch nicht etabliert. Häufig handelt es sich um kombinierte Prozesse, welche den Schmelzschichtvorgang durch ein Temperiersystem erweitern.

In den meisten Ansätzen erfolgt der zusätzliche Energieeintrag unidirektional und somit stechend oder schleppend (vorlaufend bzw. nachlaufend zum Extruder) entlang einer Extrusionsrichtung bzw. seitlich, im 90°-Winkel zum Bahnverlauf, wie u.a. in [Ger18], [Sch18a], [Hsu20] und [Mic21] gezeigt. In praktischen Anwendungen wurden diese Konzepte bereits im Labormaßstab erprobt [Han19] [Rav16] [Luo18] [Küh19]. Jedoch ändert sich während des Fertigungsvorgangs und in Abhängigkeit des Bahnverlaufs auch die Position der Wirkzone, also der Ort des Energieeintrags. Dies sorgt für inkonstante Temperierergebnisse während der Fertigung, wodurch unterschiedliche Strangverbindungsqualitäten und Bauteilspannungen innerhalb eines Bauteils zu erwarten sind.

Am flexibelsten erscheinen die in China patentierten Konzepte zur multidirektionalen Strahlableitung nach [He16] und [Wu13]. Beide Systeme sind in der Lage eine komplett richtungsunabhängige Temperierung vorzunehmen, indem die Strahlung 360° um die Achse des Extrusionskopfes gedreht werden kann. Somit wird theoretisch ein ununterbrochenes Einkoppeln der Strahlungsenergie gewährleistet. Eine konkrete Beschreibung zur opto-mechanischen Ausführung des Systems, der verwendeten Laserquelle sowie deren Kopplung an den Extrusionskopf wird nicht aufgezeigt. Die Realisierbarkeit eines solchen Aufbaus ist unter den gegebenen Randbedingungen, insbesondere für die Anwendung im großvolumigen Schmelzschichten, kritisch zu hinterfragen.

Ein uneingeschränktes, richtungsvariables Ablenken der Strahlung wird zudem in einer Vielzahl weiterer Patentdokumente beschrieben. Diese erlauben jedoch kein variables Anpassen der Intensität, bspw. durch die Erzeugung eines Scanfeldes im Bereich der Wirkzone. [Ara19] [Gor16] [Chu19] [Nix21] [Ree21] [Wil20] [Tie21]

In Ergänzung seien die laserstrahlgeführten Prozesse beim Laserauftragschweißen (LAS) erwähnt, welche prozessbedingt über entsprechende Einkoppeloptiken für den Materialauftragprozess verfügen. Durch die erzeugte, statische Ringbestrahlung kann die Temperierung des Materialauftrags in jede Richtung uneingeschränkt erfolgen. Dabei wird eine dauerhafte Temperierung am gesamten Düsenumfang vorgenommen. [McG03] [Tan16]

3 Motivation und Zielstellung

Da schmelzgeschichtete Bauteile aufgrund des Schichtaufbaus via Strangablage durch orthotrope Struktureigenschaften gekennzeichnet sind [Loh18] [Dom15] [Cas16], ist die Optimierung der Zwischenschichtverbindungen ein sehr bedeutender Forschungsinhalt der vergangenen Jahre [Gao21] [Goh20]. Die zur Anwendung kommenden Methoden sind dabei sehr unterschiedlich und reichen von Prozessoptimierung [Ahn02] [Kuz18] [Abb18], über Werkstoffmodifikationen [Lev18] [Wan16] [Sha14] bis hin zu zusätzlicher Einbringung von Energie während des Fertigungsprozesses [Han19] [Luo18] [Shi19] [Luo19] [Kis17] [Küh19]. Im Stand der Wissenschaft und Technik (vgl. Abschnitt 2.2) wird die Entwicklung des Schmelzschichtens, insbesondere der Granulatextrusion beim großvolumigen Schmelzschichten, aufgezeigt. In diesen Einsatzgebieten spielen vor allem Bauteilspannungen, Verformungen und erreichbare Festigkeiten eine sehr entscheidende Rolle. Jedoch fehlen validierte Prozessmodelle zur reproduzierbaren Generierung der Stranggeometrie sowie umfassende Untersuchungen zum Abkühlverhalten. Ein direkter Verfahrensvergleich zwischen Schmelzschichten mittels Filaments und großvolumigem Schmelzschichten auf Basis von Granulat, vor allem in Hinblick auf mechanische Bauteileigenschaften und unter Berücksichtigung der vorliegenden Strangorientierung, fehlt gänzlich. Diese Problemstellungen sind zum gegenwärtigen Zeitpunkt nur in Ansätzen erforscht. [Sch18b] [Bea21] [Kis17] [Des19] [Tal15] [Com17]

Die zusätzliche Bauteiltemperierung während des Extrusionsprozesses besitzt das Potential auch für den Anwendungsfall des großvolumigen Schmelzschichtens vielversprechend zu sein. Im Bereich der Filamentextrusion wird das Verfahren forschungsseitig bereits erfolgreich erprobt [Han19] [Rav16] [Luo18] [Luo19] [Des19] [Küh19], um das Bindungspotential beim Extrusionsvorgang (vgl. Abschnitt 2.2.3) und somit auch die Bauteilfestigkeit zu steigern. Auch wenn sich derzeitiger keinerlei kommerziell erhältliche Maschinen auf dem Markt befinden, sind verschiedene Konfigurationen von additiven Fertigungssystemen mit zusätzlicher Temperierung bereits in einer Vielzahl von Patentschriften erfasst (vgl. Abschnitt 2.4). Dennoch weist die vorliegende Patentsituation Lücken auf, wodurch neue Kombinationen von Verfahrenstechniken, insbesondere im Bereich des großvolumigen Schmelzschichtens, ohne Schutzrechtsverletzungen ermöglicht werden. Trotz einer Vielzahl theoretischer Beschreibungen [Mok02] [Ara19] [Chu19] [Nix21] [Ree21] [Don15] [Wil20] [Tie21] [He16] fehlt zum gegenwärtigen Zeitpunkt die praktische Umsetzung eines richtungsvariablen Temperierungskonzeptes zur gerichteten Nachführung von Wärmeenergie gänzlich.

Ziel der vorliegenden Arbeit soll es daher sein ein Maschinensystem für das großvolumige Schmelzschichten zu konzipieren und das Verfahren mit einem Laserprozess zu kombinieren. Um den Laserenergieeintrag in Abhängigkeit der Strangablagerichtung nachzuführen, ist unter

Verwendung der Methodik des Konstruktiven Entwicklungsprozesses (KEP) die Konzipierung einer richtungsvariablen Lasertemperiereinrichtung erforderlich. Diese gilt es zu erproben und im Schmelzschichtsystem zu integrieren. Unter Anwendung dieser kombinierten Technologien soll neben einem gesamtheitlichen Prozessverständnis zur großvolumigen Materialeextrusion der Werkstoffe Polymethylmethacrylat (PMMA) und Styrol-Acrylnitril (SAN), auch eine Verbesserung der Strangverbindung im gefertigten Bauteil erzielt werden. Schwerpunkt ist dabei die Betrachtung der Wechselwirkungen zwischen Laserstrahl und extrudiertem Material. Durch das richtungsvariable Einkoppeln der Laserenergie wird die Generierung von Bauteilen mit isotropen Strukturen angestrebt und somit eine weitere Annäherung an die Qualität von Spritzgussbauteilen geschaffen. Im Fokus liegen sowohl die Verbesserung der mechanischen Eigenschaften entlang der Z-Orientierung als auch die Reduzierung der Hohlräume zwischen den Strängen im Bauteilinneren.

4 Konzeptionierung des Gesamtsystems

Die erfolgreiche Problemlösung zur Realisierung der angestrebten Verfahrenskombination erfordert eine systematische Vorgehensweise. Daher wird die Entwicklung des Gesamtsystems in Anlehnung an den Konstruktiven Entwicklungsprozess (KEP) vollzogen.

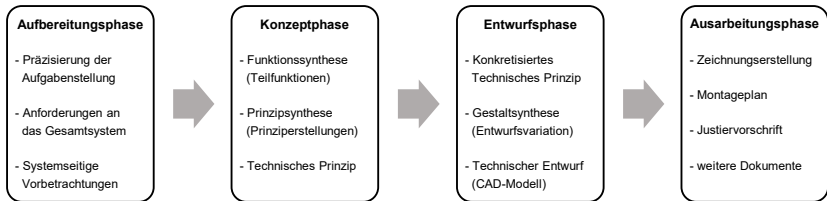


Abb. 19: Phasen des Konstruktiven Entwicklungsprozesses in Anlehnung an [Tec10]

Der aus der Ilmenauer Konstruktionslehre stammende Vorgang beschreibt ein schrittweises Abarbeiten definierter Teilaufgaben, um systematisch (Abb. 19) zu einer geeigneten Lösung zu gelangen [Tec10]. Ziel dieser Arbeit ist es nicht den gesamten Entwicklungsverlauf auf Basis des KEP durchzuführen, sondern im konkreten Anwendungsfall auf einzelne Phasen zurückzugreifen.

4.1 Präzisierung der Aufgabenstellung

Zu Beginn eines jeden Entwicklungsvorgangs ist es erforderlich, die vorliegende Aufgabenstellung möglichst konkret zu präzisieren. Dieser Schritt erfolgt innerhalb der Aufbereitungsphase des KEP und zielt auf das Erfassen der erforderlichen Maschinen- und Prozessbedingungen im Rahmen der Analyse des technischen Problems. Ausgehend vom vorliegenden Stand der Technik sowie dem daraus abgeleiteten Forschungsbedarf (vgl. Abschnitt 2) ergeben sich die thematischen Kerninhalte (I1 – I3) der Arbeit:

- großvolumiges Schmelzsichten von Kunststoffbauteilen
- Verbesserung der inneren Bauteilstruktur (Annäherung an Isotropie) mittels gerichteter IR-Strahlung
- Verwendung von Kunststoffen ohne lasersensitive Additive.

Zur Umsetzung des Vorhabens ist es erforderlich den additiven Fertigungsprozess des großvolumigen Schmelzsichtens mit dem Verfahren der Lasermaterialbearbeitung von Kunststoffen zu kombinieren. Damit ergibt sich ein komplett neuer Verfahrensansatz, welcher den vorliegenden Stand der Wissenschaft und Technik maßgeblich übersteigt.

Die definierten Kerninhalte des Themas bilden zudem die Grundlage für die Präzisierung (P1 – P4) der Maschinen- und Prozesstechnik:

- Klassischer Aufbau einer großvolumigen Schmelzschicht-Maschine (Achssystem, Extruder, Bauplattform, etc.)
- Laserstrahltemperieren zur Verbesserung der Schichthftung und Verschmelzung von Hohlräumen
- Richtungsvariabler Laserprozess zur Verbesserung der inneren Bauteilstruktur entlang aller Richtungen
- Festlegung der Materialauswahl.

Besonderen Schwerpunkt bildet die Forderung, dass eine dem Bauteilpfad folgende, ununterbrochene Wirkzonentemperierung vorzunehmen ist, um ein permanentes Anschmelzen im Bereich der Extrudatablage zu realisieren.

Auf Basis dieser Kernpunkte leiten sich nach [VDI2221] [Kra00] [Tec10] die Arbeitsschritte zur umfassenden Präzisierung der Aufgabenstellung (vgl. Anhang 1 - Abb. 1) ab. Dadurch ist es möglich eine Komponentenübersicht zur Vorbetrachtung des Gesamtsystems zu erstellen, wodurch die Anforderungen an die prinzipiellen Maschinenfunktionen aufgezeigt werden (Tab. 2).

Tab. 2: Komponentenübersicht zur Vorbetrachtung des Gesamtsystems

Nr.	Funktion	Subsystem	Bemerkung
1	Bauplattformpositionierung	Achssystem	Achssystem (min. X,Y,Z) Roboter
2	Materialaustrag	Extruder	Granulat Filament
3	Bauteilanhftung	Bauplattform	beheizbar spezielle Oberfläche
4	Kunststofftemperierung	Lasersystem	geeignete Wellenlänge
5	Strahlnachführung	Strahlführungseinheit	entlang aller Richtungen
6	Strahlformung	Strahlaufbereitungseinheit	Laserstrahlprofil Laserstrahldurchmesser Polarisation

Die sechs Hauptfunktionen sind bei der Realisierung des Aufbaus zu berücksichtigen und mittels geeigneter Subsysteme umzusetzen. Die konkrete Ausführungsform der Subsysteme wird auf dieser Abstraktionsebene noch nicht genauer spezifiziert.

Zur Darstellung der Wechselbeziehungen zwischen Maschine und Umgebung sowie Angaben zu Funktionsabläufen außerhalb und innerhalb des Systems eignet sich die Erstellung eines verallgemeinerten Gesamtsystems mit den dazugehörigen Komponenten (Abb. 20).

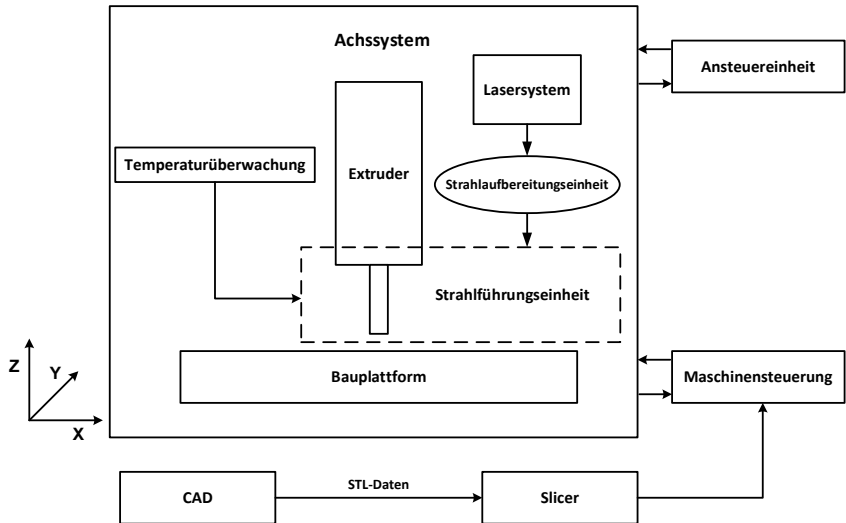


Abb. 20: Gesamtsystem mit allen Komponenten sowie Ein- und Ausgangsgrößen

Das Zusammenwirken dieser Elemente sowie der allgemeine Informationsfluss sind durch Pfeile gekennzeichnet. Gleichzeitig wird auf die Notwendigkeit erforderlicher Peripherie und deren Kopplung zum Gesamtsystem verwiesen. Da es sich um einen thermisch dominierten Prozess handelt, ist zudem der Erhalt von Temperaturdaten essenziell. Daher muss das System um eine Komponente zur Temperaturüberwachung erweitert werden. Das Messgerät (bspw. in Form eines Pyrometers oder einer Thermografiekamera) ist flexibel und nach Bedarf in den Aufbau implementierbar. Eine direkte Kopplung zum Gesamtsystem, z.B. zur In-Situ-Prozessüberwachung mit anschließender Regelung der Prozessparameter, ist im Rahmen dieser Arbeit nicht vorgesehen.

Im Folgeschritt werden verschiedene Varianten zur Ausführungsart der Subsysteme erfasst und in eine Kombinationstabelle überführt (vgl. Anhang 1 - Tab. 1). Daraus ergibt sich erstmalig eine präzisierte Angabe über mögliche Gestaltungsformen. Zudem kann dadurch im Vorfeld geprüft werden, ob bereits vorhandene Systemtechnik vorliegt, welche bei Eignung in den

Maschinenaufbau Einzug halten kann. Dies birgt das Potential einer Kostenreduktion. Übergeordnetes Ziel ist es möglichst umfangreiche und vielfältige Kombinationsmöglichkeiten zu erfassen, um diese im weiteren Entwicklungsprozess gegenüberzustellen. Die aufgezeigten Varianten können sowohl Lösungsansätze aus dem Stand der Technik enthalten als auch die Möglichkeit von individuellen Neukonstruktionen berücksichtigen.

Im Ergebnis liegt eine Übersicht möglicher Subsysteme und ihrer Ausführungsmöglichkeiten vor. Auf dieser Grundlage kann im weiteren Verlauf die Abstimmung hinsichtlich der Anforderungen an das Gesamtsystem sowie eine systematische Auswahl der Vorzugslösungen erfolgen.

Es sei abschließend darauf hingewiesen, dass die Ermittlung von Varianten einen nichtdeterminierenden Schritt im KEP darstellt [Kra00].

4.2 Anforderungen an das Gesamtsystem

Basierend auf den in den Abschnitten 2.2.5 und 2.4 gegebenen Überblick ist erkennbar, dass eine sehr große Variabilität von maschinentechnischen Lösungen vorliegt, um Schmelzschichtbauteile verschiedener Größenordnungen zu erzeugen und die Qualität dieses Prozesses unter Zuhilfenahme von geeigneter Peripherie zu verbessern. Die in Abschnitt 2.4 - Tab. 1 vorgenommene, systematische Darstellung der Kategorien:

- Strahlungsquelle
- Additives Verfahren
- Kinematik
- Temperiersystem
- Werkstoff

erlaubt es neue Lösungsräume zu erschließen. Auf dieser Basis soll ein gesamtheitlicher Maschinen- und Verfahrensansatz entstehen, da großvolumiges Schmelzschichten und Lasermaterialbearbeitung kombiniert werden. Besonders hervorzuheben ist dabei die Entwicklung des richtungsvariablen Temperiersystems, welches den maschinentechnischen Stand der Technik deutlich übersteigt und in Verbindung mit dem additiven Verfahren auch eine fertigungstechnologische Neuerung darstellt.

Strahlungsquelle – CO₂-Lasersystem

Ausgehend von den Betrachtungen in Abschnitt 2.3 sind CO₂-Lasersysteme besonders für Kunststoffe ohne lasersensitive Additive geeignet und bieten daher eine sehr große Anwendungsbreite für verschiedene thermoplastische Werkstoffe. Durch Untersuchungen von [Lay19] zur Laserstrahlpolitur von spritzgegossenen Kunststoffplättchen kann die

verfahrenstechnische Machbarkeit bestätigt sowie die für den Prozess erforderliche Laserleistung auf maximal $P_L = 25 \text{ W}$ im Dauerstrichbetrieb (CW - continuous-wave) abgeschätzt werden. Aufgrund des richtungsvariablen Laserprozesses ist zudem eine zirkulare Polarisation der Laserstrahlung erforderlich um, unabhängig vom Bauteilpfad, eine möglichst gleichbleibende Absorption an der Bauteiloberfläche zu gewährleisten. Die Verwendung eines CO_2 -Lasersystems für die angestrebte Anwendung im großvolumigen Schmelzschichten ist neu und grenzt sich deutlich vom Stand der Technik ab (vgl. Abschnitt 2.4).

Additives Verfahren – großvolumiges Schmelzschichten mittels Granulatextruder (Fused Deposition Modeling - FDM®)

Wie in Abschnitt 2.2.4 gezeigt, gilt das großvolumige Schmelzschichten mittels Granulatextruder als Sonderverfahren im Bereich der additiven Fertigungstechnik und wird dem Fused Deposition Modelling (FDM®) zugeordnet. Besonders Systeme mit moderatem Materialaustrag von 0,7 - 6,5 kg/h und Düsendurchmessern von 1 - 6 mm bilden aufgrund des Verhältnisses von Gerätegröße zu Extrudierleistung die vielversprechendste Kategorie für die Entwicklung der neuen Verfahrenskombination von großvolumigem Schmelzschichten und Lasermaterialbearbeitung, ohne dabei in Konflikt mit dem bestehenden Stand der Technik zu geraten.

Kinematik – feststehendes Werkzeug - bewegtes Objekt

Nahezu jede Ausführungsform von Schmelzschichtgeräten nutzt eine bewegliche Düse, um das Material in X- und Y-Richtung auf der Bauplattform aufzutragen. Dies spiegelt sich auch in der vorliegenden Patentsituation wider [Sch18a] [He16] [Par16]. Der große Vorteil liegt dabei in der hochdynamischen Positionierung des Dosierkopfes, da dieser, im Vergleich zur Bauplattform, häufig eine deutlich geringere Masse besitzt. Dennoch birgt diese kinematische Ausführung einige Nachteile. Der bewegliche Düsenkopf kann das Gesamtsystem durch seine schnellen Richtungswechsel in Schwingung versetzen, welche negative Auswirkungen auf die Qualität der abgelegten Stränge haben. In der Folge kommt es zu Schwankungen der Extrudatbreite [Sch17]. Durch die Verwendung eines Granulatextruders mit moderater Extrusionsrate (bis 6,5 kg/h) muss zudem eine deutlich größere Masse beim Extrusionsprozess bewegt werden. Neben massiv ausgeführten Portalsystemen [Cin15] besteht die Möglichkeit diese Dosiersysteme direkt an Roboterarme zu koppeln [Han20]. Dies erschwert das Einbringen und Mitführen von notwendigen Zusatzkomponenten wie bspw. Laseroptiken oder Absaugelementen. Lösungen mit inverser Kinematik, bestehend aus feststehendem Extruder und bewegter Bauplattform, erfordern, insbesondere bei Systemen

mit mehr als drei Freiheiten, eine besonders aufwändige Bahnplanung [Lay18] [Bli17]. Aus diesem Grund wird eine kinematische Ausführung mit feststehender Düse und einer in X-, Y-, und Z-Richtung beweglichen Bauplattform angestrebt. Neben der Reduzierung des Aufschwingverhaltens und der Verwendung standardisierter G-Codes ermöglicht das Konzept eine unkomplizierte Einbindung eines CO₂-Lasersystems. Die Wahl einer feststehenden Düse birgt großes Potential stabile Prozessbedingungen zu schaffen und die Qualität des angestrebten Gesamtsystems zu steigern.

Temperiersystem – richtungsvariabel

Da eine möglichst monolithische Bauteilstruktur erzielt werden soll, ist es das Ziel aufeinander und nebeneinander liegende Stränge zu temperieren. Dies erfordert einen schräg einfallenden Laserstrahl, welcher unter Berücksichtigung des Bahnverlaufs die notwendigen Strangbereiche erwärmt. Wie in Abschnitt 2.4 gezeigt, erlaubt keine der recherchierten Konfigurationen ein dem Fertigungspfad angepasstes Einkoppeln der Laserenergie in den großvolumigen Schmelzschichtprozess bei gleichzeitiger Manipulation der Intensität. Dies macht eine den Stand der Technik übersteigende Neuentwicklung eines richtungsvariablen Lasertemperiersystems erforderlich.

Werkstoff – Kunststoffgranulat

Die Verwendung von Granulat als Ausgangsmaterial für einen Schmelzschichtprozess hat in den vergangenen Jahren zunehmend an Bedeutung gewonnen (vgl. Abschnitt 2.2.4). Im vorliegenden Stand der Technik sind keine Aussagen zu finden, welche den Einsatz von Granulat im angestrebten Schmelzschichtaufbau einschränken. Zudem unterstreicht die Verfügbarkeit von großvolumigen Schmelzschichtsystemen auf dem Markt die uneingeschränkte Nutzbarkeit dieser Werkstoffform [Cin15] [Web21] [The17]. Durch die Verwendung von Granulat bleibt der angestrebte Aufbau auch für zukünftige Materialanwendungen sehr flexibel. Eine konkrete Materialauswahl erfolgt im Vorversuch (vgl. Abschnitt 4.3.1).

Anforderungen an die beschriebenen Kategorien

Auf Basis von Abschnitt 2 sowie den in Abschnitt 2.4 abgeleiteten Forschungsbedarf kann die konkrete Ausführungsart der beschriebenen Kategorien definiert werden. Um diese in einen gesamtheitlichen Aufbau zu überführen ist es im weiteren Verlauf des KEP erforderlich, die konkreten technischen Anforderungen an die vorausgewählten Subsysteme zu spezifizieren. Dies geschieht in Form einer Anforderungsliste nach [VDI2221] [Kra00] [Tec10], welche für den angestrebten Aufbau in Anhang 2 - Tab. 1 gezeigt ist. Durch die beschriebenen

Spezifikationen erfolgt eine konkretisierte Systemauswahl. Diese Systeme gilt es im weiteren Verlauf zu charakterisieren und in einen gesamtheitlichen Aufbau zu überführen.

4.3 Vorbetrachtungen zum Gesamtsystem

4.3.1 Festlegung der zu untersuchenden Kunststoffe

In der vorliegenden Arbeit werden, trotz der Vielzahl verfügbarer Materialien (vgl. Abschnitt 2.2.4), die derzeit im Schmelzschichtprozess zum Einsatz kommen, lediglich reine, thermoplastische Kunststoffe näher betrachtet. Um eine Konkretisierung der Materialauswahl vornehmen zu können erfolgt eine Voruntersuchung im Rahmen der Laserstrahlpolitur von Kunststoffen. Dieser Prozess ist artverwandt zum geplanten Lasertemperierprozess, da durch lokalen Eintrag von Laserenergie ein Anschmelzen der Werkstoffoberfläche hervorgerufen wird.

In [Lay19] kann gezeigt werden, dass typische Schmelzschichtmaterialien sehr unterschiedlich auf die Bearbeitung mit CO₂-Laserstrahlung reagieren. Vor allem das im Schmelzschichten häufig verwendete Acrylnitril-Butadien-Styrol (ABS) zeigt ein sehr schlechtes Fließverhalten bei der Laserstrahlpolitur, da es zum Quellen und zur Entstehung von Blasen neigt [Lay19] [Cha18]. Begründet ist dies vor allem im Anteil des synthetischen Kautschuks (Butadien). Beim Erwärmen verhalten sich ABS-Polymere wie vernetzte Kautschuke, welche das für die Laserstrahlpolitur oder -temperierprozesse erforderliche Materialfließen verhindern [Zos72]. Aus diesem Grund wird verstärkt nach adäquaten Alternativen gesucht, ohne auf die werkstoffseitigen Vorzüge, vor allem in Hinblick auf Erweichungstemperatur und mechanische Beanspruchbarkeit, verzichten zu müssen. Aufgrund dieser Tatsache scheidet auch Polylactid (PLA) [PLA19], ungeachtet seiner sehr guten Laserstrahlpolierbarkeit [Dew17] [Lay19], als Einsatzwerkstoff für die angestrebten Untersuchungen aus. Als besonders geeignet erscheint hingegen Styrol-Acrylnitril (SAN), welches im Vergleich zu ABS eine höhere Biegefestigkeit, bei lediglich geringfügig reduzierter Temperaturbeständigkeit besitzt [ABS10] [SAN16]. Die hervorragenden Fließeigenschaften bei der Laserstrahlpolitur machen SAN somit zu einem vielversprechenden Werkstoff für die zu untersuchenden Temperiervorgänge beim Schmelzschichtprozess. Gleiches gilt für die Ergebnisse von Polymethylmethacrylat (PMMA), welches nahezu identische Polierergergebnisse aufweist [Lay19]. Die großen Vorteile liegen hier vor allem in der ausgeprägten Witterungs-, Alterungs- und Lichtbeständigkeit [Kai16]. Ergänzt durch die besseren mechanischen Eigenschaften bietet PMMA daher eine geeignete Alternative zum ABS, wenngleich die Formbeständigkeitstemperatur im Vergleich als moderat einzustufen ist [PMM13]. In der Folge werden die Materialien PMMA und SAN als zu untersuchende Kunststoffe festgelegt.

4.3.2 Extruder und -charakteristik

Um die Vorzüge der granulatbasierten Direktextrusion (vgl. Abschnitt 2.2.4) nutzen zu können, findet ein für die additive Fertigung optimierter Einschneckenextruder (*ExOn10* der *Fa. Dohle* [Doh19]) Anwendung, welcher im Schichtungsprozess als Dosierelement dient. Das System besitzt zwei Heizzonen, bietet eine hohe Flexibilität hinsichtlich der zu verarbeitenden Materialien und arbeitet auch in vertikaler Einbaulage zuverlässig. Dies gewährleistet einen kontinuierlichen Materialaustragprozess mit geringer thermischer Degradation. Die Verwendung einer Düse mit 3 mm Innen- und 10 mm Außendurchmesser ermöglicht einen Materialaustrag von max. 6 kg/h. Das Extrudergewicht von 19 kg ist aufgrund der festen Einbaulage und inversen Kinematik unkritisch. Die Eignung des Einschneckenextruders für die zum Einsatz kommenden Werkstoffe PMMA und SAN wurde vor der Beschaffung erprobt.

Strangaufweitung und Strangcharakteristik

Bei der Extrusion von Polymerschmelzen durch eine Düse erfährt der austretende Materialstrang, im Vergleich zum eigentlichen Düsendurchmesser, eine Aufweitung. Die Ursache findet sich in der Knäuelstruktur der fadenförmigen Makromoleküle, welche beim Kunststoffeintritt in die Düse entlang der Fließrichtung verstreckt werden. Durch das Relaxieren dieser Moleküle am Düsenaustritt kommt es zum sogenannten Schwellen des Extrudatstrangs. Dieses Verhalten ist auch als Entropieelastizität bekannt. Neben diesem Phänomen kann auch eine höhere Extrusionsrate zu einer Aufweitung von extrudierten Polymerschmelzen führen. Durch Verlängern der Düse ist es möglich eine Reduzierung des Schwellverhaltens zu erreichen. [Kai16] [Ric70]

Um den tatsächlich vorliegenden Extrudatdurchmesser zu bestimmen, erfolgt die Detektion des Schwellverhaltens mittels einer Kamera (*Panasonic Lumix GX8*; Objektiv: *Olympus M. Zuiko Digital ED 75 - 300 mm 4.8-6.7 II*; Brennweite: 300 mm).

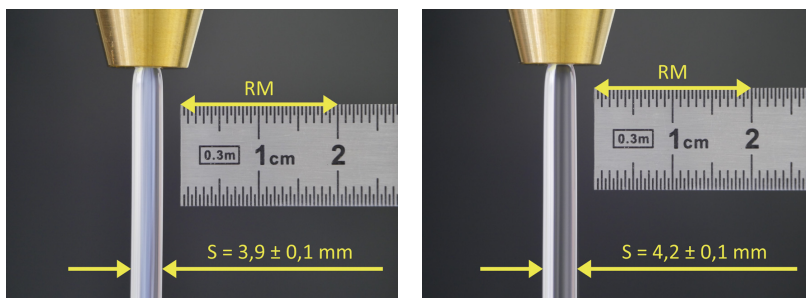


Abb. 21: Untersuchte Strangaufweitung von PMMA (links) und SAN (rechts) an einer Düse mit 3 mm Durchmesser, bei $n_{\text{Ext}} = 15 \text{ /min}$ mit Referenzmaß (*RM*) und Strangdurchmesser (*S*)

Für jede eingestellte Drehzahl am Extruder ($n_{\text{Ext}} = 10, 15, 20, 25, 30 \text{ 1/min}$) wird eine Fotoaufnahme (vgl. Abb. 21) erzeugt und der Strangdurchmesser (S) über die Pixelzahl und -größe berechnet (*Photoshop CC*, Version 19.1.7). Als Referenzmaß (RM) zur Ermittlung der vorliegenden Pixelgröße dient der in der Aufnahme dargestellte Stahlmaßstab. Folglich ergibt sich für den Werkstoff PMMA $S = 3,9 \pm 0,1 \text{ mm}$ und für SAN $S = 4,2 \pm 0,1 \text{ mm}$. Eine deutliche Veränderung der Strangaufweitung innerhalb des untersuchten Drehzahlbereiches ist nicht zu beobachten. Die ermittelten Werte gilt es daher bei weiterführenden Modellbetrachtungen zu berücksichtigen.

4.3.3 Maschinenkinematik und Bauplattform

Die Konturierung der großvolumig schmelzgeschichteten Bauteile erfolgt durch die ausschließliche Bewegung der Bauplattform. Dabei sind die X-, Y- und Z-Achse seriell miteinander gekoppelt und ermöglichen so eine Relativbewegung zum feststehenden Extruder. Da dessen Masse nicht mitbewegt werden muss, entstehen weniger Schwingungen, welche einen negativen Einfluss auf den Fertigungsprozess haben. Abweichungen der Stranggeometrie, wie in [Sch17] gezeigt, können somit vermieden werden.

Zum Einsatz kommt ein, nach Abschnitt 4.2 sowie unter Berücksichtigung von A2, individuell konfiguriertes 3-Achssystem der Firma *Jenaer Antriebstechnik* (JAT). Die Standardkonfiguration der Achsen und die damit verbundene Auflösung erlaubt eine hochaufgelöste Fertigung der Bauteile und bildet somit eine sehr gute Grundlage für die Folgeuntersuchungen im additiven Fertigungsprozess. Die Systemparameter sind in Tab. 3 gezeigt.

Tab. 3: Systemparameter des 3-Achssystems

Hub X/Y/Z	550 mm	Wiederholgenauigkeit X/Y/Z	$\pm 10 \mu\text{m}$
Pos.-auflösung X/Y	$0,5 \mu\text{m}$	Ablaufgenauigkeit X/Y/Z	$\leq 50 \mu\text{m}$
Pos.-auflösung Z	$< 0,1 \mu\text{m}$	max. Beschleunigung X/Y/Z	$0,5 \text{ m/s}^2$
Pos.-genauigkeit X/Y	$\leq 50 \mu\text{m}$	max. Geschwindigkeit X/Y/Z	$0,1 \text{ m/s}$
Pos.-genauigkeit Z	$\leq 25 \mu\text{m}$		

Das Achssystem wird um eine beheizbare Bauplattform erweitert, um eine gute Anbindung zwischen Material und Bauplattform zu gewährleisten sowie Formfehler am Bauteil durch thermischen Verzug zu vermindern [Cho16]. Andere Möglichkeiten der Adhäsionssteigerung zwischen Materialstrang und Plattform sind die Extrusion auf Kaptonband [Afi12] oder Glassubstrat [Mes18]. Jedoch wirkt sich die Verwendung einer beheizten Plattform besonders positiv auf die Verarbeitung von ABS und artverwandte Kunststoffe mit ähnlichem

Materialschrumpf aus [Gra17]. Da dies auch für SAN und PMMA gilt, erfolgt im Aufbau die Integration eines Heizkonzepts der Firma *Filafarm*[®].

Hinsichtlich des angestrebten Temperiervorgangs besitzt das 3-Achssystem verschiedene Vor- und Nachteile. Durch die Möglichkeit der Bauteilbewegung entlang der X-, Y- und Z-Achse kann der Laserstrahl über feste Optiken in den Prozess eingekoppelt werden, ohne auf bewegte Optiken zurückgreifen zu müssen. Die Wirkzone bleibt dabei unabhängig von der Prozessführung immer im gleichen Punkt, wodurch die Prozessstabilität gesteigert werden kann. Die Erweiterung des Systems um eine C-Achse bietet die Möglichkeit eine richtungsvariable Bauteilerwärmung mittels Laserstrahl vorzunehmen ohne den Laserstrahl nachführen zu müssen, da Extrusionsrichtung und Temperierzone permanent in einem Punkt zusammenfallen. Jedoch stehen diesem Konzept der damit verbundene höhere Kostenaufwand, die geringere Kompaktheit der Gesamtmaschine durch die zusätzliche Drehung des Tisches sowie der deutlich erhöhte Programmieraufwand bei der Generierung der Bauteilkontur gegenüber. Weiterhin wäre eine geeignete Lösung zu finden, um die Energiezufuhr zur verwendeten Heizplatte zu realisieren. Dies stellt vor allem bei der Fertigung von Spiralgeometrien mit Endlosstrang eine deutliche Herausforderung dar, da ein uneingeschränktes Rotieren um die Z-Achse erforderlich wird. Das direkte Verkabeln ist dann nicht mehr möglich. Auch die Umsetzung einer scannenden Bewegung des Laserstrahls zur Manipulation der Intensität kann in dieser Konfiguration nur durch eine zusätzliche Erweiterung des Strahlengangs erfolgen. Im Gegensatz zum Nachführen des Laserstrahls entlang der Strangablagerichtung liegen beim Scannen die Extrusions- und Temperierrichtung nicht mehr im gleichen Punkt. Der Extrusionsvorgang und die Laserstrahlauslenkung müssen daher losgelöst voneinander ablaufen.

4.3.4 Lasersystem und -charakteristik

Ermittlung der Laserleistung

Zum Temperieren der Bauteile kommt ein CO₂-Lasersystem der Firma *Synrad* zum Einsatz. Da bereits geringe Laserleistungen zur Bearbeitung von Kunststoffen genügen, ist das Modell *Synrad 48-2(S)* mit einer maximalen Laserleistung $P_L = 25 \text{ W}$ ideal für den angestrebten Prozess geeignet. Die Geräteparameter sind in Tab. 4 gezeigt und stehen in Übereinstimmung mit den Forderungen aus Abschnitt 4.2 bzw. A2. Um die vorliegenden Gerätespezifikationen zu überprüfen, wird eine Lasercharakteristik in Form einer Leistungsmessung sowie einer Strahlanalyse durchgeführt. Die Leistungsmessung erfolgt im Langzeitbetrieb und in Anlehnung an [DIN11554] unter Verwendung des Leistungsmessgerätes *1000W-BB-34* von *Ophir* mit dem dazugehörigem Anzeigesystem *StarLite*.

Tab. 4: Geräteparameter des Synrad Lasersystems [Syn19]

CO ₂ -Laser Synrad 48-2(S)			
Wellenlänge (λ)	10,6 μm	Modenqualität	TEM ₀₀ , 95% Reinheit
Laserleistung (P_L)	25 W	Beugungsmaßzahl (M²)	< 1,2
Leistungsstabilität	± 5%	Elliptizität	1,2
Strahldurchmesser	3,5 mm	Kühlung	luftgekühlt
Strahldivergenz	4 mrad	Gewicht	8,2 kg
Polarisation	linear		

Unter Prozessbedingungen wird der Laser einmalig beim Maschinenstart eingeschaltet. Der Zeitpunkt des Laserenergieeintrags, und somit das Schaltverhalten im Prozess, erfolgt über einen Shutter. Von einem wiederholten Ein- und Ausschalten des Lasers ist aufgrund seines Einschwingverhaltens abzusehen. Aus diesem Grund ist vor allem das Langzeitverhalten des Systems von besonderem Interesse (Abb. 22).

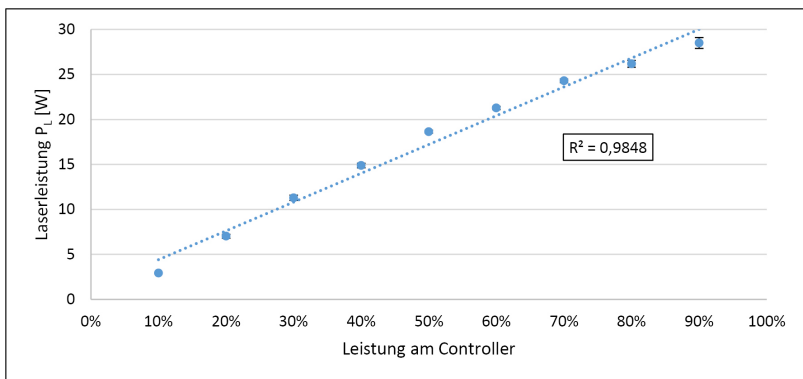


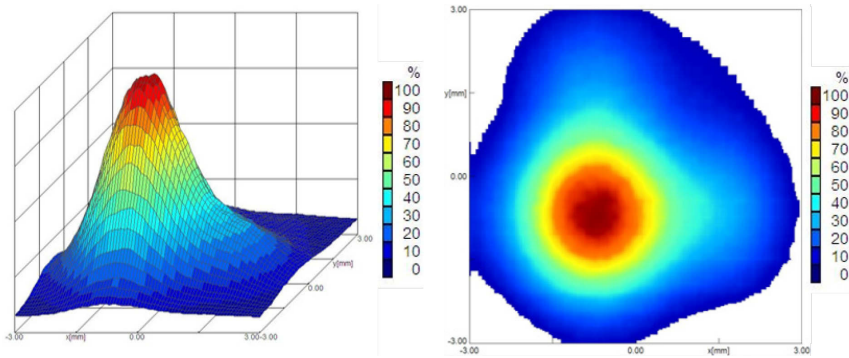
Abb. 22: Leistungsmessung am Synrad Laser (Langzeitbetrieb – 1h)

Die Messergebnisse bestätigen einen linearen Zusammenhang zwischen den eingestellten Werten am Controller und der am Messgerät aufgenommenen Laserleistung. Entlang der abgeleiteten Funktion können im weiteren Versuchsverlauf beliebige Leistungsstufen exakt und wiederholgenau am System eingestellt werden.

Strahlprofilvermessung

In einer weiteren Untersuchung erfolgt die Aufnahme des Rohstrahlprofils des Lasers in Anlehnung an [DIN11146-1]. Dazu kommt ein *Laserscope UFF 100* (Fa. *Prometec*) sowie die Geräte *Gentec-EO thermal detector UP55N-300F-H9-DO* (Sensoreinheit) und *Gentec-EO*

Solo PE (Bediengerät) zum Einsatz. Eine hohe Strahlqualität ergibt sich bei einer Taktfrequenz der Pulsweitenmodulation von 20 kHz (Abb. 23), welche folglich für weiterführende Untersuchungen zur Anwendung kommt.



PROMETEC PROLAS Measurement results - PROLAS-Version 1.47			
Parameter	Value	Unit	
Device	UFF 100		
Ser.-No.	UFF100-454		
Firmware-Version	7.3		
Laser power	P 25	W	
z-Position	z 0.000	mm	
Window position	x 2.688	mm	
Window position	y 0.937	mm	
x-Window size	6.000	mm	
y-Window size	6.000	mm	
Noise cutoff	off		
Noise cutoff factor	Ncut 100	%	
Filter	none		
Averages	6		
A/D-Resolution	8	bit	
Offset	18.035		
Gain	3.0	dB	
Pinhole diameter	500	µm	
x-Picture resolution	81		
y-Picture resolution	41		
x assigned to ext.	xe		
y assigned to ext.	ye		
z assigned to ext.	ze		
Result		Value	Unit
Beam waste radius	w	2.40	mm
x-Beam radius	wx	2.43	mm
y-Beam radius	wy	2.37	mm
Ellipticity	epsilon	1.026	
Rotate angle	psi	-3	°
Divergence angle	$\Theta(r(86\%))$	0.005	rad
Beam propagation factor	$K(r(86\%))$	0.631	
Time limit defraction factor	$M^2(r(86\%))$	1.584	
Generalized area	Ag	17.22	mm ²
Generalized radius	rg	2.34	mm
Area	A(86%)	17.76	mm ²
Radius	r(86%)	2.38	mm
Power density	E(86%)	4.20e+001	W/cm ²
mean Power density	E(mean)	1.21e+002	W/cm ²
max. Power density	Emax	3.10e+002	W/cm ²
Power density	E(Ag)	1.45e+002	W/cm ²
rel. Beam position	µx	-0.298	mm
rel. Beam position	µy	-0.051	mm
abs. Beam position	x0	2.390	mm
abs. Beam position	y0	0.886	mm
ext. Beam position	xe0	2.390	mm
ext. Beam position	ye0	0.886	mm

Abb. 23: Laserstrahlprofil bei 20 kHz Taktfrequenz und 90 % Leistung (24 W) oben und dazugehöriges Messprotokoll aus PROLAS unten

5 Entwurf einer richtungsvariablen Lasertemperiereinheit

Zur weiteren Spezifizierung des Gesamtsystems greift dieses Kapitel erneut auf die in Abschnitt 4 beschriebene Methodik des KEP nach Ilmenauer Schule zurück.

5.1 Problemstellung

Besondere Herausforderung beim kombinierten Prozess des großvolumigen Schmelzschichtens mit gleichzeitiger Lasertemperierung bildet die Forderung, die Wirkzonentemperierung möglichst ununterbrochen und dem Bauteilpfad folgend vorzunehmen (vgl. Abschnitt 4.1). Nur durch eine permanente Temperierung im Bereich der Extrudatablage kann eine definierte Erweichung der Kunststoffstränge erfolgen. Auf Basis von Vorversuchen wird eine zu temperierende Strangbreite von $w = 6 \text{ mm}$ festgelegt. Durch den kombinierten Verfahrensansatz erweitert sich, im Vergleich zum konventionellen Schmelzschichten, die Anzahl der Eingangsgrößen um den Laserenergieeintrag (Abb. 24).

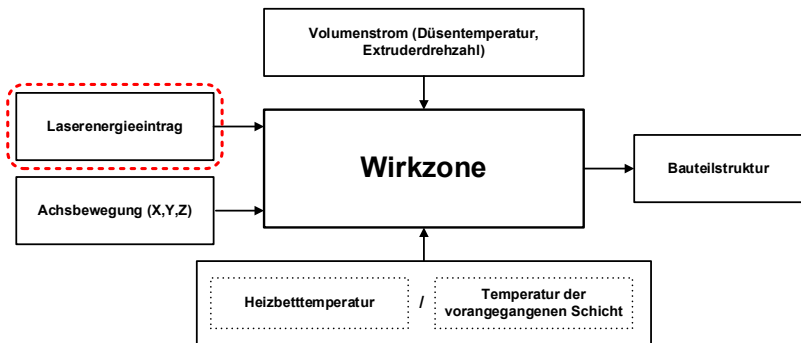


Abb. 24: Eingangs- und Ausgangsgrößen der Wirkzone mit der Erweiterung Laserenergieeintrag

Dies hat eine Änderung des thermischen Prozessverhaltens zur Folge, welches im Abschnitt 8 näher beschrieben wird.

Die dargestellte Abstraktionsebene gibt jedoch keinen Aufschluss über den konstruktiven Anspruch hinsichtlich der maschinentechnischen Ausführung des richtungsvariablen, laserunterstützten Schmelzschichtvorgangs. Erst durch die Betrachtung im Raum (Abb. 25) ist ersichtlich, dass der Richtungsvektor der zusätzlich eingebrachten Laserstrahlenergie (\vec{V}_L) fest mit dem Vektor der Vorschubrichtung des Schmelzschichtvorgangs (\vec{V}_{vf}) durch einen Winkel δ verknüpft sein muss, um eine ununterbrochene Wirkzonentemperierung vornehmen zu können. Die Z-Achse des Extruders (Z_{Ext}) sowie \vec{V}_L und \vec{V}_{vf} spannen dabei die Temperierebene

A_T auf. Nur unter der Forderung gleichbleibender Winkelbeziehungen $\vec{V}_{vf} \perp Z_{Ext}$ und $\delta = \delta'$ kann durch eine Rotation von A_T um Z_{Ext} ein definiertes Einkoppeln der Laserenergie in die Wirkzone erfolgen. Die Orientierung von \vec{V}_L richtet sich dabei stets nach der Richtung von \vec{V}_{vf} .

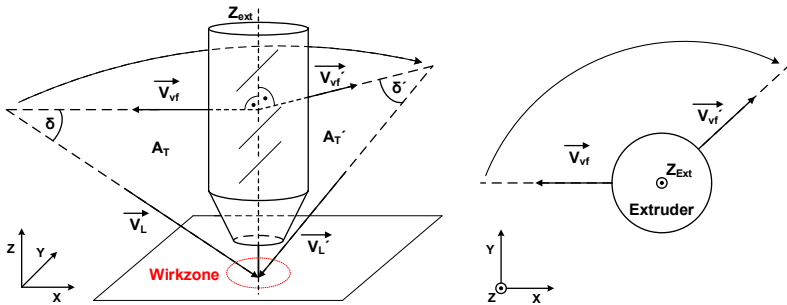


Abb. 25: Nachführung des Laserstrahls von \vec{V}_L nach \vec{V}_L' bei der Änderung der Vorschubrichtung von \vec{V}_{vf} auf \vec{V}_{vf}' , schematisch verdeutlicht im Raum (links) und in der Draufsicht (rechts)

Die beschriebene Problemstellung wird, wie in Abschnitt 2.4 gezeigt, bereits in verschiedenen Patentdokumenten adressiert. Daher ist es erforderlich die angestrebte Lösung von der vorliegenden Patentsituation deutlich abzugrenzen. Weiterhin muss der angestrebte Lösungsansatz auf die vorliegende Maschinensituation und deren Randbedingungen abgestimmt sein. Daher ist eine individuell gestaltete Neuentwicklung unumgänglich.

5.2 Konzeptphase

Bereits zu Beginn der Konzeptphase können einige entwicklungsseitige Anforderungen festgehalten werden, welche sich aus den durchgeführten Vorbetrachtungen (vgl. Abschnitt 4.2) ableiten. Da zum Temperieren ein CO₂-Lasersystem zur Anwendung kommt, wird die Nutzung von transmittierenden optischen Elementen weitestgehend vermieden. Für CO₂-Laserstrahlung transmissive Materialien wie Zinkselenid (ZnSe) oder Germanium (Ge) sind im Vergleich zu standardisierten Optikmaterialien deutlich kostenintensiver und können bei Beschädigung zudem giftige Substanzen entwickeln. Aufgrund der Extruder- und Laserauswahl und der damit einhergehenden Bauraumeinschränkungen ist es zudem nicht möglich, den Laserstrahl zentrisch, also entlang der Extruderachse, einzukoppeln. Die Vorzüge einer Laserstrahlableitung in einen auf der optischen Achse liegenden Wirkpunkt (vgl. auch Ringspiegelapplikation [Hub10]) gehen dadurch verloren. Beide zuvor genannten Aspekte schließen ebenfalls den Einsatz einer

ringförmigen Temperierung, wie in [Tan16] gezeigt, aus. Zudem lässt ein über eine Ringkontur kontinuierlich eingebrachter Energieeintrag kein laterales Temperieren (Einkoppeln der Laserstrahlung innerhalb einer Schicht, seitlich neben einem bereits abgelegten Strang) zu. Durch das Einbringen der Energie am gesamten Düsenumfang des Extrudats sind unterschiedliche Temperaturverhältnisse (bzgl. der Extrusionsrichtung - vor und hinter dem Extrudatstrang) zu erwarten, da diese entweder auf den vorangegangenen oder den neu extrudierten Strang abgestimmt sein müssen. Bei gleicher Intensitätsverteilung bedeutet dies entweder ein unzureichendes Erwärmen in der Wirkzone oder ein zu hohes Erwärmen des neu abgelegten Strangs und folglich eine Bauteilschädigung.

Ein Einkoppeln der Laserstrahlung senkrecht zur Extruderachse wird ebenfalls vermieden, da dies zu erschwerten Anforderungen an die Geräteentwicklung führt und zugleich die Komplexität der nachgelagerten Strahlführung maßgeblich erhöht.

5.2.1 Funktionssynthese

Unter der Berücksichtigung aller zur Erfüllung der Funktion erforderlichen Energie-, Informations- und Stoffflüsse sowie deren Bezeichnungen und Richtungen wird eine Funktionsstruktur erarbeitet.

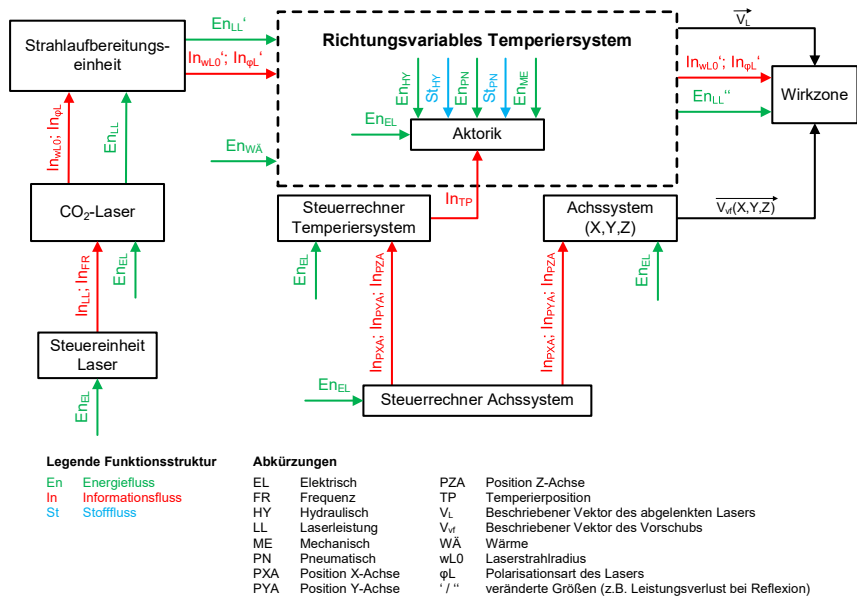


Abb. 26: Funktionsstruktur der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit

Dabei werden die für die richtungsvariable Lasertemperiereinheit erforderlichen Teilbereiche betrachtet und mit den Elementen des Gesamtsystems verknüpft, ohne dieses komplett darzustellen (Abb. 26). Es zeigt sich, dass die Funktionsstruktur einen direkten Bezug zu den in Abschnitt 5.1 – Abb. 24 dargestellten Einflussfaktoren auf die Wirkzone hat und dieses Schema zugleich um die Funktion des Ablenssystems erweitert wird. Die verschiedenen funktionellen Teilbereiche sind durch die aufgezeigte Flusstruktur miteinander verknüpft.

Informationsfluss

Die Steuerung des vorliegenden CO₂-Lasersystems erfolgt durch den dazugehörigen Controller UC-2000. Dort kann sowohl die Laserfrequenz als auch die Laserleistung via Pulsweitenmodulation eingestellt werden. Am Laser selbst ist dann die entsprechende Leistung verfügbar.

Der Steuerrechner der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit benötigt eine Kopplung zur Steuerung des Achssystems, welche die Bahnen zur Erzeugung der Bauteilgeometrie über den eingespeisten G-Code vorgibt. Folglich ergibt sich an der Wirkzone der Vektor zur Beschreibung der Vorschubrichtung $\vec{V}_{vf}(x, y, z)$. Die vorliegenden Datensätze am Steuerrechner (In_{PXA} , In_{PYA} , In_{PZA}) definieren den Bauteilpfad und stellen somit zugleich die Information bereit, welche zum Nachführen des Temperierpunktes (In_{TP}) erforderlich ist. Durch eine entsprechende Aktorik kann somit der Richtungsvektor der Laserenergie (\vec{V}_L) entsprechend verändert werden.

Gleichzeitig liegen Informationen über die Laserstrahlung vor, welche sich in Form von Laserstrahlradius (In_{wL0}) bzw. Laserstrahlpolarisation ($In_{\varphi L}$) äußern. Diese Informationen sind in Abhängigkeit des Maschinenaufbaus und der Prozessführung veränderlich.

Da von einer aktiven Nachregelung der Laserleistung im Prozess abgesehen wird, erfolgt die Überwachung der Temperierung in der Wirkzone losgelöst von der Maschinenkonfiguration und wird daher in der Funktionsstruktur nicht berücksichtigt.

Energiefluss

Das dargestellte Achssystem besteht aus elektromechanischen Antrieben und verwendet Synchronservomotoren mit rotatorischem Absolutwertencoder zum Verfahren der Linearachsen. Diese sind durch eine Kombination aus Kugelumlauführungen und Kugelumlaufspindeln realisiert, wodurch die geforderte Genauigkeit erreicht wird und das System eine zusätzliche Robustheit erlangt. Jedes Element, welches eine Stromversorgung benötigt, besitzt eine entsprechende Energieflusskennzeichnung (En_{EL}).

Zur Realisierung der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit ist es erforderlich verschiedene Möglichkeiten zur Übertragung von Energieflüssen vorzusehen. Zum gegenwärtigen Zeitpunkt

würde eine explizite Festlegung zu einer vorzeitigen Einschränkung des Wirkmechanismus oder der Antriebsart führen. Daher ist es ratsam die prinzipielle Verfügbarkeit von Übertragungselementen vorzuhalten, welche sich nach [Tec10] in Wärmeenergie sowie pneumatische, elektrische, mechanische und hydraulische Energie unterteilen lassen.

Stofffluss

In der dargestellten Funktionsstruktur ist, je nach Ausführungsform der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit, ein entsprechender Stofffluss erforderlich, um die Funktionen des Systems zu erfüllen. Dieser kann in Form von hydraulischen oder pneumatischen Medien vorliegen. Da die Konkretisierung der Ausführung erst in Abschnitt 5.3 erfolgt sind erforderliche Stoffflüsse zunächst lediglich vorgehalten.

5.2.2 Prinzipsynthese

Auf Basis der definierten Problemstellung (Abschnitt 5.1) und der abgeleiteten Funktionsstruktur (Abschnitt 5.2.1) werden im zweiten Teil der Konzeptphase verschiedene Lösungsprinzipie für eine richtungsvariable Lasertemperiereinheit erarbeitet. Die Prinzipdarstellungen setzen einen zur Extruderachse radial versetzten Laserstrahl voraus, dessen Propagationsrichtung und Strahlform durch eine vorgeschaltete Strahlaufbereitung realisiert sind. Die detaillierte Ausführung dieser Strahlaufbereitung wird in Abhängigkeit des Technischen Prinzips abgeleitet und im Konkretisierten Technischen Prinzip (Abschnitt 5.3.1) dargestellt. Im Rahmen der Prinzipsynthese gibt es keine direkte Kopplung bzw. Abhängigkeiten zwischen Strahlformung und Strahlführung.

Variante 1 – Radialsymmetrisch angeordnetes Dreispiegelsystem

Variante 1 umfasst ein Dreispiegelsystem bestehend aus den Spiegeln M_1 , M_2 und M_3 mit insgesamt vier einstellbaren Freiheiten. Die drei Schwenkspiegel sind auf einem Teilkreis radial in 120° zueinander angeordnet (vgl. Abb. 27, links). Trifft der einfallende Laserstrahl (parallel zur Extruderachse) auf M_1 , koppelt dieser, durch Einstellen einer definierten Winkellage von M_1 um Y (R_{M1-Y}), den Strahl direkt in die Wirkzone ein (vgl. Abb. 27, rechts). Zudem ist ein Ablenken auf M_2 oder M_3 möglich. Hier erfolgt zunächst die Ablenkung des einfallenden Strahls in die durch die Drehachsen aufgespannte Ebene des Dreispiegelsystems durch R_{M1-Y} . Eine zweite Rotation von M_1 um Z (R_{M1-Z}) ermöglicht das Umlenken auf M_2 oder M_3 . Die Freiheiten R_{M2-Z} bzw. R_{M3-Z} erlauben dann ein Ablenken der Laserstrahlung in die Wirkzone. Bei den Übergängen zwischen M_2 und M_3 ist zudem die Einbindung eines Shutters (S_1) erforderlich, um ein Auftreffen des Strahls auf der Extruderaußenseite auszuschließen.

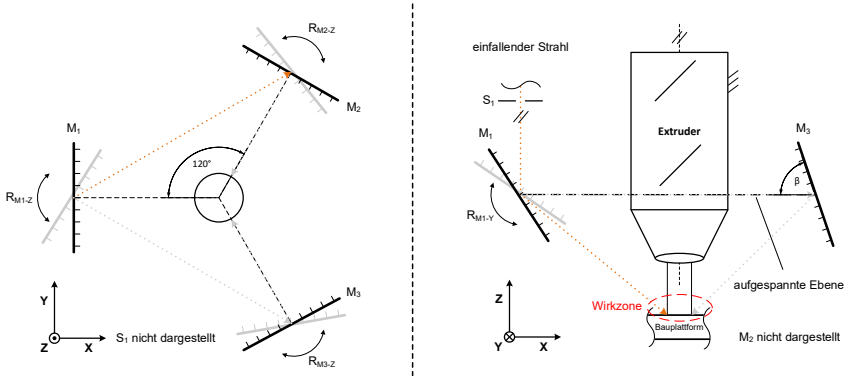


Abb. 27: Wirkprinzip des radialsymmetrisch angeordneten Dreispiegelsystems als Draufsicht (links) und Seitenansicht (rechts) – Prinzipdarstellung

M_1 ist dabei das einzige Element, welches zwei Freiheiten besitzt, währenddessen zwischen der durch die Drehachsen aufgespannten Ebene und den Spiegeln M_2 bzw. M_3 eine feste Winkelbeziehung β vorliegen muss. Die Fähigkeit der Rotation um die jeweils lokalen Z-Achsen der Elemente ermöglicht die Temperierung eines kleinen Wirkzonenbereichs sowie die Erzeugung eines Scanfelds.

Tab. 5: Systemparameter des radialsymmetrisch angeordneten Dreispiegelsystems

Temperierbarer Bereich am Materialstrang in der Draufsicht	erforderliche Ansteuerungen	Anmerkungen
	R_{M1-Y}	<ul style="list-style-type: none"> - 360°-Umlenkung nur bedingt gewährleistet - ca. 60 % des Umfangs temperierbar - laterales Temperieren nur bedingt möglich - Option für Scannen bleibt erhalten - kostengünstige Lösung
	R_{M1-Z}	
	R_{M2-Z}	
	R_{M3-Z}	
	S_1	
	$\Sigma = 5$	

Dieses ermöglicht die Homogenisierung des Energieeintrags. Durch die bestehende Anordnung wird die 360°-Umlenkung jedoch nur bedingt gewährleistet, da bestimmte Bereiche am Extrudatstrang mit reduzierter Energie oder ggf. gar nicht erreicht werden. Auch das laterale Temperieren der Strangseiten ist nur teilweise und in Abhängigkeit der Vorschubrichtung möglich. Im Ergebnis (Tab. 5) finden sich fünf erforderliche Ansteuerungen, die Einbindung von drei Spiegelementen sowie eine auf 60 % geschätzte Temperierung des Strangumfangs. Die entstehenden Kosten des Prinzips sind als gering einzustufen.

Variante 2 – Radialsymmetrisch angeordnetes Vierspiegelsystem

Das zweite Konzept zur richtungsvariablen Lasertemperierung stellt eine Erweiterung der zuvor beschriebenen Variante 1 dar, welche um einen weiteren Spiegel ergänzt wird. Die vier zur Anwendung kommenden Spiegel M_1 , M_2 , M_3 und M_4 sind radial in 90° zueinander angeordnet (vgl. Abb. 28, links) und besitzen insgesamt sechs einstellbare Freiheiten. Zunächst trifft auch hier der einfallende Laserstrahl parallel zur Extruderachse auf den Spiegel M_1 , welcher diesen in die Wirkzone lenkt (vgl. Abb. 28, rechts). Weiterhin ist ein Ablenken des Strahls auf M_2 oder M_4 möglich. Zunächst wird M_1 um Y (R_{M1-Y}) geschwenkt und der Laserstrahl in die durch die Drehachsen aufgespannte Spiegelebene des Vierspiegelsystems abgelenkt.

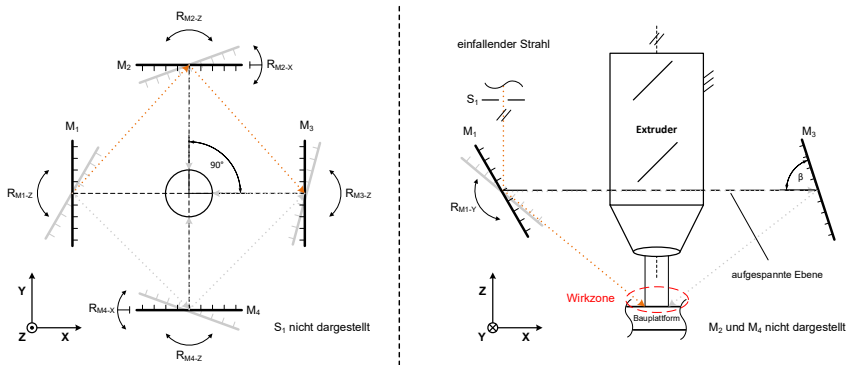


Abb. 28: Wirkprinzip des radialsymmetrisch angeordneten Vierspiegelsystems als Draufsicht (links) und Seitenansicht ohne M_2 und M_4 (rechts) – Prinzipdarstellung

Durch ein entsprechendes Rotieren R_{M1-Z} kann nun eine Reflexion auf M_2 oder M_4 erfolgen. Dies geschieht erneut unter Zuhilfenahme eines vor M_1 positionierten Shutters (S_1), um eine Oberflächenbeschädigung am Extruder zu vermeiden. Neben dem Einkoppeln in die Wirkzone muss zudem entweder M_2 oder M_4 in der Lage sein die Strahlung an M_3 weiterzuleiten. Daher ist eines dieser Elemente mit einer weiteren Freiheit (R_{M2-X} oder R_{M4-X}) vorzusehen. Der Laserstrahl kann dann, analog zum Ablenkprinzip von M_1 , entlang der durch die Drehachsen aufgespannten Spiegelebene auf M_3 projiziert werden. Ob M_2 oder M_4 um diese Freiheit erweitert werden, ist für das Funktionsprinzip unerheblich.

Im dargestellten Prinzip sind zwei der vier Elemente mit jeweils zwei Freiheiten zu versehen. Die Fähigkeit der Rotation um die jeweils lokalen Z-Achsen der Spiegel M_1 - M_4 ermöglicht auch in diesem Konzept die Temperierung eines kleinen Wirkzonenbereichs sowie die Erzeugung eines Scanfelds. Die Anordnung realisiert das Temperieren entlang aller

Hauptrichtungen (positive und negative X- und Y-Richtung), jedoch nicht entlang ihrer Diagonalen. Das laterale Temperieren der Strangseiten ist möglich.

Tab. 6: Systemparameter des radialsymmetrisch angeordneten Vierspiegelsystems

Temperierbarer Bereich am Materialstrang in der Draufsicht	erforderliche Ansteuerungen		Anmerkungen
	R_{M1-Y}	$\Sigma = 7$	<ul style="list-style-type: none"> - Freiheit R_{M2-X} oder R_{M4-X} wählbar - ca. 80 % des Umfangs temperierbar - laterales Temperieren möglich - Option für Scannen bleibt erhalten - moderate Kosten
	R_{M1-Z}		
	(R_{M2-X})		
	R_{M2-Z}		
	R_{M3-Z}		
	(R_{M4-X})		
	R_{M4-Z}		
	S_1		

Im Ergebnis (Tab. 6) besitzt das Konzept sieben notwendig werdende Ansteuerungen und bindet vier Spiegelemente ein. Die ermöglichte Temperierung des Strangumfangs wird auf ca. 80 % abgeschätzt sowie die entstehenden Kosten des Prinzips als moderat eingestuft.

Variante 3 – Ringspiegel

Ein weiterer Lösungsansatz nutzt die Kombination aus zwei planaren Spiegeln und einem kegelförmigen Ringspiegel, wie sie auch bei quasisimultanen Bearbeitungsprozessen in der Laserstrahlmaterialbearbeitung, bspw. dem Laserlöten, zur Anwendung kommt [Hub10]. Die vorliegende Bauraumsituation ermöglicht, wie bereits erwähnt, kein koaxiales Einkoppeln der Laserstrahlung zur Extruderachse. Aus diesem Grund arbeitet das Prinzip mit zwei Schwenkspiegeln (M_1 , M_2) sowie einem Ringspiegel (M_3). Die Schwenkspiegel besitzen dabei zur Extruder-Mittelachse einen definierten Abstand d_{Ext-A} . Wie in Abb. 29, rechts erkennbar, geht dem Prinzip zunächst eine Strahlteilung voraus, um zwei separierte Strahlengänge zu erhalten. Das Separieren muss an dieser Stelle zudem durch zwei Shutter (S_1 , S_2) erfolgen. Die exakte Konfiguration der Strahlableitung und -teilung ist für das Ablenkprinzip an dieser Stelle irrelevant und wird daher nicht näher betrachtet. Trifft der Laserstrahl auf Spiegel M_1 , wird dieser mittels Schwenken um Y (R_{M1-Y}) und Z (R_{M1-Z}) auf den Ringspiegel gelenkt. Aufgrund der vorliegenden, radialen Abweichung d_{Ext-A} koppelt der von M_3 reflektierte Strahl jedoch nicht in seinem Brennpunkt ein. Die Erzeugung einer Taumelbewegung durch das Überlagern von R_{M3-X} und R_{M3-Y} erlaubt es diesen Offset zu korrigieren. Das beschriebene Ablenkprinzip gilt analog für M_2 . M_1 und M_2 sind zudem in der Lage eine Ablenkung über die

Hälfte des Ringspiegelumfangs zu vollführen (Abb. 29, links). Daher ist ein vollumfängliches Temperieren des Strangs gewährleistet.

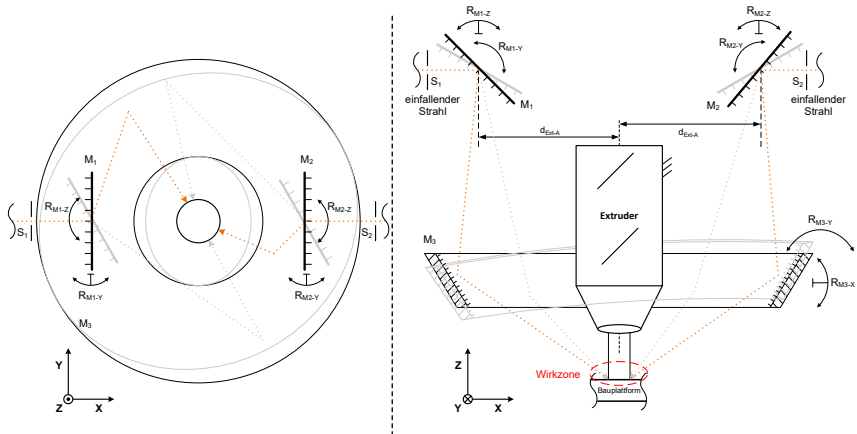


Abb. 29: Wirkprinzip des Ringspiegelsystems als Draufsicht links und Seitenansicht mit Ringspiegel im Schnitt rechts – Prinzipdarstellung

Das Ringspiegelsystem arbeitet mit drei Ablenkelementen, zwei Schwenkspiegeln (M_1 , M_2) mit jeweils zwei Freiheiten sowie einem Ringspiegel (M_3) mit zwei Freiheiten. Der große Schwenkbereich der Spiegel M_1 und M_2 gewährleistet nach weiterer Reflexion an M_3 ein komplettes Temperieren am Umfang des Materialstrangs. Zudem ist ein laterales Bestrahlen der Stränge möglich.

Tab. 7: Systemparameter des Ringspiegelkonzepts

Temperierbarer Bereich am Materialstrang in der Draufsicht	erforderliche Ansteuerungen		Anmerkungen
	R_{M1-Y}	$\Sigma = 8$	<ul style="list-style-type: none"> - 100 % des Umfangs temperierbar - laterales Temperieren möglich - Steuerungs- und Programmieraufwand hoch - Option für Scannen eingeschränkt - erhöhte Kosten
	R_{M1-Z}		
	R_{M2-Y}		
	R_{M2-Z}		
	R_{M3-X}		
	R_{M3-Y}		
	S_1		
	S_2		

Die an M_1 oder M_2 eingekoppelte Laserstrahlung muss jedoch selektiv, und in Abhängigkeit des Vorschubvektors, durch zusätzliche Shutter zu- bzw. abgeschaltet werden. Des Weiteren ist es erforderlich die Taumelbewegung von M_3 auf jede Ablenkwinkelposition einzustellen und zu synchronisieren. Die Erzeugung eines Scanfelds kann daher aufgrund der Systemträgheit von M_3 nicht realisiert werden. In Summe (Tab. 7) erfordert das Prinzip acht Ansteuerungen, die Einbindung von drei Spiegelementen und ermöglicht eine 100 %ige Temperierung des Düsenumfangs. Die entstehenden Kosten des Konzepts sind als hoch einzustufen.

Variante 4 – Ellipsenspiegel

Das vierte Laserstrahlablenkkonzept besteht aus der Kombination eines rotierenden Planspiegels (M_1) mit einem Ellipsenspiegel (M_2). M_1 ist so auf der linksseitigen Brennachse (F') des Ellipsenspiegels positioniert, dass die lokale Z-Achse von M_1 und F' koaxial zueinander ausgerichtet sind. Trifft nun der Laserstrahl, ebenfalls koaxial zu F' , auf M_1 , kann dieser durch eine Rotation um Z (R_{M1-z}) auf die rechtsseitige Brennachse (F) abgelenkt werden (Abb. 30, links), da die Gesetzmäßigkeiten der Ellipsenreflexion gelten [Her17].

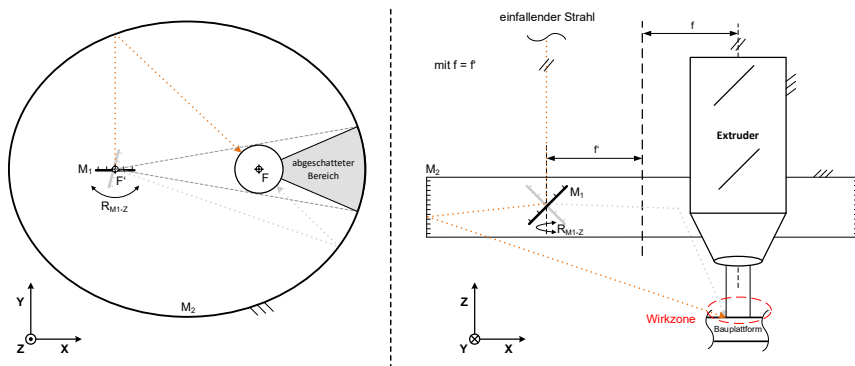
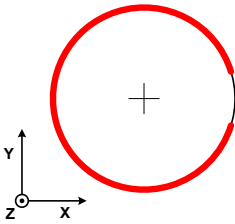


Abb. 30: Wirkprinzip des Ellipsenspiegelsystems als Draufsicht links und Seitenansicht mit Ellipsenspiegel im Schnitt rechts – Prinzipdarstellung

Mittels einer entsprechenden Konfiguration von M_1 und M_2 ist folglich das direkte Einkoppeln in die Wirkzone auf der Bauplatzform möglich (Abb. 30, rechts). Dafür gilt jedoch die Forderung, dass die Mittelachse des Extruders koaxial zu F positioniert ist. Der Ellipsenspiegel ermöglicht den Materialstrang nahezu vollumfänglich zu temperieren. Ausgenommen sind die Bereiche, welche durch den Extruder abgeschattet werden und somit die Strahlpropagation beeinträchtigen (vgl. Abb. 30, links). Das Ellipsenspiegelsystem nutzt zur Strahlumlenkung die Kombination aus einem rotierenden Planspiegel (M_1) und einem fixierten Ellipsenspiegel (M_2).

Dadurch beschränkt sich der Ansteuerungs- und Programmieraufwand auf nur eine einzige Komponente. Das Einkoppeln der Laserstrahlung auf die Brennnachse F erlaubt nur ein bedingtes Temperieren der Strangseiten. Dies kann ggf. durch einen dem Scannen ähnlichen Betrieb kompensiert werden, indem M_1 wiederholt um einen bestimmten Winkelbetrag geschwenkt wird. Dieser Bereich ist jedoch eingeschränkt, da immer nur in einem Teil der Temperierzone gescannt werden kann, aber kein vollumfängliches Scannen möglich ist.

Tab. 8: Systemparameter des Ellipsenspiegelkonzepts

Temperierbarer Bereich am Materialstrang in der Draufsicht	erforderliche Ansteuerungen		Anmerkungen
	R_{M1-z}	$\Sigma = 1$	<ul style="list-style-type: none"> - > 90 % des Umfangs temperierbar - laterales Temperieren eingeschränkt möglich - nur eine Ansteuerung erforderlich - Option für Scannen eingeschränkt - erhöhte Kosten

Gesamtheitlich betrachtet (Tab. 8) kann das System mittels einer Ansteuerung umgesetzt werden. Der theoretische Temperierbereich deckt > 90 % des Strangumfangs ab. Aufgrund der Bauteilkomplexität von M_2 ist mit hohen Kosten bei der Umsetzung zu rechnen.

Variante 5 – Doppelter Ellipsenspiegel

Das fünfte Prinzip ist als Doppelellipsenspiegel ausgeführt und besteht aus zwei Rotationsspiegeln M_1 und M_4 , zwei Ellipsenspiegeln M_2 und M_5 sowie einem festen Ablenkspiegel M_3 . Das Funktionsprinzip basiert auf Variante 4, wird jedoch um einige Zusatzbewegungen erweitert. Neben der Rotation von M_1 um seine lokale Z-Achse (R_{M1-z}) verfügt der Spiegel über eine weitere Freiheit (R_{M1-y}), um den Strahlenverlauf auf M_3 ablenken zu können (vgl. Abb. 31, rechts). Unter Einbindung eines M_1 vorgeschalteten Shutters (S_1) ist es möglich, den Laserstrahl in das zweite Ellipsensystem (M_3, M_4, M_5) einzukoppeln. M_3 und M_4 liegen dabei erneut auf der linksseitigen Brennnachse (F_2') des zweiten Ellipsenspiegels M_5 , die Extrudermittelachse auf der rechtsseitigen Brennnachse F_2 . Trifft der Stahl auf M_3 , findet eine Reflexion auf M_4 statt. Der reflektierte Strahl muss erneut koaxial zu F_2' sein. Durch die Rotation von M_4 um die lokale Z-Achse (R_{M4-z}) kann der Strahlenverlauf auf M_5 weitergeleitet werden. Von dort aus findet dann das Einkoppeln in die Wirkzone statt. Mittels des zweiten Ellipsensystems kann der abgeschattete Bereich aus Variante 4 mit temperiert werden.

Theoretisch ist es denkbar M_5 als Ellipsenspiegelsegment auszuführen (vgl. Abb. 31, links), um den von M_1 ausgehenden Strahlengang nicht zu beeinflussen.

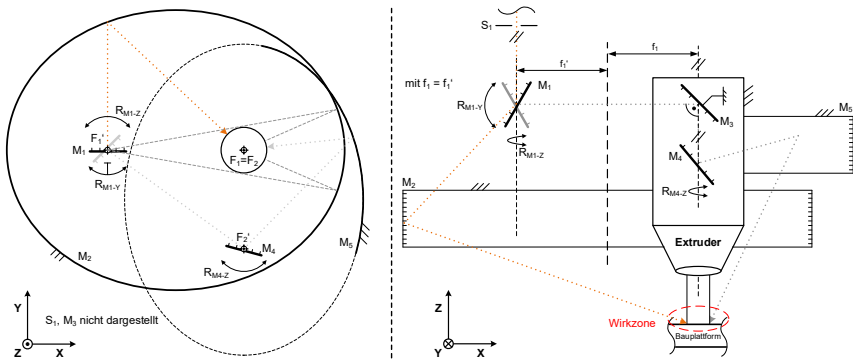


Abb. 31: Wirkprinzip des Doppelellipsenspiegelsystems als Draufsicht links und Seitenansicht mit Ellipsenspiegeln im Schnitt rechts – Prinzipdarstellung

Das System nutzt fünf Spiegelemente mit drei erforderlichen Stellgrößen (R_{M1-y} , R_{M1-z} , R_{M4-z}). Dadurch gelingt es 100 % des Strangumfangs zu temperieren. Das Einkoppeln der Laserstrahlung auf die Brennachse F_1 bzw. F_2 erlaubt auch bei diesem Prinzip nur ein bedingtes Temperieren der Strangseiten.

Tab. 9: Systemparameter des Konzepts mit doppelten Ellipsenspiegel

Temperierbarer Bereich am Materialstrang in der Draufsicht	erforderliche Ansteuerungen		Anmerkungen
	R_{M1-y} R_{M1-z} R_{M4-z} S_1	$\Sigma = 4$	<ul style="list-style-type: none"> - 100 % des Umfangs temperierbar - laterales Temperieren eingeschränkt möglich - moderate Anzahl von Ansteuerungen - Option für Scannen eingeschränkt - sehr hohe Kosten

Ein dem Scannen ähnlicher Betrieb ist ebenfalls durch das wiederholte Schwenken von R_{M1-z} oder R_{M4-z} um einen definierten Winkelbetrag möglich. Zusammenfassend betrachtet (Tab. 9) kann das System durch vier Ansteuerungen eine 100 %ige Temperierung des Strangumfangs gewährleisten. Aufgrund der Bauteilkomplexität von M_2 und M_5 sowie die Verknüpfung der Einzelelemente miteinander ist bei einer Umsetzung mit erheblichen Kosten zu rechnen.

Variantenvergleich

Die zuvor beschriebenen Konzepte besitzen verschiedene Eigenschaften, auf welche im Rahmen der Prinzipsynthese bereits verwiesen wurde. Der Variantenvergleich stellt die Vor- und Nachteile der Prinzipie gegenüber und ermöglicht eine objektive Bewertung zum Erhalt der Vorzugslösung (Tab. 10).

Tab. 10: Bewertungstabelle der Varianten 1 - 5

Bewertungskriterien	Var 1	Var 2	Var 3	Var 4	Var 5
Anzahl Eingangsstrahlen	++	++	o	++	++
Anzahl Strahlablenkungen	+	o	+	+	-
Anzahl anzusteuender Elemente	o	--	--	++	+
Anzahl optisch erforderlicher Elemente	+	o	+	++	-
Laterales Temperieren	+	+	++	o	o
Abgeschätzter Temperierbereich	-	o	++	+	++
Abgeschätzte Kosten	+	o	-	-	--
Gesamtergebnis	o	-	o	+	-

++ sehr gut + gut o zufriedenstellend - genügend -- ungenügend

Anhand der Bewertungskriterien wird Variante 4 – Ellipsenspiegel als präferierte Lösung ermittelt. Das Prinzip besteht aus wenigen Elementen und lässt sich durch eine einfache Ansteuerung realisieren. Die Einbringung der Laserstrahlung in das System erfolgt unkompliziert. Der erreichbare Temperierbereich ist sehr groß sowie ein laterales Temperieren bedingt möglich, da der Laserstrahl dynamisch, über eine Art Scanvorgang, im Arbeitspunkt eingekoppelt werden kann. Lediglich die erwarteten Kosten aufgrund des Sonderspiegels fallen negativ ins Gewicht. Gesamtheitlich betrachtet besteht jedoch ein gutes Verhältnis zwischen Kosten, Entwicklungsaufwand und Funktionalität.

Ergänzend sei darauf hingewiesen, dass Variante 3 und 5 die besten Prinzipie hinsichtlich des zu realisierenden Temperierbereichs darstellen, diese Systeme aber nur mit sehr hohem Aufwand umzusetzen und stabil zu betreiben wären. Aus diesem Grund bildet Variante 4 einen geeigneten Kompromiss unter Berücksichtigung aller Bewertungskriterien.

5.2.3 Technisches Prinzip

Das Ergebnis der Prinzipsynthese bildet Variante 4 – Ellipsenspiegel. Um diese in das Technische Prinzip (Abb. 32) zu überführen, wird das System nun um die Elemente Strahlaufbereitungseinheit und Laserstrahlquelle erweitert. In Abschnitt 5.2.2 bleibt diese

Konfiguration zunächst unberücksichtigt, da eine definierte Auslegung erst nach Erhalt der Vorzugslösung durchgeführt werden kann.

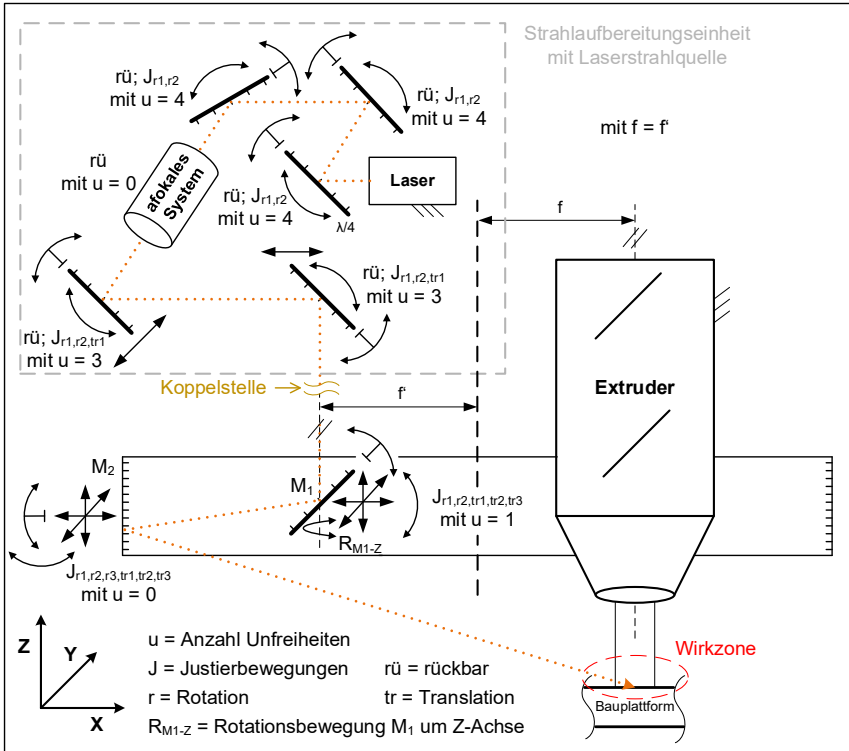


Abb. 32: Technisches Prinzip des Ellipsenspiegelsystems mit Kopplung zur Strahlaufbereitungseinheit und Laserstrahlquelle – Prinzipdarstellung

Mittels des Technischen Prinzips ist es nun möglich die Laserpolarisation (Verwendung eines $\lambda/4$ -Spiegels), die Strahlaufweitung mittels afokalem System (Galileiteleskop) sowie die Koppelstelle zwischen Strahlaufbereitungseinheit und Temperiersystem zu definieren. Dazu sind die vorliegende Anzahl von Unfreiheiten (u) der Elemente bei der Justage sowie erforderlich werdende Justierbewegungen (J) angetragen. Die angewendete Symbolik und Vorgehensweise orientiert sich dabei an den Ausführungen nach Hansen [Han67]. Währenddessen der Extruder mit hinreichender Genauigkeit im Millimeterbereich grob vorpositioniert wird, bildet der Laser die Justierbasis. Die Empfindlichkeit von Vergrößerungsteleskopen ist bei gleichbleibender Vergrößerung als gering einzustufen

[Lay13], weshalb bei diesen kein Justieren erforderlich ist. Eine funktionsgerechte Realisierung der Relativlagen der Elemente im Technischen Prinzip kann in der konkreten Umsetzung durch geeignete Justierstellen oder aber fertigungstechnische Beherrschung erreicht werden. Mit dem Technischen Prinzip wird die Konzeptphase des KEP abgeschlossen. Im weiteren Verlauf kann nun die konstruktive Ausgestaltung im Rahmen der Entwurfsphase erfolgen.

5.3 Entwurfsphase

Die Entwurfsphase dient der schrittweisen Überführung des Technischen Prinzips zu einem Technischen Entwurf. Dazu zählen die Konkretisierung des Technischen Prinzips, welche aus dem Ergebnis der Konzeptphase hervorgeht (Abschnitt 5.2), sowie die Gestaltsynthese, welche sich vor allem mit der geometrischen Ausführung, der Werkstoffauswahl und den Zustandseigenschaften befasst. Ziel bildet die Generierung eines Technischen Entwurfes, welcher eine maßstäbliche Darstellung der gesamten Lösung, einschließlich aller Komponenten und deren Interaktionen miteinander, darstellt.

5.3.1 Konkretisiertes Technisches Prinzip

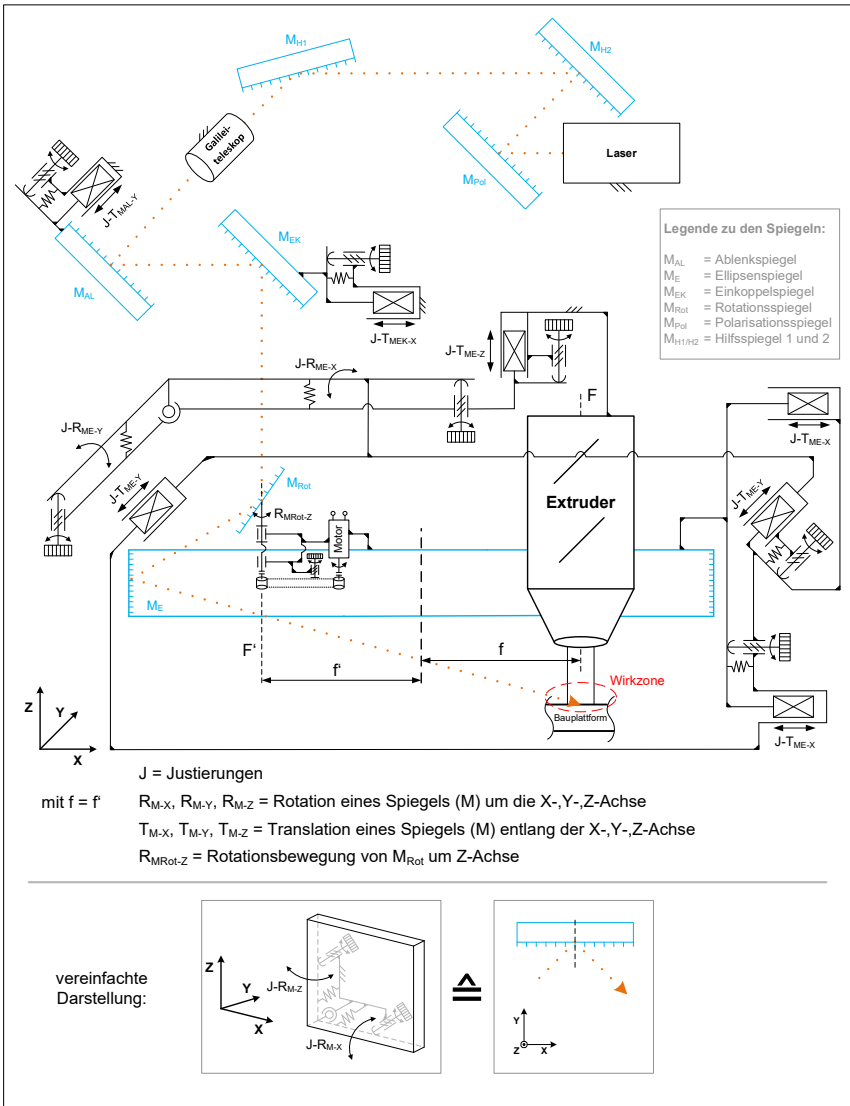


Abb. 33: Konkretisiertes Technisches Prinzip des Ellipsenspiegelsystems mit Kopplung zur Strahlauflbereinungseinheit und Laserstrahlquelle – Prinzipdarstellung

Auf Basis des Technischen Prinzips erfolgt nun eine weitere Detaillierung des Systems. Dabei werden vor allem Bauteilaufnahmen, Lagerstellen, erforderliche Stellelemente, notwendige Antriebe und die Ausführung der Justierstellen spezifiziert und in einer gesamtheitlichen Übersicht, dem Konkretisierten Technischen Prinzip (Abb. 33), dargestellt. Eine besondere Herausforderung bilden hierbei die erforderlichen Justierstellen. Als Justierbasis dient der Laser, währenddessen der Extruder auf Grundlage des CAD-Modells grob vorpositioniert werden kann. Es muss gewährleistet sein, dass dessen Mittelachse koaxial zur rechtsseitigen Brennachse (F) des Ellipsenspiegels (M_E) mit einem definierten vertikalen Arbeitsabstand zur Wirkzone eingestellt werden kann. Die Justiermechanismen der Ablenkspiegel sind in vereinfachter Darstellung gezeigt. Der Ellipsenspiegel M_E ist am Maschinengestell befestigt, wodurch seine Drehlage relativ zur Brennachse F, ohne weitere Stellmöglichkeiten, vordefiniert ist. Über mechanische Anschläge ergibt sich nach grober Positionierung eine ausreichende Genauigkeit von $\pm 5^\circ$.

Zur Justierung der restlichen Freiheiten werden fünf Stellmöglichkeiten, zwei Rotationen ($J_{R_{M_E-X}}$, $J_{R_{M_E-Y}}$) und drei Translationen ($J_{T_{M_E-X}}$, $J_{T_{M_E-Y}}$, $J_{T_{M_E-Z}}$), erforderlich. Gleichzeitig muss der Rotationsspiegel (M_{Rot}) einen entsprechenden Lagersitz und Antrieb erhalten. Diese Unterbaugruppe ist zudem koaxial zur linksseitigen Brennachse (F') des M_E zu positionieren. Dafür sind ebenfalls fünf justierbare Freiheiten, zwei Rotationen ($J_{R_{M_{Rot-X}}}$, $J_{R_{M_{Rot-Y}}}$) und drei Translationen ($J_{T_{M_{Rot-X}}}$, $J_{T_{M_{Rot-Y}}}$, $J_{T_{M_{Rot-Z}}}$), vorzusehen. Geeigneter erscheint die Möglichkeit der Positionierung unter Ausnutzung des Prinzips der gemeinsamen Fertigung zum Einstellen der Winkellagen sowie das Einmessen der Achslagen durch Koordinatenmesstechnik und entsprechende Justage von M_{Rot} entlang der X- und Y-Achse. Dies geschieht im Zuge des Herstellprozesses, sodass die Kopplung zwischen M_{Rot} und M_E im Konkretisierten Technischen Prinzip als starre Verbindung dargestellt werden kann. Ist die richtungsvariable Lasertemperiereinheit bezüglich der Extruderachse justiert, erfolgt die Kopplung zu den strahlformenden Elementen sowie der Laserstrahlquelle. Der Laser dient dabei als Justierbasis. Zunächst wird der Polarisationspiegel (M_{Pol}) zum Laser justiert, um dessen lineare Polarisationsrichtung in eine zirkulare Polarisation umzuwandeln. Der Laser muss dafür 45° gedreht um die Laserstrahlrichtung eingebaut werden (vgl. Abschnitt 2.3). Die beiden Hilfsspiegel (M_{H1} , M_{H2}) falten den Strahlengang und sorgen für dessen Einkopplung in das afokale System. Nach der Aufweitung erfolgen zwei weitere Ablenkungen des Strahls durch den Ablenkspiegel (M_{AL}) und den Einkoppelspiegel (M_{EK}). M_{AL} erlaubt Verschiebungen in Y-Richtung, M_{EK} entlang der X-Achse. Mit diesen Stellbewegungen kann der Laserstrahl koaxial zur Rotationsachse von M_{Rot} in das Ellipsenspiegelsystem eingekoppelt werden. Sämtliche Justierbewegungen sind allgemein mit J und der dazugehörigen Orientierung bzgl. des globalen Koordinatensystems als Index gekennzeichnet. Die Elemente der

Strahlaufbereitungseinheit folgen einem einfachen Breadboard-Aufbau und bedürfen keines vertiefenden Entwicklungsprozesses. Die konkrete Definition der Ellipsenspiegelgeometrie wird im Rahmen der Gestaltsynthese vollzogen.

5.3.2 Gestaltsynthese

Die Kombination aus Rotationsspiegel (M_{Rot}) und Ellipsenspiegel (M_E) zur Temperierung eines Kunststoffstrangs stellt gegenüber dem Stand der Technik (vgl. Abschnitt 2.4) ein Novum dar. Daher ist es erforderlich im Rahmen der Gestaltsynthese die exakte Ellipsenspiegelform zur Realisierung der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit zu ermitteln. Für ein besseres Verständnis ist in der Prinzipskizze (Abb. 34) das schematische Zusammenwirken der Einzelkomponenten sowie die zur Anwendung kommende Nomenklatur aufgezeigt. Die Darstellungen sind zur einfacheren Veranschaulichung weder maßstäblich noch in Übereinstimmung mit den Gesetzmäßigkeiten der Reflexion gezeigt. Grundlegendes Ziel des Systems ist es die Abbildung des Laserstrahls von der linksseitigen Brennachse (F') zur rechtsseitigen Brennachse (F) so zu gewährleisten, dass der zur Einkopplung in die Wirkzone notwendige Höhenversatz (H_{Dis}), unabhängig von der Drehlage des Rotationsspiegels (α_{Rot}), immer im gleichen Arbeitspunkt (P_{Arb}) erzielt wird. Es gilt ein Prinzip zu finden, welches die durch H_{Dis} definierte Laserstrahlabbildung auf F ermöglicht und während der Rotation von M_{Rot} um F' keine Fokslagerverschiebung innerhalb der X-Y-Ebene, also radial zu F , hervorruft.

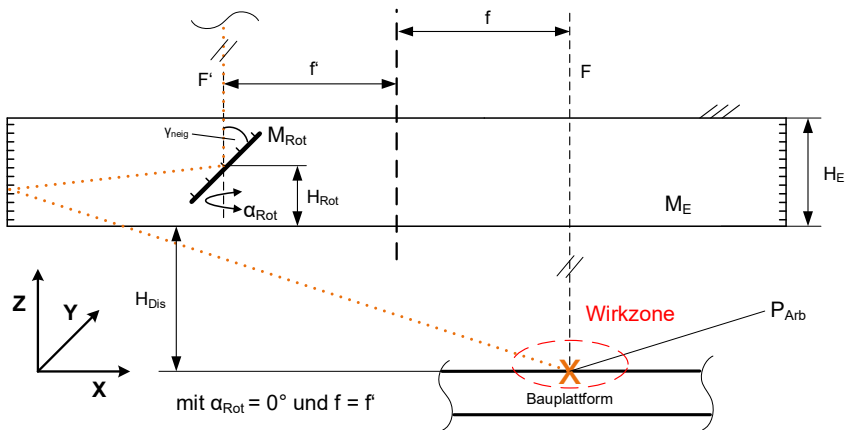


Abb. 34: Prinzipskizze und Nomenklatur zur Gestaltsynthese – Prinzipdarstellung

Dabei ist auch die Höhe des Ellipsenspiegels (H_E) zu berücksichtigen. Im Zuge der Gestaltsynthese werden dazu vier verschiedene Variationen von Spiegelformen mit

unterschiedlichen Konturlinien in der zur Ellipsenebene senkrecht liegenden Ebene untersucht. Im Einzelnen handelt es sich um die vier Gestaltformen geneigte Gerade, Kreisbogenlinie, Ellipsenbogen und eine zu den Ellipsenachsen parallele Linie. Das jeweilig resultierende Ablenkverhalten wird mit der Software *TracePro*[®] simuliert.

Gestaltvariation des Ellipsenspiegels

Die erste Version beschreibt den Ellipsenspiegel mit geneigter Gerade (Abb. 35). Der von M_E reflektierte Strahl schneidet bei $\alpha_{Rot} = 0^\circ$ die rechtsseitige Brennachse (F). Eine Variation der Neigung (γ_{neig}) ermöglicht es den Laserstrahl entlang F einzustellen. Im final ausgelegten System kann der abgelenkte Strahl somit maßgeschneidert in die Wirkzone eingebracht werden. Wird die Spiegelposition von M_{Rot} in einer um $\alpha_{Rot} = 90^\circ$ gedrehten Position betrachtet, treten nach der Reflexion an M_E zwei Effekte auf. Einerseits ergibt sich eine Verschiebung (ΔZ) von P_{Arb} entlang F (Abb. 35, rechts oben). Weiterhin ist in der Untersicht eine laterale Abweichung ($\Delta X, \Delta Y$) zwischen F und P_{Arb} zu beobachten (Abb. 35, rechts unten).

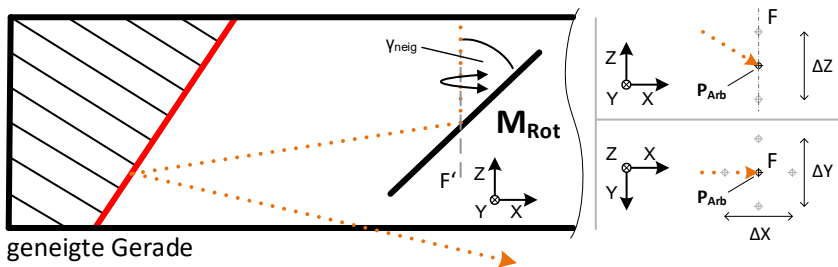


Abb. 35: Schnittdarstellung des Ellipsenspiegelmodells mit geneigter Gerade (links) und Strahlenverlauf im Arbeitspunkt sowie seine Abweichungen ΔX , ΔY und ΔZ in Seiten- und Untersicht (rechts) – Prinzipdarstellung

Ursprünglicher Gedanke dieser Variante war es durch die geneigte Gerade ein gezieltes Einkoppeln des Laserstrahls in die Wirkzone zu erreichen. Im Ergebnis der Simulation zeigt sich jedoch, dass das geforderte Ergebnis zur Temperierung der Wirkzone nicht erzielt werden kann.

Ein weiteres Prinzip nutzt eine Kreisbogenlinie zur Beschreibung der Ellipsenspiegeloberfläche (Abb. 36, links). Ziel ist es hier die Möglichkeit der Kombination von Kreis- und Ellipsenreflexion zu untersuchen. Liegt der Brennpunkt der Kreisrundung auf der Brennachse F' , soll eine Reflexion in die rechtsseitige Brennachse vorgenommen werden.

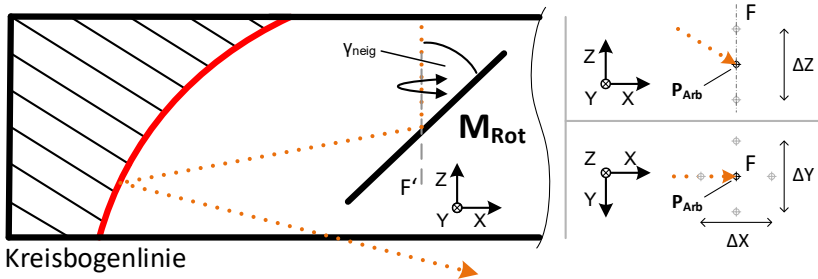


Abb. 36: Schnittdarstellung des Ellipsenspiegelmodells mit Kreisbogenlinie (links) und Strahlenverlauf im Arbeitspunkt sowie seine Abweichungen ΔX , ΔY und ΔZ in Seiten- und Untersicht (rechts) – Prinzipdarstellung

Zunächst wird der Neigungswinkel (γ_{neig}) auf einen konstanten Wert festgelegt. In der Simulation zeigt sich ein nahezu gleiches Verhalten wie in Variante 1. Ändert M_{Rot} seine Drehwinkelage (α_{Rot}), findet eine Verschiebung (ΔZ) von P_{Arb} entlang F statt (Abb. 36, rechts oben). In der Untersicht ist ebenfalls ein seitliches Abweichen (ΔX , ΔY) von der rechtsseitigen Brennachse zu erkennen (Abb. 36, rechts unten). Ein gezieltes Temperieren der Wirkzone ist nicht gewährleistet.

Einen Sonderfall des Ellipsenspiegels stellt ein Rotationsellipsoid dar, welcher das dritte Ablenkprinzip verkörpert (vgl. Abb. 37, links). Ellipsoidspiegel werden bspw. in Projektionssystemen für Displayanwendungen [Der05] oder Projektoren mit Digital Micromirror Devices [Cha00] eingesetzt. Unabhängig von der Drehlage α_{Rot} wird der Laserstrahl vom linksseitigen Brennpunkt in den rechtsseitigen Brennpunkt des Rotationsellipsoids eingekoppelt (vgl. Abb. 37, rechts).

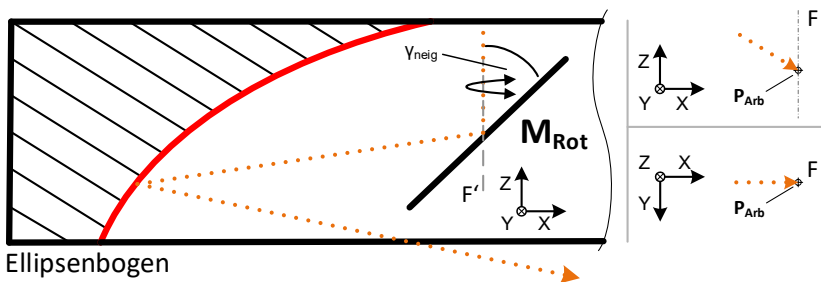


Abb. 37: Schnittdarstellung des Ellipsenspiegelmodells mit Ellipsenbogen (links) und Strahlenverlauf im Arbeitspunkt in Seiten- und Untersicht (rechts) – Prinzipdarstellung

Für die prinzipielle Realisierung der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit ist diese Spiegelform folglich als geeignet einzustufen. Jedoch ergibt sich die Problemstellung, dass in Z-Richtung ein definierter Abstand (H_{Dis}) zwischen Spiegel und Bauplatform vorliegen muss, um den Schmelzschichtvorgang nicht zu beeinträchtigen. Ändert sich die axiale Position von M_{Rot} entlang F' , erfolgt ebenfalls eine Verschiebung des generierten Arbeitspunktes in Z-Richtung, wodurch dieser lateral von F abweicht. Die Positionierung der Spiegelfläche von M_{Rot} im linksseitigen Brennpunkt ist somit für die einwandfreie Funktionalität dieses Spiegelsystems erforderlich. Aus diesem Grund kann Variante 3, trotz des Erfüllens der Umlenkproblematik von Brennpunkt zu Brennpunkt, nicht im angestrebten Aufbau realisiert werden.

In Variante 4 ist der Ellipsenspiegel mit einer zu den Ellipsenachsen parallelen Linie ausgeführt (vgl. Abb. 38, links). Diese Geometrie wird auch als Ellipsenzylinderspiegel bezeichnet, welcher bspw. bei optisch gepumpten Lasersystemen zur Anwendung kommt [Sch63] [Evt67] [Koe06]. Im untersuchten Prinzip besitzt der Rotationsspiegel eine Neigung von $\gamma_{neig} = 40^\circ$, um die Fokussierung des Strahls in den Arbeitspunkt zu realisieren. Bei der Rotation von M_{Rot} um F' wird der abgelenkte Laserstrahl stets im gleichen Punkt auf der rechtsseitigen Brennachse abgebildet (vgl. Abb. 38, rechts). Es ist weder ein Höhenversatz entlang F noch eine radiale Abweichung von P_{Arb} zu verzeichnen. Des Weiteren ist die Laserstrahlabbildung auf F invariant gegenüber Verschiebungen von M_{Rot} entlang F' . Unter Auswahl eines geeigneten Nickwinkels (γ_{neig}) von M_{Rot} sowie dessen Positionierung entlang F' kann der erforderliche Abstand zwischen Ellipsenspiegel und Bauplatform (H_{Dis}) definiert eingestellt werden.

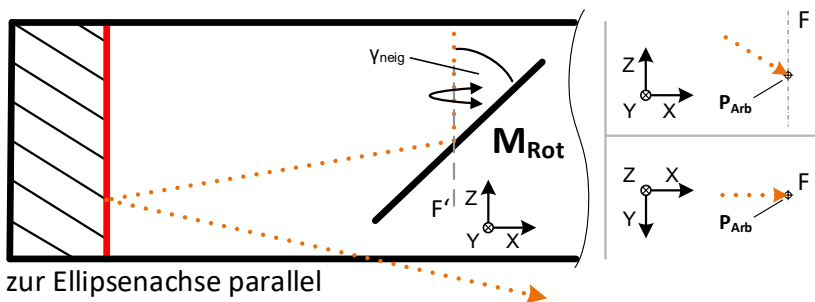


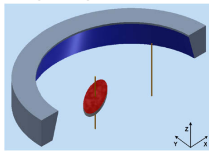
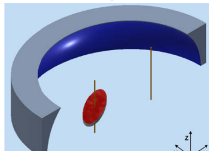


Abb. 38: Schnittdarstellung des Ellipsenspiegelmodells mit einer zu den Ellipsenachsen parallelen Linie (links) und Strahlenverlauf im Arbeitspunkt in Seiten- und Untersicht (rechts) – Prinzipdarstellung

Ein artverwandtes Prinzip zur Messung der Streulichtwinkelabhängigkeit war in Deutschland bis 1983 patentiert. Dieses beschreibt unter anderem die Kombination eines rotierenden

Spiegelements mit einem Ellipsenzylinderspiegel, nimmt jedoch keinen Strahlversatz entlang der zweiten Brennachse vor, sondern arbeitet stets in der gleichen Spiegelebene. Die Kombination von Rotationsspiegel und Ellipsenzylinderspiegel wurde in den Ansprüchen des zugehörigen US-Patents festgehalten. [Mos73] [Mos74]

Die Ergebnisse der Gestaltvariation sind in Tab. 11 noch einmal zusammengefasst. Auf Basis der Simulationen bildet Variante 4 – Ellipsenspiegel mit zu den Ellipsenachsen paralleler Planfläche (Ellipsenzylinderspiegel – M_{EZ}) die Vorzugslösung für die Spiegelgestalt.

Tab. 11: Ergebnisse der Gestaltvariation

Spiegeltyp	Eigenschaften	H_{Dis} einstellbar über	Lage des Arbeitspunkts
geneigte Gerade 	Winkel der Fase ($> 0^\circ$ bis $< 90^\circ$)	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Winkel der Fase ▪ Nickwinkels γ_{neig} 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ weicht in X-Y-Ebene vom Brennpunkt ab ▪ wandert in Z-Richtung bei Spiegelrotation
Kreisbogenlinie 	Radius > 0	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Krümmungsradius ▪ Nickwinkels γ_{neig} 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ weicht in X-Y-Ebene vom Brennpunkt ab ▪ wandert in Z-Richtung bei Spiegelrotation
Ellipsenbogen 	Ellipse um X-Achse rotiert	<ul style="list-style-type: none"> ▪ nicht einstellbar 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ verbleibt exakt im rechtsseitigen Brennpunkt
zu Achsen parallel 	Spiegelfläche parallel	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Z-Position M_{Ret} ▪ Nickwinkel γ_{neig} 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ auf rechtsseitiger Brennachse ▪ immer im gleichen Punkt

Ausgestaltung des Ellipsenspiegelsystems mit Planfläche

Zur weiteren Definition der Gestalt wird die geometrische Dimensionierung des Ellipsenspiegels mit planer Spiegelfläche vorgenommen sowie der Reflexionswinkel und die axiale Position des Rotationsspiegels ermittelt.

Bei der Auslegung ist zu berücksichtigen, dass mit größer werdendem Rotationswinkel, ausgehend von der ersten Strecklage $\alpha_{\text{Rot}} = 0^\circ$ bis einschließlich zum Erreichen der zweiten Strecklage bei $\alpha_{\text{Rot}} = 180^\circ$ (vgl. Abb. 39), auch die vom Strahl zurückgelegte Strecke zwischen M_{Rot} und M_{EZ} zu nimmt. Dabei wandert der Reflexionspunkt auf M_{EZ} in negative Z-Richtung. Aus diesem Grund muss M_{EZ} eine entsprechende Höhe besitzen, um eine Reflexion des Laserstrahls bei jeder Winkellage von α_{Rot} sicherzustellen.

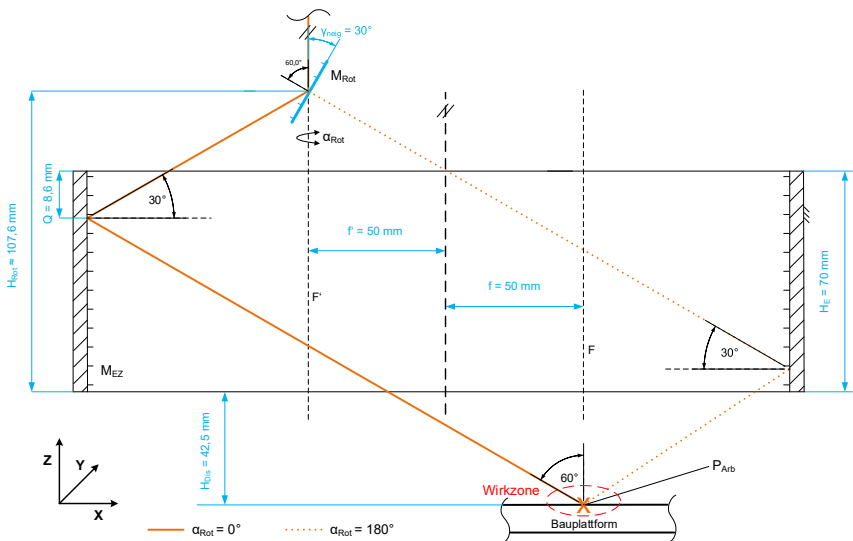


Abb. 39: Winkelbeziehungen und Bauteildimensionierung mit $\alpha_{\text{Rot}} = 0^\circ$ – Prinzipdarstellung

Beim Ellipsenzylinderspiegel kann der Abstand der Brennachsen zur Mittelachse durch:

$$f_{1E} = \sqrt{a_{gH}^2 - b_{kH}^2} \quad (9)$$

- a_{gH} große Halbachse der Ellipse
- b_{kH} kleine Halbachse der Ellipse
- f_{1E} lineare Exzentrizität der Ellipse

erhalten werden [Pap17].

Die einzige vorliegende Referenzgröße für den Bauraum ist der Außendurchmesser des Extruders. Dieser beträgt inklusive des an den Heizbändern befindlichen Isolationsmaterials 60 mm. Die Distanz zwischen den beiden Brennachsen muss groß genug sein, um das mechanische Einbringen des Rotationsspiegels und seiner Befestigungselemente sowie ggf. erforderlicher Justierelemente zu gewährleisten. Eine erste Näherung liefert dabei $2f = 80$ bis 120 mm. Aus fertigungsseitiger Sicht sollte die Exzentrizität f_{IE} jedoch nicht zu groß gewählt werden. Zudem ist ein geradzahliges Maß für a_{gH} und b_{kH} von Vorteil. Unter Berücksichtigung dieser Forderungen sowie Formel (9) wird eine Ellipse mit $a_{gH} = 130$ mm, $b_{kH} = 120$ mm und f_{IE} bzw. $f_{IE}' = 50$ mm festgelegt.

Auf Grundlage dieser Daten können nun die Winkelbeziehungen zwischen Ellipsenzylinder- und Rotationsspiegel abgeleitet werden (vgl. Abb. 39). Zunächst erfolgt die Betrachtung des an M_{Rot} einzustellenden Nickwinkels (γ_{neig}) sowie der Rotationsspiegelposition in Z-Richtung (H_{Rot}). Aus dieser Wertekonstellation ergibt sich der Arbeitspunkt in einem definierten Abstand zur Unterseite des Ellipsenspiegels (H_{Dis}). Das Zusammenfallen von P_{Arb} und der Bauplattform ist dabei keine zwingende Forderung. Im darauffolgenden Schritt ist zu prüfen, ob der Strahlengang bei $\alpha_{Rot} = 180^\circ$ immer noch uneingeschränkt auf die Spiegelfläche von M_{EZ} trifft. Durch iteratives Anpassen der Stellgrößen γ_{neig} und H_{Rot} kann nun eine finale Festlegung der Winkelbeziehungen und Bauteildimensionen erfolgen. Diese bilden den Kompromiss aus den geometrischen Bedingungen hinsichtlich der Gestalt des Systems, der Form des entstehenden Spotprofils (vgl. Abb. 40) sowie möglichst minimaler Reflexion innerhalb der Wirkzone (Abschätzung an PMMA sowie auf Basis von [Zha20] und [Ref21]) und sind in Abb. 39 blau hervorgehoben. Für H_{Rot} ergibt sich in dieser Konstellation kein ganzzahliger Zahlenwert. Es sei zudem darauf hingewiesen, dass das gezeigte Prinzip lediglich für einen infinitesimal kleinen Laserstrahldurchmesser (d_l) dargestellt ist.

Hauptanforderung an das System ist ein Temperieren der gesamten Strangbreite $w = 6$ mm innerhalb des optischen Wirkungsbereiches der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit bei Änderung der Extrusionsrichtung. Unter Berücksichtigung der gegebenen Randbedingungen liefert die Simulation das Erfüllen dieser Bedingung bei $\alpha_{Rot} = \pm 158,5^\circ$ und einem Strahldurchmesser $d_l = 7,5 \pm 0,5$ mm. Um den kompletten Laserstrahldurchmesser nutzen zu können, ist es erforderlich die Höhe des Ellipsenspiegels (H_E) entsprechend groß zu dimensionieren. Aus diesem Grund erscheinen vor allem H_E und H_{Rot} in der vorliegenden Darstellung zunächst überdimensioniert. Im finalen Design besitzt der oberste Reflexionspunkt einen Abstand von $Q = 8,6$ mm zur Spiegeloberkante. Dadurch entfällt ein hochpräzises Positionieren von M_{Rot} entlang der Z-Achse.

Unter Anwendung der zuvor benannten Spezifikationen wird eine erneute Simulation des Ellipsenspiegelsystems vorgenommen und dessen Dimensionierung bestätigt. Weiterhin erfolgt die Betrachtung der Wechselwirkungsfläche in der X-Y-Ebene des Arbeitspunktes in Abhängigkeit unterschiedlicher Winkellagen von α_{Rot} . Dabei zeigt sich nach der Reflexion am Ellipsenzylinderspiegel eine stark vom Drehwinkel abhängige Energieverteilung in der Wechselwirkungszone (Abb. 40). In der qualitativen Darstellung ist ersichtlich, dass der Bearbeitungsstrahl zunächst eine Vergrößerung erfährt (vgl. Abb. 40 – $\alpha_{\text{Rot}} = 0^\circ$). Diese Querschnittsfläche reduziert sich wiederum beim Durchlaufen aller Winkelstellungen zwischen den beiden Grenzlagen $\alpha_{\text{Rot}} = 0^\circ$ und $\alpha_{\text{Rot}} = \pm 158,5^\circ$. Weiterhin kommt es zu einer Verformung der bestrahlten Fläche. Diese ändert sich von nahezu kreisförmig in stark elliptisch.

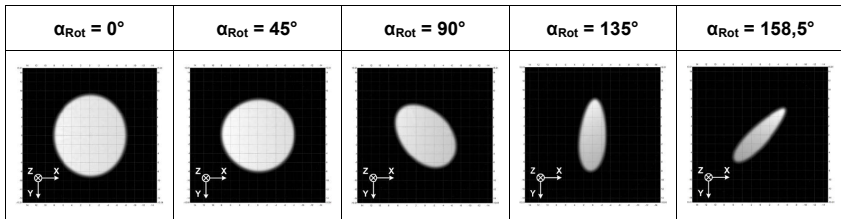


Abb. 40: Simulierte Wechselwirkungszone in der X-Y-Ebene des Arbeitspunktes bei verschiedenen Winkelpositionen von α_{Rot} (qualitative Darstellung)

Die Ursachen für diese Effekte liegen in den vorliegenden Abbildungsbedingungen. Die ideale Strahlableitung von F' zu F gilt nur für einen infinitesimal kleinen Strahldurchmesser. Mit größer werdendem d_f steigt auch der Anteil des Strahls, welcher radial zu F' abweicht. Wird der Laserstrahl an der elliptisch gekrümmten Spiegelfläche reflektiert, kommt es zu einer Strahlbündelung (eingekreist in Abb. 41).

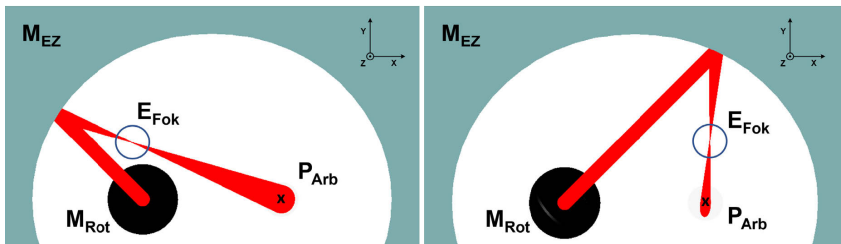


Abb. 41: Ausschnitt der Simulation in TracePro® (Draufsicht) - hervorgerufene Strahlfokussierung bei der Reflexion am Ellipsenzylinderspiegel bei $\alpha_{\text{Rot}} = 45^\circ$ (links) und $\alpha_{\text{Rot}} = 135^\circ$ (rechts)

Die Position der entstehenden Fokusebene (E_{Fok}) liegt dabei, in Abhängigkeit von der Winkelstellung α_{Rot} , in einem definierten Abstand zwischen Ellipsenzylinderspiegelfläche und P_{Arb} . Die in der Simulation betrachtete Querschnittsfläche im Arbeitspunkt befindet sich bzgl. der Propagationsrichtung hinter der entstehenden Fokusebene. Ab dort findet eine erneute Aufweitung des Strahls statt. Das Maß dieser Vergrößerung ist dabei abhängig vom Abstand zwischen Fokusebene und Arbeitspunkt. Liegen diese bspw. näher aneinander, ist die projizierte Querschnittsfläche des Lasers geringer. Neben der geometrischen Veränderung der Strahlform hat der auftretende Effekt auch Auswirkungen auf die Intensität. Als Folge der Verringerung der Wechselwirkungsfläche nimmt diese mit größer werdendem Betrag von α_{Rot} zu.

Den Einfluss der Form- und der daraus resultierenden Intensitätsänderung auf den eigentlichen Temperiervorgang gilt es im späteren Prozessverlauf genauer zu charakterisieren sowie gegebenenfalls notwendige Kompensationsmöglichkeiten zum Erhalt eines stabilen Prozesses zu erarbeiten. Für das grundlegende Verständnis der Strahlformveränderung ist die qualitative Simulation der Ablenkbedingungen ausreichend.

5.3.3 Technischer Entwurf

Aus dem Konkretisierten Technischen Prinzip und der Gestaltsynthese leitet sich der Technische Entwurf der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit ab.

Ziel ist es dabei, die erhaltenen Teilergebnisse in eine Gesamtlösung zu überführen und somit die Entwurfsphase des KEP (vgl. Abschnitt 4) abzuschließen. Die konstruktive Umsetzung des Systems basiert auf den im Vorfeld ermittelten Winkelbeziehungen und den damit verbundenen Bauteildimensionen in Abschnitt 5.3.2 (vgl. Abb. 39). Auf die Darstellung in Form einer technischen Zeichnung unter Angabe geometrischer oder stofflicher Eigenschaften wird an dieser Stelle verzichtet. Gleiches gilt auch für die aneinandergereihten Komponenten zur Strahlaufbereitung, welche im Entwicklungsprozess nur eine untergeordnete Rolle spielen. Die konstruktive Ausgestaltung der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit ist in Abb. 42 als isometrische Ansicht mit Teilschnitt dargestellt. Zur besseren Übersichtlichkeit werden andere Maschinenkomponenten einschließlich des Extruders nicht gezeigt. Gemäß des Konkretisierten Technischen Prinzips (vgl. Abschnitt 5.3.1 - Abb. 33) erfolgt die Kombination aus Ellipsenzylinderspiegel (1) und Rotationsspiegelbaugruppe (2) sowie die Umsetzung der erforderlichen Justierstellen der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit. Durch die Integration der Rotationsspiegelbaugruppe innerhalb des Ellipsenzylinderspiegels mittels einer Traverse (3) wird eine sehr kompakte Bauweise ermöglicht, ohne das Ablenkprinzip zu beeinträchtigen. Die systembedingte Abschattung beim Temperieren ist durch den vorhandenen Extruderdurchmesser begrenzt und somit auf das erzielbare Minimum reduziert.

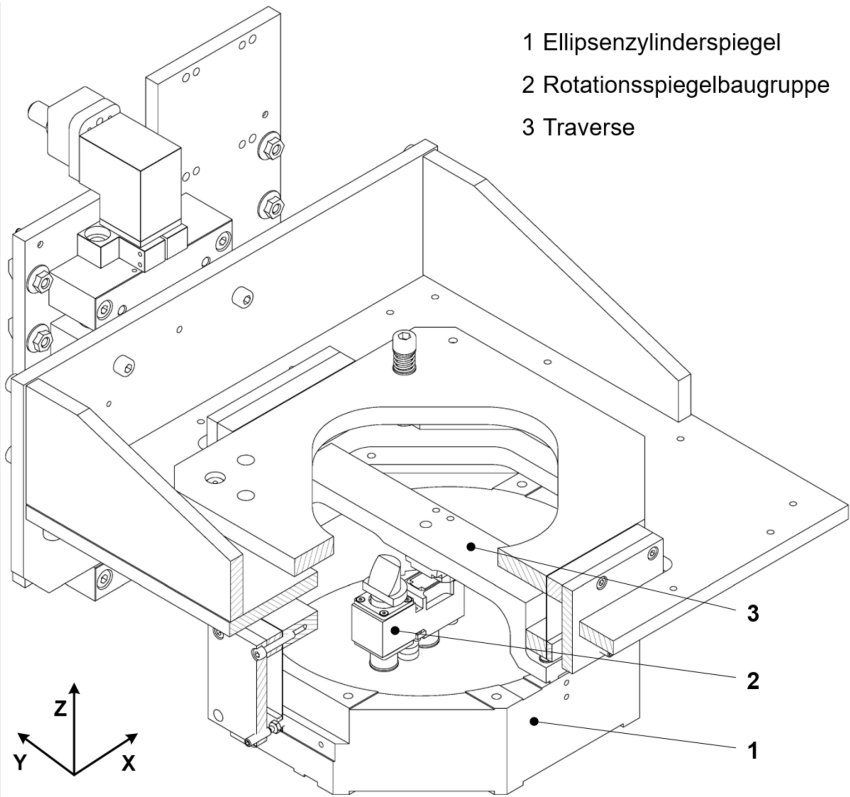


Abb. 42: Richtungsvariable Lasertemperiereinheit in isometrischer Teil-Schnittdarstellung

In Abhängigkeit des maximalen Laserstrahldurchmessers von $d_t = 7,5 \pm 0,5$ mm umfasst der maximal nutzbare Schwenkwinkel $\alpha_{\text{Rot}} = \pm 157^\circ$ und somit ca. 75 % des Umfangs an der Extruderdüse.

Beim Ellipsenzylinderspiegel sowie dem dazugehörigen Rotationsspiegel handelt es sich um individuelle Maßanfertigungen (vgl. Abb. 43). Die Herstellung der Spiegeloberflächen erfolgt direkt in einem hierzu vorbereiteten mechanischen Träger auf Basis einer hochwertigen Aluminiumlegierung mittels 5-Achs-Diamantdrehen, wodurch auf eine zusätzliche Beschichtung dieser Flächen verzichtet werden kann. Um die Position der Einzelkomponenten maßlich exakt aufeinander abzustimmen, liegt der spanenden Bearbeitungsfolge ein definierter Ablaufplan zugrunde.

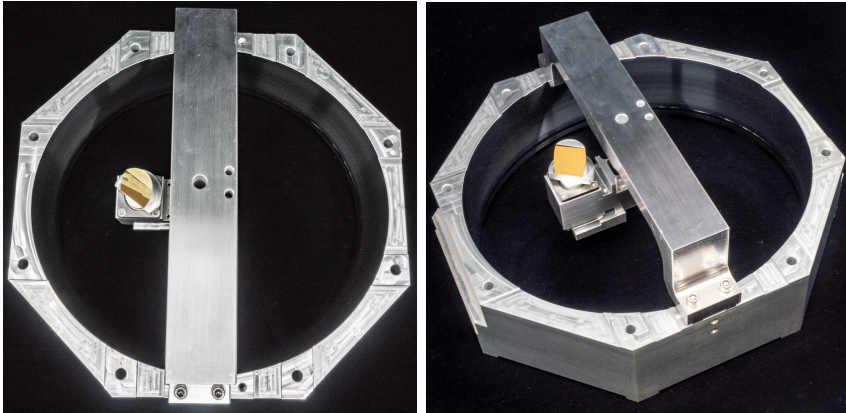


Abb. 43: Vormontiertes Spiegelsystem in der Draufsicht (links) und isometrisch (rechts)

Darin werden zwischen den einzelnen Fertigungsschritten Elemente des Gesamtsystems vormontiert und nach dem Prinzip der gemeinsamen Fertigung bearbeitet. Mittels 3D-Koordinatenmessmaschine gelingt es zudem den Rotationsspiegel in die linksseitige Brennnachse des Ellipsenzylinderspiegels einzujustieren. Dadurch kann das System später als eigenständiges Modul in den Maschinenaufbau integriert werden. Eine umfassende Beschreibung zur Durchführung der Justierung im Maschinenaufbau erfolgt in Abschnitt 6.2 - Einstellen des Arbeitspunktes.

Ergänzend sei an dieser Stelle erwähnt, dass, im Gegensatz zur Beschreibung im Konkretisierten Technischen Prinzip, das afokale System (Galilei-Teleskop) im Maschinenaufbau entfallen kann. Durch die konkrete Modellierung des Aufbaus im CAD ist es im Rahmen des Technischen Entwurfes möglich die tatsächliche Länge des Strahlengangs in Näherung zu ermitteln. Dabei zeigt sich unter Verwendung von Formel (21) (vgl. Abschnitt A4), dass der in der Koppelstelle geforderte Laserstrahldurchmesser von $d_t = 7,5 \pm 0,5$ mm (vgl. Abschnitt 5.3.2) bereits durch den Rohstrahl erreicht wird. Eine Laserstrahlaufweitung mittels Teleskops ist daher nicht erforderlich. Dies führt gleichzeitig zu einer effizienteren Ausnutzung der verfügbaren Laserleistung.

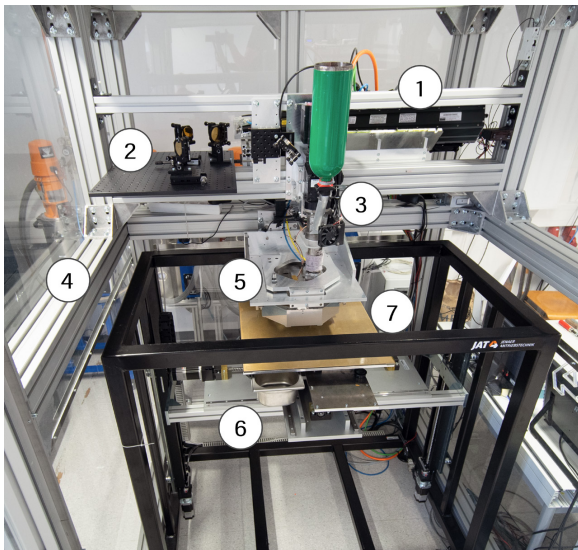
6 Großvolumiges Schmelzschichtsystem mit richtungsvariabler Lasertemperiereinheit

Lasertemperiereinheit

Der angestrebte Maschinenaufbau setzt sich aus sieben Einzelsystemen zusammen, die aus dem Entwicklungsprozess hervorgehen. Ein Großteil der Maschinenbestandteile kann nach entsprechenden Einsatzbedingungen ausgewählt bzw. konfiguriert und als Kaufteil bezogen werden. Diese Vorauswahl sowie deren Charakterisierung ist in Abschnitt 4.3 erläutert. Die Realisierung des richtungsvariablen Lasertemperierprozesses stellt jedoch ein Novum dar, welches nicht durch auf dem Markt befindliche Technologien umzusetzen ist. Daher ist es notwendig, die richtungsvariable Lasertemperiereinheit in Form einer Sonderlösung neu zu entwickeln (vgl. Abschnitt 4.3.4), bevor die Kombination aller Subsysteme in einem Aufbau erfolgen kann.

6.1 Aufbau und Inbetriebnahme

Nach der Beschaffung aller Komponenten können diese in einen gesamtheitlichen Maschinenaufbau (Abb. 44) überführt werden. Die kinematische Grundlage bildet das Achssystem (6) mit Bauplattform (7).



- 1 Lasersystem
- 2 Strahlauflereinheit
- 3 Extruder
- 4 Maschinengestell
- 5 richtungsvariable Lasertemperiereinheit
- 6 Achssystem
- 7 Bauplattform

Abb. 44: Maschinenaufbau des großvolumigen Schmelzschichtsystems mit richtungsvariabler Lasertemperiereinheit

Diese Elemente sind vom Maschinengestell (4) entkoppelt, sodass der Extrusions- und Laserprozesses nicht unzulässig durch die Verfahrbewegungen beeinflusst wird. Der Materialaustrag erfolgt durch einen Granulatextruder (3), welcher gestellfest über dem Zentrum der Bauplattform positioniert ist. Mittels des Lasersystems (1) soll im kombinierten Prozess die Kunststofftemperierung erfolgen. Dem nachgeschaltet ist eine Strahlaufbereitungseinheit (2) zur Realisierung der erforderlichen Polarisierung sowie der Schaffung aller notwendigen Justierstellen. Im Anschluss wird der Laserstrahl in die richtungsvariable Lasertemperiereinheit (5) zur Strahlnachführung eingekoppelt.

Der gehauste Aufbau gewährleistet die Laserschutzklasse eins. Die Ansteuerung der Module erfolgt über eine gemeinsame Speicherprogrammierbare Steuerung (SPS), welche sowohl den individuellen Einzelbetrieb als auch vollautomatisierte Programmabläufe ermöglicht. Das offene System erlaubt zudem ein individuelles Nachrüsten zusätzlicher Geräte für Optimierungen und Maschinenerweiterungen, bspw. den Einsatz zusätzlicher Messtechnik wie Pyrometer oder Thermografiekameras.

6.2 Einstellen des Arbeitspunktes

Neben den Schritten zum Ausrichten verschiedener Maschinenbestandteile ist vor allem die Justierung der optischen Elemente zur Einstellung des Arbeitspunktes (P_{Ab}) entscheidend für die Funktionalität. Der Vorgang unterteilt sich dabei in das Justieren der Strahlaufbereitungseinheit und der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit sowie der Kopplung beider Systeme miteinander und deren Positionierung zur Extruderachse (vgl. Abb. 45). Der Extruder wird bereits bei dessen Einbau anhand der vorliegenden CAD-Daten mit einer ausreichenden Genauigkeit von ± 1 mm vorjustiert und ist daher als gestellfest dargestellt. Da die Laserstrahlung außerhalb des sichtbaren Wellenlängenbereiches liegt, erfolgt der Justiervorgang unter Zuhilfenahme eines Justierlasers, welcher sich innerhalb des Lasershutters befindet und im Vorfeld konzentrisch zur Laserstrahlung ausgerichtet wurde. Die Vorgehensweise des Justiervorgangs orientiert sich dabei an den Ausführungen nach Hansen [Han67].

Innerhalb der Strahlaufbereitungseinheit (vgl. Abschnitt 5.2.3 - Abb. 32) wird zunächst der Polarisator, in diesem Fall als $\lambda/4$ -Spiegel ausgeführt, justiert, um im nachgeschalteten Strahlengang zirkularpolarisierte Laserstrahlung (vgl. Abschnitt 2.3) zu generieren. Die Justage kann nach [DIN12005] erfolgen und die resultierende Polarisierung mittels eines Analysators sowie eines Leistungsdetektors überprüft werden (vgl. Abschnitt A4).

Für das Einkoppeln des Laserstrahls von der Strahlaufbereitungseinheit in die richtungsvariable Lasertemperiereinheit sind einerseits die Parallelität zwischen Laserstrahl (L) und Translationstisch des Ellipsenzylinderspiegels (M_{EZ}) entlang der Z-Achse

(T_{MEZ-Z} - mechanische Z-Achse des MEZ) und andererseits die translatorische Justierbarkeit des Laserstrahls in der X-Y-Ebene der Koppelstelle erforderlich. Daher ist der Strahlengang innerhalb der Strahlaufbereitungseinheit so zu justieren, dass dieser parallel zu den Translationsrichtungen des Ablenkspiegels (M_{AL}), entlang T_{MAL-Y} ($//_1$), und des Einkoppelspiegels (M_{EK}), entlang T_{MEK-X} ($//_2$), verläuft. Durch die Justage von R_{MEK-X} und R_{MEK-Y} wird zudem die Parallelität vom Laserstrahl zu T_{MEZ-Z} ($//_3$) realisiert.

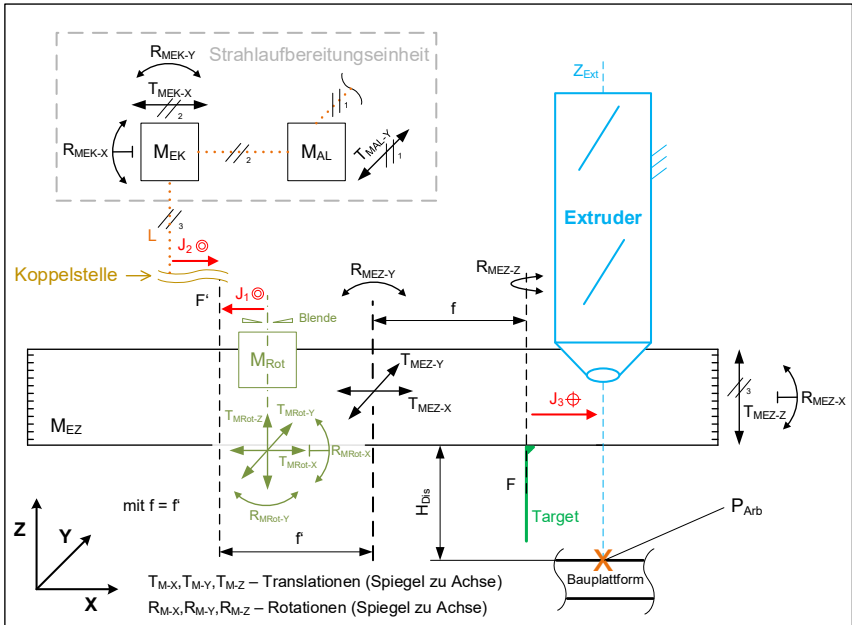


Abb. 45: Darstellung aller Elemente und Freiheiten zur Einstellung des Arbeitspunktes durch die Justageschritte J_1 bis J_3 – Prinzipdarstellung

Deutlich aufwändiger gestaltet sich die Vorgehensweise bei der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit, da hier in Summe elf verschiedene Freiheiten zu berücksichtigen sind. Die nachfolgend beschriebenen Schritte werden daher bereits beim Spiegelhersteller vorgenommen (vgl. Abschnitt 5.3.3). Die Rotationsachse des Rotationsspiegels (M_{Rot}) muss koaxial zur linksseitigen Brennachse (F') des Ellipsenzylinderspiegels liegen, um das angestrebte Wirkprinzip realisieren zu können - J_1 . Da die erforderliche Justage sowohl in Durchführung als auch hinsichtlich ihrer Überprüfbarkeit sehr komplex ist, wird dieser Problemstellung mit dem Prinzip der gemeinsamen Fertigung begegnet. Die mechanische Integration von M_{Rot} erfolgt innerhalb eines Lagerblocks, welcher mit einer Traverse verbunden

ist. Diese dient als Koppellement zwischen M_{Rot} und M_{EZ} . Die Kontaktflächen der Traverse zum Ellipsenzylinderspiegel werden für das Erreichen einer hohen Ebenheit ultrapräzise bearbeitet. Zudem erfolgt im montierten Zustand von Traverse und Lagerblock die Einbringung des Lagersitzes von M_{Rot} . Dies ermöglicht eine Reduzierung der Winkelabweichungen des Rotationsspiegels ($R_{M_{\text{Rot-X}}}$, $R_{M_{\text{Rot-Y}}}$) auf die Maschinengenauigkeit. Durch Einmessen der Spiegelposition mittels Koordinatenmessmaschine bei gleichzeitigem Justieren der Rotationsspiegelhalterung entlang $T_{M_{\text{Rot-X}}}$ und $T_{M_{\text{Rot-Y}}}$ kann die Rotationsachse (M_{Rot}) deckungsgleich zur linksseitigen Brennachse gebracht werden. Aufgrund der in der Gestaltsynthese gezeigten Winkelbeziehungen (vgl. Abschnitt 5.3.2 - Abb. 39) ist die sich ergebende Z-Position ($T_{M_{\text{Rot-Z}}}$) des Rotationsspiegels im Rahmen der Freimaßtoleranz als unkritisch einzustufen.

Zur Justage von Strahlaufbereitungseinheit und Ellipsenzylinderspiegel - J_2 - ist das Erreichen der Koaxialität von der linksseitigen Brennachse zum Laserstrahl erforderlich. Dazu besitzt die Aufnahme des Ellipsenzylinderspiegels zwei rotatorische Freiheiten ($R_{M_{\text{EZ-X}}}$, $R_{M_{\text{EZ-Y}}}$), um Nick- und Rollwinkel justieren zu können. Durch zusätzliches Justieren der Spiegel M_{AL} und M_{EK} entlang $T_{M_{\text{AL-Y}}}$ bzw. $T_{M_{\text{EK-X}}}$ sowie unter Zuhilfenahme einer auf M_{Rot} aufgesetzten Blende erfolgt die Kopplung beider Subsysteme. Ist die Koaxialitätsbedingung erreicht, resultiert bei einer Verschiebung des Systems entlang $T_{M_{\text{EZ-Z}}}$ (für $\alpha_{\text{Rot}} = 0^\circ$; vgl. Abschnitt 5.3.2 - Abb. 39) keine Bewegung des Laserspots auf dem Target, welches sich in der durch die rechtsseitige Brennachse und der Y-Achse aufgespannten Ebene befindet.

Das Ablenkprinzip fordert zudem einen Schnittpunkt zwischen Extruderachse (Z_{Ext}) und rechtsseitiger Brennachse (F) des Ellipsenzylinderspiegels - J_3 . Mittels drei justierbarer Translationen der Ellipsenzylinderspiegel-Aufnahme ($T_{M_{\text{EZ-X}}}$, $T_{M_{\text{EZ-Y}}}$, $T_{M_{\text{EZ-Z}}}$) ist es möglich einen Schnittpunkt zwischen der rechtsseitigen Brennachse und Z_{Ext} zu erzeugen sowie den Arbeitspunkt in Z-Richtung ($T_{M_{\text{EZ-Z}}}$) einzustellen. Für die $T_{M_{\text{EZ-X}}}$ - $T_{M_{\text{EZ-Y}}}$ -Positionierung kommt eine Justierhilfe zum Einsatz, welche über definierte Festanschläge an der Unterseite des Ellipsenzylinderspiegels befestigt wird. Eine darin befindliche Bohrung fungiert als Fangkontur für die Extruderdüse, um Z_{Ext} und die rechtsseitige Brennachse mit hinreichender Positioniergenauigkeit von $\pm 0,3$ mm zueinander einzustellen. Eine etwaige Verkipfung des Extruders ist dabei vernachlässigbar, da der Materialaustrag immer senkrecht zur Bauplattform erfolgt. Die Positionierung des Gierwinkels ($R_{M_{\text{EZ-Z}}}$) erfolgt bezugnehmend zur rechtsseitigen Brennachse und besitzt, aufgrund seiner Invarianz zum Laserstrahlablenkvorgang, nur geringe Anforderungen an die Genauigkeit. Daher ist die Umsetzung mittels mechanischer Anschläge innerhalb einer Toleranz von $\pm 3^\circ$ ausreichend. Da bei der $T_{M_{\text{EZ-X}}}$ - $T_{M_{\text{EZ-Y}}}$ -Positionierung die Koaxialität zwischen der linksseitigen Brennachse und dem Laserstrahl verloren geht, ist es erforderlich die Spiegel M_{AL} und M_{EK} entlang $T_{M_{\text{AL-Y}}}$

bzw. T_{MEK-X} erneut zu justieren. Dabei findet die auf M_{Rot} aufgesetzte Blende erneut Anwendung. Weiterhin ist durch gesamtheitliches Verschieben der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit entlang T_{MEZ-Z} die Einstellung der Position des Arbeitspunktes unterhalb der Extruderdüse durchzuführen, bis der Abstand $H_{Dis} = 42,5$ mm (vgl. Abschnitt 5.3.2) erzielt ist. Durch Drehung von M_{Rot} erfolgt die Laserstrahlableitung in einen diskreten Punkt auf der Bauplatzform. Etwaige Abweichungen (Laserstrahl wird bei Drehung nicht in einem Punkt abgebildet) gilt es durch schrittweises Erhöhen oder Absenken entlang T_{MEZ-Z} auszugleichen. Zudem lässt sich mittels T_{MEZ-Z} auch der Wechselwirkungsbereich axial verschieben, um einen verfahrensangepassten Bereich für den Energieeintrag zu realisieren (vgl. Abschnitt 6.3).

6.3 Funktionsnachweis und Charakterisierung der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit

Nach dem Einrichten und Justieren des Systems gilt es, den Nachweis zur Funktionalität der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit zu erbringen. Dazu ist es zunächst erforderlich, den funktionalen Zusammenhang zwischen anzusteuermem Drehwinkel (α_{Rot}) und an der Wirkzone befindlichem Temperierwinkel (ω) darzulegen (Abb. 46).

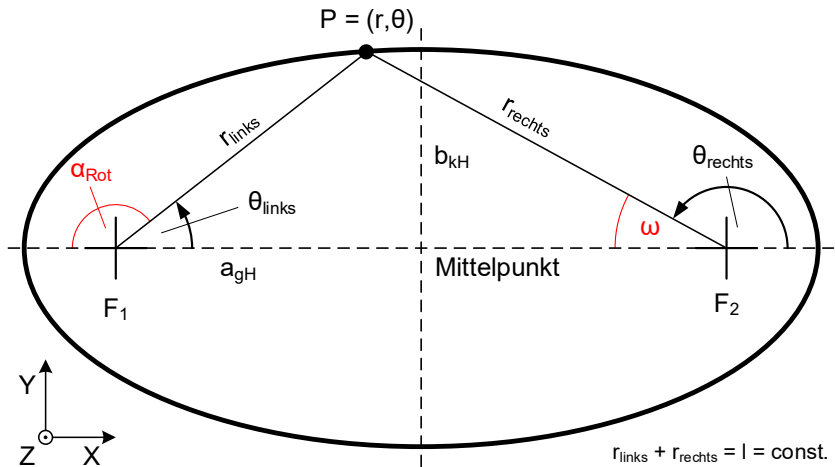


Abb. 46: Ellipsenbeziehungen in Polarkoordinaten mit Pol im Brennpunkt – Prinzipdarstellung in der Draufsicht

Die Beschreibung der Ellipse erfolgt über Polarkoordinaten bzgl. des Pols im jeweiligen Brennpunkt F_1 bzw. F_2 [Pap17]. Somit folgt:

$$r_{\text{links}}(\theta_{\text{links}}) = \frac{b_{\text{kH}}^2}{a_{\text{gH}}} \cdot \frac{1}{1 - \epsilon \cdot \cos \theta_{\text{links}}} \quad (10)$$

und

$$r_{\text{rechts}}(\theta_{\text{rechts}}) = \frac{b_{\text{kH}}^2}{a_{\text{gH}}} \cdot \frac{1}{1 + \epsilon \cdot \cos \theta_{\text{rechts}}}, \quad (11)$$

mit der numerischen Exzentrizität der Ellipse:

$$\epsilon = \frac{\sqrt{a_{\text{gH}}^2 - b_{\text{kH}}^2}}{a_{\text{gH}}}, \quad (\epsilon > 1). \quad (12)$$

Für Ellipsen gilt $l = r_{\text{links}} + r_{\text{rechts}}$, wodurch der Zusammenhang:

$$\omega(\alpha_{\text{Rot}}) = 180^\circ - \arccos \left[\frac{b_{\text{kH}}^2 \cdot (a_{\text{gH}} - f_{\text{IE}} \cdot \cos(180^\circ - \alpha_{\text{Rot}}))}{(l \cdot (a_{\text{gH}} - f_{\text{IE}} \cdot \cos(180^\circ - \alpha_{\text{Rot}})) - b_{\text{kH}}^2) \cdot f_{\text{IE}}} - \frac{a_{\text{gH}}}{f_{\text{IE}}} \right] \quad (13)$$

unter Verwendung von Formel (9) (vgl. Abschnitt 5.3.2) abgeleitet werden kann.

Formel (13) ermöglicht es den resultierenden Temperierwinkel in Abhängigkeit der Winkellage des Rotationsspiegels zu ermitteln. Der mathematische Zusammenhang kann nun in eine entsprechende Software (*Arduino Integrated Development Environment*) eingebunden und mit dem dazugehörigen Steuerrechner vom Temperiersystem (*Arduino Uno Rev3*) verknüpft werden. Dieser ist zudem mit der vorliegenden SPS des Achssystems verbunden (vgl. Abschnitt 5.2.1 - Abb. 26). Ein Hallsensor greift die Ursprungsposition des Rotationsspiegels ab. Über die Ausgabe eines analogen Spannungssignals der Maschinensteuerung (Steuerrechner Achssystem) an die Steuereinheit des Rotationsspiegels (Steuerrechner Temperiersystem) kann somit die Kopplung des Maschinenvorschubvektors mit der Spiegeldrehrichtung erfolgen, wodurch das Nachführen der Laserstrahlung entlang des Bauteilpfades realisiert wird. Der Rotationsspiegel besitzt keine mechanischen Anschläge und kann somit eine Endlosrotation vollziehen. Dadurch ist es möglich die verfügbare Wirkzone, also den maximal temperierbaren Bereich, mit Hilfe des im Lasershutter befindlichen Pilotlasers auf der Bauplatzform abzubilden (Abb. 47, links). Das Ergebnis bestätigt in qualitativer Form das Wirkprinzip der in der Prinzipsynthese beschriebenen Vorzugslösung (vgl. Abschnitt 5.2.2 - Variante 4).

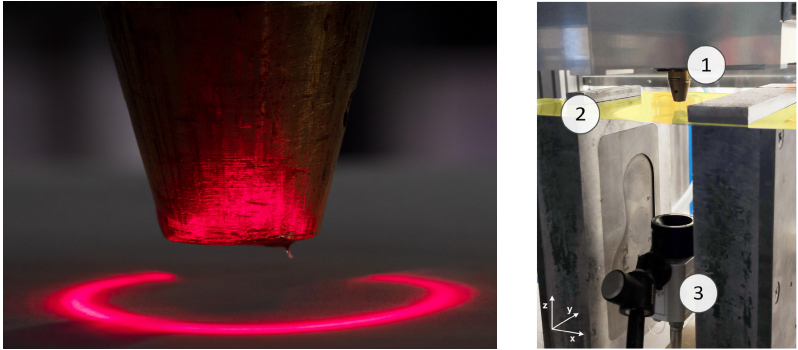


Abb. 47: Erprobung des Funktionsprinzips unter Verwendung des Pilotlasers (links) und Messaufbau zur thermografischen Ermittlung der Wirkzonenausbildung (rechts)

In einem weiteren Schritt erfolgt die qualitative Ermittlung der Wirkzonenausbildung innerhalb der Arbeitsebene und in Abhängigkeit der Rotationsspiegelposition, entsprechend des in Abb. 47, rechts dargestellten Aufbaus, bestehend aus Ellipsenzylinderspiegel und Extruderdüse (1), Kunststofffolie (2) und Thermografiekamera (3). Bei $P_L = 2 \text{ W}$ wird der Laserstrahl für $t = 0,2 \text{ s}$ auf die Kunststofffolie (2) projiziert und die resultierende Wechselwirkung thermografisch von der Unterseite erfasst. Dies ermöglicht einen Vergleich der simulierten Wechselwirkungszone (vgl. Abschnitt 5.3.2) mit den thermografischen Messdaten, welche das Simulationsergebnis belegen (Abb. 48).

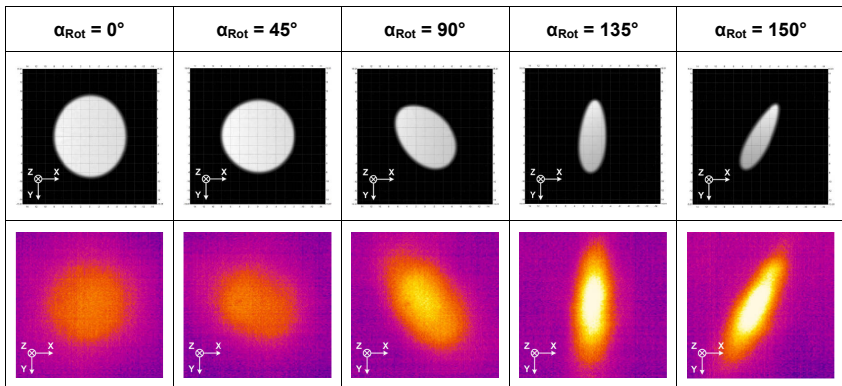


Abb. 48: Qualitativer Vergleich der Simulation (oben) mit den thermografischen Messungen (unten)

Um einer Beschädigung des Hallsensors entgegenzuwirken (Abstand des Laserstrahls zum Positionssensor des Rotationsspiegels kann nur in Näherung bestimmt werden), wird der maximale Drehwinkel mit einer zusätzlichen Sicherheit beaufschlagt und auf $\alpha_{\text{Rot}} = \pm 150^\circ$ festgelegt.

Aufgrund der Trägheit des vorliegenden Lasersystems (vgl. Abschnitt 4.3.4) kann im kombinierten Prozess keine aktive Regelung des Energieeintrags erfolgen, um dem beschriebenen Effekt unterschiedlicher Intensitätsprofile entgegenzuwirken. Neben der Nachführung des Laserstrahls in Abhängigkeit der Bahnkurve der Maschine ist jedoch eine überlagerte Schwingbewegung möglich. Das dynamische Temperieren realisiert unter Verwendung einer festgelegten Amplitude (\dot{u}) die Homogenisierung der Intensität und somit des Temperierfeldes (Abb. 49).

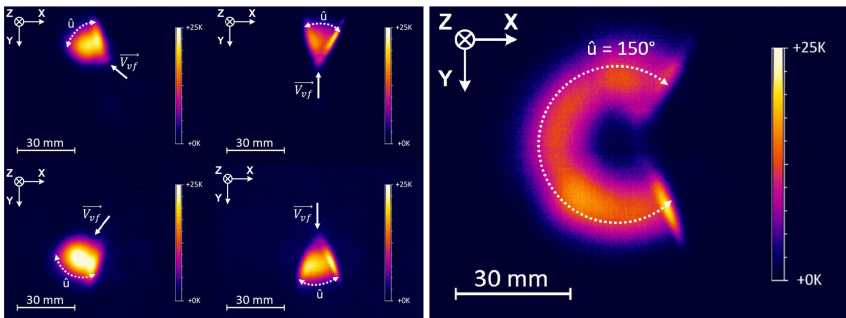


Abb. 49: Darstellung des dynamischen Temperierbereiches entlang verschiedener Vorschubrichtungen (\vec{V}_{eff}) mit $\dot{u} = 20^\circ$ (links) und maximale Amplitude $\dot{u} = 150^\circ$ (rechts)

Das generierte Temperierfeld kann dem Prozess in Abhängigkeit des Fertigungspfades folgen und erlaubt es im Moment der Materialablage den jeweils darunter liegenden und benachbarten Strang durch die flächige Bestrahlung gleichzeitig zu temperieren.

Die Ermittlung der in der Wirkzone vorliegenden Laserleistung ermöglicht auch eine quantitative Beschreibung des Temperiervorgangs unter Berücksichtigung aller Leistungsverluste am Spiegelsystem. Die Messungen erfolgen unter Verwendung des Leistungsmessgerätes *1000W-BB-34* von *Ophir* innerhalb der maximalen Drehlagen des Rotationsspiegels $\alpha_{\text{Rot}} = \pm 150^\circ$ mit gleichzeitigem, dynamischem Temperieren unter Verwendung von $\dot{u} = 10^\circ$ und 20° . Es zeigt sich, dass die Laserleistung innerhalb des gesamten Messbereiches konstant bleibt und nicht durch die Drehlage (α_{Rot}) oder die Amplitude (\dot{u}) beeinflusst wird (Abb. 50, links). Das Ergebnis zeigt zugleich, dass der Ellipsenzylinderspiegel eine homogene Reflektivität an seiner Oberfläche aufweist. Kleinere Abweichungen der Messpunkte sind auf Schwankungen des Lasersystems zurückzuführen.

Im direkten Vergleich der ermittelten Laserleistung nach Durchlaufen aller Spiegelemente und innerhalb der Wirkzone mit der Leistung am Laserausgang (vgl. Abschnitt 4.3.4 - Abb. 22) ergibt sich im Mittel ein gesamtheitlicher Leistungsverlust von ca. 15 % (Abb. 50, rechts).

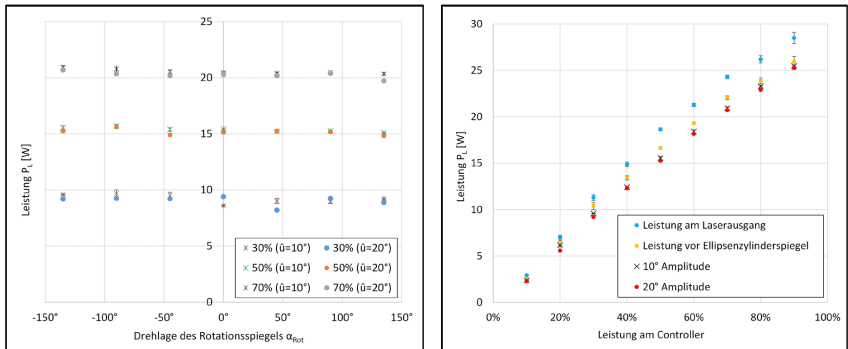


Abb. 50: Darstellung der Leistungsmessung

Dieser ist bei weiterführenden Untersuchungen zu berücksichtigen.

Im kombinierten Fertigungsprozess wird das Temperierfeld durch die Bewegung des Achssystems in eine Temperierlinie überführt. Je nach Größe der gewählten Amplitude ergeben sich dabei Unterschiede in der Temperaturverteilung (Abb. 51).

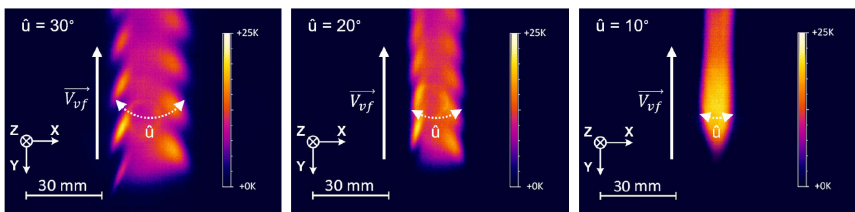


Abb. 51: Darstellung des dynamischen Temperierbereiches und dessen Überlagerung mit dem Vektor des Maschinenvorschubs (\vec{V}_{vf}) für $\hat{u} = 30^\circ$ (links), $\hat{u} = 20^\circ$ (mittig) und $\hat{u} = 10^\circ$ (rechts)

Hier gibt es einen grundsätzlichen Zusammenhang zwischen der Geschwindigkeit des Vorschubs und der Frequenz des dynamischen Temperiervorgangs. Je größer die Amplitude (\hat{u}), desto unregelmäßiger ist auch die Temperaturverteilung innerhalb der Temperierstrecke. Somit bilden sich die Abbrems- und Beschleunigungsvorgänge in den Umkehrpunkten des Temperierfeldes ab, wodurch Temperaturpeaks entstehen. Der Vorversuch zeigt, dass bei $\hat{u} = 10^\circ$ eine homogene Temperaturverteilung vorliegt. Der Nachweis zur Funktionalität der

richtungsvariablen Lasertemperiereinheit ist auf Basis der beschriebenen Überprüfungen erbracht und das System somit vollumfänglich für weiterführende Experimente charakterisiert. Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen Laserstrahl und Werkstoff unter Verwendung der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit erfolgen in Abschnitt 9.

7 Verfahrensentwicklung – großvolumiges Schmelzschieben

Die Grundvoraussetzung für die Verfahrensentwicklung des additiven Fertigungsprozesses bildet die Ermittlung des materialspezifischen Extrusionsverhaltens. Die Fördermenge eines Einschneckenextruders ist von der vorliegenden Schneckendrehzahl, der Heizzonen-temperatur (im vorliegenden Fall T_1 und T_2) sowie dem an der Schneckenspitze befindlichen Gegendruck abhängig. Die Drehzahl stellt dabei die dominierende Größe dar. Daher ist es üblich die spezifische, also drehzahlbezogene, Fördermenge anzugeben, welche zugleich als konstantere Zahl gilt [Lim13].

Die im Vorversuch ermittelten Erkenntnisse zum Temperaturregime (vgl. Abschnitt 4.3.2) bilden die Grundlage zum Ableiten der Materialaustragsfunktionen.

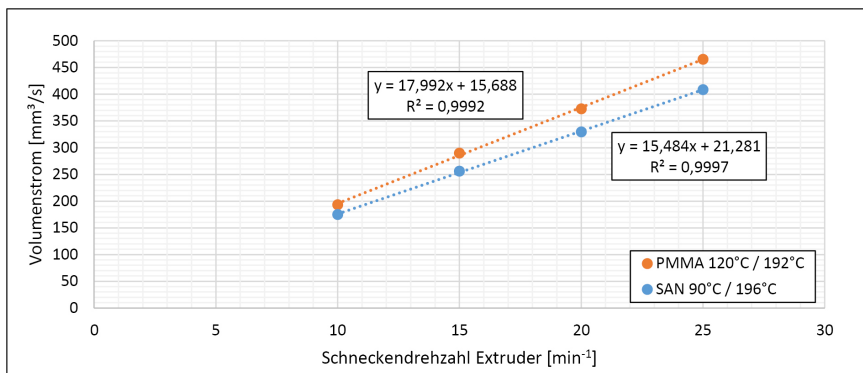


Abb. 52: Extruderkennlinien für PMMA und SAN unter Verwendung der materialspezifischen Heizzonenkonfiguration (T_1 / T_2)

Der Extruder wird bei einer vorgegebenen Schneckendrehzahl (n_{Ext}) betrieben und der Volumenstrom (\dot{V}) als zeitabhängiger Materialaustrag mittels Wägen ermittelt. Durch die schrittweise Erhöhung der Drehzahl kann ein Kennlinienverlauf zum Verhalten von Drehzahl zu Volumenstrom aufgenommen werden. Über Regression lassen sich für PMMA und SAN lineare Funktionen zur Beschreibung von $\dot{V}(x)$ (mit $x = n_{Ext}$) mit einem Bestimmtheitsmaß (R^2) > 99,9 % ableiten (Abb. 52):

$$y_1 = \dot{V}_{PMMA}(x) = 17,992 * x + 15,688 \text{ in [mm}^3\text{/s]}, \quad (14)$$

$$y_2 = \dot{V}_{SAN}(x) = 15,484 * x + 21,281 \text{ in [mm}^3\text{/s]}. \quad (15)$$

Die Messwerte besitzen eine Standardabweichung von $\pm 1 \text{ mm}^3\text{/s}$ und sind im Diagramm nicht darstellbar. Unterschiede im Austragsverhalten sind materialspezifisch und vor allem von der

Temperatur-Viskositätskennlinie abhängig. Zudem spielen Faktoren wie Werkstoffdichte, Gleiteigenschaften im Extruder bzw. dem Haftungsverhalten an der Innenwand des Extruders eine Rolle.

7.1 Modellentwicklung der Stranggeometrie

Wie bereits in Abschnitt 2.2.5 erwähnt, wurde in [Sch18b] ein Ansatz zur granulatbasierten Schmelzschichtung beschrieben. Dabei wird von einem langlochförmigen Strang (Abb. 53, links) ausgegangen und auf dieser Grundlage die Querschnittsfläche der vorliegenden Strangabmessungen berechnet. Somit ist es möglich die optimale Vorschubgeschwindigkeit durch das Gleichsetzen von Extrusions- und Strangvolumen abzuleiten. Zwar sind Prozessgrenzen für zu viel oder zu wenig Materialaustrag aufgezeigt, jedoch wird keine Spezifizierung der entstehenden Diskrepanz zwischen eingestellter Z-Zustellung und tatsächlicher Extrudathöhe vorgenommen. Diese Betrachtung ist notwendig, wenn eine homogene Strangablage sowie eine reproduzierbare Bauteilqualität sichergestellt werden soll.

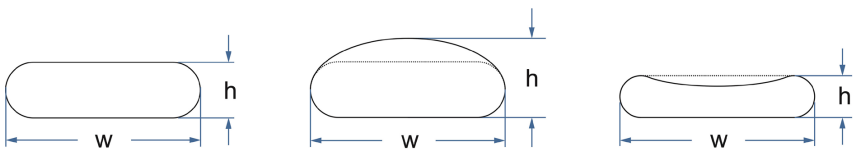


Abb. 53: Querschnittsfläche der entstehenden Stranggeometrie in Anlehnung an [Sch18b]

Auf Basis des Modells nach [Sch18b] lässt sich der erforderliche Vorschub der Bauplattform durch Gleichsetzen von extrudiertem Volumen und Strangvolumen wie folgt errechnen:

$$v_f = \frac{\dot{V}}{A} = \frac{\dot{V}}{\frac{\pi}{4} \cdot h^2 + h(w - h)} \quad (16)$$

A	Strangquerschnitt	v_f	Vorschub
h	Extrudathöhe	w	Strangbreite
\dot{V}	Volumenstrom		

Unter Anwendung dieser Beziehung erfolgt die Durchführung von Testreihen in Form von Einzelsträngen bei einer konstanten Schneckendrehzahl von $n_{Ext} = 15$ 1/min, der Extrudathöhe $h = 4$ mm und der Strangbreite $w = 4$ mm bis 10 mm.

In Ergänzung zu [Sch18b] zeigt sich, dass die erreichte Extrudathöhe ungleich der eingestellten Z-Zustellung ist. Um diesen Effekt näher zu untersuchen, erfolgt eine Variation der Z-Zustellung im Bereich von 1,6 - 5 mm mit $\Delta Z = 0,2$ mm. Die Abmessungen der

generierten Kunststoffstränge werden ermittelt und geometrische Grenzen abgeleitet. Die Höhe des abgelegten Strangs darf dabei nicht größer als der freie Strangdurchmesser sein, um undefinierte Stranggeometrien, wie in Abb. 53, mittig dargestellt, zu vermeiden. Andererseits kann eine sehr niedrige Z-Zustellung zu einer Strangbreite größer 10 mm führen. Dabei wird jedoch der Außendurchmesser der Extruderdüse überschritten und es kommt zu Materialablagerungen an der Düsenmantelfläche, welche zu Defekten, bspw. in Form von Furchen, an abgelegten Strängen führen können (vgl. Abb. 53, rechts). Der vorliegende, freie Strangdurchmesser (S) liegt aufgrund des 3 mm Düsendurchmessers für PMMA bei $S = 3,9 \pm 0,1$ mm und für SAN bei $S = 4,2 \pm 0,1$ mm (vgl. Abschnitt 4.3.2). Dadurch wird das Prozessfenster auf $Z \leq 3,9$ mm bzw. $Z \leq 4,2$ mm begrenzt.

Die im Versuch erhaltenen Ergebnisse bestätigen, dass die Variablen Z-Zustellung (Z_{zu}), Extrudathöhe (h) und Strangquerschnitt (A) direkt miteinander verknüpft sind. Dieser Zusammenhang kann mittels der Programmiersoftware *Python* und unter Verwendung der *SciPy Bibliothek* beschrieben werden [Sci22]. Dadurch ist es möglich eine verallgemeinerte Funktion zu bestimmen, die den Zusammenhang in Form einer Zahlenwertgleichung analytisch beschreibt:

$$h(A, Z) = a * A^b * e^{c * (\ln(Z) - d)} \quad (17)$$

A	Strangquerschnitt	Z_{zu}	Z-Zustellung
h	Extrudathöhe	a_c, b_c, c_c, d_c	Funktionskoeffizienten

Wie in Tab. 12 dargestellt, variieren die Funktionskoeffizienten in Abhängigkeit der Materialeigenschaften. Im Versuch zeigt sich weiterhin, dass ein Aspektverhältnis ($w:h$) von 2:1 bis 4:1 zu besonders gleichmäßigen Stranggeometrien führt.

Tab. 12: Ermittelte Funktionskoeffizienten für SAN und PMMA

	a_c	b_c	c_c	d_c	R^2
PMMA	2,977	0,093	-0,009	3,668	98,49 %
SAN	3,136	0,115	-0,012	3,588	97,78 %

Die materialspezifische Fitfunktion ist in Abb. 54 grafisch dargestellt und visualisiert den dreidimensionalen Zusammenhang zwischen Z-Zustellung, Extrudathöhe und Strangquerschnitt. Das abgeleitete Modell kann erfolgreich für verschiedene Stranggeometrien bestätigt werden, welche sich innerhalb des gekennzeichneten Prozessfensters (schwarze Punkte) befinden.

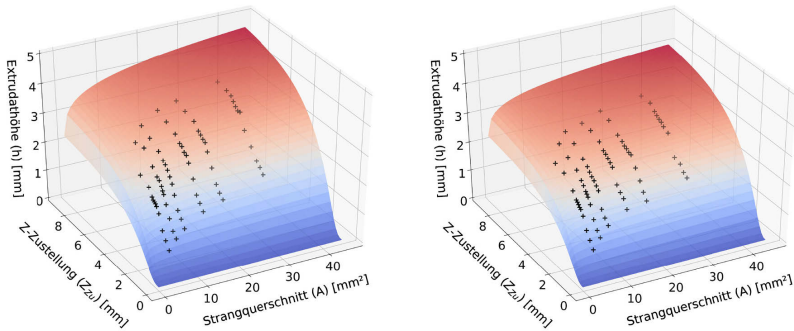


Abb. 54: Dreidimensionale Fitfunktion von SAN (links) und PMMA (rechts) mit Kennzeichnung der validierten Messpunkte

Soll das entwickelte Einzelstrang-Modell für die Fertigung eines kompletten Bauteils genutzt werden, gilt es weitere Problemstellungen zu berücksichtigen. Dies betrifft insbesondere die Kompensation von entstehenden Überhängen oder Lücken beim Materialauftrag auf oder neben bereits abgelegten Strängen (vgl. Abb. 55). Zur Parameterfindung erfolgen daher Versuche an Werkstücken mit Strangbreiten $w = 6 - 10$ mm sowie Schichthöhen von $h = 1,5 - 3$ mm. Die unter diesen Parametern gefertigten Stränge sind innerhalb geeigneter Toleranzgrenzen von $\pm 0,2$ mm größtenteils reproduzierbar. Weiterhin zeigt sich, dass vergleichsweise hohe Stränge unempfindlich auf Lücken oder Aufwürfe in darunterliegenden Schichten reagieren.

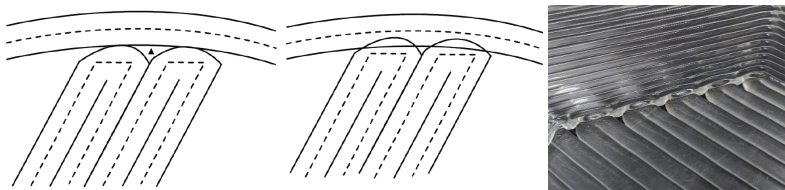


Abb. 55: Werkzeugpfad mit resultierenden Lücken (links) und Erhebungen (mittig) nach [Gib15] sowie realer Strangverlauf an einem großvolumig schmelzgeschichteten Bauteil (rechts)

Schwankungen ergeben sich vor allem bei der Strangbreite und sind auf veränderliche Materialaustragsraten des Einschneckenextruders zurückzuführen. Dieses unter dem Begriff „Surging“ bekannte Phänomen äußert sich besonders bei der Verarbeitung von PMMA. Die sehr hohe Sprödhheit des Werkstoffes führt beispielsweise dazu, dass Granulatkörner aufplatzen und nicht vollständig zermahlen werden. In der Folge ist dann kein homogenes

Aufschmelzen möglich und die Förderrate unterliegt größeren Schwankungen. Um dem beschriebenen Effekt entgegenzuwirken, können Extruder mit sogenannten Schmelzepumpen ausgestattet werden [Cam13]. Diese Systemerweiterung findet in der vorliegenden Arbeit keine weitere Betrachtung.

Für alle weiteren Versuche sowie für beide zu untersuchenden Materialien (PMMA und SAN) gilt die Festlegung einer Stranggeometrie von $w = 6 \text{ mm}$ und $h = 3 \text{ mm}$ (vgl. Abb. 53, links). Dazu sind eine Vorschubgeschwindigkeit von $v_{F\text{-PMMA}} = 1066 \text{ mm/min}$ und $v_{F\text{-SAN}} = 946 \text{ mm/min}$ sowie die Z-Zustellung von $Z_{ZU\text{-PMMA}} = 4,0 \text{ mm}$ und $Z_{ZU\text{-SAN}} = 3,4 \text{ mm}$ erforderlich.

Neben einer reproduzierbaren Stranggeometrie ist beim Schmelzschichten vor allem der Spurversatz zwischen den Strängen entscheidend für die Bauteilfestigkeit. Anschauungsobjekte und Leichtbaukomponenten besitzen einen größeren Spurabstand und teilweise keine Strangüberlappung, um bspw. Gewicht oder Materialkosten einzusparen. Für Bauteile mit hohen mechanischen Beanspruchungen ist hingegen ein großer Überlappingsgrad zu wählen, um die Stränge möglichst dicht anzuordnen. Aufgrund der charakteristischen Form des Extrudats entstehen, unabhängig vom Grad der Spurüberlappung, Hohlräume. Nur durch ein „Überfüllen“ des Bauteils ist es möglich diese Struktureigenschaft nahezu vollständig zu beseitigen, wodurch jedoch Genauigkeitsabweichungen der Bauteilform und Oberflächendefekte entstehen [Bag11]. Ursache dafür sind Materialansammlungen an der Düse, welche Furchen in bereits abgelegte Stränge ziehen.

Daher ist es auch beim großvolumigen Schmelzschichten erforderlich den optimalen Spurversatz zu ermitteln. Zur Bestimmung werden fünf Würfel mit einer Kantenlänge von 80 mm und einem Füllgrad von 100 %, unter Variation der Spurüberlappung $q = 0,1 \text{ mm} - 0,5 \text{ mm}$, gefertigt. Der Bauteilquerschnitt zeigt, dass Hohlräume durch Verringern des Spurversatzes eine deutliche Reduzierung erfahren, dies aber gleichzeitig zu Materialstau führen kann (vgl. Abb. 56, rechts).

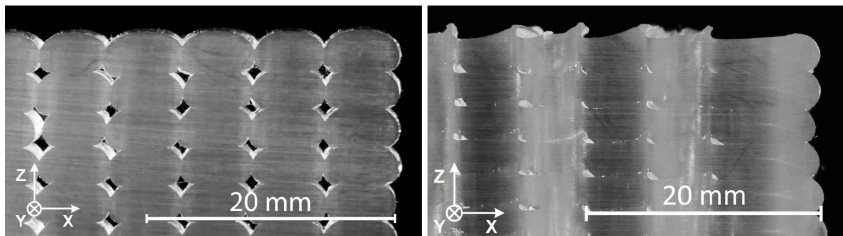


Abb. 56: Querschliffe von großvolumig schmelzgeschichteten PMMA-Bauteilen mit einer Spurüberlappung von $q = 0,3 \text{ mm}$ (links) und $q = 0,5 \text{ mm}$ (rechts)

Bei zu dichter Stranganordnung sind Strang- bzw. Bauteildeformationen und scharfe Kanten an der Oberfläche die Folge. Ein optimales Ergebnis für den gewählten Parameterbereich liefert eine Überlappung von $q = 0,3 \text{ mm}$ (Abb. 56, links). Mit Hilfe des vorliegenden Modells sowie der Festlegungen zu Stranggeometrie und Spurüberlappung ist es nun möglich, den gesamtheitlichen Zusammenhang der Fertigungsparameter zur Erstellung eines großvolumig schmelzgeschichteten Bauteils zu beschreiben. Dennoch kann die Gültigkeit der ermittelten Funktion, vgl. Formel (17), nur für den vorliegenden Aufbau bestätigt werden. Zudem sind die ermittelten Koeffizienten materialabhängig und daher für jede Materialart durch eine Wiederholung der Stranguntersuchungen erneut zu bestimmen.

7.2 Bauteilverformung und -steifigkeit

Im Gegensatz zum Spritzguss oder anderen urformenden Verfahren gibt es bei additiven Technologien keine Art von Werkzeugen oder Formen, welche zum Erhalt der erzielten Geometrie beitragen können. Beim schichtweisen Herstellungsprozess kann es, vor allem bei großvolumig schmelzgeschichteten Bauteilen, zu thermisch bedingten Verformungen aufgrund des Eigengewichts kommen. Deshalb ist es erforderlich unter Berücksichtigung der rheologischen Werkstoffeigenschaften ein Prozessfenster zur Erzielung formstabiler Körper zu ermitteln. Wie in Abschnitt 2.1.1 beschrieben, besitzen Kunststoffe charakteristische rheologische bzw. mechanische Eigenschaften und zeigen eine starke Temperaturabhängigkeit. Um die vorgegebenen Sollgeometrien bei der Fertigung großvolumig schmelzgeschichteter Bauteile mit den zulässigen Abweichungen einzuhalten, ist es notwendig das thermomechanische Verhalten der Stränge zu kennen, um die aus der Strangtemperatur resultierende Tragfähigkeit für den Aufbau weiterer Schichten ableiten zu können. Dabei gilt die Forderung des Erreichens einer so hohen Strangviskosität, dass keine irreversiblen Verformungen aufgrund des Eigengewichts entstehen.

Da lediglich die ersten fünf Schichten des Bauteils von der Bauplattformtemperatur beeinflusst werden, bleibt diese Größe bei den Untersuchungen unberücksichtigt. Zudem werden Kriechvorgänge vernachlässigt.

Untersuchungen an Hohlzylindern

Hohlzylinder stellen eine der am einfachsten zu fertigenden Geometrie für das großvolumige Schmelzschichten dar. Die Bauteile bestehen aus einem als Spirale generierten Einzelstrang, welcher ideal für die Untersuchung des Abkühlverhaltens mittels thermografischer Messmittel ist. Durch Variation des Durchmessers kann die Umlaufzeit zur Generierung einer Schicht direkt beeinflusst werden.

Im Versuch werden auf Basis der in Abschnitt 7.1 festgelegten Einzelstrangparameter Hohlzylinder mit einer Höhe $H_{HZ} = 45$ mm gefertigt (Abb. 57). Die Aufzeichnung der Strangtemperaturänderung (ΔT_{Strang}) von aufeinanderfolgenden Strängen erfolgt unter Anwendung standardisierter thermografischer Messverfahren und mittels einer Thermografiekamera (*Optris PI640*). Dabei kommt in Anlehnung an [Bai14] ein Emissionswert von $\varepsilon_{\text{Emi}} = 0,95$ zur Anwendung. Da keine aktive Bauteilkühlung vorliegt, reduziert sich die Strangtemperatur ausschließlich durch freie Konvektion an die Umgebung sowie Wärmeleitung in die darunterliegende Schicht. Die Abkühldauer ist dabei von der Umlaufzeit (t_{Umlauf}) abhängig, welche bis zur nächsten Überfahrt der Extruderdüse durch den gleichen Messbereich verstreicht. Ist diese zu gering, kommt es zu geometrischen Verformungen, wodurch deutliche Maßabweichungen zur Sollgeometrie hervorgerufen werden oder sogar ein unbrauchbares Bauteil entsteht (vgl. Abb. 57, links). Durch schrittweises Vergrößern des Hohlzylinderdurchmessers ist es möglich die Umlaufzeit zur Fertigung einer Schicht, und damit auch die Abkühlzeit, zu erhöhen. Nach dem Fertigungsverfahren der Probekörper mit verschiedenen Durchmessern werden die Dimensionen der Hohlzylinder mittels Messschieber erfasst und unter Berücksichtigung des Materialschwunds mit dem theoretischen Erwartungswert ($H_{\text{PMMA}} = 44,4$ mm; $H_{\text{SAN}} = 44,2$ mm) verglichen. Die ermittelte Temperaturdifferenz aufeinanderfolgender Stränge gilt dabei als vereinfachtes Maß für das Erreichen der erforderlichen Bauteilsteifigkeit.

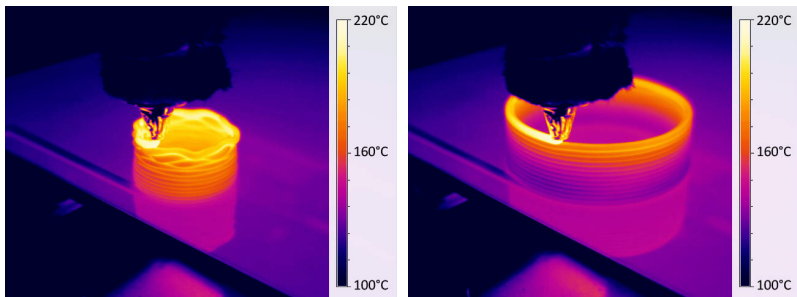


Abb. 57: Fertigung von Hohlzylindern der Durchmesser 60 mm (links) und 120 mm (rechts) zur Ermittlung der Temperaturdifferenz für tragfähige Extrudatstränge am Beispiel von SAN

Durch die experimentelle Durchführung innerhalb eines gehausten Bauraums werden Umgebungseinflüsse ausgeschlossen und eine konstante Bauraumtemperatur angenommen. Zudem wird nicht der Hohlzylinder als Volumenkörper, sondern lediglich die zweidimensionale Querschnittsfläche aufeinanderliegender Stränge betrachtet. Die Wanddicke der Hohlzylinder entspricht dabei der Strangbreite.

Im Ergebnis (vgl. Abb. 58) zeigt sich für die untersuchte Stranggeometrie von 3 mm x 6 mm (mit $\dot{V}_{\text{PMMA}} = 290 \text{ mm}^3/\text{s}$; $\dot{V}_{\text{SAN}} = 256 \text{ mm}^3/\text{s}$), dass zwischen zwei aufeinanderfolgenden Strängen eine Temperaturdifferenz von $\Delta T_{\text{PMMA}} \geq 56 \pm 2 \text{ K}$ bzw. $\Delta T_{\text{SAN}} \geq 71 \pm 2 \text{ K}$ vorliegen muss, um die erforderliche Steifigkeit zur Fertigung von Hohlzylindern mit reproduzierbaren Abmessungen zu erzielen. Dies entspricht einer Abkühldauer von $\Delta t_{\text{PMMA}} \geq 27 \text{ s}$ bzw. $\Delta t_{\text{SAN}} \geq 31 \text{ s}$.

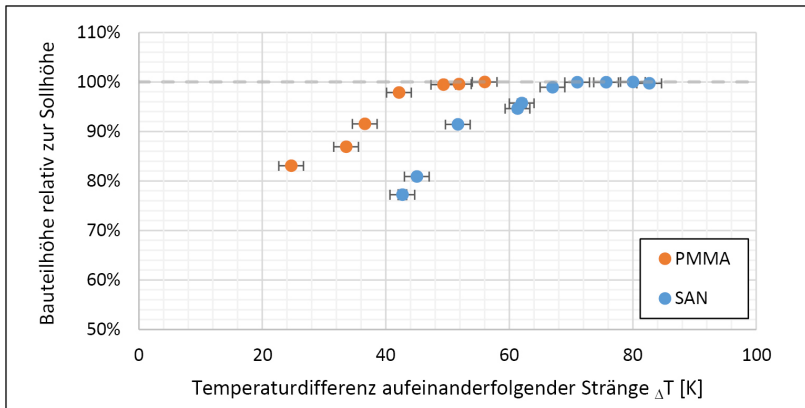


Abb. 58: Ermittlung der Temperaturdifferenz zur Gewährleistung tragfähiger Bauteile

Die erhaltenen Ergebnisse besitzen jedoch nur Gültigkeit für die Schichtung von gestapelten Einzelsträngen, an denen freie Konvektion an den Seitenflächen sowie der Deckfläche vorliegt. Dennoch bilden die im Versuch ermittelten Temperaturdifferenzen (ΔT_{PMMA} ; ΔT_{SAN}) eine wichtige Größe für weiterführende Betrachtungen. Unabhängig vom Abkühlverhalten des Bauteils dürfen diese nicht unterschritten werden, um die Formstabilität des gesamten Bauteils im Fertigungsprozess zu gewährleisten.

Untersuchungen an massiven Quaderbauteilen

Die Ergebnisse der vorangegangenen Versuche gilt es im Folgeschritt von geschichteten Einzelsträngen auf einen massiven Körper zu übertragen. Dazu werden kubische Bauteile mit einer Kantenlänge von 100 mm durch ein mäanderförmiges Strangablegen generiert (Abb. 59, links). Alle Schichten haben die gleiche Orientierung, wodurch die Ausbildung der Kontaktzonen zwischen den Strängen, besonders im Querschnitt (Abb. 59, mittig), sehr gut zu erkennen ist. Bei der Fertigung wird der in Abschnitt 7.1 ermittelte Strangüberlapp von $q = 0,3 \text{ mm}$ verwendet. Ein massives Bauteil, bestehend aus nebeneinander liegenden Strängen, kann mehr Wärmeenergie speichern als geschichtete Einzelstränge

(z.B. Hohlquader). Zusätzlich verändert sich die für die freie Konvektion zur Verfügung stehende Fläche im Vergleich zum Gesamtvolumen. Davon wird auch das Abkühlverhalten des schmelzgeschichteten Objekts deutlich beeinflusst.

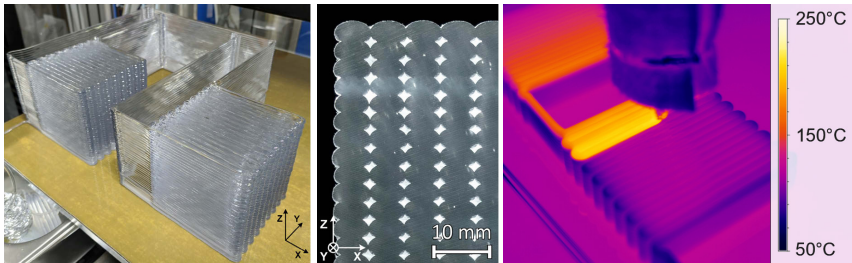


Abb. 59: Fertigung massiver Quader mit Pausenschleifen (links), Strukturausschnitt im Querschliff (mittig) sowie thermografische Messung im Prozess (rechts) am Werkstoff SAN

Der Abkühlvorgang kann unter Zuhilfenahme von künstlich generierten Pausen, z.B. in Form von zusätzlichen Schleifen, verlängert werden. Durch den Einsatz thermografischer Messtechnik ist es möglich die für eine formstabile Geometrie erforderliche Temperaturdifferenz zweier aufeinander folgender Stränge zu ermitteln (Abb. 59, rechts). Sie beträgt für $\Delta T_{\text{PMMA}} \geq 99 \pm 2 \text{ K}$ und $\Delta T_{\text{SAN}} \geq 96 \pm 2 \text{ K}$ und entspricht einer Abkühldauer von $\Delta t_{\text{PMMA}} \geq 325 \text{ s}$ bzw. $\Delta t_{\text{SAN}} \geq 340 \text{ s}$. Als Bezugsgröße gilt dabei die jeweilige Glasübergangstemperatur (vgl. Abschnitt 2.2.3), da ein Bauteil als formstabil gilt, wenn diese unterschritten wird.

Das Einstellen der optimalen Strangtemperatur ist Grundvoraussetzung für wiederholbare Versuche und eine maßhaltige und verformungsfreie Bauteilfertigung. Zudem bilden die erzeugten Proben die Grundlage zur Herstellung mechanischer Prüfkörper, an denen, unter Berücksichtigung verschiedener Orientierungen, die Qualität des Strangverbundes evaluiert werden kann.

7.3 Qualität der Strangverbindungen

Die erreichbare Güte der stoffschlüssigen Strangverbindung wird maßgeblich durch die in Abschnitt 2.2.3 beschriebenen Temperaturmodelle von Schichthaftungsmechanismen definiert. Steuernde Größe ist dabei die vorliegende Temperaturdifferenz zwischen bereits abgelegtem und neu extrudiertem Strang, da diese die Ausprägung des entstehenden Materialverbundes beeinflusst (vgl. Abschnitt 2.1.2). Dabei gilt die Forderung, dass der im Abschnitt 7.2 beschriebene Formerhalt gewährleistet sein muss.

Die thermografische Analyse zeigt, dass Stränge beim filamentbasierten Prozess deutlich schneller abkühlen als großvolumig erzeugte Extrudatbahnen. Da letztere einen deutlich größeren Strangquerschnitt und folglich ein größeres Volumen besitzen, kann mehr Wärmeenergie gespeichert und für den Schichtungsprozess bereitgestellt werden. Somit leitet sich für die untersuchten Werkstoffe im großvolumigen Schmelzschichtvorgang auch ein gesteigertes Bindungspotential ab (Abb. 60).

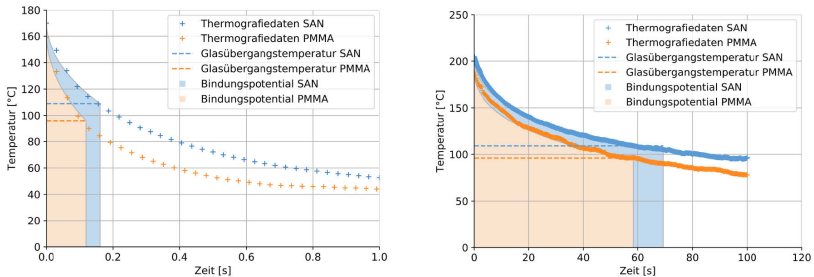


Abb. 60: Vergleich des Bindungspotentials von SAN und PMMA beim filamentbasierten Schmelzschichten – Stranggeometrie $w = 0,4$ mm und $h = 0,3$ mm (links) und großvolumigen Schmelzschichten – Stranggeometrie $w = 6$ mm und $h = 3$ mm (rechts) als Näherungsfunktion gemessener Thermografiedaten

Dieses ist im großvolumigen Schmelzschichtprozess um das ca. 600-fache größer, wodurch die für die Schichtverbindung erforderlichen Diffusionsvorgänge wesentlich länger vollzogen werden können. Es lässt sich daher folgern, dass großvolumig extrudierte Stränge nicht nur eine deutlich stärker ausgeprägte Zwischenschichtverbindung aufweisen, sondern diese Qualität auch für die Herstellung größerer Bauteile mit längeren Umlaufzeiten erzielbar ist. Aus diesem Grund findet eine genauere Betrachtung des Zusammenhangs zwischen Abkühldauer und resultierender Bauteilfestigkeit bei großvolumig schmelzgeschichteten Bauteilen statt.

Bindungsqualität geschichteter Einzelstränge

Zunächst erfolgt die Fertigung von formstabilen Hohlquadern. Durch eingebrachte Pausenzeiten (zusätzliche Abkühl-schlaufen) ist es möglich die Temperaturdifferenz zweier aufeinander folgender Stränge aktiv einzustellen. Im Ergebnis lässt sich eine Reduzierung der Bauteilfestigkeit mit zunehmender Temperaturdifferenz erwarten.

Aus den generierten Bauteilen werden Prüflinge mit einer Prüfkörperbreite (b_p) und Prüfkörperdicke (h_p) von $h_p \times b_p = 6$ mm \times 15 mm in Anlehnung an [DIN14125-05] gefertigt (Abb. 61, links), da sich schmelzgeschichtete Bauteile ähnlich wie faserverstärkte Laminat verhalten (vgl. Abschnitt 2.2.2). Zudem entstehen beim Vierpunktbiegeversuch keine

Querkräfte, wodurch ein konstantes Biegemoment innerhalb der Mitte des Prüfkörpers vorliegt. Dies führt im Vergleich zur [DIN178] zu präziseren und reproduzierbaren Ergebnissen. [Gre 15] Zudem entfällt beim Biegeversuch die Problematik des Probeneinspannens, wodurch es ggf. zu einer Vorschädigung des Prüflings kommen kann. Aus diesem Grund wird bewusst von Untersuchungen zur Zugfestigkeit abgesehen.

Sämtliche Versuche werden an der Universalprüfmaschine *LS5* vom Hersteller *AMETEK* durchgeführt. Als Referenz dienen im Spritzguss gefertigte Prüfkörper aus Vollmaterial ($h_p \times b_p = 4 \text{ mm} \times 10,2 \text{ mm}$), welche nach [DIN14125-05] eine Biegefestigkeit von $\sigma_{\text{PMMA-voll}} = 63,5 \pm 6,4 \text{ MPa}$ und $\sigma_{\text{SAN-voll}} = 108,7 \pm 2,7 \text{ MPa}$ (bzw. eine Biegekraft von $F_{\text{D-PMMA-voll}} = 231 \pm 23 \text{ N}$ bzw. $F_{\text{D-SAN-voll}} = 395,4 \pm 9,9 \text{ N}$)¹ aufweisen.

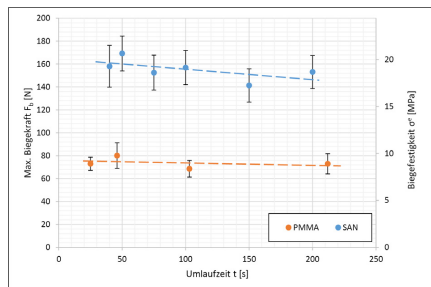
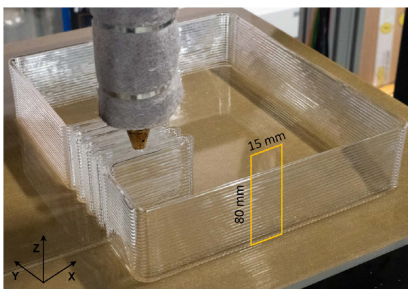


Abb. 61: Hohlquader im Fertigungsprozess mit angedeuteter Prüfkörpergeometrie (links) sowie Ergebnis der Biegeprüfung für geschichtete Einzelstränge aus SAN und PMMA (rechts)

Die erzielten Ergebnisse von geschichteten Einzelsträngen widersprechen im Ergebnis jedoch der Annahme, dass der zunehmende Temperaturunterschied aufeinanderfolgender Stränge zu einer deutlichen Schwächung der Schichtverbindung führt. Trotz steigendem ΔT bzw. Δt bleiben die ermittelten Festigkeitswerte nahezu unverändert (Abb. 61, rechts). Selbst bei einer Abkühlzeit von $\Delta t = 500 \text{ s}$ (im Diagramm nicht dargestellt) hat sich die Biegefestigkeit für den Werkstoff SAN um lediglich 22 % zum Mittelwert aller Messdaten reduziert, PMMA zeigt unter selben Bedingungen keine Festigkeitsreduzierung.

Somit kann geschlossen werden, dass der großvolumige Schmelzschnittprozess in puncto Schichtverbindungsqualität sehr robust gegenüber der Abkühldauer ist. Durch die Strangquerschnittsfläche und das damit gesteigerte Volumen ist das extrudierte Material in der Lage, genügend Wärme in bereits abgelegte Stränge einzubringen, wodurch die Qualität der Strangverbindung, auch bei größeren Abkühlzeiten ($\Delta t > 200 \text{ s}$), nahezu unbeeinflusst bleibt.

¹ Die Biegekraft wird auf den Probenquerschnitt $15 \times 6 \text{ mm}^2$ skaliert, da dieser der gewählten Prüfkörpergeometrie für die Schmelzschnittbauteile entspricht.

Dadurch bestätigt sich auch die Näherungsfunktion zur Bestimmung des Bindungspotentials (vgl. Abschnitt 2.1.2 - Abb. 7, rechts). Im direkten Vergleich mit dem Vollmaterial erscheinen die nach $\Delta t \leq 500$ s im Mittel erreichbaren Biegefestigkeiten von $\sigma^e_{\text{PMMA-AM}} = 9 \pm 1$ MPa bzw. $\sigma^e_{\text{SAN-AM}} = 18 \pm 2$ MPa der additiv gefertigten Einzelwände zunächst sehr gering. Dies ist auf mehrere Effekte zurückzuführen.

Die großvolumig schmelzgeschichteten Probekörper bilden die genormte Prüfgeometrie nur in Näherung ab. Während die Prüfkörperbreite (b_p) durch Zusägen definiert ist, realisiert die eingestellte Strangbreite (w) die Prüfkörperdicke (h_p) der Prüfkörpergeometrie. Jedoch wird die im Biegeversuch belastete Prüfkörperquerschnittsfläche ($b_p \times h_p$) anstelle von h_p durch die tatsächliche Kontaktlänge (K) zwischen den geschichteten Strängen beschrieben (vgl. Abb. 62, links). Dabei gilt $K < h_p$, wodurch es zu einer Unterschätzung der Biegefestigkeit kommt.

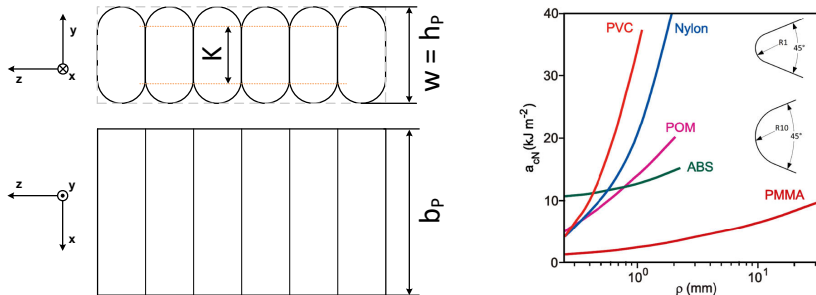


Abb. 62: Eingestellte Strangbreite (w), tatsächlich erzielte Kontaktlänge (K) und Probenbreite (b_p) bei geschichteten Strängen (links) sowie Einfluss des Kerbradius (ρ) auf die Kerbschlagzähigkeit (a_{cN}) am Beispiel verschiedener Polymere nach [Gre15] [Fri11] (rechts)

Durch Betrachten der Bruchfläche mittels Digitalmikroskops (*Keyence VHX-2000D*) ist es möglich, die Größen K und b_p messtechnisch zu erfassen und die Biegefestigkeit bezüglich der tatsächlich vorhandenen Kontaktfläche zu ermitteln. Somit ergibt sich ein korrigiertes Ergebnis mit $\sigma^e_{\text{PMMA-AM}} = 18 \pm 2$ MPa bzw. $\sigma^e_{\text{SAN-AM}} = 36 \pm 4$ MPa. Fertigungsseitige Geometrieabweichungen der Stränge, bspw. Schwankungen von w bzw. K , werden dabei berücksichtigt und haben somit keinen Einfluss auf das Ergebnis. Die Berechnung der korrigierten Biegefestigkeit ist in Anhang A3 noch einmal ausführlich beschrieben.

Weiterhin findet während der Biegeprüfung eine Überlagerung von Material- und Geometrieigenschaften statt. Für den Schmelzschichtvorgang ist die Entstehung einer Kerbe zwischen den geschichteten Strängen verfahrenscharakteristisch. Dadurch sind die Bauteile deutlich anfälliger gegenüber Biegebeanspruchungen. Desto kleiner die Ausprägung der

Kerbradien, umso geringer ist auch die Biegefestigkeit unter Last (vgl. Abb. 62, rechts). [Gre15] [Fri11]

Dabei gilt vor allem PMMA als besonders kerbanfällig [Zhe03]. Durch die zudem hohe Sprödeheit der Kunststoffe PMMA und SAN wird das Bauteilversagen unter Biegebeanspruchung zusätzlich begünstigt [Gre15].

Auch wenn keine direkte Vergleichbarkeit zwischen spritzgegossenen Proben und schmelzgeschichteten Bauteilen erzielt werden kann, besitzen die erhaltenen Ergebnisse dennoch genug Aussagekraft, um den additiven Prozess quantitativ zu bewerten und die erzielbare Bauteilqualität den Proben aus Vollmaterial gegenüberzustellen.

Bindungsqualität massiver Quader (orientierungsabhängig)

Ergänzend zu den Untersuchungen an geschichteten Einzelsträngen erfolgt die Herstellung massiver Quaderbauteile, um die Qualität der Strangverbindungen orientierungsabhängig prüfen zu können.

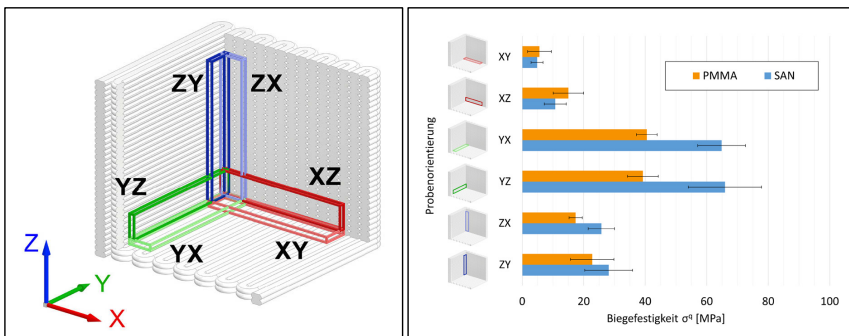


Abb. 63: Aus dem Quaderbauteil herausgetrennte Orientierungen der Prüfkörper (links) und Ergebnis der Biegeprüfung (rechts)

In Anlehnung an [DIN14125-05] werden Prüfkörper in sechs Orientierungen aus dem schmelzgeschichteten Quader herausgetrennt (Abb. 63, links) und einer Biegeprüfung unterzogen (Abb. 63, rechts). Durch die verfahrenstechnischen Strukturmerkmale treten in den Prüfkörpern Fehlstellen oder Hohlräume auf, welche zu richtungsabhängigen Eigenschaften führen. Die erhaltenen Ergebnisse zeigen, dass, im Gegensatz zum filamentbasierten Schmelzschichten, der schwächste Strangverbund nicht entlang der Z-Orientierung (ZX bzw. ZY) [Bea21], sondern lateral zwischen den Strängen (XY und XZ) vorliegt. Selbst bei dem weniger spröden SAN ist in der XY-Orientierung bereits eine Probekörpergenerierung nur schwer möglich, da einige Prüfkörper bereits im Herstellvorgang zerfallen (vgl. Abb. 64).

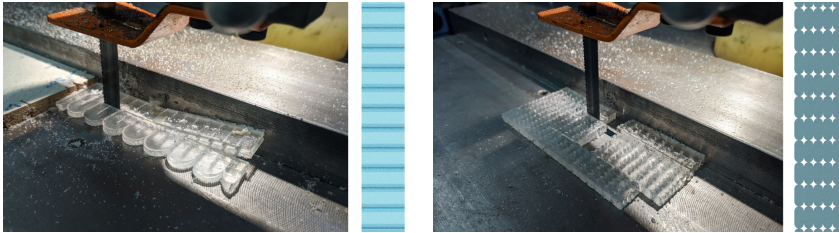


Abb. 64: Prüfkörpergenerierung (mit der jeweiligen Prüfkörperdraufsicht) entlang der XY-Orientierung (links) und XZ-Orientierung (rechts)

Es lässt sich folgern, dass besonders der laterale Strangverbund eine Schwachstelle beim großvolumigen Schmelzschichten darstellt. Die Ursache findet sich in der vorliegenden Stranggeometrie, da im seitlichen Verbund eine verfahrensbedingt kleinere Kontaktfläche zwischen den Strängen entsteht.

Neben den bauteilspezifischen Eigenschaften hat aber auch der Probenherstellungsprozess einen nicht zu unterschätzenden Einfluss, da die Messergebnisse stark von der Trennebene (Sägeebene) abhängig sind. Beim Zusägen der Biegestäbe wird die Anzahl und Lage der fertigungsbedingten Hohlräume im Prüfkörper zufällig bestimmt, womit sich die teils große Standardabweichung im Prüfergebnis begründen lässt (Abb. 63, rechts). Dennoch ist das Zersägen im Vergleich zum Fräsen oder Laserstrahlschneiden als schonenderes Herstellungsverfahren anzusehen. Durch die Gefahr des Einbringens zusätzlicher Spannungen oder Risse beim Zerspanen bzw. des induzierten Wärmeeintrags und den damit verbundenen Umschmelzvorgängen der erzeugten Strangstruktur durch die Laserstrahlenergie ist eine Schädigung oder Veränderung der Prüfkörpergeometrie zu erwarten.

Im Zwischenergebnis zeigt sich, dass die Schichtverbindung in Z-Richtung, auch bei großen Temperaturunterschieden zweier aufeinander folgender Stränge, eine, im Vergleich zum Vollmaterial, moderate Festigkeit aufweist. Die größten Biegefestigkeiten ergeben sich für die beiden untersuchten Werkstoffe PMMA und SAN entlang der Orientierungen YX und YZ. Die Maximalwerte liegen mit $\sigma^q_{\text{PMMA-AMyx}} = 40,5 \pm 3,4 \text{ MPa}$ und $\sigma^q_{\text{SAN-AMyz}} = 66 \pm 12 \text{ MPa}$ bei $63,8 \pm 4,2 \%$ (PMMA) bzw. $60,2 \pm 9 \%$ (SAN) gegenüber dem Vollmaterial.

In der Bauteilstruktur entstehende Hohlräume stellen hingegen einen besonders kritischen Faktor für den lateralen Strangverbund dar. Besonders auffällig ist dies bei der Probenorientierung XY ($\sigma^q_{\text{PMMA-AMxy}} = 5,6 \pm 3,9 \text{ MPa}$ bzw. $\sigma^q_{\text{SAN-AMxy}} = 4,8 \pm 2 \text{ MPa}$). Durch eine Erhöhung der Spurüberlappung kann dieser Effekt nicht kompensiert werden, da sich bei zu dichter Stranganordnung Materialansammlungen bilden, an der Düse ablagern und eine

Bauteilbeschädigung zur Folge haben können (vgl. Abschnitt 7.1). Hinsichtlich einer weiteren Verdichtung der Bauteile stößt der großvolumige Schmelzschichtprozess, unter Berücksichtigung der vorliegenden Randbedingungen und Ergebnisse, somit an seine verfahrenstechnischen Grenzen.

8 Verfahrensentwicklung – laserunterstütztes großvolumiges Schmelzsichten mit feststehender Laserstrahlorientierung

Nachdem das Verfahren des großvolumigen Schmelzsichtens umfassend beschrieben werden kann, ist nun der Hybridprozess, also die Kombination aus Laserstrahltemperieren und Extrudiervorgang, zu untersuchen. Dabei gilt es prozesssteuernde Größen zu identifizieren sowie deren wiederholbare Erfassung sicherzustellen. Die Verfahrensuntersuchungen zur Verbesserung des vertikalen und lateralen Strangverbundes erfolgen hauptsächlich hinsichtlich zweier Laserstrahlorientierungen, jeweils stehend zur Extrusionsrichtung und ohne richtungsvariable Lasertemperiereinheit. Dadurch besteht gleichzeitig eine uneingeschränkte Zugänglichkeit zur Erfassung thermografischer Prozessdaten.

Der Laserstrahl wird unter Verwendung eines Planspiegels und unter einem Vertikalwinkel von $\varphi = 60^\circ$ bezüglich der Extruderachse in die Wirkzone zwischen Extruderdüse und vorangegangenen Extrudatstrang eingekoppelt. Abb. 65 zeigt die Anordnung zur Prozessuntersuchung der vertikalen Schichtverbindung.

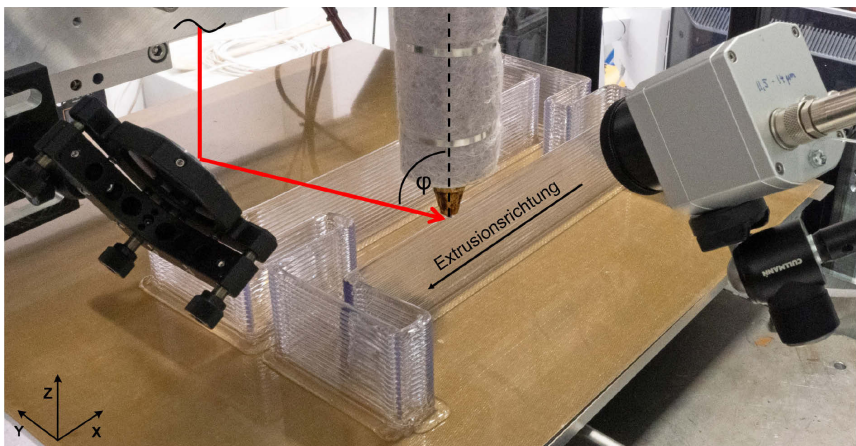


Abb. 65: Versuchsaufbau zur Untersuchung des kombinierten Prozesses hinsichtlich vertikalem Strangverbund von geschichteten Einzelsträngen

Durch Drehen der Bauteilorientierung auf der Bauplattform und der damit verbundenen Veränderung des Bauteilpfads ist unter gleicher Systemanordnung das laterale Temperieren realisierbar. Die Laserstrahlung trifft bei gleichbleibendem $\varphi = 60^\circ$, aber unter einem Azimut von $\psi = 45^\circ$, auf die Seitenfläche des bereits abgelegten Nachbarstrangs (Abb. 66).

Da die adressierte Stranggeometrie (vgl. Abschnitt 7.1) durch Schneckendrehzahl und Maschinenvorschub fest vordefiniert ist, kann der Temperiervorgang lediglich durch die

Laserleistung, bzw. der daraus resultierenden Fluenz (F_F), gesteuert werden. Die Beschreibung dieser systemspezifischen Größe ist im Anhang A4 aufgezeigt.

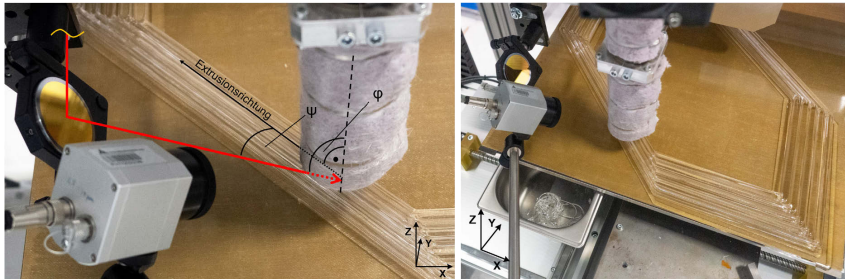


Abb. 66: Versuchsaufbau zur Untersuchung des Hybridprozesses bzgl. lateralem Strangverbund unter einem Vertikalwinkel von $\varphi = 60^\circ$ und einem Azimut $\psi = 45^\circ$

Zur Prozessüberwachung während der Untersuchungen kommt erneut eine Thermografiekamera (*Optris PI640*) zum Einsatz.

8.1 Versuche zum vertikalen Strangverbund an geschichteten Einzelsträngen

Die Untersuchung des kombinierten Fertigungsverfahrens erfolgt zunächst an geschichteten Einzelsträngen und hinsichtlich vertikalem Strangverbund (vgl. Abb. 65Abb. 66). Im ersten Ergebnis zeigt sich, dass ein linearer Zusammenhang zwischen Fluenz und Erwärmung in der Wirkzone vorliegt (Abb. 67).

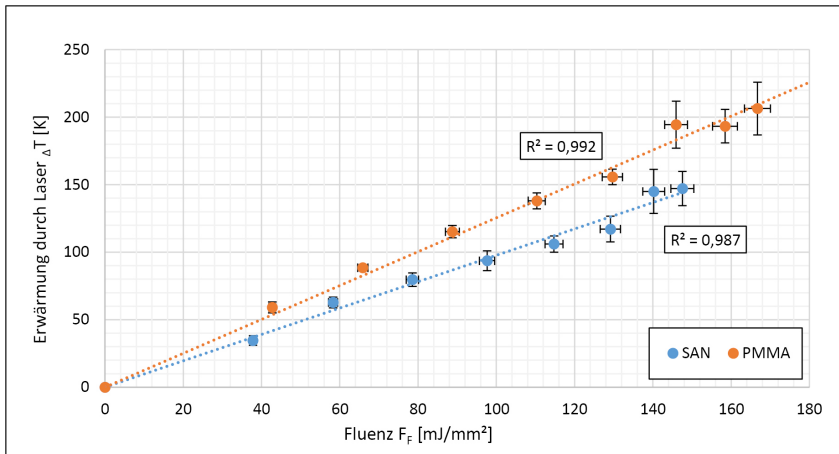


Abb. 67: Zusammenhang zwischen Fluenz und Materialerwärmung innerhalb der Wirkzone

Dadurch ist gewährleistet, dass der Prozess direkt über eine Änderung der Laserleistung bzw. der Fluenz (F_F) gesteuert werden kann. In Abhängigkeit des Werkstoffes liegt der ermittelte Maximalwert bei $F_{F-PMMA} \leq 150 \text{ mJ/mm}^2$ und $F_{F-SAN} \leq 140 \text{ mJ/mm}^2$. Bei der Überschreitung der jeweiligen Fluenz kommt es aufgrund der zu hohen Wärmeakkumulation zu Degradationsvorgängen am Kunststoff. Prozessseitig äußert sich dies durch die Entstehung von Rauch. Die aus der Literatur bekannten Zersetzungstemperaturen sind bei Kunststoffen u.a. von der Aufheizrate abhängig und liegen bei $T_{\text{zerl/PMMA}} = 280 \text{ }^\circ\text{C} - 350 \text{ }^\circ\text{C}$ und $T_{\text{zerl/SAN}} = 250 \text{ }^\circ\text{C} - 360 \text{ }^\circ\text{C}$ [Fra90] [Cap15] [Fer03]. Dabei kann es bereits im unteren Bereich der Zersetzungszone zu Veränderungen am Werkstoff kommen. Dies zeigt sich bspw. an den größeren Temperaturschwankungen um den Mittelwert bei Überschreitung der Fluenzgrenzwerte (Abb. 67). Der Grenzwert für die Fluenz ist daher essenziell für die Prozessführung des Laserstrahltemperierens. Zersetzungsvorgänge sind auch aus den Betrachtungen der Festigkeitsuntersuchungen zum laserunterstützten Schmelzschiichten von Filament bekannt [Han19] [Rav16] [Des19]. Zudem stehen die auftretenden Effekte in Übereinstimmung mit dem charakteristischen Zusammenhang von Streckenenergie und Schweißnahtfestigkeit beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen [Rus03] [Gil09], welches einen artverwandten Prozess darstellt.

Aus den temperierten Bauteilen werden erneut Prüfkörper mit $h_p \times b_p = 6 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ erstellt und in Anlehnung an [DIN14125-05] im Vierpunktbiegeversuch geprüft. Wie in Abschnitt 7.3 bereits gezeigt, erfolgt auch hier die messtechnische Erfassung der Größen $K \times b_p$, um den wahrheitsgemäßen Wert der Biegespannung zu erfassen. Dieser sei auch hier als korrigierte Biegespannung (σ^c) bezeichnet.

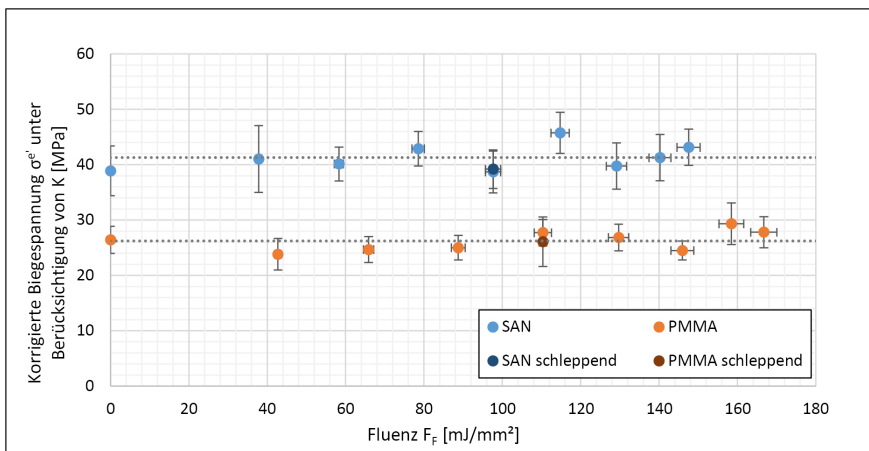


Abb. 68: Erzielbare, korrigierte Biegespannung in Abhängigkeit der Fluenz

Die Auswertung der Biegespannung unter Berücksichtigung der tatsächlichen Kontaktfläche zeigt, dass der Laserstrahltemperiervorgang keinen Einfluss auf die Qualität des stoffschlüssigen Schichtverbundes hat (Abb. 68). Es lässt sich eine korrigierte Biegefestigkeit an additiv gefertigten Einzelsträngen mit Lasertemperierung von $\sigma^e_{\text{PMMA-Laser-AM}} = 26,2 \pm 2,5 \text{ MPa}$ und $\sigma^e_{\text{SAN-Laser-AM}} = 41,8 \pm 4,2 \text{ MPa}$ ermitteln. Da keine Steigerung der Biegespannung erfolgt, ist zu folgern, dass auch der Diffusionsvorgang zwischen zwei aufeinanderfolgenden Strängen keine Verbesserung durch die Laserstrahlung erfährt.

Aufgrund der Prozessbetrachtung innerhalb eines kurzen Zeitfensters von wenigen Minuten besitzen die extrudierten Stränge noch immer genug Wärmeenergie, um ohne zusätzlichen Wärmeeintrag eine Diffusion unter Idealbedingungen zu ermöglichen. Diese Erkenntnis steht auch in Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus Abschnitt 7.3. Längere Prozesszeiten zur Fertigung einer Schicht führen zu einer Abkühlung der Strangtemperaturen. Dies sei ebenfalls an den exemplarisch durchgeführten Untersuchungen am Werkstoff SAN für eine Umlaufzeit $\Delta t = 500 \text{ s}$ gezeigt (vgl. Abschnitt 7.3). Für Anwendungsfälle mit längeren Umlaufzeiten kann der zusätzliche Laserstrahlenergieeintrag somit auch zu einer Verbesserung der Diffusionsvorgänge beitragen. Ein allgemeiner Grenzwert für die Umlaufzeit, ab wann eine Lasertemperierung erforderlich ist, kann jedoch nicht definiert werden, da dieser stets vom verwendeten Werkstoff, dem Maschinenaufbau sowie den damit verbundenen Prozessparametern der Extrusion abhängt. Ein Einfluss der beginnenden Degradation auf die Bauteilqualität bei $F_F \geq 140 \text{ MJ/mm}^2$ ist innerhalb der Messwerte nicht erkennbar.

Weiterhin zeigen die Versuchsergebnisse, dass die Ausbildung der Kontaktlänge K , vor allem ab einem Wert von $F_F > 100 \text{ MJ/mm}^2$, stark von der Fluenz beeinflusst wird, sodass in Näherung ein linearer Trend zwischen F_F und K abgeleitet werden kann (Abb. 69). Der zusätzliche Energieeintrag führt zu einer Reduzierung der lokalen Strangviskosität. Beim Aufbringen des Extrudats wirkt auf den darunter befindlichen Strang eine Anpresskraft. Dadurch kommt es an der Strangoberfläche zur Verdrängung des mittels Laserstrahlung aufgeschmolzenen Materials. Unter Berücksichtigung der Strangschwankungen vergrößert sich die Kontaktlänge K bei PMMA um 26 % und bei SAN um 13 %.

Besonders auffällig erscheinen die von der Trendlinie abweichenden Messpunkte an PMMA. Diese zeigen für lasertempertierte Proben in stehender Prozessführung teils geringere Schichtverbindungsbreiten als für den Referenzpunkt beim schleppenden Temperieren. Die Ursache findet sich in der starken Schwankung der Strangbreite. Wie in Abschnitt 7.1 beschrieben, tritt diese zufällig auf und liegt innerhalb einer Toleranz von ca. $\pm 0,2 \text{ mm}$. Dieser Effekt ist bei der Verarbeitung des Werkstoffs PMMA besonders ausgeprägt und durch das verwendete Extrusionssystem bedingt. Dennoch kann ein plausibler Zusammenhang

zwischen Laserstrahlenergieeintrag und resultierender Änderung der Zwischenschichtverbindungsfläche abgeleitet werden.

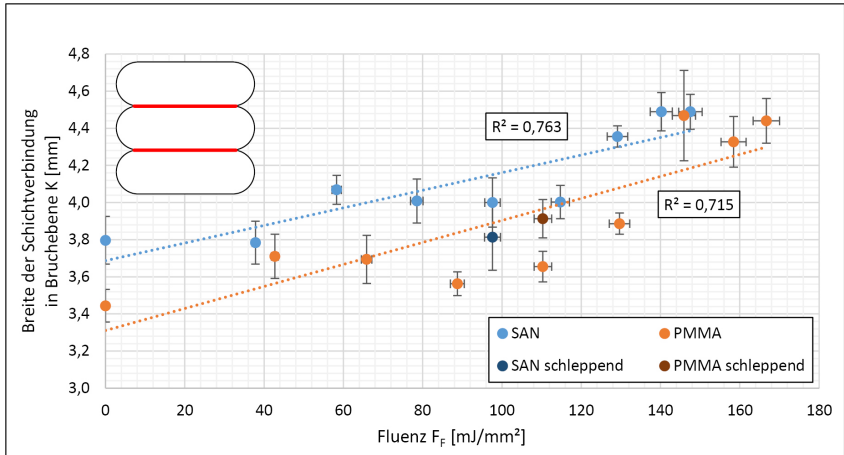


Abb. 69: Einfluss der Fluenz auf die Kontaktlänge der Schichtverbindung

Die Ergebnisse zeigen, dass der Laserstrahltemperiervorgang zu einer Verbreiterung der Zwischenlagenverbindung und folglich auch zu einer Vergrößerung von K führt (vgl. Abb. 69). Gleichzeitig ist keine Steigerung der korrigierten Biegefestigkeit (σ^e) erkennbar (vgl. Abb. 68), wodurch sich schlussfolgern lässt, dass diese vom Laserenergieeintrag unbeeinflusst bleibt.

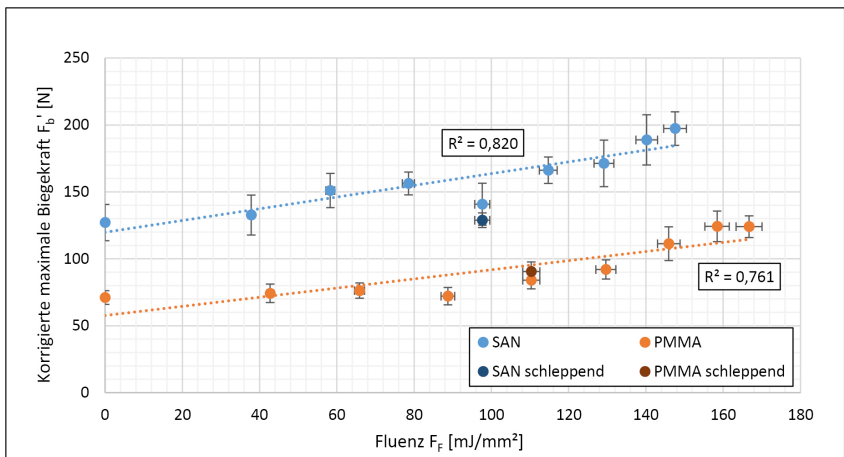


Abb. 70: Einfluss der Fluenz auf die Biegekraft

Jedoch besteht aufgrund der einheitlichen Prüfkörpergeometrie ein gleichbleibendes Verhältnis zwischen den Größen F_b und K (vgl. Formel (19) in Abschnitt A3). Anhand von Formel (20) (Abschnitt A3) ist ersichtlich, dass sich durch die Vergrößerung von K auch ein Anstieg der für den Bauteilbruch erforderlichen, korrigierten Biegekraft F_b' ergibt (Abb. 70). Das Ergebnis ist daher nicht als Steigerung des Materialverbundes zu interpretieren, sondern als Verbesserung der geometrischen Schichtqualität und somit einem höheren Widerstandsverhalten unter Last. Die Vergrößerung von K stellt folglich eine mechanische Änderung der Bauteilstruktur dar, welche losgelöst von den Materialkennwerten zur Steigerung der Bauteilfestigkeit beiträgt. Im Vergleich zu einem nicht temperierten Bauteil ergibt sich für die korrigierte Biegekraft, unter der Berücksichtigung der prozessbedingten Strangschwankungen, eine Erhöhung um 66 % bei PMMA und 48 % für SAN.

Dieses Ergebnis demonstriert gegenüber dem Stand der Wissenschaft und Technik erstmalig, dass aufgrund der Verfahrenskombination von Lasermaterialbearbeitung und dem großvolumigen Schmelzschichten eine deutliche Verbesserung der mechanischen Bauteileigenschaften erzielt werden kann.

Der zusätzliche Laserenergieeintrag hat zudem eine Veränderung des Oberflächenprofils der Bauteile zur Folge (Abb. 71). Die Zunahme von K verringert maßgeblich die Ausbildung der verfahrenscharakteristischen Kerbe zwischen zwei aufeinanderliegenden Strängen. Neben der vergrößerten Zwischenlagenverbindung erfolgt somit zugleich eine Reduzierung der Kerbwirkung, welche sich positiv auf die Aufnahme äußerer Kräfte auswirkt [Gre15] [Fri11]. Die mittels Laserstrahlung modifizierte Zwischenlagenverbindung bildet sich für PMMA deutlich prägnanter als für SAN aus.

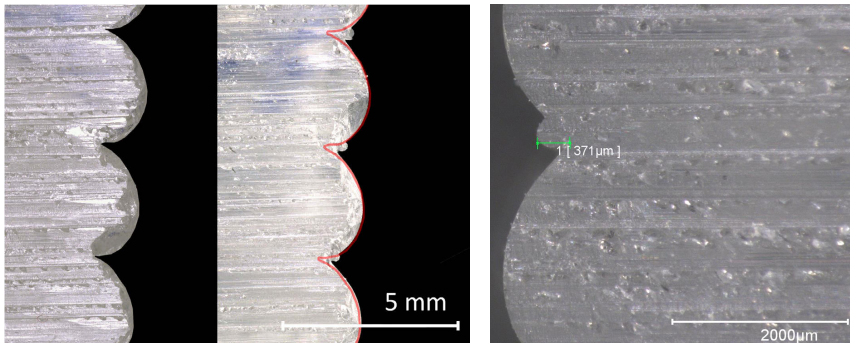


Abb. 71: Ausbildung der verfahrenstypischen Kerbe und deren Umwandlung durch den kombinierten Prozess (links) sowie Detailaufnahme der entstehenden Zwischenstrangverbindung (rechts) – gezeigt am Werkstoff PMMA

Für beide Werkstoffe ist trotz der Vergrößerung der Kontaktlänge und dem damit verbundenen Ausfüllen der Kerbe (vgl. Abb. 71, rechts), kein Einfluss auf die gesamtheitliche Bauteilhöhe (entlang der Z-Orientierung) erkennbar. Weiterhin zeigt sich, dass die vor allem bei hoher Fluenz auftretenden Maximaltemperaturen, welche bereits im Zersetzungsbereich der Kunststoffe liegen, innerhalb der Untersuchungen keinen Einfluss auf die Bauteileigenschaften haben.

Exemplarisch werden auch Einzelversuche zum schleppenden Temperieren durchgeführt. Das Einkoppeln der Laserstrahlung erfolgt hier auf dem neu abgelegten Strang und, bzgl. der Extrusionsrichtung, hinter der Extruderdüse. In dieser Konfiguration ist kein Verbesserungseffekt der Schichtverbindung festzustellen (vgl. Abb. 68 und Abb. 70). Diese Form des Temperierens besitzt somit lediglich den Vorteil eine aktiv verlangsamte Abkühlung der Strangoberfläche durch Einbringen zusätzlicher Wärmeenergie zu erzielen. Eine Änderung der Bauteilstruktur findet nicht statt. Daher wird an dieser Stelle von weiteren Betrachtungen zur schleppenden Temperierung abgesehen.

8.2 Versuche zum lateralen Strangverbund an geschichteten Mehrfachsträngen

In der zweiten Versuchsreihe zum kombinierten Verfahren erfolgt die Verschiebung der Wirkzone auf die Seitenfläche des benachbarten Strangs (vgl. Abb. 72). Dadurch sollen die prozesscharakteristischen Hohlräume im Bauteil, welche den schwächsten Schichtverbund im großvolumigen Schmelzschichten darstellen (vgl. Abschnitt 7.3), reduziert und die mechanischen Eigenschaften verbessert werden. Laterales Temperieren beschreibt dabei das Einkoppeln der Laserstrahlung innerhalb einer Schicht, seitlich neben einem bereits abgelegten Strang.

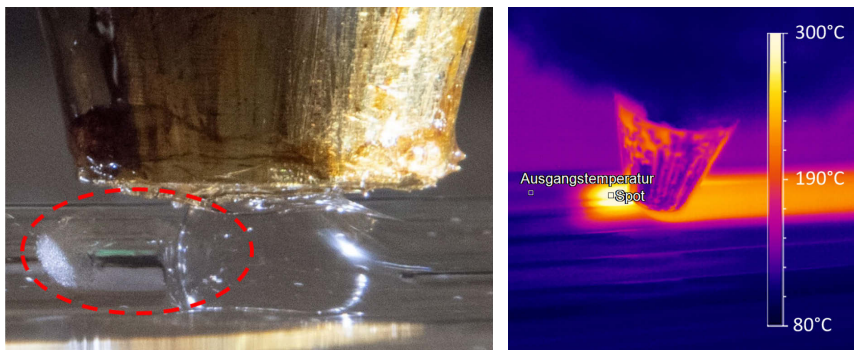


Abb. 72: Laterales Temperieren am Beispiel von PMMA mit hervorgehobener Wirkzone (links) und thermografische Messung (rechts)

Aufgrund der schräg einfallenden Laserstrahlung auf die Strangoberfläche ist es bei dieser Konfiguration nicht möglich den tatsächlichen Wert der Fluenz eindeutig zu ermitteln. Für den Prozess wird daher auf Basis eines Vorversuches die Laserleistung auf $P_{L-SAN} = 22 \text{ W}$ und $P_{L-PMMA} = 19 \text{ W}$ festgelegt, da bei diesen Parametern die größtmögliche Energieausbeute möglich ist, aber gleichzeitig keine Rauchentwicklung am Kunststoff auftritt. Auf dieser Grundlage ist mittels der thermografischen Erfassung des hervorgerufenen Temperaturunterschieds zwischen Ausgangs- und Spottemperatur ($\Delta T_{PMMA} = 241 \pm 13 \text{ K}$; $\Delta T_{SAN} = 229 \pm 23 \text{ K}$) die Grenze zur Zersetzungstemperatur quantifizierbar. Weiterhin findet der in Abschnitt 7.1 ermittelte Maximalwert der Strangüberlappung von $q = 0,3 \text{ mm}$ Anwendung.

Das lateral temperierte Bauteil (Abb. 73, rechts) sowie der dazugehörige, nicht temperierte Referenzkörper (Abb. 73, links) zeigen im Querschnitt deutliche Unterschiede hinsichtlich der entstehenden Hohlräume.

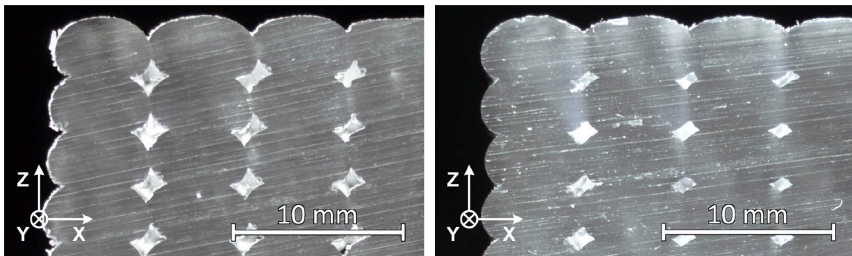


Abb. 73: Querschnitt vom Referenzkörper (links) und lateral, laserstrahltemperierte Bauteilstruktur (rechts) am Beispiel von PMMA

Durch den Laserenergieeintrag sind diese verfahrenstypischen Merkmale sowohl bei PMMA als auch bei SAN deutlich geringer ausgebildet. Gleichzeitig ist keine Änderung der Bauteilform erkennbar. Der kombinierte Prozess trägt demnach aktiv zur Annäherung an isotrope Bauteileigenschaften bei, ohne dabei die Formbeständigkeit des erzeugten Bauteils zu beeinträchtigen.

Aufgrund der zugrundeliegenden Prozessfenster für die Strangablage und den Temperiervorgang sind die Möglichkeiten einer weiteren Prozessoptimierung stark limitiert. Lediglich der Parameter Strangüberlappung (vgl. Abschnitt 7.1) verbleibt als variable Größe, welche losgelöst vom Strangmodell variiert werden kann und gleichzeitig, innerhalb bestimmter Grenzen, auch die Wirkung des kombinierten Verfahrens nicht beeinflusst. Aus diesem Grund erfolgt in einem Folgeschritt die iterative Vergrößerung dieses Parameters bei gleichbleibenden Prozessbedingungen.

Da das seitliche Anschmelzen der bereits abgelegten Stränge zu einer lokalen Viskositätsreduzierung führt, ist es möglich den Überlappungsgrad zweier benachbarter Stränge auch über das ermittelte Maximum von $q = 0,3$ mm (vgl. Abschnitt 7.1) zu erhöhen. Das durch den Laserstrahl angeschmolzene Material wird vom extrudierten Strang in Richtung Hohlraum gedrückt und folglich der Füllgrad des Bauteils erhöht. Die maximale Überlappung für PMMA und SAN lässt sich somit im laserunterstützten Prozess auf bis zu $q = 0,5$ mm steigern. Bei dieser Parameterkonfiguration werden die Unterschiede zwischen Extrusionsprozess und kombinierten Verfahren besonders deutlich. Im direkten Vergleich zeigt sich ohne Laserstrahltemperierung eine deutliche Verzerrung der Bauteilstruktur, welche besonders anhand der Hohlraumformation erkennbar ist (Abb. 74, links). Die vorliegende Strangviskosität erlaubt kein seitliches Verdrängen des Materials, wodurch aneinandergrenzende Stränge eine teils diagonale Überdeckung ausbilden.

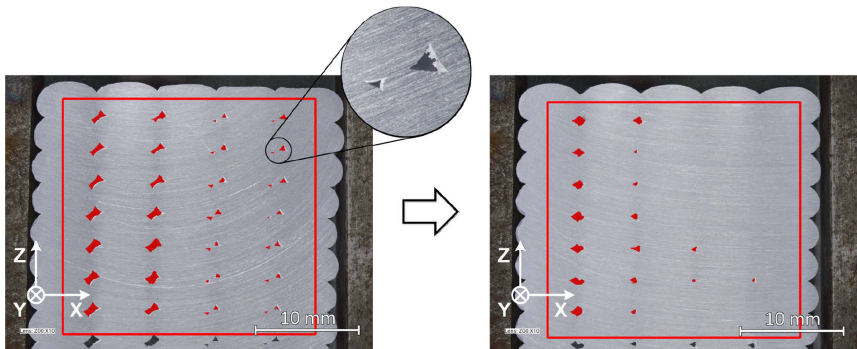


Abb. 74: Ergebnis der Hohlraumreduzierung im Querschnitt mit Strangüberlappung $q = 0,5$ mm ohne Laserstrahltemperierung (links) und am lateral laserstrahltemperierten Bauteil (rechts) – Darstellungen mit Messfeld

Diese Änderung der Stranggeometrie hat eine Verschiebung der Schichtungsstruktur zur Folge. Die Hohlräume werden somit durch Überfüllen des Bauteils geschlossen. Dieser Effekt verstärkt sich entsprechend der Reihenfolge der Ablage der Stränge von links nach rechts (bezüglich Abb. 74 entlang der X-Achse) und tritt in Form von überstehenden Strängen an der rechtsseitigen Außenfläche auf. Es ist zu erwarten, dass die Fertigung größerer Bauteile, so wie bei den Untersuchungen zur Spurüberlappung in Abschnitt 7.1 gezeigt, noch deutlichere Bauteil deformationen hervorruft.

Im kombinierten Verfahren ist hingegen kein lateraler Versatz der Stränge erkennbar, wodurch auch die ursprüngliche Strangform erhalten bleibt (Abb. 74, rechts). Auch hier wird entlang der Fertigungsrichtung ein Unterschied hinsichtlich der Hohlraumgröße deutlich. Bei der

Strangablage von links nach rechts erfolgt eine Überlagerung verschiedener Effekte. Die Strangviskosität verringert sich in Folge von Wärmestau im Bauteilinneren, zusätzliche Energie wird durch das Laserstrahltemperieren in das Bauteil eingebracht und es liegt eine größere Spurüberlappung vor. Somit verringert sich die Hohlraumgröße. Gleichzeitig ist bei den untersuchten Probekörpern keine Bauteilverzerrung oder -deformation zu verzeichnen. Unter Zuhilfenahme der *Keyence VHX-7000* Mikroskop-Software können die Hohlraumflächen durch Auszählen der Pixelzahl innerhalb eines definierten Messfeldes erfasst und miteinander verglichen werden. Im Ergebnis zeigt sich, dass der laterale Laserenergieeintrag eine Hohlraumreduzierung von bis zu 28 % bei PMMA und 57 % bei SAN ermöglicht.

Die beschriebenen Versuche zum Laserstrahltemperieren verdeutlichen das große Potential des kombinierten Verfahrens zur Steigerung der Bauteilqualität vor allem in Hinblick auf die Reduzierung der prozesscharakteristischen Hohlräume im seitlichen Strangverbund. Durch das laterale Laserstrahltemperieren ist es folglich möglich, die verfahrensseitige Grenzbedingung der Strangablage (vgl. Abschnitt 7.1) zu überwinden und großvolumig schmelzgeschichtete Bauteile hinsichtlich ihres Füllgrades, bei gleichbleibender Formhaltigkeit, deutlich zu optimieren. Dadurch kann auch eine weitere Annäherung an eine isotrope Bauteilstruktur erfolgen. Ausgehend von diesen Untersuchungen erscheint vor allem der Wirkmechanismus der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit (vgl. Abschnitt 6.3) sehr vielversprechend, da der Laserstrahl entsprechend dem Bauteilpfad nachgeführt wird, um verschiedene Bereiche des Düsenumfangs temperieren zu können. Dies erlaubt es, den kombinierten Prozess auf komplexere Bauteilgeometrien anzuwenden.

9 Verfahrenskombination mit Lasertemperiereinheit zur richtungsvariablen Laserstrahlableitung

Die Kombination des additiven Prozesses mit der richtungsvariablen Laserstrahlmaterialbearbeitung birgt das Potential, das Temperieren vom vertikalen Strangverbund mit dem lateralen Temperieren der Stränge innerhalb eines Prozesses zu kombinieren. Dadurch sind verbesserte Bauteileigenschaften zu erwarten.

Grundlage für die Untersuchung bilden die in Abschnitt 6.3 ermittelten Systemeigenschaften sowie die in Abschnitt 8 erhaltenen Referenzwerte für die Laserleistung bzw. das daraus resultierende Temperaturregime am Materialstrang. Ein besonderer Vorteil der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit liegt im dynamischen Temperieren, wodurch eine quasisimultane Erwärmung von horizontalen und lateralen Extrudatbahnen erfolgen kann. Zur Ermittlung des Prozessfensters erfolgt die Betrachtung der Materialerwärmung (ΔT) am jeweils darunterliegenden Strang (Spot A) und danebenliegenden Strang (Spot B), gezeigt in Abb. 75, links.

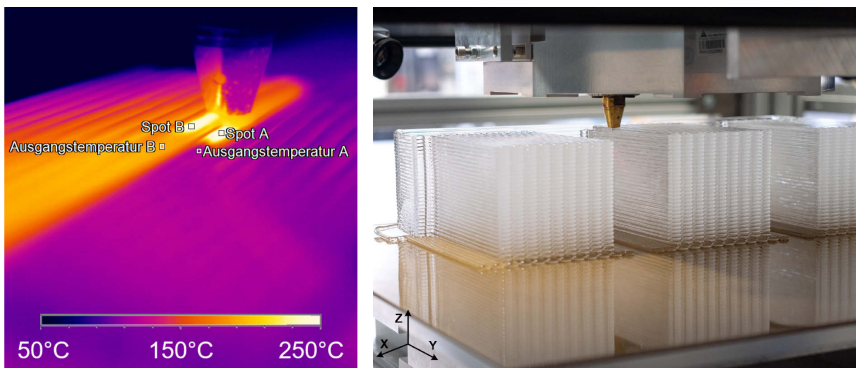


Abb. 75: Darstellung der Messfelder am darunterliegenden und benachbarten Materialstrang beim dynamischen Temperieren (links) und Bauteilfertigung (rechts)

In Abhängigkeit der Laserleistung (P_L) und unter Verwendung verschiedener Drehspiegelamplituden ($\hat{u} = 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$) können die Prozessfenster für PMMA und SAN generiert werden (Abb. 76). Grenzbedingung bildet auch hier das Zersetzungsverhalten der Kunststoffe, welches sich in Form von Rauchbildung äußert. Das thermische Verhalten des darunter liegenden Strangs (Abb. 76, links) steht dabei in sehr guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus Abschnitt 8.1. Der seitlich temperierte Strang erfährt hingegen eine geringere Erwärmung als im beschriebenen Vorversuch (Abschnitt 8.2), da sich die dort verwendete Bauteilgeometrie (vgl. Abschnitt 8 - Abb. 66, rechts), aufgrund der Prozessführung ohne

Lasertemperiereinheit, deutlich von der finalen Struktur (Abb. 75, rechts) unterscheidet und somit ein anderes Abkühlverhalten besitzt.

Die Ergebnisse zeigen, dass eine geringere Drehspiegelamplitude zu einer größeren Erwärmung bei gleicher Laserleistung führt. Damit lässt sich $\hat{u} = 10^\circ$ als idealer Parameter für das dynamische Temperieren beider Kunststoffe bestätigen, da das temperierte Feld eine sehr gute Homogenität besitzt (vgl. Abschnitt 6.3) und dadurch zugleich eine bessere Ausnutzung der Laserleistung zur Folge hat.

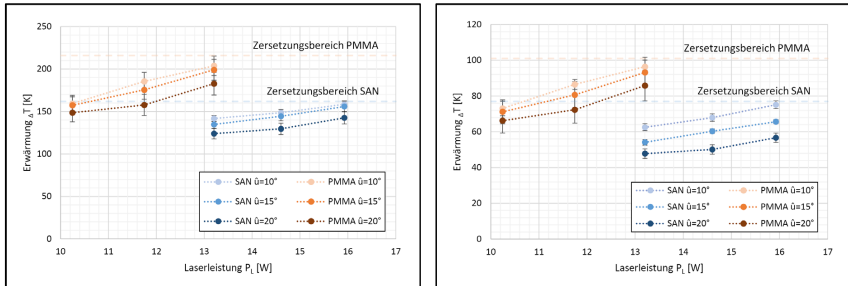


Abb. 76: Darstellung der Materialerwärmung in Abhängigkeit von Laserleistung und Drehwinkelamplitude für PMMA und SAN für den darunterliegenden Materialstrang (links) und den danebenliegenden Materialstrang (rechts)

In der Folge liegen nun alle für den kombinierten Prozess mit richtungsvariabler Lasertemperiereinheit erforderlichen Prozessparameter vor. Wie in Abschnitt 8.2 gezeigt, erlaubt das laterale Anschmelzen der Stränge die Erhöhung der Spurüberlappung auf maximal $q = 0,5$ mm. Dieser Wert kann im Rahmen der Erzeugung von Testkörpern ebenfalls für das kombinierte Verfahren mit Ablenkensystem bestätigt werden.

Zur optischen Analyse der innenliegenden Bauteilstruktur sowie der Herstellung von Prüfkörpern für den Biegeversuch erfolgt die gleichzeitige Herstellung von jeweils drei Quaderbauteilen aus PMMA und SAN (vgl. Abb. 75, rechts). Mittels Querschnittsbetrachtung (Abb. 77) ist es möglich die entstehende Bauteilstruktur in Analogie zu Abschnitt 8.2 zu bewerten. Die Analyse zeigt im Vergleich zu den Resultaten aus Abschnitt 7.3 eine deutliche Reduzierung der Hohlraumgröße bei gleichbleibender Formerhaltung des Bauteils. Die einzige Unregelmäßigkeit findet sich am rechten oberen Außenrand des PMMA-Bauteils (Abb. 77, unten links), welche auf eine Schwankung des Extrusionsprozesses zurückzuführen ist (vgl. Abschnitt 7.1). Innerhalb des Bauteils verbleiben bei PMMA Hohlräume mit einem flächigen Anteil von 1,2 %, bei SAN 3,4 %. Dies entspricht einer Reduzierung von 82 % bei PMMA und 76 % bei SAN gegenüber dem herkömmlichen Schmelzschichtprozess. Im Vergleich zum Vorversuch (Abschnitt 8.2) schneidet PMMA in puncto Hohlraumreduzierung besser als SAN

ab. Zudem bestätigt sich, dass die Dichte der Bauteile in Fertigungsrichtung (entlang der X-Achse) zunimmt.

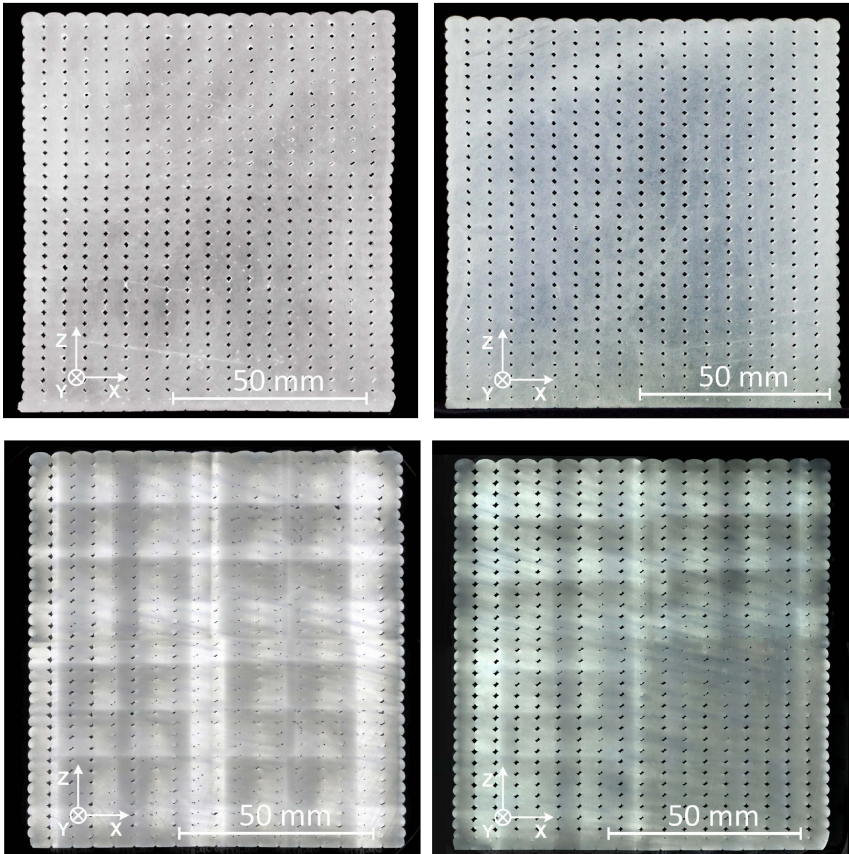


Abb. 77: Querschliffe der Versuchskörper aus PMMA (links) und SAN (rechts) im Vergleich – oben: ohne Lasertemperierung, unten: lasertemperiert

Zur Quantifizierung der mechanischen Eigenschaften erfolgen, in Analogie zu Abschnitt 7.3, Prüfkörperherstellung und Biegeprüfung in Anlehnung an [DIN14125-05]. Da ein Vergleich zu spritzgegossenen Referenzproben angestrebt wird, ist in diesem Fall keine Korrektur der ermittelten Biegefestigkeit erforderlich. In der Gegenüberstellung der Messergebnisse (Abb. 78) zeigt sich bei beiden Werkstoffen vor allem eine deutliche Verbesserung der lateralen Schichtverbindung (Orientierung XY und XZ), welche zuvor als schwächste Orientierung identifiziert werden konnte. Die Verbindungsqualität erfährt eine Steigerung auf das bis zu

5,2-fache (XY-PMMA) bzw. 8,6-fache (XY-SAN). Dies entspricht einer Erhöhung um 425 % (PMMA) bzw. 762 % (SAN).

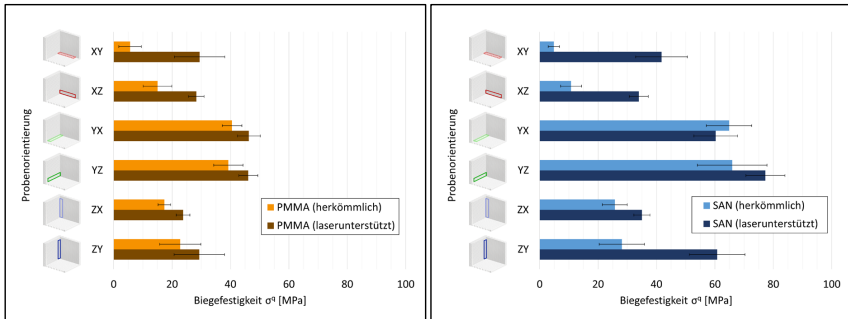


Abb. 78: Gegenüberstellung der Biegefestigkeiten von herkömmlich, großvolumig schmelzgeschichteten Bauteilen und laserunterstütztem Prozess mit richtungsvariablem Ablenssystem; gezeigt an PMMA (links) und SAN (rechts)

Gesamtheitlich führt der laserunterstützte Prozess zu einer Verbesserung entlang aller untersuchten Orientierungen. Einzige Abweichung bildet der Wert von YX-SAN, welcher im Vergleich zum herkömmlichen Schmelzschichtprozess ca. 7 % geringer ausfällt. Dies kann auf Schwankungen im Extrusionsprozess sowie auf die Tatsache zurückgeführt werden, dass beim Zusägen der Biegestäbe die Anzahl und Lage der fertigungsbedingten Hohlräume im Prüfkörper zufällig bestimmt wird. Aus diesem Grund ergibt sich für alle Ergebnisse, trotz einer Probenanzahl von jeweils 25 Stück, auch eine entsprechend hohe Standardabweichung. Eine höhere Probenanzahl würde den Einfluss der zufälligen Abweichungen auf das Ergebnis mindern, gleichzeitig aber auch einen deutlich größeren Aufwand bei der Durchführung der Versuche und Präparation der Prüflinge bedeuten.

Im Vergleich zum in Abschnitt 7.3 untersuchten, spritzgegossenen Vollmaterial mit $\sigma_{\text{PMMA-voll}} = 63,5 \pm 6,4$ MPa und $\sigma_{\text{SAN-voll}} = 108,7 \pm 2,7$ MPa wird die größte Annäherung entlang der Strangrichtung (Orientierung YX und YZ) erreicht. Dies bestätigt erneut das orthotrope Bauteilverhalten des Schmelzschichtprozesses. Die erzielten Maxima liegen bei $\sigma_{\text{PMMA-Laser-AMyz}}^f = 46,3 \pm 3,9$ MPa und $\sigma_{\text{SAN-Laser-AMyz}}^f = 77,3 \pm 6,7$ MPa, was einer Steigerung von jeweils etwa 11 % zum herkömmlichen, großvolumigen Schmelzschichtprozess entspricht. Alle anderen Orientierungen weisen im Mittel eine Erhöhung um 20 % bei PMMA und 24 % bei SAN auf.

Auf Basis der Ergebnisse kann belegt werden, dass sich durch die Verfahrenskombination mit richtungsvariabler Lasertemperiereinheit eine deutliche Annäherung an ein isotropes

Bauteilverhalten einstellt sowie eine signifikante Verbesserung der mechanischen Eigenschaften, insbesondere hinsichtlich des lateralen Strangverbundes, erzielt werden kann.

10 Zusammenfassung der Ergebnisse und Ausblick

Die vorliegende Arbeit liefert einen wissenschaftlichen Beitrag zur Charakterisierung des großvolumigen Schmelzschichtprozesses sowie dessen Erweiterung durch eine richtungsvariable, laserbasierte Temperierung der Strangablage.

Auf Basis des Standes der Wissenschaft und Technik wird der Forschungsbedarf hinsichtlich der reproduzierbaren Prozessführung des großvolumigen Schmelzschichtens sowie Möglichkeiten zur gezielten Einbringung zusätzlicher Wärmenergie zur Verbesserung mechanischer Eigenschaften ermittelt. Daraus leitet sich die Motivation zum Aufbau eines neuartigen, großvolumigen Schmelzschichtsystems mit laserbasiertem, richtungsvariablen Temperiersystem ab.

Die Konzeptionierung des Gesamtsystems basiert auf der präzisierten Aufgabenstellung, der Bewertung von maschinenseitigen Anforderungen und den Vorbetrachtungen zur Auswahl der zu untersuchenden Werkstoffe sowie der notwendigen Maschinenkomponenten. Im Ergebnis wird die Untersuchung der Materialien PMMA und SAN festgelegt sowie Laser, Extruder und Maschinenkinematik beschafft und charakterisiert.

Eine individuelle, wissenschaftliche Neuheit stellt das richtungsvariable Lasertemperiersystem dar. Unter Anwendung der Methodik des Konstruktiven Entwicklungsprozesses (KEP) erfolgt zunächst die schrittweise Synthese in der Konzeptphase bis zur Ableitung eines geeigneten Technischen Prinzips. In der sich anschließenden Entwurfsphase wird diese Ausführung konkretisiert und das Ergebnis der Gestaltsynthese in den Technischen Entwurf der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit überführt. Die Kombination eines Rotationsspiegels mit einem Ellipsenzylinderspiegel erfordert dabei ein hohes Maß an fertigungsseitiger Präzision. Das entwickelte System stellt ein Novum dar und trägt daher maßgeblich zu einer Erweiterung des vorliegenden Standes der Wissenschaft und Technik bei.

Nach der Fertigung und Bereitstellung aller Einzelkomponenten wird der gesamtheitliche Versuchsaufbau montiert und in Betrieb genommen. Dem schließt sich die Justage entlang einer vorgegebenen Schrittfolge an. Der Funktionsnachweis bestätigt die Simulationsergebnisse zum Ablensystem und zeigt Möglichkeiten und Grenzen des richtungsvariablen Lasertemperiersystems für den kombinierten Fertigungsprozess auf. Zudem erfolgt eine umfangreiche Charakterisierung des Spiegelsystems hinsichtlich der zur Verfügung stehenden Laserleistung nach allen Spiegeln, der sich, in Abhängigkeit der Laserstrahlableitung, verändernden Strahlform im Arbeitspunkt sowie geeigneter Parameter für die Wirkzonenhomogenisierung. Im Ergebnis gelingt es im großvolumigen Schmelzschichten erstmals Material an ca. 75 % des Düsenumfangs mittels Laserstrahlung zu temperieren.

Einen weiteren Schwerpunkt der Untersuchungen bildet die Verfahrensentwicklung zum großvolumigen Schmelzschichten. Dabei wird erstmalig ein Strangmodell in Abhängigkeit von Volumenstrom, Z-Zustellung der Extruderdüse zur Bauplattform und Maschinenvorschub aufgestellt und somit ein vollumfängliches Prozessmodell zur Beschreibung des großvolumigen Schmelzschichtens abgeleitet. Die Betrachtung des Abkühlverhaltens ermöglicht es Aussagen über die Formstabilität in Abhängigkeit der im Prozess erforderlichen Abkühldauer zu treffen. Dabei zeigt sich, dass hinsichtlich des Bindungspotentials ein deutlicher Unterschied zwischen filamentbasiertem Verfahren und großvolumigem Schmelzschichten vorliegt. Dieses ist bei letzterem um das 600-fache größer. Diese Erkenntnis lässt auf einen besonders robusten Prozess, auch bei langen Fertigungszeiten (großen Bauteilen), schließen und wirft zugleich die Frage auf, ob ein Laserstrahltemperieren die Verbindungsqualität überhaupt weiter verbessern kann. Im Ergebnis der Biegeprüfung offenbart sich ein bedeutender Unterschied bzgl. der mechanischen Eigenschaften zum filamentbasierten Schmelzschichten, da der schwächste Strangverbund nicht, wie aus der Literatur bekannt, entlang der Aufbaurichtung vorliegt [Bea21]. Verfahrensscharakteristische Hohlräume sind hingegen besonders kritisch für den lateralen Strangverbund.

Die Untersuchungen zur Lasertemperierung von geschichteten Einzelsträngen zeigen, dass eine Steigerung der Biegefestigkeit entlang der Materialschichtung (Z-Orientierung) mittels Lasertemperierens nicht erzielt werden kann. Dennoch führt der Laserenergieeintrag zu einer Verbreiterung der Kontaktfläche sowie einer Verminderung der Kerbausildung zwischen den Strängen, wodurch sich die Biegesteifigkeit erhöht. Das Temperieren von Seitenflächen benachbarter Stränge ermöglicht eine Reduzierung der verfahrenscharakteristischen Hohlräume. Dieser Effekt kann durch die zusätzliche Erhöhung der Strangüberlappung um 28 % (PMMA) bzw. 57 % (SAN) gesteigert werden.

Unter Verwendung der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit kann neben dem vertikalen Strangverbund gleichzeitig auch ein seitliches Temperieren der Stränge innerhalb des Prozesses erfolgen. Durch die Möglichkeit massive Quader herstellen zu können gelingt es Prüfkörper in verschiedenen Orientierungen zu erzeugen. Im Ergebnis zeigt sich, dass die Verbindungsqualität die größte Steigerung in der XY-Orientierung erfährt. Es ergibt sich für PMMA die 5,2-fache und SAN die 8,6-fache Biegefestigkeit im Vergleich zum Referenzbauteil. Dies entspricht einer Erhöhung um 425 % (PMMA) bzw. 762 % (SAN) gegenüber dem großvolumigen Verfahren ohne Laserenergieeintrag. Unter Berücksichtigung aller Prüfkörper liegen die erzielten Maximalwerte bei $\sigma^q_{\text{PMMA-Laser-AM}} = 46,3 \pm 3,9 \text{ MPa}$ und $\sigma^q_{\text{SAN-Laser-AM}} = 77,3 \pm 6,7 \text{ MPa}$ und somit bei beiden Werkstoffen etwa 10 % über den Festigkeitswerten des großvolumigen Schmelzschichtprozesses. Die verbleibenden

Orientierungen weisen demgegenüber im Mittel eine Erhöhung um 20 % bei PMMA und 24 % bei SAN auf.

Die hohe Komplexität des dargelegten Verfahrens sowie des entwickelten Maschinenaufbaus bieten zugleich eine Vielzahl von weiterführenden Untersuchungsmöglichkeiten, um sowohl die großvolumige Fertigungstechnologie als auch den kombinierten Prozess weiter zu optimieren.

Durch die Annäherung an isotrope Bauteileigenschaften können die Vorzüge der Verfahrenskombination zukünftig auch im Hinblick auf Leichtbauanwendungen Bedeutung finden. Mittels gezielter Verstärkung der mechanischen Eigenschaften an hochbelasteten Bereichen ist es möglich, Material und somit Gewicht zu reduzieren. Besonders unter Verwendung verschiedener Füllstrukturen (bspw. Hexagon, gekreuzte Anordnung, etc.) sollten weiterführende Untersuchungen zur gezielten Energieeinbringung und dem damit verbundenen Abkühlverhalten und Strangverbund erfolgen. Vor allem auf Basis vorausgegangener Simulationen können Areale hoher- und niedrigerer Beanspruchung identifiziert werden. Die durch die Verfahrenskombination verdichtete Bauteilstruktur erhöht bei einer solchen Auslegung maßgeblich die Flexibilität hinsichtlich der Bauteilorientierung auf der Bauplattform, da aufgrund des gesteigerten Zwischenstrangverbundes eine Annäherung an isotrope Eigenschaften erfolgt.

Weiteres Potential steckt in der verfahrenskombinierten Verarbeitung von teilkristallinen Werkstoffen. Durch eine geeignete Prozesssteuerung ist es denkbar, nicht nur den Temperaturübergang zur Glasübergangstemperatur T_G , sondern auch zur Schmelztemperatur T_S gezielt einzustellen, um Kristallisationseffekte kontrolliert hervorzurufen und Bauteilspannungen sowie den damit verbundenen Deformationen entgegenzuwirken. Besonders kurzfasergefüllte Polymere besitzen den großen Vorteil, dass während des Herstellungsvorgangs hervorgerufener Bauteilverzug deutlich reduziert werden kann [Lov14]. Der additive Fertigungsprozess wird dadurch robuster und ist weniger empfindlich gegenüber zusätzlichem Energieeintrag. Mittels des kombinierten Verfahrens ist es somit möglich Aufschluss über auftretende Wechselwirkungen zwischen Laserstrahl und im Polymer vorhandener Füllstoffe zu geben. Zudem ermöglicht das vorliegende Extrusions- und Lasersystem Untersuchungen an nahezu wahlfreien Kunststoffmaterialien sowie Kompositwerkstoffen mit Keramik-, Glas- oder Metallanteilen.

Maschinenseitig bieten sowohl der Extruder als auch das Spiegelsystem Möglichkeiten für systematische Verbesserungen. Die Dosiereinheit sollte hinsichtlich kontinuierlichem Materialaustrag optimiert werden, um eine weniger schwankungsanfällige Stranggenerierung zu ermöglichen. Gelingt es die Dynamik des Rotationsspiegels zu erhöhen und somit eine homogenere Energieverteilung in der Wirkzone, auch bei Drehspiegelamplituden $\hat{u} > 20^\circ$, zu

realisieren, wären deutlich größere Scanfelder denkbar. Der Prozess könnte dann auch auf wesentlich breitere Stranggeometrien (> 12 mm) übertragen werden. Alternativ besteht die Möglichkeit den Energieeintrag durch gepulste Laserstrahlung bspw. unter Verwendung eines getriggerten Shutters (Akustooptischer Modulator) so zu ändern, dass eine aktive Steuerung der Fluenz ermöglicht wird. Gleichzeitig sind optische Erweiterungen zur adaptiven Formung des Laserstrahls denkbar, um der Verformung des Laserspots innerhalb der Wirkzone entgegenzuwirken.

Die in dieser Arbeit gezeigten Ergebnisse zur Maschinen- und Verfahrensentwicklung des laserunterstützten, großvolumigen Schmelzschantens liefern einen wissenschaftlichen Beitrag zur Erweiterung additiver Fertigungsverfahren auf Basis der Werkstoffextrusion. Im Fokus liegen dabei, vor allem im Hinblick auf auslegungsrelevante Aspekte, die weitere Annäherung der mechanischen Bauteileigenschaften an Spritzgussqualität sowie eine gesteigerte Flexibilität bei der fertigungs- und funktionsgerechten Konzipierung von großvolumig gefertigten Kunststoffbauteilen. Der dadurch erweiterte Stand von Wissenschaft und Technik bietet die Grundlage für weiterführende Entwicklungen des Maschinenaufbaus sowie des zugrundeliegenden additiven Prozesses. Dies birgt zugleich das Potential den Leistungs- und Funktionsumfang im Rahmen zukünftiger Untersuchungen zu erweitern sowie neue Anwendungsfelder zu erschließen.

Literaturverzeichnis

- [Abb18] Abbott, A. C.; Tandon, G. P.; Bradford, R. L.; Koerner, H.; Baur, J. W. (2018): Process-structure-property effects on ABS bond strength in fused filament fabrication. In: *Additive Manufacturing* 19, S. 29–38. DOI: 10.1016/j.addma.2017.11.002.
- [ABS10] ABS (2010): Datenblatt Magnum 8434. ABS Resin. Styron LLC.
- [Afi12] Afinia (2012): Four Ways to Prepare the Printing Surface of your 3D Printer. Online verfügbar unter <http://www.afinia.com/afinia-downloads/Afinia-Preparing-The-Print-Surface.pdf>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Ahn02] Ahn, S.-H.; Montero, M.; Odell, D.; Roundy, S.; Wright, P. K. (2002): Anisotropic material properties of fused deposition modeling ABS. In: *Rapid Prototyping Journal* 8 (4), S. 248–257. DOI: 10.1108/13552540210441166.
- [AIM17] AIM3D (2017): ExAM 255. Online verfügbar unter <https://www.aim3d.de/produkte/exam255/>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Aji18] Ajinjeru, C.; Kishore, V.; Liu, P.; Lindahl, J.; Hassen, A. A.; Kunc, V. et al. (2018): Determination of melt processing conditions for high performance amorphous thermoplastics for large format additive manufacturing. In: *Additive Manufacturing* 21, S. 125–132. DOI: 10.1016/j.addma.2018.03.004.
- [Ara19] Arao, T.; Ito, Y.; Takai, A.; Aoki, D.; Takeyama, Y. (2019): Fabricating Apparatus and method for manufacturing fabrication object. Veröffentlichungsnr: WO 2019093330 A1.
- [Bad17] Badiru, A. B.; Liu, D.; Valencia, V. V. (2017): Additive manufacturing handbook. Product development for the defense industry. Boca Raton: CRC Press (Systems innovation series). Online verfügbar unter <https://www.routledgehandbooks.com/doi/10.1201/9781315119106>.
- [Bag11] Bagsik, A.; Schoepfner, V. (2011): Mechanical properties of fused deposition modeling parts manufactured with ULTEM*9085. In: *69th Annual Technical Conference of the Society of Plastics Engineers 2011, Boston, Massachusetts, USA*.
- [Bai14] Baird, D. G.; Collias, D. I. (2014): Polymer processing. Principles and design. 2. ed. Hoboken, NJ: Wiley.
- [Bea21] Beattie, N.; Bock, N.; Anderson, T.; Edgeworth, T.; Kloss, T.; Swanson, J. (2021): Effects of Build Orientation on Mechanical Properties of Fused Deposition Modeling Parts. In: *J. of Materi Eng and Perform.* DOI: 10.1007/s11665-021-05624-4.
- [Bel02] Bellini, A. (2002): Fused Deposition of Ceramics. A Comprehensive Experimental, Analytical and Computational Study of Material Behavior, Fabrication Process and Equipment Design. PhD Thesis. Drexel University.
- [Bel04] Bellehumeur, C.; Li, L.; Sun, Q.; Gu, P. (2004): Modeling of Bond Formation Between Polymer Filaments in the Fused Deposition Modeling Process. In: *Journal of Manufacturing Processes* 6 (2), S. 170–178. DOI: 10.1016/S1526-6125(04)70071-7.
- [Bel05] Bellini, A.; Shor, L.; Guceri, S. I. (2005): New developments in fused deposition modeling of ceramics. In: *Rapid Prototyping Journal* 11 (4), S. 214–220. DOI: 10.1108/13552540510612901.

- [BLB16] BLB Industries (2016): FGF (Fused Granular Fabrication). Online verfügbar unter <https://the-industry.se/magnum-the-3d-printer/>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Bli13] Bliedtner, J.; Müller, H.; Barz, A. (2013): *Lasermaterialbearbeitung. Grundlagen - Verfahren - Anwendungen - Beispiele*. München: Carl Hanser Fachbuchverlag. Online verfügbar unter <http://www.hanser-elibrary.com/action/showBook?doi=10.3139/9783446429291>.
- [Bli17] Bliedtner, J.; Schilling, M. (2017): Hochproduktiver fertigungsangepasster 3D-Druck. In: *WT-online (7/8-2017)*, S. 520–523.
- [Bli22] Bliedtner, J.; Möhwald, M.; Hopf, A. (2022): Verfahren zum generativen Herstellen eines dreidimensionalen Objektes aus einem durch Abkühlung verfestigbaren Material mit einer temperaturabhängigen Viskosität. Veröffentlichungsnr: EP 3558634 B1.
- [Bon16] Bonten, C. (2016): *Kunststofftechnik. Einführung und Grundlagen*. 2., aktualisierte Auflage. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.3139/9783446449176>.
- [Cam13] Campbell, G. A.; Spalding, M. A. (2013): *Analyzing and troubleshooting single-screw extruders*. München: Hanser. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.3139/9783446432666>.
- [Cap15] Caprarescu, S.; Corobea, M. C.; Purcar, V.; Spataru, C. I.; Ianchis, R.; Vasilevici, G.; Vuluga, Z. (2015): San copolymer membranes with ion exchangers for Cu(II) removal from synthetic wastewater by electro dialysis. In: *Journal of environmental sciences (China)* 35, S. 27–37. DOI: 10.1016/j.jes.2015.02.005.
- [Cas16] Casavola, C.; Cazzato, A.; Moramarco, V.; Pappalettere, C. (2016): Orthotropic mechanical properties of fused deposition modelling parts described by classical laminate theory. In: *Materials & Design* 90, S. 453–458. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.11.009.
- [Cha00] Chang, C.-M.; Shieh, H.-P. D. (2000): Design of illumination and projection optics for projectors with single digital micromirror devices. In: *Applied optics* 39 (19), S. 3202–3208. DOI: 10.1364/AO.39.003202.
- [Cha13] Chawla, K. K. (2013): *Composite materials. Science and engineering*. 3. ed., corr. 2. print. New York u.a.: Springer US.
- [Cha18] Chai, Y.; Li, R. W.; Perriman, D. M.; Chen, S.; Qin, Q.-H.; Smith, P. N. (2018): Laser polishing of thermoplastics fabricated using fused deposition modelling. In: *Int J Adv Manuf Technol* 96 (9-12), S. 4295–4302. DOI: 10.1007/s00170-018-1901-5.
- [Che13] Cheng, G.; Gelin, J. C.; Barrière, T. (2013): Physical Modelling and Identification of Polymer Viscoelastic Behaviour above Glass Transition Temperature and Application to the Numerical Simulation of the Hot Embossing Process. In: *KEM* 554-557, S. 1763–1776. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.1763.
- [Cho16] Choi, Y.-H.; Kim, C.-M.; Jeong, H.-S.; Youn, J.-H. (2016): Influence of Bed Temperature on Heat Shrinkage Shape Error in FDM Additive Manufacturing of the ABS-Engineering Plastic. In: *WJET* 04 (03), S. 186–192. DOI: 10.4236/wjet.2016.43D022.

- [Chu19] Chunze, Y.; Wu, H.; Shi, Y.; Wen, S.; Zhang, L. (2019): Laser additive manufacturing system and method for polymer wire. Veröffentlichungsnr: Patent CN 109159421 A.
- [Cin15] Cincinnati Incorporated (2015): BAAM (Big Area Additive Manufacturing). Online verfügbar unter <https://www.e-ci.com/baam>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Cin15b] Cincinnati Incorporated (2015): BAAM (Big Area Additive Manufacturing). Online verfügbar unter <https://3dprintingindustry.com/news/research-institutions-collaborate-local-motors-big-area-additive-manufacturing-composite-materials-111446/>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Col18] Colossus Printers (2018): Colossus. Online verfügbar unter <https://colossusprinters.com/#printer>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Com17] Compton, B. G.; Post, B. K.; Duty, C. E.; Love, L.; Kunc, V. (2017): Thermal analysis of additive manufacturing of large-scale thermoplastic polymer composites. In: *Additive Manufacturing* 17, S. 77–86. DOI: 10.1016/j.addma.2017.07.006.
- [Cru92] Crump, S. S. (1992): Apparatus and method for creating three-dimensional objects. Veröffentlichungsnr: Patent US 5121329 A.
- [Cru96] Crump, S. S.; Comb, J. W.; Priedeman, W. R.; Zinniel, R. L. (1996): Process of support removal for fused deposition modeling. Veröffentlichungsnr: Patent US 5503785 A.
- [DeG71] Gennes, P.-G. de (1971): Reptation of a Polymer Chain in the Presence of Fixed Obstacles. In: *The Journal of Chemical Physics* 55 (2), S. 572–579. DOI: 10.1063/1.1675789.
- [Der05] Derra, G.; Moench, H.; Fischer, E.; Giese, H.; Hechtfisher, U.; Heusler, G. et al. (2005): UHP lamp systems for projection applications. In: *J. Phys. D: Appl. Phys.* 38 (17), S. 2995–3010. DOI: 10.1088/0022-3727/38/17/r01.
- [Des19] Deshpande, A.; Ravi, A.; Kusel, S.; Churchwell, R.; Hsu, K. (2019): Interlayer thermal history modification for interface strength in fused filament fabricated parts. In: *Prog Addit Manuf* 4 (1), S. 63–70. DOI: 10.1007/s40964-018-0063-1.
- [Dew17] Dewey, M. P.; Ulatan, D. (2017): Development of Laser Polishing As an Auxiliary Post-Process to Improve Surface Quality in Fused Deposition Modeling Parts. In: *ASME 2017 12th International Manufacturing Science and Engineering Conference collocated with the JSME/ASME 2017 6th International Conference on Materials and Processing*, 3024-3029. DOI: 10.1115/MSEC2017-3024.
- [Dey19] Dey, A.; Yodo, N. (2019): A Systematic Survey of FDM Process Parameter Optimization and Their Influence on Part Characteristics. In: *JMMP* 3 (3), S. 64. DOI: 10.3390/jmmp3030064.
- [DIN11146-1] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin: Laser und Laseranlagen Prüfverfahren für Laserstrahlmessungen, Divergenzwinkel und Beugungsmaßzahlen - Teil 1: Stigmatische und einfach astigmatische Strahlen Ref. Nr. 11146-1:2005-04.
- [DIN11554] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin: Optik und Photonik - Laser und Laseranlagen - Prüfverfahren für Leistung, Energie und Kenngrößen des Zeitverhaltens von Laserstrahlen Ref. Nr. 11554:2017-12.

- [DIN12005] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin: Laser und Laseranlagen - Prüfverfahren für Laserstrahlparameter - Polarisation Ref. Nr. 12005:2003.
- [DIN14125-05] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin: Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften Ref. Nr. 14125:2011-05.
- [DIN17296-2] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin: Additive Fertigung - Grundlagen - Teil 2: Überblick über Prozesskategorien und Ausgangswerkstoffe. DIN EN ISO 17296-2 2016 Ref. Nr. 17296-2:2016.
- [DIN17296-4] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin: Additive Fertigung - Grundlagen - Teil 4: Überblick über die Datenverarbeitung Ref. Nr. 17296-4:2016.
- [DIN178] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin: Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften Ref. Nr. 178:2019-08.
- [DIN8580] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin: Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung (Entwurf). Ref. Nr. 8580:2020-01.
- [Dis19] Discovery3DPrinter (2019): Super Discovery 3D Printer. Online verfügbar unter <http://discovery3dprinter.com/en/super-discovery-3d-printer-2/>, zuletzt geprüft am 18.05.2022.
- [Doh19] Dohle (2019): ExOn10. Online verfügbar unter https://www.dohle-extruder.de/produkte/industrie_extruder/artikel/exon10.html, zuletzt geprüft am 18.05.2022.
- [Dom15] Domingo-Espin, M.; Puigoriol-Forcada, J. M.; Garcia-Granada, A.-A.; Llum, J.; Borros, S.; Reyes, G. (2015): Mechanical property characterization and simulation of fused deposition modeling Polycarbonate parts. In: *Materials & Design* 83, S. 670–677. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.06.074.
- [Don15] Dong, Y.; Dong, C.; Hao, X. (2015): Print head assembly, 3D printer and printing method. Veröffentlichungsnr: CN 104385603 A.
- [Dut17] Duty, C. E.; Kunc, V.; Compton, B.; Post, B.; Erdman, D.; Smith, R. et al. (2017): Structure and mechanical behavior of Big Area Additive Manufacturing (BAAM) materials. In: *Rapid Prototyping Journal* 23 (1), S. 181–189. DOI: 10.1108/RPJ-12-2015-0183.
- [Ehr11] Ehrenstein, G. (2011): Polymer-Werkstoffe. Struktur; Eigenschaften; Anwendung. 3. Aufl. s.l.: Carl Hanser Fachbuchverlag.
- [Evt67] Evtuhov, V.; Neeland, J. K. (1967): Multiple pass effects in high efficiency laser pumping cavities. In: *Applied optics* 6 (3), S. 437–441. DOI: 10.1364/AO.6.000437.
- [Eye18] Eyercioglu, Ö.; Aladag, M.; Sever, S. (2018): Temperature Evaluation and Bonding Quality of Large Scale Additive Manufacturing Thin Wall Parts. In: *Sigma Journal of Engineering and Natural Sciences* 36 (3), S. 645–654.
- [Fan05] Fancey, K. S. (2005): A mechanical model for creep, recovery and stress relaxation in polymeric materials. In: *J Mater Sci* 40 (18), S. 4827–4831. DOI: 10.1007/s10853-005-2020-x.
- [Fer03] Ferriol, M.; Gentilhomme, A.; Cochez, M.; Oget, N.; Mieloszynski, J. L. (2003): Thermal degradation of poly(methyl methacrylate) (PMMA): modelling of DTG and TG curves. In: *Polymer Degradation and Stability* 79 (2), S. 271–281. DOI: 10.1016/S0141-3910(02)00291-4.

- [Fle03] Flemming, M.; Roth, S. (2003): Faserverbundbauweisen. Eigenschaften: mechanische, konstruktive, thermische, elektrische, ökologische, wirtschaftliche Aspekte. Berlin: Springer (Engineering online library).
- [Fra90] Franck, A.; Biederick, K. (1990): Kunststoff-Kompendium. Aufbau, Polymerisation, Verarbeitung, Eigenschaften, Anwendung der Thermoplaste, Elastomere, Duroplaste, Polymerlegierungen. 3., überarb. Aufl. Würzburg: Vogel (Vogel-Fachbuch Werkstoffkunde).
- [Fri11] Frick, A.; Stern, C. (2011): Praktische Kunststoffprüfung. München: Hanser.
- [FTC17] FTC3D (2017): Future Technology Consulting. Online verfügbar unter <https://www.ftc3d.de/technologie.html>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Gao21] Gao, X.; Qi, S.; Kuang, X.; Su, Y.; Li, J.; Wang, D. (2021): Fused filament fabrication of polymer materials: A review of interlayer bond. In: *Additive Manufacturing* 37, S. 101658. DOI: 10.1016/j.addma.2020.101658.
- [Geb13] Gebhardt, A. (2013): Generative Fertigungsverfahren. Additive Manufacturing und 3D Drucken für Prototyping - Tooling - Produktion. 1. Aufl. München: Carl Hanser Fachbuchverlag. Online verfügbar unter http://ebooks.ciando.com/book/index.cfm/bok_id/992132.
- [Geb14] Gebhardt, A. (2014): 3D-Drucken. Grundlagen und Anwendungen des Additive Manufacturing (AM). [Elektronische Ressource]. München: Carl Hanser Fachbuchverlag. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.3139/9783446442375>.
- [Geb16] Gebhardt, A. (2016): Additive Fertigungsverfahren. Additive Manufacturing und 3D-Drucken für Prototyping - Tooling - Produktion. 5., neu bearbeitete und erweiterte Auflage. München: Hanser.
- [Ger18] Gerhard, D. (2018): Additives Fertigungsverfahren. Veröffentlichungsnr: DE 102017122088 A1.
- [Gib15] Gibson, I.; Rosen, D.; Stucker, B. (2015): Additive manufacturing technologies. 3D printing, rapid prototyping and direct digital manufacturing. Second Edition. New York, Heidelberg, Dordrecht, London: Springer. Online verfügbar unter <https://www.loc.gov/catdir/enhancements/fy1617/2014953293-b.html>.
- [Gil09] Gillner, A. (2009): Laser in der Kunststofftechnik. Heidelberg, München, Landsberg, Frechen, Hamburg: Hüthig.
- [Go17a] Go, J.; Hart, A. J. (2017): Fast Desktop-Scale Extrusion Additive Manufacturing. In: *Additive Manufacturing* 18, S. 276–284. DOI: 10.1016/j.addma.2017.10.016.
- [Go17b] Go, J.; Hart, A. J. (2017): Systems, devices and methods for high-throughput three-dimensional printing. Veröffentlichungsnr: Patent US 10562227 B2.
- [Goh20] Goh, G. D.; Yap, Y. L.; Tan, H. K. J.; Sing, S. L.; Goh, G. L.; Yeong, W. Y. (2020): Process–Structure–Properties in Polymer Additive Manufacturing via Material Extrusion: A Review. In: *Critical Reviews in Solid State and Materials Sciences* 45 (2), S. 113–133. DOI: 10.1080/10408436.2018.1549977.
- [Gor16] Gordon, M. (2016): Increased inter-layer bonding in 3D printing. Veröffentlichungsnr: Patent US 9339972 B2.

- [Gra17] Grabowik, C.; Kalinowski, K.; Ćwikła, G.; Paprocka, I.; Kogut, P.; Slătineanu, L. et al. (2017): Tensile tests of specimens made of selected group of the filament materials manufactured with FDM method. In: *MATEC Web Conf.* 112, S. 4017. DOI: 10.1051/mateconf/201711204017.
- [Gre05] Gref, W. (2005): Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen mit der Fokussmatrixtechnik. Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2005. München: Utz (Laser in der Materialbearbeitung - Forschungsberichte des IFSW).
- [Gre15] Grellmann, W.; Seidler, S. (2015): Kunststoffprüfung. 3., aktualisierte Aufl. München: Carl Hanser Verlag. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.3139/9783446443907>.
- [Gri87] Grigull, U.; Merker, G. P. (1987): Konvektive Wärmeübertragung. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [Gro12] Groupe, W. J. B. (2012): Weld strength of laser-assisted tape-placed thermoplastic composites. PhD Thesis. University of Twente, Enschede, Netherlands.
- [Gru21] Grubster GmbH (2021): Fachhändler für 3D-Druck. ABS-M30 Schwarz. Online verfügbar unter <https://www.grubster.de/detail/index/sArticle/150819>, zuletzt geprüft am 18.05.2022.
- [Ham11] Hamid, Q.; Snyder, J.; Wang, C.; Timmer, M.; Hammer, J. J.; Guceri, S.; Sun, W. (2011): Fabrication of three-dimensional scaffolds using precision extrusion deposition with an assisted cooling device. In: *Biofabrication* 3 (3), S. 34109. DOI: 10.1088/1758-5082/3/3/034109.
- [Han07] Han, C. D. (2007): Rheology and processing of polymeric materials. Volume 1: Polymer rheology. Oxford, New York: Oxford University Press. Online verfügbar unter <http://lib.myilibrary.com/detail.asp?id=116265>.
- [Han19] Han, P.; Tofangchi, A.; Deshpande, A.; Zhang, S.; Hsu, K. (2019): An approach to improve interface healing in FFF-3D printed Ultem 1010 using laser pre-deposition heating. In: *Procedia Manufacturing* 34, S. 672–677. DOI: 10.1016/j.promfg.2019.06.195.
- [Han20] Hans Weber Maschinenfabrik GmbH (2020): Direct Extrusion mit Industrieroboter. Online verfügbar unter <https://www.hansweber.de/additive-fertigungssysteme/dxr-series/>, zuletzt aktualisiert am 03.12.2021.
- [Han67] Hansen, F. (1967): Justierung - Eine Einführung in das Wesen der Justierung von technischen Gebilden. zweite, überarbeitete Auflage. Berlin: VEB Verlag Technik.
- [He16] He, Y.; Su, J. (2016): Three-dimensional printer and three-dimensional printing method thereof. Veröffentlichungsnr: Patent CN 105291442 A.
- [Her17] Hering, E.; Martin, R. (2017): Optik für Ingenieure und Naturwissenschaftler. Grundlagen und Anwendungen: mit zahlreichen Bildern, Tabellen, Beispielen. München: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag. Online verfügbar unter <http://www.hanser-fachbuch.de/9783446442818>.
- [Hop17] Hopmann, C.; Lammert, N. (2017): Increasing surface properties by using an integrated screw-based additive and subtractive manufacturing process. In: *The Plastics Technology Conference: ANTEC 2017*, S. 59–63.
- [Hsu20] Hsu, K. (2020): Systems and Methods for Laser Preheating in Connection with fused deposition modeling. Veröffentlichungsnr: Patent US 10710353 B2.

- [Hub10] Hubert, D.; Kammann, J.; Kasch, S.; Müller, H.; Wächter, S. (Hg.) (2010): Laserstrahllöten von Keramiksensoren - Ein funktionsangepasstes und temperaturgeregeltes Verfahren. 7. Jenaer Lasertagung. Düsseldorf: DVS-Verlag (DVS-Berichte, 271).
- [HUB22] HUBS (2022): 3D Printing Trend Report 2022. Market changes and technological shifts in the 3D printing market. Online verfügbar unter <https://www.hubs.com/get/trends/>, zuletzt geprüft am 18.05.2022.
- [Hüg14] Hügel, H.; Graf, T. (2014): Laser in der Fertigung. Grundlagen der Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren. 3., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg (Lehrbuch).
- [Hyd15] Hyde, R.; Wood, L. L. (2015): Systems and methods for additive manufacturing of three dimensional structures. Veröffentlichungsnr: WO 2015031453 A1.
- [Jia17] Jia, Y.; He, H.; Peng, X.; Meng, S.; Chen, J.; Geng, Y. (2017): Preparation of a new filament based on polyamide-6 for three-dimensional printing. In: *Polym Eng Sci* 57 (12), S. 1322–1328. DOI: 10.1002/pen.24515.
- [Joh18] John, C.; Kausch, M.; Blase, J.; Kroll, L.; Holzinger, M.; Reinhardt, A. (2018): Additive Herstellung von Kunststoffbauteilen im High-Speed-Verfahren unter Einsatz von Standardgranulat. In: *Konstruktion - Zeitschrift für Produktentwicklung und Ingenieur-Werkstoffe 05-2018*.
- [Jus21] Justino Netto, J. M.; Idogava, H. T.; Frezzatto Santos, L. E.; Silveira, Z. d. C.; Romio, P.; Alves, J. L. (2021): Screw-assisted 3D printing with granulated materials: a systematic review. In: *Int J Adv Manuf Technol*, S. 1–17. DOI: 10.1007/s00170-021-07365-z.
- [Kai16] Kaiser, W. (2016): Kunststoffchemie für Ingenieure. Von der Synthese bis zur Anwendung. 4., neu bearbeitete und erweiterte Auflage. München: Hanser.
- [Kav15] Kaveh, M.; Badrossamay, M.; Foroozmehr, E.; Etefagh, A. H. (2015): Optimization of the printing parameters affecting dimensional accuracy and internal cavity for HIPS material used in fused deposition modeling processes. In: *Journal of Materials Processing Technology* (Vol. 226), S.280-286.
- [Kin55] Kingery, W. D.; Berg, M. (1955): Study of the Initial Stages of Sintering Solids by Viscous Flow, Evaporation-Condensation, and Self-Diffusion. In: *Journal of Applied Physics* 26 (10), S. 1205–1212. DOI: 10.1063/1.1721874.
- [Kis17] Kishore, V.; Ajinjeru, C.; Nycz, A.; Post, B.; Lindahl, J.; Kunc, V.; Duty, C. (2017): Infrared preheating to improve interlayer strength of big area additive manufacturing (BAAM) components. In: *Additive Manufacturing* 14, S. 7–12. DOI: 10.1016/j.addma.2016.11.008.
- [Kle01] Klein, H. (2001): Laserschweißen von Kunststoffen in der Mikrotechnik. Dissertation. Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen.
- [Kle13] Klein, R. (2013): Laser Welding of Plastics. 2nd ed. Hoboken: Wiley. Online verfügbar unter <http://gbv.ebib.com/patron/FullRecord.aspx?p=1204918>.
- [Kle90] Klein, R.; Kreutz, E. W.; Pütz, H.; Rest, H. (1990): Schmelzen von thermoplastischen Kunststoffen mit IR-Laserstrahlung. In: *Laser/Optoelektronik in der Technik*, S. 728–733. DOI: 10.1007/978-3-642-48372-1_156.

- [Koe06] Koechner, W. (2006): Solid-State Laser Engineering. New York, NY: Springer (Springer Series in Optical Sciences, 1). Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.1007/0-387-29338-8>.
- [Kra00] Krause, W. (2000): Gerätekonstruktion. In *Feinwerktechnik und Elektronik*. 3., stark bearb. Aufl. München, Wien: Hanser.
- [Kra22] Kraussmaffei (2022): powerPrint. Online verfügbar unter <https://www.kraussmaffei.com/en/our-products/powerprint>, zuletzt aktualisiert am 21.10.2022.
- [Krü04] Krüger, J.; Kautek, W. (2004): Ultrashort Pulse Laser Interaction with Dielectrics and Polymers. In: *Advances in Polymer Science*, S. 247–290. DOI: 10.1007/b12683.
- [Küh19] Kühn, C.; Niese, B.; Witt, G. (2019): Verbesserung der mechanischen Eigenschaften im FLM-Verfahren durch lokale Laservorerwärmung und Endlosfaserverstärkung. In: *Proceedings of the 16th Rapid.Tech Conference Erfurt, Germany, 25 – 27 June 2019*, S. 258–273.
- [Kuz18] Kuznetsov, V. E.; Solonin, A. N.; Tavitov, A. G.; Urzhumtsev, O. D.; Vakulik, A. H. (2018): Increasing of Strength of FDM (FFF) 3D Printed Parts by Influencing on Temperature-Related Parameters of the Process. DOI: 10.20944/preprints201803.0102.v2.
- [Lay13] Layher, M. (2013): Evaluation and optimization of the Scanning Thin Sheet Laser Imaging Microscope's (sTSLIM) alignment. TU Ilmenau - Masterarbeit.
- [Lay18] Layher, M.; Bliedtner, J.; Schilling, M.; Schmidt, L.; Schrickler, K. M.; Bergmann, J. P. et al. (2018): Conceptual development of a high-productive fabrication system for additive manufactured large-scale items from arbitrarily chosen plastics. In: *Tagungsband Fraunhofer Direct Digital Manufacturing Conference (DDMC)* ISBN 978-3-8396-1320-7, S. 102–107.
- [Lay19] Layher, M.; Hopf, A.; Eckhardt, L.; Bliedtner, J. (2019): Laser Beam Polishing of Polymers. In: *PhotonicsViews* 16 (3), S. 83–87. DOI: 10.1002/phvs.201900025.
- [Lev18] Levenhagen, N. P.; Dadmun, M. D. (2018): Interlayer diffusion of surface segregating additives to improve the isotropy of fused deposition modeling products. In: *Polymer* 152, S. 35–41. DOI: 10.1016/j.polymer.2018.01.031.
- [Lia18] Liao, G.; Li, Z.; Cheng, Y.; Xu, D.; Zhu, D.; Jiang, S. et al. (2018): Properties of oriented carbon fiber/polyamide 12 composite parts fabricated by fused deposition modeling. In: *Materials & Design* 139, S. 283–292. DOI: 10.1016/j.matdes.2017.11.027.
- [Lim13] Limper, A. (2013): Verfahrenstechnik der Thermoplastextrusion. München: Hanser.
- [Loh18] Lohr, W.; Härtel, A.; Reinicke, T. (2018): Ermittlung von Materialkennwerten für additiv gefertigte Bauteile im Kreuzverbund nach dem FDM-Verfahren zur numerischen Berechnung der Festigkeitseigenschaften. Online verfügbar unter <http://dokumentix.ub.uni-siegen.de/opus/volltexte/2018/1386>.
- [Lov14] Love, L. J.; Kunc, V.; Rios, O.; Duty, C. E.; Elliott, A. M.; Post, B. K. et al. (2014): The importance of carbon fiber to polymer additive manufacturing. In: *J. Mater. Res.* 29 (17), S. 1893–1898. DOI: 10.1557/jmr.2014.212.

- [Luo18] Luo, M.; Tian, X.; Zhu, W.; Li, D. (2018): Controllable interlayer shear strength and crystallinity of PEEK components by laser-assisted material extrusion. In: *J. Mater. Res.* 33 (11), S. 1632–1641. DOI: 10.1557/jmr.2018.131.
- [Luo19] Luo, M.; Tian, X.; Shang, J.; Zhu, W.; Li, D.; Qin, Y. (2019): Impregnation and interlayer bonding behaviours of 3D-printed continuous carbon-fiber-reinforced poly-ether-ether-ketone composites. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 121, S. 130–138. DOI: 10.1016/j.compositesa.2019.03.020.
- [McG03] McGregor, G.; Islam, M.-U.; Xue, L.; Campbell, G. (2003): Laser consolidation methodology and apparatus for manufacturing precise structures. Veröffentlichungsnr: Patent US 6504127 B1.
- [Men11] Menges, G.; Haberstroh, E. (2011): Menges Werkstoffkunde Kunststoffe. 6. Aufl. München: Hanser.
- [Mes18] Messimer, S. L.; Patterson, A. E.; Muna, N.; Deshpande, A. P.; Rocha Pereira, T. (2018): Characterization and Processing Behavior of Heated Aluminum-Polycarbonate Composite Build Plates for the FDM Additive Manufacturing Process. In: *JMMP* 2 (1), S. 12. DOI: 10.3390/jmmp2010012.
- [Mic21] Michel, P.; Glässer, T. (2021): Verfahren zur additiven Fertigung eines Bauteils. Veröffentlichungsnr: Patent EP 3374157 B1.
- [Mil20] Miloskovska, E.; Jofore, B.; Gu, H.; Fernandez Cabello, R.; Caccavale, F.; Price, B. (2020): Enhanced layer adhesion additive in manufacturing by use of multiple heating steps. Veröffentlichungsnr: US 2020180217 A1.
- [Mok02] Mok, S. S. C.; Chong, Y. H.; Bong, T. K.; Toh, D. J. (2002): A method and apparatus for producing a prototype. Veröffentlichungsnr: WO 02073325 A2.
- [Mos73] Moser, H. (1973): Method and apparatus for the rapid measuring of the angular dependence of scattered light am 08.11.1973. Anmeldenr: 414126. Veröffentlichungsnr: Patent US 3879615.
- [Mos74] Moser, H. (1974): Vorrichtung für die schnelle messung der Streulichtwinkelabhängigkeit. Veröffentlichungsnr: Patent DE 2254764.
- [Muh07] Muhs, D.; Wittel, H.; Jannasch, D.; Voßiek, J. (2007): Maschinenelemente. Normung, Berechnung, Gestaltung. 18., vollständig überarbeitete Auflage. Wiesbaden: Vieweg (Studium).
- [Nar79] Narkis, M. (1979): Sintering behavior of poly(methyl methacrylate) particles. In: *Polym. Eng. Sci.* 19 (13), S. 889–892. DOI: 10.1002/pen.760191302.
- [Net18] Netto, J.; Joaquim, M.; Silveira, Z. d. C. (2018): Design of an Innovative Three-Dimensional Print Head Based on Twin-Screw Extrusion. In: *J. Mech. Des* 140 (12), S. 125002. DOI: 10.1115/1.4041175.
- [Nie18] Nieto, D. M.; Casal López, V.; Molina, S. I. (2018): Large-format polymeric pellet-based additive manufacturing for the naval industry. In: *Additive Manufacturing* 23, S. 79–85. DOI: 10.1016/j.addma.2018.07.012.
- [Nix21] Nixon, J. R.; Newell, C.; Diekmann, T. (2021): Laser preheating in three-dimensional printing. Veröffentlichungsnr: Patent US 11192298 B2.
- [Nov12] Novakova-Marcincinova, L.; Kuric, I. (2012): Basic and Advanced Materials for Fused Deposition Modeling Rapid Prototyping Technology. In: *Manufacturing and Industrial Engineering* 11 (1).

- [Pal06] Palm, G.; Dupaux, R. B.; Castro, J. (2006): Large Strain Mechanical Behavior of Poly(methyl methacrylate) (PMMA) Near the Glass Transition Temperature. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 128 (4), S. 559–563. DOI: 10.1115/1.2345447.
- [Pap17] Papula, L. (2017): *Mathematische Formelsammlung*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- [Par07] Partain, S. C. (2007): Fused deposition modeling with localized pre-deposition heating using forced air. Master Thesis. Montana State University, Bozeman, Montana. Online verfügbar unter <https://scholarworks.montana.edu/xmlui/handle/1/2016>.
- [Par16] Parthy, K. (2016): Verzugs-Reduzierung von Kunststoffteilen, Apparatur und Verfahren, insbesondere von im 3D-Druck erstellten Teilen, FDM-Drucker. Angemeldet durch Parthy, Kai. Veröffentlichungsnr: DE 102015007349 A1.
- [Par18] Park, S. J.; Lee, J. E.; Park, J. H.; Lee, N. K.; Lyu, M.-Y.; Park, K. et al. (2018): Enhanced Solubility of the Support in an FDM-Based 3D Printed Structure Using Hydrogen Peroxide under Ultrasonication. In: *Advances in Materials Science and Engineering* 2018, S. 1–10. DOI: 10.1155/2018/3018761.
- [PLA19] PLA (2019): Datenblatt Revode 190. Online verfügbar unter <https://omnexus.specialchem.com/product/t-zhejiang-hisun-biomaterials-revode-190>, zuletzt geprüft am 09.08.2019.
- [Pla22] Plasticker (2022): ABS Granulat. Online verfügbar unter https://plasticker.de/preise/preise_monat_single.php, zuletzt geprüft am 18.05.2022.
- [PMM13] PMMA (2013): Datenblatt Altuglas VS UVT (PMMA). Altuglas International.
- [Pol2018a] Pollen (2018a): PAM Series P. Online verfügbar unter https://www.pollen.am/new_pam_series_p/, zuletzt geprüft am 18.05.2022.
- [Pol2018b] Pollen (2018b): PAM Series P. Online verfügbar unter <https://3dprintingindustry.com/news/interview-pollen-ceo-pellet-additive-manufacturing-133229/>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Pop05] Poprawe, R. (2005): *Lasertechnik für die Fertigung. Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur*. Berlin: Springer (VDI-Buch). Online verfügbar unter <http://lib.mylibrary.com/detail.asp?id=62162>.
- [Pop11] Poprawe, R. (2011): *Tailored Light 2*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [Rau14] Raut, S.; Jatti, V. S.; Khedkar, N. K.; Singh, T. P. (2014): Investigation of the Effect of Built Orientation on Mechanical Properties and Total Cost of FDM Parts. In: *Procedia Materials Science* 6, S. 1625–1630. DOI: 10.1016/j.mspro.2014.07.146.
- [Rav16] Ravi, A. K.; Deshpande, A.; Hsu, K. H. (2016): An in-process laser localized pre-deposition heating approach to inter-layer bond strengthening in extrusion based polymer additive manufacturing. In: *Journal of Manufacturing Processes* 24, S. 179–185. DOI: 10.1016/j.jmapro.2016.08.007.

- [Red07] Reddy, B. V.; Reddy, N. V.; Ghosh, A. (2007): Fused deposition modelling using direct extrusion. In: *Virtual and Physical Prototyping* 2 (1), S. 51–60. DOI: 10.1080/17452750701336486.
- [Ree21] Reese, R.; Bheda, H.; Shah, P. (2021): Localized heating to improve interlayer bonding in 3D printing.
- [Ref21] Refractive index Database (2021): Online Refractive Index Calculating Tool. Online verfügbar unter https://refractiveindex.info/?shelf=organic&book=poly%28methyl_methacrylate%29&page=Zhang-Tomson, zuletzt aktualisiert am 14.12.2021.
- [Ric70] Richardson, S. (1970): The die swell phenomenon. In: *Rheol Acta* 9 (2), S. 193–199. DOI: 10.1007/BF01973479.
- [Rus03] Russek, U. A.; Palmen, A.; Staub, H.; Poehler, J.; Wenzlau, C.; Otto, G. et al. (2003): Laser beam welding of thermoplastics. In: Alberto Pique, Koji Sugiyoka, Peter R. Herman, Jim Fieret, Friedrich G. Bachmann, Jan J. Dubowski et al. (Hg.): *Photon Processing in Microelectronics and Photonics II. High-Power Lasers and Applications*. San Jose, CA, Saturday 25 January 2003: SPIE (SPIE Proceedings), S. 458.
- [Rus15] Rust, W. (2015): *Non-linear finite element analysis in structural mechanics*. Cham: Springer.
- [SAN16] SAN (2016): Datenblatt Tyril 790. SAN Resin. Trinseo.
- [San18] Sanandiya, N. D.; Vijay, Y.; Dimopoulou, M.; Dritsas, S.; Fernandez, J. G. (2018): Large-scale additive manufacturing with bioinspired cellulosic materials. In: *Scientific reports* 8 (1), S. 8642. DOI: 10.1038/s41598-018-26985-2.
- [Sch05] Schmutzer, E. (2005): *Grundlagen der theoretischen Physik. 3., überarb. Aufl.*, [Elektronische Ressource]. Weinheim: Wiley-VCH. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.1002/9783527623662>.
- [Sch17] Schoeppner, V.; Schumacher, C.; Guntermann, J. (2017): Beurteilung der Schweißnahtfestigkeiten verschiedener Kunststoffe im FDM-Prozess. In: *Jahresmagazin Kunststofftechnik*, S. 108–114.
- [Sch18a] Schirtzinger, G. A.; Twelves, W. V.; Butcher, E.; Dautova, L.; Ott, J. (2018): Continuous fiber-reinforced component fabrication. Veröffentlichungsnr: Patent US 10059057 B2.
- [Sch18b] Schmidt, L.; Schrickler, K.; Bergmann, J. P.; Hussenöder, F.; Eiber, M. (2018): Characterization of a granulate-based strand deposition process in the FLM-method for definition of material-dependent process strategies. In: *Rapid Prototyping Journal* 25 (1), S. 104–116. DOI: 10.1108/RPJ-09-2017-0186.
- [Sch19] Schwarz, J. (2019): Der Entwicklungswickler. Neuer modularer Wickler von Brabender schließt Labor-extrusionslinien für die Filamententwicklung kompetent ab. In: *Fachbeitrag - Brabender GmbH & Co. KG*.
- [Sch63] Schuldt, S. B.; Aagard, R. L. (1963): An Analysis of Radiation Transfer By Means of Elliptical Cylinder Reflectors. In: *Appl. Opt.* 2 (5), S. 509. DOI: 10.1364/AO.2.000509.
- [Sch90] Schwarzl, F. R. (1990): *Polymermechanik. Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-61506-1>.

- [Sci22] SciPy (2022): Fundamental algorithms for scientific computing in Python. Online verfügbar unter <https://scipy.org/>, zuletzt aktualisiert am 26.07.2022.
- [Sci21] Sculpteo (2021): The State of 3D Printing. 2021 Edition. Online verfügbar unter <https://www.sculpteo.com/de/ebooks/state-of-3d-printing-report-2021/>, zuletzt geprüft am 18.05.2022.
- [Scu18] Sculpteo (2018): The State of 3D Printing. Hg. v. Sculpteo. Online verfügbar unter <https://www.sculpteo.com/de/ebooks/state-of-3d-printing-report-2018/>, zuletzt geprüft am 09.11.2020.
- [Sep16] Seppala, J. E.; Migler, K. D. (2016): Infrared thermography of welding zones produced by polymer extrusion additive manufacturing. In: *Additive Manufacturing* 12 (Pt A), S. 71–76. DOI: 10.1016/j.addma.2016.06.007.
- [Sha14] Shaffer, S.; Yang, K.; Vargas, J.; Di Prima, M. A.; Voit, W. (2014): On reducing anisotropy in 3D printed polymers via ionizing radiation. In: *Polymer* 55 (23), S. 5969–5979. DOI: 10.1016/j.polymer.2014.07.054.
- [Shi19] Shih, C.-C.; Burnette, M.; Staack, D.; Wang, J.; Tai, B. L. (2019): Effects of cold plasma treatment on interlayer bonding strength in FFF process. In: *Additive Manufacturing* 25, S. 104–111. DOI: 10.1016/j.addma.2018.11.005.
- [Sho06] Shor, L.; Gordon, J.; An, Y.; Guceri, S.; Sun, W. (2006): Precision Extruding Deposition of Polycaprolactone and Composite Polycaprolactone/Hydroxyapatite Scaffolds for Tissue Engineering. In: *IEEE 32nd Annual Northeast Bioengineering Conference*, S. 73–74. DOI: 10.1109/NEBC.2006.1629758.
- [Sho08] Shor, L. (2008): Novel fabrication development for the application of polycaprolactone and composite polycaprolactone/hydroxyapatite scaffolds for bone tissue engineering. PhD Thesis. Drexel University.
- [Sin18] Singamneni, S.; Smith, D.; LeGuen, M.-J.; Truong, D. (2018): Extrusion 3D Printing of Polybutyrate-Adipate-Terephthalate-Polymer Composites in the Pellet Form. In: *Polymers* 10 (8). DOI: 10.3390/polym10080922.
- [Spi16] Spinnie, N. K.; Smith, D. E. (2016): Large Scale Fused Deposition Modeling: The Effect of Processing Parameters on Bead Geometry. In: *Solid Freeform Fabrication Symposium – An Additive Manufacturing Conference*.
- [Str2018a] Stratasys (2018a): Stratasys Infinite-Build (H2000). Online verfügbar unter <https://www.stratasys.com/de/demonstrators>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Str2018b] Stratasys (2018b): Stratasys Infinite-Build (H2000). Online verfügbar unter <https://3dprintingindustry.com/news/stratasys-announces-sales-forecasts-infinite-build-h2000-provisions-mass-3d-printed-production-119694/>, zuletzt geprüft am 18.05.2022.
- [Sun08] Sun, Q.; Rizvi, G. M.; Bellehumeur, C. T.; Gu, P. (2008): Effect of processing conditions on the bonding quality of FDM polymer filaments. In: *Rapid Prototyping Journal* 14 (2), S. 72–80. DOI: 10.1108/13552540810862028.
- [Sus19] Susnjara, K. (2019): Apparatus and methods for fabricating components. Veröffentlichungsnr: Patent US 10336050 B2.
- [Syn19] Synrad (2019): 48 Series Operator's Manual. Online verfügbar unter <https://synrad.com/sites/default/files/2019-03/Operators%20Manual%2048Series.pdf>, zuletzt geprüft am 09.11.2020.

- [Tal15] Talagani, M. R.; Dor Mohammadi, S.; Dutton, R. (2015): Numerical simulation of big area additive manufacturing (3D printing) of a full size car. In: *SAMPE Journal* (51).
- [Tan16] Tanaka, M.; Ohno, H.; Terada, T. (2016): Lichtbestrahlungsvorrichtung und additives Schichtherstellungsgerät. Veröffentlichungsnr: Patent DE 112014006482 T5.
- [Tan18] Tan, D. K.; Maniruzzaman, M.; Nokhodchi, A. (2018): Advanced Pharmaceutical Applications of Hot-Melt Extrusion Coupled with Fused Deposition Modelling (FDM) 3D Printing for Personalised Drug Delivery. In: *Pharmaceutics* 10 (4). DOI: 10.3390/pharmaceutics10040203.
- [Tec10] Technische Universität Ilmenau (2010): Skriptum. Konstruktions- und Entwicklungsmethodik. Lehrblätter Fachgebiet Konstruktionstechnik. Ilmenau, 11.10.2010.
- [The17] Thermwood (2017): LSAM (Large Scale Additive Manufacturing). Online verfügbar unter http://thermwood.com/lsam/brochures/lsam_2017_brochure/index.html#?page=8, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Tie21] Tierney, J.; King, T. (2021): Temperature regulation to improve additive 3D printing function. Veröffentlichungsnr: Patent US 11034142 B2.
- [Tre21] Treffert (2021): Laserschweißen von Kunststoffen. Online verfügbar unter <https://treffert.eu/wp-content/uploads/2018/08/370929-Treffert-Laserschweissen-Kunststoffe.pdf>, zuletzt geprüft am 03.12.2021.
- [Tse18] Tseng, J.-W.; Liu, C.-Y.; Yen, Y.-K.; Belkner, J.; Bremicker, T.; Liu, B. H. et al. (2018): Screw extrusion-based additive manufacturing of PEEK. In: *Materials & Design* 140, S. 209–221. DOI: 10.1016/j.matdes.2017.11.032.
- [Tur14] Turner, B. N.; Strong, R.; Gold, S. A. (2014): A review of melt extrusion additive manufacturing processes. I. Process design and modeling. In: *Rapid Prototyping Journal* 20 (3), S. 192–204. DOI: 10.1108/RPJ-01-2013-0012.
- [Tur15] Turner, B. N.; Gold, S. A. (2015): A review of melt extrusion additive manufacturing processes: II. Materials, dimensional accuracy, and surface roughness. In: *Rapid Prototyping Journal* 21 (3), S. 250–261. DOI: 10.1108/RPJ-02-2013-0017.
- [Val13a] Valkenaers, H.; Vogeler, F.; Voet, A.; Kruth, J. P. (2013): Screw Extrusion Based 3D Printing, a Novel Additive Manufacturing Technology. In: *International Conference on Competitive Manufacturing*.
- [Val13b] Valkenaers, H.; Vogeler, F.; Ferraris, E.; Voet, A.; Kruth, J.-P. (2013): A novel approach to additive manufacturing - Screw Extrusion 3D-printing. In: *10th International Conference on Multi-Material Micro Manufacture*.
- [VDI2221] VDI Verein Deutscher Ingenieure e.V., Düsseldorf: Entwicklung technischer Produkte und Systeme - Modell der Produktentwicklung VDI 2221 Blatt 1:2019-11.
- [Wan16] Wang, Z.; Liu, R.; Sparks, T.; Liou, F. (2016): Large-Scale Deposition System by an Industrial Robot (I): Design of Fused Pellet Modeling System and Extrusion Process Analysis. In: *3D Printing and Additive Manufacturing* 3 (1), S. 39–47. DOI: 10.1089/3dp.2015.0029.

- [Web21] Weber Additive (2021): Direct Extrusion mit Industrieroboter. Online verfügbar unter <https://www.hansweber.de/additive-fertigungssysteme/dxr-series/>, zuletzt geprüft am 02.12.2021.
- [Wei14] Wei, Z.; Du, J.; Lu, B.; Wang, J. (2014): Front heating and monitoring device of laser beam for 3D printing. Veröffentlichungsnr: Patent CN 103895227 A.
- [Wil20] Wilenski, M. S.; Kozar, M. P.; Harrison, S.; Evans, N. S.; Torres, F. (2020): Systems and methods for additively manufacturing an object. Veröffentlichungsnr: Patent US 10618222 B2.
- [Wis06] Wissmann, J.; Sarnes, K.-D. (2006): Finite Elemente in der Strukturmechanik. Mit 11 Tabellen. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.1007/3-540-29277-2>.
- [Woe18] Woern, A. L.; Byard, D. J.; Oakley, R. B.; Fiedler, M. J.; Snabes, S. L.; Pearce, J. M. (2018): Fused Particle Fabrication 3-D Printing: Recycled Materials' Optimization and Mechanical Properties. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 11 (8). DOI: 10.3390/ma11081413.
- [Woh17] Wohlers, T.; Campbell, I.; Diegel, O.; Kowen, J.; Caffrey, T. (2017): Wohlers report 2017. 3D printing and additive manufacturing state of the industry : annual worldwide progress report. Fort Collins, Colorado: Wohlers Associates.
- [Woh19] Wohlers, T.; Campbell, I.; Diegel, O.; Huff, R.; Kowen, J. (2019): Wohlers report 2019. 3D printing and additive manufacturing - State of the industry. Fort Collins (Colo.): Wohlers Associates.
- [Woo81] Wool, R. P.; O'Connor, K. M. (1981): A theory crack healing in polymers. In: *Journal of Applied Physics* 52 (10), S. 5953–5963. DOI: 10.1063/1.328526.
- [Woo89] Wool, R. P.; Yuan, B.-L.; McGarel, O. J. (1989): Welding of polymer interfaces. In: *Polym. Eng. Sci.* 29 (19), S. 1340–1367. DOI: 10.1002/pen.760291906.
- [Wu13] Wu, L.; Weng, Z.; Zhou, D.; Ma, L. (2013): Fused depositional 3D printer with local heating device. Veröffentlichungsnr: Patent CN 203282709 U.
- [Yan00] Yan, Y.; Zhang, R.; Hong, G.; Yuan, X. (2000): Research on the bonding of material paths in melted extrusion modeling. In: *Materials & Design* 21 (2), S. 93–99. DOI: 10.1016/S0261-3069(99)00058-8.
- [Yan02] Yang, F.; Pitchumani, R. (2002): Healing of Thermoplastic Polymers at an Interface under Nonisothermal Conditions. In: *Macromolecules* 35 (8), S. 3213–3224. DOI: 10.1021/ma010858o.
- [Yao20] Yao, T.; Ye, J.; Deng, Z.; Zhang, K.; Ma, Y.; Ouyang, H. (2020): Tensile failure strength and separation angle of FDM 3D printing PLA material. Experimental and theoretical analyses. In: *Composites Part B: Engineering* 188, S. 107894. DOI: 10.1016/j.compositesb.2020.107894.
- [Yar96] Yardimci, M. A.; Güçeri, S. (1996): Conceptual framework for the thermal process modelling of fused deposition. In: *Rapid Prototyping Journal* 2 (2), S. 26–31. DOI: 10.1108/13552549610128206.
- [Yiz21] Yizumi (2021): Space A-2H-2000-500. Online verfügbar unter <https://www.yizumi-germany.de/produkte/additive-fertigung/#Produktvarianten>, zuletzt geprüft am 18.05.2022.

- [Yua07] Yuan, L.; Gibson, I. (2007): A Framework for Development of a Fiber-composite, Curved FDM System. In: *International Conference on Manufacturing Automation*, S. 93–102.
- [Zha20] Zhang, X.; Qiu, J.; Zhao, J.; Li, X.; Liu, L. (2020): Complex refractive indices measurements of polymers in infrared bands. In: *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer* 252, S. 107063. DOI: 10.1016/j.jqsrt.2020.107063.
- [Zhe03] Zheng, X.; Wang, H.; Yan, J. (2003): Notch strength and notch sensitivity of polymethyl methacrylate glasses. In: *Materials Science and Engineering: A* 349 (1-2), S. 80–88. DOI: 10.1016/S0921-5093(02)00584-1.
- [Zos72] Zosel, A. (1972): Viskoelastisches Verhalten von ABS-Polymeren in der Schmelze. In: *Rheol Acta* 11 (2), S. 229–237. DOI: 10.1007/BF01993025.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1:	Schematische Schubmodul-Temperatur-Kurven eines amorphen Thermoplastes (links) und teilkristallinen Thermoplastes (rechts) [Kai16]	3
Abb. 2:	Schematische Darstellung zur Ausbildung einer Diffusionszone in Anlehnung an [Woo81]	5
Abb. 3:	Umsetzung der CAD-Daten in ein reales Bauteil nach [DIN17296-4]	6
Abb. 4:	Schematische Darstellung des Schmelzschichtverfahrens nach [DIN17296-2]	8
Abb. 5:	Parameterübersicht beim Schmelzschichten nach [Dey19]	8
Abb. 6:	Segmentquerschnitt eines großvolumig schmelzgeschichteten PMMA-Bauteils	9
Abb. 7:	Beschreibung des Bindungspotentials nach [Yan00] links und in Anlehnung an [Yar96] rechts	10
Abb. 8:	Robotersystem von Stratasys [Str2018b] links und Pollen Pam Serie P [Pol2018b] rechts	13
Abb. 9:	ExOn10 an einem Roboterarm [Doh19] (links), Super Discovery 3D Printer [Dis19] (mittig) und Yizumi Space A-2H-2000-500 [Yiz21] (rechts)	14
Abb. 10:	Additive Fertigung und Fräszentrum LSAM [The17] (links) und BAAM [Cin15b] (rechts)	15
Abb. 11:	Energiebilanz bei der Lasermaterialbearbeitung nach [Hüg14]	16
Abb. 12:	Intensitätsverlauf bei der Wechselwirkung zwischen Laserstrahlung und Medium nach [Hüg14]	17
Abb. 13:	Absorptionsspektrum von Kunststoffen nach [Tre21]	18
Abb. 14:	Aufbau zum Laserstrahltemperieren schmelzgeschichteter Bauteile (links) und Pfad bei der Bauteilgenerierung mit seitlicher Energieeinbringung (rechts) [Rav16]	21
Abb. 15:	Realisierbare Temperierbereiche nach [Luo18]	22
Abb. 16:	Schema des gefalteten und eingekoppelten CO ₂ -Laser-Strahlengangs nach [Luo18] (links) sowie Schmelzschichtsystem mit Diodenlaser nach [Küh19] (rechts)	22
Abb. 17:	Strangtemperierung als Dosiersystem nach [Go17a] (links) und Düsentemperierung nach [Bli22] (rechts)	23
Abb. 18:	Temperierung mittels Infrarotstrahlung nach [Kis17]	24
Abb. 19:	Phasen des Konstruktiven Entwicklungsprozesses in Anlehnung an [Tec10]	29
Abb. 20:	Gesamtsystem mit allen Komponenten sowie Ein- und Ausgangsgrößen	31
Abb. 21:	Untersuchte Strangaufweitung von PMMA (links) und SAN (rechts) bei $n_{Ext} = 15$ 1/min mit Referenzmaß (RM) und Strangdurchmesser (S)	36
Abb. 22:	Leistungsmessung am Synrad Laser (Langzeitbetrieb – 1h)	39
Abb. 23:	Laserstrahlprofil bei 20 kHz Taktfrequenz und 90 % Leistung (24 W) oben und dazugehöriges Messprotokoll aus PROLAS unten	40
Abb. 24:	Eingangs- und Ausgangsgrößen der Wirkzone mit der Erweiterung Laserenergieeintrag	41

Abb. 25:	Nachführung des Laserstrahls von (\vec{V}_L) nach (\vec{V}_L') bei der Änderung der Vorschubrichtung von \vec{V}_{vf} auf (\vec{V}_{vf}'), schematisch verdeutlicht im Raum (links) und in der Draufsicht (rechts)	42
Abb. 26:	Funktionsstruktur der richtungsvariablen Lasertemperiereinheit	43
Abb. 27:	Wirkprinzip des radialsymmetrisch angeordneten Dreispiegelsystems als Draufsicht (links) und Seitenansicht (rechts) – Prinzipdarstellung	46
Abb. 28:	Wirkprinzip des radialsymmetrisch angeordneten Vierspiegelsystems als Draufsicht (links) und Seitenansicht ohne M_4 (rechts) – Prinzipdarstellung	47
Abb. 29:	Wirkprinzip des Ringspiegelsystems als Draufsicht links und Seitenansicht mit Ringspiegel im Schnitt rechts – Prinzipdarstellung	49
Abb. 30:	Wirkprinzip des Ellipsenspiegelsystems als Draufsicht links und Seitenansicht mit Ellipsenspiegel im Schnitt rechts – Prinzipdarstellung	50
Abb. 31:	Wirkprinzip des Doppellipsenspiegelsystems als Draufsicht links und Seitenansicht mit Ellipsenspiegeln im Schnitt rechts – Prinzipdarstellung	52
Abb. 32:	Technisches Prinzip des Ellipsenspiegelsystems mit Kopplung zur Strahlaufbereitungseinheit und Laserstrahlquelle – Prinzipdarstellung	54
Abb. 33:	Konkretisiertes Technisches Prinzip des Ellipsenspiegelsystems mit Kopplung zur Strahlaufbereitungseinheit und Laserstrahlquelle – Prinzipdarstellung	56
Abb. 34:	Prinzipskizze und Nomenklatur zur Gestaltsynthese – Prinzipdarstellung	58
Abb. 35:	Schnittdarstellung des Ellipsenspiegelmodells mit geneigter Gerade als Spiegelfläche (links) und Strahlenverlauf im Arbeitspunkt sowie seine Abweichungen ΔX , ΔY und ΔZ in Seiten- und Untersicht (rechts) – Prinzipdarstellung	59
Abb. 36:	Schnittdarstellung des Ellipsenspiegelmodells mit Kreisbogenlinie (links) und Strahlenverlauf im Arbeitspunkt sowie seine Abweichungen ΔX , ΔY und ΔZ in Seiten- und Untersicht (rechts) – Prinzipdarstellung	60
Abb. 37:	Schnittdarstellung des Ellipsenspiegelmodells mit Ellipsenbogen als Spiegelfläche (links) und Strahlenverlauf im Arbeitspunkt in Seiten- und Untersicht (rechts) – Prinzipdarstellung	60
Abb. 38:	Schnittdarstellung des Ellipsenspiegelmodells mit einer zu den Ellipsenachsen parallelen Linie als Spiegelfläche (links) und Strahlenverlauf im Arbeitspunkt in Seiten- und Untersicht (rechts) – Prinzipdarstellung	61
Abb. 39:	Winkelbeziehungen und Bauteildimensionierung mit $\alpha_{Rot} = 0^\circ$ – Prinzipdarstellung	63
Abb. 40:	Simulierte Wechselwirkungszone in der X-Y-Ebene des Arbeitspunktes bei verschiedenen Winkelpositionen von α_{Rot} (qualitative Darstellung)	65
Abb. 41:	Ausschnitt der Simulation in TracePro® (Draufsicht) - hervorgerufene Strahlfokussierung bei der Reflexion am Ellipsenzylinderspiegel bei $\alpha_{Rot} = 45^\circ$ (links) und $\alpha_{Rot} = 135^\circ$ (rechts)	65
Abb. 42:	Richtungsvariable Lasertemperiereinheit in isometrischer Teil-Schnittdarstellung	67
Abb. 43:	Vormontiertes Spiegelsystem in der Draufsicht (links) und isometrisch (rechts)	68

Abb. 44:	Maschinenaufbau des großvolumigen Schmelzschichtsystems mit richtungsvariabler Lasertemperiereinheit	69
Abb. 45:	Darstellung aller Elemente und Freiheiten zur Einstellung des Arbeitspunktes durch die Justageschritte J_1 bis J_3 – Prinzipdarstellung	71
Abb. 46:	Ellipsenbeziehungen in Polarkoordinaten mit Pol im Brennpunkt – Prinzipdarstellung in der Draufsicht.....	73
Abb. 47:	Erprobung des Funktionsprinzips unter Verwendung des Pilotlasers (links) und Messaufbau zur thermografischen Ermittlung der Wirkzonenausbildung (rechts)	75
Abb. 48:	Qualitativer Vergleich der Simulation (oben) mit den thermografischen Messungen (unten).....	75
Abb. 49:	Darstellung des dynamischen Temperierbereiches entlang verschiedener Vorschubrichtungen (\vec{V}_{vf}) mit $\dot{u} = 20^\circ$ (links) und maximale Amplitude $\dot{u} = 150^\circ$ (rechts).....	76
Abb. 50:	Darstellung der Leistungsmessung	77
Abb. 51:	Darstellung des dynamischen Temperierbereiches und dessen Überlagerung mit dem Vektor des Maschinenvorschubs (\vec{V}_{vf}) für $\dot{u} = 30^\circ$ (links), $\dot{u} = 20^\circ$ (mittig) und $\dot{u} = 10^\circ$ (rechts)	77
Abb. 52:	Extruderkennlinien für PMMA und SAN unter Verwendung der materialspezifischen Heizzonenkongfiguration (T_1 / T_2)	79
Abb. 53:	Querschnittsfläche der entstehenden Stranggeometrie in Anlehnung an [Sch18a]	80
Abb. 54:	Dreidimensionale Fitfunktion von SAN (links) und PMMA (rechts) mit Kennzeichnung der validierten Messpunkte.....	82
Abb. 55:	Werkzeugpfad mit resultierenden Lücken (links) und Erhebungen (mittig) nach [Gib15] sowie realer Strangverlauf an einem großvolumig schmelzgeschichteten Bauteil (rechts).....	82
Abb. 56:	Querschliffe von großvolumig schmelzgeschichteten PMMA-Bauteilen mit einer Spurüberlappung von $q = 0,3$ mm (links) und $q = 0,5$ mm (rechts)	83
Abb. 57:	Fertigung von Hohlzylindern der Durchmesser 60 mm (links) und 120 mm (rechts) zur Ermittlung der Temperaturdifferenz für tragfähige Extrudatstränge am Beispiel von SAN	85
Abb. 58:	Ermittlung der Temperaturdifferenz zur Gewährleistung tragfähiger Bauteile.....	86
Abb. 59:	Fertigung massiver Quader mit Pausenschleifen (links), Strukturausschnitt im Querschliff (mittig) sowie thermografische Messung im Prozess (rechts) am Werkstoff SAN	87
Abb. 60:	Vergleich des Bindungspotentials von SAN und PMMA beim filamentbasierten Schmelzschichten – Stranggeometrie $w = 0,4$ mm und $h = 0,3$ mm (links) und großvolumigen Schmelzschichten – Stranggeometrie $w = 6$ mm und $h = 3$ mm (rechts) als Näherungsfunktion gemessener Thermografiedaten.....	88
Abb. 61:	Hohlquader im Fertigungsprozess mit angedeuteter Prüfkörpergeometrie (links) sowie Ergebnis der Biegeprüfung für geschichtete Einzelstränge aus SAN und PMMA (rechts).....	89

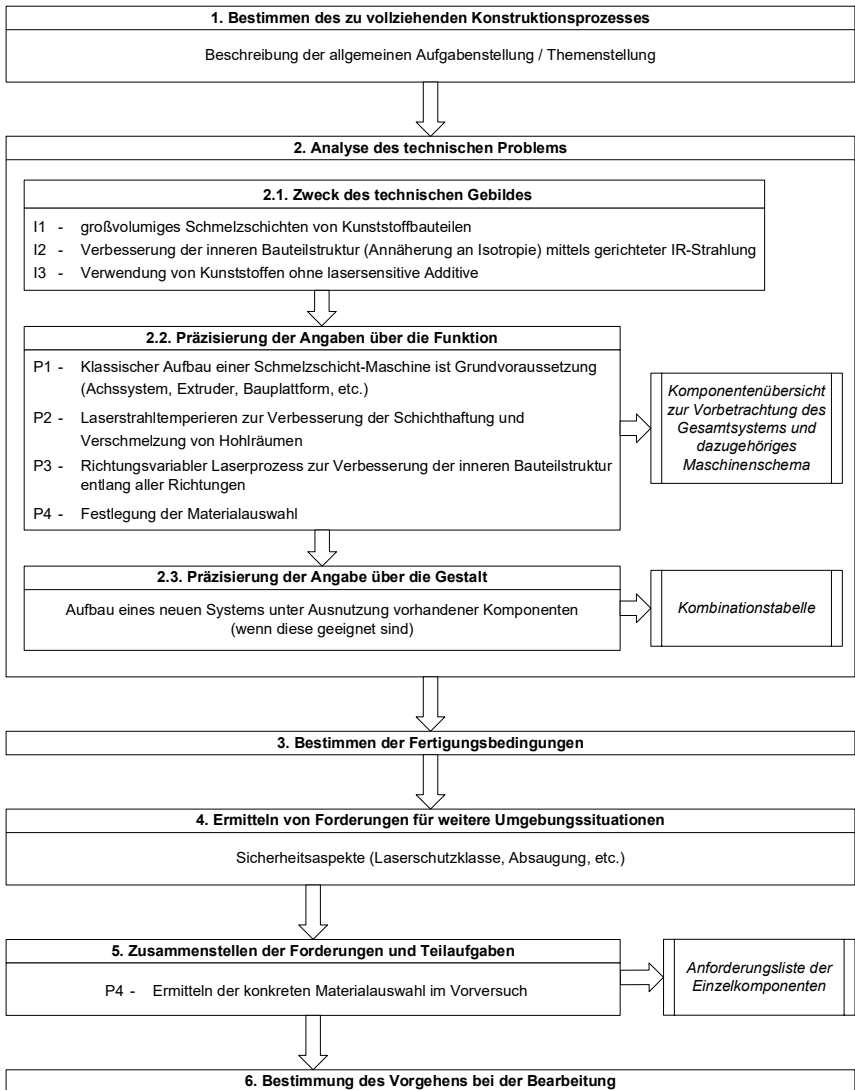
Abb. 62:	Eingestellte Strangbreite (w), tatsächlich erzielte Kontaktlänge (K) und Probenbreite (bp) bei geschichteten Strängen (links) sowie Einfluss des Kerbradius (ρ) auf die Kerbschlagzähigkeit (acN) am Beispiel verschiedener Polymere nach [Gre15] (rechts)	90
Abb. 63:	Aus dem Quaderbauteil herausgetrennte Orientierungen der Prüfkörper (links) und Ergebnis der Biegeprüfung (rechts)	91
Abb. 64:	Prüfkörpergenerierung (mit der jeweiligen Prüfkörperdraufsicht) entlang der XY-Orientierung (links) und XZ-Orientierung (rechts)	92
Abb. 65:	Versuchsaufbau zur Untersuchung des kombinierten Prozesses hinsichtlich vertikalem Strangverbund von geschichteten Einzelsträngen	95
Abb. 66:	Versuchsaufbau zur Untersuchung des Hybridprozesses bzgl. lateralem Strangverbund unter einem Vertikalwinkel von $\varphi = 60^\circ$ und einem Azimut $\psi = 45^\circ$	96
Abb. 67:	Zusammenhang zwischen Fluenz und Materialerwärmung innerhalb der Wirkzone	96
Abb. 68:	Erzielbare, korrigierte Biegespannung in Abhängigkeit der Fluenz	97
Abb. 69:	Einfluss der Fluenz auf die Kontaktlänge der Schichtverbindung	99
Abb. 70:	Einfluss der Fluenz auf die Biegekraft	99
Abb. 71:	Ausbildung der verfahrenstypischen Kerbe und deren Umwandlung durch den kombinierten Prozess (links) sowie Detailaufnahme der entstehenden Zwischenstrangverbindung (rechts) – gezeigt am Werkstoff PMMA	100
Abb. 72:	Laterales Temperieren am Beispiel von PMMA mit hervorgehobener Wirkzone (links) und thermografische Messung (rechts)	101
Abb. 73:	Querschnitt vom Referenzkörper (links) und lateral, laserstrahltemperierte Bauteilstruktur (rechts) am Beispiel von PMMA	102
Abb. 74:	Ergebnis der Hohlraumreduzierung im Querschnitt mit Strangüberlappung $q = 0,5$ mm ohne Laserstrahltemperierung (links) und am lateral laserstrahltemperierten Bauteil (rechts) – Darstellungen mit Messfeld	103
Abb. 75:	Darstellung der Messfelder am darunterliegenden und benachbarten Materialstrang beim dynamischen Temperieren (links) und Bauteilfertigung (rechts)	105
Abb. 76:	Darstellung der Materialerwärmung in Abhängigkeit von Laserleistung und Drehwinkelamplitude für PMMA und SAN für den darunterliegenden Materialstrang (links) und den danebenliegenden Materialstrang (rechts)	106
Abb. 77:	Querschliffe der Versuchskörper aus PMMA (links) und SAN (rechts) im Vergleich – oben: ohne Lasertemperierung, unten: lasertemperiert	107
Abb. 78:	Gegenüberstellung der Biegefestigkeiten von herkömmlich, großvolumig schmelzgeschichteten Bauteilen und laserunterstütztem Prozess mit richtungsvariablem Ablenssystem; gezeigt an PMMA (links) und SAN (rechts)	108

Tabellenverzeichnis

Tab. 1: Übersicht und Vergleich Patentsituation.....	20
Tab. 2: Komponentenübersicht zur Vorbetrachtung des Gesamtsystems	30
Tab. 3: Systemparameter des 3-Achssystems	37
Tab. 4: Geräteparameter des Synrad Lasersystems [Syn19]	39
Tab. 5: Systemparameter des radialsymmetrisch angeordneten Dreispiegelsystems	46
Tab. 6: Systemparameter des radialsymmetrisch angeordneten Vierspiegelsystems	48
Tab. 7: Systemparameter des Ringspiegelkonzepts	49
Tab. 8: Systemparameter des Ellipsenspiegelkonzepts	51
Tab. 9: Systemparameter des Konzepts mit doppelten Ellipsenspiegel	52
Tab. 10: Bewertungstabelle der Varianten 1 - 5	53
Tab. 11: Ergebnisse der Gestaltvariation	62
Tab. 12: Ermittelte Funktionskoeffizienten für SAN und PMMA.....	81

Anhang

A1 Präzisierte Aufgabenstellung



Anhang 1 - Abb. 1: Phasen des Konstruktiven Entwicklungsprozesses

Anhang 1 - Tab. 1: Kombinationstabelle zu Funktionsvarianten

Nr.	Funktion	Varianten	Bemerkung
1	Bauplattformpositionierung	Parallelkinematik	- min. X-Y-Z - Roboter für Multiachsbearbeitung
		X-Y-Z-System	
		X-Y-Z-C-System	
		6-Achs-Gelenkarmroboter	
2	Materialaustrag	8-Achs-Kinematik	- großvolumiges Schmelzschichten - standardisierte Kunststoffe
		Filamentextruder	
2	Materialaustrag	Granulatextruder	- großvolumiges Schmelzschichten - standardisierte Kunststoffe
		Glassubstrat	
3	Bauteilanhaftung	Klebeband	- flexibel für verschiedenes Material
		Plattformbeheizung	
		Diodenlaser	
4	Kunststofftemperierung	Festkörperlaser	- hohe Oberflächenabsorption - Kunststoffe ohne Additive
		CO ₂ -Laser	
		stechend	
5	Strahlnachführung	schleppen	- weitestgehend vollumfänglich
		richtungsvariabel	
		Strahlaufweitung	
6	Strahlformung	Strahlfokussierung	- große Rayleighlänge - variabler Strahldurchmesser
		Polarisationsänderung	
		Strahlüberlagerung	
		Strahlüberlagerung	

A2 Anforderungsliste

Anhang 2 - Tab. 1: Anforderungsliste der Einzelkomponenten

Achssystem					
Nr.	Wichtung	Attribut	Forderung	Einheit	Bemerkung
1	F	Verfahrweg (X,Y,Z)	$\geq 300 \times 300 \times 300$	mm ³	
2	F	Bauraum (X,Y,Z)	$\geq 250 \times 250 \times 250$	mm ³	
3	M	Positioniergenauigkeit	$\pm 0,1$	mm	
4	W	Kosten	< 40.000	€	Zukaufteil
Extruder					
Nr.	Wichtung	Attribut	Forderung	Einheit	Bemerkung
1	F	max. Ausbringrate	> 2	kg·h ⁻¹	
2	F	Verarbeitungstemperatur	100 - 300	°C	
3	W	Düsendurchmesser	1, 2, 3	mm	wechselbar
4	W	Gewicht	< 30	kg	
5	W	Kosten	< 10.000	€	Zukaufteil
Laser					
Nr.	Wichtung	Attribut	Forderung	Einheit	Bemerkung
1	F	Wellenlänge	10,6	µm	
2	M	Laserleistung	20	W	
3	H	Strahldurchmesser	5	mm	
4	H	Strahldivergenz	5	mR	
5	W	Gewicht	< 10	kg	
6	F	Modenqualität	TEM ₀₀	-	
7	M	Qualitätskennzahl	M ² < 1,5	-	
8	W	Kosten	< 5000	€	Zukaufteil
Bauplatzform					
Nr.	Wichtung	Attribut	Forderung	Einheit	Bemerkung
1	F	Temperaturabweichung	± 5	K	
2	M	Maximaltemperatur	110	°C	
3	W	Kosten	< 2000	€	Zukaufteil
Strahlführungseinheit					
Nr.	Wichtung	Attribut	Forderung	Einheit	Bemerkung
1	M	Temperierbereich	> 60	%	bzgl. Düsenumfang
2	M	Auflösung	5	°	
3	W	Kosten	< 10.000	€	Eigenkonstruktion
Strahlaufbereitungseinheit					
Nr.	Wichtung	Attribut	Forderung	Einheit	Bemerkung
1	M	Strahlaufweitung	1 - 3	fach	
2	W	Strahlfokussierung	-	-	nicht erforderlich
3	W	Polarisation	zirkular		
4	W	Kosten	< 1500	€	

F – Fest

M – Mindest

H – Höchst

W – Wunsch

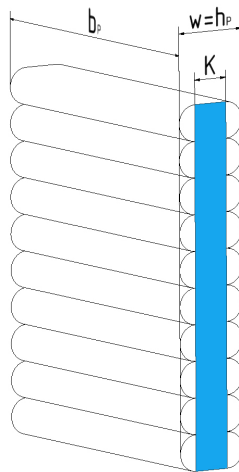
A3 Berechnung der korrigierten Biegefestigkeit und korrigierten Biegekraft

Die Berechnung der Biegespannung im Vierpunkt-Biegeversuch ist nach [DIN14125-05] wie folgt definiert:

$$\sigma_f = \frac{F_b \cdot L_S}{b_p \cdot h_p^2} \quad (18)$$

σ_f	Biegespannung	h_p	Dicke des Prüfkörpers (Norm)
F_b	Biegekraft (gemessen)	b_p	Breite des Prüfkörpers (Norm)
L_S	Stützweite (konst.)		

Da gefertigte Probekörper aus großvolumig schmelzgeschichteten Einzelsträngen die genormte Prüfgeometrie nur in Näherung abbilden, muss eine Korrektur der Messwerte erfolgen, welche die tatsächliche Kontaktlänge (K) miteinander verbundener Stränge berücksichtigt.



Anhang 3 - Abb. 1: Darstellung der tatsächlichen Kontaktlänge (K) am Beispiel einer geschichteten Einzelwand – Darstellung nicht maßstabsgetreu

Die Problematik sei anhand der vereinfachten Bauteildarstellung (Anhang 3 - Abb. 1) beschrieben. Im Fall dieser Orientierung ist die Prüfkörperbreite (b_p) durch Zusägen definiert. Die im Verfahren eingestellte Strangbreite (w) beschreibt die Prüfkörperdicke nach Norm (h_p). Bei der Durchführung der Biegeprüfung wird die gemessene Kraft (F_b) bezogen auf die

tatsächliche, also im Vergleich zum Prüfkörper nach Norm, reduzierte Kontaktlänge (K) bestimmt. Somit ist die korrigierte Biegespannung wie folgt zu errechnen:

$$\sigma_f' = \frac{F_b \cdot L_S}{b_p \cdot K^2}. \quad (19)$$

σ_f'	korrigierte Biegespannung	K	reale Kontaktlänge (gemessen)
F_b	Biegekraft (gemessen)	b_p	Breite des Prüfkörpers (gemessen)
L_S	Stützweite (konst.)		

Eine Unterschätzung der Biegespannung kann somit vermieden werden. Zudem ist die korrigierte Betrachtung essenziell, um den Effekt der Kontaktzonenverbreiterung durch Einwirken der Laserstrahlung (vgl. Abschnitt 8.1) quantitativ darstellen zu können.

Durch Einsetzen von σ_f in σ_f' und Umstellen lässt sich die als korrigierte Biegekraft bezeichnete Größe erhalten:

$$F_b' = \frac{\sigma_f \cdot b_p \cdot K^2}{L_S}. \quad (20)$$

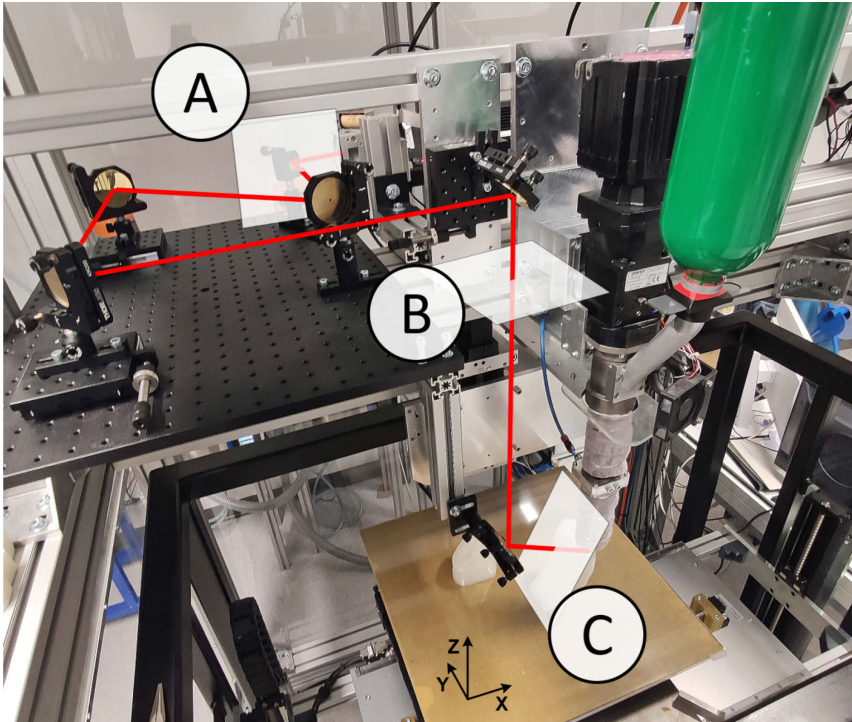
σ_f	Biegespannung	K	reale Kontaktlänge (gemessen)
F_b'	korrigierte Biegekraft	b_p	Breite des Prüfkörpers (gemessen)
L_S	Stützweite (konst.)		

Somit wird auch die direkte Proportionalität zwischen F_b' und K bzw. K^2 gezeigt. Mit zunehmender Kontaktlänge erhöht sich folglich auch die zum Bauteilbruch erforderliche Biegekraft.

A4 Ergänzungen zur Strahlformung und Definition der Fluenz

Überprüfung der Laserstrahlpolarisation

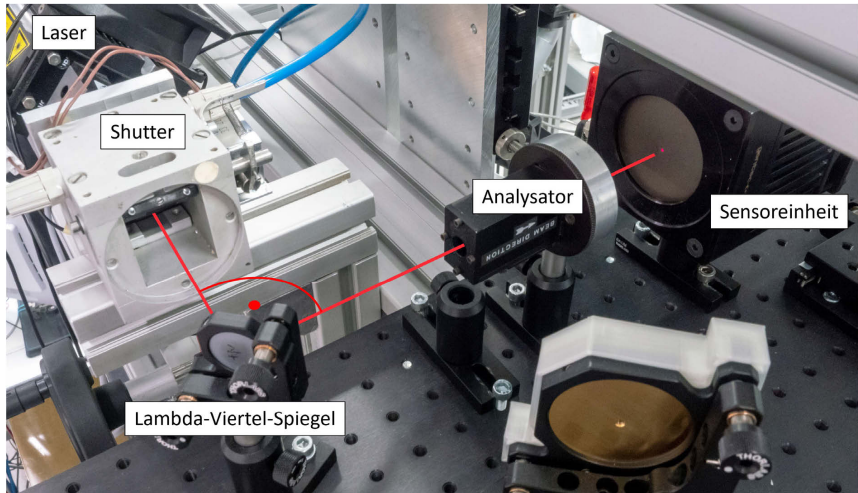
Im Rahmen der Charakterisierung des Versuchsstandes ist auch die Untersuchung der Polarisation des verwendeten Laserstrahls erforderlich. Wie in Abschnitt 2.3 dargelegt, kommt zirkular polarisierte Laserstrahlung zur Anwendung. Die Polarisationsprüfung erfolgt an drei verschiedenen Messpunkten (A, B, C) innerhalb des Strahlengangs (vgl. Anhang 4 - Abb. 1).



Anhang 4 - Abb. 1: Messstellen zur Bestimmung der Polarisation im Maschinenaufbau für unidirektionale Temperiervorgänge

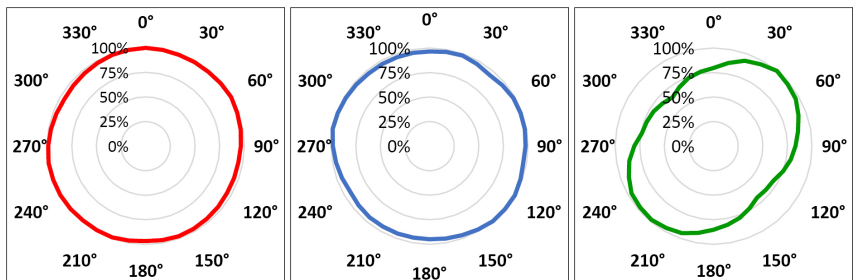
Zunächst erfolgt die Justage des Lambda-Viertel-Spiegels (Anhang 4 - Abb. 2). Zum Erhalt der zirkularpolarisierten Laserstrahlung ist an diesem eine rechtwinklige Ablenkung des Strahlengangs einzustellen. Voraussetzung ist zudem die Einbaulage des CO₂-Lasers unter 45° zur Laserstrahlachse. Die Polarisationsprüfung wird dabei mittels eines Analysators sowie des Leistungsmessgerätes *Gentec-EO thermal detector UP55N-300F-H9-DO*

(Sensoreinheit) / *Gentec-EO Solo PE* (Bediengerät) in Anlehnung an [DIN12005] durchgeführt (vgl. Abschnitt 4.3.4).



Anhang 4 - Abb. 2: Messaufbau zur Justage des Lambda-Viertel-Spiegels

Im Ergebnis ist für jede der drei Messstellen eine qualitative Beschreibung der Polarisation möglich (Anhang 4 - Abb. 3). Die Betrachtung der absoluten Leistungswerte ist an dieser Stelle nicht erforderlich. Die zirkulare Polarisation ist auch nach Messpunkt B sehr gut erhalten (Anhang 4 - Abb. 3, mittig).



Anhang 4 - Abb. 3: Qualitative Darstellung der Zirkularpolarisation beim Versuchsaufbau zum unidirektionalen Temperieren mit Laserleistung $P_L = 9\text{ W}$ nach A – Lambda-Viertel-Spiegel (links), B – Ablenkspiegel (mittig) und C – in der Wirkzone (rechts); die Darstellung bezieht sich auf die gemessene Laserleistung in Abhängigkeit der Winkelstellung des Analysators in $^\circ$

Aufgrund des Einkoppelns unter 60° kommt es zu einer elliptischen Verformung innerhalb der Wirkzone und somit auch zu einer Änderung der Polarisation (Anhang 4 - Abb. 3, rechts).

Ermittlung des Laserstrahldurchmessers innerhalb der Koppelstelle zur richtungsvariablen Lasertemperiereinheit

Die Laserspotgröße innerhalb der Koppelstelle, nach dem Einkoppelspiegel (M_{EK}) (vgl. Abschnitt 6.2 - Abb. 45), kann auf Basis des Datenblattes vom Lasersystem [Syn19] sowie unter Zuhilfenahme der CAD-Daten mittels folgender Gleichung bestimmt werden [Bli13]:

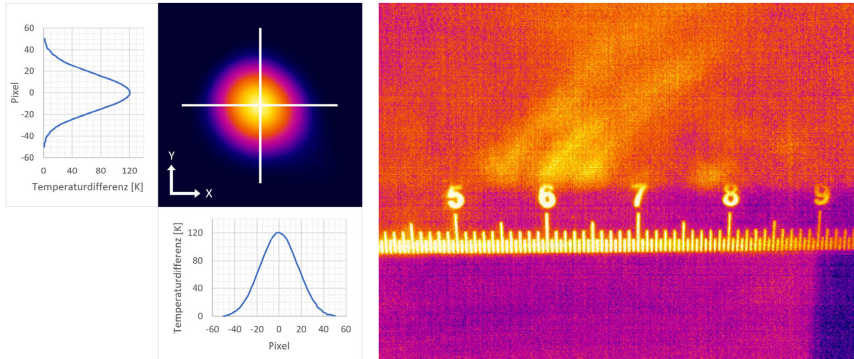
$$w_g = w_0 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{g \cdot \lambda}{\pi \cdot w_0^2}\right)^2} \quad (21)$$

w_g	Strahlradius im Abstand von g	λ	Wellenlänge
g	Abstand der Spotebene vom Resonator	w_0	Rohstrahlradius

Der rechnerisch ermittelte Rohstrahldurchmesser innerhalb der Koppelstelle beträgt folglich $2w_g = 7,1$ mm. Die Vergleichsmessung mittels Laserstrahldiagnostiksystem (*Prometec GmbH - Laserscope UFF100*) liefert, unter Berücksichtigung von [DIN11146-1], für $2w_g = 7,23$ mm. Damit ist die Forderung $d_r = 7,5 \pm 0,5$ mm (vgl. Abschnitt 5.3.2) erfüllt.

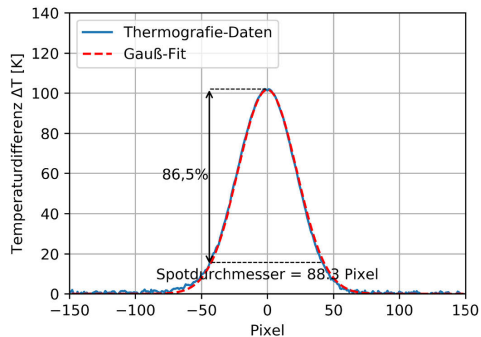
Ermittlung der Wirkzonengröße

Aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit zum Wechselwirkungsbereich zwischen Laserstrahl und Materialstrang ist eine alternative Messmethode zur Ermittlung der Wirkzonengröße erforderlich. Die tatsächliche Größe der Wirkzone resultiert aus der vom Materialstrang aufgenommenen Energie. Fällt der Laserstrahl auf einen absorbierenden Werkstoff, emittiert dieser gleichzeitig die aufgenommene Energie innerhalb eines gewissen Spektralbereichs. Mittels Thermografiekamera lässt sich diese Strahlung detektieren und auswerten, um die Wirkzone sichtbar zu machen. Als absorbierendes Medium findet eine PMMA-Platte Anwendung. Durch die Positionierung eines erwärmten Maßkörpers innerhalb des Messfeldes kann das mittels der Thermografiekamera aufgenommene Temperaturprofil maßlich quantifiziert werden (Anhang 4 - Abb. 4, rechts). Durch den Temperatureinfluss hervorgerufene Dehnungen des Maßkörpers sind vernachlässigbar, weshalb keine Kompensation erforderlich ist. Zur Validierung dieses Messprinzips erfolgt zunächst die erneute Bestimmung des Laserstrahldurchmessers innerhalb der Koppelstelle und entlang der globalen X- bzw. Y-Richtung (vgl. Anhang 4 - Abb. 4, links).



Anhang 4 - Abb. 4: Temperaturprofil innerhalb der Koppelstelle (links) und Referenzmaßstab (rechts)

Die Temperaturmessdaten lassen sich als Temperaturdifferenz (ΔT) zur Raumtemperatur ($T_{\text{Raum}} = 20\text{ °C}$) erfassen. Um den Einfluss von Wärmeleitung in der PMMA-Platte zu minimieren, wird das Temperaturprofil bereits nach einer Bestrahlungsdauer von $t = 0,5\text{ s}$ aufgenommen und als Gauß-Funktion beschrieben (Anhang 4 - Abb. 5).



Anhang 4 - Abb. 5: Aufgenommenes Temperaturprofil mit Gauß-Funktion und Bestimmung des Spot-Durchmessers nach der $1/e^2$ -Methode

Die räumliche Ausbildung des Profils ist dabei unabhängig vom Betrag der Temperaturdifferenz bzw. des Energieeintrags. Die tatsächliche Größe der Wirkzone wird anschließend unter Berücksichtigung der in der Lasertechnik gebräuchlichen $1/e^2$ -Methode (vgl. Abschnitt 2.3) entsprechend der Pixelgröße bestimmt (Anhang 4 - Abb. 5). Das Ergebnis liefert nach der thermografischen Messmethode $2w_g = 7,34 \pm 0,06\text{ mm}$ und ist somit vergleichbar mit den vorangegangenen Messungen.

Beim unidirektionalen Temperieren (vgl. Abschnitt 8.1) erfolgt die Einkopplung des Laserstrahls in den Bearbeitungsbereich unter einem Einfallswinkel von $\varphi = 60^\circ$, sodass die Wirkzone in Form einer ovalen Fläche entsteht. Unter Anwendung der beschriebenen Messmethode liefert das Ergebnis eine maximale Wirkzonengröße von 8,6 mm in Y-Richtung des oval abgebildeten Bereichs.

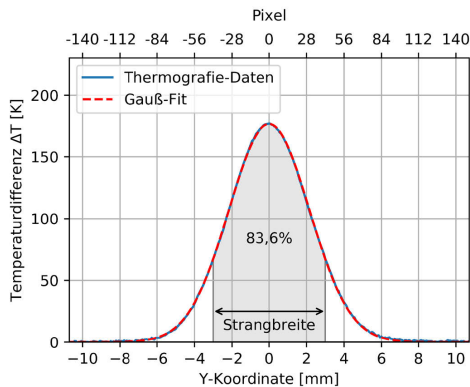
Einführung der Fluenz als unabhängige Größe

In der Laserstrahlmaterialbearbeitung ist die Flächenenergie durch folgende Formel beschrieben [Bli13]:

$$E = \frac{P_L}{v_s \cdot a_s} \quad (22)$$

E	Flächenenergie	v_s	Geschwindigkeit des Laserstrahls
P_L	Laserleistung	a_s	Spurabstand

Die gewählte Strangbreite $w = 6$ mm wird durch den Maschinenvorschub und Volumenstrom am Extruder definiert (vgl. Abschnitt 7.1). Der Vorschub legt dabei gleichzeitig die Dauer des Energieeintrages durch den Laserstrahl fest.



Anhang 4 - Abb. 6: Bestimmung der Wechselwirkungszone auf dem Extrudatstrang

Da die ermittelte Wirkzonengröße von 8,6 mm über die Strangbreite hinaus geht, reduziert sich der tatsächliche Wechselwirkungsbereich. Es erfolgt somit eine Nutzung von 83,6 % der Gesamtlaserleistung (Anhang 4 - Abb. 6). Die angepasste Gleichung zur Berechnung der Fluenz für dieses System lautet dann:

$$F_F = \frac{P_L \cdot 0,836}{v_f \cdot w} \quad (23)$$

F_F	Fluenz	v_f	Maschinenvorschub
P_L	Laserleistung	w	Strangbreite

und kann über die Größe Laserleistung (P_L) eindeutig, direkt gesteuert werden.

Liste der bisher erschienenen Bände, Stand 07.02.2024

Berichte aus dem Institut für Maschinenelemente und Konstruktion (IMK), 1990 – 2010

- Band 1 Institut für Maschinenelemente und Konstruktion der TU Ilmenau (Hrsg.):
Forschung und Lehre im Institut für Maschinenelemente und Konstruktion
(Institutsbericht). ISLE, Ilmenau 1999. ISBN 3-932633-37-7.
- Band 2 Spiller, Frank:
Möglichkeiten der rechentechnischen Umsetzung von Erkenntnissen aus der
Konstruktionssystematik unter Nutzung der Featuretechnologie (Dissertation TU
Ilmenau 1998). ISLE, Ilmenau 1998. ISBN 3-932633-20-2.
- Band 3 Leibl, Peter:
Entwicklung eines featureorientierten Hilfsmittels für die Konstruktion
kostengünstiger Produkte (Dissertation TU Ilmenau 1998). ISLE, Ilmenau 1998.
ISBN 3-00-003695-4.
- Band 4 Lutz, Steffen:
Kennlinie und Eigenfrequenzen von Schraubenfedern (Dissertation TU Ilmenau
2000). ISLE, Ilmenau 2000. ISBN 3-932633-47-4.
- Band 5 Kletzin, Ulf
Finite-Elemente-basiertes Entwurfssystem für Federn und Federanforderungen
(Dissertation TU Ilmenau 2000). ISLE, Ilmenau 2000. ISBN 3-932633-48-2.
- Band 6 Volz, Andreas K.:
Systemorientierter Karosserie-Konzeptentwurf am Beispiel der Crashsimulation
(Dissertation TU Ilmenau 1998). ISLE, Ilmenau 2000.
ISBN 3-932633-52-0.
- Band 7 Brix, Torsten:
Feature- und constraint-basierter Entwurf technischer Prinzipie (Dissertation TU
Ilmenau 2001). ISLE, Ilmenau 2001. ISBN 3-932633-67-9.
- Band 8 Rektor der TU Ilmenau und Institut für Maschinenelemente und Konstruktion der
TU Ilmenau (Hrsg.) in Zusammenarbeit mit Carl Zeiss Jena GmbH: .
Vom Arbeitsblatt zum virtuellen Prototyp – 50 Jahre Konstruktionssystematik
(Institutsbericht). ISLE, Ilmenau 2002. ISBN 3-932633-68-7.
- Band 9 Liebermann, Kersten:
Rechnergestütztes Entwurfs- und Optimierungssystem für Schraubendruckfedern
(Dissertation TU Ilmenau 2003). ISLE, Ilmenau 2003. ISBN 3-932633-74-1.
- Band 10 Meissner, Manfred; Denecke, Klaus:
Die Geschichte der Maschinenelemente als Fachgebiet und Institut an der
Technischen Universität Ilmenau von 1953 bis 2003 (Institutsbericht). ISLE,
Ilmenau 2003. ISBN 3-932633-82-2.
- Band 11 Geinitz, Veronika:
Genauigkeits- und auslastungsoptimierte Schraubendruckfedern (Dissertation TU
Ilmenau 2006). ISLE, Ilmenau 2006. ISBN 3-938843-11-X.
- Band 12 Institut für Maschinenelemente und Konstruktion (Hrsg.):
Festschrift zum Ehrenkolloquium anlässlich der Emeritierungen von Univ.-
Prof.Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Günter Höhne und Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Hans-
Jürgen Schorch (Institutsbericht). ISLE, Ilmenau 2005.
ISBN 3-932633-97-0.

- Band 13 Wittkopp, Tobias:
Mehrkörpersimulation von Schraubendruckfedern (Dissertation TU Ilmenau 2005). ISLE, Ilmenau 2005. ISBN 3-938843-07-1.
- Band 14 Frank, Stefan:
Justierdrehen – eine Technologie für Hochleistungsoptik (Dissertation TU Ilmenau 2007). ISLE, Ilmenau 2008. ISBN 978-3-938843-35-4.
- Band 15 Schilling, Thomas:
Augmented Reality in der Produktentstehung (Dissertation TU Ilmenau 2008). ISLE, Ilmenau 2008. ISBN 978-3-938843-42-0.
- Band 16 Lotz, Markus:
Konstruktion von Messspiegeln hochgenauer Mess- und Positioniermaschinen (Dissertation TU Ilmenau 2009). ISLE, Ilmenau 2009. ISBN 978-3-938843-46-8.
- Band 17 Hackel, Tobias:
Grundlegende Untersuchungen zu vertikalen Positioniersystemen für Nanopräzisionsmaschinen (Dissertation TU Ilmenau 2010). Monsenstein & Vannerdat, Münster 2010. ISBN 978-3-86991-111-3.
- Band 18 Frank, Thomas:
Konzeption und konstruktive Gestaltung der Messkreise von Nanomessmaschinen (Dissertation TU Ilmenau 2010). Monsenstein & Vannerdat, Münster 2010. ISBN 978-3-86991-194-6.

Berichte aus dem Institut für Maschinen- und Gerätekonstruktion (IMGK), 2010 – ...

- Band 19 Sondermann, Mario:
Mechanische Verbindungen zum Aufbau optischer Hochleistungssysteme (Dissertation TU Ilmenau 2010). Universitätsverlag, Ilmenau 2011. ISBN 978-3-939473-94-7. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2010000489.
- Band 20 Husung, Stephan:
Simulation akustischer Produkteigenschaften unter Nutzung von Virtual Reality während der Produktentwicklung (Dissertation TU Ilmenau 2011). Universitätsverlag, Ilmenau 2012. ISBN 978-3-86360-026-6. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2011000510.
- Band 21 Dobermann, Dirk:
Stabilisierung der Bildlage abbildender optischer Systeme (Dissertation TU Ilmenau 2012). Universitätsverlag, Ilmenau 2013. ISBN 978-3-86360-056-3. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2012000409.
- Band 22 Taubmann, Peter:
Analyse der Ventildfederbewegung als Beitrag zur Beeinflussung der Verschleißursachen an den Auflageflächen (Dissertation TU Ilmenau 2013). Universitätsverlag, Ilmenau 2013. ISBN 978-3-86360-059-4. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2013000043.
- Band 23 Erbe, Torsten:
Beitrag zur systematischen Akteur- und Akteurprinzipauswahl im Entwicklungsprozess (Dissertation TU Ilmenau 2013). Universitätsverlag, Ilmenau 2013. ISBN 978-3-86360-060-0. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2013000129.

- Band 24 Ginani, Luciano Selva:
Optical Scanning Sensor System with Submicron Resolution (Dissertation TU Ilmenau 2013). Universitätsverlag, Ilmenau 2013. ISBN 978-3-86360-068-6.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2013000337.
- Band 25 Heidler, Nils:
Untersuchungen zylindrischer Gasführungselemente für Hochvakuumanwendungen (Dissertation TU Ilmenau 2015). Universitätsverlag, Ilmenau 2016. ISBN 978-3-86360-130-0.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2015000598.
- Band 26 Reich, René:
Möglichkeiten und Grenzen bei der Auslegung von Schraubendruckfedern auf Basis von Umlaufbiegeprüfungen (Dissertation TU Ilmenau 2016).
Universitätsverlag, Ilmenau 2016. ISBN 978-3-86360-139-3.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2016000247.
- Band 27 Resch, Jens:
Kontextorientierte Entwicklung und Absicherung von festen Verbindungen im Produktentstehungsprozess der Automobilindustrie (Dissertation TU Ilmenau 2016). Universitätsverlag, Ilmenau 2016. ISBN 978-3-86360-143-0.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2016000373.
- Band 28 Scheibe, Hannes:
Aktiv-adaptive Polierwerkzeuge zur Herstellung rotationssymmetrischer Asphären (Dissertation TU Ilmenau 2016). Universitätsverlag, Ilmenau 2017. ISBN 978-3-86360-147-8. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2016000551.
- Band 29 Reefing, Michael:
Softwarewerkzeuge für den phasen- und domänenübergreifenden Entwurf (Dissertation TU Ilmenau 2016). Universitätsverlag, Ilmenau 2017. ISBN 978-3-86360-169-0. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2016000892.
- Band 30 Lux, Rüdiger:
Wärmebehandlung von SiCr-legiertem, ölschlussvergütetem Federstahldraht (Dissertation TU Ilmenau 2018). Universitätsverlag, Ilmenau 2018. ISBN 978-3-86360-185-0. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2018000210.
- Band 31 Thomisch, Marco:
Methodik zur Bestimmung optimaler Parameter beim Drahtumformen (Dissertation TU Ilmenau 2018). Universitätsverlag, Ilmenau 2018. ISBN 978-3-86360-187-4. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2018000300.
- Band 32 Wohlfahrt, Fabian:
Kraftgesteuerte Messzelle für Dilatometeranwendungen (Dissertation TU Ilmenau 2018). Universitätsverlag, Ilmenau 2019. ISBN 978-3-86360-193-5.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2018000443.
- Band 33 John, Kerstin:
Untersuchung von Umlenkelementen zur Anwendung in der interferometrischen Längenmesstechnik (Dissertation TU Ilmenau 2018). Universitätsverlag, Ilmenau 2019. ISBN 978-3-86360-197-3.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2018000555.
- Band 34 Mack, Benjamin:
Untersuchungen zum Schadensmechanismus Torsionsschwingbruch durch Kontakt Ermüdung an Schraubendruckfedern (Dissertation TU Ilmenau 2018). Universitätsverlag, Ilmenau 2019. ISBN 978-3-86360-198-0.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2018000564.

- Band 35 Hesse, Miriam:
Untersuchung der Absicherung von Montageprozessen am Beispiel von Produktionsanläufen in der Automobilindustrie (Dissertation TU Ilmenau 2019).
Universitätsverlag, Ilmenau 2020. ISBN 978-3-86360-221-5.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2019000681.
- Band 36 Scheler, Marcel:
Auswahl robuster Wirkprinzipien auf Basis einer Erweiterung des CPM/PDDAnsatzes (Dissertation TU Ilmenau 2020). Universitätsverlag, Ilmenau
2020. ISBN 978-3-86360-225-3.
DOI 10.22032/dbt.45602. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2020000270.
- Band 37 Schienbein, Ralf:
Grundlegende Untersuchungen zum konstruktiven Aufbau von Fünffachs-
Nanopositionier- und Nanomessmaschinen (Dissertation TU Ilmenau 2020).
Universitätsverlag, Ilmenau 2020. ISBN 978-3-86360-229-1.
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2020000376.
- Band 38 Mahboob, Atif:
Modelling and Use of SysML Behaviour Models for Achieving Dynamic Use
Cases of Technical Products in Different VR-Systems (Dissertation TU Ilmenau
2020). Universitätsverlag, Ilmenau 2021. ISBN 978-3-86360-234-5.
DOI 10.22032/dbt.47179. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2020000595.
- Band 39 Weber, Christian:
Weimar – a Personal Tribute. Universitätsverlag, Ilmenau 2023.
DOI 10.22032/dbt.58077. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2023100040.
- Band 40 Hahm, Christoph:
Direkt abgeformte Betonbauteile für Präzisionsanwendungen im Maschinen- und
Gerätebau. Universitätsverlag, Ilmenau 2023.
DOI 10.22032/dbt.59146. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2023000307.
- Band 41 Darnieder, Maximilian:
Design and adjustment of weighing cells for vacuum mass comparators.
Universitätsverlag, Ilmenau 2024.
DOI 10.22032/dbt.59666. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2024000040.
- Band 42 Layher, Michel:
Maschinen- und Verfahrensentwicklung zum laserunterstützten, großvolumigen
Schmelzschichten. Universitätsverlag, Ilmenau 2024.
DOI 10.22032/dbt.59543. URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2024000021.

Michel Layher: Maschinen- und Verfahrensentwicklung zum laserunterstützten, großvolumigen Schmelzschichten

Im Gegensatz zu dem weit verbreiteten, additiven Fertigungsverfahren unter Verwendung von Filamenten (Fused Filament Fabrication) adressieren die Untersuchungen das Schmelzschichten von großvolumigen Bauteilen auf Basis von Granulat. Dabei können deutlich größere Düsendurchmesser angewendet sowie höhere Materialaustragsraten von 1-5 kg/h erzielt werden. Um bauteilcharakteristische Schwachstellen im lateralen und vertikalen Strangverbund zu reduzieren, wird das Verfahren mit einem Laserprozess kombiniert. Voraussetzung für die Verfahrensentwicklung bildet dabei ein Maschinenaufbau, dessen Entwicklungsschwerpunkt ein innovatives Laserstrahlableitungs- und -aufbauelement bildet. Mit diesem gelingt es die Laserstrahlung richtungsvariabel, also in Abhängigkeit der Extrusionsrichtung, einzukoppeln und den Kunststoff lokal aufzuschmelzen. Die Untersuchungen an den Materialien PMMA und SAN zeigen eine deutliche Reduzierung innenliegender Hohlräume sowie eine Steigerung der Biegefestigkeit um bis zu 760 %.

