

In-Situ Konsolidierung von PEEK auf UD-Lamine im Schmelzschichtverfahren

Simon Hümbert

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
Institut für Bauweisen und Strukturtechnologie
Stuttgart



DLR

Deutsches Zentrum
für Luft- und Raumfahrt

Forschungsbericht 2025-39

In-Situ Konsolidierung von PEEK auf UD-Lamine im Schmelzschichtverfahren

Simon Hümbert

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
Institut Bauweisen und Strukturtechnologie
Stuttgart

D 93 (Dissertation der Universität Stuttgart)

211 Seiten
100 Bilder
32 Tabellen
212 Literaturstellen



Herausgeber:

Deutsches Zentrum
für Luft- und Raumfahrt e. V.
Wissenschaftliche Information
Linder Höhe
D-51147 Köln

ISSN 1434-8454
ISRN DLR-FB-2025-39
Erscheinungsjahr 2025
DOI: [10.57676/cve9-d450](https://doi.org/10.57676/cve9-d450)

D 93 (Dissertation der Universität Stuttgart)

Erklärung des Herausgebers

Dieses Werk – ausgenommen anderweitig gekennzeichnete Teile – ist lizenziert unter den Bedingungen der Creative Commons Lizenz vom Typ Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0), abrufbar über <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/legalcode>

Lizenz



Creative Commons Attribution 4.0 International

Additive Fertigung, FDM, FGF, PEEK, Überdrucken, in-situ Konsolidierung, AFP, Thermoplaste, Automatisierung, Diffusionsheilung, Prozessmodellierung, Industrieroboter, Prozessoptimierung

Simon HÜMBERT

DLR, Institut für Bauweisen und Strukturtechnologie, Stuttgart

In-Situ Konsolidierung von PEEK auf UD-Laminat im Schmelzschichtverfahren
Universität Stuttgart

Die additive Fertigung von Hochleistungs-Thermoplasten wie PEEK (Polyetheretherketon) durch Materialeextrusion hat in den vergangenen Jahren stark an Bedeutung gewonnen. Die maximalen Abmaße der gedruckten Bauteile sowie die entstehenden Materialeigenschaften sind mit dem aktuellen Stand der Anlagentechnik aber noch stark limitiert. Ein neuer Ansatz, um die Flexibilität des 3D-Druck dennoch für Primärstrukturen in der Luft- und Raumfahrt nutzbar zu machen, ist die Herstellung von Hybridstrukturen durch das Überdrucken von endlosfaserverstärkten, thermoplastischen Laminaten. Beim Überdrucken soll die Fügung zwischen 3D-Druck und Laminat in-situ beim Drucken hergestellt werden. Dadurch ist es möglich, komplexe, leistungsfähige und funktionale Strukturen effizient herzustellen.

Der Prozess des Überdruckens befindet sich aktuell allerdings noch in der Anfangsphase. Insbesondere für Hochtemperatur-Thermoplaste wie PEEK liegen noch keine belastbaren Untersuchungen zu dem Verbund zwischen 3D-Druck und Laminat oder der Prozessführung beim Überdrucken vor. Um den Prozess aber für ein breites Anwendungsfeld nutzbar zu machen, ist es notwendig, die Mechanismen zu verstehen, vorhersagen zu können und den Prozess auf großen und komplexen Strukturen umsetzen zu können.

Ziel dieser Arbeit ist es, erstmalig einen großvolumigen Druckprozess zum Überdrucken von beliebig gekrümmten PEEK Laminaten zu entwickeln. Dazu wird zunächst der Schichtverbund zwischen 3D-Druck und Laminat systematisch untersucht, um die wichtigsten Bindungsmechanismen und Prozesseinflüsse zu identifizieren. Die Untersuchung teilt sich in eine experimentelle Charakterisierung des Schichtverbunds sowie in eine Modellierung und simulative Vorhersage. Die entwickelte Methodik und die gesammelten Erkenntnisse werden anschließend genutzt, um Anforderungen an die Skalierung des Prozesses abzuleiten. Zur Erfüllung dieser Anforderungen werden technische Lösungen für einen Roboter-gestützten Prozess entwickelt und erprobt.

In der experimentellen Charakterisierung werden die komplexen Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und Schichtverbund mithilfe von statistischer Versuchsplanung untersucht. Dazu wird zunächst ein Screening der Prozessparameter durchgeführt, um die wichtigsten Einflussgrößen zu ermitteln. In einem zweiten Schritt werden diese Einflussgrößen genauer analysiert. Die Versuche zeigen, dass die Grenzschichttemperatur ein entscheidender Faktor für die Fügung ist und dass die Fügung primär auf einer thermischen Reaktion beruht. Dabei werden Festigkeiten bis zu 40 MPa erreicht. Die Ergebnisse zeigen allerdings auch, dass die Benetzung des Laminats ein entscheidender Faktor ist, wodurch hohe Anforderungen an die Genauigkeit des Prozesses gestellt werden. Ein statistischer Nachweis über die Bindungsmechanismen kann allerdings nicht geführt werden, da die Ergebnisse mit einer hohen Streuung versehen sind.

Um diese Lücken zu schließen, wird eine simulative Modellierung des Schichtverbunds durchgeführt. Dabei wird der Temperaturverlauf der Grenzschicht zwischen Druck und Laminat durch ein FEM (Finite-Elemente-Methode) Modell berechnet. Mit diesem Temperaturverlauf wird die Diffusionsheilung der Grenzschicht vorhergesagt. Die Ergebnisse zeigen, dass eine mangelnde Benetzung vor allem die Diffusion hemmt. Unter Berücksichtigung der Benetzung kann die Festigkeit erfolgreich vorhergesagt werden.

Für die abschließende Skalierung des Prozesses werden mithilfe der Versuchs- und Simulationsmethodik Anforderungen für den Roboter-gestützten Prozess formuliert. Die wichtigsten Anforderungen sind eine Vorheiztemperatur des Substrats von mindestens 200 °C und eine Kontrolle der Toleranzkette des gesamten Prozesses. Für das Vorheizen des Substrats wird eine mitgeführte Heizung entwickelt. Diese Heizung kann die mechanischen Eigenschaften von gedrucktem PEEK effektiv steigern. Beim Vorheizen ergibt sich ein Zielkonflikt zwischen Vorheiztemperatur und Bewegungsfreiheit des Roboters, wodurch die Anforderung nur mit

Einschränkungen erfüllt werden kann. Zur Kontrolle der Toleranzkette wird eine Prozessführung vorgeschlagen, die auf der Realgeometrie des Laminats basiert und eventuelle Abweichungen des Laminats kompensiert. Damit können die Anforderungen an die Genauigkeit erfolgreich eingehalten werden.

Zusammengefasst konnte erstmals ein Prozess zum Überdrucken von Laminaten aus Hochleistungs-Thermoplasten vorgestellt werden, der das Überdrucken von beliebig großen und beliebig gekrümmten Laminaten ermöglicht. Dazu wurden die wissenschaftlichen Grundlagen des Schichtverbunds zwischen 3D-Druck und Laminat in einer systematischen Studie erarbeitet. Damit bildet die Arbeit die Grundlage für eine künftige Reifmachung und Industrialisierung des Prozesses.

Additive manufacturing, FDM, FGF, PEEK, overprinting, in-situ consolidation, AFP, thermoplastics, automation, diffusion healing, process modelling, industrial robots, process optimisation

(Published in German)

Simon HÜMBERT

German Aerospace Center (DLR), Institute of Structures and Design, Stuttgart

In-situ consolidation of PEEK on UD laminates using fused layer fabrication

University Stuttgart

The additive manufacturing of high-performance thermoplastics such as PEEK (polyether ether ketone) by material extrusion has become increasingly important in recent years. However, the maximum dimensions of the printed components and the resulting material properties are still very limited with the current state of system technology. A new approach to harnessing the flexibility of 3D printing for primary structures in the aerospace industry is the production of hybrid structures by overprinting continuous fibre-reinforced thermoplastic laminates. In overprinting, the bonding between the 3D print and the laminate is produced in-situ during printing. This makes it possible to efficiently produce complex, high-performance and functional structures.

However, the process of overprinting is currently still in the early stages. For high-temperature thermoplastics such as PEEK in particular, there are still no reliable studies on the bond between 3D printing and laminate or the process control during overprinting. However, in order to make the process usable for a wide range of applications, it is necessary to understand and predict the mechanisms and to be able to implement the process on large and complex structures.

The aim of this work is to develop the first large-volume printing process for overprinting arbitrarily curved PEEK laminates. To this end, the layer bonding between 3D print and laminate is first systematically analysed in order to identify the most important bonding mechanisms and process influences. The investigation is divided into an experimental characterisation of the layer bond and a modelling and simulative prediction. The methodology developed and the knowledge gained are then used to derive requirements for scaling up the process. To fulfil these requirements, technical solutions for a robot-supported process are developed and tested.

In the experimental characterisation, the complex relationships between process parameters and layer composite are investigated using design of experiment. To this end, the process parameters are first screened to determine the most important influencing variables. In a second step, these influencing variables are analysed in more detail. The tests show that the interface temperature is a decisive factor for the bonding and that the bonding is primarily based on a thermal reaction. Strengths of up to 40-MPa are achieved. However, the results also show that the wetting of the laminate is a decisive factor, which places high demands on the accuracy of the process. However, it is not possible to provide statistical proof of the bonding mechanisms, as the results are highly scattered.

In order to close these gaps, a simulative modelling of the layer composite is carried out. The temperature profile of the interface layer between the print and laminate is calculated using an FEM (finite element method) model. This temperature curve is used to predict the diffusion healing of the interface layer. The results show that a lack of wetting primarily inhibits diffusion. Taking wetting into account, the strength can be successfully predicted.

For the final scaling of the process, requirements for the robot-supported process are formulated using the test and simulation methodology. The most important requirements are a substrate preheating temperature of at least 200-°C and control of the tolerance chain of the entire process. A local heater is developed for preheating the substrate. This heater can effectively increase the mechanical properties of printed PEEK. During preheating, there is a conflict between the preheating temperature and the robot's freedom of movement, which means that the requirement can only be met with restrictions. To control the tolerance chain, a process control is proposed that is based on the real geometry of the laminate and compensates for any deviations in the laminate. This allows the accuracy requirements to be successfully met.

To summarise, a process for overprinting laminates made of high-performance thermoplastics was presented for the first time, which enables the overprinting of laminates of any size and any

curvature. To this end, the scientific principles of the layer bonding between 3D printing and laminate were developed in a systematic study. The work thus forms the basis for the future maturation and industrialisation of the process.

In-situ Konsolidierung von PEEK auf UD-Lamine im Schmelzschichtverfahren

Von der Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik und Geodäsie
der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktors der Ingenieurwissenschaften
(Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
Simon Hümbert
geboren in
Saarlouis

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Heinz Voggenreiter
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Michael Kupke
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Stephan Staudacher
Tag der Prüfung: 23.10.2025

Institut für Flugzeugbau
Universität Stuttgart
2025

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	viii
Kurzzusammenfassung	xi
Abstract	xiii
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Zielsetzung und Vorgehen	4
2 Stand der Technik	5
2.1 Additive Fertigung durch Materialextrusion von Thermoplasten	5
2.1.1 Prozessführung- und Parameter	5
2.1.2 Einfluss der Prozessparameter auf die Bauteileigenschaften	9
2.1.3 Einfluss von Nachbehandlungen auf den Schichtverbund	17
2.2 Modellierung des FFF-Prozesses	18
2.2.1 Simulation des Materialaustrags	18
2.2.2 Simulation der Abkühlkurven	18
2.2.3 Simulation des Schichtverbunds	20
2.2.4 Berechnung der Bauteileigenschaften	29
2.3 Überdrucken von thermoplastischen Laminaten	31
2.3.1 Druckprozess	31
2.3.2 Heizkonzepte	34
2.3.3 Bahnplanung	35
2.4 Stoffschlüssige Fügeverfahren für Thermoplaste	36
2.4.1 Hinterspritzen	37
2.4.2 Thermisches Fügen von Thermoplasten	38
2.5 Schlussfolgerung und Ableitung der Forschungslücke	38
2.6 Präzisierung der Aufgabenstellung und Struktur der Arbeit	39
3 Anlagen und Materialien	43
3.1 Fertigungsanlagen	43
3.1.1 FFF-Anlage für die Parameterstudien	43
3.1.2 FGF-Anlage für das Upscaling	43
3.2 Materialien	45

4 Experimentelle Charakterisierung des Überdrucks	47
4.1 Materialcharakterisierung	49
4.1.1 Methodik und Versuchsdurchführung	49
4.1.2 Ergebnisse und Diskussion	50
4.2 Bestimmung des Prozessfensters	53
4.2.1 Methodik und Versuchsdurchführung	53
4.2.2 Ergebnisse und Diskussion	55
4.3 Experimentelle Charakterisierung des Schichtverbunds	58
4.3.1 Statistische Modellierung mittels Response Surface Methodology	58
4.3.2 Versuchsplanung	60
4.3.3 Versuchsdurchführung	62
4.3.4 Ergebnisse und Diskussion	64
4.4 Schlussfolgerung der Experimentellen Charakterisierung	74
5 Simulative Vorhersage des Schichtverbunds	77
5.1 Methodik der Simulation	77
5.1.1 Thermalanalyse	78
5.1.2 Diffusionsrechnung	84
5.2 Ergebnisse und Diskussion	89
5.3 Schlussfolgerung der Simulation	98
6 Skalierung des Prozesses	101
6.1 Ableitung der Prozessanforderungen	101
6.1.1 Grenzsichttemperatur	102
6.1.2 Schichthöhenabweichungen	104
6.2 Thermalmanagement	104
6.2.1 Methodik der Konzeptentwicklung	105
6.2.2 Ergebnisse und Diskussion	109
6.3 Prozessführung	114
6.3.1 Versuchsplanung	115
6.3.2 Ergebnisse und Diskussion	118
6.4 Schlussfolgerung der Skalierung des Prozesses	123
6.5 Demonstrator	124
7 Zusammenfassung, Schlussfolgerung und Ausblick	127
Anhang A Auswahl des Prüfverfahrens	133
Anhang B Screening der Richtungsabhängigkeit beim Überdrucken	137
Anhang C Versuchsplanung Experimentelle Charakterisierung	141
Anhang D Zugversuche PEEK-CF	147

Anhang E	Netz- und Zeitschrittstudie Thermalanalyse	149
Anhang F	Versuchsplanung Simulation	155
Anhang G	Upscaling	159
Anhang H	Strömungssimulation des Druckluftherhitzers	163
	Literaturverzeichnis	167

Abkürzungsverzeichnis

Bezeichnung	Beschreibung
ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol.
AFP	Automated Fibre Placement.
ANOVA	Varianzanalyse (engl. Analysis of Variance).
APDL	Ansys Parametric Design Language.
BAAM	Big Area Additive Manufacturing System.
CAD	Computer-Aided Design.
CCD	Central-Composite-Design.
CF	Kohlenstofffaser.
CFD	Computational Fluid Dynamics.
CLFFF	Curved Layer Fused Filament Fabrication.
CNC	Computerized Numerical Control.
CNT	Carbon-Nano-Tubes.
DCB	Double Cantilever Beam.
DIN	Deutsches Institut für Normung.
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt.
DoE	Design of Experiment.
DSC	Differential Scanning Calorimetry.
ESA	European Space Agency.
FDM	Fused Deposition Modeling.
FEM	Finite-Elemente-Methode.
FFF	Schmelzschichtverfahren (engl. Fused Filament Fabrication).
FGF	Fused Granular Fabrication.
GNP	Graphen-Nanoplättchen.
HIPS	High Impact Polystyrene.

Bezeichnung	Beschreibung
LFA	Laser Flash Analysis.
Ma%	Massenprozent.
MTLH	Multi-Tape Laying Head.
PA12	Polyamid 12.
PA6	Polyamid 6.
PAEK	Polyaryletherketon.
PC	Polycarbonat.
PEEK	Polyetheretherketon.
PEI	Polyetherimide.
PEKK	Polyetherketonketon.
PLA	Polylactide.
PMMA	Polymethylmethacrylat.
PP	Polypropylen.
PPS	Polyphenylensulfid.
PS	Polystyrol.
PSU	Polysulfon.
REM	Rasterelektronenmikroskop.
RSM	Response Surface Methodology.
SAN	Styrol-Acrylnitril-Copolymer.
STL	Surface Tessellation Language.
TPU	Thermoplastisches Polyurethan.
UD	Unidirektional.
WLF	Williams-Landel-Ferry-Gleichung.

Symbolverzeichnis

Bezeichnung	Beschreibung
A	Konstante der Arrhenius-Gleichung.
D	Diffusionskoeffizient zur Beschreibung der Grenzschichtheilung.
D_{max}	Diffusion bei vollständiger Heilung.
D_{pre}	Selbstdiffusion nach Coogan und Kazmer.
E_A	Aktivierungsenergie der Arrhenius-Gleichung.
G'	Speichermodul.
G''	Verlustmodul.
G_N^0	Plateaumodul.
K	Konstante der Diffusionsfunktion nach Wool und O'Connor.
K_{ref}	Konstante der Diffusionsfunktion nach Wool und O'Connor bei einer Referenztemperatur T_{ref} .
L	Charakteristische Länge.
MW	Molare Masse.
MW_c	Kritische molare Masse zur Verschränkung von Molekülketten.
N_A	Avogadro Konstante.
Nu	Nußelt-Zahl.
Pr	Prandtl-Zahl.
R	universelle Gaskonstante.
R^2	Bestimmtheitsmaß.
R_p^2	Bestimmtheitsmaß.
Re	Reynolds-Zahl.
T	Temperatur.
T_c	Kristallisationstemperatur.
T_g	Glasübergangstemperatur.
T_m	Schmelztemperatur.
T_{exp}	Experimentell ermittelte Temperatur.
T_{ref}	Referenztemperatur der WLF-Gleichung.
α	Konvektionskoeffizient.
β	Vektor der Modellkonstanten.
χ	Gegenseitige Durchdringungstiefe.
χ_∞	Gegenseitige Durchdringungstiefe im Gleichgewichtszustand.
ϵ	Experimenteller Fehler.

Bezeichnung	Beschreibung
η	Viskosität.
η_0	Nullscherviskosität.
λ	Wärmeleitfähigkeit.
ν	Kinematische Viskosität.
$\phi(t)$	Verteilungsfunktion für die Benetzung.
$\psi(t)$	Initiierungsfunktion für die Diffusion.
ρ	Dichte.
σ	Festigkeit.
σ_0	Festigkeit durch reine Benetzung.
σ_∞	Festigkeit des Vollmaterials.
σ_{abs}	Festigkeit von ABS.
σ_{exp}	Experimentell ermittelte Festigkeit.
a	Temperaturleitfähigkeit.
a_T	Verschiebungsfunktion der WLF-Gleichung.
b_{ist}	Tatsächliche Kontaktbreite des abgelegten Materialstrangs.
b_{soll}	Eingestellte Kontaktbreite des abgelegten Materialstrangs.
c_p	Kritische spezifische Wärmekapazität.
c_{walls}	Anlauffaktor.
$c_{wetting}$	Benetzungsfaktor.
h_{ist}	Tatsächliche Höhe des abgelegten Materialstrangs.
h_{soll}	Eingestellte Höhe des abgelegten Materialstrangs.
k_b	Bolzmannkonstante.
p	Überschreitungswahrscheinlichkeit.
r	Korrelationskoeffizient nach Pearson.
t_c	Zeitpunkt des Unterschreitens der Kristallinitätstemperatur.
t_d	Zeitpunkt des Materialaustrags beim Überdrucken.
t_∞	Zeit bis zum Erreichen des Gleichgewichtszustand der gegenseitigen Durchdringungstiefe.
t_{ref}	Referenzzeit der WLF-Gleichung.
t_w	Zeit bis zum Erreichen der Festigkeit des Vollmaterials σ_∞ .
x	Eingangsgröße.
y	Ausgangsgröße.

Kurzzusammenfassung

Die additive Fertigung von Hochleistungs-Thermoplasten wie PEEK (Polyetheretherketon) durch Materialextrusion hat in den vergangenen Jahren stark an Bedeutung gewonnen. Die maximalen Abmaße der gedruckten Bauteile sowie die entstehenden Materialeigenschaften sind mit dem aktuellen Stand der Anlagentechnik aber noch stark limitiert. Ein neuer Ansatz, um die Flexibilität des 3D-Druck dennoch für Primärstrukturen in der Luft- und Raumfahrt nutzbar zu machen, ist die Herstellung von Hybridstrukturen durch das Überdrucken von endlosfaserverstärkten, thermoplastischen Laminaten. Beim Überdrucken soll die Fügung zwischen 3D-Druck und Laminat in-situ beim Drucken hergestellt werden. Dadurch ist es möglich, komplexe, leistungsfähige und funktionale Strukturen effizient herzustellen.

Der Prozess des Überdruckens befindet sich aktuell allerdings noch in der Anfangsphase. Insbesondere für Hochtemperatur-Thermoplaste wie PEEK liegen noch keine belastbaren Untersuchungen zu dem Verbund zwischen 3D-Druck und Laminat oder der Prozessführung beim Überdrucken vor. Um den Prozess aber für ein breites Anwendungsfeld nutzbar zu machen, ist es notwendig, die Mechanismen zu verstehen, vorhersagen zu können und den Prozess auf großen und komplexen Strukturen umsetzen zu können.

Ziel dieser Arbeit ist es, erstmalig einen großvolumigen Druckprozess zum Überdrucken von beliebig gekrümmten PEEK Laminaten zu entwickeln. Dazu wird zunächst der Schichtverbund zwischen 3D-Druck und Laminat systematisch untersucht, um die wichtigsten Bindungsmechanismen und Prozesseinflüsse zu identifizieren. Die Untersuchung teilt sich in eine experimentelle Charakterisierung des Schichtverbunds sowie in eine Modellierung und simulative Vorhersage. Die entwickelte Methodik und die gesammelten Erkenntnisse werden anschließend genutzt, um Anforderungen an die Skalierung des Prozesses abzuleiten. Zur Erfüllung dieser Anforderungen werden technische Lösungen für einen Roboter-gestützten Prozess entwickelt und erprobt.

In der experimentellen Charakterisierung werden die komplexen Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und Schichtverbund mithilfe von statistischer Versuchsplanung untersucht. Dazu wird zunächst ein Screening der Prozessparameter durchgeführt, um die wichtigsten Einflussgrößen zu ermitteln. In einem zweiten Schritt werden diese Einflussgrößen genauer analysiert. Die Versuche zeigen, dass die Grenzschnitttemperatur ein entscheidender Faktor für die Fügung ist und dass die Fügung primär auf einer thermischen Reaktion beruht. Dabei werden Festigkeiten bis zu 40 MPa erreicht. Die Ergebnisse zeigen allerdings auch, dass die Benetzung des Laminats ein entscheidender Faktor ist, wodurch hohe Anforderungen an die Genauigkeit des Prozesses gestellt werden. Ein statistischer Nachweis über die Bindungsmechanismen kann allerdings nicht geführt werden, da die Ergebnisse mit einer hohen Streuung versehen sind.

Um diese Lücken zu schließen, wird eine simulative Modellierung des Schichtverbunds durchgeführt. Dabei wird der Temperaturverlauf der Grenzschnitt zwischen Druck und Laminat

durch ein FEM (Finite-Elemente-Methode) Modell berechnet. Mit diesem Temperaturverlauf wird die Diffusionsheilung der Grenzschicht vorhergesagt. Die Ergebnisse zeigen, dass eine mangelnde Benetzung vor allem die Diffusion hemmt. Unter Berücksichtigung der Benetzung kann die Festigkeit erfolgreich vorhergesagt werden.

Für die abschließende Skalierung des Prozesses werden mithilfe der Versuchs- und Simulationsmethodik Anforderungen für den Roboter-gestützten Prozess formuliert. Die wichtigsten Anforderungen sind eine Vorheiztemperatur des Substrats von mindestens 200 °C und eine Kontrolle der Toleranzkette des gesamten Prozesses. Für das Vorheizen des Substrats wird eine mitgeführte Heizung entwickelt. Diese Heizung kann die mechanischen Eigenschaften von gedrucktem PEEK effektiv steigern. Beim Vorheizen ergibt sich ein Zielkonflikt zwischen Vorheiztemperatur und Bewegungsfreiheit des Roboters, wodurch die Anforderung nur mit Einschränkungen erfüllt werden kann. Zur Kontrolle der Toleranzkette wird eine Prozessführung vorgeschlagen, die auf der Realgeometrie des Laminats basiert und eventuelle Abweichungen des Laminats kompensiert. Damit können die Anforderungen an die Genauigkeit erfolgreich eingehalten werden.

Zusammengefasst konnte erstmals ein Prozess zum Überdrucken von Laminaten aus Hochleistungs-Thermoplasten vorgestellt werden, der das Überdrucken von beliebig großen und beliebig gekrümmten Laminaten ermöglicht. Dazu wurden die wissenschaftlichen Grundlagen des Schichtverbunds zwischen 3D-Druck und Laminat in einer systematischen Studie erarbeitet. Damit bildet die Arbeit die Grundlage für eine künftige Reifmachung und Industrialisierung des Prozesses.

Abstract

The additive manufacturing of high-performance thermoplastics such as PEEK (polyether ether ketone) by material extrusion has become increasingly important in recent years. However, the maximum dimensions of the printed components and the resulting material properties are still very limited with the current state of system technology. A new approach to harnessing the flexibility of 3D printing for primary structures in the aerospace industry is the production of hybrid structures by overprinting continuous fibre-reinforced thermoplastic laminates. In overprinting, the bonding between the 3D print and the laminate is produced in-situ during printing. This makes it possible to efficiently produce complex, high-performance and functional structures.

However, the process of overprinting is currently still in the early stages. For high-temperature thermoplastics such as PEEK in particular, there are still no reliable studies on the bond between 3D printing and laminate or the process control during overprinting. However, in order to make the process usable for a wide range of applications, it is necessary to understand and predict the mechanisms and to be able to implement the process on large and complex structures.

The aim of this work is to develop the first large-volume printing process for overprinting arbitrarily curved PEEK laminates. To this end, the layer bonding between 3D print and laminate is first systematically analysed in order to identify the most important bonding mechanisms and process influences. The investigation is divided into an experimental characterisation of the layer bond and a modelling and simulative prediction. The methodology developed and the knowledge gained are then used to derive requirements for scaling up the process. To fulfil these requirements, technical solutions for a robot-supported process are developed and tested.

In the experimental characterisation, the complex relationships between process parameters and layer composite are investigated using design of experiment. To this end, the process parameters are first screened to determine the most important influencing variables. In a second step, these influencing variables are analysed in more detail. The tests show that the interface temperature is a decisive factor for the bonding and that the bonding is primarily based on a thermal reaction. Strengths of up to 40 MPa are achieved. However, the results also show that the wetting of the laminate is a decisive factor, which places high demands on the accuracy of the process. However, it is not possible to provide statistical proof of the bonding mechanisms, as the results are highly scattered.

In order to close these gaps, a simulative modelling of the layer composite is carried out. The temperature profile of the interface layer between the print and laminate is calculated using an FEM (finite element method) model. This temperature curve is used to predict the diffusion healing of the interface layer. The results show that a lack of wetting primarily inhibits diffusion. Taking wetting into account, the strength can be successfully predicted.

For the final scaling of the process, requirements for the robot-supported process are formulated using the test and simulation methodology. The most important requirements are a substrate preheating temperature of at least 200 °C and control of the tolerance chain of the entire process. A local heater is developed for preheating the substrate. This heater can effectively increase the mechanical properties of printed PEEK. During preheating, there is a conflict between the preheating temperature and the robot's freedom of movement, which means that the requirement can only be met with restrictions. To control the tolerance chain, a process control is proposed that is based on the real geometry of the laminate and compensates for any deviations in the laminate. This allows the accuracy requirements to be successfully met.

To summarise, a process for overprinting laminates made of high-performance thermoplastics was presented for the first time, which enables the overprinting of laminates of any size and any curvature. To this end, the scientific principles of the layer bonding between 3D printing and laminate were developed in a systematic study. The work thus forms the basis for the future maturation and industrialisation of the process.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Überdrucktes Laminat zur Integration von Elektronik in Satellitenstrukturen (links) [17]; Überdrucktes Laminat mit integriertem Strahlenschutz (rechts) [15, 16]	2
1.2	Beispiele zum Überdrucken mit Funktionsmaterialien. a) Aufgedruckte Antenne für einen RFID Chip © 2019 IEEE. (Verwendet mit Genehmigung durch [19]). b) Aufgedruckte Leiterbahnen [18] (Verwendet mit Genehmigung durch IOP Publishing). c) Aufgedrucktes frequenzselektives Muster auf einer gekrümmten Fläche [20] (Verwendet mit Genehmigung durch Elsevier)	3
1.3	a) Kontinuierliches Ultraschallschweißen in einer Rumpfschale (Bildquelle: DLR e.V.). b) Gedruckte Proben mit Energierichtungsgebern [22] (Copyright © 2023 by Sage Publications. Verwendet mit Genehmigung von Sage Publications)	4
2.1	a) Prinzipskizze eines FFF Druckers nach [30]; b) Prinzipskizze der Bahnplanung nach [30]	7
2.2	Prinzipskizze eines Einschnuckenextruders für den FGF-Prozess [28, 38]	8
2.3	Ursache-Wirkungs-Diagramm der Prozessparameter bei der additiven Fertigung durch thermoplastische Materialeextrusion	10
2.4	a) Temperaturverlauf in der Grenzschicht zwischen zwei gedruckten Schichten aus ABS in Abhängigkeit der Düsentemperatur [49] (mit Genehmigung von Emerald Group Publishing Limited) b) Verhältnis zwischen Breite der extrudierten Bahn und der Kontaktfläche zwischen zwei Schichten	11
2.5	REM-Bruchoberflächenmorphologie von a) H-0°, b) H-90° und c) V-90°-Proben. Rot, gelb und weiß (Pfeile und Kreise) zeigen die Z-Richtung, den Rasterwinkel bzw. die Belastungsrichtung an. Der Kreis zeigt die Richtung normal zur Oberfläche an [13] (mit Genehmigung von Elsevier)	15
2.6	Temperaturfeld, das sich in den verschiedenen Phasen des additiven Herstellungsprozesses der DCB-413-10 entwickelt. (A) Druck der zweiten Schicht. (B) Ende der dritten Schicht. (C) Ende der Verweilzeit zwischen der dritten und vierten Schicht. (D) Druck der vierten Schicht nach der Verweilzeit [79] (mit Genehmigung von Elsevier)	19
2.7	Phasen des Schichtverbunds: a) Oberflächenumstrukturierung- und annäherung, b) Benetzung, c) Diffusion bis zur gegenseitigen Durchdringungstiefe χ , d) Diffusion bis zur Durchdringungstiefe im Gleichgewicht χ_∞ und Randomisierung [87, 88] (mit Genehmigung von AIP Publishing)	20

2.8	Modell nach Coogan et al. [91] zur Berechnung des Kontaktdrucks $P_{kontakt}$ auf Basis des Drucks bei offener Düse ohne Druckunterlage P_{offen} (mit Genehmigung von Elsevier)	21
2.9	Prozess der Bindungsbildung zwischen zwei Filamenten: (1) Oberfläche Kontaktieren; (2) Halswachstum; (3) molekulare Diffusion an der Grenzfläche und Randomisierung [49] (mit Genehmigung von Emerald Group Publishing Limited)	22
2.10	a) Fit der Festigkeit der Kontaktbreite gegen die vierte Wurzel der Selbstdiffusion, die verwendet wurde, um die Festigkeit durch Benetzung, Diffusion, die erforderlich ist, um die volle Festigkeit über eine Bindung zu erreichen, D_{max} , zu erhalten; b) simulierte Festigkeit über gemessener Festigkeit [50] (mit Genehmigung von Emerald Group Publishing Limited)	27
2.11	Einfluss des Düsenabstands auf die Verbundfestigkeit von überdruckten PA6 Laminaten [138] (Verwendet unter CC BY)	32
2.12	Konzept eines Endeffektors zum Überdrucken von Preforms [143] (mit Genehmigung von Elsevier)	34
2.13	Schematische Darstellung von AFP Fehlstellen [168] (Verwendet unter CC BY) .	36
2.14	Rippengeometrie für Kopfzugversuche [180] (Verwendet unter CC BY-NC-ND) .	37
2.15	Schematische Darstellung des Aufbaus der Arbeit	42
3.1	GEWO HTP-260	44
3.2	Weber DXR25	45
4.1	Vorgehen der mechanischen Charakterisierung des Überdruckens	48
4.2	DSC-Aufheiz- und Abkühlungskurven einer Probe des PEEK-CF-Filaments . . .	51
4.3	Gemittelte c_p -Kurve des PEEK-CF-Filaments	52
4.4	Gemessene Temperaturleitfähigkeit und Leitfähigkeit des PEEK-CF-Filaments .	52
4.5	Gemessene Viskosität des PEEK-CF-Filaments	52
4.6	Anordnung der Thermoelemente zur Messung der Druckbett- und Bauraumtemperatur	54
4.7	Probengeometrie nach ISO 527-2 Typ BA [195]	54
4.8	Gemessene Substrattemperatur über die Zeit	56
4.9	Ergebnisse des E-Moduls (links) [192], der Zugfestigkeit (Mitte) [192] und des Kristallinitätsgrads bei den verschiedenen Düsen- und Umgebungstemperaturen (Bett-/Bauraumtemperatur). Niedrig: 160/150 °C; Mittel: 215/205 °C; Hoch: 260/270 °C	56
4.10	Schliffbilder der Proben mit niedriger (160/150 °C) Umgebungstemperatur und Düsentemperaturen von a) 426 °C, b) 434 °C, c) 442 °C [192], d) 450 °C	57
4.11	Schliffbilder der Proben mit hoher (260/270 °C) Umgebungstemperatur und Düsentemperaturen von a) 426 °C, b) 434 °C, c) 442 °C [192], d) 450 °C	58
4.12	Geometrie der Druckscherproben angelehnt an ASTM D3846-08 [199]	62
4.13	Druckaufbau mit Laminat und eingebettetem Thermoelement [193]	63

4.14 a) Anordnung der gedruckten Proben auf dem Laminat, b) vereinzelte, geschlitzte Probe, c) Probe in Prüfvorrichtung (erweitert von [193])	64
4.15 Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die Scherfestigkeit der Fügung zwischen PEEK 3D-Druck und PEEK-Laminat im Parameter Screening [193]	65
4.16 Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die maximale Grenzflächentemperatur zwischen PEEK 3D-Druck und PEEK-Laminat im Parameter Screening [193]	66
4.17 Schliffbilder von zwei Proben mit gleicher Solldicke der ersten Schicht. Links: erste Schichthöhe zu gering; Rechts: erste Schichthöhe zu groß	68
4.18 Korrelation zwischen Festigkeit und Toleranz der ersten Schichthöhe in Abhängigkeit von der Position der Probe: 1-links bis 6-rechts (vgl. Abbildung 4.14a) [193]	68
4.19 Links: Schliffbild PEEK-CF30 Filament [193]. Rechts: Schliffbild der Grenzfläche mit 1000-facher Vergrößerung aus einer Probe der Reihe S8	69
4.20 Messung der ersten Schichthöhe mit dem Profilometer	70
4.21 Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf gemessene Festigkeit in der Parameter Charakterisierung [193]	71
4.22 3D-Diagramm des Interaktionseffekts zwischen der ersten Schichthöhe und der Umgebungstemperatur [193]	71
4.23 Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die gemessene maximale Temperatur in der Parameter Charakterisierung [193]	72
4.24 Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die gemessene Zeit über der Kristallisationstemperatur T_c in der Parameter Charakterisierung [193]	73
4.25 Resultierender Extrusionsfaktor aus der Abweichung der ersten Schichthöhe in Abhängigkeit der ersten Schichthöhe	74
5.1 Flussdiagramm der Simulation des Schichtverbundes	78
5.2 Schematische Darstellung des Materialaustrags und der Grenzflächentemperatur (vgl. [201])	80
5.3 Geometrie der simulierten Proben [201]	81
5.4 Schematische Darstellung der Randbedingungen und Lasten (a) und die daraus resultierende Temperaturverteilung (b) [201]	82
5.5 Elementaktivierung zur Modellierung des Werkzeugweges [201]	83
5.6 Vernetzung zur Auswertung der Grenzflächentemperatur [201]	83
5.7 Schematischer Verlauf des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht [201]	85
5.8 Ablauf der Bonding Simulation (abgeleitet von Coogan und Kazmer [9])	87

5.9	Schematische Darstellung des Verhältnisses aus benetzter Fläche zum gemessenen Verhältnis der Schichthöhen [201]	88
5.10	Vergleich des gemessenen und simulierten Temperaturverlaufs aus Versuch C15 [201]	90
5.11	Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die simulierten maximalen Temperaturen [201]	91
5.12	Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die simulierte Zeit über der Kristallisationstemperatur T_c [201]	92
5.13	Vergleich der simulierten maximalen Temperatur mit der gemessenen maximalen Temperatur (links) und der simulierten Zeit über T_c mit der gemessenen Zeit über T_c (rechts). Sowohl bei der Temperatur ($r = 0,721$), als auch die Zeit über T_c ($r = 0,881$) zeigen trotz Streuung der Messwerte einen nachweisbaren Trend [201]	93
5.14	Darstellung des Streubereiches der mittleren gemessenen Festigkeit in Abhängigkeit der vierte Wurzel der berechneten Selbstdiffusion D_{pre} . Die hohe Streuung lässt eine Regressionsanalyse zur Bestimmung der maximalen Diffusion D_{max} nicht zu ($R^2 = 0,24$)	94
5.15	Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die simulierte Festigkeit nach Arrhenius (vgl. [201]) . .	95
5.16	Vergleich der berechneten Festigkeiten nach Arrhenius mit den Mittelwerten der gemessenen Festigkeiten; der Vergleich weist eine hohe Streuung auf und zeigt eine mittlere Korrelation von $r = 0,509$	96
5.17	Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die simulierte Festigkeit unter Berücksichtigung des Wetting-Koeffizienten nach Arrhenius. Auswertung unter Verwendung der Response Surface Methodology (vgl. [201])	97
5.18	Vergleich der berechneten Festigkeiten nach Arrhenius mit Benetzungsfaktor mit den gemessenen Festigkeiten jeder Probe; der Vergleich weist eine hohe Streuung auf und zeigt eine mittlere Korrelation von $r = 0,58$ [201]	98
6.1	Simulation des großvolumigen 3D-Drucks im offenen Bauraum. a) Flächige Probengeometrie, b) Einfache Linie	103
6.2	Ergebnisse der Simulation im offenen Bauraum. Links: Temperaturkennwerte; Rechts: Resultierende Festigkeit	103
6.3	Lufttemperatur und Luftmenge der Druckluftheritzer in Abhängigkeit des anliegenden Luftdrucks	106
6.4	Aufbau der Druckluftheritzer am Extruder. a) CAD Konstruktion, b) Heizer beim Überdrucken eines Laminats	108
6.5	Anordnung der Thermoelemente zur Messung der maximalen Vorheiztemperatur [206]	109

6.6	Temperatur der lokalen Vorheizung bei 0,8 bar. a) Vorheizung ohne Materialausstrag; b) Vorheizung mit Materialausstrag	109
6.7	Maximale Vorheiztemperatur ohne Materialausstrag. Links: Heizer unmittelbar über dem Laminat; Rechts: Heizer in einem Abstand von 30 mm zum Laminat . .	110
6.8	Ergebnisse der Simulation mit der Vorheizung unmittelbar über dem Laminat . .	111
6.9	Ergebnisse der Simulation mit der Vorheizung in einem Abstand von 30 mm zum Laminat	111
6.10	Maximale Vorheiztemperatur der lokalen Heizung bei einer Druckgeschwindigkeit von 15 mm/s oder 30 mm/s sowie einem anliegenden Luftdruck von 0,8 oder 1,6 bar. Messungen bei beheiztem Druckbett (200°C) oder unbeheiztem Druckbett (erweitert von [206])	112
6.11	Zugfestigkeit von gedrucktem PEEK mit und ohne lokale Vorheizung	113
6.12	Ionengätzte REM Aufnahme der Grenzschicht zwischen 3D-Druck und Laminat. Beschleunigungsspannungen: 3 kV, Detektor: Sekundärelektronen. a): Probe senkrecht zur Faserrichtung des Laminats 2000x, b): Probe senkrecht zur Faserrichtung des Laminats 5000x, c) Probe parallel zur Faserrichtung des Laminats 200x, d) Probe parallel zur Faserrichtung des Laminats 5000x	114
6.13	Vorgehen bei der Prozessentwicklung des Upscalings	115
6.14	Druckaufbau der Scherproben: a) Laminat vor dem Druck; b) gedruckte Proben auf Laminat. Schematische Darstellung der Probenkonfiguration für Laminatdefekte: c) Defekt senkrecht zur Prüfrichtung; d) Defekt parallel zur Prüfrichtung [168] . .	117
6.15	Scherfestigkeit der Proben mit Lücken und Überlappungen [168]	119
6.16	Scherfestigkeit der Proben mit einer Abweichung der ersten Schichthöhe (erweitert von [168])	119
6.17	Vermessung der Laminatoberfläche: a) Messaufbau; b) Messung des Referenzpunktes; c) bereinigte Oberflächenmessung [168]	120
6.18	Geometrische Abweichungen der Messung bei Reduzierung der Punkteanzahl auf a) 1 %, b) 5 %, c) 10 % und d) 40 % der ursprünglichen Datenmenge [168]	121
6.19	Profilometermessung des Testdrucks [168]	122
6.20	Links: Höhenprofil des Testdrucks. Rechts: Relative Abweichung der Schichthöhe	123
6.21	Fertigung des Demonstrators. a) optische 3D-Vermessung; b) Überdrucken . . .	125
6.22	Demonstrator mit geschlossenen Sandwichdeckschichten	126
A.1	Oben: Berechnete Verformung einer Zugscherprobe; Unten: Versagen einer Zugscherprobe	134
A.2	Bilder der gedruckten Proben verschiedener Prüfmethode	135
A.3	Bilder der gedruckten Proben verschiedener Prüfmethode	136
B.1	Anordnung des 3D-Drucks auf dem CFK-Laminat mit dem Winkel α zwischen Lastrichtung und Druckrichtung und dem Winkel β zwischen Druckrichtung und Faserrichtung	138

B.2	Gemessene Scherfestigkeit in Abhängigkeit des Winkels α zwischen Lastrichtung und Druckrichtung und des Winkels β zwischen Druckrichtung und Faserrichtung	139
D.1	Druckorientierung für Zugversuche	148
D.2	Gemessene E-Modulen (links) und Festigkeiten (rechts) von Ensinger TECAPEEK CF30	148
E.1	Laminat mit 0,4 mm (links) und 0,1 mm (rechts) feiner Vernetzung und grün markiertem Knoten zur Temperatúrauswertung	149
E.2	Temperaturverläufe bei verschiedenen Elementgrößen und konstantem Zeitschritt	150
E.3	Einfluss von Elementgröße und Ansatzfunktion auf die Temperaturabweichung ausgehend von einer Elementgröße von 0,4 mm	151
E.4	Einfluss von Elementgröße und Ansatzfunktion auf die Temperaturabweichung ausgehend von einer Elementgröße von 0,2 mm	151
H.1	Modellaufbau der Strömungssimulation	163
H.2	Geschwindigkeits- und Temperaturprofil bei 0,8 bar Druck	164
H.3	Geschwindigkeits- und Temperaturprofil bei 1,6 bar Druck	165
H.4	Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung. Links: bei 0,8 bar Druck; Rechts: bei 1,6 bar Druck	165

Tabellenverzeichnis

2.1 Zusammenfassung der Arbeitsgruppen zur Diffusion im FFF-Prozess	29
3.1 Herstellerangaben der 3D-Drucker GEWO HTP-260 [184] und Weber DXR25 [185]	44
3.2 Materialeigenschaften des reinen PEEK Filaments [187], PEEK-CF Filament [188], PEEK-CF Granulat [190], Toray Cetex 1200 UD Tape [189] und Toray Cetex 1225 UD Tape [191]	46
4.1 Mess- und Prüfparameter des Rheometers (Platte–Platte) für die Viskositätsbe- stimmung von PEEK-CF. Die gewählten Werte ermöglichen die Erfassung des temperaturabhängigen Fließverhaltens im relevanten Bereich 70 – 420 °C.	50
4.2 Zusammenfassung der Materialdaten	51
4.3 Prozessparameter der Charakterisierung des Prozessfensters beim PEEK-Druck [192]	54
4.4 Vergleich zwischen eingestellter Düsentemperatur und gemessener Massetemperatur	55
4.5 Prozessparameter des Parameter Screenings und der Charakterisierung [193] . .	61
5.1 Thermische Materialeigenschaften des PEEK-CF-Laminats (angepasst aus [203])	79
5.2 Vergleich der Auswirkungen der Prozessparameter auf die gemessenen Tempera- turkurven und die simulierten Temperaturkurven	92
5.3 Vergleich der Effekte mit dem Arrhenius- und dem Viskositäts-Ansatz	97
6.1 Zusammenfassung der möglichen Heizkonzepte	105
A.1 Prozessparameter für den Vergleich der Prüfverfahren	135
B.1 Versuchsplan für das Screening der Richtungsabhängigkeit	137
B.2 Prozessparameter für das Screening der Richtungsabhängigkeit	138
C.1 Versuchsplanung des Parameter Screenings [193]	141
C.2 Versuchsplanung der Parameter Charakterisierung [193]	142
C.3 Ergebnisse des Parameter Screenings [193]	142
C.4 Ergebnisse des Parameter Charakterisierung [193, 201]	144
D.1 Prozessparameter TECAPEEK CF-30 Druck	147
E.1 Vergleich der Simulationsdauer zweier Sätze aus Basissimulation, Simulation mit halber Elementgröße und höherer Ansatzfunktion	152

E.2	Mittlere Abweichung von Simulationen verschiedener Parameterkombinationen mit linearer Ansatzfunktion gegenüber des Referenzverlaufs	152
E.3	Mittlere Abweichung von Simulationen verschiedener Parameterkombinationen mit quadratischer Ansatzfunktion gegenüber des Referenzverlaufs	153
E.4	Vergleich der Simulationsdauern verschiedener Parameterkombinationen und Steigerungsfaktoren zur Basissimulation	153
F.1	Ergebnisse der simulativen Vorhersage des Schichtverbunds [201]	155
F.2	Physikalische Eigenschaften zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten	157
G.1	Parametervariationen für die simulative Vorhersage des Upscaling	159
G.2	Simulationsparameter der Upscaling-Simulation	160
G.3	Ergebnisse der Simulation der lokalen Vorheizung	160
G.4	Ergebnisse der Zugversuche mit und ohne lokaler Vorheizung	161
G.5	Ergebnisse der Scherversuche mit verschiedenen Oberflächendefekten	162
H.1	Simulationsparameter der Strömungssimulation	164

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Motivation

Die additive Fertigung durch Materialextrusion von Hochleistungsthermoplasten wie Polyetheretherketon (PEEK) oder Polyetherimide (PEI) hat in den letzten Jahren große Fortschritte gemacht und ist auf dem besten Weg, sich als Verfahren für den 3D-Druck komplexer Bauteile zu etablieren [1]. Der verbreitetste Prozess für die Materialextrusion ist dabei Schmelzschichtverfahren (engl. Fused Filament Fabrication) (FFF), bei dem ein Filament als Halbzeug durch eine beheizte Düse extrudiert wird [2]. Durch die gute Bioverträglichkeit von PEEK hat der Prozess schnell Einzug in die Medizin gefunden [1], aber auch in der Luft- und Raumfahrt ist PEEK ein etablierter Strukturwerkstoff, der den Einsatz des 3D-Drucks ermöglicht [1, 3]. Einige Ansätze für Luft- und Raumfahrtanwendungen, die von der European Space Agency (ESA) verfolgt werden, werden von Lafont et al. beschrieben [4, 5]. Dazu gehören einfache mechanische Bauteile wie Halterungen, aber auch komplexe Gehäuse oder funktionalisierte Strukturen durch Multi-Material-Druck. Daneben gibt es vergleichbare Ansätze, um leichtbauoptimierte CubeSat-Strukturen aus PEEK zu drucken [6]. Weitere mögliche Anwendungen ergeben sich aus der Funktionalisierung der 3D-druckbaren Materialien mit verschiedenen Füllstoffen [1].

Mehrere Studien haben gezeigt, dass hohe Prozesstemperaturen erforderlich sind, um einen ausreichenden Schichtverbund der Lagen im 3D-Druck und damit ausreichende mechanische Eigenschaften von gedruckten Bauteilen aus Hochtemperatur-Thermoplasten zu gewährleisten [7, 8]. Theoretische und experimentelle Untersuchungen des Schichtverbunds bei FFF haben gezeigt, dass die Haftung erst oberhalb der Glasübergangstemperatur T_g auftritt und dass der Großteil der Verbindung in der Nähe der Schmelztemperatur entsteht [9, 10]. Die neuesten Generationen von kommerziellen FFF-Maschinen ermöglichen die additive Herstellung von Hochtemperaturwerkstoffen für Luft- und Raumfahrtanwendungen wie PEEK oder PEI, indem sie beheizte Druckbetten und Bauräume von bis zu 300 °C verwenden [2]. Allerdings sind die mechanischen Eigenschaften der gedruckten Bauteile in der Regel dennoch geringer als die Eigenschaften von spritzgegossenen Teilen [11, 12]. Darüber hinaus sind die Möglichkeiten der Zugabe von Lang- oder sogar Endlosfasern noch sehr begrenzt und die hohen thermischen Spannungen können Verzug und Risse im Bauteil verursachen, wodurch die maximalen Abmessungen der gedruckten Strukturen deutlich eingeschränkt werden [13, 14]. Diese Einschränkungen begrenzen die Anwendbarkeit des Prozesses für Luft- und Raumfahrtstrukturen deutlich. Während sich die bereits genannten Anwendungen vor allem auf CubeSats beziehen, bei denen die Einschrän-

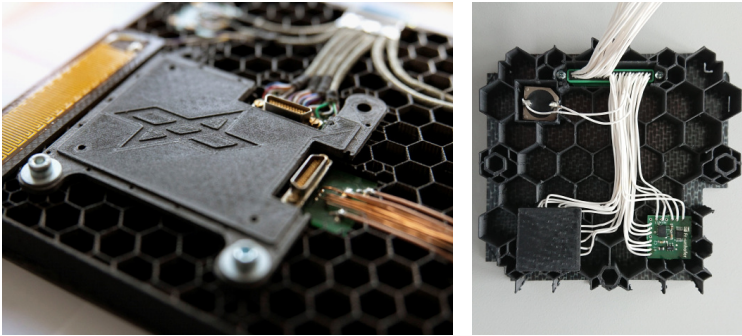


Abbildung 1.1: Überdrucktes Laminat zur Integration von Elektronik in Satellitenstrukturen (links) [17]; Überdrucktes Laminat mit integriertem Strahlenschutz (rechts) [15, 16]

kung der Bauteilgröße eine untergeordnete Rolle spielt, können Primärstrukturen von größeren Fahrzeugen mit den verfügbaren Methoden oft nicht abgebildet werden. Zudem können mit den unverstärkten oder kurzfaserverstärkten Materialien die Anforderungen an die Struktur oft nicht erfüllt werden.

Ein Ansatz, um die beschriebenen Einschränkungen zu überwinden, besteht in der Kombination des 3D-Drucks mit etablierten Verfahren zur Herstellung von endlosfaserverstärkten Laminaten, z.B. Automated Fibre Placement (AFP). Diese Kombination ermöglicht es, die implizite Designfreiheit des 3D-Drucks mit den hervorragenden Materialeigenschaften von endlosfaserverstärkten Thermoplasten und der hohen Produktivität etablierter Prozesse zu vereinen. Dieses Konzept beruht darauf, dass die Fügung zwischen dem thermoplastischen Laminat und dem 3D-Druck in-situ während des Überdruckens hergestellt wird. D.h. es bildet sich zwischen den Fügepartnern ein Schichtverbund in ähnlicher Weise wie zwischen den Schichten beim 3D-Druck aus. Dies setzt voraus, dass Laminat und 3D-Druck Material aus der gleichen oder zumindest einer kompatiblen Matrix bestehen. Auf diese Art wurden in [15, 16] oder [17] multifunktionale Sandwichstrukturen (Abbildung 1.1) mit integrierten Funktionen wie elektrischen Komponenten oder Strahlenschutz durch das Aufdrucken des Sandwichkerns auf ein Thermoplast-Laminat hergestellt.

Neben der rein mechanischen Funktion der gedruckten Komponente können durch das Überdrucken auch weitere Funktionen in ein Laminat integriert werden, indem funktionalisierte Materialien eingesetzt werden. Lazarus und Bedair [18] (Abbildung 1.2a) haben das Aufdrucken von Leiterbahnen aus leitfähigem Material zur Verbindung von elektronischen Komponenten gezeigt. In ähnlicher Weise können auch Antennen wie bei Colella et al. [19] (Abbildung 1.2b) aufgedruckt werden. Das Überdrucken mit funktionalen Materialien kann auch genutzt werden, um die elektromagnetischen Eigenschaften des Bauteils, z.B. die Permeabilität und Permittivität, zu beeinflussen. Ein Beispiel wurde von Zhou et al. [20] gezeigt (Abbildung 1.2c).

Bei den hier gezeigten Anwendungen des Überdruckens handelt es sich um erste Konzeptstudien, die alle auf kleinen, geschlossenen FFF-Druckern durchgeführt wurden. Um sie für ein

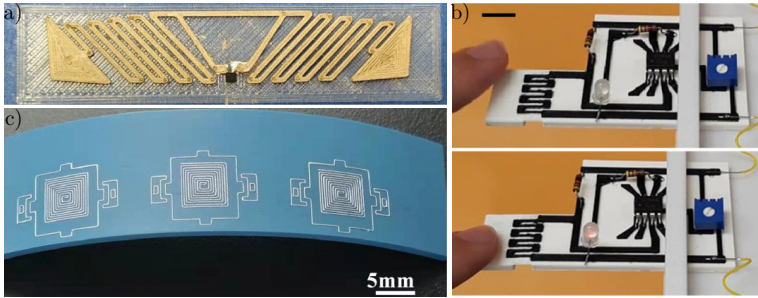


Abbildung 1.2: Beispiele zum Überdrucken mit Funktionsmaterialien. a) Aufgedruckte Antenne für einen RFID Chip © 2019 IEEE. (Verwendet mit Genehmigung durch [19]). b) Aufgedruckte Leiterbahnen [18] (Verwendet mit Genehmigung durch IOP Publishing). c) Aufgedrucktes frequenzselektives Muster auf einer gekrümmten Fläche [20] (Verwendet mit Genehmigung durch Elsevier)

breites Spektrum an Einsatzmöglichkeiten, z.B. große Primärstrukturen von Luftfahrzeugen, nutzbar zu machen, ist es jedoch erforderlich, den Prozess zuverlässig in einem deutlich größeren Maßstab durchführen zu können. Aktuelle Forschungs- und Entwicklungsarbeiten betrachten die Möglichkeit, gesamte Rumpfsegmente von Flugzeugen in Thermoplast-Bauweise auszuführen [21]. Diese Bauweise würde es ermöglichen, die Funktionsintegration durch das Überdrucken mit mechanischen Komponenten oder Funktionsmaterialien im großen Maßstab einzusetzen. Alternativ kann der Prozess auch als Unterstützungsprozess für nachfolgende Prozessschritte genutzt werden. Bose et al. [22] haben ein Konzept zum Drucken um Energierichtungsgeber für das Ultraschallschweißen von Thermoplasten vorgestellt (Abbildung 1.3b). In Abbildung 1.3a ist das automatisierte, kontinuierliche Schweißen in einer Rumpfschale abgebildet. Die Fertigung basiert zu großen Teilen auf automatisierten, roboter-gestützten Prozessen. Um das Überdrucken in diese Prozesskette zu integrieren, ist es notwendig, die Technologiereife des Prozesses auf ein ähnlich stabiles und automatisiertes Niveau im gleichen Maßstab anzuheben.

Bisher befindet sich das Konzept des Überdruckens jedoch noch in seinen Anfängen und es gibt zu den meisten Prozessschritten nur wenige Untersuchungen und keine dafür ausgelegten Fertigungsanlagen. Um die Reifmachung des Prozesses zu ermöglichen, ist es daher notwendig, die zugrunde liegenden Mechanismen genau zu verstehen und daraus technische Lösungen für einen großskaligen Prozess zu entwickeln. Während viele Prozessschritte weitgehend aus dem Stand der Technik des 3D-Drucks und der Automatisierungstechnik abgeleitet werden können, gibt es insbesondere zu den Bindungsmechanismen des Schichtverbunds zwischen Laminat und 3D-Druck bisher kaum belastbare Daten, vor allem bei Hochtemperatur-Thermoplasten.

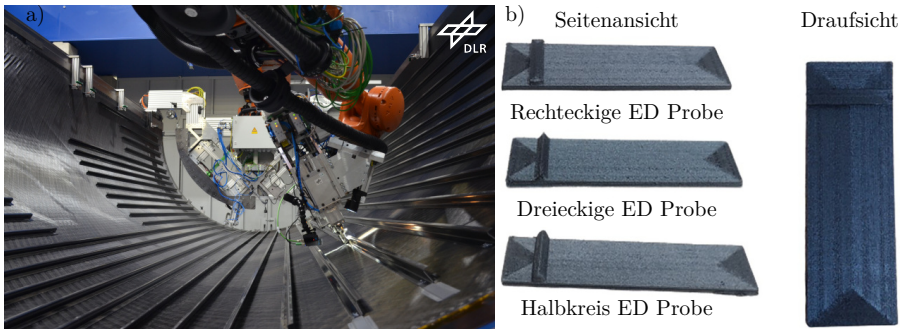


Abbildung 1.3: a) Kontinuierliches Ultraschallschweißen in einer Rumpfschale (Bildquelle: DLR e.V.). b) Gedruckte Proben mit Energierichtungsgebern [22] (Copyright © 2023 by Sage Publications. Verwendet mit Genehmigung von Sage Publications)

1.2 Zielsetzung und Vorgehen

Ziel dieser Arbeit ist es, das Überdrucken von thermoplastischen, endlosfaserverstärkten Laminaten durch Materialeextrusion mit Hochtemperatur-Thermoplasten erstmalig für große, beliebig gekrümmte Strukturen nutzbar zu machen. Die Arbeit soll am Beispiel des Werkstoffes PEEK durchgeführt werden, da dieser als etabliertes Material in der Luft- und Raumfahrt ein breites Anwendungsspektrum ermöglicht. Um dieses Ziel zu erreichen, ist es notwendig, zunächst die Bindungsmechanismen beim Überdrucken systematisch zu untersuchen, zu verstehen und beschreiben zu können. Neben der experimentellen Untersuchung des Prozesses soll der Schichtverbund auch auf analytischer Ebene beschreibbar sein, um ein Modell zur Vorhersage des Schichtverbunds und somit zur Prozess- und Bauteilauslegung künftiger Anwendungen bereitzustellen. Anschließend sollen aus den Erkenntnissen dieser grundlegenden Untersuchungen Anforderungen und Randbedingungen für die Skalierung auf eine großvolumige, roboter-gestützte Anlage abgeleitet werden und technische Lösungen zur Erfüllung dieser Anforderungen entwickelt und erprobt werden.

Kapitel 2

Stand der Technik

In diesem Kapitel wird der relevante Stand der Technik zum Überdrucken von thermoplastischen Laminaten durch Materialeextrusion dargestellt und zusammengefasst. Dazu wird zunächst die additive Fertigung durch Materialeextrusion näher betrachtet. Dies beinhaltet den grundlegenden Prozessablauf und die damit verbundenen Prozessparameter. Dabei steht der Einfluss dieser Prozessparameter auf den Druck von PEEK im Fokus. Neben den experimentellen Untersuchungen werden die theoretischen und simulativen Betrachtungen des Schichtverbunds beim Druck von Thermoplasten zusammengefasst und die verschiedenen Methoden zur Modellierung der einzelnen Prozessschritte dargestellt. Anschließend werden die bisherigen Erkenntnisse zum Überdrucken von Laminaten sowie vergleichbare stoffschlüssige Verfahren zusammengefasst. Abschließend werden aus diesem Stand der Technik die offenen Forschungslücken abgeleitet. Diese Forschungslücke wird genutzt um die wissenschaftliche Fragestellung und die damit verbundenen Hypothesen zu konkretisiert.

2.1 Additive Fertigung durch Materialeextrusion von Thermoplasten

Das Deutsche Institut für Normung (DIN) ordnet die Additive Fertigung nach DIN 8580:2022-12 [23] der Hauptgruppe Urformen zu. In DIN EN ISO/ASTM 52900:2022-03 [24] werden die additiven Fertigungsverfahren weiter unterteilt. Für Kunststoffe wird dabei primär zwischen thermischen und chemischen Reaktionen bei der Verschmelzung unterschieden. Zu den Verfahren mit chemischer Reaktion gehören der Freistrah-Bindemittelauftrag reaktiver Harze sowie Freistrah- oder Badbasierte-Photopolymerisation. Auch das Schichtlaminieren wird zu dieser Gruppe gezählt. Bei den thermischen Verfahren wird zwischen Pulverbett-basiertem Schmelzen, Freistrah-Materialauftrag und Materialeextrusion unterschieden.

Die in dieser Arbeit behandelten Verfahren zur additiven Fertigung von Thermoplasten fallen in die Kategorie der additiven Fertigung durch Materialeextrusion. Diese Verfahren zeichnen sich dadurch aus, dass ein Ausgangsmaterial in Form von Filament oder Granulat geschmolzen und durch eine Austragsdüse extrudiert wird. Der Schichtverbund erfolgt durch eine thermische Reaktion. [24]

2.1.1 Prozessführung- und Parameter

Die additive Fertigung durch Materialeextrusion, bei der ein Filament als Ausgangsmaterial genutzt wird, ist aufgrund der niedrigen Kosten und einfachen Nutzung das am häufigsten

genutzte Verfahren der additiven Fertigung [25]. Der Prozess wurde 1989 von der Firma Stratasys Ltd. auf den Markt gebracht und wird heute noch häufig mit dem geschützten Markennamen Fused Deposition Modeling (FDM) bezeichnet [25, 26]. Nach dem Auslaufen der Patente von Stratasys hat sich, vor allem getrieben durch die RepRap Community, eine Vielzahl an Open-Source-Software und günstiger Hardware verbreitet [27]. Dabei hat sich als Alternative zu dem geschützten Markennamen der freie Begriff FFF durchgesetzt.

Wird als Ausgangsmaterial für die Materialextrusion Granulat verwendet, hat sich in Anlehnung an FFF der Begriff Fused Granular Fabrication (FGF) etabliert. Die Verwendung von Granulat hat verschiedene Vorteile gegenüber Filamenten. Vor allem ist der Materialpreis von Granulat deutlich niedriger. Außerdem kann mit Granulatextrudern ein höherer Materialaustrag erreicht werden, weshalb FGF häufig für große Bauteile eingesetzt wird. [28]

Der Ablauf beider Prozesse wird maßgeblich durch die digitale Datenverarbeitung sowie die Übersetzung der digitalen Geometrie in die Prozessführung des Druckers definiert [29].

Datenfluss

Die Konstruktion eines Bauteils erfolgt meist digital mittels einer Computer-Aided Design (CAD)-Software. Um die Geometrie für die Bahnplanung des Druckers nutzbar zu machen, muss das parametrische CAD-Modell in ein Oberflächenmodell überführt werden. Dabei wird die Oberfläche des Bauteils mit vielen kleinen und planen Polygonen beschrieben. Dieser Vorgang wird als Polygonisierung bezeichnet. Für die Genauigkeit der Geometrie des Bauteils ist die Größe und Anzahl der Polygone ausschlaggebend. Dieses Facettenmodell kann beispielsweise in Form eines Surface Tessellation Language (STL) Datensatzes gespeichert werden. Bei der Bahnplanung wird das Oberflächenmodell in Schichten geteilt, das sogenannte Slicing. Dabei wird jeder einzelnen Schicht eine Vielzahl an Prozessparametern zugewiesen, um die Bauteilkontur und weitere Bauteilinformationen zu beschreiben. Beim Slicing wird in der Regel ein G-Code erstellt, welcher durch die Computerized Numerical Control (CNC)-Steuerung des Druckers interpretiert werden kann. [29–31]

Prozessführung

Der FFF-Prozess beruht auf dem Aufschmelzen und anschließendem Extrudieren von Thermoplasten. Dabei wird Ausgangsmaterial in Form eines Filaments in einer Heizzone aufgeschmolzen und durch eine beheizte Düse extrudiert. In Abbildung 2.1a ist der FFF-Prozess schematisch dargestellt. Die Drucker verfügen im Allgemeinen über eine oder mehrere Düsen, um mehrere Materialien in einem Druckprozess gleichzeitig verarbeiten zu können. Neben der Düse besteht die Möglichkeit, das Druckbett zu beheizen, um die Anhaftung des Drucks am Druckbett zu verbessern und den thermischen Verzug zu verringern [25]. Um die Verarbeitung von Hochtemperatur-Materialien wie PEEK zu ermöglichen, bieten einige Drucker auch die Möglichkeit, den gesamten Bauraum zu beheizen [32]. Die Düsen sind meist in einer Ebene, welche sich parallel zum Druckbett befindet, bewegbar. Diese Ebene wird auch als X-Y-Ebene bezeichnet. So kann ein gewünschter Querschnitt eines Bauteils in Form von extrudiertem Material auf das

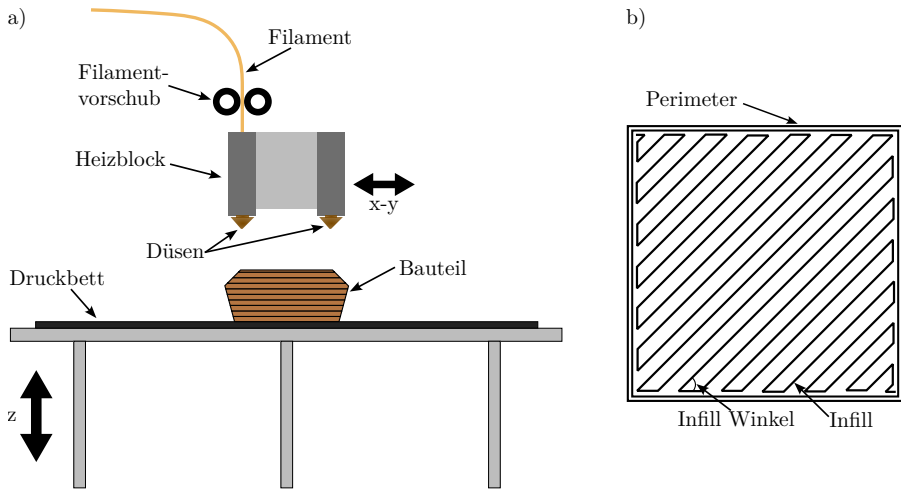


Abbildung 2.1: a) Prinzipskizze eines FFF Druckers nach [30]; b) Prinzipskizze der Bahnplanung nach [30]

Druckbett abgelegt werden. Durch ein Verschieben des Druckbetts entlang der Z-Achse und ein anschließendes erneutes Ablegen des Querschnitts des Bauteils wird das Bauteil schichtweise aufgebaut. Bei einigen Bauteilgeometrien, wie z. B. Überhängen, ist es notwendig, Stützstrukturen zu nutzen, da sonst Material freischwebend abgelegt werden müsste. [29–31]

Die Ablagestrategie der einzelnen Schichten spielt eine wichtige Rolle in dem gesamten Prozess. In der Regel wird die Schicht in die äußere Kontur, die sogenannten Perimeter, und den zu füllenden inneren Bereich, den sogenannten Infill, unterteilt. Die schematische Bahnplanung ist in Abbildung 2.1b dargestellt. Beim Infill können sowohl das Infill-Muster als auch die Dichte der Füllung eingestellt werden. Neben der Geometrie der Bahnen beinhaltet die Bahnplanung auch die Schichthöhe und die Geschwindigkeit, mit der das Material abgelegt wird. Da die Maschinen hinsichtlich der maximalen Beschleunigung des Druckkopfes beschränkt sind, müssen die Bahngeometrie und die Geschwindigkeiten aufeinander abgestimmt sein. [30]

Durch die schichtweise Materialauftragung ist die Festigkeit der Bauteile bei Belastung orthogonal zur Schichtebene aufgrund schwacher Bindung zwischen den Schichten meist stark reduziert [12, 14]. Zudem ist die Oberfläche der Bauteile beim planaren, schichtweisen Aufbau von gekrümmten Oberflächen stufenförmig. Um gekrümmte Oberflächen besser abbilden zu können, wurden verschiedene Arbeiten vorgestellt, um von zweidimensionalen Schichten in eine echte dreidimensionale Materialablage überzugehen. Allen et al. [33] haben dazu das sogenannte Curved Layer Fused Filament Fabrication (CLFFF) vorgestellt. Dabei wird eine mathematische Beschreibung einer gekrümmten Fläche genutzt. Somit ist es möglich für ein gegebenes Muster in der X-Y-Ebene die korrespondierenden Z-Koordinaten zu errechnen. Damit kann die Z-Achse genutzt werden, um gekrümmte Flächen im geringen Maße dreidimensional abzubilden.

Ein solches Vorgehen mit herkömmlichen Druckern mit drei Achsen stößt jedoch schnell an

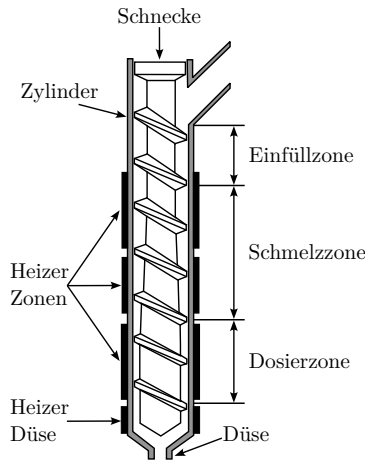


Abbildung 2.2: Prinzipskizze eines Einschneckenextruders für den FGF-Prozess [28, 38]

Grenzen. Daher wurde der Ansatz in verschiedenen Arbeiten weiterentwickelt. Pérez-Castillo et al. [34] fassen die meisten Arbeiten in einem Review zusammen und kommen zu der Schlussfolgerung, dass 5-6 Achsen notwendig sind, um das CLFFF voll auszunutzen. Ein Ansatz, der in einem Großteil der Arbeiten verfolgt wird, ist das Drucken mit einem Industrieroboter. Mittlerweile sind verschiedene kommerzielle Softwarelösungen für das Multi-Achs-Slicing für Roboteranlagen verfügbar. Darunter gehören die Softwarepakete AiSync [35], ADAXIS [36] oder CEASA [37].

Der Multi-Achs-Druck am Roboter ist insbesondere für große Bauteile geeignet. Daher wird dabei häufig Granulat im FGF-Druck eingesetzt. Der Prozessablauf des 3D-Drucks bleibt dabei unverändert. Die Materialextrusion wird aber nicht durch das Aufschmelzen eines Filaments realisiert, sondern es wird ein Einschneckenextruder am Roboter montiert. Der Schneckenextruder schmilzt das Granulat durch das Einbringen von Wärme durch Heizer sowie durch den Energieeintrag durch die Scherung an der Schnecke auf. Der Materialfluss wird über die Schneckendrehzahl eingestellt. [28]

In der Regel verfügen die Schnecken über verschiedene Zonen, die individuell beheizt werden können. Allgemein verfügen Einschneckenextruder über drei Zonen: Die Einfüllzone, in der das Granulat in den Extruder befördert wird, die Schmelzzone, in der das Granulat unter Temperatur und Druck aufgeschmolzen wird und die Dosierzone, in der der Druck erhöht wird, um einen gleichmäßigen Austrag zu gewährleisten [38]. Bei der additiven Fertigung wird teilweise eine weitere Heizzone für die Düse genutzt [28]. Der prinzipielle Aufbau eines Extruders für den FGF-Prozess ist in Abbildung 2.2 dargestellt.

2.1.2 Einfluss der Prozessparameter auf die Bauteileigenschaften

Die mechanischen Eigenschaften von 3D-gedruckten Strukturen und der Zusammenhang zwischen diesen Eigenschaften und den Prozessparametern wurden bereits intensiv untersucht. Die Untersuchungen wurden in verschiedenen Review-Artikeln zusammengefasst und systematisch ausgewertet. Cuan-Urquizo et al. [12] geben einen Überblick über experimentelle sowie analytische Ansätze und zeigen die Prozesseinflüsse auf die verschiedenen mechanischen Eigenschaften von gedruckten Bauteilen. Sie zeigen auf, dass die meisten experimentellen Untersuchungen Design of Experiment (DoE) nutzen, um die Vielzahl an Parametern systematisch untersuchen zu können. Dennoch kommen sie zu dem Schluss, dass die Effekte der einzelnen Prozessparameter nur schwer isoliert betrachtet werden können, da starke Interaktionseffekte zwischen den Parametern auftreten. Popescu et al. [39] arbeiten ebenfalls die wichtigsten Prozesseinflüsse auf die mechanischen Eigenschaften heraus. Tao et al. [40] zeigen in ihrem Review, dass Porosität ein wichtiger Faktor im FFF-Prozess ist und fassen den Stand der Erkenntnisse zusammen. Vyavahare et al. [14] geben einen breiteren Einblick und betrachten neben den Prozessparametern auch Nachbearbeitungsschritte und Umwelteinflüsse.

Ein Überblick über verfügbare Materialien wird von Dey et al. [41] und Kumar et al. [42] gegeben. Sie zeigen, dass eine Vielzahl an Materialien verfügbar ist, die unterschiedliche Anforderungen an den Prozess stellen. Die meisten Untersuchungen wurden jedoch zu Acrylnitril-Butadien-Styrol (ABS) und Polylactide (PLA) durchgeführt [14]. Cojocaru et al. [43] haben explizit die verfügbare Literatur zu den Prozesseinflüssen auf den Druck von PLA untersucht und geben einen umfassenden Überblick über den Einfluss der Prozessparameter.

Ein Feld, dem besondere Aufmerksamkeit zugewandt wird, ist der Druck von faserverstärkten Materialien. Die Arbeiten zur experimentellen und simulativen Bewertung dieser Prozesse werden in den Reviews von Brenken et al. [44] und Ahmadifar et al. [45] zusammengefasst. Sie zeigen, dass das Einbringen von Kurzfasern die Anisotropie der Bauteile verstärkt, da sich die Fasern beim Extrudieren in die Druckrichtung orientieren. Das Einbringen von Fasern steigert gleichzeitig auch die Porosität. Dennoch kann die Faserverstärkung die mechanischen Eigenschaften in Druckrichtung deutlich steigern. Der Füllgehalt liegt in der Regel zwischen 10 - 40 Massenprozent (Ma%).

Insgesamt zeigen alle Reviews, dass die erreichten mechanischen Eigenschaften im FFF-Prozess in der Regel unterhalb der mechanischen Eigenschaften des entsprechenden Vollmaterials liegen, welche üblicherweise durch spritzgegossene Proben ermittelt werden. Außerdem kann in allen Reviews eine Anisotropie der gedruckten Strukturen festgestellt werden. Dabei sind die Festigkeiten in Aufbaurichtung, also in Z-Richtung, schwächer als in der Druckebene (X-Y-Ebene). Die Untersuchungen zeigen, dass die geometrischen Eigenschaften der Bahnplanung wie Infill-Winkel, Infill-Dichte, Anzahl der Perimeter, die Schichthöhe und die Orientierung der Bauteile im Bauraum die mechanischen Eigenschaften der gedruckten Strukturen am stärksten beeinflussen [14, 39].

Darüber hinaus spielen aber auch die Prozesstemperaturen und die Druckgeschwindigkeit eine wichtige Rolle [14]. Kuznetsov et al. [46] haben gezeigt, dass auch der eingesetzte Drucker

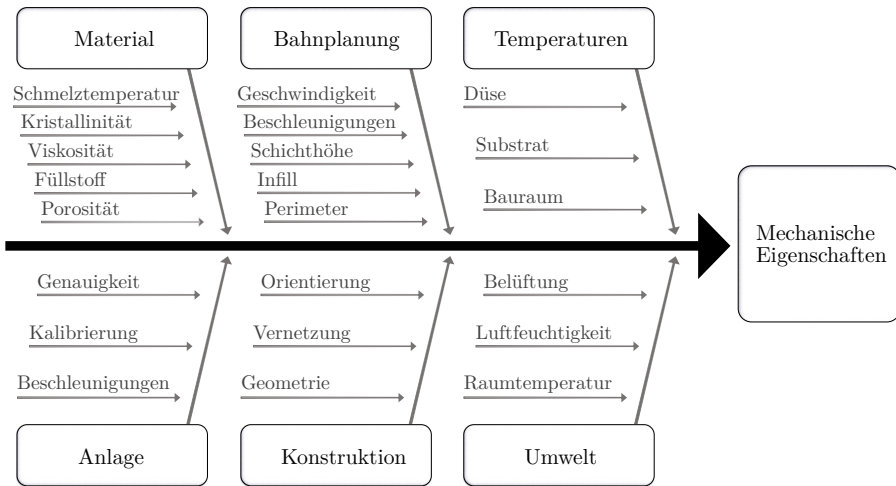


Abbildung 2.3: Ursache-Wirkungs-Diagramm der Prozessparameter bei der additiven Fertigung durch thermoplastische Materialextrusion

einen Einfluss auf die Bauteileigenschaften hat und die Prozessparameter nicht ohne weiteres zwischen verschiedenen Druckern übertragen werden können. Die verschiedenen Einflüsse auf die mechanischen Eigenschaften von FFF-gedruckten Strukturen können allgemein in Einflüsse durch das Material, die Bahnplanung, die Prozesstemperaturen, die verwendete Anlage, die Konstruktion des Bauteils sowie Umwelteinflüsse eingeteilt werden [12, 14, 43, 45]. Eine Zusammenfassung der relevanten Prozesseinflüsse ist in Abbildung 2.3 dargestellt.

Einige der genannten Prozesseinflüsse, wie die Bauteilorientierung oder die Planung des Infills, sind geometrische Einflüsse und treten ausschließlich beim Druck von dreidimensionalen Strukturen auf. Für die Fügung beim Überdrucken von Laminaten, welche in dieser Arbeit untersucht wird, spielen diese Prozesseinflüsse keine Rolle. Neben diesen geometrischen Einflüssen spielt der Schichtverbund der einzelnen Lagen zueinander eine dominante Rolle [12, 39, 45]. Die Effekte auf den Schichtverbund werden in dem Review von Gao et al. [47] genauer betrachtet. Sie zeigen, dass ein unzureichender Schichtverbund die primäre Ursache für die Anisotropie in Aufbaurichtung darstellt. Die Herstellung des Schichtverbunds wird als thermischer Prozess beschrieben. Dabei ist es insbesondere erforderlich, die Temperatur in der Grenzschicht zwischen den Lagen für eine möglichst lange Zeit über der Glasübergangstemperatur des Materials zu halten, da die Ausbildung des Schichtverbunds nur oberhalb der Glasübergangstemperatur stattfindet. Dementsprechend kann vor allem eine Erhöhung der Prozesstemperaturen zu einer Verbesserung des Schichtverbunds führen. Darüber hinaus haben die Autoren festgestellt, dass langsamere Druckgeschwindigkeiten in der Regel zu einer höheren Grenzschichttemperatur führen. Ebenso hat die Schichthöhe einen starken Einfluss, dessen qualitative Wirkung jedoch nicht pauschal bestimmt werden kann.

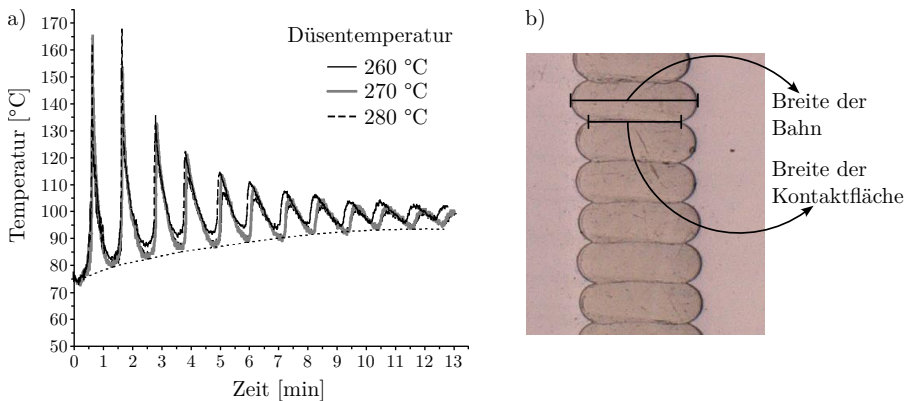


Abbildung 2.4: a) Temperaturverlauf in der Grenzschicht zwischen zwei gedruckten Schichten aus ABS in Abhängigkeit der Düsentemperatur [49] (mit Genehmigung von Emerald Group Publishing Limited) b) Verhältnis zwischen Breite der extrudierten Bahn und der Kontaktfläche zwischen zwei Schichten

Die Qualität des Schichtverbunds experimentell zu quantifizieren und zu bewerten, ist keine triviale Aufgabe. Häufig werden mechanische Versuche wie Zugversuche, Biegeversuche, oder Untersuchungen der Bruchmechanik eingesetzt, was jedoch nur eine indirekte Bewertung des Schichtverbunds ermöglicht [47]. Eine Methode, die eingesetzt wird, um den Schichtverbund direkt zu messen, ist die optische Vermessung der Grenzfläche [47–50]. Dabei wird die Breite der Kontaktfläche zwischen zwei extrudierten Bahnen, auch Halsbreite genannt, ins Verhältnis zur Bahnbreite gesetzt. Bei einem Verhältnis von 1 erreicht die Kontaktfläche die gleiche Breite wie die extrudierte Bahn und es wird davon ausgegangen, dass die volle Verbundfestigkeit erreicht ist. Das Verhältnis ist in Abbildung 2.4b veranschaulicht. Zusätzlich wird in einigen Arbeiten der Temperaturverlauf des gedruckten Materials während des Druckprozesses mit Hilfe von Thermoelementen gemessen [48, 49, 51]. Dazu wird das Thermoelement in die Druckunterlage eingebettet und die Abkühlkurve der ersten Schicht gemessen. Bei den Messungen ist meist ein zyklischer Temperaturverlauf durch das Ablegen mehrerer benachbarter Bahnen bzw. gestapelter Schichten erkennbar. Da der Temperaturverlauf den thermischen Prozess des Schichtverbunds maßgeblich beeinflusst, ist er ein geeigneter Indikator für die Einflüsse der verschiedenen Prozessparameter. Ein exemplarischer Temperaturverlauf von gedrucktem ABS bei verschiedenen Düsentemperaturen ist in Abbildung 2.4a gezeigt.

Einfluss der Prozesstemperaturen auf den Schichtverbund

Sun et al. [49] haben den Einfluss der Düsentemperatur und der Bauraumtemperatur auf die Abkühlkurven von ABS untersucht. Sie konnten zeigen, dass sich die Prozesstemperaturen direkt auf die maximalen Temperaturen der Grenzschicht sowie auf die Abkühlgeschwindigkeiten auswirken, wobei höhere Prozesstemperaturen zu höheren Maximaltemperaturen und langsamerer

Abkühlung führen. Außerdem wird in der Arbeit deutlich, dass eine sehr genaue Kontrolle über Prozesstemperaturen notwendig ist, um einen stabilen Prozess zu gewährleisten. Costa et al. [52] konnten zeigen, dass die gemessenen Effekte der Prozesstemperaturen auf die Abkühlkurve auch mit der Festigkeit der gedruckten Struktur korrelieren. Sie haben Zugversuche an ABS-Proben durchgeführt und die höchsten Festigkeiten mit hohen Bauraum- und Düsentemperaturen erreicht, wobei die Bauraumtemperatur der dominante Faktor war. Die positive Korrelation der Düsentemperatur auf die Festigkeit von ABS konnte auch von Mahoud et al. [53] gezeigt werden.

Demzufolge führt eine Erhöhung der Prozesstemperaturen im Allgemeinen zu einer Steigerung des Schichtverbunds.

Einfluss von Druckgeschwindigkeit und Schichthöhe auf den Schichtverbund

Li et al. [48, 54] haben den Einfluss der Druckgeschwindigkeit und der Schichthöhe auf den Schichtverbund von PLA intensiv untersucht. Dazu haben sie das Verhältnis aus Kontaktbreite und Bahnbreite sowie die Abkühlkurven beim Drucken gemessen und diese Werte in Relation zu der Festigkeit aus Zugversuchen gesetzt. Bei beiden Parametern führt ein höherer Grad des Schichtverbunds auch zu einer höheren Zugfestigkeit. Eine Verringerung der Geschwindigkeit von 100 mm/s auf 30 mm/s führt dabei zu einer Steigerung des Schichtverbunds von 89,86 % auf 98,66 % und einer Steigerung der Festigkeit von 25,3 MPa auf 34,81 MPa. Bei der Geschwindigkeit sind auch die Messungen der Abkühlkurven konsistent mit den Ergebnissen. So führen langsamere Geschwindigkeiten zu niedrigeren Abkühlraten und somit zu einer längeren Zeitspanne, in der sich der Schichtverbund ausbilden kann. Bei der Schichthöhe führt eine Verringerung der Schichthöhe von 0,35 mm auf 0,05 mm zu einer Steigerung der Festigkeit um ca. 69 % und des Schichtverbunds um ca. 78 %. Die Abkühlkurven spiegeln diesen Effekt jedoch nicht wider. Hier führen niedrigere Schichthöhen zu niedrigeren Maximaltemperaturen und höheren Abkühlraten. Zu dem gleichen Schluss kommen Luzanin et al. [55]. Auch sie bestätigen, dass niedrigere Schichthöhen zu höheren Festigkeiten und einem höheren Grad des Schichtverbunds führen. Bei der Geschwindigkeit stellen sie starke Interaktionen mit den anderen Prozessparametern fest. Vanaei et al. [51] konnten diese Interaktionen bestätigen. Die Geschwindigkeit beeinflusst nicht nur die Temperatur des neu abgelegten Materials, sondern auch die gesamte Dauer einer Schicht und somit die Abkühlzeit der Schicht. Dadurch kann über die Geschwindigkeit die Temperatur der vorherigen Schicht, auf die das neue Material abgelegt wird, beeinflusst werden. Die Schichtzeit hängt aber auch von der Geometrie des Bauteils ab, wodurch der Einfluss der Geschwindigkeit nicht pauschal wiedergegeben werden kann. Dementsprechend können auch Mahoud et al. [53] die bisherigen Ergebnisse zur Schichthöhe bestätigen, zeigen aber bei der Geschwindigkeit einen gegenteiligen Effekt.

Insgesamt wirken sich die Geschwindigkeit und Schichthöhe stark auf den Schichtverbund und die Temperaturverläufe aus. Ein einheitlicher Zusammenhang kann aber nicht gefolgert werden, da starke Interaktionen mit anderen Prozessparametern auftreten.

Prozesscharakterisierung PEEK 3D-Druck

Bei teilkristallinen Thermoplasten ist es grundsätzlich schwieriger, einen guten Schichtverbund zu erzielen. Die Kristallisation beim Abkühlen behindert den thermischen Prozess des Schichtverbunds so stark, dass kein signifikanter Beitrag zum Schichtverbund geleistet wird, sobald kristalline Strukturen entstehen. PLA, mit dem ein Großteil der bisher beschriebenen Untersuchungen durchgeführt wurde, ist zwar auch ein teilkristalliner Thermoplast, jedoch ist die Kristallisationskinetik so langsam, dass es sich ähnlich wie amorphe Thermoplaste verhält. Bei Hochleistungs-Thermoplasten wie PEEK kann die Kristallisation jedoch nicht vernachlässigt werden. Für die Ausbildung des Schichtverbunds ist es daher notwendig, die Grenzflächentemperatur zwischen den Schichten möglichst lange oberhalb der Kristallisationstemperatur zu halten. [47]

Die Bedeutung der Grenzflächentemperaturen für den 3D-Druck von PEEK wurde experimentell in vielen Arbeiten untersucht und nachgewiesen. Zanjaniyam et al. [11] geben in ihrem Review einen Überblick über die wichtigsten Herausforderungen beim Drucken von PEEK. Als Parameter wurden die Umgebungstemperatur, Düsentemperatur, Druckbetttemperatur, Geschwindigkeit und Wärmebehandlung untersucht. Insgesamt liefern höhere Temperaturen bessere mechanische Eigenschaften. Als eine der wichtigsten Schlussfolgerungen stellten sie fest, dass neben den Maximaltemperaturen die Minimierung der Differenz zwischen Düsen- und Substrattemperatur der wichtigste Aspekt für ausreichende mechanische Eigenschaften ist. Sie empfehlen unter anderem eine Schichthöhe von 0,1 mm - 0,3 mm, eine Umgebungstemperatur von 150 °C - 200 °C und eine Düsentemperatur von 420 °C - 440 °C für eine hohe Zugfestigkeit. Der Review von El Magri et al. [2] zeigt ebenfalls die Prozesseinflüsse auf und bestätigt diese Beobachtungen.

Ein Großteil der Untersuchungen widmet sich den Prozesstemperaturen, da diese insbesondere bei Hochtemperatur-Thermoplasten einen besonderen Stellenwert einnehmen. Zu den Prozesstemperaturen zählen die Düsen- und Druckbetttemperatur. Viele Drucker, die für PEEK genutzt werden, verfügen auch über einen beheizten Bauraum.

Wang et al. [56] haben den Einfluss der Düsen- und Druckbetttemperatur sowie der Geschwindigkeit auf die Festigkeit untersucht. Sie erhielten die besten mechanischen Eigenschaften bei einer Düsentemperatur von 440 °C und einer Druckbetttemperatur von 280 °C, was jeweils die maximalen Temperaturen in der Untersuchung waren. Vaezi et al. [57] haben unter anderem die optimalen Düsentemperaturen bei einer Bauraumtemperatur von 80 °C und einer Druckbetttemperatur von 130 °C bestimmt. Unter 400 °C Düsentemperatur wurde eine Verstopfung der Düse und Ablösung der Schichten beobachtet und über 430 °C kam es zu Degradation des Filaments. Zudem wurde gezeigt, dass bei einer Erhöhung der Druckbetttemperatur der Verzug der Bauteile verringert werden konnte. Xiaoyong et al. [8] haben die Druckbetttemperatur und die Bauraumtemperatur bei relativ niedrigen Temperaturen untersucht. In ihrer Arbeit hatte eine Steigerung der Temperaturen von Raumtemperatur auf 130 °C für das Druckbett und 60 °C für den Bauraum eine Steigerung der Festigkeit von 46,2 MPa auf 71,2 MPa bewirkt.

Die bisherigen Untersuchungen haben vor allem den Einfluss auf die statisch-mechanischen

Eigenschaften untersucht. Die Prozessparameter wirken sich jedoch auch auf die dynamischen Eigenschaften aus. Pu et al. [58] haben den Einfluss der Prozesstemperaturen mit dynamisch-mechanischer Analyse (DMA) untersucht. Auch hier führten höhere Prozesstemperaturen zu einem höheren Speichermodul.

Insgesamt führen also möglichst hohe Prozesstemperaturen zu dem besten Schichtverbund. Die maximalen Temperaturen werden aber durch die maximale Verarbeitungstemperatur und die geometrische Stabilität des Bauteils nach oben begrenzt.

Neben der isolierten Betrachtung der Prozesstemperaturen werden diese Parameter häufig im Zusammenhang mit der Schichthöhe und der Druckgeschwindigkeit betrachtet, da bei diesen Parametern Interaktionseffekte auftreten können.

Liaw et al. [59] haben den Einfluss von Düsentemperatur (370 °C - 410 °C), Geschwindigkeit (20 mm/s - 60 mm/s) und Schichthöhe (0,1 mm - 0,3 mm) auf die Biegefestigkeit mit Hilfe von DoE experimentell untersucht. Dabei kamen sie zu dem Schluss, dass die Düsentemperatur, gefolgt von der Schichthöhe, den größten Einfluss auf die Festigkeit haben, wobei höhere Düsentemperaturen und niedrigere Schichthöhen die Festigkeit erhöhen. Die Geschwindigkeit spielt in ihrer Untersuchung eine untergeordnete Rolle.

Wu et al. [60] ermittelten u. a. den Einfluss der Schichthöhe auf die Zug-, Druck- und Biegefestigkeit von Proben. Es wurden Proben aus PEEK und ABS verglichen. Die Schichthöhe wurde auf den Stufen 0,2 mm, 0,3 mm und 0,4 mm variiert. Eine Schichthöhe von 0,3 mm hat in Kombination mit einer Druckrichtung von 0° zur Belastungsrichtung die höchsten Festigkeiten ergeben. Bei Proben aus PEEK wurden Zugfestigkeiten von bis zu 56 MPa erreicht.

Deng et al. [61] untersuchten den Einfluss bestimmter Prozessparameter des FFF-Verfahrens auf die Zug- und Biegefestigkeit von Proben aus PEEK. Die Düsentemperatur, die Druckgeschwindigkeit, die Schichtdicke und die Infill-Dichte wurden in den Bereichen 350 °C - 370 °C, 20 mm/s - 60 mm/s, 0,2 mm - 0,3 mm und 20 % - 60 % variiert. Ein Optimum der Materialeigenschaften wurde dabei bei einer Düsentemperatur von 370 °C, einer Druckgeschwindigkeit von 60 mm/s, einer Schichtdicke von 0,2 mm und einem Füllgrad von 40 % ermittelt. Geng et al. [62] haben den Einfluss der Extrusionsgeschwindigkeit, also die Geschwindigkeit, mit der das Filament zugeführt wird, auf die Druckstabilität untersucht.

Es kann geschlussfolgert werden, dass auch bei PEEK starke Interaktionen der Prozessparameter auftreten. Insbesondere bei der Geschwindigkeit und Schichthöhe kann der Effekt auf den Schichtverbund nicht eindeutig bestimmt werden.

Weitere wichtige Parameter für den Druck von Bauteilen aus PEEK sind die Bauteilorientierung und die Gestaltung des Infills. Obwohl diese Parameter beim Überdrucken von Laminaten eine untergeordnete Rolle spielen, müssen sie dennoch bei der Anwendung in einem Bauteil berücksichtigt werden.

Arif et al. [13] untersuchten den Einfluss der Bauteilorientierung im Bauraum eines 3D-Druckers während der Fertigung. Hierzu wurden drei verschiedene Arten von Zugproben hergestellt und geprüft. Für zwei Probenarten wurden die Probenkörper auf dem Druckbett liegend gedruckt. Bei H-0°-Proben wurden die Zugproben in Richtung des Materialaustrags

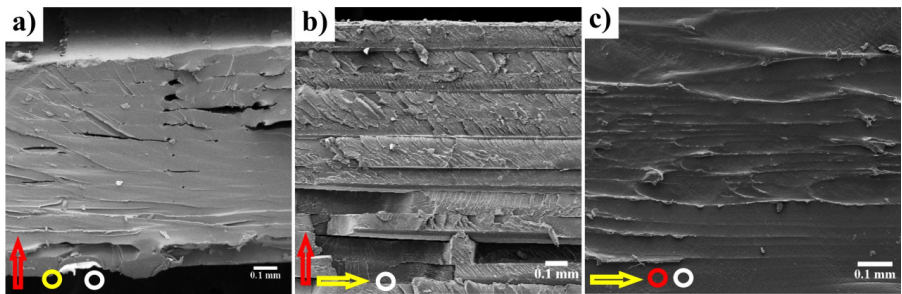


Abbildung 2.5: REM-Bruchoberflächenmorphologie von a) H-0°, b) H-90° und c) V-90°-Proben. Rot, gelb und weiß (Pfeile und Kreise) zeigen die Z-Richtung, den Rasterwinkel bzw. die Belastungsrichtung an. Der Kreis zeigt die Richtung normal zur Oberfläche an [13] (mit Genehmigung von Elsevier)

belastet. Bei H-90°-Proben wurden die Proben senkrecht zur Materialauftragsrichtung belastet. V-90°-Proben wurden vertikal stehend auf dem Druckbett hergestellt. Diese Proben wurden wiederum senkrecht zur Druckrichtung belastet, so dass der Kraftfluss durch den Schichtverbund erfolgt. H-0°-Proben und H-90°-Proben haben in der Untersuchung eine Zugfestigkeit erzielt, welche 78 % und 70 % der Zugfestigkeit von spritzgegossenem PEEK entspricht. V-90°-Proben erzielten stark verminderte Zugfestigkeiten im Vergleich mit den anderen beiden Proben. Die Unterschiede in den Zugfestigkeiten wurden mit unterschiedlichen Temperaturgradienten im Bauteil begründet. Bei allen Proben sind die Grenzen der einzelnen Lagen im Bruchbild deutlich zu erkennen, was darauf hindeutet, dass die Ausbildung des Schichtverbunds nicht vollständig abgeschlossen ist. Die Bruchbilder sind in Abbildung 2.5 dargestellt. Somit kann eine Anpassung der Probenanordnung und des Werkzeugweges eine Minimierung des Temperaturgradienten bewirken und somit die Festigkeiten steigern.

Abbas et al. [63] haben verschiedene Infill-Strategien für PEEK untersucht. Dazu haben sie Proben mit Gitter-, Dreieck-, Wabenkern-, Kubus- und Gyroid-Infill gedruckt und dabei die notwendige Druckzeit sowie die Druckfestigkeit verglichen. Bei einer Druckbelastung in Z-Richtung hat sich ein Gitter-Infill am effektivsten gezeigt. Bei mehrachsigen Belastungen wird ein kubischer Infill empfohlen. Die Dichte des Infills wirkt sich im untersuchten Bereich von 5 % - 45 % linear auf die Festigkeit aus.

Ein weiterer wichtiger Faktor, welcher insbesondere bei den Arbeiten mit PEEK häufig betrachtet wird, ist das Einbringen von Füllstoffen. Auch wenn PEEK als Hochleistungs-Thermoplast bereits über vergleichsweise gute mechanische Eigenschaften verfügt, ist reines PEEK aufgrund seiner geringen Steifigkeit und Festigkeit nicht für strukturelle Anwendungen geeignet. Um eine höhere Steifigkeit und Festigkeit zu erreichen, kann PEEK durch Kurzfasern verstärkt werden. [2]

Wang et al. [56] haben reines PEEK mit kohle- und glasfasergefülltem PEEK verglichen. Der Füllgehalt war jeweils 5 Ma%. Die Faserfüllung konnte die Zug- und Biegefestigkeit verbessern, wobei Kohlenstofffasern zu höheren Kennwerten als Glasfasern geführt haben. Hier konnte die

Zugfestigkeit von ca. 83 MPa auf ca. 94 MPa gesteigert werden. Die Schlagzähigkeit wurde jedoch durch das Einbringen der Fasern reduziert.

Rodzeń et al. [64] haben den Schichtverbund bei PEEK mit 30 Ma% Kohlenstofffaserfüllung untersucht. Dabei orientieren sich die Fasern deutlich in die Druckrichtung. Außerdem wirken die Fasern als Keimbildner für Kristallisation, was sich wiederum auf den Schichtverbund auswirkt.

Neben Fasern als Füllstoff wurden die Eigenschaften von PEEK auch mit verschiedenen anderen Füllstoffen untersucht. Arif et al. [65] haben den Einfluss von Carbon-Nano-Tubes (CNT) und Graphen-Nanoplättchen (GNP) auf die Eigenschaften von gedrucktem PEEK untersucht und gezeigt, dass sich die Füllstoffe eignen, um sowohl die mechanischen als auch thermischen und elektrischen Eigenschaften einzustellen. Außerdem erhöhen die kohlenstoffbasierten Füllstoffe die Schmelzviskosität sowie die Kristallinität des erstarrten Materials.

Die Füllstoffe wirken sich also auf die mechanischen und physikalischen Eigenschaften aus. Da sie aber auch die Kristallisation beeinflussen, kann der Einfluss verschiedener Füllstoffe beim Schichtverbund nicht vernachlässigt werden.

Die Kristallinität von PEEK wirkt sich direkt auf die mechanischen Eigenschaften, den Schichtverbund, sowie den Verzug beim Druck aus. Daher ist es wichtig, eine hohe, gleichmäßige Kristallisation zu erzielen. Dementsprechend widmen sich einige Arbeiten dem Einfluss der Prozessparameter auf die Kristallisation.

Yang et al. [7] haben den Einfluss der Prozesstemperaturen auf die Kristallisation untersucht. Die Steigerung der Umgebungstemperatur von 25 °C auf 200 °C führte zu einem Anstieg des Kristallisationsgrads von 17 % auf 31 % sowie der Zugfestigkeit von 60 MPa auf 85 MPa. Eine langsamere Abkühlung führte zudem zu einer weiteren Steigerung der Zugfestigkeit. Liaw et al. [59] haben zudem gezeigt, dass auch eine Erhöhung der Düsentemperatur sowie eine höhere Schichthöhe und langsamere Druckgeschwindigkeit zu einer höheren Kristallinität führen.

Lee et al. [66] kamen zu dem Schluss, dass die Kristallisation nicht beim Abkühlen aus der Schmelze entsteht, da hier die Abkühlraten zu hoch sind. Es handelt sich vielmehr um eine Kaltkristallisation, wenn durch das Auftragen der nächsten Schichten das Material zyklisch erwärmt wird. Durch eine zusätzliche Bauteilkühlung konnten sie diese Kaltkristallisation unterdrücken und dadurch den Kristallisationsgrad auf bis zu 11 % senken.

Da sich die Kristallinität so stark auf die Eigenschaften des Materials und die Ausbildung des Schichtverbunds auswirkt, wurden alternative Polyaryletherketon (PAEK) Kunststoffe entwickelt, welche durch eine langsamere Kristallisation für die additive Fertigung angepasst sind. Yi et al. [67] haben Victrex PEEK151 mit dem angepassten PAEK Victrex AM 200 verglichen. Dabei hatte das langsam kristallisierende AM 200 deutlich höhere Festigkeiten in Z-Richtung erreicht als PEEK. Consul et al. [68] verglichen Victrex AM 200 mit PEEK450. Sie zeigten ebenfalls, dass das angepasste Material zu besseren mechanischen Eigenschaften führt. Insbesondere erreichten sie durch die langsame Kristallisation, dass die vorherige Schicht noch im amorphen Zustand vorliegt, wenn die neue Schicht aufgetragen wird. Dadurch wird der Schichtverbund deutlich verbessert. Außerdem übertrugen sie die Ergebnisse auf eine großvolumige FGF-Anlage und zeigten, dass die Kristallisation bei großen Bauteilen besonders ins Gewicht fällt, da der Bauraum

nicht im gleichen Maße beheizt werden kann.

All diese Untersuchungen zeigen, dass die schnelle Kristallisation von PEEK ein kritischer Faktor für den Schichtverbund, aber auch für mechanischen Eigenschaften des Materials selbst ist. Dementsprechend muss die Kristallisation möglichst gut im Prozess kontrolliert werden, was wiederum hohe Prozesstemperaturen verlangt.

Auch die Verarbeitung von PEEK im FGF-Verfahren wurde bereits untersucht. Tseng et al. [69] haben einen Einschnckenextruder mit Hilfe einer experimentellen Studie für PEEK optimiert. Die Anlage wurde für verhältnismäßig geringe Austragsmengen von 1,5 g/min ausgelegt. Dabei wurde eine Variation der Austragsmenge von unter 3 % erreicht. In Kombination mit einem beheizten Druckbett auf 280 °C wurden Proben mit 96 % der Festigkeit von spritzgegossenen Proben gedruckt.

Velu et al. [70] haben PEEK auf einer großvolumigen FGF-Anlage mit Roboter untersucht, um damit Formwerkzeuge herzustellen. In der Arbeit wurden die Extrudertemperaturen sowie die Druckgeschwindigkeit untersucht. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass höhere Extrudertemperaturen zu dünneren Bahnbreiten führen. Der beste Schichtverbund wurde bei der höchsten Extrudertemperatur von 390 °C erreicht. Außerdem haben langsamere Druckgeschwindigkeiten zu höheren Festigkeiten geführt.

Curmi et al. [71] haben zwei verschiedene PEEK-Typen mit unterschiedlicher Viskosität im FGF-Prozess verglichen. Dazu haben sie Druckscherproben zur Untersuchung des Schichtverbunds getestet. Bei beiden Materialien haben höhere Extrudertemperaturen den Schichtverbund verbessert. In ihrer Arbeit hat die Type mit höherer Viskosität zu höheren Scherfestigkeiten geführt.

Diese ersten Untersuchungen im FGF-Verfahren deuten darauf hin, dass die Erkenntnisse aus dem FFF-Druck weitgehend auf den FGF-Prozess übertragen werden können.

2.1.3 Einfluss von Nachbehandlungen auf den Schichtverbund

Die Eigenschaften des gedruckten Materials und Bauteils werden maßgeblich durch den Druckprozess bestimmt. Sie lassen sich aber auch noch nachträglich durch Nachbehandlung beeinflussen. Eine häufige Nachbehandlung zur Verbesserung des Schichtverbunds ist das Tempern [47]. Bei amorphen Thermoplasten kann sich der Schichtverbund weiter ausbilden, solange das Bauteil über der Glasübergangstemperatur getempert wird. Bei teilkristallinen Werkstoffen kann das Tempern den Kristallisationsgrad erhöhen und Eigenspannungen abbauen. Liaw et al. konnten die Festigkeit des Schichtverbunds von PEEK durch Tempern um bis zu 60 % verbessern.

Auch eine mechanische Nachbearbeitung der Oberfläche durch Schleifen oder Sandstrahlen kann die mechanischen Eigenschaften verbessern, indem die inhärente Rauigkeit reduziert wird [14]. Weitere mechanische Nachbehandlungen sind Fräsen, Laserpolieren oder Heißluftföhen [25]. Daneben werden auch chemische Verfahren wie chemisches Dampfglätten, Elektropolieren, oder chemische Beschichtungen genutzt, um die Oberflächenqualität zu verbessern [25].

2.2 Modellierung des FFF-Prozesses

Neben der experimentellen Untersuchung des 3D-Drucks ist die Modellierung ein hilfreiches Instrument zur Vorhersage der mechanischen Eigenschaften und zur Optimierung des Prozesses. Bei der Modellierung wird häufig zwischen den Prozessmechanismen beim Auftragen des Materials und den sich daraus ergebenden Eigenschaften eines gesamten Bauteils unterschieden [12, 72]. Die Modellierung des Druckprozesses selbst umfasst die Materialextrusion, den Schichtverbund und die Faserorientierung [73]. Für die Vorhersage der Bauteileigenschaften werden numerische und analytische Methoden eingesetzt, um die Verbundeigenschaften aus einer Vielzahl von Schichten sowie die induzierten Eigenspannungen bzw. die Restfestigkeit des Bauteils vorherzusagen [12, 72, 73]. Für die in dieser Arbeit untersuchte in-situ Fügung beim Überdrucken ist vor allem der Schichtverbund relevant. Nichtsdestotrotz ist ein Gesamtverständnis des Prozessablaufs und der daraus resultierenden Folgen für ein Bauteil substanziell für eine erfolgreiche Prozessführung.

2.2.1 Simulation des Materialaustrags

Am Anfang des Druckprozesses steht der Austrag des geschmolzenen Materials aus der Düse. Die Untersuchungen behandeln vor allem die Druck- und Temperaturverteilung, die Scherung beim Austrag und die damit verbundene Ausrichtung von Füllstoffen. Mackay et al. [74] beschreiben die grundlegenden Zusammenhänge der Materialextrusion bis zum Austrag. Die Druckverteilung in der Materialzuführung hängt stark von der Viskosität des Materials ab. Comminal et al. [75] konnten zeigen, wie sich das Material beim Austrag je nach Düsenabstand beim Ablegen aufweiten oder zusammenziehen kann. Brenken et al. [44] fassen in ihrem Review einige Arbeiten zum Verhalten der Füllstoffe zusammen. Die Arbeiten werden als 2D oder 3D-Simulationen durchgeführt und zeigen, dass sich vor allem Fasern bei der Extrusion in der Schmelzzone stark in Extrusionsrichtung orientieren.

Kattinger et al. [76] haben ebenfalls ein 2D-Modell des Materialaustrags aufgebaut. Sie konnten zeigen, dass die Massetemperatur des ausgetragenen Materials nicht nur von der Düsentemperatur, sondern auch von der Extrusionsgeschwindigkeit abhängt. Mollah et al. [77] nutzten ein Computational Fluid Dynamics (CFD)-Modell, um den Materialaustrag zu simulieren. Dabei konnten sie den Extrusionsdruck berechnen und somit die Kontaktfläche von zwei aufeinander abgelegten Schichten vorhersagen.

Insgesamt kann die Simulation des Materialaustrags dazu genutzt werden, die initialen Bedingungen beim Ablegen des Materials vorherzusagen. Vor allem 3D-Modelle sind jedoch mit einem hohen Modellierungs- und Rechenaufwand verbunden.

2.2.2 Simulation der Abkühlkurven

Nach dem Materialaustrag kühlt das Material entsprechend der Umgebungsbedingungen ab. Dieses Abkühlverhalten bestimmt die thermische Historie der Grenzschicht, worauf die Berechnung des Schichtverbunds maßgeblich basiert. Zur Vorhersage dieser Temperaturverläufe wurden

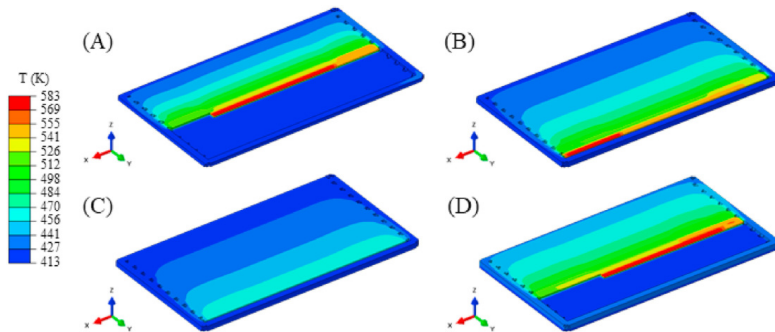


Abbildung 2.6: Temperaturfeld, das sich in den verschiedenen Phasen des additiven Herstellungsprozesses der DCB-413-10 entwickelt. (A) Druck der zweiten Schicht. (B) Ende der dritten Schicht. (C) Ende der Verweilzeit zwischen der dritten und vierten Schicht. (D) Druck der vierten Schicht nach der Verweilzeit [79] (mit Genehmigung von Elsevier)

verschiedene Methoden erfolgreich eingesetzt. Diese reichen von analytischen 1D-Modellen, wie sie von Thomas und Rodriguez [78] oder Sun et al. [49] verwendet werden, bis hin zu 3D-Finite-Elemente-Methode (FEM).

In vielen 3D-Modellen, wie in denen von Zhang et al. [80] und Zhou et al. [81], wird das neu hinzugefügte Material durch Elementaktivierung modelliert. Das heißt, die zu druckenden Schichten werden zunächst im FEM-Modell deaktiviert und anschließend in einer transient-thermalen Simulation schrittweise, entlang der Bahnplanung des 3D-Drucks, wieder aktiviert. Mit der Methode der Elementaktivierung wurden in verschiedenen, dreidimensionalen Geometrien sehr gute Ergebnisse erzielt. El Moumen et al. [82] haben den Prozess ebenfalls durch Elementaktivierung modelliert und die Simulationsergebnisse mit Thermocam-Messwerten validiert. Die Abweichung zwischen Simulation und Experiment lag unter 5 %. Barocio et al. [83, 84] und Brenken et al. [79] haben ein FEM-Modell genutzt, um zuerst die Abkühlkurven und später daraus den Schichtverbund zu berechnen. Der Ablauf des Simulationsmodells ist in Abbildung 2.6 dargestellt.

Auch für den großvolumigen FGF-Druck wurden Simulationsmodelle entwickelt. Compton et al. [85] haben den Temperaturverlauf bei großen, einwandigen Strukturen mit einem 1D-Modell simuliert. Die Ergebnisse zeigten eine gute Übereinstimmung mit Referenzmessungen aus Thermographie-Daten. Die 1D-Modellierung senkt zwar den Rechenaufwand bei großen Strukturen, schränkt aber auch die möglichen Geometrien auf einwandige Bauteile ein.

Neben der Vorhersage des Schichtverbunds oder Bauteileigenschaften kann die Thermal-simulation auch für die Prozessoptimierung genutzt werden. Oskolkov et al. [86] haben ein Wärmeleitmodell genutzt, um die Heizereinstellungen beim FGF-Prozess segmentweise adaptiv einzustellen. Der Vergleich zwischen Modell und Thermographie-Daten zeigte eine maximale Abweichung von 17,7 %.

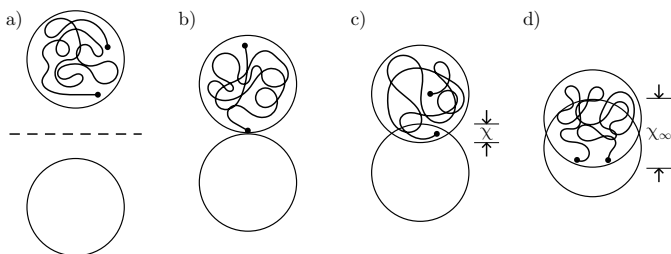


Abbildung 2.7: Phasen des Schichtverbunds: a) Oberflächenumstrukturierung- und annäherung, b) Benetzung, c) Diffusion bis zur gegenseitigen Durchdringungstiefe χ , d) Diffusion bis zur Durchdringungstiefe im Gleichgewicht χ_∞ und Randomisierung [87, 88] (mit Genehmigung von AIP Publishing)

2.2.3 Simulation des Schichtverbunds

Die Ausbildung des Schichtverbunds hängt, wie in Kapitel 2.1.2 beschrieben, von einer Vielzahl an Parametern ab. Bei der Modellierung dieses Vorgangs werden in der Regel verschiedene Phasen unterschieden. Bereits Wool und O'Connor [87, 88] haben in ihrer Theorie zur allgemeinen Rissheilung von Polymeren fünf wesentliche Phasen unterschieden: Oberflächenumstrukturierung, Annäherungsphase, Benetzungsphase, Diffusionsphase, Randomisierungsphase. Die Phasen sind schematisch in Abbildung 2.7 dargestellt.

Bei der Oberflächenumstrukturierung und der Annäherungsphase sind die beiden Flächen noch nicht in Kontakt. Hier wird vor allem die Anfangsbedingung der Polymerketten bei der Rissheilung und die geometrische Form des Kontaktes bestimmt. Die Benetzungsphase (engl. Wetting) entscheidet über die Qualität und die Vollständigkeit der Benetzung der Grenzflächen. Eine unvollständige oder ungleichmäßige Benetzung wird sich auf die Rissheilung auswirken. Die Diffusionsphase ist die wichtigste Phase. Hier wird die Ausbildung der mechanischen Eigenschaften während der Rissheilung gesteuert. In der Randomisierungsphase werden die verbleibenden Informationen zur Rissfläche abgebaut, bis die Fläche nicht mehr vom Vollmaterial zu unterscheiden ist. Bei der Modellierung des Schichtverbunds beim 3D-Druck werden in der Regel nicht alle fünf Phasen im Detail betrachtet. Ein Großteil der Untersuchungen teilt den Prozess in drei Phasen ein: Oberflächenkontakt, Halswachstum und Diffusion [47].

Oberflächenkontakt

Der Oberflächenkontakt und damit die Benetzung der zu fügenden Oberflächen ist ein wesentlicher Bestandteil in allen Konsolidierungsprozessen von Thermoplasten. Dementsprechend wird er auch in den allgemeinen Prozessmodellen zur Konsolidierung berücksichtigt [87–90]. Schon Lee und Springer [89] haben den Oberflächenkontakt in den 1980er Jahren als eine Funktion von Temperatur, Druck und Zeit modelliert. In ihrem Modell werden durch einen aufgebrachtten Druck die Oberflächenrauheiten abgebaut, bis sich die Oberflächen vollständig berühren. Yang und Pitchumani [90] benutzten ein ähnliches Modell, um den Flächenkontakt zu berechnen, bevor die Mechanismen des Schichtverbunds starten.

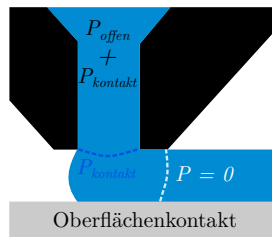


Abbildung 2.8: Modell nach Coogan et al. [91] zur Berechnung des Kontaktdrucks P_{kontakt} auf Basis des Drucks bei offener Düse ohne Druckunterlage P_{offen} (mit Genehmigung von Elsevier)

In der additiven Fertigung durch Materialeextrusion von Thermoplasten wird der Oberflächenkontakt oft nicht berücksichtigt, da der Prozess annähernd druckfrei abläuft und der Kontakt instantan stattfindet. Einige Arbeiten zur Berechnung des Schichtverbunds müssen jedoch einen unvollständigen Oberflächenkontakt, z.B. durch Poren oder Lücken zwischen den gedruckten Bahnen, berücksichtigen, um gute Übereinstimmungen zwischen Modell und Experiment zu erzielen [48, 68, 91, 92].

Im Großteil dieser Arbeiten wird die Kontaktfläche experimentell bestimmt und ein Skalierungsfaktor in die Berechnung des Schichtverbunds aufgenommen. Coogan et al. [91, 93] haben ein Modell zur Berechnung des Anpressdrucks und dessen Auswirkungen auf die Kontaktfläche entwickelt. Für die Berechnung des Kontaktdrucks P_{kontakt} wurde ein Drucksensor in die Düse integriert. Mit diesem Sensor wurde der Druck der Schmelze beim Drucken eines Testbauteils gemessen. Zusätzlich wurde der Druck beim Extrudieren in offenen Raum P_{offen} gemessen. Die Differenz dieser beiden Messwerte ergibt den Kontaktdruck. Die Grundannahmen des Modells sind in Abbildung 2.8 dargestellt. Zusätzlich wurde der Kontaktdruck aus den rheologischen Eigenschaften und der Bahnplanung berechnet. Auf Basis dieses Kontaktdrucks wurde die Breite der Kontaktfläche zwischen zwei aufeinanderfolgenden Schichten berechnet. Das Modell konnte die Referenzmessung gut vorhersagen. Damit konnten die Autoren zeigen, dass die Kontaktfläche maßgeblich durch den Kontaktdruck bestimmt wird. Die Untersuchungen haben auch gezeigt, dass niedrige Schichthöhen am meisten zu einem hohen Kontaktdruck und somit zu einem guten Oberflächenkontakt beitragen.

Halswachstum

Das erste Modell zur Berechnung des Halswachstums wurde von Bellehumeur et al. [94] 2004 entwickelt. In ihrer Arbeit beschreiben sie das Halswachstum mit Hilfe des Sintermodells von Pokluda et al. [95]. Das Modell gilt für die Koaleszenz von zwei Partikeln und liefert Vorhersagen für das Halswachstum zwischen den Partikeln als nichtlineare Funktion der Zeit, der Materialviskosität, des anfänglichen Partikelradius und der Oberflächenspannung. Die Viskosität von ABS und die Oberflächenspannung wurden experimentell bestimmt. Der Sintervorgang ist in Abbildung 2.9 dargestellt. Dazu wurden in der ersten Arbeit die Abkühlkurven von ABS auf

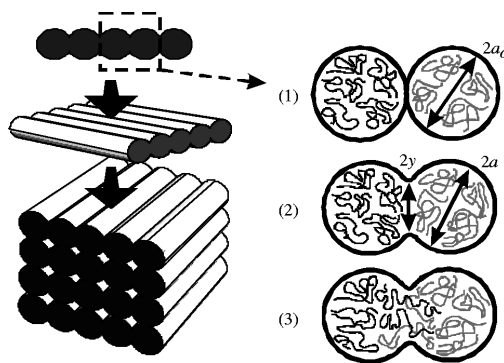


Abbildung 2.9: Prozess der Bindungsbildung zwischen zwei Filamenten: (1) Oberfläche Kontaktieren; (2) Halswachstum; (3) molekulare Diffusion an der Grenzfläche und Randomisierung [49] (mit Genehmigung von Emerald Group Publishing Limited)

einer Stratasys 2000 mit einem Thermoelement im Druckbett vermessen. Zusätzlich wurden die Abkühlkurven mit Hilfe des 2D-Modells von [78] und einem Modell von Li et al. [96] berechnet. Es wurde festgestellt, dass bei Temperaturen unter der kritischen Sintertemperatur von 200 °C bei ABS kein Sintern stattfindet. Mit dem Modell wurden verschiedene Prozessparameter variiert und die Autoren kamen zu dem Schluss, dass die Düsentemperatur der dominante Faktor für das Halswachstum ist.

In einer weiterführenden Arbeit von Sun et al. [49] wurde das Modell genutzt, um die Verbundfestigkeit alleine auf Basis des Halswachstums zu berechnen. Sie konnten dabei zeigen, dass sich das Halswachstum stark auf die Festigkeit der Proben auswirkt und mehr Halswachstum mit höheren Festigkeiten korreliert. Allerdings haben sie auch festgestellt, dass das Halswachstum durch Sintereffekte nur für eine sehr kurze Zeit stattfindet, da die kritische Sintertemperatur nahe unter der Verarbeitungstemperatur liegt. Für eine ganzheitliche Vorhersage der Festigkeit müssen auch Effekte unterhalb dieser kritischen Temperatur, vor allem Diffusion, berücksichtigt werden.

Kallel et al. [97] haben das gleiche Sintermodell genutzt und auf PLA angewendet. Die Berechnung des Halswachstums durch ihr Modell sagte deutlich kleinere Werte voraus, als experimentell gemessen wurden. Dafür wurde vor allem das Materialmodell verantwortlich gemacht.

Zhou et al. [92] haben einen anderen Ansatz gewählt, um die Halsbreite zu berechnen. Sie haben ein Modell auf Grundlage der freien Enthalpie (Gibbs-Energie) erstellt, das teilweise auch Eigenschaften der Diffusionsheilung aufnimmt. In der Arbeit wurde das Verhältnis aus Halsbreite zu Bahnbreite als einziges Kriterium für die Berechnung der Festigkeit verwendet. Die berechneten Festigkeiten von PLA Proben stimmten mit einem Fehlerwert von ca. 5,52 % gut mit den Messwerten überein.

Diffusion

Nach dem Halswachstum wird der Schichtverbund durch Diffusion gebildet. Die Modellierung der Diffusion basiert hauptsächlich auf dem Reptationsmodell von de Gennes [98, 99]. Eine wichtige Schlussfolgerung dieser Theorie ist, dass die Eindringtiefe von Ketten durch eine Ebene in einem Polymer aus einer Verschlaufung von Molekülketten proportional zur vierten Wurzel der Zeit $t^{\frac{1}{4}}$ ist. Wool und O'Connor [87, 88] haben diese Theorie erweitert, um die molekulare Diffusion durch eine Polymer-Polymer-Grenzfläche zu beschreiben und daraus ein Modell für die Rissheilung von Polymeren abgeleitet. Dabei wird angenommen, dass sich die Festigkeit der Grenzschicht proportional zur gegenseitigen Durchdringungstiefe χ der diffundierenden Molekülketten ausbildet. Nach dem Reptationsmodell ist diese gegenseitige Durchdringungstiefe χ wiederum proportional zur Kontaktzeit $t^{\frac{1}{4}}$. Nach einer gewissen Zeit t_∞ erreicht die Durchdringungstiefe einen Gleichgewichtszustand χ_∞ und der Diffusionsvorgang ist abgeschlossen. Ab diesem Zeitpunkt erreicht die Grenzschicht die Festigkeit des Vollmaterials σ_∞ . In Gleichung (2.1) ist das Modell des Diffusionskoeffizienten D zur Grenzflächenheilung der Festigkeit angegeben.

$$D = \frac{\sigma}{\sigma_\infty} = \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_\infty} + \frac{K}{\sigma_\infty} t^{\frac{1}{4}} \cdot \psi(t) \right) \cdot \phi(t) \quad (2.1)$$

Dabei ist σ die Festigkeit der geheilten Grenzfläche, σ_0 der Beitrag zur Festigkeit, der nur durch den Oberflächenkontakt entsteht, und K eine Konstante. $\psi(t)$ ist eine Initiierungsfunktion für die Diffusion. Durch diese Funktion wird eine Verzögerung der Diffusion durch die Phase der Oberflächenumstrukturierung modelliert. $\phi(t)$ ist eine Verteilungsfunktion für die Benetzung, wodurch eine unvollständige Benetzung berücksichtigt werden kann. Durch diese Funktionen wird in dem allgemeinen Modell von Wool und O'Connor [87, 88] sowohl der Oberflächenkontakt als auch die Benetzung berücksichtigt. Die beschriebene Diffusion tritt auf, solange die Temperatur der Grenzfläche über der Glasübergangstemperatur T_g ist. Eine Erhöhung der Temperatur beschleunigt den Heilungsvorgang. Die Autoren schlagen vor, dass die Zeitabhängigkeit der Diffusion mit Hilfe der Arrhenius-Gleichung oder der Williams-Landel-Ferry-Gleichung (WLF)-Gleichung beschrieben werden kann. Für den Fall einer instantanen Benetzung, wie es beim 3D-Druck annähernd der Fall ist, geben die Autoren die vereinfachte Gleichung (2.2) an.

$$D = \frac{\sigma}{\sigma_\infty} = \frac{\sigma_0}{\sigma_\infty} + \frac{K}{\sigma_\infty} t^{\frac{1}{4}} \quad (2.2)$$

Die Gleichung (2.2) wurde in verschiedenen Untersuchungen zum Schweißen von Polymeren unter isothermen Bedingungen angewendet und hat zu guten Übereinstimmungen zwischen Modell und Experiment geführt [87–89, 100–102]. Jud et al. [103] untersuchten die Diffusion auf ähnliche Weise anhand von Kompaktzugproben (engl. Compact Tension) aus Polymethylmethacrylat (PMMA) und Styrol-Acrylnitril-Copolymer (SAN). Dabei kamen sie ebenfalls zu dem Schluss, dass sich die Diffusion proportional zu $t^{\frac{1}{4}}$ verhält. Außerdem konnten sie zeigen, dass die Diffusion bei höheren Temperaturen schneller abläuft und sich der Zusammenhang zwischen

Temperatur und der Geschwindigkeit der Diffusion in ihren Versuchen durch eine Arrhenius-Gleichung beschreiben lässt. Unter Berücksichtigung dieser Beobachtungen kann Gleichung (2.2) zu Gleichung (2.3) umformuliert werden, wobei A eine Konstante, E_A die Aktivierungsenergie und R die universelle Gaskonstante ist.

$$D = \frac{\sigma_0}{\sigma_\infty} + A e^{\frac{-E_A}{RT}} t^{\frac{1}{4}} \quad (2.3)$$

Dara und Loos [102] haben Gleichung (2.3) erfolgreich zur Beschreibung der Diffusion von Polysulfon (PSU) verwendet. Dazu wurden Zugproben aus zwei Hälften hergestellt, bei denen die zwei Hälften durch einen definierten Kontakt durch Diffusion heilen konnten. Das Versuchsprogramm umfasste Proben mit verschiedenen Diffusionstemperaturen und -zeiten. Anhand der Versuchsdaten wurden die Parameter der Arrhenius-Gleichung empirisch ermittelt. Lee und Springer [89] haben diesen Versuchsaufbau übernommen und für PEEK angepasst. Da PEEK als teilkristalliner Thermoplast oberhalb der Schmelztemperatur verarbeitet werden muss und in diesem Temperaturbereich die Viskosität vergleichsweise gering ist, wurde ein PEEK-Kohlenstofffaser (CF) Laminat (PEEK APC-2) zur Probenherstellung verwendet, um die Formstabilität sicherzustellen. Das Ergebnis dieser experimentellen Bestimmung der Arrhenius-Parameter ist Gleichung (2.4) gegeben. Bei dem untersuchten Konsolidierungsverfahren für Faserverbundwerkstoffe sind die Autoren davon ausgegangen, dass es keinen alleinstehenden Beitrag σ_0 durch die Benetzung gibt.

$$D = 44.1 e^{\frac{3810}{T}} t^{\frac{1}{4}} \quad (2.4)$$

Als alternativen Ansatz zur Beschreibung der Zeit-Temperatur-Abhängigkeit der Diffusion durch die Arrhenius-Gleichung haben Wool und O'Connor [87, 88] die Beschreibung mit Hilfe der WLF-Gleichung (2.5) vorgeschlagen. Dabei ist a_T die Verschiebungsfunktion zur Referenztemperatur T_{ref} und t_{ref} die Referenzzeit. C_1 und C_2 sind Konstanten, die empirisch ermittelt werden müssen. Damit ergibt sich aus Gleichung (2.2) unter der Annahme, dass $\sigma_0 = 0$ ist, Gleichung (2.6), wobei K_{ref} die Konstante nach Wool und O'Connor [87, 88] bei der Referenztemperatur T_{ref} ist. Dara und Loos [102] haben diesen Ansatz ebenfalls implementiert und mit dem Arrhenius-Ansatz aus Gleichung (2.3) verglichen. Beide Ansätze haben zu konsistenten Ergebnissen geführt.

$$\log(a_T) = \log\left(\frac{t}{t_{ref}}\right) = \frac{-C_1(T - T_{ref})}{C_2 + (T - T_{ref})} \quad (2.5)$$

$$D = \frac{K_{ref}}{\sigma_\infty} (a_T t_{ref})^{\frac{1}{4}} \quad (2.6)$$

Die bisher beschriebenen Ansätze zur Beschreibung der Diffusion wurden vor allem für

isotherme Prozesse entwickelt und auch mit isothermen Prozessen validiert. Die meisten industriellen Fertigungsprozesse und auch der 3D-Druck unterliegen allerdings stark nicht-isothermen Bedingungen mit hohen Temperaturgradienten. Um dem gerecht zu werden, wurden die zuvor beschriebenen Modelle zur isothermen Rissheilung auf verschiedene Weisen angepasst. Bastien und Gillespie [104] schlugen vor, die nicht-isotherme Temperaturkurve des Prozesses in hinreichend kleine Segmente zu unterteilen, sodass in jedem Segment annähernd ein isothermes Modell zur Rissheilung auf Grundlage des Reptationsmodells angewendet werden kann. In jedem Zeitintervall wird der Beitrag zur Diffusion berechnet und anschließend werden die Segmente aufsummiert. Voraussetzung für dieses Vorgehen ist es, dass die temperaturabhängige Zeit bis zum Erreichen des Gleichgewichtszustands der Reptation t_∞ bekannt ist. Die Autoren haben verschiedene Auslegungen des Reptationsmodells verglichen und sind zu dem Schluss gekommen, dass der Ansatz der gegenseitigen Durchdringung, wie bei Wool und O'Connor [87, 88], die besten Ergebnisse liefert. Die Temperaturabhängigkeit von t_∞ wurde für PEEK experimentell ermittelt und konnte wiederum durch eine Arrhenius-Gleichung beschrieben werden. Sonmez und Hahn [105] haben auf vergleichbare Weise ein nicht-isothermes Modell für das Tapelegen von thermoplastischen Faserverbundstrukturen aus dem Reptationsmodell abgeleitet und teilen den Prozess ebenfalls in eine Summe aus näherungsweise isothermen Zeitschritten.

Yang und Pitchumani [90, 106] haben die Ansätze für nicht-isotherme Prozesse weiterentwickelt und die Summation isothermer Zeitschritte in ein Integral der Temperaturkurve überführt. Außerdem zeigten sie, dass die bisherigen Ableitungen aus dem Reptationsmodell in dieser Form nur für Polymere mit niedriger molarer Masse MW im Bereich $MW_c < MW < MW_c$, wobei MW_c die kritische molare Masse zur Verschlaufung von Molekülketten ist, gelten. Technische Thermoplaste haben allerdings in der Regel höhere molare Massen. Bei diesen Polymeren wird die Festigkeit des Vollmaterials σ_∞ bereits hergestellt, bevor die gegenseitige Durchdringungstiefe im Gleichgewichtszustand χ_∞ nach der Zeit t_∞ erreicht ist. Um dies zu berücksichtigen, wird die Schweißzeit $t_w \leq t_\infty$ eingeführt, nach der die vollständige Festigkeit σ_∞ erreicht wird. Die nicht-isotherme Diffusion wird nach Gleichung (2.7) berechnet, wobei t_w temperaturabhängig ist.

$$D = \int_0^t \frac{1}{t_w(T)} dt^{\frac{1}{4}} \quad (2.7)$$

Zur Validierung des Modells wurden einfachüberlappende Zugscherproben aus kohlenstoff-faserverstärkten Prepregs PEEK AS4 in einer Heißpresse hergestellt und getestet. Der Prozess wurde mit unterschiedlichen Maximaltemperaturen und Aufheizraten durchgeführt, um definierte, nicht-isotherme Prozessverläufe zu erzeugen. Für die Berechnung der Festigkeiten nach Gleichung (2.7) wurde als temperaturabhängige Schweißzeit t_w das PEEK-Modell von Lee und Springer [89] aus Gleichung (2.4) verwendet. In der Arbeit wurde zusätzlich ein Vergleich mit den Modellen von Bastien und Gillespie [104] und Sonmez und Hahn [105] durchgeführt, wobei leichte Abweichungen zwischen den Modellen festgestellt wurden. Die beste Übereinstimmung mit dem Experiment wurde mit dem Modell von Yang und Pitchumani [90, 106] erzielt.

Das Modell von Yang und Pitchumani [90, 106] bildet die Grundlage für einen Großteil

der Arbeiten zur Modellierung der Diffusionsprozesse beim Schichtverbund im FFF 3D-Druck. Es gibt allerdings Unterschiede bei der Modellierung der Schweißzeit t_w . Die Ansätze lassen sich in zwei Gruppen unterteilen. Zum einen werden empirische Ansätze durch Fitting der Arrhenius-Gleichung oder der WLF-Gleichung eingesetzt, wie sie auch bereits für isotherme Prozesse eingesetzt wurden. Zum anderen wird die Schweißzeit t_w auf die Reptationszeit zurückgeführt und über die rheometrischen Eigenschaften der Thermoplaste experimentell ermittelt. Für die Ableitung der Reptationszeit aus der Viskosität gibt es wiederum verschiedene Ansätze. Eine häufig verwendete Möglichkeit ist es, die inverse Frequenz des Kreuzpunktes des Speichermoduls G' und des Verlustmoduls G'' eines isothermen Frequenzdurchgangs zu verwenden [107]. Eine weitere Möglichkeit ist die Ausnutzung des Proportionalitätsverhältnisses zwischen t_w und dem Verhältnis aus der Nullscherviskosität η_0 und dem Plateaumodul G_N^0 [108]. Zuletzt kann die Reptationszeit und somit auch die Schweißzeit durch den Selbstdiffusionskoeffizienten beschrieben werden, welcher aus der Viskosität und molaren Masse abgeleitet werden kann [109, 110].

Yin et al. [111] haben t_w durch ein Fitting der Arrhenius-Gleichung für ABS und Thermoplastisches Polyurethan (TPU) angewendet. Thomas und Rodrigez [78] haben ein WLF-Fitting genutzt. McIlroy und Olmsted [112] nutzten ebenfalls ein WLF-Modell zur Beschreibung der t_w von ABS. Sie berücksichtigten aber zusätzlich, dass das Material im Prozess bereits eine Entschlaufung durch die Extrusion erfährt, was zu einer anisotropen Diffusion führt.

Die Beschreibung von t_w aus der Nullscherviskosität η_0 und dem Plateaumodul G_N^0 wurde von Coogan und Kazmer [91] für High Impact Polystyrene (HIPS) angewendet. Sie konnten damit die Zugfestigkeit bei verschiedenen Prozessparametern gut vorhersagen ($R^2 = 0,858$). Sie haben das Diffusionsmodell zusätzlich mit einem druckgesteuerten Kontaktmodell kombiniert, um neben der Diffusion auch die Benetzung durch Oberflächenkontakt zu berücksichtigen und so die Genauigkeit der Vorhersage zu verbessern. Bartolai et al. [113] und Lepoivre et al. [114] haben die Schweißzeit aus dem Kreuzpunktes von G' und G'' für ABS bzw. Polycarbonat (PC) und Polyetherketonketon (PEKK) verwendet. Die Vorhersagen von Bartolai et al. [113] lagen im 11 % Konfidenzintervall der experimentellen Werte.

Der Selbstdiffusionskoeffizient zur Beschreibung von t_w wurde von Coogan und Kazmer [9] am Beispiel von ABS genutzt. Für die Berechnung des benötigten Temperaturverlaufs wurde ein 1D-transientes Wärmeleitmodell entwickelt (in Anlehnung an Costa et al. [115]). Für die Validierung der Simulation wurden die Versuchsergebnisse aus der vorherigen Arbeit genutzt. Auf Basis dieser Abkühlkurve wurde die Diffusion durch Integration des Selbstdiffusionskoeffizienten D_{pre} nach Gleichung (2.8) berechnet. Dabei sind N_A die Avogadro-Konstante; η die Viskosität; ρ die Dichte, k_b die Boltzmannkonstante und R_p^2 das durchschnittliche Abstandsquadrat der Polymerketten der molaren Masse MW . Für die molare Masse MW sowie R_p^2 wurden Literaturwerte angenommen. Die Viskosität wurde über einen breiten Temperaturbereich vermessen.

$$D_{pre} = \int_0^t \frac{(ApkT(t)/36)(R_p^2/MW)}{\eta(t)} dt \quad (2.8)$$

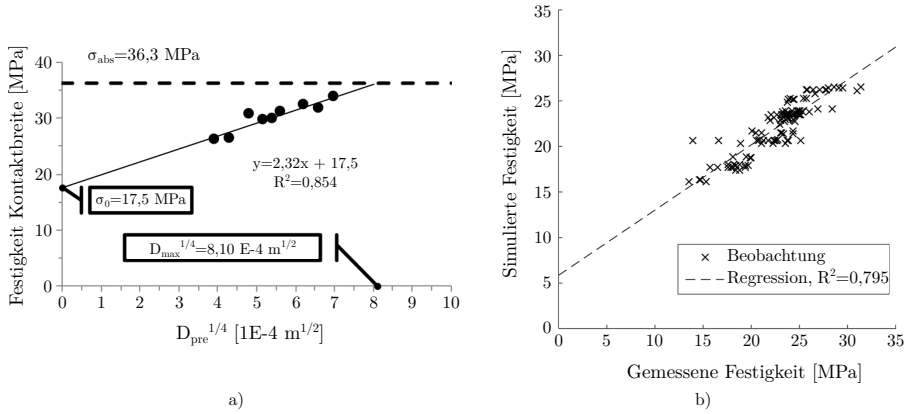


Abbildung 2.10: a) Fit der Festigkeit der Kontaktbreite gegen die vierte Wurzel der Selbstdiffusion, die verwendet wurde, um die Festigkeit durch Benetzung, Diffusion, die erforderlich ist, um die volle Festigkeit über eine Bindung zu erreichen, D_{max} , zu erhalten; b) simulierte Festigkeit über gemessener Festigkeit [50] (mit Genehmigung von Emerald Group Publishing Limited)

In dem Modell muss der Selbstdiffusionskoeffizient durch einen empirischen Wert normiert werden, bevor wie in Gleichung (2.7) die vierte Wurzel aus dem Integral der Diffusion gezogen wird. Als Normierungsfaktor wird die Diffusion D_{max} genutzt, die erforderlich ist, um die Festigkeit des Vollmaterials zu erreichen. D_{max} wurde durch experimentelle Festigkeitsmessungen aus einer vorangegangenen Studie [50] gefittet. Für das Fitting wurden die Messwerte über die vierte Wurzel von D_{pre} aufgetragen (siehe Abbildung 2.10a) und der Wert bei Erreichen der Festigkeit von ABS σ_{abs} durch lineare Regression ermittelt. Zusätzlich tritt in der Arbeit ein Beitrag zur Festigkeit σ_0 aus der Benetzung auf.

Nach dem Fitting des Modells wird die simulierte Festigkeit nach Gleichung (2.9) berechnet. Dabei berücksichtigten die Autoren neben der Diffusion die Position der Schicht in der Probe durch den Skalierungsfaktor c_{walls} nach Gleichung (2.10). $normcdf$ ist dabei eine Normalverteilungsfunktion. Zusätzlich wird die Benetzung durch den Faktor $c_{wetting}$ nach Gleichung (2.11) berücksichtigt. Das Verhältnis aus Kontaktbreite zur Bahnbreite wurde aus experimentellen Daten ermittelt.

$$\sigma = c_{walls} \cdot c_{wetting} \cdot \left[\sigma_0 + (\sigma_{\infty} - \sigma_0) \cdot \left(\frac{D_{pre}}{D_{max}} \right)^{\frac{1}{4}} \right] \quad (2.9)$$

$$c_{walls} = 0.5 + 0.5 \cdot normcdf(0.92 \cdot Z) \quad (2.10)$$

$$c_{wetting} = \frac{\text{Kontaktbreite}}{\text{Bahnbreite}} \quad (2.11)$$

Der Vergleich zwischen den so berechneten Festigkeiten mit den Messwerten ist in Abbildung 2.10b dargestellt. Das Modell konnte die Versuche mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,795$ gut abbilden.

Gilmer et al. [116] haben die verschiedenen Ansätze für t_w am Beispiel von PEI verglichen und gezeigt, dass die verschiedenen Beschreibungen konsistente Trends für die Diffusion vorhersagen. In den bisher beschriebenen Studien wurden jedoch nur amorphe Thermoplaste untersucht bzw. Effekte durch Kristallisation vernachlässigt, sodass die Diffusion so lange stattfindet, wie die Grenzflächentemperatur über der Glasübergangstemperatur T_g liegt. Bei teilkristallinen Thermoplasten wie PEEK sind die Bindungsmechanismen komplizierter, da der Aufbau von Kristallinität das Halswachstum und die Heilung einschränkt [47].

Um diesen Einfluss zu berücksichtigen, haben Barocio et al. [79, 117] das Diffusionsmodell mit der Entwicklung der Kristallinität gekoppelt. In der ersten Arbeit [117] haben sie ein Diffusionsmodell auf Basis eines Arrhenius-Ansatzes und ein Kristallinitätsmodell für Polyphenylensulfid (PPS) in einem eigenen Materialmodell in Abaqus implementiert. Mit diesem Modell konnten sie zeigen, dass die Kristallinität die Diffusion so weit hemmt, dass der Prozess zum Erliegen kommt. Als Schlussfolgerung haben sie in einer zweiten Arbeit [79] eine Kristallinität von 5 % als Abbruchkriterium für die Diffusion verwendet. Dieses gekoppelte Modell aus Diffusion und Kristallinität wurde mit Double Cantilever Beam (DCB)-Versuchen validiert und es konnten sehr gute Übereinstimmungen zwischen Modell und Experiment erzielt werden.

Consul et al. [68] verwendeten einen ähnlichen Ansatz, um die Heilung von PEEK und langsam kristallisierendem PAEK zu vergleichen. Dabei haben die Autoren den Schnittpunkt von G' und G'' für die Beschreibung von t_w verwendet. Es wurde bestätigt, dass die Anfangstemperatur der Kristallisation die Heilung erheblich hemmt und als kritische Schwelle für den Heilungsprozess angesehen werden kann. Basgul et al. [118] verwendeten die gefittete Arrhenius-Gleichung von Lee und Springer [89] für PEEK. Unter der Annahme, dass die Diffusionsdynamik vernachlässigbar ist, wenn sich Kristallinität bildet, wurde die Diffusion gestoppt, sobald die Temperatur unter den Schmelzpunkt fiel. Auch hier unterstützen die experimentellen Ergebnisse das Modell. Bei allen oben erwähnten Modellierungen des Heilungsprozesses von teilkristallinen Hochtemperatur-Thermoplasten wird ein Beitrag der Benetzung aufgrund der hohen Abkühlungsraten vernachlässigt.

Eine Übersicht der Arbeitsgruppen ist in Tabelle 2.1 gegeben.

Tabelle 2.1: Zusammenfassung der Arbeitsgruppen zur Diffusion im FFF-Prozess

Arbeitsgruppe	Ansatz für t_w	Temperatur	Material	Quelle
Yin et al.	Arrhenius-Ansatz	3D-FEM	ABS & TPU	[111]
Thomas und Rodriguez	WLF-Ansatz	2D	ABS	[78]
McIlroy und Olmsted	WLF-Ansatz & Entschlaufung	1D	ABS	[112]
Coogan und Kazmer	η_0 & G_N^0	2D	HIPS	[91]
Bartolai et al.	Schnittpunkt G' & G''	Messwerte	ABS & PC	[113]
Lepoivre et al.	Schnittpunkt G' & G''	Messwerte	ABS & PEKK	[114]
Coogan und Kazmer	Selbstdiffusion nach Bueche [110]	1D	ABS	[9]
Gilmer et al.	Vergleich von Arrhenius-Ansatz, Schnittpunkt G' & G'' und McIlroy und Olmsted		PEI	[116]
Barocio et al.	Arrhenius-Ansatz	3D-FEM	PPS-CF	[79, 117]
Consul et al.	Schnittpunkt G' & G''	Messwerte	PEEK & PAEK	[68]
Basgul et al.	Arrhenius-Ansatz (Lee und Springer [89])	1D	PEEK	[118]

2.2.4 Berechnung der Bauteileigenschaften

Die bisher beschriebenen Modelle behandeln vor allem den Schichtverbund auf mikroskopischer Ebene. Die Festigkeit des Schichtverbunds ist ein kritischer Faktor in der additiven Fertigung und für einige Belastungsarten ist sie auch der limitierende Faktor. Für eine vollständige Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von realen Bauteilen ist der Schichtverbund jedoch nicht ausreichend [12, 44]. Für die Beschreibung der mechanischen Eigenschaften eines Bauteils aus vielen Schichten mit unterschiedlichen Orientierungen kann die klassische Laminat-Theorie genutzt werden [12]. Um Verzug und Eigenspannungen von komplexen Bauteilen zu berechnen, sind 3D-FEM-Modelle notwendig [44].

Verbundeigenschaften durch Laminattheorie

Mit Hilfe der klassischen Laminat-Theorie können prinzipiell die Verbundeigenschaften eines gedruckten Bauteils berechnet werden. Die Theorie ist allerdings nur für 100 % Infill-Dichte

anwendbar, weswegen sie in einigen Arbeiten für additiv gefertigte Bauteile angepasst wurde [12].

Eine solche Anpassung wurde von Li et al. [119] durchgeführt. Bei der Anpassung ist es notwendig, die Lücken zwischen den abgelegten Bahnen innerhalb der Schicht und die Kontaktfläche zwischen den Bahnen der aufeinanderliegenden Schichten in das Modell aufzunehmen. Zur Berechnung dieser Lücken wurden analytische Modelle aus Schliffbildern und geometrischen Zusammenhängen erstellt. Die dadurch angepasste Laminattheorie für FFF-Bauteile wurde durch eine experimentelle Versuchsreihe validiert und es konnte eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und Experiment erzielt werden. Als Alternative zum analytischen Modell haben Casavola et al. [120] die Materialparameter zur Modellierung durch die Laminat-Theorie für PLA und ABS experimentell ermittelt. Dabei konnten sie eine sehr gute Vorhersage der Eigenschaften im linear-elastischen Bereich erzielen.

Pradeep und Senthil [121] haben die klassische Laminattheorie genutzt, um die Steifigkeit von Multi-Material-Druck-Verbunden zu berechnen. Dazu haben sie die Eigenschaften von gedrucktem PLA und PLA mit Kohlenstofffüllung experimentell ermittelt. Damit haben sie gezeigt, dass die Theorie für Hybridbauteile anwendbar ist.

Simulation von Verzug und Eigenspannungen

Die Berechnung von Verzug und Eigenspannung von FFF-gedruckten Bauteilen ist eine komplexe Aufgabe. Dazu müssen der Materialaustrag, die dadurch entstehende Faserorientierung, das Erstarren und Abkühlen sowie die Bahnplanung berücksichtigt werden [44, 73].

Die meisten Ansätze nutzen dazu ein FEM-Modell mit Elementaktivierung, um die dreidimensionale thermale Historie zu berechnen. Zhang und Chou [122, 123] haben mit einem solchen Modell den entstehenden Verzug berechnet. Das Modell wurde mit verschiedenen Probengeometrien und Prozessparametern validiert. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Druckgeschwindigkeit, gefolgt von der Schichthöhe, den größten Einfluss auf den Verzug haben.

Yang und Zhang [124] haben auf die gleiche Weise das Temperaturfeld in vier verschiedenen Infill-Mustern untersucht: Wabenkern, Gitter, Zacken, Geradlinig. Die Ergebnisse zeigten, dass ein Wabenkern-Infill die gleichmäßigste Spannungsverteilung und den geringsten Verzug ergibt. Brenken et al. [84, 125] haben ein ähnliches Modell um die Kristallisationseffekte erweitert. Damit konnten sie den Verzug mit einer Abweichung von 7 % genau vorhersagen und konnten zeigen, dass die Kristallisation signifikant zum Verzug des Bauteils beiträgt.

Weitere Modelle durch Elementaktivierung wurden von Ji und Zhou [126], Courter et al. [127], Zhou et al. [128], Zeng et al. [129] und El Moumen et al. [82] gezeigt. Talagani et al. [130] haben die Elementaktivierung im FEM-Modell auf eine PKW-Karosserie in Originalgröße angewendet und haben dadurch gezeigt, dass das Konzept auch für die großvolumige additive Fertigung geeignet ist.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse, dass ein 3D-Modell aus der Thermalsimulation auch genutzt werden kann um Verzug und Eigenspannungen vorherzusagen. Dazu ist allerdings ein detailliertes Materialmodell inklusive Kristallisationsmodell notwendig.

2.3 Überdrucken von thermoplastischen Laminaten

Die bisher beschriebenen Arbeiten zeigen, dass die additive Fertigung von PEEK durch Material-extrusion im FFF- oder FGF-Druck durchaus realisierbar ist und mit einer guten Prozesskontrolle auch gute mechanische Eigenschaften erreicht werden können. Sie zeigen jedoch auch, dass dazu in der Regel hohe Prozesstemperaturen, insbesondere die Temperaturen von Düse, Bauraum und Druckbett, erforderlich sind. Insbesondere beim großvolumigen FGF-Druck können die notwendigen hohen Prozesstemperaturen nicht immer erreicht werden, was in reduzierten Festigkeiten und erhöhtem Verzug resultiert und somit die maximalen Bauteilgrößen beschränkt [70]. Ein Ansatz zur Überwindung dieser Einschränkungen ist die Herstellung von Hybridstrukturen aus gedruckten Komponenten und thermoplastischen Laminaten. García-Collado et al. [131] zeigten in ihrem Review, dass das Interesse an solchen gedruckten Multi-Material-Strukturen zwischen 2015 - 2020 exponentiell gestiegen ist. Die erwünschte Steigerung der mechanischen Eigenschaften durch die Endlosfasern bleibt jedoch oft hinter den Erwartungen zurück, da eine gute Fügung der Komponenten herausfordernd ist.

Ein Ansatz, um die Kombination von 3D-Druck und Laminaten zu realisieren, ist die getrennte Herstellung von Laminaten und 3D-gedruckten Komponenten und deren anschließende Fügung. Li et al. [132] untersuchten Sandwichstrukturen mit 3D-gedruckten Kerngeometrien, die mit Laminaten durch Kleben verbunden wurden. Eine weitere Option ist die Konsolidierung zwischen gedrucktem Kern und Laminat während einer Heißumformung, wie sie von Janssen et al. [133] vorgeschlagen wurde. Rakhshbahar et al. [134] schlugen vor, die Konsolidierung während des AFP-Prozesses durchzuführen.

Beim Überdrucken von Laminaten soll die Fügung in-situ beim Druckprozess hergestellt werden. Dadurch bietet der Ansatz die höchste Flexibilität ohne nachgelagerte Prozessschritte. Dieser Ansatz wird im Folgenden näher beschrieben.

2.3.1 Druckprozess

Für das Überdrucken von Laminaten stehen bisher nur wenige Untersuchungen zur Verfügung, die alle mit FFF Druckern durchgeführt wurden. Boros et al. [135] haben das Überdrucken mit PLA untersucht und mit Hinterspritzen verglichen. Mit beiden Prozessen haben sie Kopfbzugproben hergestellt und geprüft. Dabei haben sie gezeigt, dass beim Überdrucken und Hinterspritzen ähnliche Anforderungen erfüllt werden müssen. Sie erreichten beim Überdrucken mit PLA sogar höhere Festigkeiten als beim Hinterspritzen. Die Kopfbzugfestigkeiten beim Überdrucken lagen bei bis zu 40 MPa.

Morales et al. [136] haben Polyamid 12 (PA12) Lamine mit Polyamid 6 (PA6) Filament überdruckt. Für die Bewertung der Verbundfestigkeit haben sie einfachüberlappende Scherproben hergestellt. Als einzigen Prozessparameter haben sie die Druckbetttemperatur variiert. Diese hatte einen starken Einfluss auf die Festigkeit und je nach Einstellung wurde eine Scherfestigkeit zwischen 2,4 und 5,7 MPa erreicht. Eine detailliertere Analyse der Haftfestigkeit zwischen PA6-Laminaten und 3D-gedrucktem PA6, insbesondere des Einflusses der Prozessparameter, wurde von Penter et al. [137] und Maier et al. [138] gezeigt. Die Autoren haben zudem Kopf-

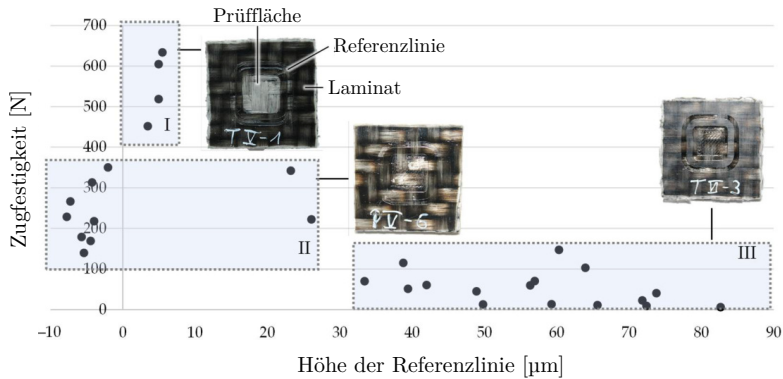


Abbildung 2.11: Einfluss des Düsenabstands auf die Verbundfestigkeit von überdruckten PA6 Laminaten [138] (Verwendet unter CC BY)

zugproben hergestellt, um die Einflüsse der Druckbetttemperatur zu untersuchen, sowie eine Plasmabehandlung der Laminatoberfläche durchgeführt. Außerdem wurde der Düsenabstand variiert, während der Materialfluss konstant gehalten wurde. Dadurch wurde eine Über- oder Unterextrusion erzeugt. Der Düsenabstand wurde durch eine Referenzlinie gemessen, die um den Prüfkörper herum mit einer einzelnen Schichthöhe gedruckt wurde. Eine Erhöhung der Druckbetttemperatur hat den Schichtverbund verbessert. Auch die Plasmabehandlung konnte die Festigkeit erhöhen. Der größte Effekt wurde durch den Düsenabstand erzielt. Der Effekt ist in Abbildung 2.11 dargestellt. Bei einem negativen Düsenabstand reibt die Düse auf dem Laminat. Dadurch werden mittlere Festigkeiten erzielt (Zone II). Die besten Festigkeiten werden für einen sehr kleinen Düsenabstand unter 0,01 mm erzielt (Zone I). Je weiter die Düse von der Oberfläche entfernt ist, desto niedriger ist die Festigkeit (Zone III).

Diese Arbeiten zeigen, dass das Überdrucken prinzipiell möglich ist. Allerdings beschränken sich die Untersuchungen auf Materialien mit niedrigen Verarbeitungstemperaturen. Caprais et al. [139] haben endlosfaserverstärkte PEEK Tapes mit PEI Filament überdruckt. Dabei haben sie bei verschiedenen Düsen-, Druckbett- und Bauraumtemperaturen die Grenzschichttemperatur durch ein Thermoelement gemessen. Bei den Versuchen konnte keine Verbindung zwischen PEI und PEEK zunächst hergestellt werden. In einer weiteren Arbeit [139, 140] haben sie PEEK Tape mit dem PAEK AM200 überdruckt. Zu der Arbeit liegen jedoch keine Versuchsergebnisse vor.

Yin et al. [141] haben den Schichtverbund beim Überdrucken von PAEK Laminaten aus Victrex AE 250 mit dem PAEK AM200 untersucht. Dazu haben sie Kopfzugproben hergestellt und geprüft. Zusätzlich haben sie Kontaktfläche der Probenkörper auf dem Laminat optisch vermessen. Neben dem experimentellen Teil haben sie die Temperaturkurven der Proben in einem FEM-Modell simuliert und damit den Schichtverbund durch ein Diffusionsmodell berechnet. Die Diffusion haben sie dabei durch die Kristallisation des Materials gestoppt. Mit den Versuchen und dem Simulationsmodell untersuchten sie den Einfluss der Düsen-, Druckbett- und

Bauraumtemperatur sowie der Druckgeschwindigkeit. Damit die Berechnung des Diffusionsmodells mit den Messwerten übereinstimmt, korrigierten sie die gemessene Festigkeit durch die tatsächliche, gemessene Kontaktfläche. Sie kamen zu dem Schluss, dass der wichtigste Einfluss der Prozesstemperaturen der Einfluss auf die Zeit bis zum Einsetzen der Kristallisation, also der absoluten Schweißzeit, ist. Außerdem ergaben ihre Untersuchungen höhere Festigkeiten als vergleichbare Proben durch Hinterspritzen. Dies führten sie darauf zurück, dass beim Hinterspritzen ein deutlich höherer Druck anliegt, welcher zwar die Benetzung verbessert, aber auch die Kristallisation beschleunigt und damit die Schweißzeit verkürzt.

Das Überdrucken von PEEK Laminaten konnte bisher nicht demonstriert werden. Die erfolgreiche Umsetzung mit dem verwandten PAEK AM200 deutet jedoch darauf hin, dass der Prozess prinzipiell möglich ist. Außerdem zeigen die Arbeiten, dass, wie beim Drucken von Hochtemperatur-Thermoplasten, auch beim Überdrucken hohe Prozesstemperaturen erforderlich sind. Eine ausreichende Festigkeit kann nur unter bestimmten Bedingungen erreicht werden, sodass eine exakte Prozesssteuerung erforderlich ist. Die Eigenschaften der Verbindung lassen sich auf den Schichtverbund zurückführen, genau wie der Schichtverbund beim 3D-Druck von PEEK [59]. Ein tiefes Verständnis dieser Schichtstruktur ist daher die Grundlage für die Gestaltung des Prozesses.

Bei den vorgestellten Arbeiten wurden vor allem Kopfzug- und Scherversuche eingesetzt, um den Schichtverbund zwischen Laminat und Druck zu charakterisieren. Dabei fällt auf, dass alle Versuche hohe Streuungen aufzeigen, die die Bewertung erschweren. García-Collado et al. [131] zeigten in ihrem Review, dass dies ein grundlegendes Problem beim Multi-Material-Druck mit Materialien unterschiedlicher Steifigkeit ist. Khudiakova et al. [142] zeigten, dass die Charakterisierung von gedruckten Strukturen mit unterschiedlichen Steifigkeiten in einem Verbund oft zu Fehlversagen in der Probe führen kann.

Neben den Untersuchungen der Grenzschicht beim Überdrucken befassen sich einige Arbeiten mit der möglichen Implementierung des Prozesses und den entsprechenden Anwendungen. Matkovic et al. [143] beschreiben eine automatisierte Prozesskette für die flexible Herstellung von Hybridbauteilen durch nicht-planares Drucken mit Industrierobotern. Das Konzept ist in Abbildung 2.12 dargestellt. Dabei soll das Überdrucken genutzt werden, um endlosfaserverstärkte Preform zu fügen und zu verstärken, um somit komplexere Preform für nachgelagerte Prozesse herstellen zu können. Die Anlage soll dabei über einen komplexen Mechanismus zur Konsolidierung verfügen, welcher über eine Vorheizung und eine Möglichkeit zum Aufbringen von Konsolidierungsdruck verfügt.

Raspall et al. [144] beschreiben ein Anlagenkonzept, in dem zwei kooperierende Roboter gleichzeitig das AFP und den 3D-Druck durchführen. Der 3D-Druck soll dabei die notwendigen Werkzeuge für AFP herstellen und auch durch Überdrucken komplexe Geometrien der Bauteile ermöglichen. Erste Ablegeversuche wurden mit Duromer-AFP und FFF-Druck hergestellt.

Chauvette et al. [145] beschreiben, wie durch Überdrucken funktionalisierte Rumpfstrukturen für Flugzeuge hergestellt werden können. Dazu wird durch einen Industrieroboter ein Schallwellenabsorber in eine Rumpftonne gedruckt.

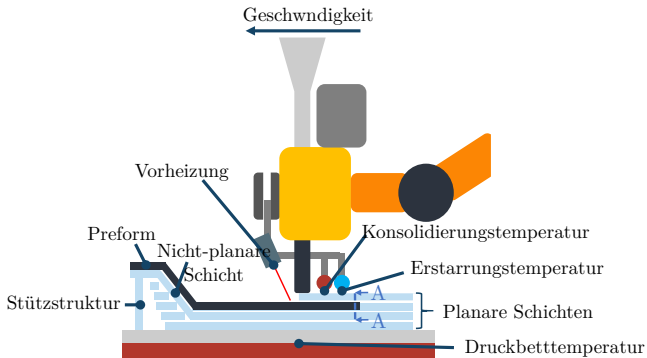


Abbildung 2.12: Konzept eines Endeffektors zum Überdrucken von Preforms [143] (mit Genehmigung von Elsevier)

2.3.2 Heizkonzepte

Die meisten Systeme für den 3D-Druck in großem Maßstab erlauben es nicht, den gesamten Bauraum zu beheizen. Daher sind lokale Heizkonzepte erforderlich, die mit dem Extruder mitgeführt werden. Um diese Aufgabe zu lösen, wurden verschiedene Konzepte vorgestellt.

Kishore et al. [146] haben den großvolumigen 3D-Drucker Big Area Additive Manufacturing System (BAAM) des Oak Ridge National Laboratory in Knoxville, Tennessee, USA, mit einem Infrarot-Heizkonzept versehen. Dabei wurden die Druckbahnen mit Infrarotlampen mit 1 kW Heizleistung bestrahlt, bevor die nächste Schicht aufgedruckt wurde. In der Untersuchung wurden verschiedene Lampen sowie Parameter, z. B. die Höhe der Lampen über der Druckbahn, getestet. Als Zieltemperatur der Heizung wurde die Glastemperatur des ABS Filaments von $T_g = 110\text{ °C}$ angesetzt. Nur bei der Konfiguration mit langsamster Druckgeschwindigkeit und niedrigster Höhe der Lampe konnte beim Drucken die Glastemperatur überschritten werden. Hierbei wurde ein Festigkeitsanstieg auf bis zu 200 % erreicht. Diese Arbeit belegt, dass das Konzept, die Druckbahnen zusätzlich zu beheizen, direkte Auswirkungen auf die Bauteilfestigkeit hat. Allerdings hat die Infrarot-Lampe eine Länge im Bericht von ca. 20 cm. Durch die notwendige Nähe zum Substrat schränkt die Heizung in der Größe den Bewegungsfreiraum des Druckers stark ein.

Kleinere Systeme konnten mit Lasern umgesetzt werden. Pu Han et. al. [147, 148] haben einen Laser in den Drucker integriert, der das Substrat punktuell erhitzt, unmittelbar bevor durch die Düse die nächste Schicht aufgetragen wird. Verwendet wurde ein Laser mit 10,6 μm Wellenlänge und maximal 30 W Leistung. Dieser wird auf einer Fläche von 1,5 mm x 3 mm fokussiert. Die Leistung des Lasers wurde innerhalb mehrerer Versuchsreihen variiert. Durch die Heizung wird bei PEI eine Verbesserung der Festigkeit von bis zu 178 % erreicht. Bei PEEK wird annähernd die Festigkeit des Vollmaterials erreicht. Sabyrov et al. [149] haben in einem ähnlichen Konzept einen Diodenlaser eingesetzt und PLA untersucht. Hier konnte eine Steigerung der Festigkeit von

10 % erreicht werden. Mundada et al. [150] haben die Laser Vorheizung an ABS untersucht. Hier wurde eine Steigerung der Kennwerte um 50 % erreicht. Außerdem konnte eine Verbesserung des Halswachstums beobachtet werden. Eine weitere Arbeit mit Diodenlaser wurde von Bräuer et al. [151] durchgeführt. Sie haben eine erhöhte Bruchdehnung von 20 % bei PLA und 35 % bei ABS erreicht. Yao et al. [152] haben für das Vorheizen einen 30 W CO₂-Laser verwendet und damit die Schichten nach dem Druck nachbehandelt. Mit der Laserheizung konnten sie die Festigkeit um über 20 % steigern und eine Steigerung des Kristallinitätsgrades nachweisen.

Die Heizkonzepte mit Laser haben sich als sehr effektiv erwiesen. Allerdings sind sie auch mit erheblichen Kosten und organisatorischen Randbedingungen verbunden. Eine einfache Alternative zur Heizung durch Strahlung ist eine Heizung durch Konvektion. Ein Ansatz wird von der Firma Apium verfolgt, die Konvektionserwärmung mit einer beheizten Platte einsetzt, welche am Druckkopf mitgeführt wird [153, 154]. Hu et al. [155] haben einen Wärmesammler um die Düse konstruiert, um die heiße Luft vom Heißblock zu sammeln und auf die Bauteiloberfläche zu reflektieren. Dadurch konnte die Festigkeit um 14 % verbessert werden. Eine Vorheizung mit Heißluft wurde von Prajapati et al. [156] demonstriert. Auch hier konnte eine Verbesserung der Festigkeit um 19 % beobachtet werden.

Um Heizkonzepte auch entsprechend regeln zu können, ist ein Monitoring der Schichttemperaturen notwendig. Für den großvolumigen 3D-Druck haben Wang et al. [157] eine Kombination aus Modellierung und Infrarot-Messung demonstriert, mit der das Thermalmanagement während des Prozesses in Echtzeit angepasst werden kann.

Im FFF Prozess konnten die Wirksamkeit der verschiedenen Konzepte erfolgreich gezeigt werden. Für das Überdrucken von Laminaten liegen bisher keine Untersuchungen mit einem entsprechenden lokalen Heizkonzept vor.

2.3.3 Bahnplanung

Im Gegensatz zum klassischen 3D-Druck muss die Bahnplanung beim Überdrucken von Laminaten im Allgemeinen auf eine bereits existierende, beliebig gekrümmte Oberfläche angepasst werden. D.h. die Oberfläche muss digital erfasst werden und in der Bahnplanung berücksichtigt werden. Diese adaptive Bahnplanung mit robotergestützter additiver Fertigung ist in der Medizintechnik bereits weithin erforscht worden. Aufgrund des eingeschränkten Sichtfelds bei medizinischen Anwendungen werden häufig taktile Messmethoden oder manuelles Reverse Engineering zur Digitalisierung von Oberfläche eingesetzt [158–160]. Prozessketten mit optischen Messmethoden wurden nur bei Ex-vivo-Anwendungen demonstriert [161, 162]. Da das optische Vermessen die Aufnahme großer Flächen mit hoher Auflösung ermöglicht, ist es für nicht-medizinische industrielle Anwendungen besser geeignet.

Für industrielle Anwendungen wurden bisher manuelle Messungen und Reverse Engineering von Spaltdefekten in Laminaten demonstriert [163]. Dieser Ansatz ist jedoch mit hohen Bearbeitungszeiten und der Notwendigkeit umfangreicher manueller Arbeit verbunden. Die Verwendung von Bildern und Fertigungsdaten aus dem Prozessmonitoring ermöglicht die Korrektur von Defekten im 3D-Druck mithilfe eines maschinellen Lernansatzes [164].



Abbildung 2.13: Schematische Darstellung von AFP Fehlstellen [168] (Verwendet unter CC BY)

Beim Überdrucken von thermoplastischen Laminaten müssen vor allem geometrische Abweichungen von der idealen Geometrie berücksichtigt werden. Bei Laminaten, die durch AFP hergestellt werden, treten verschiedene Arten von Oberflächendefekten auf, die zu einer Abweichung von der Idealgeometrie führen. Diese sind in Abbildung 2.13 schematisch dargestellt. Wenn die Tapes nicht genau genug platziert sind, können sie sich überlappen oder Lücken zwischen ihnen bilden. Bei doppelt gekrümmten, nicht abwickelbaren Flächen treten diese Überlappungen oder Lücken zwangsläufig auf. Außerdem treten Lücken und Überlappungen auch an der Kante eines Bauteils auf, wenn die Enden der Tapes nicht sauber aufeinandertreffen. Wenn die Tapes nicht in einer geraden Linie, sondern auf einer gekrümmten Bahn abgelegt werden (sogenanntes Steering), kann es zu Falten in den Tapes kommen. Diese Defekte führen zu einer Abweichung der Laminatoberfläche um die Dicke des Tapes. [165–167]

Aufgrund der zahlreichen Parameter des AFP-Prozesses ist es schwierig, exakte Abmessungen und Formmerkmale von Defekten anzugeben. Dieser Umstand spiegelt sich auch in Review-Artikeln wider, in denen unterschiedliche Effekte derselben Defektkategorie angegeben werden [169]. Es wurden jedoch mehrere Studien veröffentlicht, die Aufschluss über die genaue Form und Wirkung bestimmter Defekte geben. Rechteckige Lücken mit einer Breite von 0,76 mm - 2,50 mm verringerten die Druckfestigkeit von Laminaten um bis zu 27 % [170]. Dreieckige Lücken mit einem Öffnungswinkel von 12° und einer Basisbreite von 0,25 Zoll verringerten die Zugfestigkeit um bis zu 22 % [171]. Eine Kombination aus mehreren Lücken und Überlappungen in einem Laminat kann zu verminderten mechanischen Eigenschaften führen, kann aber auch keine Auswirkung auf die Eigenschaften haben [169, 172].

Neben diesen lokalen Defekten durch die Tape-Ablage kommt es bei thermoplastischen Laminaten zu globalem Verzug über die gesamte Fläche des Laminats. Li et al. [173] und Al-Dhaheri et al. [174] haben den Verzug von PEEK-CF Laminaten beim Heißpressen untersucht und zeigen, dass der Verzug in der Regel mehrere Millimeter beträgt. Fricke et al. [175] haben gezeigt, dass es auch bei AFP Laminaten zu einem Verzug in der Größenordnung von mehreren Millimetern kommen kann.

2.4 Stoffschlüssige Fügeverfahren für Thermoplaste

Während das Überdrucken von Laminaten ein neuer Prozess ist, der sich noch in der Entwicklung befindet, sind andere Verfahren zum Fügen von kurzfaserverstärkten Thermoplasten auf thermoplastische Lamine bereits seit langem etabliert. Dazu gehören das Hinterspritzen oder das Thermoplast-Schweißen. Aus der Entwicklung dieser Prozesse können wichtige Schlüsse für das Überdrucken gezogen werden.

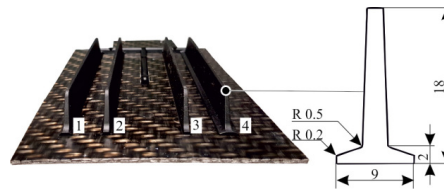


Abbildung 2.14: Rippengeometrie für Kopfzugversuche [180] (Verwendet unter CC BY-NC-ND)

2.4.1 Hinterspritzen

Beim Hinterspritzen von Laminaten kommen die gleichen Modelle zum Einsatz, die auch für den 3D-Druck verwendet werden. Akkerman et al. [176] und Bouwman et al. [177] haben das Hinterspritzen von PA6 und PEEK Laminaten mit dem jeweiligen kurzfaserverstärkten Kunststoff untersucht. Dazu haben sie die Grenzschichttemperatur berechnet und die Festigkeit der Verbindung über das Diffusionsmodell von Yang und Pitchumani [90, 106] (Gleichung (2.7)) vorhergesagt. Zur Validierung des Modells haben sie V-Kerb-Proben und Kopfzugproben geprüft. Ähnlich wie beim 3D-Druck hatte die Vorheiztemperatur des Laminats den größten Effekt auf die Festigkeit.

Szuchács et al. [178] haben ebenfalls die Verbundfestigkeit durch das Modell von Yang und Pitchumani [90, 106] beschrieben. Sie haben die Schweißzeit aus dem Schnittpunkt von G' & G'' ermittelt und die Temperaturabhängigkeit über eine WLF-Gleichung modelliert. Das Modell wurde für ABS, PC und Polystyrol (PS) angewendet und mit Kopfzugversuchen verglichen. Die Abweichung zwischen Modell und Experiment lag bei 7 %.

Giusti und Lucchetta [179] haben die Verbundfestigkeit beim Hinterspritzen von Polypropylen (PP) mit einem Arrhenius-Ansatz und ein Modell auf Basis der Selbstdiffusion untersucht. Zur Validierung haben sie ebenfalls Kopfzugversuche durchgeführt. Mit beiden Modellen können gute Übereinstimmungen mit dem Experiment erzielt werden.

Liebsch et al. [180] haben den Einfluss von Laser- und Plasma-Oberflächenvorbehandlung auf das Hinterspritzen von PA6 Laminaten untersucht. Dazu haben sie ebenfalls Rippen für Kopfzugproben auf eine Platte gespritzt. Die Geometrie ist in Abbildung 2.14 dargestellt. Dabei hat vor allem die Laservorbehandlung die Festigkeit verbessert. Plasmabehandlung hatte einen vernachlässigbaren Effekt. Rajamani et al. [181] haben das Hinterspritzen von FFF-gedruckten ABS Platten untersucht. Dazu wurden Platten mit verschiedenen Prozessparametern gedruckt und anschließend mit einer Rippe zum Herstellen von Kopfzugproben hinterspritzt. Dabei haben sie gezeigt, dass der FFF-Prozess genutzt werden kann, um die Verbindung beim Hinterspritzen vorteilhaft zu beeinflussen.

Diese Untersuchungen zeigen, dass die Bindungsmechanismen beim Hinterspritzen und Überdrucken den gleichen Gesetzmäßigkeiten folgen. Wie beim Überdrucken wurden auch bei diesen Untersuchungen in der Regel nicht die Festigkeiten des Vollmaterials erreicht. Zhao et al. [182] haben es jedoch geschafft, beim Hinterspritzen von LM-PAEK Laminaten mit PEEK, Scherfestigkeiten von bis zu 85 MPa zu erreichen, also 91 % der Festigkeit des Vollmaterials.

2.4.2 Thermisches Fügen von Thermoplasten

Bisher wurden ausschließlich Verbindungen beschrieben, die in-situ bei der Herstellung einer Komponente stattfinden. Daneben wird die Möglichkeit des thermischen Fügens auch genutzt, um thermoplastische Bauteile in einem separaten Arbeitsschritt zu verbinden. Ageorges und Ye [72] fassen die verschiedenen Fügeverfahren für Thermoplaste zusammen. Dazu gehören Prozesse, bei denen die gesamten Komponenten erneut aufgeschmolzen werden, wie das Ko-Konsolidieren, aber auch Schweißprozesse, bei denen die Wärme lokal durch Reibung (z.B. Ultraschallschweißen), elektromagnetisches Heizen (z.B. Widerstand- oder Induktionsschweißen), Konvektion (z.B. Heißgasschweißen) oder Strahlung (z.B. Laser- oder Infrarotschweißen) eingebracht wird.

Wu et al. [183] haben den FFF-Druck und das Thermoplast-Schweißen kombiniert. Durch die zusätzliche Konsolidierung beim Schweißen konnte die Festigkeit der gefügten Proben um ca. 79 % gesteigert werden im Vergleich zu einer gedruckten Komponente. Zusätzlich konnten sie hybride Komponenten herstellen, indem Metalleinleger beim Schweißprozess integriert wurden.

2.5 Schlussfolgerung und Ableitung der Forschungslücke

Aus dem hier gezeigten Stand der Technik wird ersichtlich, dass die additive Fertigung von Thermoplasten durch Materialextrusion in den letzten 10-20 Jahren ein stark untersuchtes Thema war. Ein besonderer Fokus wurde dabei auf den Einfluss der Prozessparameter auf die Bauteileigenschaften gelegt. Diese Parameter beeinflussen fast alle Eigenschaften der gedruckten Strukturen auf vielfältige Weise. Besonders kritisch für den Prozess ist jedoch der Schichtverbund zwischen den einzelnen Lagen. Die Untersuchungen zeigen, dass die Ausbildung dieses Schichtverbunds primär ein thermischer Prozess ist, der durch die Grenzschichttemperatur zwischen den Lagen getrieben wird. Dementsprechend sind vor allem die Prozesstemperaturen, aber auch Parameter aus der Bahnplanung wie die Geschwindigkeit, die diese Grenzschichttemperatur beeinflussen, für den Schichtverbund verantwortlich. Um den Schichtverbund zu optimieren, ist es notwendig, die Maximaltemperatur der Grenzschicht zu maximieren und die hohe Temperatur möglichst lange aufrechtzuerhalten. Bei teilkristallinen Thermoplasten wie PEEK ist eine lange Haltezeit der Grenzschichttemperatur besonders wichtig, da die Kristallisation des Materials beim Abkühlen die Ausbildung des Schichtverbunds bereits sehr früh stoppt. Mit geeigneten Anlagen und Prozessparametern kann der Schichtverbund nahezu an die Festigkeit des Vollmaterials gebracht werden.

Diese experimentellen Beobachtungen können auch durch die theoretische Modellierung des Schichtverbunds bestätigt werden. Dabei wird der Prozess in der Regel in mehrere Schritte eingeteilt, die auch mit unterschiedlichen Ansätzen modelliert werden. Zu den wichtigsten Schritten gehören der Materialaustrag, die Oberflächenbenetzung und Diffusion der Polymerketten durch die Grenzschicht. Für den Schichtverbund ist dabei vor allem die Diffusion verantwortlich. Die Benetzung erfolgt beim 3D-Druck nahezu instantan. Dort, wo die Oberflächen benetzt wurden, entsteht der Schichtverbund durch Ketten_diffusion durch die Grenzschicht. Um diese Diffusion

zu berechnen, wird der Temperaturverlauf der Grenzschicht benötigt. Dazu wurden verschiedene Modelle verwendet. Eine etablierte Methode besteht darin, den Druckprozess mit einem 3D-FEM Modell darzustellen, in dem das neu abgelegte Material durch Elementaktivierung hinzugefügt wird. Auf Basis des Temperaturverlaufs kann die Diffusion durch das Reptations-Modell nach de Gennes berechnet werden. Für PEEK konnte gezeigt werden, dass die Heilung der Grenzschicht während des Druckprozesses in der Regel nicht abgeschlossen wird. Die Ursache dieser unvollständigen Heilung liegt darin, dass das Material kristallisiert, bevor die Kettenbewegung abgeschlossen ist. Um daher eine Diffusionsheilung der Grenzschicht überhaupt zu ermöglichen, ist es notwendig, dass sowohl das Substrat als auch das neu abgelegte Material bei Kontakt im amorphen Zustand sind. Da das neu abgelegte Material in der Schmelze ist, ist diese Anforderung hier bereits erfüllt. Bei dem Substrat bedeutet dies, dass die nächste Schicht abgelegt werden muss, bevor das Substrat kristallisiert ist.

Für das Überdrucken von Laminaten stehen zurzeit sehr wenige Untersuchungen zur Verfügung. Erste Arbeiten haben den Schichtverbund bei PA6 untersucht und gezeigt, dass der Prozess grundsätzlich möglich ist. Für Hochtemperatur-Materialien wie PEEK gibt es zwar erste Ansätze, es sind allerdings noch keine Ergebnisse publiziert. Es gibt allerdings Konzepte für die Anlagenplanung und Prozessführung. So wurden Anlagen vorgeschlagen, bei denen der 3D-Druck und AFP gleichzeitig durchgeführt werden können oder der 3D-Druck andere Prozesse unterstützt. Auch für die Bahnplanung können wichtige Erkenntnisse aus anderen Bereichen gezogen werden. So ist das Überdrucken von Realgeometrien in der Medizintechnik bereits Stand der Technik. Für mögliche Komplikationen bei großen Laminaten, wie Verzug oder Oberflächendefekte, stehen ebenfalls erste Untersuchungen zur Verfügung.

Insgesamt bleiben bei dem aktuellen Stand der Technik einige Fragen für das Überdrucken von PEEK-Laminaten offen. Die wichtigsten vier sollen in dieser Arbeit adressiert werden:

- Kann mit der verfügbaren Anlagentechnik eine in-situ Fügung zwischen gedrucktem PEEK und bereits vollständig kristallisierten PEEK-Laminaten hergestellt werden und wie wirken sich die Prozesseinflüsse auf diese Fügung aus?
- Wie sieht ein stabiles Prozessfenster für das Überdrucken von PEEK-Laminaten aus?
- Welche Prozessschritte und Bindungsmechanismen sind für diese Fügung verantwortlich und wie kann die Ausbildung des Schichtverbunds modelliert werden?
- Lässt sich der Prozess auf beliebig große Lamine übertragen und welche technischen Maßnahmen sind notwendig, um dies zu ermöglichen?

2.6 Präzisierung der Aufgabenstellung und Struktur der Arbeit

Auf Grundlage des dargestellten Stands der Technik und den formulierten offenen Fragestellungen lassen sich die Ziele dieser Arbeit und die dazu erforderlichen Arbeitsschritte eingrenzen.

Die prinzipielle Machbarkeit und der Einfluss der Prozessparameter werden durch eine experimentelle Studie bestimmt. Da es sich bei dem Überdrucken um eine Fügung aus zwei PEEK-Komponenten handelt, ist anzunehmen, dass die grundlegenden Prozesszusammenhänge vergleichbar zu denen im FFF-Druck sind. Ein wesentlicher Unterschied besteht darin, dass das

Laminat beim Überdrucken bereits vollständig kristallisiert ist. Der Druckprozess muss daher genug Energie in die Grenzschicht einbringen, um die Oberfläche des Laminats kurzzeitig in einen amorphen Zustand zu versetzen. Dies wird sich voraussichtlich auch auf die Dynamik des Schichtverbunds und damit auf die Einflüsse der Prozessparameter auswirken. Um diese Hypothese zu überprüfen und die genauen Einflüsse zu bestimmen, wird eine mechanische Charakterisierung der wichtigsten Einflussgrößen auf die Grenzschichttemperatur durchgeführt. Für eine präzise Probenherstellung und Versuchsdurchführung wird diese Untersuchung im Labormaßstab mit einem FFF-Druck durchgeführt. Zunächst wird ein stabiles Prozessfenster für den reinen 3D-Druck von PEEK bestimmt und die notwendigen Materialparameter ermittelt. Die Charakterisierung der Prozessparameter wird dann in zwei Schritten durchgeführt, um eine möglichst große Anzahl an Parametern zu betrachten. Zunächst wird ein Screening durchgeführt, um die wichtigsten Parameter zu identifizieren, anschließend werden diese Parameter genauer untersucht. Als Ergebnis der experimentellen Untersuchung sollen die wichtigsten Einflüsse auf das Überdrucken beschrieben werden und ein stabiles Prozessfenster identifiziert werden. Zusätzlich sollen aus den Ergebnissen Rückschlüsse auf die vorherrschenden Bindungsmechanismen des Schichtverbunds zwischen Laminat und 3D-Druck geschlossen werden.

Die Erkenntnisse der experimentellen Studie können jedoch nicht ohne Weiteres auf andere Anlagen oder Bauteilgeometrien übertragen werden. Insbesondere bei großvolumigen Anlagen, in denen die Umgebungsbedingungen nicht so genau kontrolliert werden können und der Materialaustag in einer anderen Größenordnung stattfindet, kann nicht ohne Weiteres abgeschätzt werden, ob ein stabiles Überdrucken möglich ist. Dazu ist es notwendig, die Wirkmechanismen des Schichtverbunds zwischen 3D-Druck und Laminat auch vorhersagen zu können. Im nächsten Schritt wird daher ein Simulationsmodell des Schichtverbunds aufgebaut. Im FFF-Druck wird der Schichtverbund maßgeblich durch Diffusion getrieben. Dementsprechend wird die Anwendung verschiedener Ansätze zur Beschreibung dieser Diffusion auf das Überdrucken überprüft. Dazu wird die Grenzschichttemperatur durch ein 3D-FEM Modell berechnet. Zur Bewertung des Ansatzes wird das Modell anhand der Versuchsergebnisse aus dem experimentellen Teil validiert. Durch dieses Vorgehen soll außerdem die Hypothese der vorherrschenden Bindungsmechanismen abschließend überprüft werden.

Abschließend sollen die gewonnenen Erkenntnisse auf die Skalierung der Prozesstechnologie für das Überdrucken von großen Laminaten angewendet werden. Dazu werden zunächst Anforderungen an den Prozess aus Ergebnissen der vorangegangenen Untersuchungen abgeleitet. Zur Konkretisierung dieser Anforderungen soll die entwickelte experimentelle und simulative Methodik eingesetzt werden. Anschließend werden technische Lösungen entwickelt, um diese Anforderungen bei beliebig gekrümmten Laminaten im offenen Bauraum erfüllen zu können. Diese Lösungen werden zudem experimentell erprobt und bewertet. Der gesamte Prozess wird abschließend an einem Schikanebauteil mit einer gekrümmten Oberfläche demonstriert.

Auf der Grundlage des entwickelten Forschungsansatzes ist die Arbeit wie folgt strukturiert:

- In Kapitel 1 wurde die Einleitung und die Zielsetzung der Arbeit dargestellt.
- In Kapitel 2 wurde der Stand der Technik und die Forschungslücke diskutiert.
- In Kapitel 3 werden die verwendeten Anlagen und Materialien beschrieben.

- In Kapitel 4 werden die wichtigsten Prozessparameter zur Kontrolle des Schichtverbunds zwischen Laminat und 3D-Druck beim Überdrucken ermittelt und deren Effekte experimentell bestimmt.
- In Kapitel 5 wird ein Simulationsmodell des Schichtverbunds aufgebaut, um die Bindungsmechanismen zwischen Laminat und 3D-Druck zu beschreiben und vorherzusagen.
- In Kapitel 6 werden die Erkenntnisse zum Schichtverbund auf eine großvolumige Anlage übertragen und die technischen Lösungen entwickelt und erprobt.
- In Kapitel 7 werden abschließend die Schlussfolgerungen und Beiträge dieser Arbeit zum Stand der Erkenntnisse zusammengefasst.

Das gesamte Vorgehen der Arbeit ist in Abbildung 2.15 schematisch dargestellt.

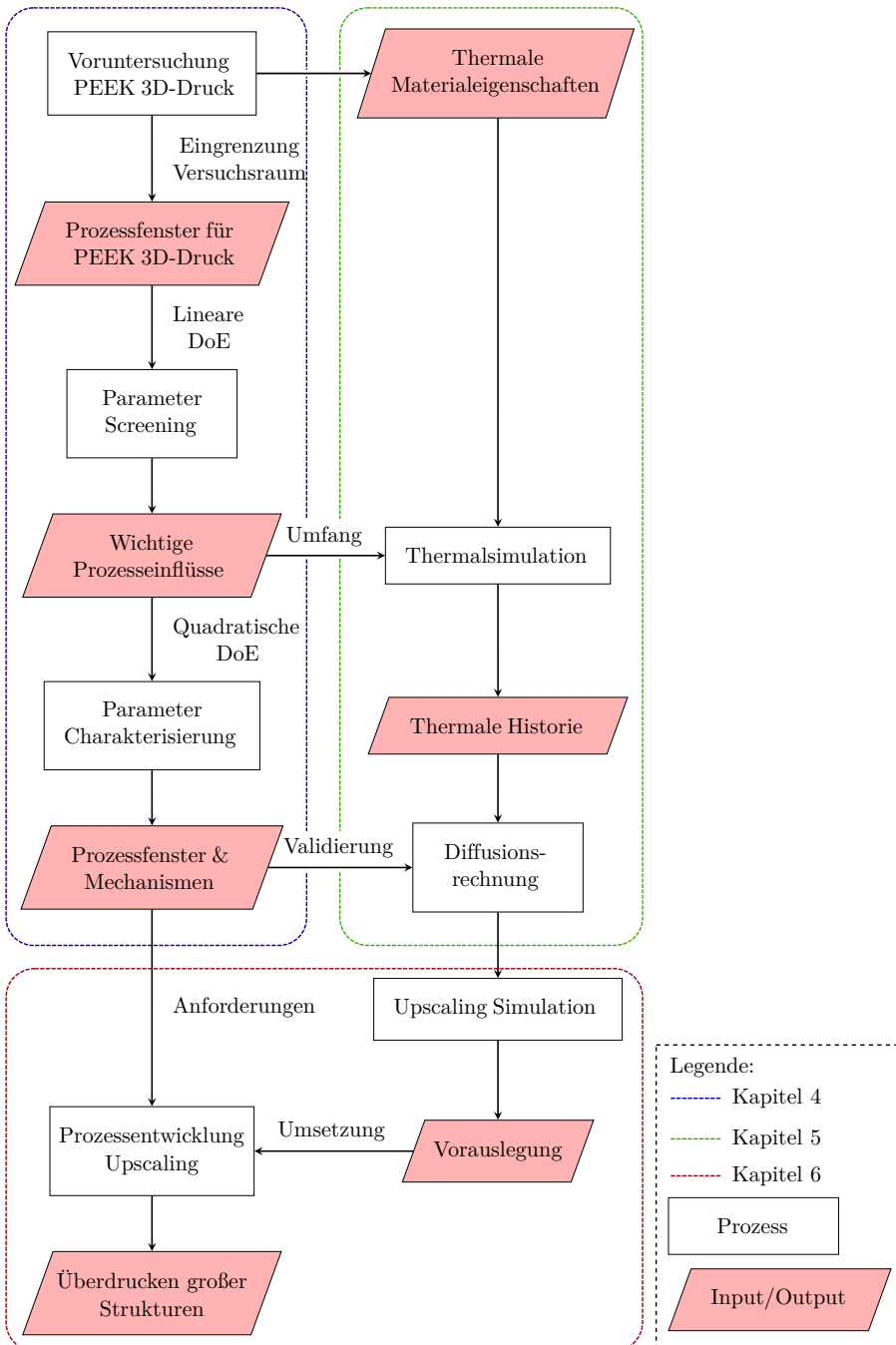


Abbildung 2.15: Schematische Darstellung des Aufbaus der Arbeit

Kapitel 3

Anlagen und Materialien

In diesem Kapitel werden die verwendeten Anlagen und Materialien beschrieben. Dazu gehören die FFF-Anlage für die Parameterstudien sowie die FGF-Anlage für das Upscaling inklusive der verwendeten Software für die Bahnplanung. Zu den Materialien gehören die verwendeten PEEK Filamente und das Granulat für den FGF-Druck sowie die Materialien der Lamine.

3.1 Fertigungsanlagen

In dieser Arbeit werden alle Proben der experimentellen Charakterisierung (Kapitel 4) zunächst mit einem geschlossenen FFF-Drucker hergestellt. Das geschlossene System ermöglicht, im Gegensatz einem offenen FGF-Drucker, eine Kontrolle aller Druck- und Umgebungsbedingungen, ist jedoch hinsichtlich der Größe des Bauraums stark eingeschränkt. Auf Basis dieser Labor-Versuche werden die grundlegenden Korrelationen zwischen den Prozessparametern (Düsentemperatur, Bett-/Bauraum-Temperatur, Druckgeschwindigkeit, Schichthöhe usw.) und der thermischen Historie auf die Fügung beim Überdrucken ermittelt. Diese Korrelationen bilden die Basis für die Auslegung des großformatigen Prozesses mit dem FGF-Drucker, die im Kapitel 6 für das Upscaling entwickelt wird.

3.1.1 FFF-Anlage für die Parameterstudien

Für die Labor-Versuche wird ein GEWO HTP-260 (GEWO3D, Wörth, Deutschland) [184] Hochtemperatur- FFF-Drucker eingesetzt. Der Drucker ist mit einem beheizten Druckbett, das bis zu 270 °C erreichen kann, einem beheizten Bauraum, der bis zu 260 °C erreichen kann, und einer Düse, die bis zu 450 °C beheizt werden kann, ausgestattet. Der Drucker ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Die wichtigsten Herstellerangaben sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst.

3.1.2 FGF-Anlage für das Upscaling

Die Versuche zum Upscaling des Druckprozesses sowie die Herstellung des Demonstrators (Kapitel 6) werden auf der robotischen FGF-Anlage Weber DXR25 (Hans WEBER Maschinenfabrik GmbH, Kronach, Deutschland) [185] durchgeführt. Die Anlage verfügt über einen Einschnecken-Hochtemperatur-Extruder mit einem Schneekendurchmesser von 16 mm. Der Extruder ist auf einem Kuka KR70 montiert. Die Steuerung erfolgt über eine CNC-Steuerung. Zum Erstellen der NC-Programme wird die Software AiSync (AI BUILD LIMITED, London, Vereinigtes Königreich)



Abbildung 3.1: GEWO HTP-260

Tabelle 3.1: Herstellerangaben der 3D-Drucker GEWO HTP-260 [184] und Weber DXR25 [185]

Eigenschaft	GEWO HTP-260	Weber DXR25
Bauvolumen (l x b x h) [mm ³]	350 x 150 x 165	1200 x 800 x 1200
Max. Düsentemperatur [°C]	450	450
Max. Bauraumtemperatur [°C]	260	-
Max. Druckbetttemperatur [°C]	270	280
Düsendurchmesser [mm]	0,4-0,8	1,0-3,0
Halbzeug	1,75 mm Filament	Granulat

[35] verwendet. Die Software, in Kombination mit der Anlage, ermöglicht einen vollständigen Multiachs-3D-Druck. Der Drucker ist in Abbildung 3.2 dargestellt. Die wichtigsten Herstellerangaben sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst.

Zur Herstellung der AFP-Lamine für die Versuche zum Upscaling sowie zur Fertigung des Demonstrators wird die AFP-Anlage (AFPT GmbH, Dörth, Deutschland) des DLR in Stuttgart verwendet. Die Anlage besteht aus einem Industrieroboter mit einem Multi-Tape Laying Head (MTLH) als Endeffektor. Der MTLH kann bis zu 3 Tapes mit einer Breite von 0,5 Zoll (12,7 mm) gleichzeitig ablegen.

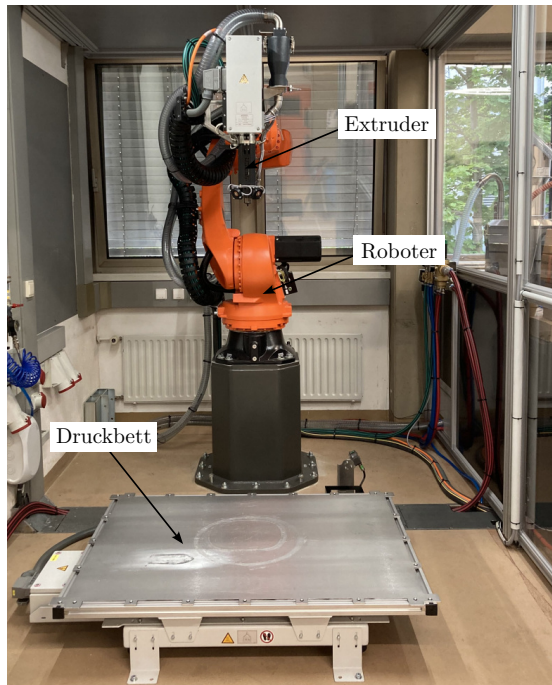


Abbildung 3.2: Weber DXR25

3.2 Materialien

Die in Kapitel 1 beschriebenen Zielanwendungen des Überdrucks von Laminaten stellen vor allem Primärstrukturen für die Luft- und Raumfahrt dar und erfordern ein Material, das sowohl die hohen mechanischen Anforderungen erfüllt als auch die strengen Zulassungs- und Sicherheitsvorgaben der Branche besteht. Einer der wenigen Hochleistungs-Thermoplaste, der diese Kriterien gleichzeitig erfüllt, ist PEEK [1, 3]. Darüber hinaus wird PEEK von der ESA für den Einsatz in Raumfahrzeugen empfohlen [4, 5, 186]. Aus diesen Gründen wird die gesamte experimentelle Arbeit in dieser Dissertation mit PEEK (bzw. kurz-faserverstärktem PEEK-CF) durchgeführt. Die Materialwahl ermöglicht nicht nur die Erfüllung der mechanischen und thermischen Anforderungen, sondern stellt zudem sicher, dass die gewonnenen Prozess- und Modellierungsdaten unmittelbar auf zugelassene Luft- und Raumfahrt-Komponenten übertragbar sind.

Die experimentellen Voruntersuchungen zur Bestimmung der Grenzen des Prozessfensters vom PEEK-3D-Druck im FFF-Verfahren, den Kristallinitätsmessungen sowie der Bauraumvermessung werden aus einem reinen PEEK-Filament ohne Füllstoffe mit dem Handelsnamen Fil-A-Gehr PEEK [187] (GEHR GmbH, Mannheim, Deutschland) hergestellt.

Das PEEK-CF-Filament TECAFIL PEEK VX CF30 [188] (Ensinger Plastics, Nufringen, Deutsch-

Tabelle 3.2: Materialeigenschaften des reinen PEEK Filaments [187], PEEK-CF Filament [188], PEEK-CF Granulat [190], Toray Cetex 1200 UD Tape [189] und Toray Cetex 1225 UD Tape [191]

Eigenschaft	PEEK Filament	PEEK-CF Filament	PEEK-CF Granulat	Cetex 1200 UD-Tape	Cetex 1225 UD-Tape
Dichte [g/cm ³]	1,29	1,38	1,4	1,59	1,59
E-Modul [GPa]	3,5	17,5	23,5	135	135
Zugfestigkeit [MPa]	94,5	190		2410	2410
Glasübergangstemp. [°C]	-	143	143	143	147
Schmelztemp. [°C]	-	343	343	343	305
Düsentemp. [°C]	380-410	420-460	360-410	-	-
Bauraumtemp. [°C]	180	160-230	-	-	-
Druckbetttemp. [°C]	-	160-230	170-210	-	-

land), gefüllt mit 30 Ma% Kohlenstofffasern, wird für alle Versuche zum Überdrucken von Laminaten im FFF-Prozess in Kapitel 4 genutzt. Der hohe Füllgrad an Kohlenstofffasern erhöht die Steifigkeit und verringert die thermische Ausdehnung des gedruckten Bauteils im Vergleich zu reinem PEEK. Dadurch wird der Verzug während des Drucks reduziert und auch der Unterschied in der Steifigkeit zwischen dem gedruckten Bauteil und dem überdruckten Laminat verringert, was vorteilhaft zur Herstellung und Prüfung der Hybridproben aus 3D-Druck und Laminat ist.

Das Laminat, das für die Herstellung der überdruckten Proben in Kapitel 4 genutzt wird, besteht aus Toray Cetex 1200 Unidirektional (UD)-Tape [189] (Toray Advanced Composites, Morgan Hill, CA, USA) in der Konfiguration [45/0/-45/90]_s. Toray Cetex 1200 UD Tape ist ein PEEK-Tape mit 66 Ma% kontinuierlichen Kohlenstofffasern.

Für das Upscaling in Kapitel 6 wird der FGF-Prozess genutzt. In diesem Prozess wird Granulat als Halbzeug verwendet. In dieser Arbeit wird das PEEK-Granulat TECACOMP PEEK 150 CF30 [190] (Ensinger Plastics, Nufringen, Deutschland) verwendet. Dabei handelt es sich um den gleichen Werkstoff, der auch für das PEEK-CF-Filament verwendet wird.

Die Lamine beim Upscaling werden aus dem UD-Tape Toray Cetex TC1225 [191] (Toray Advanced Composites, Morgan Hill, CA, USA) hergestellt. Das Tape hat ein PAEK als Matrixmaterial, welches für die Verarbeitung in dynamischen Prozessen wie AFP optimiert wurde. Die Tapes haben einen Fasermassenanteil von 66 Ma%.

Die wichtigsten Eigenschaften der verwendeten Materialien sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst.

Kapitel 4

Experimentelle Charakterisierung des Überdrucks

Um das Überdrucken von Laminaten für Hochleistungsstrukturen anwenden und einen stabilen Prozess auch bei großen Strukturen gewährleisten zu können, ist ein tieferes Verständnis des Prozesses notwendig. Das Hauptziel der experimentellen Charakterisierung in dieser Arbeit ist daher die Charakterisierung der Bindungsmechanismen zwischen der 3D-gedruckten Struktur und dem Laminat während des Überdrucks. Dabei sollen die dominanten Einflussgrößen auf die mechanischen Eigenschaften der Fügung bestimmt werden und daraus ein stabiles Prozessfenster für das Überdrucken identifiziert werden. Aus diesem Prozessfenster sollen Anforderungen und Randbedingungen für die Skalierung des Prozesses auf große Strukturen abgeleitet werden, welche später der Prozessauslegung dienen. Für das Überdrucken von PEEK-Laminaten wird kurzfaserverstärktes PEEK-CF verwendet. PEEK gehört zu den wenigen Hochleistungs-Thermoplasten, die für den Einsatz in Luft- und Raumfahrtstrukturen erprobt und zugelassen sind (vergl. Kapitel 3.1). Die Verwendung von Kohlenstofffasern als Füllstoff bietet zudem zwei wichtige Vorteile: Einerseits bietet der Füllstoff eine deutliche Erhöhung der Steifigkeit und Festigkeit (siehe Tabelle 3.2). Andererseits ermöglicht die niedrigere Wärmeausdehnung des kohlenstofffaserverstärkten Materials eine Annäherung an die Wärmeausdehnung des Laminats, was sich vorteilhaft auf die Fügung beim Überdrucken auswirkt.

Zunächst werden grundlegende Eigenschaften des 3D-Druck-Materials im Ausgangszustand als Filament sowie im verdrukten Zustand untersucht. Die Materialkennwerte sind sowohl für die Bewertung der Messkampagnen als auch für die spätere Modellierung des Prozesses notwendig. Zudem müssen beim Überdrucken von thermoplastischen Laminaten sowohl die Anforderungen an die Verbindung zwischen dem Laminat und dem 3D-gedruckten Bauteil als auch die Anforderungen an das 3D-gedruckte Bauteil selbst erfüllt werden. Daher soll das Überdrucken innerhalb des Prozessfensters für den PEEK 3D-Druck erfolgen. Dieses Prozessfenster wird im zweiten Schritt experimentell bestimmt und dient in den späteren Untersuchungen als Randbedingung für den experimentellen Versuchsraum.

Die eigentliche Untersuchung der Fügung zwischen 3D-Druck-Material und Laminat erfolgt im dritten Abschnitt des Kapitels und wird ebenfalls in zwei Schritte unterteilt. Zunächst wird ein Parameter-Screening durchgeführt, um aus der Vielzahl von Prozessparametern die entscheidenden Einflussgrößen auf die Fügung zu identifizieren. Dabei werden die Festigkeit der Verbindung und die thermische Historie der Grenzfläche analysiert. Im zweiten Schritt wird eine detaillierte Charakterisierung dieser entscheidenden Einflussfaktoren durchgeführt. Das Vorgehen der gesamten Untersuchung ist in Abbildung 4.1 dargestellt. Die Ergebnisse des Parameter Screenings und der Charakterisierung sowie der Voruntersuchung wurden bereits teilweise in

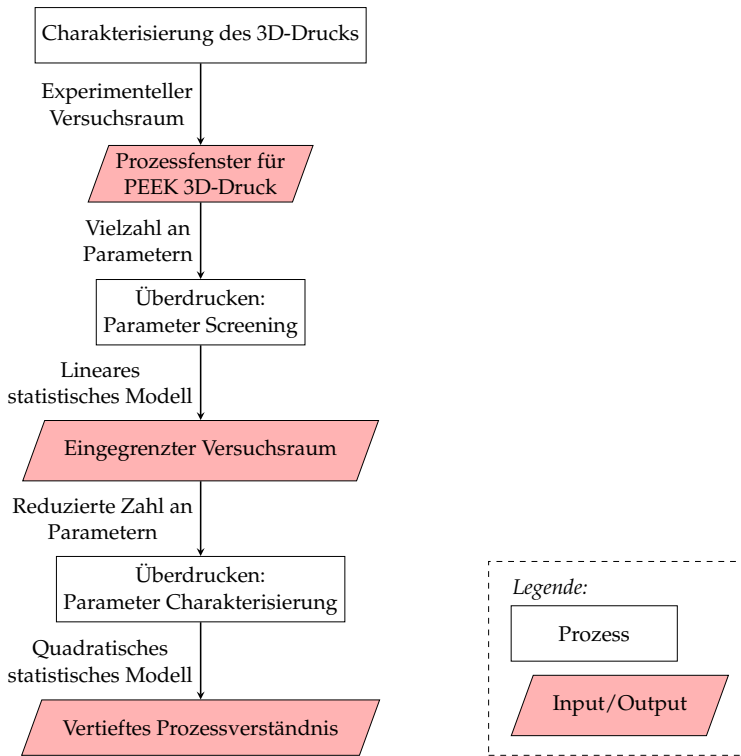


Abbildung 4.1: Vorgehen der mechanischen Charakterisierung des Überdrucks

[192] und [193] veröffentlicht. Abbildungen und Tabellen sind entsprechend gekennzeichnet.

Die additive Fertigung zeichnet sich durch eine Vielzahl von Prozessparametern aus, die einen komplexen Einfluss auf die Eigenschaften des fertigen Teils haben. Diese Komplexität des Prozesses macht eine systematische Herangehensweise an die experimentelle Untersuchung unerlässlich. Um die Prozessparameter unabhängig und reproduzierbar bewerten zu können, ist es notwendig, diese auch möglichst genau und unabhängig voneinander zu kontrollieren. Um dies zu ermöglichen, werden alle in diesem Kapitel präsentierten Versuche ausschließlich mit einem geschlossenen FFF-Drucker (GEWO HTP-260, siehe Kapitel 3.1) durchgeführt. Das geschlossene System ermöglicht, im Gegensatz einem offenen FGF-Drucker, eine Kontrolle aller Druck- und Umgebungsbedingungen. Die Bauteilgröße ist jedoch auf Versuche im Labormaßstab begrenzt. Eine Überführung der Ergebnisse auf ein großvolumiges FGF-System erfolgt in Kapitel 6.

4.1 Materialcharakterisierung

Die Materialcharakterisierung dient der Einordnung der Versuchsergebnisse sowie der Modellierung des Materials in der folgenden Simulation. Dazu werden die Kristallisationstemperatur, die spezifische Wärmekapazität, die Wärmeleitfähigkeit und die Viskosität gemessen.

4.1.1 Methodik und Versuchsdurchführung

In den folgenden Abschnitten werden die durchgeführten Analysen sowie deren Durchführung näher beschrieben. Die Ergebnisse werden im Anschluss vorgestellt und diskutiert.

Kristallisationstemperatur T_c und spezifische Wärmekapazität c_p

Die Differential Scanning Calorimetry (DSC) wird mit einer DSC 214 Polyma (Erich NETZSCH GmbH & Co. Holding KG, Selb, Deutschland) durchgeführt. Zur Bestimmung der Kristallisationstemperatur T_c werden drei Proben (10 mg) jeweils dreimal auf 420 °C aufgeheizt und anschließend wieder auf 20 °C abgekühlt. Das Messprogramm wird unter einer Stickstoffatmosphäre und mit einer Heiz- und Kühlrate von 10 °C/min durchgeführt. Die Kristallisationstemperatur T_c wird als die Spitzentemperatur der Kristallisation der zweiten und dritten Abkühlkurven bestimmt. Darüber hinaus werden die Schmelzspitzentemperatur T_m und die mittlere Glasübergangstemperatur T_g durch die zweite und dritte Heizkurve bestimmt.

Die spezifische Wärmekapazität c_p wird mit dem gleichen Messaufbau bestimmt. Als Referenzmaterial wird Saphir verwendet. Die c_p -Kurven werden als Mittelwert von sechs Proben nach DIN EN ISO 11357-1 [194] bestimmt.

Wärmeleitfähigkeit λ

Die Wärmeleitfähigkeit wird durch Laser Flash Analysis (LFA) bestimmt. Zur Herstellung der Proben werden 50x50x4 mm² große Platten gedruckt, aus denen dann runde Proben mit einem Durchmesser von 12,6 mm und einer Dicke von 2,5 mm hergestellt werden. Das LFA 457 MicroFlash Messgerät (Erich NETZSCH GmbH & Co. Holding KG, Selb, Deutschland) wird zur Messung der Temperaturleitfähigkeit a des Materials verwendet. Als Referenzmaterial wird Pyroceram 9606 verwendet. Die Messungen werden von 22 °C bis 300 °C durchgeführt. Die Wärmeleitfähigkeit λ kann aus der Temperaturleitfähigkeit nach Gleichung (4.1) berechnet werden,

$$\lambda(T) = a(T) \cdot c_p(T) \cdot \rho(T), \quad (4.1)$$

wobei a die gemessene Temperaturleitfähigkeit, c_p die gemessene spezifische Wärmekapazität aus Kapitel 4.1.1 und ρ die Dichte ist. ρ wird als annähernd konstant mit 1,38 g/cm³ angenommen.

Tabelle 4.1: Mess- und Prüfparameter des Rheometers (Platte–Platte) für die Viskositätsbestimmung von PEEK-CF. Die gewählten Werte ermöglichen die Erfassung des temperaturabhängigen Fließverhaltens im relevanten Bereich 70 – 420 °C.

Messart	oszillierend
Frequenz	10 Hz
Amplitude	0,01
Messspalt	0,2 mm
Plattendurchmesser	25 mm

Viskosität η

Viskositätsmessungen werden mit einem (Oszillations-) Rheometer Typ MCR302 (AntonPaar GmbH, Ostfildern-Scharnhausen, Deutschland) durchgeführt. Das Gerät ist als Platte-Platte-Rheometer gerüstet. Für die rheologischen Messungen werden die in Tabelle 4.1 aufgeführten Prüfparameter gewählt. Die Schwingungs-Amplitude und den Messspalt werden so festlegen, dass das Material im linearen viskoelastischen Bereich untersucht wird und gleichzeitig die Temperatur-abhängige Viskosität von 70 °C bis 420 °C erfasst werden kann.

Das Filament wird vor der Messung granuliert (Granulatlänge ca. 3 mm) und von Hand in die Messkammer des Rheometers gefüllt. Darin wird das Granulat aufgeschmolzen und die Platten auf den Soll-Messspalt gefahren. Der Werkstoff wird auf die gewünschte Starttemperatur der Messung abgekühlt und die Messung gestartet. Die Messung wird von 70 - 420 °C durchgeführt.

4.1.2 Ergebnisse und Diskussion

Zur Bestimmung der Kristallisationstemperatur T_c werden DSC-Messungen von drei Proben des PEEK-CF-Filaments durchgeführt. Als Beispiel sind in Abbildung 4.2 die drei DSC-Aufheiz- und Abkühlkurven einer Probe dargestellt. Die drei Proben zeigen sehr einheitliche Ergebnisse. Im Durchschnitt liegt die Spitzenschmelztemperatur T_m beim Aufheizen bei 340 °C. Das Filament liegt also schon im Ausgangszustand als teilkristalliner Kunststoff vor. Eine langsame Abkühlung aus der Schmelze erhöht den Kristallisationsgrad nicht. Die Kristallisationstemperatur T_c liegt im Durchschnitt bei 294 °C. Damit liegen die Werte im Bereich der Herstellerangaben.

Die spezifische Wärmekapazität c_p wird auf der Grundlage der Heizkurven von sechs Proben bestimmt. Die durchschnittliche c_p -Kurve ist in Abbildung 4.3 dargestellt. Die starke Temperaturabhängigkeit bestätigt die Annahme, dass ein temperaturabhängiges Materialmodell für die spätere Modellierung notwendig ist.

Zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit λ werden LFA Messungen durchgeführt. Abbildung 4.4 zeigt den durchschnittlichen Verlauf der Temperaturleitfähigkeit und die daraus resultierende Wärmeleitfähigkeit.

Die Viskosität des verwendeten PEEK-CF Filaments wird mit Hilfe eines Platte-Platte Rheometers bestimmt. Das Abkühlverhalten des Materials ist in Abbildung 4.5 dargestellt. Die Steigerung der Viskosität bei der Kristallisation ist deutlich zu erkennen. Die Kristallisationstemperatur deckt sich mit der DSC Messung.

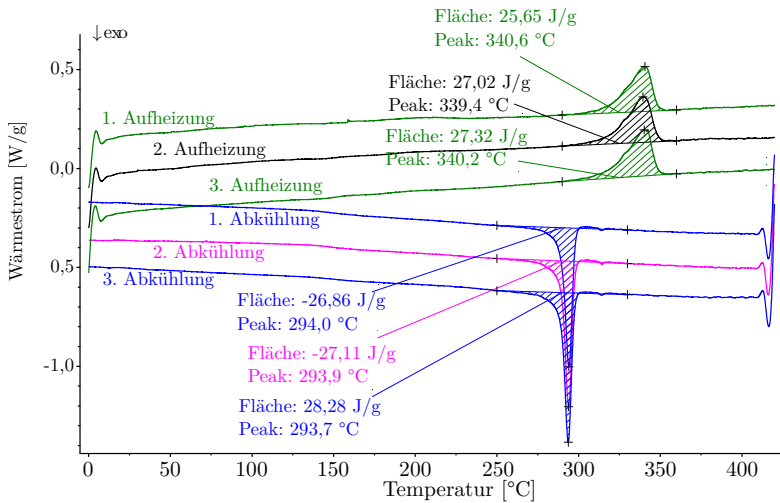


Abbildung 4.2: DSC-Aufheiz- und Abkühlungskurven einer Probe des PEEK-CF-Filaments

Tabelle 4.2: Zusammenfassung der Materialdaten

Materialkennwert	Unverdrückt [188]	Verdruckte
Kristallisationstemperatur T_c [°C]	-	$293,87 \pm 0,12$
Schmelztemperatur T_m [°C]	343	$340,07 \pm 0,50$
Glasübergangstemperatur T_g [°C]	143	$145,10 \pm 0,41$
spezifische Wärmekapazität c_p @ 200 °C [°C]	-	$1,645 \pm 0,092$
Wärmeleitfähigkeit λ @ 200 °C [W/(m K)]	-	$0,307 \pm 0,003$
Viskosität η @ 200 °C [Pa s]	-	$44,18 \pm 0,55$

Alle gemessenen Materialdaten des verdruckten Materials sind in Tabelle 4.2 zusammengefasst. Zudem sind in der Tabelle die Referenzwerte des unverdruckten Filaments laut Herstellerangaben [188] angegeben. Auf die Anwendung der Materialdaten wird in Kapitel 5 näher eingegangen.

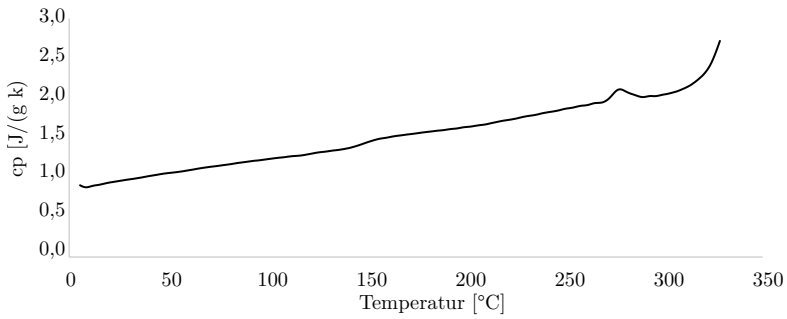
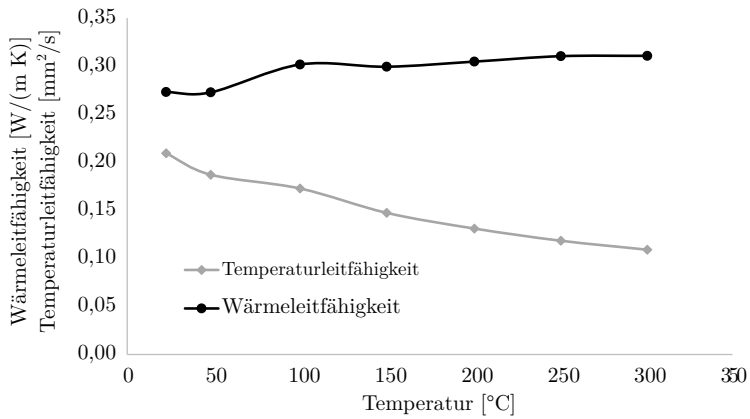
Abbildung 4.3: Gemittelte c_p -Kurve des PEEK-CF-Filaments

Abbildung 4.4: Gemessene Temperaturleitfähigkeit und Leitfähigkeit des PEEK-CF-Filaments

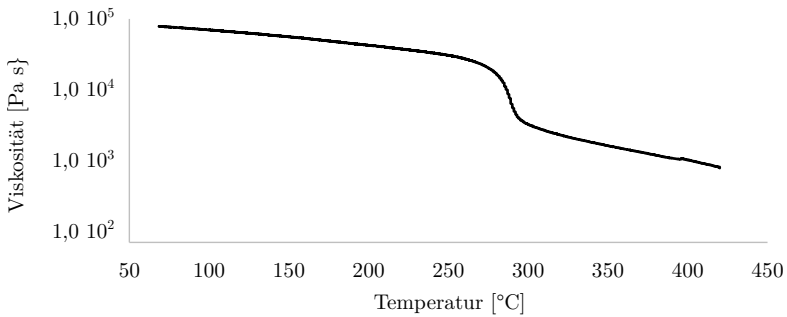


Abbildung 4.5: Gemessene Viskosität des PEEK-CF-Filaments

4.2 Bestimmung des Prozessfensters

Eine Untersuchung des Überdrucks ist nur innerhalb des Prozessfensters des PEEK 3D-Drucks sinnvoll, also dem Parameterbereich, in dem gedruckte PEEK-Strukturen reproduzierbare mechanische Eigenschaften aufweisen. Dementsprechend wird dieses Prozessfenster experimentell ermittelt. Der Fokus liegt dabei auf dem Einfluss der Prozesstemperaturen auf die Bauteil- und Materialeigenschaften, da die Temperaturen primär für den Schichtverbund beim 3D-Druck verantwortlich sind. Für die Grundlagenuntersuchungen in diesem Kapitel werden die Versuche mit einem geschlossenen FFF-Drucker durchgeführt.

4.2.1 Methodik und Versuchsdurchführung

Zunächst wird das Verhältnis zwischen den Soll- und Ist-Temperaturen im Bauraum des Druckers untersucht, um sicherzustellen, dass im gesamten Bauraum einheitliche Prozessbedingungen herrschen und um eine Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Anlagen zu ermöglichen. Anschließend werden die Prozessgrenzen zur Herstellung eines Schichtverbunds beim 3D-Druck von PEEK durch eine Parameterstudie ermittelt. Gleichzeitig wird der Kristallisationsgrad in Abhängigkeit der Druckparameter bestimmt, um festzustellen, bei welchen Parameterkonfigurationen beim Überdrucken Kristallisation im gedruckten Material auftritt und ob der Einfluss der Prozessparameter auf den Kristallisationsgrad in den folgenden Untersuchungen berücksichtigt werden muss.

Die Vermessung der tatsächlich vorherrschenden Drucktemperaturen umfasst die Masstemperatur des extrudierten Materials sowie die Oberflächentemperatur des Substrats. Für die Masstemperatur wird ein Thermoelement direkt in den Düsenausgang eingebracht, während das Material mit 20 mm/s extrudiert wird. Der Test wird bei einer eingestellten Düsentemperatur von 420 °C, 430 °C, 440 °C und 450 °C durchgeführt.

Die Substrattemperatur wird mit neun Thermoelementen gemessen, die auf dem Druckbett angebracht werden. Das Muster ist in Abbildung 4.6 dargestellt. Für die Messung werden die Bett- und Bauraumtemperaturen auf 270 °C (Bett) und 260 °C (Bauraum) erhöht.

Um das Prozessfenster des PEEK 3D-Drucks zu bestimmen, wird der Einfluss der Prozesstemperaturen auf die mechanischen Eigenschaften der gedruckten Struktur anhand von Zugversuchen untersucht. Dazu wird ein vollfaktorieller Versuchsplan erstellt. Die untersuchten Faktoren sind die Düsentemperatur mit vier Faktorstufen von 426 °C bis 450 °C sowie die Bett- und Bauraumtemperatur mit drei Faktorstufen. Die Bett- und Bauraumtemperaturen werden in einer niedrigen, mittleren und hohen Umgebungstemperatur zusammengefasst, wobei das Bett immer 10 °C höher als der Bauraum gehalten wird. Die Faktorstufen reichen von 150 °C bis 270 °C. Tabelle 4.3 zeigt die wichtigsten Druckeinstellungen. Zusätzlich wird die Kristallinität aller Proben mittels DSC gemessen. Abschließend werden von den Proben aller Konfigurationen Schliffbilder angefertigt, um eine visuelle Darstellung des Schichtverbunds zu erhalten.

Die Zugprüfung wird nach ISO 527-2 Typ BA [195] durchgeführt. Für jede der 12 Konfigurationen werden fünf Zugproben getestet. Die Geometrie der Proben ist in Abbildung 4.7

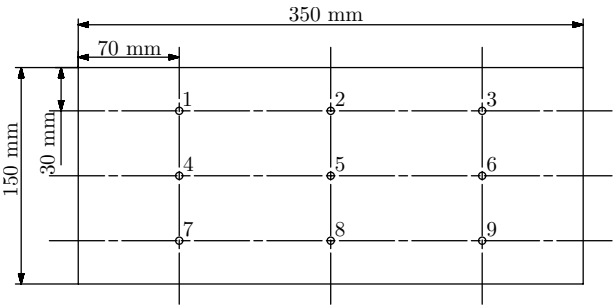


Abbildung 4.6: Anordnung der Thermoelemente zur Messung der Druckbett- und Bauraumtemperatur

Tabelle 4.3: Prozessparameter der Charakterisierung des Prozessfensters beim PEEK-Druck [192]

Prozessparameter	Bereich		
Düsentemperatur [°C]	426; 434; 442; 450		
	Niedrig	Mittel	Hoch
Betttemperatur [°C]	160	215	270
Bauraumtemperatur [°C]	150	205	260
Geschwindigkeit [mm/s]	15		
Schichthöhe [mm]	0,2		
Düsendurchmesser [mm]	0,4		
Anzahl Wandlinien [-]	2		
Infill Dichte [%]	100		
Infill Muster [°]	±45		

dargestellt. Die Zugversuche werden mit der Universalprüfmaschine RetroLine 1494 (ZwickRoell GmbH & Co. KG, Ulm, Deutschland) durchgeführt. Die Dehnung wird mit dem integrierten optischen Extensometer VideoXtens aufgenommen.

Die DSC Messungen zur Bestimmung der Kristallinität werden mit einer DSC 214 Polyma (Erich NETZSCH GmbH & Co. Holding KG, Selb, Deutschland) durchgeführt. Die Messung wird für drei Proben (10 mg) jeder Konfiguration durchgeführt. Das Messprogramm wird unter einer Stickstoffatmosphäre und mit einer Heiz- und Kühlrate von 10 °C/min durchgeführt. Die

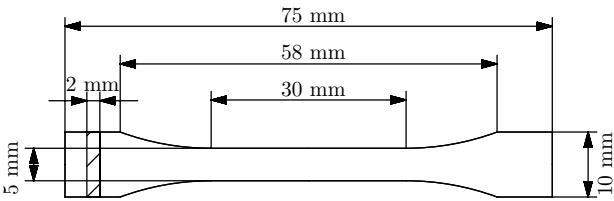


Abbildung 4.7: Probengeometrie nach ISO 527-2 Typ BA [195]

Tabelle 4.4: Vergleich zwischen eingestellter Düsentemperatur und gemessener Massetemperatur

Eingestellte Düsentemperatur	Gemessene Massetemperatur
420 °C	366,9 °C
430 °C	377,4 °C
440 °C	382,8 °C
450 °C	394,6 °C

Proben werden zweimal auf 370 °C bzw. 20 °C aufgeheizt und abgekühlt. Die in dieser Studie verwendete Referenz-Enthalpie für die vollständige (100 %) Kristallisation von PEEK beträgt 130 J/g [196].

4.2.2 Ergebnisse und Diskussion

Die Überprüfung der Drucktemperaturen zeigt erhebliche Unterschiede zwischen den eingestellten und den tatsächlichen Prozesstemperaturen. Die Massetemperaturen des extrudierten Materials sind deutlich niedriger als die eingestellte Düsentemperatur. Im Durchschnitt liegt die Massetemperatur 54,6 °C unter der eingestellten Düsentemperatur. Alle vier Messungen sind in Tabelle 4.4 aufgeführt.

Sowohl der Hersteller des reinen PEEK Filaments als auch des PEEK-CF Filaments geben eine Verarbeitungstemperatur von maximal 410 °C an. Diese Temperatur kann mit dem hier genutzten Drucker nicht ganz erreicht werden. Eine höhere Solltemperatur als 450 °C kann nicht eingestellt werden. Eine Degradation des Materials im Prozess ist also nicht zu befürchten. Auf der anderen Seite begrenzt dies jedoch den möglichen Versuchsraum und den damit verbundenen Energieeintrag in die Grenzschicht nach oben. Die Massetemperatur des Materials hängt stark von der Konstruktion des Heizsystems des jeweiligen Extruders ab. Um die Ergebnisse mit Ergebnissen aus der Literatur vergleichen zu können, muss der Unterschied zwischen Soll- und Ist-Temperatur daher berücksichtigt werden. Außerdem muss der Unterschied bei der späteren Modellierung des Prozesses berücksichtigt werden, um den Energieeintrag korrekt abzubilden.

Die gemessenen Temperaturen des Druckbetts liegen nahe an den eingestellten Temperaturen. Das Aufheizen des Druckbetts auf seine maximale Temperatur von 270 °C dauerte etwa 78 Minuten (4700 s). Nach der Aufheizphase liegt die durchschnittliche Betttemperatur bei 266,5 °C. Der durchschnittliche Unterschied zwischen der maximalen und der minimalen Temperatur an den neun verschiedenen Messpunkten des Druckbetts beträgt 0,8 °C, was eine homogene Druckbetttemperatur zeigt. Die Regelung der Heizung zeigt keine nennenswerten Schwingungen. Somit ist in den experimentellen Untersuchungen keine gesonderte Maßnahme beim Vorheizen des Druckers zu treffen. Die Messung aller neun Thermoelemente ist in Abbildung 4.8 dargestellt.

Die Untersuchung des 3D-Drucks von PEEK zeigt eine starke Korrelation zwischen den Verarbeitungstemperaturen und den mechanischen Eigenschaften der gedruckten Proben. Die Ergebnisse des E-Moduls sind in Abbildung 4.9 (links) und die der Festigkeit in Abbildung 4.9 (Mitte) dargestellt. Höhere Umgebungstemperaturen erhöhen die Festigkeit erheblich. Die Festigkeit erreicht bei hohen Umgebungstemperaturen 80 MPa und liegt damit unter den 94,5 MPa in

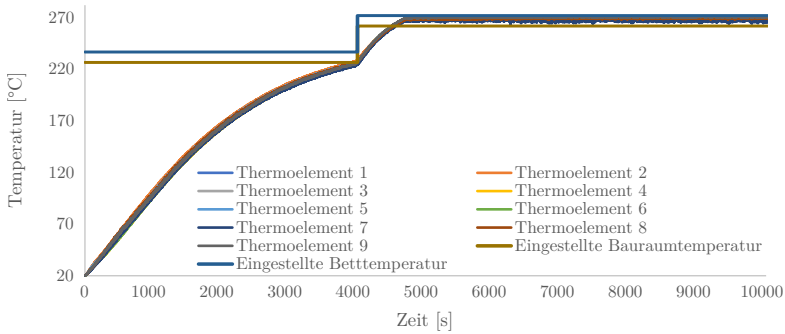


Abbildung 4.8: Gemessene Substrattemperatur über die Zeit

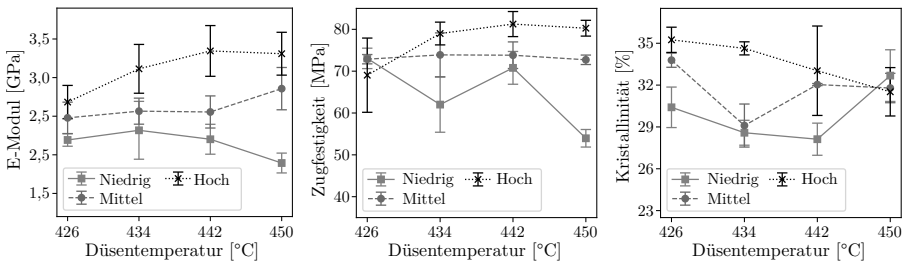


Abbildung 4.9: Ergebnisse des E-Moduls (links) [192], der Zugfestigkeit (Mitte) [192] und des Kristallinitätsgrads bei den verschiedenen Düsen- und Umgebungstemperaturen (Bett-/Bauraumtemperatur). Niedrig: 160/150 °C; Mittel: 215/205 °C; Hoch: 260/270 °C

der Herstellerangabe (vergl. Tabelle 3.2). Niedrige Umgebungstemperaturen führen zu einem weiteren Rückgang der Festigkeit auf unter 60 MPa. Hinsichtlich der Düsentemperatur ist kein signifikanter Zusammenhang festzustellen. Bei höheren Umgebungstemperaturen verbessern höhere Düsentemperaturen tendenziell die mechanischen Eigenschaften. Damit decken sich die Ergebnisse mit den Ergebnissen in der Literatur (Kapitel 2.1.2) und deuten darauf hin, dass die Festigkeit primär durch den Schichtverbund und damit durch die Grenzschichttemperatur zwischen den gedruckten Schichten während des Drucks bestimmt wird. Bei niedrigen Umgebungstemperaturen wirkt sich eine Erhöhung der Düsentemperatur nicht positiv auf die Eigenschaften aus. Dies deckt sich mit der Beobachtung, dass neben niedrigen Grenzschichttemperaturen auch hohe Temperaturgradienten im Druck negative Auswirkungen auf die Bauteilqualität haben [11, 13].

Um den Zusammenhang zwischen den mechanischen Eigenschaften und der Schichthaftung besser darzustellen, werden Schlifffbilder aus den gedruckten Proben jeder Konfiguration hergestellt. Die Schlifffbilder bei kalten Umgebungstemperaturen sind in Abbildung 4.10 dargestellt. Hohe Eigenspannungen bei niedrigen Umgebungstemperaturen, aufgrund von hohen Tempera-

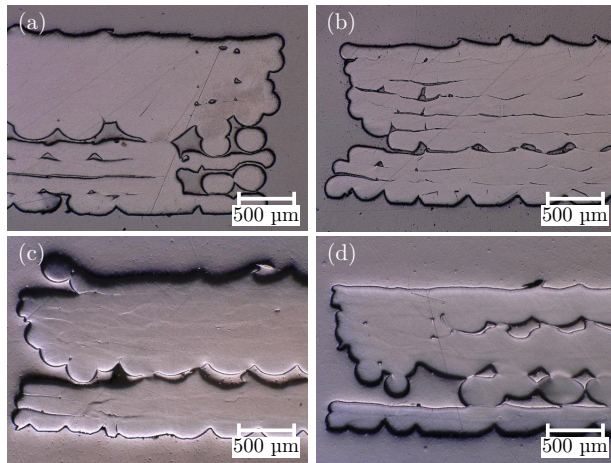


Abbildung 4.10: Schliffbilder der Proben mit niedriger (160/150 °C) Umgebungstemperatur und Düsentemperaturen von a) 426 °C, b) 434 °C, c) 442 °C [192], d) 450 °C

turgradienten in Kombination mit schlechter Schichthaftung, führen zu sichtbaren Rissen und Ablösungen zwischen den gedruckten Schichten bei allen Proben. Dies bestätigt die Annahme, dass bei niedrigen Umgebungstemperaturen keine hinreichende Schichthaftung hergestellt werden kann.

Die Erhöhung der mechanischen Eigenschaften bei höheren Prozesstemperaturen korreliert mit einer verbesserten visuellen Kontinuität der Schichten in den Schliffbildern, was auf eine bessere Schichthaftung hindeutet. Die Schliffbilder bei hohen Umgebungstemperaturen sind in Abbildung 4.11 dargestellt. Bei der hohen Umgebungstemperatur gibt es keine sichtbare Schichtentrennung, unabhängig von der Düsentemperatur.

Zusätzlich zu den mechanischen Eigenschaften wird der Grad der Kristallinität jeder Konfiguration gemessen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.9 (rechts) dargestellt. Alle Konfigurationen ergeben ein teilkristallines Material mit einem signifikanten Kristallinitätsgrad. Der durchschnittliche Kristallinitätsgrad schwankt zwischen 28 % und 35 %. Es kann kein statistisch signifikanter Zusammenhang zwischen den Prozesstemperaturen und dem Kristallisationsgrad nachgewiesen werden. Die Kristallinität bei der niedrigen Umgebungstemperatur liegt tendenziell unter der Mittleren und hohen Umgebungstemperatur. Das verwendete PEEK 150 weist eine sehr schnelle Kristallisation auf und die Kristallisationsgeschwindigkeit erreicht ab 200 °C ihr Maximum [67]. Dementsprechend ist ab der Mittleren Umgebungstemperatur auch kein Effekt auf den Kristallisationsgrad zu erwarten. Ebenso kann keine Korrelation zwischen der Kristallinität und der mechanischen Festigkeit festgestellt werden.

Insgesamt führen alle getesteten Prozesstemperaturen zu geometrisch stabilen Strukturen mit messbarer Haftung zwischen den Schichten. Allerdings sind bei niedrigen Temperaturen erhebliche Defekte in der gedruckten Struktur zu erkennen. Eine Erhöhung der Prozesstempera-

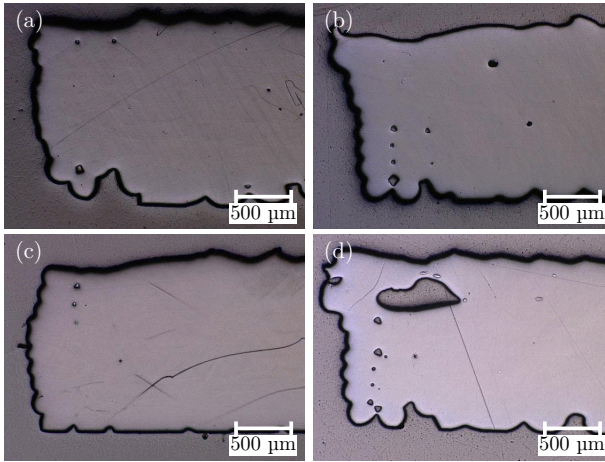


Abbildung 4.11: Schlichtbilder der Proben mit hoher (260/270 °C) Umgebungstemperatur und Düsentemperaturen von a) 426 °C, b) 434 °C, c) 442 °C [192], d) 450 °C

turen verbessert alle getesteten Materialeigenschaften sowie das Druckergebnis. Um signifikante Mängel im gedruckten Material zu vermeiden, wird die Bauraum- und die Substrattemperatur in den folgenden Versuchen über 200 °C gehalten. Düsentemperaturen über 430 °C haben sich bei diesem Drucker als sinnvoll erwiesen. Da die Prozessparameter im ermittelten Fenster die Kristallisation des Materials nicht signifikant beeinflussen, ist ein separater Effekt der Kristallisation im Modell nicht erforderlich. .

4.3 Experimentelle Charakterisierung des Schichtverbunds

In der Charakterisierung des Schichtverbunds wird der Hauptteil der experimentellen Untersuchung beschrieben. Dabei sollen die Einflüsse der Prozessparameter auf den Schichtverbund beim Überdrucken und die damit verbundenen Bindungsmechanismen untersucht werden. Um eine bestmögliche Kontrolle der Prozessparameter in dieser Grundlagenuntersuchung zu ermöglichen, wird die gesamte experimentelle Charakterisierung mit einem geschlossenen FFF-Drucker durchgeführt.

4.3.1 Statistische Modellierung mittels Response Surface Methodology

Die Effekte von Prozessparametern auf die Material- und Bauteileigenschaften in der additiven Fertigung unterliegen komplexen Zusammenhängen. Daher ist es in der Regel notwendig, statistische Methoden einzusetzen, um die Effekte zu ermitteln und beschreiben zu können [12]. Eine Methode, die für diesen Zweck gut geeignet ist, ist die Response Surface Methodology (RSM). Die RSM dient der Charakterisierung eines Systems, bei dem die Ausgangsgrößen von

mehreren Eingangsgrößen abhängig sind. Dazu wird der Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen durch ein Polynom angenähert. In der Regel werden dazu Polynome erster (Gleichung (4.2)) oder zweiter (Gleichung (4.3)) Ordnung verwendet, wobei x der Vektor der Eingangsgrößen, y die Ausgangsgröße, β der Vektor der Modellkonstanten, und ϵ der experimentelle Fehler ist. [197]

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \epsilon \quad (4.2)$$

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i < j} \beta_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \epsilon \quad (4.3)$$

Mit der RSM werden vor allem drei Ziele verfolgt [197]:

- Bestimmung der Beziehung zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen sowie Vorhersage der Ausgangsgröße
- Bestimmung der statistischen Signifikanz der Eingangsgrößen
- Bestimmung der Einstellungen der Eingangsgrößen zur Optimierung der Ausgangsgröße

Somit ist die RSM eine geeignete Methode, um die Ziele der Charakterisierung effizient zu erreichen. Zur Erstellung des Response-Surface, also dem Fitting der beschriebenen Polynome, ist es notwendig, vorab eine hinreichend große Datenbasis experimentell zu ermitteln.

Für die Versuchsplanung der experimentellen Charakterisierung wird in dieser Arbeit ein Central-Composite-Design (CCD) verwendet. Das CCD besteht aus einem „Würfel“ und einem „Stern“. Der „Würfel“ ist ein zweistufiger Versuchsplan erster Ordnung und bildet die Basis für das CCD. Der „Stern“ besteht aus einem center point, welcher in der Mitte des „Würfels“ liegt, und Faktorvariationen, die von diesem ausgehen. Durch diese Erweiterung des zweistufigen Versuchsplans erster Ordnung kann das CCD zur Modellbildung zweiter Ordnung genutzt werden. Damit zählt das CCD zu den gängigsten Versuchsplänen zweiter Ordnung. [197, 198]

Die Durchführung eines vollständigen CCD würde eine sehr große Anzahl an durchzuführenden Experimenten bedeuten, was wiederum die Anzahl der untersuchbaren Eingangsgrößen begrenzt. Um möglichst viele Eingangsgrößen, also Prozessparameter, untersuchen zu können, wird die Anzahl der durchzuführenden Versuche durch Einsatz von optimaler Versuchsplanung reduziert. Diese Optimierung setzt voraus, dass bereits Vorkenntnisse über das System vorliegen [198], was in diesem Fall durch die Voruntersuchungen gewährleistet ist. Beim Screening der Prozessparameter wird ein I-optimaler Versuchsplan eingesetzt, wobei die mittlere Vorhersagsgüte über den gesamten Versuchsraum optimiert wird [198]. Bei der Charakterisierung der wichtigsten Prozessparameter wird ein D-optimaler Versuchsplan eingesetzt, wobei der Konfidenzbereich des Modells minimiert wird [197, 198].

Die Optimierung des Versuchsplans sowie die Erstellung des Response Surface und die anschließende Auswertung werden mit der DoE-Software Design Expert Version 23.1.5 (Stat-Ease, Inc., Minneapolis, USA) durchgeführt. Um das angepasste Modell zu bewerten, wird eine

Varianzanalyse (engl. Analysis of Variance) (ANOVA) durchgeführt. Dabei wird die statistische Signifikanz des Modells sowie der ermittelten Effekte zwischen den Prozessparametern und den Festigkeiten ermittelt. Modellparameter und Effekte werden als signifikant angesehen, wenn der p -Wert unter 0,05 liegt. Die Ergebnisse werden durch Haupteffektdiagramme bei mittleren Prozessparametern des Versuchsplans und das 95 % Konfidenzintervall dargestellt. Die Haupteffektdiagramme stellen die Antwort des gefitteten statistischen Modells (Response Surface Modell) bei Änderung eines einzelnen Prozessparameters dar. Dabei gehen alle Messwerte und Parameterstufen ein, die in der Versuchsplanung zum Fitten des Modells genutzt werden. Somit bieten die Effektdiagramme eine kompakte Möglichkeit zur graphischen Darstellung des gesamten Versuchsumfangs. Die Ordnung der dargestellten Effekte hängt von der Ordnung des statistischen Modells ab. Das Konfidenzintervall stellt die Genauigkeit des statistischen Modells dar. Bei einem 95 % Konfidenzniveau liegen die wahren Werte mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % innerhalb des Konfidenzintervalls. Die Intensität der Effekte wird zusätzlich durch die Pearson-Korrelation r beschrieben. Die Pearson-Korrelation r beschreibt die Art und Stärke einer linearen Korrelation mit einem einzigen Wert zwischen -1 und 1.

4.3.2 Versuchsplanung

Die Untersuchung des Schichtverbunds ist in zwei Schritte unterteilt. Zunächst wird ein Screening der Prozessparameter durchgeführt, um aus der Vielzahl an Prozessparametern die dominierenden Einflussgrößen auf die Fügung zwischen 3D-Druck und Laminat zu identifizieren und den Versuchsraum für eine tiefgehende Untersuchung einzugrenzen. Anschließend werden diese dominanten Einflussgrößen in einem separaten Testprogramm genauer charakterisiert.

Screening der Prozessparameter

Das Parameter Screening des Überdruckens soll mit minimalem Testaufwand die wichtigsten Auswirkungen der Prozessparameter auf die in-situ-Fügung von gedrucktem PEEK auf die Lamine identifizieren. Da für das Herstellen der mechanischen Proben beim Überdrucken von Laminen sichergestellt sein muss, dass der 3D-Druck selbst zu hinreichend guter Bauteilqualität führt, um eine aussagekräftige Prüfung durchführen zu können, baut das Parameter-Screening auf dem ermittelten Prozessfenster für den 3D-Druck von PEEK auf. Das bedeutet, dass eine Bauraumtemperatur von mindestens 200 °C und eine Düsentemperatur von mindestens 430 °C für eine akzeptable Druckqualität mit dem gegebenen Drucker erforderlich sind. Diese Werte dienen als untere Grenze für das Versuchsdesign im Screening.

Die Optimierung des Veranschlagens für das Screening resultiert in 12 Parameterkombinationen. Diese Messwerte dieser Kombinationen werden genutzt, um ein lineares Response Surface Modell zu fitten. Dieses lineare Modell ist darauf ausgelegt, die Haupteffekte der Prozessparameter auf die Festigkeit der Fügung zu ermitteln. Dazu werden die Prozesstemperaturen zusammen mit der Druckgeschwindigkeit, dem Extrusionsfaktor und der ersten Schichthöhe untersucht, da diese Parameter voraussichtlich einen Einfluss auf die thermische Entwicklung an der Grenzschicht haben. Außerdem soll überprüft werden, ob eine Überextrusion der ersten

Tabelle 4.5: Prozessparameter des Parameter Screenings und der Charakterisierung [193]

Prozessparameter	Screening	Charakterisierung
Düsentemperatur [°C]	430-450	430-450
Druckbetttemperatur [°C]	200-270	200-260
Bauraumtemperatur [°C]	200-260	200-260
Druckgeschwindigkeit [mm/s]	5-20	12,5
Erste Schichthöhe [mm]	0,1-0,3	0,1-0,3
Extrusionsfaktor [%]	100-200	100
Düsendurchmesser [mm]	0,4	0,4
Höhe der weiteren Schichten [mm]	0,2	0,2
Anzahl Wandlinien	2	2
Infill Dichte [%]	100	100
Infill Muster [°]	±45	±45

Druckschicht den Anpressdruck und die Oberflächenbenetzung während der Fügung erhöhen und damit die Benetzung verbessern kann. Die verwendeten Parameterbereiche und die Parameter für jeden Druckdurchgang sind in Tabelle 4.5 aufgeführt. Das gesamte Testdesign ist in Tabelle C.1 in Anhang C dargestellt. Die Fügefestigkeit wird durch Scherversuche wie in Kapitel 4.3.3 beschrieben ermittelt. Gleichzeitig wird beim Druck der Proben die maximale Temperatur der Grenzschicht durch ein Thermoelement vom Typ K gemessen. Zusätzlich werden Schliffbilder von einer Probe pro Parametersatz hergestellt.

Charakterisierung der Prozessparameter

Der Versuchsraum für die Parameter Charakterisierung wird auf der Basis der Ergebnisse des Parameter Screenings weiter eingegrenzt. Die Charakterisierung beschreibt nicht nur die Haupteffekte der Parameter, sondern auch die Wechselwirkungen zwischen diesen Parametern und ermöglicht so ein detailliertes Verständnis des Gesamtprozesses. Der Versuchsplan besteht aus 15 Parameterkombinationen, mit denen ein quadratisches Response Surface Modell gefittet wird. Dieses Modell ermöglicht die Analyse von Haupteffekten und Interaktionseffekten. Außerdem kann ein quadratisches Modell auch für die Optimierung des Prozesses genutzt werden. Die Trennung von Substrat- und Bauraumtemperatur bei der gegebenen Druckereinrichtung hat sich beim Parameter-Screening als ungeeignet erwiesen. Da das Druckbett nicht aktiv gekühlt werden kann, ist eine Substrattemperatur unter der Bauraumtemperatur nicht umsetzbar. Außerdem ist die Heizleistung des Druckbetts nicht ausreichend, um das Druckbett reproduzierbar höher als den Bauraum aufzuheizen. Um stabile und definierte Bedingungen zu gewährleisten, werden beide Temperaturen zur Umgebungstemperatur zusammengefasst, wobei die Substrattemperatur immer 10 °C über der Bauraumtemperatur liegt. Die untersuchten Parameter sind die Düsentemperatur, die Umgebungstemperatur und die erste Schichthöhe. Die Bandbreite der Druckparameter ist in Tabelle 4.5 aufgeführt. Der gesamte Versuchsplan ist in Tabelle C.2 in Anhang C aufgeführt. Die Scherversuche werden wie in Kapitel 4.3.3 beschrieben durchgeführt. Zusätzlich wird die Höhe der ersten Schicht mit einem optischen 3D-Profilometer gemessen.

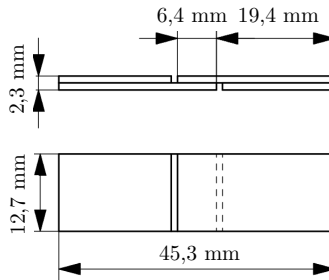


Abbildung 4.12: Geometrie der Druckscherproben angelehnt an ASTM D3846-08 [199]

Neben den mechanischen Messungen wird, wie beim Screening, die Temperatur in der Grenzschicht mit Hilfe eines Thermoelements vom Typ K gemessen. Neben der maximalen Temperatur wird auch die Zeit bis zum Unterschreiten der Kristallisationstemperatur ausgewertet, da dieser Wert ein wichtiger Parameter für die Ausbildung der Fügung ist und später für die Validierung der Simulation benötigt wird.

4.3.3 Versuchsdurchführung

Wie in Kapitel 2.3 beschrieben, gibt es keine einheitliche Norm zur Prüfung von überdruckten Proben. Der asymmetrische Charakter der Proben aus Materialien mit unterschiedlicher Steifigkeit erschwert die Prüfung zudem stark. Um ein geeignetes Prüfverfahren zu ermitteln, wurde eine Vorstudie mit den gängigen Verfahren vergleichbarer Füge Technologien durchgeführt (siehe Anhang A). Als Ergebnis dieser Voruntersuchung wird die Scherfestigkeit der Fügung anhand von einfach überlappenden Scherproben nach ASTM D3846-08 [199] gemessen. Im Gegensatz zu anderen häufig verwendeten ISO-Normen wird in dieser ASTM-Norm eine Vorrichtung zur Führung der Proben genutzt. Der geführte Druckversuch wird verwendet, um Knick- und Schälbelastungen in der Prüffläche zu vermeiden. Aufgrund der asymmetrischen Steifigkeit der Proben, die durch den kurzfaserverstärkten 3D-Druck und das endlosfaserverstärkte Laminat entsteht, haben sich nicht geführte Proben wie einfach überlappende Zugscherversuche als ungeeignet erwiesen, um die Verbundfestigkeit zu charakterisieren. Um die Auswirkungen von Eigenspannungen und Verformungen in den Proben weiter zu reduzieren, werden die Abmessungen auf die in Abbildung 4.12 gezeigten Werte verkleinert.

Für die mechanische Prüfung wird die Prüfmaschine RetroLine 1494 (ZwickRoell GmbH & Co. KG, Ulm, Deutschland) verwendet. Für die Durchführung wird die Vorrichtung nach [199] verwendet. Die Kraft wird mit einer 10 kN Kraftmessdose aufgenommen. Alle Versuche werden mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/s durchgeführt.

Für diesen Prüfaufbau werden sechs Proben pro Konfiguration auf ein Laminat gedruckt, von denen eine für die Temperaturmessung und die restlichen fünf für die mechanische Prüfung verwendet werden. Die Grenzflächentemperatur wird mit einem einzelnen, in das Laminat

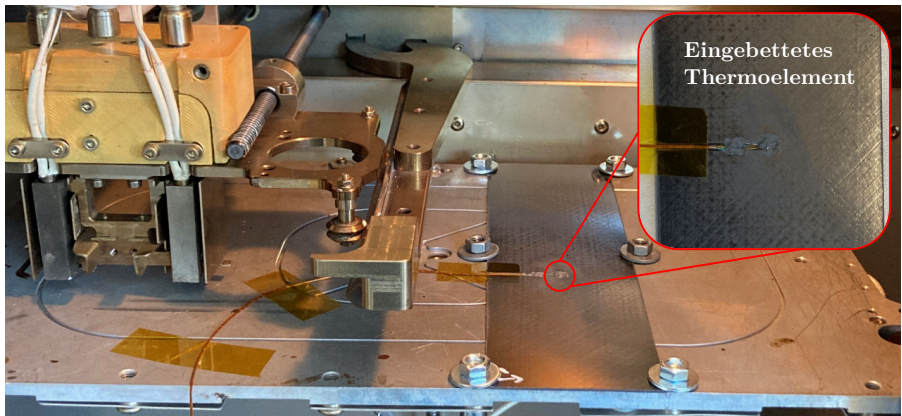


Abbildung 4.13: Druckaufbau mit Laminat und eingebettetem Thermoelement [193]

eingebetteten Thermoelement vom Typ K gemessen. Zu diesem Zweck wird das Laminat in der Mitte eingekerbt und das Thermoelement so eingelötet, dass es bündig mit der Oberfläche des Laminats abschließt. Der Druckaufbau ist in Abbildung 4.13 dargestellt.

Mit diesem Aufbau wird das Laminat, einschließlich des eingebetteten Thermoelements, mit den sechs Proben überdruckt. Beim Drucken der Proben ist zu erwarten, dass die Orientierung des Infill-Winkels relativ zur Belastungsrichtung sowie zur Faserrichtung des Laminats einen Einfluss auf die Festigkeit der Verbindung hat. Um diesen Zusammenhang zu berücksichtigen, wurde ein Screening der Orientierung durchgeführt. Das Screening ist in Anhang B beschrieben. Die Ergebnisse zeigen, dass ein Infill-Winkel von 45° zur Faserrichtung der obersten Schicht des Laminats die höchsten Festigkeiten erzielt. Dementsprechend werden alle Proben in dieser Arbeit mit diesem Winkel gedruckt. Dabei wird der Winkel schichtweise zwischen $\pm 45^\circ$ gewechselt. Der Winkel der Druckrichtung zur Lastrichtung hat keinen signifikanten Einfluss auf die Festigkeit, 90° sollten jedoch tendenziell vermieden werden. Dementsprechend wird der Winkel mit $\pm 45^\circ$ zur Lastrichtung festgelegt. Die Proben werden nach dem Druck getrennt und auf die entsprechende Größe zugesägt. Für eine ebene Auflagefläche wird die 3D-gedruckte Seite der Proben auf die Solldicke abgeschliffen. Das Schlitten erfolgt mit einer Tischkreissäge. Das überdruckte Laminat mit den sechs Proben ist in Abbildung 4.14a dargestellt. Die einzelne geschlitzte Probe ist in Abbildung 4.14b und die Probe in der Prüfvorrichtung ist in Abbildung 4.14b dargestellt.

Die lichtmikroskopische Untersuchung wird mit dem digitalen Mikroskop VHX-5000 (Keyence Deutschland GmbH, Leinfelden-Echterdingen, Deutschland) durchgeführt. Dazu wird das Dual-Zoom-Objektiv VH-ZST mit 20 bis $200\times$ oder 200 bis $2000\times$ Vergrößerung verwendet.

Die Höhenprofile zur Messung der Schichtdicke werden mit dem optischen 3D-Profilometer VR-5200 (Keyence Deutschland GmbH, Leinfelden-Echterdingen, Deutschland) gemessen. Das Gerät erreicht eine Messgenauigkeit von $\pm 2,5 \mu\text{m}$.

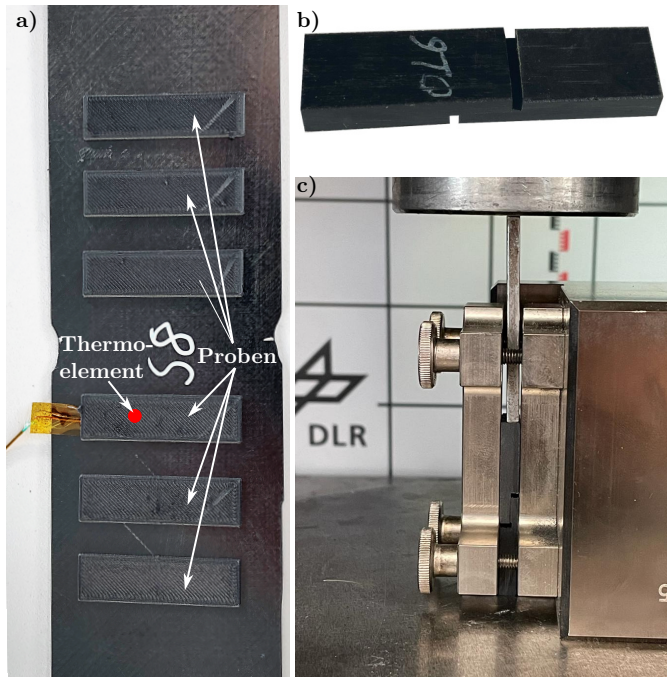


Abbildung 4.14: a) Anordnung der gedruckten Proben auf dem Laminat, b) vereinzelte, geschlitzte Probe, c) Probe in Prüfvorrichtung (erweitert von [193])

4.3.4 Ergebnisse und Diskussion

Die Ergebnisse der experimentellen Charakterisierung sind für das Screening und die Parametercharakterisierung getrennt zusammengefasst.

Screening der Prozessparameter

Die Haupteffekte der getesteten Prozessparameter und das 95 %-Konfidenzintervall des verwendeten linearen statistischen Modells sind in Abbildung 4.15 dargestellt. Da für das Screening ein lineares Response Surface Modell durch die Messergebnisse gefittet wird, liefern die Haupteffektdiagramme auch lineare Effekte. Ähnlich wie bei den Materialeigenschaften von bedrucktem PEEK erhöhen höhere Prozesstemperaturen den Schichtverbund zwischen 3D-Druck und Laminat. Ein signifikanter Effekt kann für die Düsentemperatur ($p = 0,036$, $r = 0,127$) und die durch das beheizte Druckbett erzeugte Substrattemperatur ($p = 0,0001$, $r = 0,537$) beobachtet werden. Die Auswirkung der Bauraumtemperatur ist mit $p = 0,071$ statistisch nicht signifikant. Neben den Prozesstemperaturen sind die Druckgeschwindigkeit ($p = 0,002$, $r = -0,135$) und die erste Schichthöhe ($p < 0,0001$, $r = -0,460$), also der Abstand zwischen beheizter Düse und Grenzschicht,

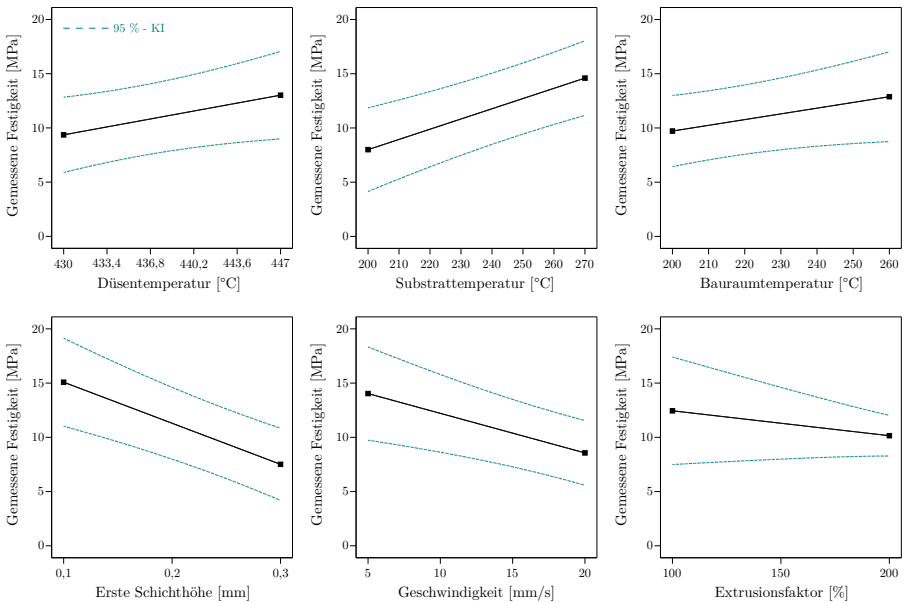


Abbildung 4.15: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die Scherfestigkeit der Fügung zwischen PEEK 3D-Druck und PEEK-Laminat im Parameter Screening [193]

signifikant. Der Effekt des Extrusionsfaktors ist mit $p = 0,193$ nicht signifikant.

Die starken Effekte der Düsen- und Substrattemperatur bestärken die These, dass die Grenzschichttemperatur der dominante Faktor für den Schichtverbund ist. Der geringe und nicht-signifikante Einfluss der Bauraumtemperatur widerspricht zunächst dieser Erwartung. Allerdings ist dies darin begründet, dass der Effekt der Substrattemperatur den Effekt der Bauraumtemperatur überlagert. Durch die unmittelbare Nähe der Grenzschicht zum Druckbett führt eine hohe Druckbetttemperatur zwangsläufig zu einer hohen Grenzschichttemperatur, auch wenn eine niedrigere Bauraumtemperatur eingestellt ist. Umgekehrt, da weder der Bauraum noch das Druckbett aktiv gekühlt werden können, können keine großen Differenzen zwischen Druckbett- und Bauraumtemperatur umgesetzt werden.

Der gewünschte Effekt einer Überextrusion der ersten Schicht kann nicht gezeigt werden. Ebenso können die Effekte der Schichthöhe und der Geschwindigkeit nicht ohne Weiteres interpretiert werden, da sie sich nur indirekt auf die Grenzschichttemperatur auswirken.

Um diese Lücke zu schließen, wird die Temperatur auf der Oberseite des Laminats während jedes Druckauftrags gemessen. Die maximalen Temperaturen, die in der Grenzschicht erreicht werden, sind in Abbildung 4.16 dargestellt. Ebenso wie bei den Scherfestigkeiten haben auch hier die Prozesstemperaturen einen starken Einfluss auf die Grenzschichttemperatur (Düsentempera-

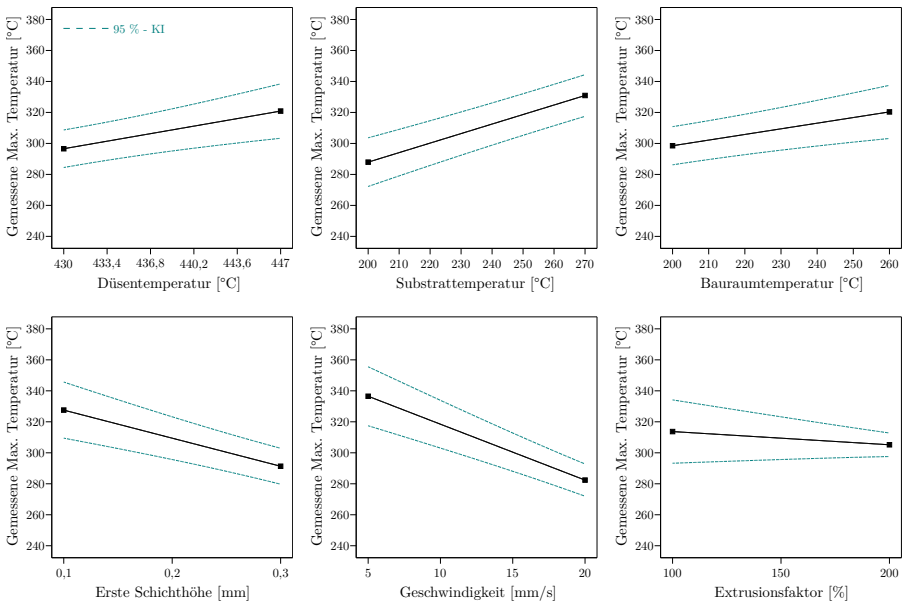


Abbildung 4.16: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die maximale Grenzflächentemperatur zwischen PEEK 3D-Druck und PEEK-Laminat im Parameter Screening [193]

tur: $p = 0,036$, $r = 0,200$; Substrattemperatur: $p < 0,0001$, $r = 0,064$; Bauraumtemperatur: $p = 0,015$, $r = 0,236$). Darüber hinaus führt eine Verringerung der Druckgeschwindigkeit ($p < 0,0001$, $r = -0,362$) sowie eine Verringerung der ersten Schichthöhe ($p < 0,0001$, $r = -0,312$) zu einer Erhöhung der Grenzschichttemperatur. Ein signifikanter Effekt lässt sich auch für den Extrusionsfaktor nachweisen ($p = 0,014$, $r = 0,361$).

Die Prozessparameter beeinflussen die maximale Grenzschichttemperatur in einer Größenordnung, die den Einfluss auf die gemessene Scherfestigkeit widerspiegelt. Damit wird die Annahme bestärkt, dass die Grenzschichttemperatur der dominante Faktor für die Fügung zwischen Laminat und 3D-Druck ist. Der Einfluss der Prozesstemperaturen auf die Grenzschichttemperatur und damit auf die Festigkeit entspricht den Beobachtungen aus der Literatur zum reinen PEEK-FFF-Druck, weil diese Parameter die Temperatur an der Grenzfläche direkt bestimmen.

Die Messungen zeigen zudem einen Effekt von Druckgeschwindigkeit und erster Schichthöhe. Dieser Effekt beruht ebenfalls indirekt auf der Beeinflussung der Grenzschichttemperatur. Bei langsamer Druckgeschwindigkeit verbleibt die beheizte Düse länger im Einflussbereich des frisch extrudierten Materials, wodurch die Grenzschichttemperatur ansteigt [47]. Analog verringert eine geringe erste Schichthöhe den Abstand zwischen Düse und bereits gedruckter Schicht, sodass die Grenzschichttemperatur ebenfalls höher ist. Diese Mechanismen erklären, warum sowohl in

der hier gezeigten Untersuchung als auch in der Literatur niedrigere Geschwindigkeiten und kleinere Schichthöhen zu höheren Festigkeiten führen.

Zanjanijam et al. [11] zeigten, dass eine Erhöhung der Bauraum- und Betttemperatur von 150 °C auf 260 °C die Festigkeit zwischen 3D-Druck Schichten von PEEK um etwa 30 % (von ca. 55 MPa auf ca. 75 MPa) steigert. Arif et al. [13] berichteten, dass höhere Prozesstemperaturen die Zugfestigkeit um rund 25 % erhöhen, weil die Temperaturgradienten zwischen Düse und bereits gedruckter Schicht reduziert werden. Wand et al. [56] identifizierten die Kombination 440 °C Düsentemperatur und 280 °C Druckbetttemperatur (jeweils die Maximalwerte ihrer Studie) als optimal für die mechanischen Eigenschaften. In der hier durchgeführten statistischen Analyse des Überdrucks zeigen sich dieselben Effekte ($p = 0.036$ für die Düsentemperatur, $p < 0.001$ für Bett-/Bauraumtemperatur).

Liaw et al. [59] führten ein DoE-Experiment mit PEEK durch und stellten fest, dass die Düsentemperatur und die Schichthöhe die größten Einflüsse auf Biege- bzw. Zugfestigkeit haben. Höhere Düsentemperaturen und kleinere Schichthöhen führen zu signifikanten Festigkeitssteigerungen. Diese Effekte spiegeln sich in den Daten beim Überdrucken wider ($p = 0.036$ für die Düsentemperatur, $p < 0.0001$ für die Substrat- bzw. Umgebungstemperatur, $p < 0.0001$ für die erste Schichthöhe).

Sun et al. [49] und Costa et al. [52] zeigten, dass die maximale Grenzschicht-Temperatur und die Abkühlrate direkt mit der gemessenen Festigkeit korrelieren. Die Analyse beim Überdrucken Messungen bestätigen diesen Befund mit einer Pearson-Korrelation von $r = 0.707$ zwischen Grenzschichttemperatur und Scherfestigkeit.

Zusammengefasst lässt sich festhalten, dass alle wesentlichen Effekte, also die positive Wirkung hoher Prozesstemperaturen, sowie die negative Wirkung großer Temperaturgradienten und die förderliche Wirkung niedriger Schichthöhen bzw. langsamer Druckgeschwindigkeiten, sowohl in der hier gezeigt statistischen Analysen als auch in den oben genannten Arbeiten zum reinen PEEK-FFF-Druck beobachtet werden.

Insgesamt sind die Messungen innerhalb der einzelnen Parameterkombinationen jedoch großen Schwankungen unterworfen, was die Interpretation der Ergebnisse und den statistischen Nachweis der Zusammenhänge erschwert. Dies zeigt sich unter anderem an den großen Konfidenzintervallen. Die erstellten Schliffbilder geben einen Hinweis auf eine mögliche Ursache für die Schwankungen. Die tatsächliche Schichthöhe der ersten Schicht entspricht nicht immer dem eingestellten Sollwert. Abbildung 4.17 zeigt dies beispielhaft anhand von zwei Schliffbildern. Beide Schliffbilder stammen aus der gleichen Parameterkonfiguration und haben eine Sollstärke der ersten Schicht von 0,2 mm. Abbildung 4.17 (links) zeigt eine zu geringe erste Schichthöhe, Abbildung 4.17 (rechts) eine zu große erste Schichthöhe.

Die Abweichung in der ersten Schichthöhe ist darauf zurückzuführen, dass die Bettnivellierung, d.h. die Einstellung des Abstands zwischen Druckbett und Düse, einer gewissen Toleranz unterliegt. Das betrifft zum einen die Einstellung des Nullpunkts der Z-Koordinate. Bei dem verwendeten Drucker liegt diese Toleranz in der Größenordnung von 0,05 mm und kann die Schichthöhe erheblich beeinflussen. Zum anderen spielt die Parallelität zwischen dem Druckbett

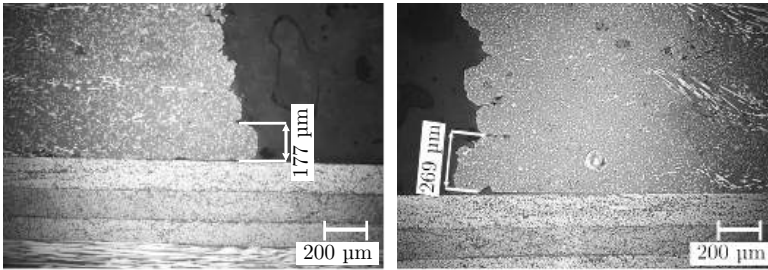


Abbildung 4.17: Schliffbilder von zwei Proben mit gleicher Solldicke der ersten Schicht. Links: erste Schichthöhe zu gering; Rechts: erste Schichthöhe zu groß

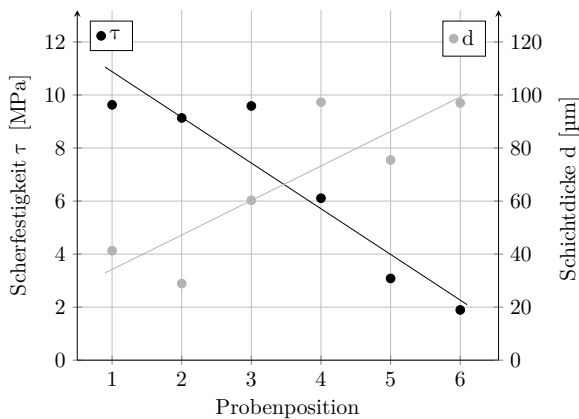


Abbildung 4.18: Korrelation zwischen Festigkeit und Toleranz der ersten Schichthöhe in Abhängigkeit von der Position der Probe: 1-links bis 6-rechts (vgl. Abbildung 4.14a) [193]

und der Bewegungsebene der Düse eine wichtige Rolle. Aufgrund einer Toleranz dieser Parallelität kann die Schichthöhe der ersten Schicht über ein Laminat hinweg schwanken. Ein Beispiel für die Auswirkungen eines nicht parallelen Laminats ist in Abbildung 4.18 dargestellt. In diesem Beispiel wird die Höhe der ersten Schicht für jede Probe einer Parameterkonfiguration anhand von Schliffbildern bestimmt und zusammen mit den entsprechenden Festigkeiten der Proben aufgetragen. Die Position der Proben entspricht dabei der Positionierung aus Abbildung 4.14a. Eine Korrelation zwischen der Position der Probe und der Festigkeit ist deutlich erkennbar.

Eine weitere schwer zu kontrollierende Fehlerquelle ist die Porosität des gedruckten Materials. Das zum Drucken der Proben verwendete Filament weist bereits eine Porosität von ca. 20 % auf (siehe Abbildung 4.19 links). Bei den gedruckten Proben ist eine Porosität in einer vergleichbaren Größenordnung zu beobachten. Dieser Zusammenhang zwischen der Porosität

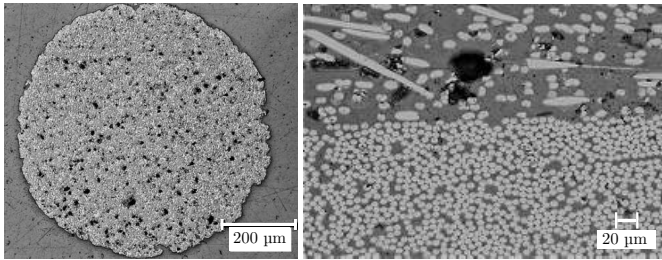


Abbildung 4.19: Links: Schlichtbild PEEK-CF30 Filament [193]. Rechts: Schlichtbild der Grenzfläche mit 1000-facher Vergrößerung aus einer Probe der Reihe S8

bei PEEK-CF Filament und der gedruckten Struktur wurde auch von Sommacal et al. [200] experimentell nachgewiesen. Der genaue Einfluss dieser Porosität auf die Festigkeit kann im Rahmen dieser Arbeit nicht bestimmt werden.

Neben der Schichthöhe sollten die Schlichtbilder vor allem die Ausbildung des Schichtverbunds veranschaulichen. In Abbildung 4.19 rechts ist eine Aufnahme mit 1000-facher Vergrößerung aus einer Probe der Reihe S8 dargestellt. Die Darstellung zeigt repräsentativ, dass die Grenzschicht zwischen Laminat und 3D-Druck auch bei hohen Vergrößerungen rein optisch nicht aufgelöst werden kann. Dadurch, dass sowohl das Laminat als auch das Filament die gleiche Matrix verwenden, ist kein Kontrastunterschied zwischen den beiden Komponenten erkennbar, so lange diese sich hinreichend gut berühren. Daher kann durch die Schlichtbilder keine Aussage über die Güte des Schichtverbunds getroffen werden.

Charakterisierung der Prozessparameter

Auf der Grundlage der Ergebnisse des Screenings werden drei Parameter für eine genauere Untersuchung ausgewählt. Die Substrattemperatur zeigt insgesamt die stärkste Korrelation mit einem Pearson-Koeffizienten von $r = 0,537$. Zusammen mit der Düsentemperatur haben diese beiden Faktoren einen direkten Einfluss auf die Temperatur in der Grenzschicht und damit auf die Festigkeit. Daher werden die Düsen- und Betttemperaturen in die Charakterisierung einbezogen. Die Screening-Tests haben gezeigt, dass individuelle Einstellungen für die Substrat-(Druckbett-) Temperatur und die Bauraumtemperatur bei dem gegebenen 3D-Drucker nur sehr begrenzt umsetzbar sind, da das Druckbett nicht gekühlt ist und die Heizleistung des Druckbetts nicht ausreicht, um das Bett auf eine deutlich höhere Temperatur als den Bauraum aufzuheizen. Daher werden die beiden Parameter zur Umgebungstemperatur zusammengefasst, wobei die Druckbetttemperatur immer 10 °C über der Bauraumtemperatur liegt. Der zweitstärkste Effekt wurde für die erste Schichthöhe mit $r = -0,460$ gemessen. Folglich ist der dritte untersuchte Faktor die erste Schichthöhe.

Außerdem hat das Screening gezeigt, dass die Toleranz der ersten Schichthöhe schwer zu kontrollieren ist. Es ist daher sinnvoll, die Höhe der ersten Schicht bei jeder Probe einzeln zu messen, um Fehler bei der Auswertung zu vermeiden. Die Schlichtbilder haben sich nicht als

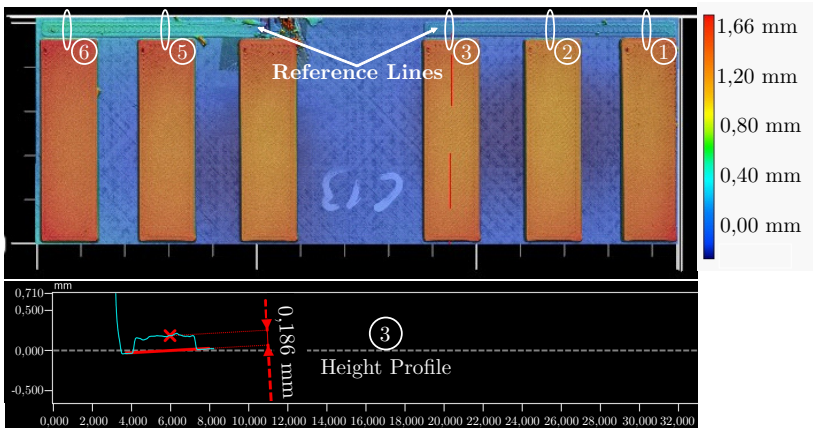


Abbildung 4.20: Messung der ersten Schichthöhe mit dem Profilometer

zuverlässige Methode zur quantitativen Bestimmung der Schichthöhe erwiesen, da die Grenze zwischen der ersten und der zweiten Schicht nicht immer klar erkennbar ist. Aus diesem Grund wird die Höhe der ersten Schicht mit einem optischen 3D-Profilometer gemessen. Zu diesem Zweck werden entlang der Proben eine Referenzlinie mit einer einzigen Schichthöhe gedruckt und an der Position jeder Probe ausgewertet. Das Messkonzept ist in Abbildung 4.20 dargestellt.

Die Messungen mit individuell angepasster Schichthöhe werden anschließend verwendet, um ein quadratisches, statistisches Modell zur Auswertung der Effekte der drei Prozessparameter zu erstellen. Dazu werden jeweils 5 Proben aus 15 Parameterkombinationen getestet. Das Modell zeigt signifikante Effekte für alle drei Faktoren (Düsentemperatur: $p = 0,0057$; Umgebungstemperatur: $p < 0,0001$; erste Schichthöhe: $p = 0,0002$). Die Effektdiagramme sind in Abbildung 4.21 dargestellt. Da für die Charakterisierung ein quadratisches Response Surface Modell durch die Messergebnisse gefittet wird, liefern die Haupteffektdiagramme auch quadratische Effekte.

Insbesondere die Umgebungstemperatur und die erste Schichthöhe haben einen starken, nichtlinearen Effekt. Ein Anstieg der Umgebungstemperatur erhöht also die Scherfestigkeit überproportional. Dies deckt sich mit den Modellen der Diffusionsheilung und dem erwarteten Einfluss auf die Grenzschichttemperatur. Ein Anstieg der Schichthöhe verringert die Festigkeit überproportional. Dies steht zunächst im Widerspruch zu der Erwartung und der Beobachtung im Screening. Für nähere Untersuchung müssen wiederum die Temperaturmessungen herangezogen werden. Im Sinne der Pearson-Korrelation sind die Effekte der Umgebungstemperatur ($r = 0,567$) und der Schichthöhe ($r = -0,579$) ähnlich stark. Der Effekt der Düsentemperatur ist dagegen deutlich schwächer ($r = 0,325$).

Zusätzlich zu den Haupteffekten ermöglicht das quadratische Modell auch die Analyse der Interaktionseffekte. Die Interaktionseffekte zwischen Düsentemperatur und Umgebungstemperatur ($p = 0,2934$) sowie Düsentemperatur und erster Schichthöhe ($p = 0,1165$) sind nicht signifikant.

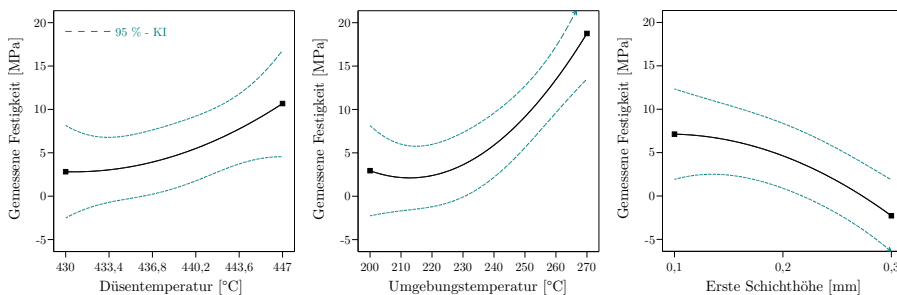


Abbildung 4.21: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf gemessene Festigkeit in der Parameter Charakterisierung [193]

Nur die Interaktion zwischen Umgebungstemperatur und erster Schichthöhe ist statistisch signifikant ($p < 0,0001$). Diese Interaktion ist in Abbildung 4.22 dargestellt. Bei großen ersten Schichthöhen hat die Umgebungstemperatur keine eindeutige Auswirkung. Bei niedrigeren Schichtdicken ist der Effekt der Umgebungstemperatur jedoch deutlich erkennbar.

Der beobachtete Interaktionseffekt zwischen der Umgebungstemperatur und der ersten Schichthöhe entspricht zunächst nicht den erwarteten Ergebnissen. Die Daten deuten darauf hin, dass dieser Effekt in erster Linie auf die Tatsache zurückzuführen ist, dass die höchste Erstschichthöhe von 0,3 mm und die niedrigste Umgebungstemperatur von 200 °C beide am äußersten Rand des Prozessfensters liegen und viele Proben mit dieser Parameterkombination zu gar keiner messbaren Festigkeit führen. Der Interaktionseffekt wird vermutlich dadurch verursacht, dass die

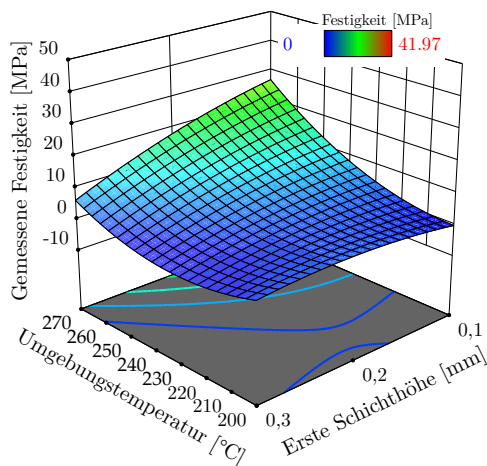


Abbildung 4.22: 3D-Diagramm des Interaktionseffekts zwischen der ersten Schichthöhe und der Umgebungstemperatur [193]

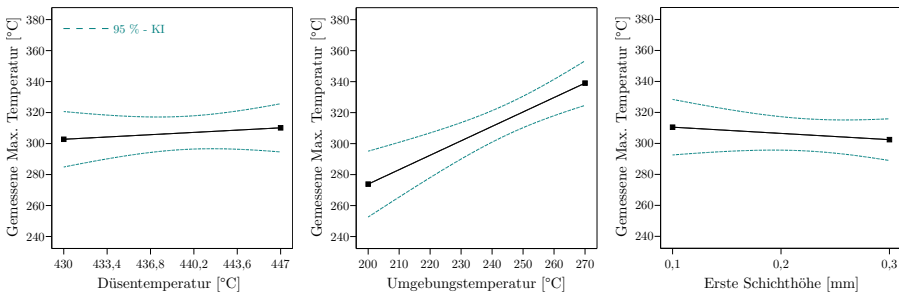


Abbildung 4.23: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die gemessene maximale Temperatur in der Parameter Charakterisierung [193]

Haupteffekte im Randbereich des Prozessfensters nicht mehr sauber abgebildet werden können.

Zusätzlich zur Scherfestigkeit wird, wie beim Screening, die Temperatur in der Grenzschicht zwischen dem Laminat und dem 3D-Druck gemessen. Da der Probenumfang für die Temperaturmessung deutlich geringer ist als bei den Scherversuchen (nur eine Probe pro Konfiguration), wird nur ein lineares statistisches Modell für die maximalen Temperaturen verwendet. Außerdem ist es nicht möglich, die erste Schichthöhe der Probe für die Temperaturmessung zu analysieren, da das Thermoelement die Referenzlinie an dieser Stelle unterbricht. Daher wird die erste Schichthöhe der benachbarten Probe (Position 5 in Abbildung 4.14a) für die Auswertung verwendet. In dem resultierenden Modell zeigt nur die Umgebungstemperatur einen signifikanten Effekt ($p = 0,0005$; $r = 0,879$). Der Effekt der Umgebungstemperatur auf die maximale Temperatur stimmt qualitativ mit dem Effekt auf die Festigkeit überein. Die Auswirkungen der Düsentemperatur ($p = 0,5528$) und der ersten Schichthöhe ($p = 0,4830$) sind nicht signifikant. Daher können bei diesen Parametern die Effekte auf die Festigkeit nicht eins zu eins auf die Effekte auf die Maximaltemperatur zurückgeführt werden. Die Effektdiagramme für die maximale Grenzflächentemperatur sind in Abbildung 4.23 dargestellt.

Neben der maximalen Temperatur der Grenzschicht wird auch die Zeit ermittelt, die vergeht, bis die Grenzschichttemperatur die Kristallisationstemperatur T_c unterschreitet. Dieser Wert stellt das Zeitfenster dar, in dem sich eine Fügung zwischen Laminat und 3D-Druck ausbilden kann, und ist somit ein wichtiger Parameter des Prozesses. Die Effektdiagramme sind in Abbildung 4.24 dargestellt. Sowohl der Effekt der Umgebungstemperatur ($p < 0,0001$; $r = 0,757$) sowie der ersten Schichthöhe ($p < 0,0001$; $r = 0,419$) sind statistisch signifikant. Der Effekt der Umgebungstemperatur auf die Zeit über T_c passt zusammen mit dem Effekt auf die Maximaltemperatur auch zu dem Effekt auf die Festigkeit. Der Effekt der ersten Schichthöhe auf die Zeit über T_c ist allerdings gegenläufig auf den Effekt auf die Festigkeit. Auch wenn die Schichthöhe keinen signifikanten Effekt auf die Maximaltemperatur zeigt, so müsste eine längere Haltezeit über T_c einen höheren Grad der Schichtheilung hervorrufen und somit die Festigkeit steigern. Die Messwerte der Festigkeit zeigen einen negativen Zusammenhang mit der ersten Schichthöhe, während die Zeit über T_c einen positiven Zusammenhang zeigt. Dies steht im Widerspruch zur

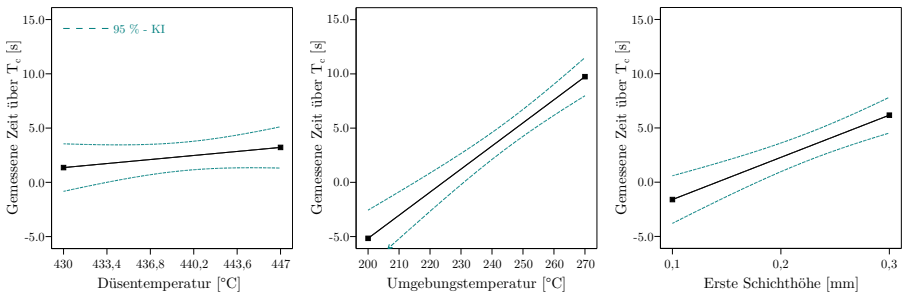


Abbildung 4.24: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die gemessene Zeit über der Kristallisationstemperatur T_c in der Parameter Charakterisierung [193]

Erwartung, dass längere Haltezeiten über T_c zu höheren Festigkeiten führen.

Das Parameter-Screening hat die Vermutung nahegelegt, dass alle Effekte der Prozessparameter auf die Festigkeit auf den entsprechenden Effekt auf die Grenzschichttemperatur zurückgeführt werden können. Dies würde bedeuten, dass die Fügung zwischen 3D-Druck und Laminat alleine durch die thermische Historie bestimmt wird. Die genauere Betrachtung der Effekte in der Parametercharakterisierung zeigt jedoch, dass die thermische Historie alleine nicht ausreichend ist, um die Effekte der Prozessparameter zu beschreiben. Der Effekt der ersten Schachthöhe lässt sich nicht mit dem beobachteten Einfluss auf die Grenzschichttemperatur vereinen. Dies deutet darauf hin, dass es neben der thermischen Historie der Grenzschicht eine weitere Einflussgröße auf die Festigkeit der Fügung geben muss. In der Literatur zum Schichtverbund beim 3D-Druck zeigen einige Untersuchungen, dass vor allem die Oberflächenbenetzung des Substrats ein wichtiger Faktor zur Erzeugung eines Schichtverbunds sein kann [48, 68, 91, 92]. Ob die Oberflächenbenetzung auch in der hier gezeigten Untersuchung eine entscheidende Rolle spielt, kann im Rahmen der experimentellen Untersuchung nicht abschließend bestätigt werden. Während bei den mechanischen Tests für jede Parameterkombination fünf Proben getestet wurden, liegt für die Temperatur an der Grenzfläche nur ein einzelner Messwert vor. Gleichzeitig kann die erste Schichthöhe an der Temperaturmessstelle mit dem Profilometer nicht mit ausreichender Genauigkeit bestimmt werden. Die fehlende Signifikanz kann daher auch auf den geringen Stichprobenumfang bei der Temperaturmessung zurückzuführen sein. Die Beobachtung, dass sich eine zu große erste Schichthöhe negativ auf die Festigkeit auswirkt, deutet jedoch darauf hin, dass die Benetzung in die Festigkeit eingeht.

Eine positive Toleranzabweichung der ersten Schichthöhe sorgt dafür, dass eine Unterextrusion in der ersten Schicht vorliegt. Abbildung 4.25 zeigt den Extrusionsfaktor in Abhängigkeit der ersten Schichthöhe sowie die zugehörige, gemessene Festigkeit. Der Extrusionsfaktor ergibt sich dabei aus der gemessenen ersten Schichthöhe bezogen auf die eingestellte erste Schichthöhe jeder einzelnen Probe. In der Grafik sind drei Gruppen erkennbar, welche den drei eingestellten Soll-Schichthöhen entsprechen. Bei jeder der eingestellten Soll-Schichthöhen tritt eine erhebliche

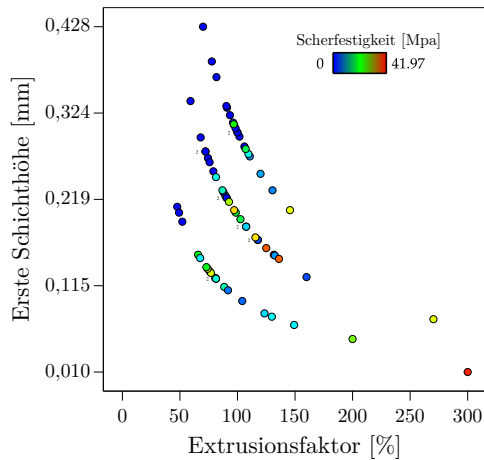


Abbildung 4.25: Resultierender Extrusionsfaktor aus der Abweichung der ersten Schichthöhe in Abhängigkeit der ersten Schichthöhe

Streuung der tatsächlich gemessenen Schichthöhe auf. Die Streuung liegt vor allem im Bereich von 50 % - 150 %. Außerdem geht mit der Streuung der Schichthöhe auch eine erhebliche Streuung der Scherfestigkeiten einher. Dabei liegt vor allem bei hohen Schichthöhen eine Unterextrusion vor, welche wiederum zu niedrigeren Festigkeiten führt. Der Korrelationskoeffizient zwischen Extrusionsfaktor und Festigkeit beträgt $p = 0,489$. Dies bestärkt die These, dass die Streuung der Festigkeiten vor allem auf die Streuung der Schichthöhe zurückzuführen ist. Um diese These zu überprüfen, ist eine weitergehende Analyse notwendig. Dazu wird im folgenden Kapitel der Extrusionsfaktor in der simulativen Beschreibung der Fügung modelliert und bewertet.

4.4 Schlussfolgerung der Experimentellen Charakterisierung

Die vorgestellten Ergebnisse zeigen zum ersten Mal eine systematische Untersuchung des Schichtverbunds beim Überdrucken von PEEK-Laminaten. Daraus geht hervor, dass der Temperaturverlauf einen maßgeblichen Einfluss auf den Schichtverbund zwischen Laminat und 3D-Druck hat. Dieser Temperaturverlauf kann durch die Prozessparameter, vor allem die Prozesstemperaturen beeinflusst werden, und es ist möglich, ein stabiles Prozessfenster für das Überdrucken von PEEK Laminaten zu erzeugen. Die Beobachtungen decken sich weitgehend mit dem erwarteten Verhalten eines thermischen Prozesses, der primär durch Diffusionsheilung getrieben ist. Dies bedeutet auch, dass es in dem Prozess gelungen ist, die Oberfläche des Laminats durch das Überdrucken in einen amorphen Zustand zu versetzen, um eine Grenzschichtdiffusion zu ermöglichen. In den Versuchen konnten Scherfestigkeiten von bis zu 40 MPa erreicht werden. Die Untersuchung der Festigkeiten bei gedruckten Strukturen aus dem PEEK-CF Filament (siehe Anhang D) hat eine maximale Schichthftung des 3D-Drucks in der gleichen Größenordnung von 46,9 MPa gezeigt.

Dies deutet darauf hin, dass beim Überdrucken die gleiche Festigkeit des Schichtverbunds wie beim reinen 3D-Druck erreicht werden kann. Somit ist die Festigkeit der Fügung mehr durch die Heizleistung des verwendeten Druckers als durch die Materialkombination limitiert.

Es lassen sich jedoch nicht alle Effekte durch reine Diffusion erklären. Die anfängliche Hypothese, dass der Schichtverbund alleine durch Diffusion entsteht, kann also nicht ohne Einschränkung bestätigt werden. Der Effekt der ersten Schichthöhe deutet vielmehr darauf hin, dass auch die Benetzung der Laminatoberfläche durch die Prozessparameter signifikant beeinflusst wird, was sich auf den Schichtverbund auswirkt. Eine Verschlechterung der Benetzung trat bei den Versuchen vor allem bei einer Unterextrusion durch einen zu großen Düsenabstand auf. Eine Überextrusion hat hingegen nicht zu einer Verbesserung des Schichtverbunds geführt. Dies deutet darauf hin, dass es sich bei einer unzureichenden Benetzung vor allem um die Abwesenheit von Diffusion handelt.

Gleichzeitig zeigen die Scherversuche beim Überdrucken eine deutlich höhere Streuung als der reine 3D-Druck, was wiederum die Qualität der verwendeten statistischen Modelle beeinträchtigt. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass diese Streuung der Festigkeiten vor allem durch die Streuung der ersten Schichthöhe bedingt wird. Die erste Schichthöhe ist zwar ein wichtiger Faktor, der sich auf die Festigkeit auswirkt, kann aber nur schwer kontrolliert werden. Typische Sollwerte von 0,1 mm-0,3 mm von Standarddruckern liegen innerhalb des Toleranzbereichs der Druckbettkalibrierung des verwendeten 3D-Druckers. Außerdem trägt die Dickentoleranz des Laminats zur Toleranzkette bei. Die Kontrolle der Toleranzkette der ersten Schicht ist also eine kritische Anforderung an den Gesamtprozess, um einen stabilen Betriebspunkt zu ermöglichen. Diese Anforderung muss insbesondere bei der Skalierung des Prozesses auf große Lamine in Kapitel 6 berücksichtigt werden.

Für die Simulation kann geschlossen werden, dass vor allem die Prozesstemperaturen, die Geschwindigkeit und die Schichthöhe abgebildet werden müssen. Dabei müssen auch sekundäre Effekte wie der Wärmeeintrag durch die beheizte Düse und den Heizblock abgebildet werden. Die notwendigen Materialkennwerte konnten in der Materialcharakterisierung bestimmt werden.

Kapitel 5

Simulative Vorhersage des Schichtverbunds

Die simulative Vorhersage des Schichtverbunds soll es ermöglichen, die Bindungsmechanismen zu verstehen, zu beschreiben und vorhersagen zu können. Dazu wird der Temperaturverlauf der Grenzschicht und anschließend der Schichtverbund durch ein Diffusionsmodell berechnet. Die Thermalanalyse und Teile der Diffusionsrechnung wurden bereits in [201] veröffentlicht. Abbildungen und Tabellen sind entsprechend gekennzeichnet.

5.1 Methodik der Simulation

Die mechanische Prozesscharakterisierung, wie in dem vorangegangenen Kapitel beschrieben, liefert quantitative Werte für die Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und resultierender Festigkeit und Grenzschichttemperatur. Der Versuchsraum ist allerdings durch die Randbedingungen der FFF-Anlagen begrenzt. Außerdem sind die Versuche im größeren Maßstab sehr ressourcenintensiv. Um den Prozess des Überdruckens von PEEK-CF-Laminaten erfolgreich auf große Strukturen anzuwenden, ist es daher notwendig, die Bindungsmechanismen zwischen Laminat und 3D-Druck genau zu verstehen und vorhersagen zu können. Um diese Lücke zu schließen, soll eine Simulation des Schichtverbundes aufgebaut werden. Außerdem bietet die Simulation die Möglichkeit, Randbedingungen nachzustellen, wie sie in der Endanwendung an einem roboter-gestützten System vorkommen werden (z.B. unbeheizter Bauraum oder unbeheiztes Werkzeug).

Zu diesem Zweck wird in dieser Arbeit untersucht, inwieweit die bestehenden Modelle zur Beschreibung des Schichtverbunds beim 3D-Druck auf das in-situ Fügen beim Überdrucken angewendet werden können und welche Parameter berücksichtigt werden müssen, um das Verhalten beim Überdrucken korrekt vorherzusagen. Dazu wird zunächst der Temperaturverlauf der Grenzschicht mit Hilfe eines Wärmeübertragungsmodells berechnet. Diese Informationen werden dann in einem Diffusionsmodell verwendet, um die Verbindungsfestigkeit zu berechnen. Das Vorgehen bei der Simulation des Schichtverbundes ist in Abbildung 5.1 dargestellt. Zur Durchführung der thermischen Analyse werden die thermischen Materialeigenschaften des 3D-Druckmaterials benötigt, insbesondere die spezifische Wärmekapazität c_p und die Wärmeleitfähigkeit λ . Die Schmelztemperatur T_m und die Kristallisationstemperatur T_c definieren den Temperaturbereich, in dem die Diffusion signifikant erfolgen kann, da sie den Übergang zwischen amorphen und kristallinen Zuständen markieren. Die Viskosität η ist ein entscheidender Parameter im Diffusionsmodell, da sie direkt die Beweglichkeit der Polymerketten und

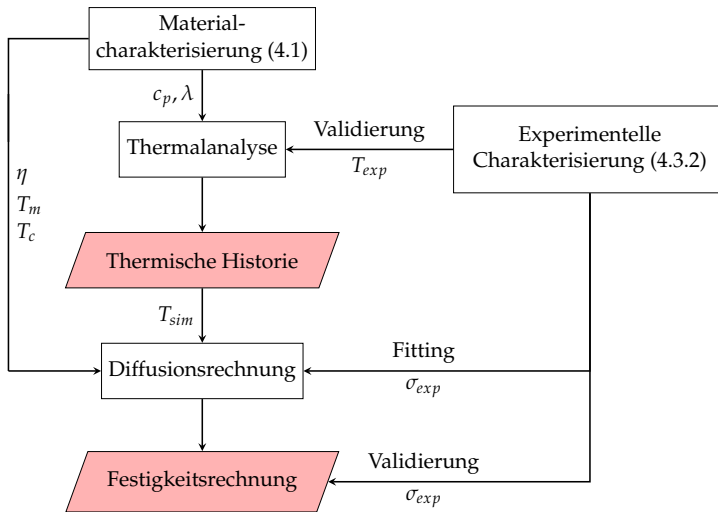


Abbildung 5.1: Flussdiagramm der Simulation des Schichtverbundes

damit die Diffusionsgeschwindigkeit beeinflusst. Diese Materialdaten wurden in Kapitel 4.1 experimentell bestimmt und werden entsprechend in der Simulation verwendet. Darüber hinaus sind experimentelle Messungen der Verbundfestigkeit σ_{exp} und der Grenzflächentemperatur T_{exp} erforderlich, um die Simulationsmodelle einzustellen und zu validieren. Die Methodik und die Ergebnisse dieser Messungen von σ_{exp} und T_{exp} wurden bereits in Kapitel 4.1 beschrieben.

5.1.1 Thermalanalyse

Wie bereits in Kapitel 2.2.2 beschrieben, finden sich in der Literatur verschiedene Ansätze, um die Abkühlkurven des 3D-Drucks zu berechnen. Ein Großteil der Arbeiten wurde mit analytischen 1-D oder 2-D Modellen für einwandige Probenkörper durchgeführt. Dieses Vorgehen bietet zwar eine schnelle Berechnung und ermöglicht es, einfache Probenkörper für akademische Zwecke gut abzubilden, lässt sich aber nicht auf größere, 3-dimensionale Geometrien erweitern. Im Rahmen dieser Arbeit soll das gesamte Simulationsmodell, inklusive Abkühlkurven und Berechnung des Schichtverbunds, anhand der experimentellen Messkampagnen validiert werden und später auf den großvolumigen 3D-Druck angewendet werden. Daher wird für die Berechnung der thermischen Historie der Grenzfläche zwischen dem 3D-gedruckten Material und dem Laminat ein 3-dimensionales Modell entwickelt. Die Modellierung erfolgt mit einem FEM-Modell in der Software Ansys Mechanical (Ansys, Inc., Canonsburg, Pennsylvania, USA), Version 2023 R2. Das Modell soll die Bahnplanung des 3D-Drucks abbilden können und alle wesentlichen Randbedingungen des 3D-Drucks berücksichtigen. Die Simulationsergebnisse werden anschließend anhand der Messwerte aus der experimentellen Charakterisierung (Kapitel 4.3.4) validiert.

Tabelle 5.1: Thermische Materialeigenschaften des PEEK-CF-Laminats (angepasst aus [203])

Temperatur [°C]	Spezifische Wärmekapazität [J/g K]	Wärmeleitfähigkeit [W/(m K)]	
		In-Plane	Out-of-Plane
0	0,80	2,37	0,42
50	0,93	3,09	0,52
100	1,04	3,44	0,60
150	1,26	3,98	0,70
200	1,30	3,98	0,70
250	1,40	4,10	0,70
300	1,55	4,5	0,75
350	1,65	4,51	0,68
400	1,70	4,62	0,65

Materialmodell

Für das jeweilige Materialmodell in der thermischen Simulation werden die Dichte, spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit benötigt. Während die Dichte und die Wärmekapazität richtungsunabhängig sind, ist die Wärmeleitfähigkeit von faserverstärkten Kunststoffen im Allgemeinen anisotrop. Für die zur Herstellung des Laminats verwendeten PEEK UD-Tapes sind in der Literatur Materialdaten verfügbar. Wie von [202] vorgeschlagen und erfolgreich eingesetzt, werden die Daten aus [203] in dieser Arbeit verwendet. Die quasi-isotropen Eigenschaften des Laminats werden aus den Daten der Tapes nach dem Modell von [204] berechnet. Das Laminat wird durch einen in-plane und einen out-of-plane Wert aufgrund der quasi-isotropen Laminatkonfiguration beschrieben. Die Materialeigenschaften des verwendeten Laminats sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Die zur Beschreibung des kurzfaserverstärkten PEEK-CF 3D-Druckmaterials erforderlichen Materialparameter wurden in Kapitel 4.1 experimentell bestimmt. Eine leichte Anisotropie ist auch bei 3D-Druckmaterial zu erwarten. Da in diesem Modell jedoch nur die erste Schicht relevant ist und die Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Druckrichtung für den Wärmeeintrag in die Grenzfläche dominant ist, wird das Modell vereinfacht und als isotropes Material mit der Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Druckrichtung angenommen.

Modellaufbau

Die grundlegende Struktur des zu modellierenden Materialauftrags ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Das geschmolzene 3D-Druckmaterial wird aus der Düse ausgetragen und auf dem bereits auskristallisierten Material abgelegt. Nach dem Materialaustrag zum Zeitpunkt t_d kühlt das abgelegte Material entsprechend der Temperaturrandbedingungen ab. Für die Auswertung

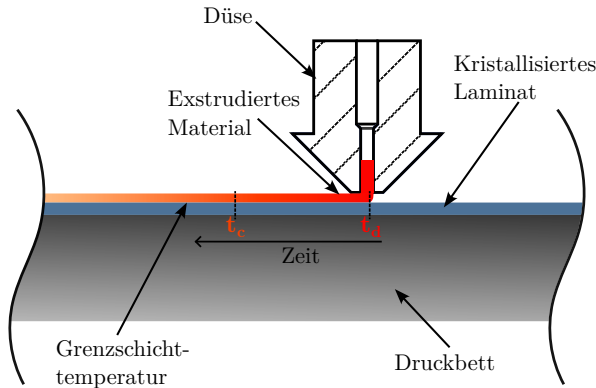


Abbildung 5.2: Schematische Darstellung des Materialaustrags und der Grenzflächentemperatur (vgl. [201])

der Simulation und die spätere Berechnung der Verbundfestigkeit ist vor allem die Grenzflächentemperatur relevant. Insbesondere soll der Temperaturverlauf der Grenzschicht bis zum Unterschreiten der Kristallisationstemperatur T_c zum Zeitpunkt t_c ermittelt werden.

In der Simulation soll zunächst die Herstellung der Proben aus dem experimentellen Teil abgebildet werden, um später das Thermalmodell sowie das Modell zur Berechnung der Festigkeit validieren zu können. Die Geometrie des Aufbaus ist in Abbildung 5.3 dargestellt. Da die FEM Simulation deterministisch ist und die Ergebnisse für eine einzelne Probe ausreichen, wird nur eine Probe simuliert. Das Laminat wird in der Simulation auf die geometrische Größe der simulierten Probe skaliert, um den Rechenaufwand zu minimieren, ohne die physikalischen Randbedingungen zu beeinträchtigen..

In dem FEM-Modell wird die Materialablage durch Elementaktivierung modelliert. Die Elementaktivierung wird durch ein Ansys Parametric Design Language (APDL) Skript zeitschrittgesteuert. Die Druckrichtung pro Schicht kann frei gewählt werden. In dieser Arbeit wird wie bei den Referenzversuchen ein Infill mit einer Ausrichtung von $\pm 45^\circ$ verwendet. In jedem Zeitschritt wird ein neues Element aktiviert und die Knotentemperaturen des Elements werden für die Dauer des Zeitschritts auf die Temperatur des extrudierten Materials beim Verlassen der Düse festgesetzt. Die experimentelle Untersuchung der Druckbedingungen (Kapitel 4.2) hat gezeigt, dass die Temperatur des extrudierten Materials in dem angegebenen Bereich etwa $54,6^\circ\text{C}$ unter der eingestellten Düsentemperatur liegt. Dieser Unterschied wird bei der Simulation entsprechend berücksichtigt. Im Zeitschritt nach dem Ablegen werden die Knotentemperaturen freigegeben, und das Material kann entsprechend den Umgebungsbedingungen abkühlen.

Die untersuchten Prozessparameter werden durch Randbedingungen und Konvektionslasten dargestellt. Die Düsen- oder Extrusionstemperatur wird durch die Randbedingung des neu aktivierten Elements dargestellt. Die Druckbetttemperatur wird ebenfalls durch eine Randbedingung modelliert. Zu diesem Zweck wird die Temperatur der Unterseite des Laminats, die

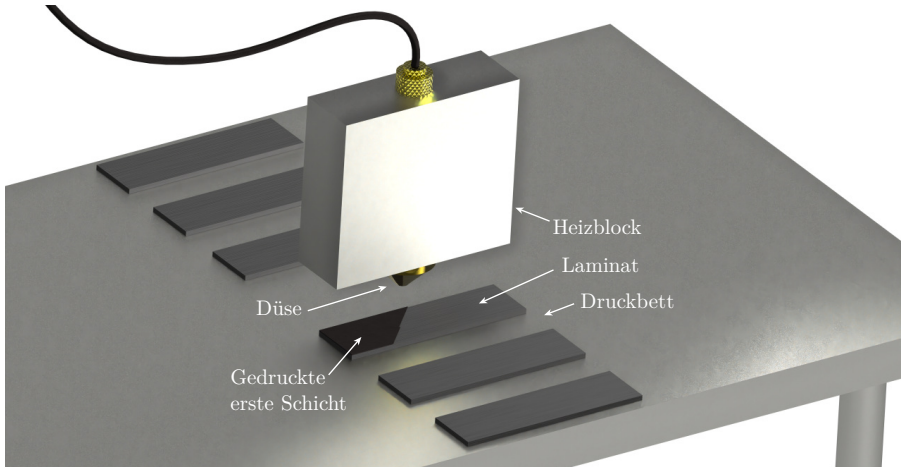


Abbildung 5.3: Geometrie der simulierten Proben [201]

wiederum auf dem Druckbett aufliegt, auf die Druckbetttemperatur festgesetzt. Auf die freien Oberflächen des Laminats und des bereits abgelegten Materials wird entsprechend der Bauraumtemperatur eine Konvektionskühlung aufgetragen. Zur Berechnung des Konvektionskoeffizient wird erzwungene Konvektion an einer ebenen Platte als vorherrschendes Phänomen angenommen. Dabei kann der Konvektionskoeffizient α nach Gleichung (5.1) aus der Nußelt-Zahl Nu , der spezifischen Wärmeleitfähigkeit λ und der charakteristischen Länge L berechnet werden.

$$\alpha = \frac{\lambda Nu}{L} \quad (5.1)$$

Die charakteristische Länge, also die Strecke, die die Luft über das Bauteil streicht, ist dabei die Kantenlänge eines Elements (0,4 mm). Die Nußelt-Zahl Nu setzt sich für eine inkompressibel, laminare Ausströmung aus der Prandtl-Zahl Pr und der Reynolds-Zahl Re nach Gleichung (5.2) zusammen.

$$Nu = 0,664 \sqrt[3]{Pr} \sqrt{Re} \quad (5.2)$$

Die Reynolds-Zahl Re wird wiederum aus Gleichung (5.3) mit der kinematischen Viskosität ν berechnet. Die Strömungsgeschwindigkeit v wird aus der Leistung des verwendeten Lüfters von 140 m³/h und einem Luftkanal von 300 x 28 mm³ mit etwa 2,3 m/s geschätzt.

$$Re = \frac{v L}{\nu} \quad (5.3)$$

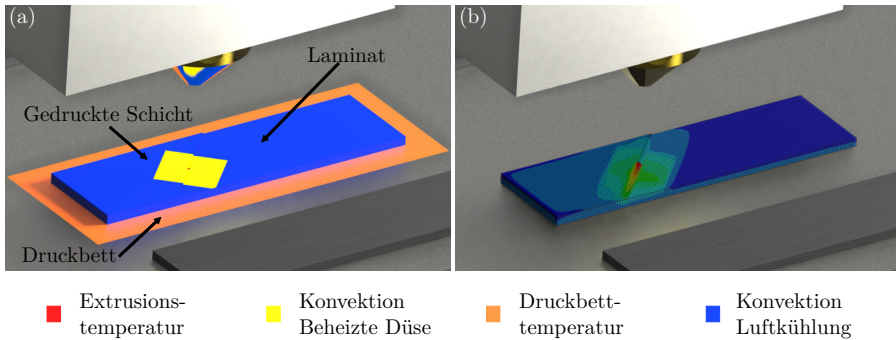


Abbildung 5.4: Schematische Darstellung der Randbedingungen und Lasten (a) und die daraus resultierende Temperaturverteilung (b) [201]

Die verwendeten Kennwerte der Luft sind in Tabelle F.2 in Anhang F zusammengefasst. Die Prandtl-Zahl Pr wird nach Gleichung (5.4) aus der Lufttemperatur T in °C berechnet.

$$Pr = \frac{10^9}{1,1 T^3 - 1200 T^2 + 322000 T + 1,393 \cdot 10^9} \quad (5.4)$$

Die Berechnung ergibt einen Konvektionskoeffizienten von $301 \frac{W}{m^2K}$.

Neben den genannten Prozessparametern hat die beheizte Düse einen großen Einfluss auf die Grenzschichttemperatur. Durch die Nähe der Düse zur Probe muss die Düse als bewegte Wärmequelle mit abgebildet werden. Dies wird über eine zusätzliche Konvektionslast modelliert, die sich mit dem Materialaustrag mitbewegt. Die Temperatur der Konvektionslast entspricht als vereinfachende Annahme der Düsentemperatur. Die Lasten und Randbedingungen sind in Abbildung 5.4a dargestellt. Die resultierende Temperaturverteilung ist in Abbildung 5.4b dargestellt.

Um eine geeignete Diskretisierung des Modells zu ermitteln, wurde eine Netz- und Zeitschrittstudie durchgeführt. Die Studie ist in Anhang E beschrieben. Als Ergebnis dieser Untersuchung werden quadratische Elemente genutzt und die Elementgröße wird so gewählt, dass ein Element ungefähr die Auslassfläche der Düse abdeckt. Da in diesem Fall eine 0,4 mm Düse zum Drucken verwendet wurde, wird eine Elementgröße von $0,4 \times 0,4 \text{ mm}^2$ gewählt. Die maximale Dicke der Elemente beträgt 0,4 mm. Da die Schichtdicke der gedruckten Schicht dünner als 0,4 mm ist, ist die Elementdicke in den gedruckten Schichten die entsprechende Schichthöhe. Die Schichthöhen werden dabei in dieser Arbeit variiert. Eine Zusammenfassung der Wertebereiche ist in Tabelle C.2 in Anhang C gegeben. Die Länge der Zeitschritte wird so gewählt, dass die Elemente entsprechend der Druckgeschwindigkeit aktiviert werden. Das bedeutet, dass auch die Bewegung der Düse in der korrekten Geschwindigkeit dargestellt wird. Bei einer Elementgröße von 0,4 mm und einer Druckgeschwindigkeit von $12,5 \frac{mm}{s}$ bedeutet dies einen Zeitschritt von 0,032 s. Abbildung 5.5 zeigt ein Schema der Elementaktivierung.

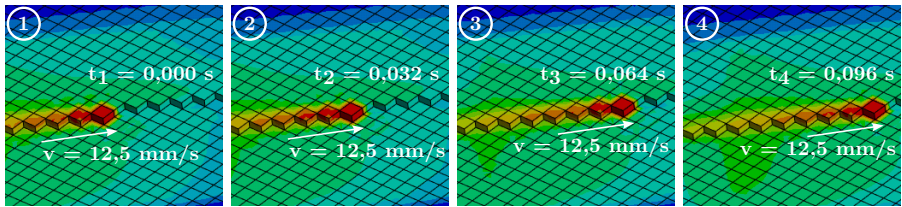


Abbildung 5.5: Elementaktivierung zur Modellierung des Werkzeugweges [201]

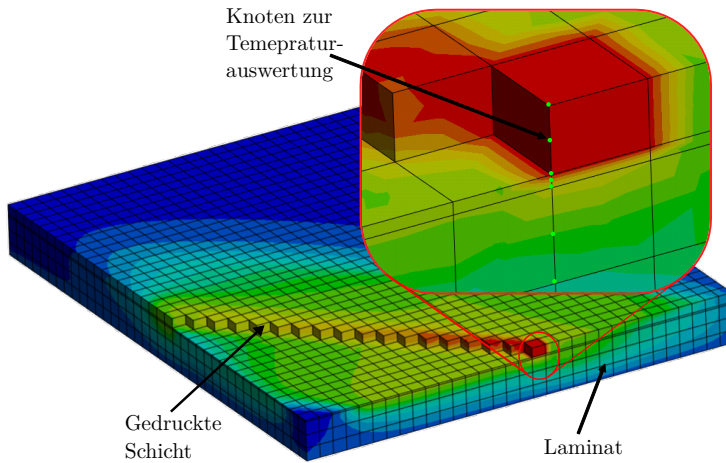


Abbildung 5.6: Vernetzung zur Auswertung der Grenzflächentemperatur [201]

Für die anschließende Berechnung der Verbundfestigkeit wird das Temperaturprofil in der Grenzfläche zwischen dem gedruckten Material und dem Laminat benötigt. Die Auswertung von Knoten direkt an der Grenzfläche zwischen dem neu aktivierten Element und dem Laminat ist problematisch, da die Temperatur in diesen Knoten zu Beginn des Zeitschritts auf die Extrusionstemperatur festgelegt wird und somit die tatsächliche Wärmeübertragung in das Laminat nicht korrekt erfasst wird. Stattdessen wird die Temperatur in einer dünnen Schicht innerhalb des Laminats ausgewertet. Zu diesem Zweck wird eine dünne Elementebene mit einer Dicke von 0,05 mm an der Oberseite des Laminats eingefügt. Wie bei allen anderen Elementen handelt es sich um quadratische Elemente. Die Grenzflächentemperatur wird am mittleren Knoten, d.h. in einem Abstand von 0,025 mm von der Oberfläche, ausgewertet. Der Aufbau für die Temperaturauswertung ist in Abbildung 5.6 dargestellt.

Validierung

Für die Validierung werden die Versuche aus der Parameter-Charakterisierung (Kapitel 4.3.2) simulativ nachgebildet. Die Druckparameter entsprechen dabei der Versuchsplanung der Charakterisierung in Tabelle C.2 in Anhang C. Für jede Simulation werden die Maximaltemperatur der Grenzschicht bei Ablage des Extrudierten Materials ausgewertet. Zusätzlich wird die Zeitspanne ermittelt, die verstreicht, bis die Kristallisation der Grenzschicht einsetzt, also bis die Kristallisationstemperatur unterschritten wird. Für diese Größen werden die Effekte der Prozessparameter mit der gleichen statistischen Methode wie in der experimentellen Studie (Kapitel 4.3.2) bestimmt. D.h. es wird ein lineares Response Surface Modell der Prozesseinflüsse gefittet. Zur Validierung der Simulation werden die Effekte der Prozessparameter aus Simulation und Experiment quantitativ und qualitativ verglichen.

5.1.2 Diffusionsrechnung

Wie bereits in Kapitel 2.2.3 beschrieben, wird die Schichthaftung beim 3D-Druck in erster Linie durch Oberflächenkontakt bzw. Benetzung, Halswachstum und Diffusion getrieben. Ein ähnliches Verhalten wird für die Bindung zwischen dem gedruckten Material und dem Laminat beim Überdrucken erwartet, da sowohl im Laminat als auch im 3D-Druckmaterial derselbe thermoplastische Kunststoff als Matrix genutzt wird. Weiterhin wurde in mehreren Studien gezeigt, dass die σ_0 -Komponente aufgrund der reinen Benetzung, wie von Wool et al. [87, 88] in Gleichung (2.2) vorgeschlagen, vernachlässigbar ist [68, 79, 100, 101, 106, 113, 114, 118]. Dies stimmt mit den Beobachtungen der experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit (Kapitel 4.3.4) überein, bei denen die reine Benetzung zu keiner messbaren Scherfestigkeit führte.

Unter der Annahme, dass die Fügung hauptsächlich durch Diffusion verursacht wird, wird das von Yang und Pitchumani [90, 106] vorgestellte nicht-isotherme Heilungsmodell, wie in Gleichung (2.7) dargestellt, zur Vorhersage der Festigkeit zwischen dem 3D-gedruckten Material und dem Laminat verwendet. Für die Beschreibung der Schweißzeit t_w werden in dieser Arbeit zwei Methoden verglichen. Einmal wird ein rein empirisches Modell auf Basis der Arrhenius-Gleichung genutzt. Hierzu wird das gefittete Modell von Lee und Springer [89] verwendet. Dieses Modell wurde für PEEK 150 angepasst, dass in dieser Studie auch für den 3D-Druck verwendet wird. Darüber hinaus wurde das Modell bereits erfolgreich von Yang und Pitchumani [90, 106] in ihrer eigenen Arbeit getestet und von Basgul et al. [118] für den 3D-Druck verwendet. Der Vorteil dieses empirischen Modells liegt darin, dass zur Anpassung der Modellparameter bereits intensive Versuchskampagnen durchgeführt wurden, welche in diesem Umfang im Rahmen dieser Arbeit nicht abbildbar wären. Außerdem wurde auch die Validierung bereits durchgeführt.

Alternativ zu dem rein empirischen Modell soll die Abschätzung der Schweißzeit durch die rheometrischen Eigenschaften des Materials verfolgt werden. Dazu wird das Modell von Coogan und Kazmer [9] verwendet, welches die Schweißzeit auf die Beschreibung der Selbstdiffusion über die Viskosität zurückführt. Der Vorteil eines Modells auf Basis von rheometrischen Messungen besteht darin, dass durch die Vermessung des tatsächlichen Filaments auch Faktoren berücksichtigt werden, welche in der Modellanpassung von Lee und Springer nicht einbezogen

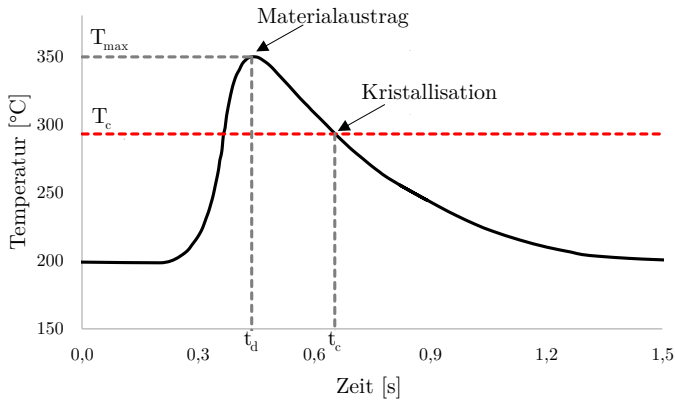


Abbildung 5.7: Schematischer Verlauf des Temperaturverlaufs in der Grenzschicht [201]

wurden, z.B. die tatsächliche Faserlänge, Faserverteilung und Porosität.

Berechnung der Diffusion

Ein Unterschied zwischen dem herkömmlichen 3D-Druck und dem Überdrucken von Laminaten besteht darin, dass beim Überdrucken die Temperatur des Substrats nicht im gleichen Maße durch die Druckeinstellungen beeinflusst werden kann. Im reinen 3D-Druck wirken sich die Extrusionstemperatur und die Schichtzeit maßgeblich auf die Substrattemperatur aus. Durch geschickte Wahl der Prozessparameter kann es möglich sein, die nächste Schicht abzulegen, bevor das Substrat kristallisiert ist, was vorteilhaft für die Diffusionsmechanismen ist.

Beim Überdrucken von Laminaten ist die thermoplastische Matrix im Laminat bereits kristallisiert. Ein vollständiges Vorheizen des Laminats über die Schmelztemperatur ist in der Regel nicht möglich, da dabei die Formstabilität nicht aufrechterhalten werden kann. Der verbleibende Energieeintrag, um eine Diffusion durch die Grenzschicht zu ermöglichen, muss daher vollständig durch die neu gedruckte Schicht erfolgen. Unter der Annahme, dass die Diffusion hauptsächlich im amorphen Zustand stattfindet und durch die Kristallisation so stark gehemmt wird, dass ein Beitrag im kristallinen Zustand vernachlässigbar ist, bedeutet dies, dass die Grenzflächentemperatur beim Überdrucken über die Schmelztemperatur von PEEK gebracht werden muss. Außerdem findet die Diffusion nur in dem Zeitintervall zwischen dem Zeitpunkt des Materialaustrags t_d und dem Zeitpunkt der Kristallisation t_c während der Abkühlphase statt. Dieses Zeitintervall ist in Abbildung 5.7 schematisch dargestellt.

Arrhenius-Ansatz

Unter Verwendung der Schweißzeit t_w von Lee und Springer [89] aus Gleichung (2.4) und unter Berücksichtigung des Zeitintervalls für die Diffusion lässt sich Gleichung (2.7) als Gleichung

(5.5) formulieren. Da keine Fasern durch die Grenzschicht zwischen Laminat und 3D-Druck verlaufen können, wird für die Festigkeit des Vollmaterials σ_∞ die Festigkeit der verwendeten PEEK-Matrix angenommen. Die durchschnittliche Festigkeit von gedrucktem PEEK wird vom Hersteller mit 90 MPa angegeben [205]. Daher wird σ_∞ für diese Arbeit mit 90 MPa angenommen.

$$D = \frac{\sigma}{\sigma_\infty} = \int_{t_d}^{t_c} \left(\frac{1}{44.1} e^{\frac{3810}{T(t)}} \right)^{-4} dt^{\frac{1}{4}} \quad (5.5)$$

Viskositäts-Ansatz

In dem Modell von Coogan und Kazmer [9] wird die Schweißzeit t_w auf den Selbstdiffusions-Koeffizienten nach Bueche [110] zurückgeführt. Diese Selbstdiffusion wird, neben einigen Materialkonstanten, vor allem durch die temperaturabhängige Viskosität bestimmt. Um für die Schweißzeit eine temperaturabhängige, dimensionslose Größe zu erhalten, wird der Selbstdiffusions-Koeffizient durch die maximale Diffusion D_{max} , welche zum Erreichen von σ_∞ führt, normiert. Gleichung (5.6) zeigt die Formel zur Berechnung der Festigkeit. Dabei ist σ die berechnete Festigkeit; σ_∞ die Festigkeit des Vollmaterials; N_A die Avogadro Konstante; η die Viskosität; ρ die Dichte, k_b die Boltzmannkonstante, T die Temperatur; R_p^2 das durchschnittliche Abstandsquadrat der Polymerketten der molaren Masse MW ; D_{max} die Diffusion bei vollständiger Heilung; t_c der Zeitpunkt des Unterschreitens der Kristallisationstemperatur und t_d der Zeitpunkt des Materialaustrags beim Überdrucken. Für R_p^2/MW wird der Wert von Coogan und Kazmer von $10^{-16} \text{ mol m}^2/\text{g}$ als typischer Wert übernommen.

$$D = \frac{\sigma}{\sigma_\infty} = \int_{t_d}^{t_c} \frac{D_{pre}}{D_{max}} dt^{\frac{1}{4}} = \int_{t_d}^{t_c} \frac{(ApkT(t)/36)(R_p^2/MW)}{D_{max} \eta(t)} dt^{\frac{1}{4}} \quad (5.6)$$

Bei dieser Beschreibung der Schweißzeit müssen sowohl die Viskosität als auch D_{max} experimentell ermittelt werden. Die Bestimmung der Viskosität ist in Kapitel 4.1 beschrieben. D_{max} wird über die Messwerte der Scherfestigkeit gefittet. Dazu werden die gemessenen Festigkeiten aus den 15 Parameterkonfigurationen der Parametercharakterisierung (Kapitel 4.3.4) über die vierte Wurzel der berechneten Selbstdiffusion D_{pre} aufgetragen. Zur Berechnung der Werte von D_{pre} werden die simulierten Temperaturverläufe aus dem vorangegangenen Kapitel genutzt. Die vierte Wurzel von D_{pre} bei Erreichen von σ_∞ wird durch lineare Regression ermittelt. Das Vorgehen zur Berechnung der Verbundfestigkeit mit dem Viskositäts-Ansatz ist in Abbildung 5.8 veranschaulicht.

Nach der Ermittlung von D_{max} werden die Ergebnisse der beiden Ansätze für die Schweißzeit t_w miteinander verglichen. Dazu werden die berechneten Haupteffekte der Prozessparameter auf die berechnete Festigkeit statistisch ausgewertet. Diese statistische Auswertung erfolgt, wie in Kapitel 4.3.2, mit einem quadratischen Response Surface Modell. Sowohl die statistische Signifikanz als auch die Stärke der Effekte im Sinne der Pearson Korrelation werden hinsichtlich der Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen untersucht.

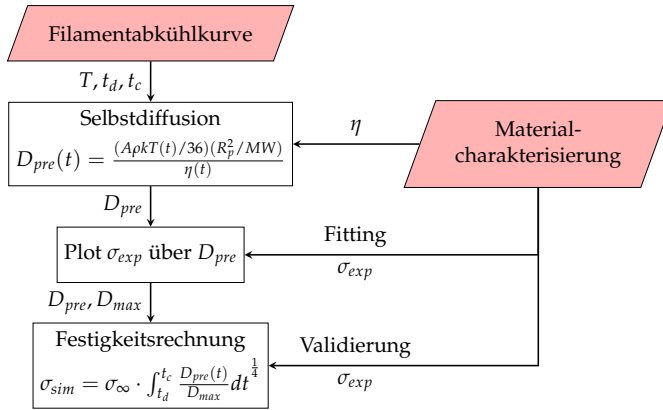


Abbildung 5.8: Ablauf der Bonding Simulation (abgeleitet von Coogan und Kazmer [9])

Berücksichtigung der Schichthöhenabweichung

Bei dem bisherigen Vorgehen wird die Berechnung des Schichtverbunds ausschließlich durch das simulierte Temperaturprofil bestimmt. In der experimentellen Studie (Kapitel 4.3.4) wurde allerdings bereits festgestellt, dass auch die Genauigkeit der Kalibrierung der Schichthöhe am Drucker berücksichtigt werden muss, da die Toleranz der verwendeten Maschine bereits zu erheblichen Streuungen der experimentellen Ergebnisse führt. Es wurde die These aufgestellt, dass die Benetzung der Oberfläche durch Über- oder Unterextrusion beeinflusst wird. Insbesondere, wenn der tatsächliche Abstand zwischen der Düse und dem Laminat größer ist als der Sollwert, kann dies zu einer Unterextrusion und damit zu einer unvollständigen Benetzung des Laminats führen. Diese These soll in der Modellierung der Fügung überprüft werden.

In der thermischen Simulation ist es nicht möglich eine Über- bzw. Unterextrusion darzustellen. Hier wird immer davon ausgegangen, dass die extrudierte Masse genau zu der entsprechenden Schichthöhe passt. Um die Vermutung zu überprüfen, muss die Schichthöhenabweichung, und damit die Benetzung, auf andere Weise berücksichtigt werden. Coogan und Kazmer [91] untersuchten die Oberflächenbenetzung beim 3D-Druck und stellten ebenfalls fest, dass die Oberfläche des Substrats in Abhängigkeit von den Prozessparametern nicht immer vollständig benetzt wird, was zu einer Verringerung der effektiven Fügefläche führen kann. In ihrer Arbeit haben sie die verringerte Fügefläche als linearen Faktor in die Heilungsgleichung einbezogen.

In Anlehnung an diese Arbeit wird die Unterextrusion hier ebenfalls durch einen Benetzungsfaktor berücksichtigt. Dazu wird die Diffusion zunächst mit dem bereits beschriebenen Vorgehen berechnet. Im Anschluss wird die berechnete Diffusion wie in Gleichung (5.7) mit dem Benetzungsfaktor $c_{wetting}$ jeder einzelnen Probe multipliziert, wodurch ein Einzelwert der berechneten Festigkeit für jede einzelne Probe entsteht.

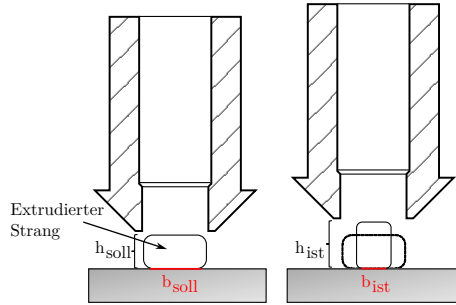


Abbildung 5.9: Schematische Darstellung des Verhältnisses aus benetzter Fläche zum gemessenen Verhältnis der Schichthöhen [201]

$$c_{wetting} \cdot D = \frac{\sigma}{\sigma_{\infty}} \quad (5.7)$$

Zur Berechnung des Benetzungsfaktors wird vereinfacht angenommen, dass sich die benetzte Fläche linear zu dem Extrusionsverhältnis verhält. Der Benetzungsfaktor $c_{wetting}$ soll die Abweichung der tatsächlichen Kontaktbreite b_{ist} von der eingestellten Kontaktbreite b_{soll} darstellen. b_{soll} entspricht in diesem Modell dem Düsendurchmesser. Das Schema ist in Abbildung 5.9 dargestellt.

Bei der Berechnung der Benetzung wird davon ausgegangen, dass der extrudierte Materialstrang annähernd rechteckig ist und dass der Querschnitt des extrudierten Strangs bei Änderung der Schichthöhe konstant bleibt. Diese Annahme beruht darauf, dass der extrudierte Massenstrom in der Bahnplanung ausschließlich von der eingestellten Schichthöhe, dem Düsendurchmesser und der Druckgeschwindigkeit abhängt. Es gibt keine mechanische Kopplung zwischen der Schicht und dem Filamentvorschub. Unter diesen Annahmen ergibt sich $c_{wetting}$ wie in Gleichung (5.8). Da das Verhältnis der eingestellten Schichthöhe h_{soll} zur gemessenen Schichthöhe h_{ist} in der experimentellen Studie (Kapitel 4.3.2) bereits für jede einzelne Probe vermessen wurde, kann die Abweichung der Kontaktbreite daraus vereinfacht abgeleitet werden.

$$c_{wetting} = \frac{b_{ist}}{b_{soll}} = \frac{h_{soll}}{h_{ist}} \quad (5.8)$$

Zusätzlich zu dem linearen Einfluss wird eine untere Grenze festgelegt. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass unterhalb einer Extrusion von 60 % keine Fügung mehr ausgeprägt werden kann. Dementsprechend werden auch in der Berechnung der Festigkeiten Proben mit einem Extrusionskoeffizient unter 60 % auf Null gesetzt. Durch Einsetzen von Gleichung (5.7) und (5.8) in Gleichung (5.6) ergibt sich die neue Gleichung (5.9) zur Berechnung der Festigkeit mit dem Viskositäts-Ansatz. In gleicher Weise folgt Gleichung (5.10) nach dem Arrhenius Ansatz.

$$c_{wetting} \cdot D = \frac{\sigma}{\sigma_{\infty}} = \begin{cases} \frac{h_{soll}}{h_{ist}} \left(\frac{1}{D_{max}} \int_{t_d}^{t_c} \frac{(ApkT(t)/36)(R_p^2/MW)}{\eta} dt \right)^{\frac{1}{4}} & \frac{h_{soll}}{h_{ist}} \geq 0,6 \\ 0 & \frac{h_{soll}}{h_{ist}} < 0,6 \end{cases} \quad (5.9)$$

$$c_{wetting} \cdot D = \frac{\sigma}{\sigma_{\infty}} = \begin{cases} \frac{h_{soll}}{h_{ist}} \int_{t_d}^{t_c} \left(\frac{1}{44.1} e^{\frac{3810}{T(t)}} \right)^{-4} dt^{\frac{1}{4}} & \frac{h_{soll}}{h_{ist}} \geq 0,6 \\ 0 & \frac{h_{soll}}{h_{ist}} < 0,6 \end{cases} \quad (5.10)$$

Unter Berücksichtigung dieses Benetzungsfaktors werden wiederum die Festigkeiten berechnet und statistisch ausgewertet. Ein Vergleich mit dem statistischen Modell der gemessenen Festigkeiten soll zur Bewertung dieses Ansatzes mit einem Benetzungsfaktor dienen.

5.2 Ergebnisse und Diskussion

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Thermalanalyse sowie der zwei Ansätze zur Diffusionsrechnung dargestellt.

Thermalanalyse

Zur Validierung des Thermalmodells werden die 15 experimentellen Parameterkonfigurationen aus der Charakterisierung der Prozessparameter (Kapitel 4.3.2) nachgerechnet. Die gemessenen und simulierten Temperaturkurven von Versuchsreihe 15 sind in Abbildung 5.10 beispielhaft dargestellt. Sowohl im Experiment als auch in der Simulation lässt sich die Temperaturkurve in drei Phasen unterteilen. In der ersten Phase wird der Messpunkt durch die sich nähernde Düse aufgeheizt. Die Bewegung der Düse über den Messpunkt führt zu einer sägezahnförmigen Temperaturkurve mit mehreren Spitzen. In der zweiten Phase wird das Material ausgetragen. Dies ist als Temperaturmaximum zu erkennen. In der anschließenden dritten Phase kühlt das Material ab. Der Einfluss der sich entfernenden Düse ist immer noch erkennbar, wenn auch mit deutlich kleineren Spitzen, da der Messpunkt nun mit einer Materialschicht bedeckt ist. Die Vergleiche der Temperaturkurven in den anderen 14 Versuchsreihen zeigen das gleiche Verhalten und Abweichungen in vergleichbarer Größenordnung.

Es fällt auf, dass die Spitzen bei der sich nähernden Düse und in der Abkühlphase in der Simulation deutlich stärker ausgeprägt sind als in der Messung. Auch die Spitze der Maximaltemperatur ist in der Simulation höher als bei der Messung. Andererseits ist auch die Abkühlungsrate nach den Spitzen und nach dem Materialaustrag in der Simulation höher als in der Messung. Diese Beobachtung tritt bei allen 15 Konfigurationen auf.

Eine mögliche Ursache für die Abweichung in dieser Arbeit kann die Art der im Experiment verwendeten Temperaturmessung sein. Es wurden Thermoelemente vom Typ K mit

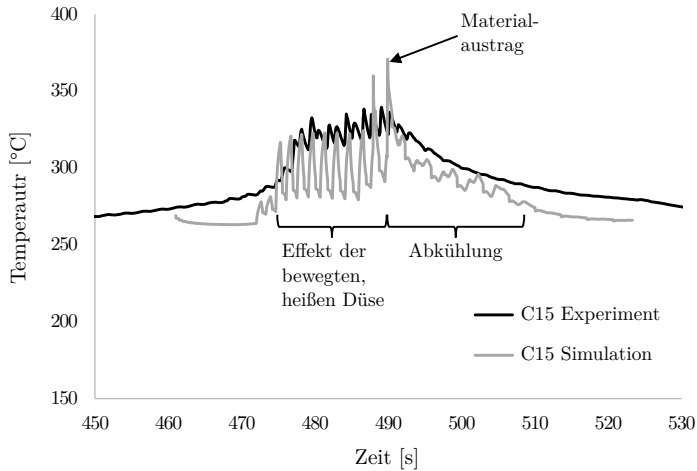


Abbildung 5.10: Vergleich des gemessenen und simulierten Temperaturverlaufs aus Versuch C15 [201]

einem Durchmesser von 0,25 mm verwendet. Die Reaktionszeit dieser Thermoelemente ist sehr kurz, kann aber dennoch einen kleinen Einfluss haben. Entscheidender ist die Einbettung der Elemente in das Laminat. In der Simulation befindet sich der Messpunkt 0,025 mm unter der Oberfläche, und es besteht ein idealer Wärmeübergang zum Knoten der Temperaturmessung. Bei der Messung kann die Dicke der Matrixschicht auf dem Thermoelement leicht variieren. Der Wärmeübergang von der Matrix zum Thermoelement ist auch nicht ideal. Darüber hinaus ist die Wärmeübertragung in vertikaler Richtung zwischen dem 3D-Druck und dem Laminat in der Simulation ebenfalls ideal. In der Realität kann hier Porosität oder eine unvollständige Benetzung auftreten, die die Wärmeübertragung zusätzlich beeinträchtigen, was vermutlich zu einer schlechteren Wärmeübertragung in vertikaler Richtung im Vergleich zur horizontalen Richtung führt. Bei den Messungen wurde eine Porosität von 15-20 % in dem 3D-gedruckten Material festgestellt. In der Grenzschicht ist die Porosität deutlich geringer, aber der genaue Einfluss ist zum Zeitpunkt dieser Arbeit noch nicht bekannt.

Neben der Messmethodik können auch die Lasten und Randbedingungen der Simulation zu erhöhten Gradienten führen. Der Wärmeübergangskoeffizient der Konvektionsbedingungen wurde aus den geschätzten Strömungsbedingungen berechnet. Auch der Wärmeübergang von der 3D-gedruckten Schicht zum Laminat ist nicht genau bekannt. Hier kann es zu gewissen Abweichungen kommen, insbesondere im Hinblick auf die Abkühlungsraten.

Die erhöhten Gradienten alleine geben allerdings noch keinen Aufschluss darüber, ob die Thermalsimulation für die Beschreibung des Grenzschichtverhaltens geeignet sind. In der Literatur wurden zwar teilweise bessere Übereinstimmungen erzielt. Sun et al. [49] haben verschiedene analytische Modelle verglichen und gute Ergebnisse erzielt. Lepoivre et al. [114] waren in der La-

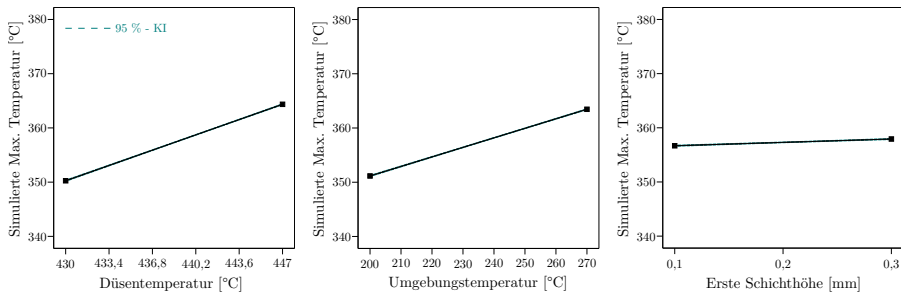


Abbildung 5.11: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die simulierten maximalen Temperaturen [201]

ge, die Temperaturkurve von einwandigen Geometrien sehr genau in der Multiphysik-Software COMSOL abzubilden. Bei komplexeren 3D-Modellen kommt es jedoch häufig zu vergleichbaren Abweichungen wie in dieser Arbeit. Auch das FEM-Modell von Yin et al. [111] sagte deutlich höhere Temperaturspitzen voraus als gemessen wurden. Basgul et al. [118] haben gezeigt, dass sich diese Abweichungen über mehrere Schichten hinweg fortsetzen können. In beiden Arbeiten konnten die Simulationsmethode jedoch erfolgreich genutzt werden, um den Schichtverbund qualitativ und quantitativ vorherzusagen.

Um die Ergebnisse der Simulation besser mit den experimentellen Ergebnissen vergleichen zu können, werden die Haupteffekte der Prozessparameter auf die Maximaltemperatur in gleicher Weise wie bei den experimentellen Ergebnissen berechnet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.11 dargestellt.

Die berechneten Maximaltemperaturen lassen sich mit dem statistischen Modell signifikant und mit hoher Präzision abbilden. Alle drei Effekte sind statistisch signifikant ($p < 0,0001$), und die Vorhersagen weisen enge Konfidenzintervalle auf, was auf eine hohe Stabilität der Modellierung hinweist. Die Stärke der Effekte ist jedoch nur für die Düsenterperatur ($r = 0,790$) und die Umgebungstemperatur ($r = 0,729$) bemerkenswert. Mit einer Pearson-Korrelation von $r = 0,097$ hat die erste Schichthöhe nur einen kleinen Einfluss auf die Maximaltemperatur.

Die zweite wichtige Kenngröße der Thermalsimulation ist die Zeit t_c bis zum Unterschreiten der Kristallisationstemperatur T_c . Die Effekte auf t_c zeigen ähnliche Korrelationen wie bei der Maximaltemperatur. Auch hier sind alle drei Effekte statistisch signifikant, wobei der Effekt der Düsenterperatur ($p = 0,0349$, $r = 0,443$) weniger stark ausgeprägt ist als bei der Maximaltemperatur. Die erste Schichthöhe hat dagegen einen stärkeren Einfluss ($p = 0,0121$, $r = 0,435$). Die Umgebungstemperatur hat wiederum den stärksten Einfluss auf die Zeit über T_c ($p = 0,0005$, $r = 0,725$). Die Effektdiagramme sind in Abbildung 5.12 dargestellt.

Tabelle 5.2 zeigt einen Vergleich der Effekte der Prozessparameter auf die gemessenen Temperaturkurven mit denen auf die simulierten Temperaturkurven. Der Einfluss der Düsenterperatur auf die Maximaltemperatur und die Zeit über T_c wird in der Simulation höher vorhergesagt als in der Messung ermittelt wurde. Es ist jedoch zu beachten, dass diese beiden Effekte aus dem

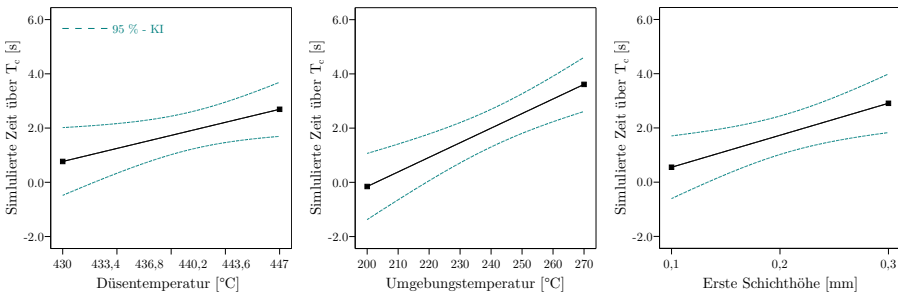


Abbildung 5.12: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die simulierte Zeit über der Kristallisationstemperatur T_c [201]

Tabelle 5.2: Vergleich der Auswirkungen der Prozessparameter auf die gemessenen Temperaturkurven und die simulierten Temperaturkurven

Parameter	Düsentemp.		Umgebungtemp.		Erste Schichthöhe	
	Signifikant	Korrelation	Signifikant	Korrelation	Signifikant	Korrelation
Simulierte Max. Temp. [201]	Ja	0,790	Ja	0,729	Ja	0,097
Gemessene Max. Temp. [193]	Nein	0,335	Ja	0,879	Nein	-0,083
Simulierte Zeit über T_c [201]	Ja	0,443	Ja	0,725	Ja	0,435
Gemessene Zeit über T_c [193]	Nein	0,263	Ja	0,757	Ja	0,419

Experiment statistisch nicht signifikant sind. Auch für den Effekt der ersten Schichthöhe weicht die simulative Vorhersage leicht vom Experiment ab, aber auch hier sind die experimentellen Werte nicht statistisch signifikant.

Auch bei dem Vergleich der Effekte der Prozessparameter zeigt sich also, wie bei dem Vergleich der absoluten Temperaturverläufe (Abbildung 5.10), dass die Messqualität die Validierung des Simulationsmodells erschwert. Qualitativ stimmen alle simulierten Effekte mit den gemessenen Effekten überein, auch wenn der Vergleich mit nicht-signifikanten Effekten kein verlässlicher Indikator ist. Auch quantitativ stimmen alle signifikanten Effekte sehr gut überein.

Ein quantitativer Vergleich zwischen den einzelnen experimentellen und simulativen Werten ist in Abbildung 5.13 dargestellt, in der die einzelnen Werte der maximalen Temperatur und der Zeit über T_c für jeder Parameterkonfiguration gegeneinander aufgetragen sind. Die Korrelation zwischen Simulation und Experiment ist für die Maximaltemperatur erkennbar. Dies ist mit $r = 0,721$ auch statistisch nachweisbar. Auch hier fällt auf, dass die Maximaltemperaturen in der Simulation im Durchschnitt höher sind als im Experiment. Die Korrelation zwischen Simulation

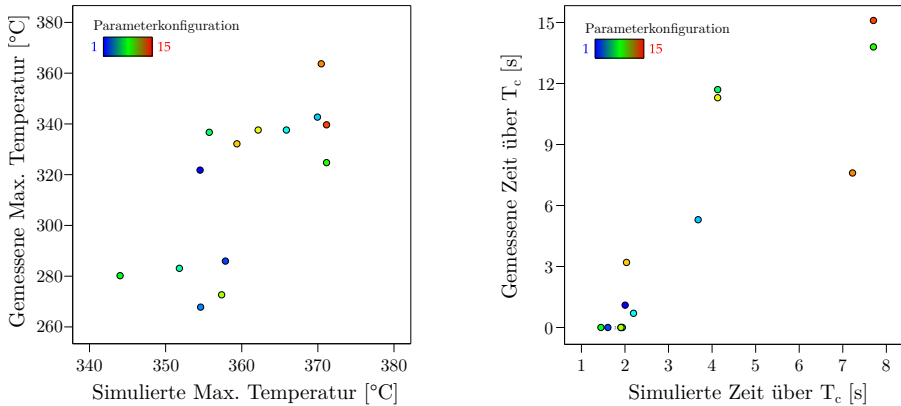


Abbildung 5.13: Vergleich der simulierten maximalen Temperatur mit der gemessenen maximalen Temperatur (links) und der simulierten Zeit über T_c mit der gemessenen Zeit über T_c (rechts). Sowohl bei der Temperatur ($r = 0,721$), als auch die Zeit über T_c ($r = 0,881$) zeigen trotz Streuung der Messwerte einen nachweisbaren Trend [201]

und Experiment ist für die Zeit oberhalb von T_c mit $r = 0,881$ noch wesentlich stärker. Hier sind die vorhergesagten Werte der Simulation jedoch im Durchschnitt niedriger als die gemessenen Werte.

Insgesamt zeigen alle Vergleiche, dass die Stärke der Effekte der Prozessparameter in der Simulation qualitativ und quantitativ gut abgebildet werden können. Bei einem absoluten Vergleich der Temperaturkurven zwischen Simulation und Experiment treten in der Simulation allerdings höhere Temperaturgradienten auf. Ob dies kann an der Messmethode oder den Randbedingungen in der Simulation liegt, kann nicht abschließend bestimmt werden. durch die gute Vorhersage der Effekte der Prozessparameter kann jedoch geschlussfolgert werden, dass das Modell auch für die Vorhersage der Effekte der Prozessparameter auf die Diffusion in der Grenzschicht geeignet ist.

Berechnung der Diffusion

Auf der Grundlage der simulierten Temperaturkurven kann die vorhergesagte Festigkeit zwischen dem 3D-gedruckten Material und dem Laminat für alle Parameterkonfigurationen unter Verwendung der beiden Ansätze für die Diffusion (Gleichung (5.5) und Gleichung (5.6)) berechnet werden. Wie bei den Ergebnissen der Wärmeübertragungssimulation werden die berechneten Festigkeiten mit dem statistischen Modell der experimentellen Studie ausgewertet, um Simulation und Experiment zu vergleichen.

Während die Arrhenius Beschreibung der Schweißzeit bereits gefittet ist und direkt genutzt werden kann, muss das verwendete Viskositäts-Modell zunächst durch experimentelle Werte gefittet werden. Bei dem hier genutzten Ansatz zur Beschreibung von t_w wird die Selbstdiffusion durch die maximal erreichbare Diffusion D_{max} normiert. Zur Bestimmung von D_{max} werden die

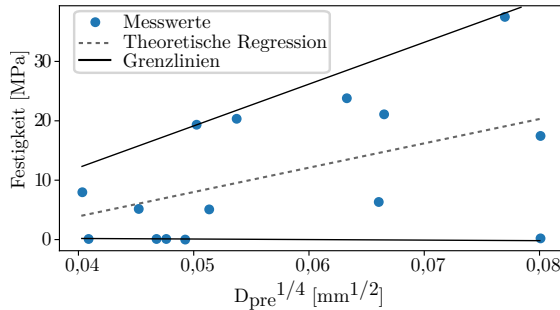


Abbildung 5.14: Darstellung des Streubereiches der mittleren gemessenen Festigkeit in Abhängigkeit der vierten Wurzel der berechneten Selbstdiffusion D_{pre} . Die hohe Streuung lässt eine Regressionsanalyse zur Bestimmung der maximalen Diffusion D_{max} nicht zu ($R^2 = 0,24$)

Mittelwerte der gemessenen Festigkeiten pro Parameterkonfiguration aus der Parametercharakterisierung (Kapitel 4.3.4) über die vierte Wurzel der berechneten Selbstdiffusion D_{pre} aufgetragen. Dies führt zu 15 Messpunkten, an denen D_{max} bestimmt werden soll. Die vierte Wurzel von D_{pre} bei Erreichen von σ_∞ soll durch lineare Regression ermittelt werden.

Die Messwerte in Abhängigkeit der berechneten Diffusion sind in Abbildung 5.14 dargestellt. Die Darstellung zeigt, dass die Messwerte einer hohen Streuung unterliegen. Die Grenzklinen der Messwerte über der Diffusion deuten sogar darauf hin, dass sich der Streubereich bei einer höheren Diffusion vergrößert. D.h. bei einer höheren Diffusion können grundsätzlich höhere Festigkeiten erreicht werden, die Diffusion alleine ist jedoch kein hinreichender Faktor für eine hohe Festigkeit. Dies stimmt mit den Beobachtungen in Kapitel 4.3.4 überein, wonach eine Abweichung der ersten Schichthöhe den Effekt der Diffusion überlagert. So kann eine starke Abweichung der ersten Schichthöhe zu einer niedrigen Festigkeit führen, auch wenn der Temperaturverlauf der Grenzschicht eine hohe Diffusion und somit Festigkeit erlauben würde. Aufgrund dieser Streuung ist eine aussagekräftige Regressionsanalyse zur Bestimmung von D_{max} nicht möglich. Eine lineare Regression führt zu einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,24$ und liefert daher keine nutzbare Annäherung an die Messwerte.

Aufgrund der hohen Streuung der Versuchswerte und des niedrigen Bestimmtheitsmaßes von $R^2 = 0,24$ ist eine zuverlässige Schätzung von D_{max} durch lineare Regression nicht möglich. Die Regression liefert keine signifikante Vorhersagekraft und kann daher nicht als Basis für das Modell dienen. Daher kann der Viskositäts-Ansatz zur Beschreibung der Schweißzeit t_w nicht genutzt werden. Eine Vorhersage des Schichtverbunds ist dennoch mit Hilfe des Arrhenius-Ansatzes möglich. Dieser Ansatz zur Beschreibung von t_w wurde in der Literatur bereits hinreichend validiert.

Die berechneten Effekte durch den Arrhenius-Ansatz sind in Abbildung 5.15 dargestellt. Alle drei Effekte sind statistisch signifikant (Düsentemperatur: $p = 0,0007$; Umgebungstemperatur: $p < 0,0001$; Höhe der ersten Schicht: $p = 0,0002$). Was die Düsentemperatur betrifft, so stim-

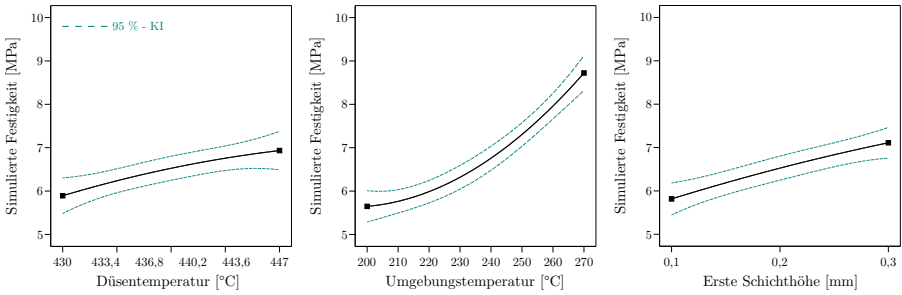


Abbildung 5.15: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die simulierte Festigkeit nach Arrhenius (vgl. [201])

men die Effekte auch qualitativ mit den experimentell ermittelten Effekten überein. Allerdings wird insbesondere der Effekt der Umgebungstemperatur in der Simulation überschätzt. Dies widerspricht zunächst der Erwartung, da der Effekt der Umgebungstemperatur auf die Grenzschichttemperatur in der Simulation sehr gut vorhergesagt wird. Bei der ersten Schichtdicke sagt die Simulation einen entgegengesetzten Effekt zum Experiment vorher. In der Simulation führen höhere Schichtdicken zu höheren Festigkeiten. Da die Simulation für höhere Schichtdicken auch höhere Maximaltemperaturen und längere Zeiten über T_c vorhersagt und die Temperaturkurve der dominante Input des Diffusionsmodells ist, ist dieses Ergebnis auch zu erwarten. Im Experiment hingegen führen höhere Schichtdicken zu niedrigeren Festigkeiten. Die statistischen Parameter sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst.

Ein quantitativer Vergleich der Messwerte und der Simulation ist in Abbildung 5.16 dargestellt. Der Vergleich zeigt einen gemeinsamen Trend zwischen Messwerten und Simulation, es tritt aber auch eine hohe Streuung der Messwerte auf. Dies äußert sich darin, dass statistisch nur eine mittlere Korrelation von $r = 0,509$ zwischen Experiment und Simulation nachgewiesen werden kann. Eine wesentliche Abweichung besteht darin, dass im Experiment mehrere Parameterkonfigurationen nicht zu einem Verbund mit dem Laminat geführt haben, also zu einer Festigkeit von $\sigma = 0$. In der Simulation haben jedoch alle Konfigurationen zu einer erfolgreichen Fügung geführt. Zudem orientieren sich die Punkte auch nicht entlang einer 45° Trendlinie, was sich auch in der Abweichung des Effekts der ersten Schichtdicke widerspiegelt. Diese Abweichungen zwischen Simulation und Experiment verdeutlichen die bisherige These, dass die Grenzschichttemperatur alleine nicht ausreichend ist, um die Effekte auf die Festigkeit vollständig abzubilden.

Weiterhin führt die Simulation zu niedrigeren Festigkeiten als das Experiment. Dies widerspricht zunächst den Erwartungen, da die Thermalsimulation sogar höhere Maximaltemperaturen liefert, als im Versuch gemessen wurden. Lee und Springer [89] sowie Yang und Pitchumani [90] kamen mit dem gleichen Arrhenius-Ansatz für die Schweißzeit t_w für PEEK zu einer guten Übereinstimmung mit ihren Experimenten. In beiden Studien, sowie beim Fitting des Arrhenius-Modells wurde jedoch Herstellungsprozess mit sehr niedrigen Temperaturgradienten und erheblichem Konsolidierungsdruck verwendet, wodurch der Einfluss der Dynamik und

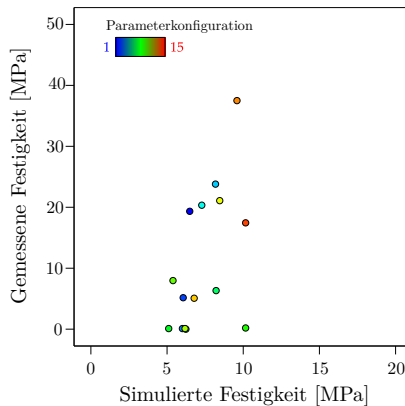


Abbildung 5.16: Vergleich der berechneten Festigkeiten nach Arrhenius mit den Mittelwerten der gemessenen Festigkeiten; der Vergleich weist eine hohe Streuung auf und zeigt eine mittlere Korrelation von $r = 0,509$

der Benetzung beim 3D-Druck nicht berücksichtigt wurde. Beim 3-Druck wurde ein Arrhenius-Ansatz bereits erfolgreich von Barocio et al. [79] und Yin et al. [111] angewendet, ohne die Benetzung explizit zu berücksichtigen. Allerdings wurde in beiden Fällen das Modell durch Experimente im gleichen Prozess gefittet, wodurch ein intrinsischer Angleich zwischen Simulation und Experiment erfolgt.

Um die Vorhersage des Modells zu verbessern wird die Benetzung im nächsten Schritt durch einen Benetzungskoeffizienten berücksichtigt. Durch die Einbeziehung der Schichthöhe jeder einzelnen Probe werden aus den ursprünglich 15 berechneten Fällen 70 Festigkeitswerte, also ein Messwert für jeden durchgeführten Versuch. Die Schichthöhen aus Konfiguration C6 konnten nicht berücksichtigt werden, da die optische Messung in der experimentellen Studie nicht möglich war. Dementsprechend wird C6 nicht in die Auswertung einbezogen. Das Ergebnis der berechneten Effekte mit dem Arrhenius-Ansatz ist in Abbildung 5.17 dargestellt.

Die Stärke der vorhergesagten Effekte stimmt mit dem Benetzungsfaktor deutlich besser mit den gemessenen Effekten überein. Vor allem der Effekt der ersten Schichthöhe stimmt jetzt qualitativ mit den Messungen überein (siehe Tabelle 5.3). Allerdings hat sich auch die Sicherheit der Vorhersage verringert. Dies zeigt sich in einem breiten Konfidenzintervall und höheren p -Werten (Düsentemperatur: $p = 0,0300$; Umgebungstemperatur: $p < 0,0001$; Höhe der ersten Schicht: $p = 0,0622$). Obwohl der vorhergesagte Effekt der ersten Schichthöhe nun besser mit dem Experiment übereinstimmt, ist er statistisch nicht signifikant.

Ein quantitativer Vergleich der Messwerte und der Simulation ist in Abbildung 5.18 dargestellt. Es ist ein gemeinsamer Trend zwischen Simulation und Experiment erkennbar. Die lineare Korrelation liegt mit $r = 0,58$ etwas höher als bei der Auswertung ohne Benetzungskoeffizient. Außerdem wird nun für einige Proben das Fehlschlagen der Fügung richtig vorhergesagt. Auf

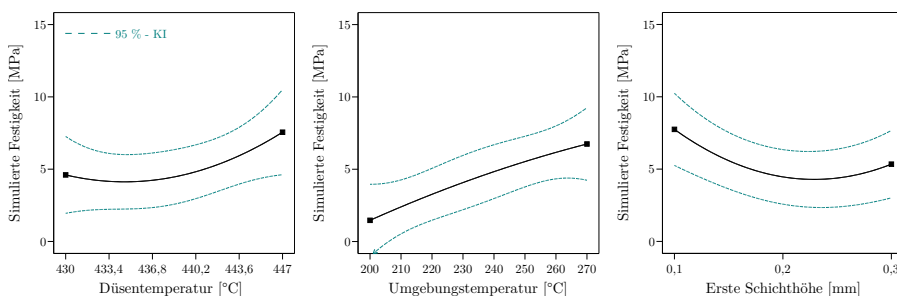


Abbildung 5.17: Statistische Haupteffekte der Prozessparameter, unter Verwendung der Response Surface Methodology, auf die simulierte Festigkeit unter Berücksichtigung des Wetting-Koeffizienten nach Arrhenius. Auswertung unter Verwendung der Response Surface Methodology (vgl. [201])

Tabelle 5.3: Vergleich der Effekte mit dem Arrhenius- und dem Viskositäts-Ansatz

Parameter	Düsentemperatur		Umgebungstemperatur		Erste Schichthöhe	
	Signifikant	Korrelation	Signifikant	Korrelation	Signifikant	Korrelation
Messwerte [193]	Ja	0,325	Ja	0,567	Ja	-0,597
Arrhenius-Ansatz ohne $c_{wetting}$ [201]	Ja	0,451	Ja	0,849	Ja	0,399
Arrhenius-Ansatz mit $c_{wetting}$ [201]	Ja	0,394	Ja	0,449	Nein	-0,403

der anderen Seite wird kein Fehlschlagen der Fügung falsch vorhergesagt. Es gibt allerdings immer noch eine große Anzahl von Proben, für die das Fehlschlagen nicht korrekt vorhergesagt wird, d.h. Proben, die trotz ausreichender Benetzung keine Fügung aufweisen. Jedoch ist die hohe Streuung der Messwerte auch hier offensichtlich.

Damit hat die Einführung des Benetzungskoeffizienten die Vorhersage der Simulation sowohl quantitativ als auch qualitativ verbessert und qualitativ können die Effekte nun gut vorhergesagt werden. Damit kann die Annahme, dass die Streuung der Messwerte vor allem durch die Streuung der Schichthöhe entsteht, erneut bestärkt werden.

Die quantitative Korrelation zwischen Simulation und Experiment bleibt mit $r = 0,58$ auf einem mittleren Niveau. Ähnliche Ansätze beim 3D-Druck wurden von Consul et al. [68] für PEEK und von Coogan und Kazmer [91] für HIPS verwendet. In beiden Arbeiten wurden gute Übereinstimmungen zwischen Modell und Simulation erreicht, wobei der Faktor bei Consul et al. [68] hauptsächlich die Porosität berücksichtigt. Coogan und Kazmer [91] haben gezeigt, dass der Konsolidierungsdruck durch die Extrusion die tatsächliche benetzte Fläche erheblich beeinflusst und haben dies mit einem Benetzungsfaktor beschrieben. Da dieser Konsolidierungsdruck in dieser Arbeit in erster Linie durch die Schwankungen in der Schichthöhe und die damit verbundene Über- oder Unterextrusion beeinflusst wird, scheint der Ansatz für die Beschreibung

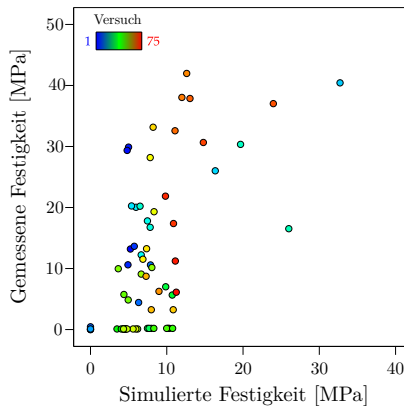


Abbildung 5.18: Vergleich der berechneten Festigkeiten nach Arrhenius mit Benetzungsfaktor mit den gemessenen Festigkeiten jeder Probe; der Vergleich weist eine hohe Streuung auf und zeigt eine mittlere Korrelation von $r = 0,58$ [201]

der Auswirkungen geeignet.

In dieser Untersuchung beruht die Unsicherheit der Modellvalidierung zum Großteil auf der hohen Streuung der experimentellen Werte. Wie bereits in Kapitel 2.3 beschrieben, liegen bisher keine Informationen zu vergleichbaren Modellierungen beim Überdrucken mit PEEK-CF vor. Die Problematik von hohen Streuungen beim Überdrucken von Laminaten tritt jedoch in den wenigen verfügbaren experimentellen Untersuchungen zum Überdrucken ebenfalls auf. Yin et al. [141] haben den Schichtverbund beim Überdrucken mit ungefülltem PAEK AM200 untersucht und mussten in ihrer Arbeit die Kontaktfläche der Probenkörper auf dem Laminat vermessen und die Versuchsergebnisse entsprechend korrigieren, um die Übereinstimmung mit ihrer Modellierung sicherzustellen. Auch die Messung der Schichtdicken unterliegt einer gewissen Messungenauigkeit, die hier nicht genau bekannt ist. Diese Ungenauigkeit wird wiederum auf die simulierten Festigkeiten projiziert, indem die Messwerte für den Benetzungskoeffizienten verwendet werden.

5.3 Schlussfolgerung der Simulation

Die Modellierung des Schichtverbunds besteht aus einer Kopplung eines Thermalmodells und einer Diffusionsrechnung. Die charakteristischen Eigenschaften der Temperaturkurven der Grenzschicht konnten in der transienten Thermalsimulation gut abgebildet werden. Der Einfluss der Bahnplanung, der sich bewegenden, heißen Düse und des Materialabtrags verhält sich so wie bei den Messungen. Auch das Abkühlverhalten stimmt quantitativ überein. Dementsprechend werden auch die Auswirkungen der Prozessparameter auf die wichtigen Kennwerte der Temperaturkurve in guter qualitativer Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen wiedergegeben. Qualitativ weist das Modell jedoch Abweichung zur Messung auf. Dies kann an der Mess-

methode, aber auch an den Spezifikationen der Randbedingungen liegen. Außerdem sind die gemessenen Effekte der Prozessparameter auf die Temperatur nicht in allen Fällen signifikant, wodurch die Messergebnisse in diesen Fällen nur begrenzt zur Validierung des Modells genutzt werden können. In allen signifikanten Fällen stimmen die Effekte jedoch sowohl quantitativ als auch qualitativ gut mit dem Experiment überein. Dies spricht dafür, dass das Modell für die Vorhersage des Schichtverbunds geeignet ist. Für eine Verbesserung der Vorhersage und endgültige Validierung des Wärmeübertragungsmodells ist eine detailliertere Messkampagne erforderlich, bei der die Messfehler möglichst minimiert werden.

Das Diffusionsmodell alleine ist nicht geeignet, um den Schichtverbund vorherzusagen. Insbesondere der Effekt der Schichthöhe wird durch die reine Diffusion falsch abgebildet. Unter Einbeziehung der Benetzung lässt sich die Vorhersage jedoch deutlich verbessern und alle Effekte können qualitativ korrekt vorhergesagt werden. Damit konnte die Annahme, dass die Streuung der Messwerte primär durch die Streuung der Schichthöhe entsteht, weiter bestärkt werden. Die abschließende Validierung des Modells wird jedoch durch die hohe Streuung der Messwerte stark eingeschränkt. Für eine abschließende Optimierung des Modells und eine quantitative Validierung wäre ein Datensatz aus Messwerten mit niedrigerer Streuung notwendig.

Insgesamt konnte eine erstmalige Modellierung des Schichtverbunds beim Überdrucken von PEEK-Laminaten vorgestellt werden, welche die wichtigsten Prozesseinflüsse qualitativ korrekt abbildet. Aus der Untersuchung lassen sich wichtige Schlussfolgerungen für diese Arbeit ziehen. Die Ergebnisse zeigen, dass der Energieeintrag in die Grenzschicht ausreichend ist, um die Oberfläche des Laminats in einen amorphen Zustand zu bringen. Außerdem zeigen sie, dass Diffusion der primäre Bindungsmechanismus beim Überdrucken von Laminaten ist. Der Effekt durch die Benetzung ist im Wesentlichen eine Abwesenheit von Diffusion in nicht benetzten Bereichen. Somit kann die ursprüngliche Hypothese teilweise bestätigt werden. Die Auswirkung der Benetzung überlagert dennoch die Diffusionseffekte und muss daher berücksichtigt werden.

Aus diesen Schlussfolgerungen lassen sich wichtige Aspekte für die Prozessentwicklung in Kapitel 6 ableiten. Insbesondere die Genauigkeit der ersten Schicht ist ein kritischer Faktor, wenn große Lamine mit roboter-gestützten Anlagen überdruckt werden sollen. Abweichungen der ersten Schichthöhe führen zu hohen Streuungen, wodurch kein stabiler Prozess gewährleistet werden kann. Außerdem ist eine Reduzierung der Streuung notwendig, um Modelle wie das hier vorgestellte Diffusionsmodell für die Auslegung des Prozesses nutzen zu können. Die Positioniergenauigkeit der Roboter liegt jedoch oft in der gleichen Größenordnung wie die Schichthöhe. Ebenso sind die Toleranzen bei großen Laminaten oft größer als die Schichtdicke. Daher ist es notwendig, eine technische Maßnahme zur Kontrolle der Toleranzen zu entwickeln, welche die Bahnplanung auf dieser tatsächlichen Oberfläche des Laminats mit einer hohen Positioniergenauigkeit durchführen kann. Die Simulationsmethodik kann genutzt werden, um die komplexen Zusammenhänge bei schwer kontrollierbaren Umgebungsbedingungen abzuschätzen und somit einen Beitrag zur Prozessauslegung und -optimierung liefern.

Kapitel 6

Skalierung des Prozesses

In diesem Kapitel wird der Prozess des Überdrückens von Laminaten erstmals auf große, beliebig gekrümmte Lamine skaliert und notwendige technologische Lücken geschlossen. Dazu werden die bisherigen Erkenntnisse auf die Anlagentechnologie und die Herausforderungen bei großen Laminaten übertragen. Die Untersuchungen des Schichtverbunds haben gezeigt, dass vor allem die Grenzschichttemperatur und die Genauigkeit der ersten Schichthöhe entscheidend für den Fügeprozess sind. Bei der Skalierung des Prozesses auf eine großvolumige, roboter-gestützte Anlage gewinnen diese Punkte zusätzlich an Bedeutung, da die Kontrolle der Prozesstemperaturen durch den offenen Bauraum erschwert wird und die Toleranzkette der ersten Schichthöhe verlängert wird. Dementsprechend werden diese Anforderungen zunächst konkretisiert und für den skalierten Prozess bewertet. Anschließend werden technische Lösungen in Form eines Thermal- und Toleranzmanagements erarbeitet. Abschließend wird der Prozess an einem Schikanebauteil demonstriert. Teile des Thermalmanagements wurden bereits in [206] veröffentlicht. Teile der Entwicklung der Prozessführung und des Demonstrators wurden bereits in [168] und [207] veröffentlicht. Abbildungen und Tabellen sind entsprechend gekennzeichnet.

6.1 Ableitung der Prozessanforderungen

Die Grundlagenuntersuchungen in Kapitel 4 & 5 haben gezeigt, dass vor allem zwei wesentliche Anforderungen erfüllt werden müssen, um eine in-situ Fügung zwischen Laminat und 3D-Druck zuverlässig zu gewährleisten. Zum einen muss eine hinreichend hohe Grenzschichttemperatur erreicht und gehalten werden, zum anderen muss die Oberfläche des Laminats beim Überdrücken hinreichend benetzt werden. Die Grenzschichttemperatur wird vor allem durch die Temperatur des abgelegten Materials sowie die Vorheiztemperatur des Substrats und die Bauraumtemperatur beeinflusst. Das Screening der Prozesstemperaturen (Kapitel 4.3.4) hat gezeigt, dass eine Vorheiztemperatur von mindestens 200 °C notwendig ist, um eine Fügung zu ermöglichen.

Um eine gute Benetzung zu erzielen, muss eine Unterextrusion in der ersten Schicht vermieden werden. Für die technische Umsetzung des Druckprozesses bedeutet das, dass die erste Schichthöhe, also der Abstand zwischen Düse und Laminat in der ersten Schicht, möglichst genau eingehalten werden muss. Vor allem soll eine zu große Schichthöhe vermieden werden. Die experimentellen Ergebnisse (vergl. Abbildung 4.25) sowie die Modellierung des Prozesses haben gezeigt, dass die Festigkeit der Fügung ab einer Unterextrusion von 20 % stark abnimmt, ab 40 % ist keine Fügung mehr möglich. Aus diesen Beobachtungen können zwei vorläufige

Anforderungen an den skalierten Prozess formuliert werden:

- Vorheiztemperatur des Laminats von mindestens 200 °C
- Toleranz der ersten Schichthöhe von maximal +20 %

In den folgenden zwei Unterkapiteln werden diese Anforderungen hinsichtlich ihrer Gültigkeit und Umsetzbarkeit für den roboter-gestützten, großvolumigen Prozess bewertet und gegebenenfalls angepasst und konkretisiert. Diese konkretisierten Anforderungen sollen die Basis für eine technische Lösung der Anforderungen bilden.

6.1.1 Grenzschichttemperatur

Für die Übertragung des Prozesses auf große Strukturen muss die Prozessführung entsprechend an die veränderten Randbedingungen angepasst werden. Dazu zählt insbesondere, dass die Umgebungsbedingungen bei großvolumigen Druckern deutlich schlechter kontrolliert werden können. Laut Herstellerangabe darf der Roboter nicht bei Temperaturen über 55 °C betrieben werden. Daher ist es nicht möglich, die Umgebungsluft oder den gesamten Bauraum großflächig zu beheizen. Außerdem ist ein beheiztes Werkzeug nicht bei allen Anwendungen möglich. Die meisten Anlagen verfügen zwar über einen beheizten Drucktisch, aber bei sehr großen Strukturen wie Rumpfsegmenten im Flugzeugbau ist das Werkzeug in der Regel nicht beheizt und ein Beheizen ist auch nicht möglich. Somit kann die zuvor formulierte Anforderung an die Vorheiztemperatur nicht in gleicher Weise wie bei FFF-Druckern gelöst werden.

Auf der anderen Seite wird im großvolumigen Druck im Allgemeinen ein deutlich größerer Materialstrang abgelegt (Bahnbreite und Schichthöhe). Die höhere thermische Masse sorgt für einen höheren Energieeintrag in die Grenzschicht und langsamere Abkühlung. Um abzuschätzen, ob dieser Umstand alleine ausreichend ist, um eine Fügung zwischen 3D-Druck und Laminat zu ermöglichen, wird eine Simulation des Druckprozesses im offenen Bauraum durchgeführt. Die Simulation wird mit einer Druckbetttemperatur von 20 °C (ausgeschaltete Druckbettheizung) sowie einer Druckbetttemperatur von 100 °C und 200 °C durchgeführt. Als repräsentativer Fall wird hier eine Linienbreite von 3 mm und eine Schichthöhe von 0,6 mm bei einer Druckgeschwindigkeit von 15 mm/s betrachtet. Dabei werden zwei Fälle unterschieden: Ein flächiger Druck wie in den vorangegangenen Kapiteln und die Ablage einer einzelnen Linie. Der zweite Fall wird hier zusätzlich betrachtet, da Geometrien aus einfachen Wandlinien ein häufiger Anwendungsfall für den großvolumigen Druck sind (z.B. Kernstrukturen, vergl. Kapitel 2.3). Als Referenz wird zusätzlich angegeben, wie sich ein Drucker, wie er in den vorangegangenen Kapiteln im Filament-Druck gedruckt wurde, im offenen Bauraum verhält. Die Referenzlinie hat, wie in der Charakterisierung des Schichtverbunds, eine Breite von 0,4 mm und eine Schichthöhe von 0,2 mm. Der restliche Aufbau der Simulationen sowie die Auswertung erfolgen wie in Kapitel 5. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.1 dargestellt.

Die maximalen Temperaturen, zusammen mit der Zeit über der Kristallisationstemperatur und der damit verbundenen Fügefestigkeit, sind in Abbildung 6.2 dargestellt. In beiden Fällen ist der Energieeintrag auch ohne beheiztes Druckbett ausreichend, um die Oberfläche des Laminats

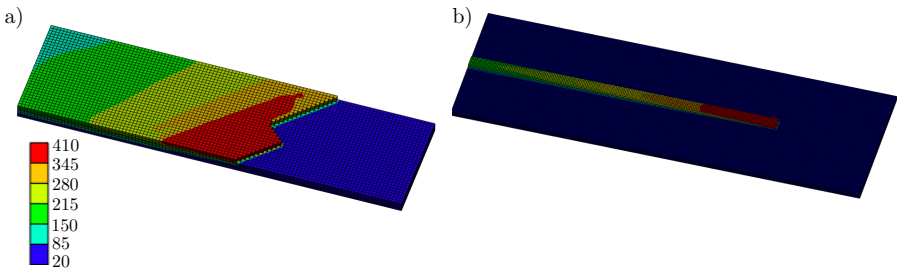


Abbildung 6.1: Simulation des großvolumigen 3D-Drucks im offenen Bauraum. a) Flächige Probengeometrie, b) Einfache Linie

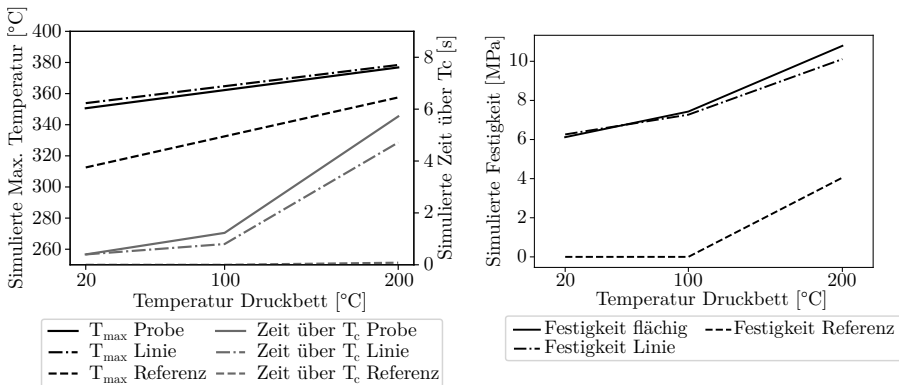


Abbildung 6.2: Ergebnisse der Simulation im offenen Bauraum. Links: Temperaturkennwerte; Rechts: Resultierende Festigkeit

aufzuschmelzen. Jedoch wird die Schmelztemperatur nur um wenige Grad überschritten und nach 0,4 s tritt bereits die Kristallisation ein. Somit ergibt sich nur eine sehr geringe Fügefestigkeit. Ein beheiztes Druckbett kann die Festigkeit deutlich steigern.

Das Ergebnis der Referenzlinie veranschaulicht, dass eine Fügung beim Drucken mit einem FFF-Drucker im offenen Bauraum ohne beheiztes Druckbett nicht möglich ist. Erst ab einer Druckbetttemperatur von 200 °C wird die Schmelztemperatur des Laminats überhaupt überschritten. Dies deckt sich mit den experimentellen Ergebnissen und der zuvor formulierten Anforderung nach einer Vorheiztemperatur von mindestens 200 °C. Die Simulation des skalierten Prozesses zeigt, dass die Bedingungen für eine Fügung zwischen Laminat und 3D-Druck ohne beheiztes Druckbett auch bei der größten Düse von 3 mm nur für sehr kurze Zeit erreicht werden. Zwischen dem flächigen Materialaustrag und der einfachen Linie tritt nur ein geringfügiger Unterschied auf. Wie erwartet kühlt die einfache Linie schneller ab und unterschreitet die Kristallisationstemperatur bereits etwas früher als der flächige Auftrag. Bei 200 °C Druckbett Temperatur senkt dies

die Festigkeit jedoch nur um 6,3 %. In den Grundlagenuntersuchungen trat ein stabiler Prozess bei einer simulierten Festigkeit von ca. 10 MPa auf. Dies wird hier ab einer Druckbetttemperatur von 200 °C auf. Diese Ergebnisse zeigen, dass das Ziel einer Vorheiztemperatur von 200 °C auch bei dem skalierten Prozess gültig ist. Um auch ohne beheiztes Druckbett eine ausreichende Fügung zwischen Laminat und 3D-Druck zu gewährleisten, ist dementsprechend eine lokale Vorheizung des Laminats notwendig.

6.1.2 Schichthöhenabweichungen

Bei den bisherigen Grundlagenuntersuchungen beschränkte sich die Toleranzkette der Schichthöhe weitgehend auf die Kalibrierung des Druckbetts, d.h. die Parallelität und der absolute Abstand des Druckbetts zur Düse in Z-Richtung. Bei dem großvolumigen Multiachs-Druck am Roboter ist die Toleranzkette komplexer. Hier wird die Toleranz maßgeblich durch die Genauigkeit des Roboters, die Toleranz des zu überdruckenden Bauteils sowie die Positionierung des Bauteils im Koordinatensystem des Roboters bestimmt.

Bei dem verwendeten Roboter handelt es sich um einen Kuka KR70 R2100 mit der Option "Positioniergenauer Roboter". Für diesen Roboter gibt Kuka eine Positionswiederholgenauigkeit von $\pm 0,05$ mm und eine Positionsabsolutgenauigkeit von $\pm 0,5$ mm an [208]. Bei den zu überdruckenden Laminaten kommt es im Allgemeinen zu lokalen Oberflächendefekten sowie globalem Verzug über das gesamte Bauteil. Wie in Kapitel 2.3.3 beschrieben, liegen die lokalen Oberflächendefekte in der Größenordnung der Lagendicke. Bei den hier verwendeten AFP-Laminaten bedeutet das eine Abweichung von ca. 0,1 mm - 0,2 mm. Der globale Verzug der Bauteile kann hingegen in der Größenordnung mehrerer Millimeter liegen. Die Positionierung des Bauteils hängt letztendlich von der verwendeten Messmethode ab.

Die hier genutzte Anlage verwendet Düsen mit einem Durchmesser von 1 mm - 3 mm. Dies bedeutet, dass übliche Schichthöhen zwischen 0,3 mm - 1,5 mm liegen. Bei einer maximalen Abweichung von 20 % bedeutet dies eine akzeptable Toleranz von 0,06 mm - 0,3 mm. Für die Prozessführung lassen sich daraus folgende Anforderungen ableiten:

- Die Bahnplanung muss anhand der Realgeometrie des Bauteils erfolgen. Der Verzug des Bauteils muss durch eine geeignete Vermessung berücksichtigt werden.
- Die Positionierung muss relativ zu einer vermessenen Roboter-Position erfolgen, um die Positionsabsolutgenauigkeit zu kompensieren
- Die Toleranz der Vermessung, je nach Düsendurchmesser und Schichthöhe, kleiner als 0,01 mm - 0,25 mm sein

6.2 Thermalmanagement

Um die Anforderung an die Laminattemperatur erfüllen zu können, ist es notwendig, ein geeignetes Heizkonzept zu entwickeln. Da eine Beheizung des gesamten Bauraums und des Werkzeugs nicht immer möglich ist, wird eine alternative Wärmequelle benötigt, um die Temperatur in

Tabelle 6.1: Zusammenfassung der möglichen Heizkonzepte

Eigenschaft	Strahlung		Konvektion	
	Laser	Infrarot	Heißluft	Heizplatte
Heizgeschwindigkeit	Hoch	Niedrig	Mittel	Niedrig
Störung der Umgebung	Keine	Keine	Luftstrom	Keine
Bauraum	Mittel	Groß	Klein	Klein
Kosten	Hoch	Mittel	niedrig	Niedrig

der Fügezone lokal zu kontrollieren, ohne die gesamte Anlage aufzuheizen. Zur Lösung dieses Problems existieren verschiedene Lösungsansätze, die in Kapitel 2.3.2 beschrieben wurden. Die Konzepte unterscheiden sich vor allem hinsichtlich der Wärmequelle.

Als Wärmequelle werden entweder Strahlung (Laser oder Infrarot) oder Konvektion (Heißluft, Heizplatten) genutzt. Die unterschiedlichen Wärmequellen führen zu verschiedenen Vor- und Nachteilen, welche in Tabelle 6.1 zusammengefasst sind. Zu den wichtigsten Kriterien gehören die Heizgeschwindigkeit sowie der Einfluss auf die Umgebungsbedingungen. Für eine großvolumige Anlage ist eine möglichst hohe Heizgeschwindigkeit wünschenswert. Für eine optimale Prozesssteuerung sollte der Einfluss der Heizung möglichst lokal sein. Eine Veränderung der Umgebungsbedingungen in der gesamten Anlage, z.B. durch unkontrollierte Luftströmungen, sollte vermieden werden. Neben den Heizeigenschaften ist der notwendige Bauraum ein wichtiges Kriterium. Um einen Multiachs-Druck am Roboter zu ermöglichen, muss der Druckkopf möglichst kompakt sein. Abschließend sind vor allem Laser mit erheblichen organisatorischen Kosten verbunden, vor allem hinsichtlich der Anlagensicherheit.

Unter den vorgestellten Heizkonzepten bietet eine Strahlungsheizung mit hochenergetischer Strahlung, z.B. Laser, das größte Potential. Dementsprechend wurden damit auch die höchsten Festigkeitssteigerungen beim 3D-Druck erzielt (vergl. Kapitel 2.3.2). Solche Konzepte sind allerdings auch mit den höchsten Kosten verbunden, sowohl in der Anschaffung als auch in der Organisation. Außerdem muss die Strahlungsquelle entweder sehr nah am Laminat positioniert sein oder über eine aufwendige Optik verfügen, um effizient arbeiten zu können. Ein solches Konzept ist im Rahmen dieser Arbeit nicht umsetzbar. Um die Konzepttauglichkeit eines lokalen Heizkonzeptes für das Überdrucken von Laminaten zu demonstrieren wird hier auf eine Heizung durch Heißluft zurückgegriffen. Dieses Konzept bietet vor allem den Vorteil, dass es mit einem sehr kleinen Baumaß umgesetzt werden kann und dadurch die Bewegungsfreiheit des Roboters am wenigsten einschränkt.

6.2.1 Methodik der Konzeptentwicklung

Zur Auslegung und Umsetzung des Thermalkonzeptes wird zunächst eine simulative Vorauslegung mithilfe der entwickelten Simulationsmethodik durchgeführt. Ziel der Simulation ist es, die Machbarkeit des gewählten Heizsystems zu zeigen und einen geeigneten Betriebspunkt zu identifizieren. Anschließend wird das Heizkonzept in die Anlage integriert und die Wirksamkeit experimentell bewertet.

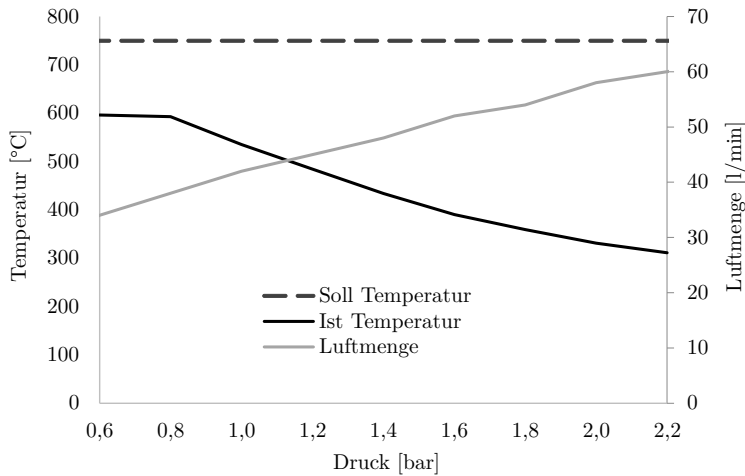


Abbildung 6.3: Lufttemperatur und Luftmenge der Druckluftheritzer in Abhängigkeit des anliegenden Luftdrucks

Zur Umsetzung der Heißluftheizung werden Druckluftheritzer genutzt. Die Druckluftheritzer vom Typ LE Mini (Leister AG, Kägiswil, Schweiz) ermöglichen einen sehr kompakten Aufbau und liefern gleichzeitig mit 800 W Leistung und einer maximalen Temperatur von 750 °C eine hohe Heizleistung, um eine schnelle Aufheizung des Laminats zu ermöglichen. Zusätzlich lässt sich sowohl die Heizleistung als auch die Luftmenge frei einstellen, wodurch eine Optimierung des Prozessfensters für verschiedene Materialien und Anwendungen möglich ist.

Simulative Auslegung

Um den Effekt der lokalen Vorheizung auf die Fügung zwischen 3D-Druck und Laminat beim Überdrucken zu bewerten, wird die entwickelte Simulationemethode des Schichtverbunds (Kapitel 5) genutzt. Dazu wird die Wärmequelle als Konvektionslast modelliert. Der Wirkbereich wird mit einem Durchmesser von 15 mm um die Düse angenommen. Zur Beschreibung der Konvektionslast ist es notwendig, die genaue Lufttemperatur am Düsenausgang des Heizers sowie den entsprechenden Konvektionskoeffizienten zu kennen. Um den Konvektionskoeffizienten wie in Kapitel 5.1.1 berechnen zu können, wird zusätzlich die Strömungsgeschwindigkeit benötigt. Beide Parameter werden zunächst experimentell ermittelt. Die Lufttemperatur wird durch ein Thermoelement am Düsenausgang der Luftheritzer gemessen. Der Luftstrom wird mit Hilfe eines Luftmengenmessers gemessen. Lufttemperatur und Luftmenge in Abhängigkeit vom anliegenden Druck bei voller Heizleistung sind in Abbildung 6.3 dargestellt.

Die Messung zeigt, dass die Lufttemperatur am Düsenausgang des Druckluftherizers bereits unterhalb der eingestellten 750 °C liegt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Messstelle des Reglers der Heizung näher an dem Heizelement des Heizers liegt. Auf der Strecke bis zum

Düsenausgang fällt die Lufttemperatur bereits auf 593 °C ab. Ab 0,8 bar anliegendem Luftdruck ist die Lufttemperatur nicht mehr durch die maximal zulässige Temperatur des Heizers, sondern durch die Heizleistung beschränkt und fällt mit steigendem Druck. Bei dem Betriebspunkt mit 0,8 bar wird somit die höchste Luftmenge mit Maximaltemperatur geliefert. Bei höheren Drücken sinkt die Temperatur, aber die Luftmenge steigt. Bei welchem Betriebspunkt der höchste Wärmeeintrag in das Laminat erzeugt wird, soll im Folgenden simulativ ermittelt werden. Anhand Messdaten kann der Konvektionskoeffizient in Abhängigkeit des anliegenden Drucks (wie in Kapitel 5.1.1) berechnet werden. Dabei wird die Strömungsgeschwindigkeit aus der Luftmenge und dem Querschnitt der Düse berechnet.

Da die Temperatur und Strömungsgeschwindigkeit direkt am Düsenausgang der Heizer gemessen werden, modelliert die so berechnete Konvektionslast den Druckluftheritzer unmittelbar über der Laminatoberfläche. In der Praxis muss der Heizer mit einem gewissen Abstand über dem Laminat positioniert werden, um die Bewegungsfreiheit des Roboters zu ermöglichen. Da die Messung der Strömungsbedingungen im freien Raum nicht möglich war, wurden die Strömungsbedingungen in einem Abstand von 30 mm mit einem einfachen Simulationsmodell (Anhang H) abgeschätzt. In diesem Abstand ist die maximale Lufttemperatur bereits auf 284 °C bei 0,8 bar bzw. 207 °C bei 1,6 bar gesunken.

Mit dieser Modellierung wird der Einfluss der Heizung auf die Fügung beim Überdrücken untersucht. Dazu werden verschiedene Fälle betrachtet. Die Simulation wird mit einem Heizer-Abstand von 0 und 30 mm bei drei verschiedenen Temperaturen des Druckbetts durchgeführt. Zusätzlich wird der Heizer bei maximaler Temperatur bei 0,8 bar und bei mittlerer Temperatur mit 1,6 bar modelliert. Der Druck bestimmt die Luftmenge der Heizer. Eine höhere Luftmenge führt zu höheren Strömungsgeschwindigkeiten, aber niedrigeren Lufttemperaturen. Eine niedrigere Luftmenge führt zu niedrigeren Strömungsgeschwindigkeiten bei höheren Lufttemperaturen. Bei Druck ohne Heizung wird eine stehende Umgebungsluft mit einem Konvektionskoeffizienten von $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$ angenommen. Bei Nutzung der Heizung wird eine bewegte Umgebungsluft mit einem Konvektionskoeffizienten von $50 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$ angenommen. Die betrachteten Fälle sind in Tabelle G.1 in Anhang G zusammengefasst. Als repräsentative Werte für einen großvolumigen Druckprozess wird eine Linienbreite von 3 mm und eine Schichthöhe von 0,6 mm angenommen. Die weiteren Simulationsparameter sind in Tabelle G.2 im Anhang G zusammengefasst. Da der Druck einer einzelnen Linie der kritische Fall für die lokale Heizung ist, wird in allen Fällen eine einzelne Linie wie in Abbildung 6.1b berechnet.

Für jeden der Fälle wird die Grenzflächentemperatur sowie die Festigkeit der Fügung simuliert. Zusätzlich wird die Vorheiztemperatur ohne Materialaustrag berechnet.

Experimentelle Bewertung

Für die experimentelle Bewertung des Heizkonzeptes werden zwei Druckluftheritzer direkt neben der Düse des Druckers angebracht. Außerdem wird bei der Konstruktion auf eine kompakte Geometrie geachtet, damit die Heizung die Bewegungsfreiheit des Robotersystems nicht stark einschränkt. Der Aufbau am Roboter ist in Abbildung 6.4 dargestellt. Die Heizer werden so

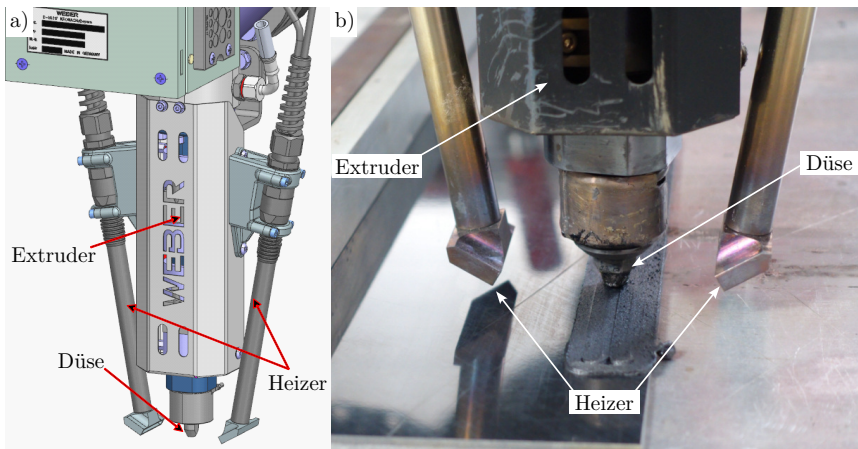


Abbildung 6.4: Aufbau der Drucklufterhitzer am Extruder. a) CAD Konstruktion, b) Heizer beim Überdrucken eines Laminats

tief wie möglich montiert, um den Abstand zum Laminat zu minimieren. Gleichzeitig soll ein Kippwinkel des Extruders von 45° möglich sein. Dies ergibt einen Abstand zwischen Heizer und Laminat von ca. 25 mm.

Um den Effekt der Heizung zu bewerten, wird die maximal erreichbare Oberflächentemperatur eines Laminats bei verschiedenen Prozessparametern gemessen. Die Messung der Oberflächentemperatur erfolgt mit fünf Thermoelementen, die in einer Linie mit einem Abstand von 20 mm an der Oberfläche angebracht waren. Die Vorheiztemperatur wird gemessen, ohne dass Material extrudiert wurde, während der Druckkopf und die lokale Heizung entlang der Linie bewegt werden. Die Messung mit den Thermoelementen wird mit 5 Hz durchgeführt. Die maximale Temperatur wird als Mittelwert der fünf Thermoelemente berechnet. Die Messung wird mit zwei Druckgeschwindigkeiten, 15 mm/s und 30 mm/s, durchgeführt. Außerdem wird ein beheiztes (200°C) und ein nicht beheiztes Druckbett verglichen. Als dritter Parameter wird der anliegende Druck an den Drucklufterhitzern variiert. Es wird, wie bei der Simulation, zwischen 0,8 bar und 1,6 bar unterschieden. Während der Messung wird die Düse auf 430°C gehalten. Die Heizung wird mit maximaler Leistung betrieben, um die maximal erreichbare Temperatur zu ermitteln. Der Abstand zwischen der Düse und dem Thermoelement beträgt 0,3 mm. Der Aufbau der Thermoelemente ist in Abbildung 6.5 dargestellt.

Für eine erste Bewertung der lokalen Heizung auf die Grenzschichtteilung beim 3D-Druck werden Zugproben nach ISO 527-2 Typ 1B [195] hergestellt und getestet. Für die Herstellung der Proben werden einwandige Platten mit einer Dicke von 3 mm gedruckt. Die Druckbettheizung ist dabei eingeschaltet (200°C). Aus diesen Platten werden anschließend je fünf Proben parallel (in-plane) zur Druckrichtung und fünf Proben senkrecht zur Druckrichtung (out-of-plane) ausgeschnitten. Der Versuch wird bei voller Heizleistung und 0,8 bar Druck durchgeführt. Als Referenz

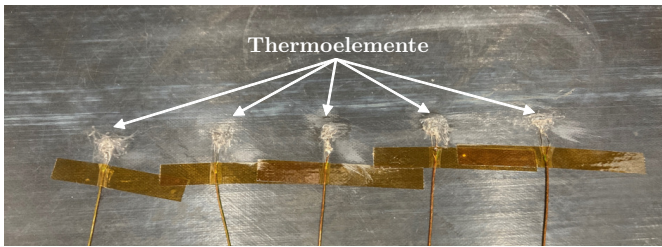


Abbildung 6.5: Anordnung der Thermoelemente zur Messung der maximalen Vorheiztemperatur [206]

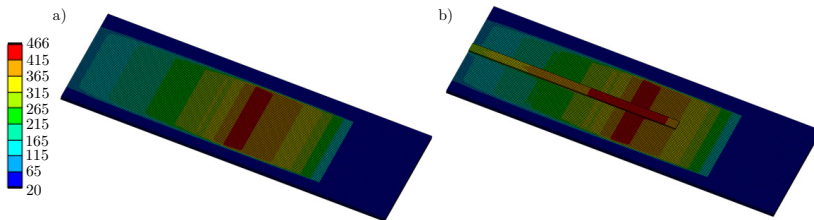


Abbildung 6.6: Temperatur der lokalen Vorheizung bei 0,8 bar. a) Vorheizung ohne Materialaustrag; b) Vorheizung mit Materialaustrag

werden Proben ohne lokale Vorheizung gedruckt. Alle Proben werden mit einer Geschwindigkeit von 30 mm/s, einer Düsentemperatur von 430 °C und einer Schichthöhe von 0,6 mm gedruckt. Die Fertigungsparameter sind in Tabelle G.4 im Anhang G zusammengefasst.

6.2.2 Ergebnisse und Diskussion

Der Effekt der Heizung bei 0,8 bar in unmittelbarem Abstand über der Laminatoberfläche ist in Abbildung 6.6 dargestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass die maximale Temperatur der Heizung durch die Bewegung leicht außermittig liegt. Bei einer mittig angeordneten Düse wird die maximale Temperatur also erst nach dem Materialaustrag erreicht. Dies ist für die Vorheizung des Laminats suboptimal, für komplexe Bahnplanungen ist ein symmetrischer Aufbau jedoch sinnvoll.

Die Vorheiztemperaturen ohne Materialaustrag sind in Abbildung 6.7 dargestellt. Wenn die Heizer direkt über der Laminatoberfläche montiert sind, wird bei ausgeschaltetem Druckbett (20 °C) eine Maximaltemperatur von 300 °C (Heizer bei 1,6 bar; 390 °C) bzw. 430 °C (Heizer bei 0,8 bar; 593 °C) erreicht. Diese Temperatur ist ausreichend, um die Oberfläche des Laminats aufzuschmelzen und liegt innerhalb der Verarbeitungstemperatur von PEEK. Somit liegen optimale Bedingungen für das Überdrucken vor. Eine Erhöhung der Druckbetttemperatur erhöht die Maximaltemperatur nur geringfügig. Es werden bis zu 478 °C erreicht, was jedoch bereits außerhalb der Verarbeitungstemperatur liegt und vermieden werden sollte.

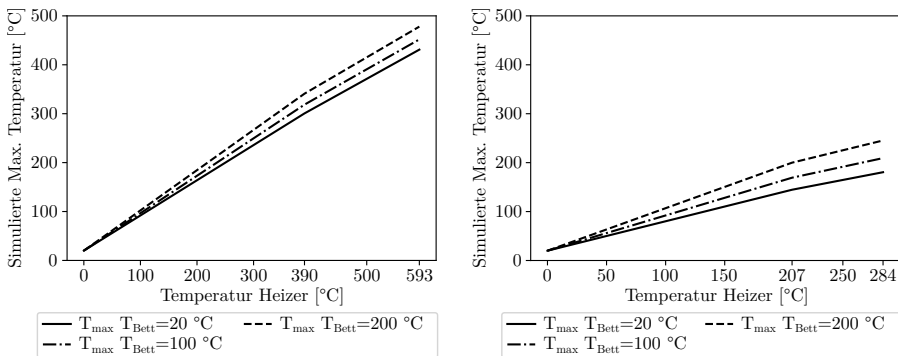


Abbildung 6.7: Maximale Vorheiztemperatur ohne Materialaustrag. Links: Heizer unmittelbar über dem Laminat; Rechts: Heizer in einem Abstand von 30 mm zum Laminat

Bei einem Abstand des Heizers von 30 mm sinkt die Heizwirkung deutlich. Bei ausgeschaltetem Druckbett beträgt die maximale Temperatur 144 °C (Heizer bei 1,6 bar; 207 °C) bzw. 180 °C (Heizer bei 0,8 bar; 284 °C). Das Ziel einer Vorheiztemperatur von 200 °C wird somit nicht erfüllt. Bei einer Druckbetttemperatur von 100 °C wird das Ziel mit 209 °C erfüllt.

Außerdem zeigen die Ergebnisse, dass eine höhere Lufttemperatur bei niedriger Strömungsgeschwindigkeit einer niedrigeren Lufttemperatur bei höherer Strömungsgeschwindigkeit zu einer effektiveren Vorheizung des Laminats führt. Für die höchstmögliche Vorheiztemperatur ist also der Betriebspunkt bei 0,8 bar optimal.

Die Ergebnisse der Grenzschichttemperatur und der Festigkeit sind in Abbildung 6.8 und Abbildung 6.9 dargestellt. Die vollständigen Ergebnisse sind in Tabelle G.3 im Anhang G zusammengefasst. Bei dem geringen Abstand der Heizer sorgt die Heizung bei ausgeschaltetem Druckbett um eine Steigerung der Festigkeit um ca. 306 %. Bei eingeschalteter Heizung verhält sich die Festigkeit ähnlich. Diese Steigerung spiegelt sich auch in der Maximaltemperatur und der Zeitspanne bis zum Unterschreiten der Kristallisationstemperatur wider.

Bei einem Abstand von 30 mm zwischen Heizer und Laminat zeigt sich ein anderes Bild. Bei ausgeschaltetem Druckbett steigt die Festigkeit von 6,2 MPa auf 7,4 MPa. Bei heißem Druckbett kann die Heizung allerdings sogar zu einer Reduzierung der Festigkeit führen. Die Lufttemperatur liegt zwar in allen Fällen über der Druckbetttemperatur, die erhöhte Konvektion durch die Luftströmung sorgt jedoch für eine schnelle Abkühlung der Grenzschicht und verkürzt so vor allem die Zeit bis zum Unterschreiten der Kristallisationstemperatur.

Der Abstand der Heizer zum Laminat ist also ein kritischer Faktor für die Funktionsuntauglichkeit des Heizkonzeptes. Die Simulation zeigt, dass der Abstand von 30 mm die obere Grenze darstellt, um bei unbeheiztem Druckbett noch eine Verbesserung der Festigkeit zu erzielen. Zum Erreichen des gesetzten Ziels einer Vorheiztemperatur von 200 °C ist jedoch ein geringerer Abstand notwendig. Somit ergibt sich für die Konstruktion der Heizung ein Zielkonflikt aus Vorheiztemperatur und Bewegungsfreiheit des Druckkopfes.

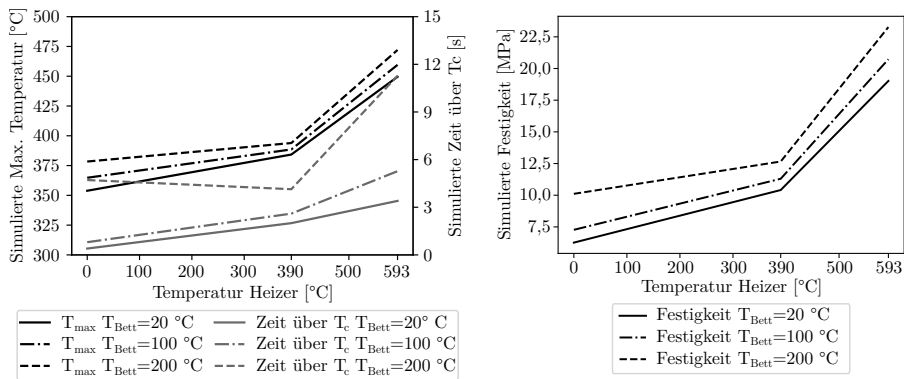


Abbildung 6.8: Ergebnisse der Simulation mit der Vorheizung unmittelbar über dem Laminat

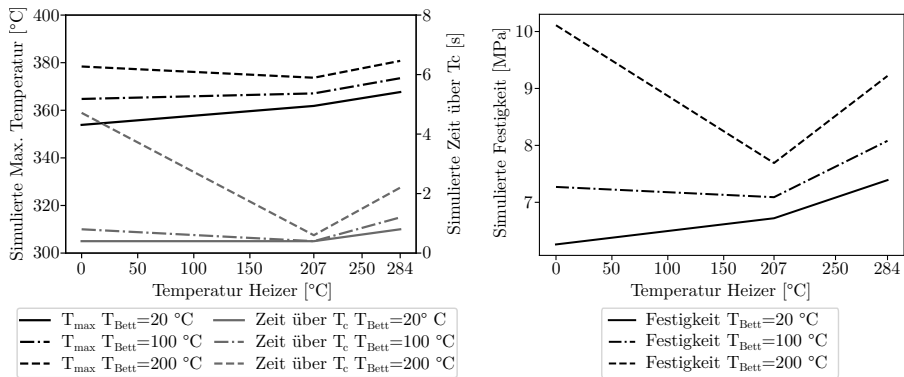


Abbildung 6.9: Ergebnisse der Simulation mit der Vorheizung in einem Abstand von 30 mm zum Laminat

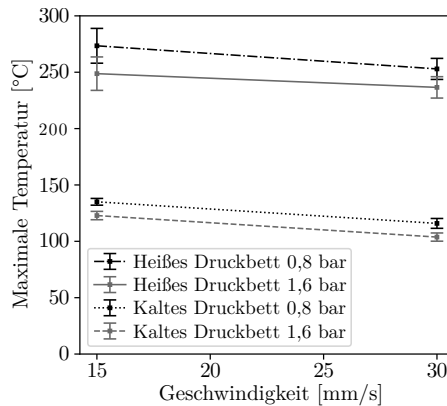


Abbildung 6.10: Maximale Vorheiztemperatur der lokalen Heizung bei einer Druckgeschwindigkeit von 15 mm/s oder 30 mm/s sowie einem anliegenden Luftdruck von 0,8 oder 1,6 bar. Messungen bei beheiztem Druckbett (200 °C) oder unbeheiztem Druckbett (erweitert von [206])

Bei der konstruktiven Umsetzung der Heizung am Roboter konnte unter der Voraussetzung, dass der Druckkopf einen minimalen Kippwinkel von 45° erreichen soll, ein minimaler Abstand von 25 mm erreicht werden. Mit diesem Setup wird die maximale Vorheiztemperatur in Abhängigkeit der Druckgeschwindigkeit, der Druckbetttemperatur sowie der Luftmenge der Heizung gemessen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.10 dargestellt. Den größten Einfluss hat die Druckbetttemperatur. Damit deckt sich die Messung mit den Simulationsergebnissen bei einem Abstand von 30 mm.

Eine höhere Druckgeschwindigkeit führt zu niedrigeren Vorheiztemperaturen. Bei beiden Druckbetttemperaturen reduziert eine Verdopplung der Druckgeschwindigkeit die maximale Temperatur um etwa 20 °C. Bei der niedrigeren Luftmenge wird das unbeheizte Substrat von Raumtemperatur auf 135 °C erwärmt. Mit dem beheizten Druckbett bei 200 °C erreicht die Vorheizung 273 °C. Bei der höheren Luftmenge werden niedrigere Vorheiztemperaturen von 123 °C bzw. 249 °C erreicht.

Wie bereits in der Simulation vorhergesagt, ist die Heizung alleine also nicht ausreichend, um das gesetzte Ziel von 200 °C ohne beheiztes Druckbett zu erreichen. Bei beheiztem Druckbett kann jedoch eine deutliche Steigerung der Laminattemperatur erreicht werden. Mit 273 °C liegt die Vorheiztemperatur damit in dem Bereich, bei dem in den Grundlagenuntersuchungen ein stabiler Fügeprozess hergestellt wurde.

Zur mechanischen Bewertung der lokalen Vorheizung werden Zugversuche mit gedrucktem PEEK-CF mit und ohne Vorheizung durchgeführt. Die Zugeigenschaften werden in Druckrichtung (in-plane) und senkrecht zur Druckrichtung (out-of-plane) ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.11 dargestellt. In beiden Fällen führt die Heizung zu einer signifikanten Steigerung der Festigkeit. In Druckrichtung wird die Festigkeit im Schnitt von 89,9 MPa auf 117,3 MPa erhöht. Senkrecht zur Druckrichtung ist die relative Steigerung deutlich größer. Hier wird die Festigkeit

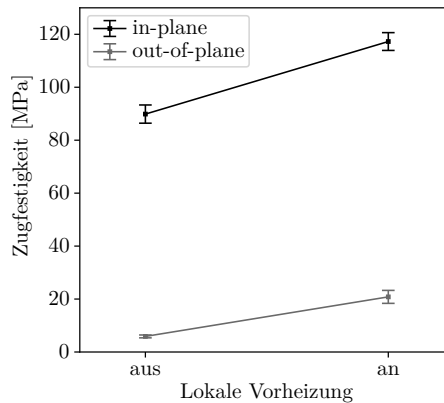


Abbildung 6.11: Zugfestigkeit von gedrucktem PEEK mit und ohne lokale Vorheizung

von durchschnittlich 5,9 MPa auf 20,8 MPa angehoben. Alle Ergebnisse der Zugversuche sind in Tabelle G.4 im Anhang G zusammengefasst.

Damit führt die Heizung zwar zu einer deutlichen Steigerung des Schichtverbunds, mit einer out-of-plane Festigkeit von 20,8 MPa wird jedoch nur 23 % der theoretisch möglichen Festigkeit des Vollmaterials erreicht. Dies zeigt, dass die Diffusion der Grenzschicht während des Druckprozesses nicht abgeschlossen wird.

Um dies für das Überdrucken zu verdeutlichen und zu bestätigen, werden zusätzlich Rasterelektronenmikroskop (REM) Aufnahmen der Grenzschicht zwischen Laminat und 3D-Druck beim Überdrucken angefertigt. Dazu werden Schliffproben mit beheiztem Druckbett (200 °C) aus einer Probe jeder Probenkonfiguration hergestellt. Um die Morphologie der Mikrostruktur in der Grenzfläche sichtbar zu machen, werden die Schliffproben einer Ionenätzung unterzogen. Zum Ätzen der Proben wird ein Leica EM RES102 Ionenätzgerät verwendet (Leica Microsystems GmbH, Wetzlar, Deutschland), das auf eine Spannung von 3 kV und eine Stromstärke von 1 mA eingestellt ist. Das Ätzen wird in fünf 15 Minuten langen Sequenzen mit einer 10-minütigen Pause zwischen den Sequenzen durchgeführt. Für die Bildgebung wird ein Ultra 55 REM (Carl Zeiss Microscopy GmbH, Jena, Deutschland) verwendet.

Abbildung 6.12 a) & b) zeigt die Grenzfläche einer Probe, in der die Grenzschicht sehr gut zu erkennen ist. Die Körner zeigen kristalline Bereiche. Die Grenzschicht zwischen Druck und Laminat ist in der Morphologie klar Linienkontakt zu erkennen. Die Kristallisation hat die Grenzschicht nicht durchdrungen, was zeigt, dass die Diffusionsheilung der Grenzschicht nicht abgeschlossen ist.

Abbildung 6.12 c) & d) zeigt die Grenzschicht einer Probe in einer Ansicht im 90° Winkel zur Faserorientierung des Laminats. Hier sind die Sphärolithe der Kristallisation des 3D-Druck Materials noch deutlicher zu erkennen. Die Kristallinität breitet sich von den Sphärolithen aus und stoppt an der Grenzfläche. Dies deutet darauf hin, dass die Kristallisation des gedruckten

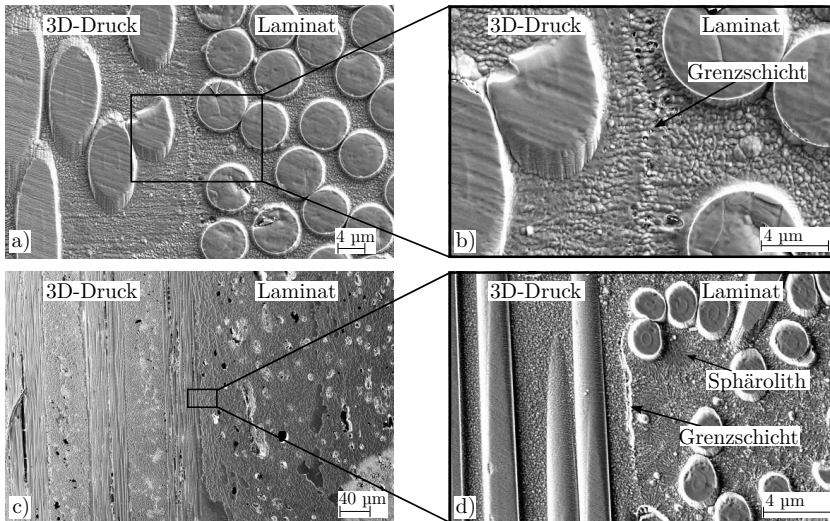


Abbildung 6.12: Ionengeätzte REM Aufnahme der Grenzschicht zwischen 3D-Druck und Laminat. Beschleunigungsspannungen: 3 kV, Detektor: Sekundärelektronen. a): Probe senkrecht zur Faserrichtung des Laminats 2000x, b): Probe senkrecht zur Faserrichtung des Laminats 5000x, c) Probe parallel zur Faserrichtung des Laminats 200x, d) Probe parallel zur Faserrichtung des Laminats 5000x

PEEKs abgeschlossen wurde, bevor sich die Molekülketten der beiden Fügepartner gegenseitig durchdringen konnten und somit die Heilung der Grenzschicht durch die Kristallisation des gedruckten PEEKs gestoppt wurde.

Insgesamt hat die vorgestellte lokale Heizung also mit sehr einfachen technischen Maßnahmen eine deutliche Verbesserung des Schichtverbunds beim Druck von PEEK gezeigt. Außerdem haben die Versuche gezeigt, dass ohne Heizung nahezu kein Schichtverbund hergestellt wird. Die Simulation unterstreicht die Aussage, dass eine Heizung für eine hinreichende Schichthftung notwendig ist. Außerdem haben die Versuche gezeigt, dass eine konstante Heizleistung nicht für alle Anwendungen geeignet ist. Bei der lokalen Erwärmung hängt der Wärmeeintrag pro Volumen des gedruckten Materials von der Geometrie des Teils ab. Daher benötigen kleine Teile weniger Heizleistung, um eine Überhitzung zu vermeiden, während größere Teile mehr Leistung benötigen, um die gekühlten Oberflächen wieder zu erwärmen. Beim Überdrucken sind unterschiedliche Heizeinstellungen für die erste Schicht und die folgenden Schichten erforderlich.

6.3 Prozessführung

Ziel der Prozessführung ist es, einen Arbeitsablauf zu entwickeln, der die oben genannten Anforderungen an die Genauigkeit der ersten Schicht erfüllen kann. Da die Genauigkeit des Roboters unter den gegebenen Bedingungen nicht wesentlich verbessert werden kann, betrifft dies vor

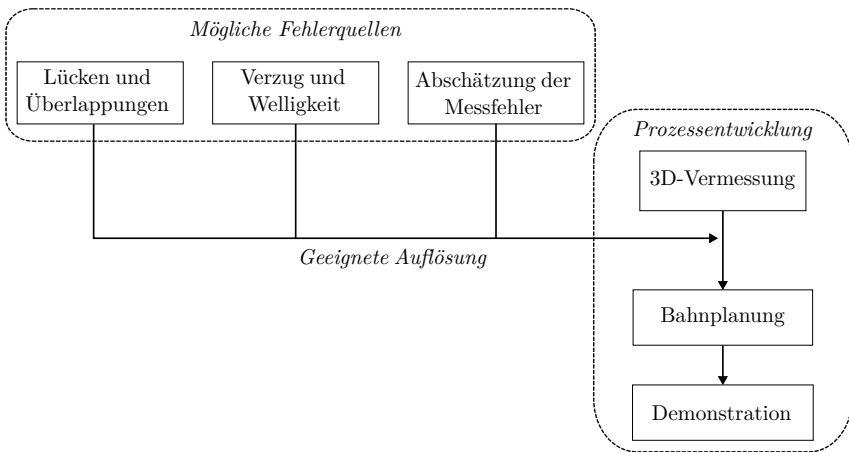


Abbildung 6.13: Vorgehen bei der Prozessentwicklung des Upscalings

allein die Positionierung des Bauteils in der Anlage und die anschließende Bahnplanung. Um die angestrebte Genauigkeit zu erreichen, ist es notwendig, die relevanten Defekte im Laminat in der Bahnplanung zu berücksichtigen und zu kompensieren. Die bisherigen Annahmen bezüglich des Einflusses der Toleranzen beruhen auf den Grundlagenuntersuchungen in den vorangegangenen Kapiteln und liefern einen guten ersten Anhaltspunkt. Sie können jedoch nicht ohne Weiteres auf den skalierten Prozess übertragen werden. Insbesondere der Einfluss von lokalen Defekten, welche klein im Vergleich zur Fügefläche sind, wurde bisher nicht betrachtet. Daher werden im ersten Schritt die Auswirkungen der verschiedenen Defekte von AFP-Laminaten auf die Scherfestigkeit der Fügung überprüft. Dabei werden lokale Defekte, insbesondere Lücken und Überlappungen, und eine globale Welligkeit untersucht.

Um die Oberflächentoleranzen des Bauteils berücksichtigen zu können muss die Realgeometrie des Bauteils vermessen werden. Auch hier muss das Fehlerpotenzial der digitalen Datenerfassung und -verarbeitung bewertet und entsprechend berücksichtigt werden. Anhand dieser Ergebnisse soll der notwendige Detailgrad des digitalen Modells definiert werden, der nur die Defekte enthält, die im 3D-Druck berücksichtigt werden müssen. Durch den Ausschluss anderer Defekte soll die Datenmenge des digitalen Modells minimal gehalten werden, um eine schnelle Prozessierung des Modells zu ermöglichen. Der schematische Aufbau der Studie ist in Abbildung 6.13 dargestellt.

6.3.1 Versuchsplanung

Im Folgenden wird das experimentelle Vorgehen zur Bewertung der Fehlerquellen beschrieben. Zunächst werden die Effekte von Laminatdefekten untersucht, im Anschluss wird ein Vorgehen zur Bahnplanung entwickelt, welches die beschriebenen Anforderungen erfüllen soll.

Effekte der Laminatdefekte

Um die Auswirkungen bestimmter Oberflächendefekte eines thermoplastischen Laminats auf die Fügung mit additiv aufgebrachtem PEEK zu bestimmen, werden, wie in Kapitel 4, Scherproben nach ASTM D3846-08 [199] verwendet. Anhand der Literatur [165, 166] und der Analyse der verwendeten Lamine werden drei Oberflächenfehler als die Häufigsten identifiziert. Als lokale Fehlstellen werden Lücken und Überlappungen der Tapes betrachtet. Lücken und Überlappungen können dazu führen, dass die Laminatoberfläche um bis zu 0,4 mm von der idealen Oberfläche abweicht. Neben diesen lokalen Fehlstellen durch die Ablage der Tapes treten globale Geometrieabweichungen im Laminat auf. Diese können sich insbesondere durch Welligkeit äußern. Diese globale Abweichung wird als dritter Fall betrachtet. Die Welligkeit eines Laminats kann zu einer Abweichung von bis zu 0,6 mm führen.

Für jeden untersuchten Defekt werden fünf Proben hergestellt. Wie in der vorangegangenen Simulation wird eine Bahnbreite von 3 mm verwendet. Das Druckbett wird auf 200 °C beheizt, um eine erfolgreiche Fügung sicherzustellen. Um die Effekte der Laminatfehler isoliert zu betrachten, ohne Einflüsse der lokalen Heizung einzubeziehen, werden die Proben ohne lokale Heizung hergestellt. Die Präparation der Proben und die Versuchsdurchführung werden gemäß dem Vorgehen in den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 4.3.3 durchgeführt.

Als Substrat für den Druck der Proben wird ein Laminat aus 0,5 Zoll breiten UD-Tapes mit LM-PAEK als Matrixmaterial verwendet. Das Laminat hat einen $[0^\circ/90^\circ]_n$ -Aufbau und wird in der AFP-Anlage des Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) in Stuttgart hergestellt. Für die Untersuchung der Fehlstellen wird ein Laminat hergestellt, das an verschiedenen Stellen Lücken und Überlappungen aufweist (Abbildung 6.14a). Dazu werden bei der obersten Schicht an verschiedenen Stellen die Tapes zu eng oder zu weit abgelegt. Die Proben werden anschließend so auf dem Laminat platziert, dass verschiedene Fehlstellen in der Prüflänge der Proben auftreten (Abbildung 6.14b). Zusätzlich werden fünf Proben als Referenz in einem Bereich ohne Defekte gedruckt. Die Referenzproben werden im Folgenden R-Proben benannt. Die Lücken und Überlappungen werden parallel und orthogonal zur Achse der aufgetragenen Kraft in den Proben platziert. Proben mit Lücken und Überlappungen parallel zur Belastungsrichtung werden als $L_{\parallel}$ bzw. $\ddot{U}_{\parallel}$ bezeichnet (Abbildung 6.14). Proben mit Lücken und Überlappungen orthogonal zur Belastungsrichtung werden als $L_{\perp}$ und $\ddot{U}_{\perp}$ bezeichnet (Abbildung 6.14d).

Die Welligkeit eines Laminats führt zu einer großflächigen Abweichung der ersten Schichthöhe. In der Grundlagenuntersuchung hat dies zu einer kritischen Beeinträchtigung der Fügung beim Überdrucken geführt. Der Fehlerbereich, bei dem der Effekt der Abweichung kritisch wird, lag zwischen 20 % - 40 %. Es ist anzunehmen, dass dieser Effekt bei dem großvolumigen Prozess entsprechend mit skaliert. Um dies zu verifizieren wird eine kleine Versuchsreihe durchgeführt. Dazu wird der Werkzeugweg für den Druck der Proben mit einer konstanten ersten Schichthöhe von 0,6 mm erstellt. Da der Verzug eines Substrats zu einer Über- oder Unterextrusion führt, wird die tatsächliche erste Schichthöhe manuell auf 0,4 mm und 0,8 mm verändert. Dies führt zu einer Schichthöhenabweichung von $\pm 33,3$ %. Die entsprechenden Parameter beim Drucken aller Proben sind in Tabelle G.5 im Anhang G zusammengefasst.

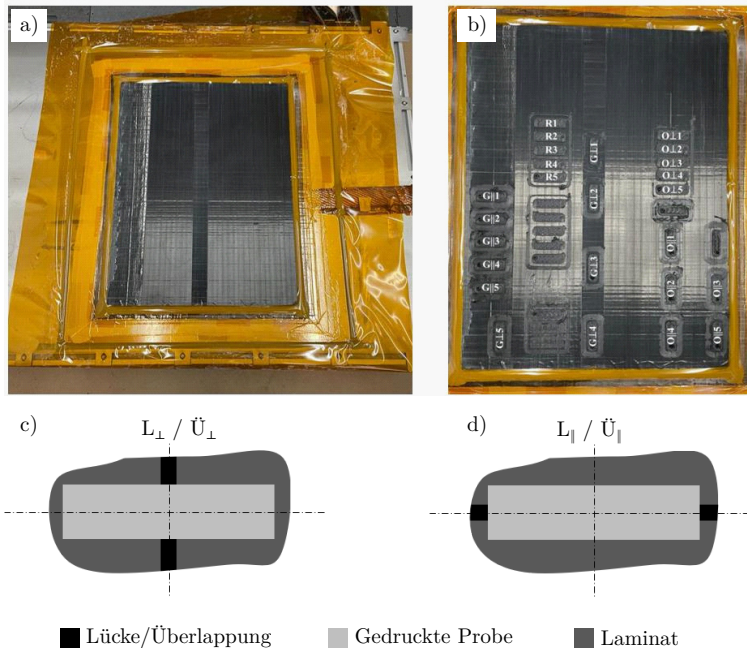


Abbildung 6.14: Druckaufbau der Scherproben: a) Laminat vor dem Druck; b) gedruckte Proben auf Laminat. Schematische Darstellung der Probenkonfiguration für Laminatdefekte: c) Defekt senkrecht zur Prüfrichtung; d) Defekt parallel zur Prüfrichtung [168]

Bahnplanung

Zur Erstellung der Bahnplanung wird zunächst die Oberfläche des Laminats digitalisiert. Zu diesem Zweck wird das optische Messsystem GOM ATOS 5 (Carl Zeiss IQS Deutschland GmbH, Oberkochen, Deutschland) verwendet. Zur Positionierung des Bauteils im Koordinatensystem des Roboters werden drei Roboterpositionen mit gescannt. Die gesamte Messung wird dann an diesen Positionen orientiert. Durch die Positionierung relativ zu gemessenen Roboterpositionen kann die Positionsabsolutgenauigkeit des Roboters kompensiert werden. Das Messsystem liefert eine Genauigkeit im Bereich von 0,01 mm. Mit 12 Millionen Messpunkten pro Messung bedeutet dies aber auch eine sehr große Datenmenge, was zu Performance-Problemen bei der Bahnplanung führen kann. Dementsprechend werden die Messdaten anschließend auf den erforderlichen Detailgrad reduziert. Mit diesem Datensatz wird die Bahnplanung des 3D-Drucks so angepasst, dass Abweichungen zwischen der idealen und der realen Geometrie des Substrats berücksichtigt und gegebenenfalls angepasst werden. Um eine konstante Schichthöhe im Druckprozess zu erreichen, muss die Bahnplanung im Allgemeinen nicht-planar erfolgen und alle Freiheitsgrade eines 3D-Druckers nutzen.

Für die Bearbeitung der 3D-Messdaten und .stl-Dateien wird die Software GOM Inspect Suite 2020 (Carl Zeiss IQS Deutschland GmbH, Oberkochen, Deutschland) und Blender Version 3.4.1 (Blender Foundation, Amsterdam, Niederlande) verwendet. Die Bahnplanung erfolgt mit der Software AiSync (AI BUILD LIMITED, London, Vereinigtes Königreich).

Die optische 3D-Vermessung und die Datenreduzierung während der Bahnplanung können ebenfalls zu Abweichungen zwischen der realen Laminatgeometrie und der Bahnplanung des Roboters beim 3D-Druck führen. Das Ergebnis dieser Messung ist eine netzbasierte Darstellung der Laminatoberfläche. Bei der Reduktion der Datenmenge gehen Informationen zu geometrischen Details verloren, was zu einer Abweichung zwischen der realen Geometrie und dem digitalen Modell führen kann. Um diese Fehlerquelle zu bewerten, wird eine Messung eines Laminats mit deutlicher Welligkeit verwendet. Die Anzahl der Netzknoten wird schrittweise auf 90 %, 80 %, 70 %, 60 %, 50 %, 40 %, 30 %, 20 %, 10 %, 5 %, 2 % und 1 % der ursprünglichen Datenmenge reduziert. Die Datensätze werden dann als .stl-Dateien exportiert und mit den ursprünglichen Messdaten verglichen. Dabei werden die maximalen Abweichungen für jede Datei ermittelt.

6.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Die lokalen Defekte wie Lücken und Überlappungen der Tapes zeigen keinen signifikanten Effekt auf die Festigkeit zwischen 3D-Druck und Laminat. Die Ergebnisse der Scherversuche sind in Abbildung 6.15 dargestellt. Die überdruckten Lücken haben bei den Versuchen eine durchschnittliche Breite von 0,42 mm, die Überlappungen 0,03 mm. Die p -Werte der $L_{\perp}$, $L_{\parallel}$, $\ddot{U}_{\perp}$ und $\ddot{U}_{\parallel}$ Proben im Vergleich zur Referenz betragen 0,62, 0,11, 0,31 und 0,62.

Dieses Ergebnis widerspricht zunächst den Erwartungen aus den Grundlagenuntersuchungen. Eine mögliche Ursache kann darin liegen, dass durch die lokale Unebenheit ein zusätzlicher Formschluss in Belastungsrichtung entsteht, welcher dem Einfluss der Unterextrusion entgegenwirkt.

Zudem weisen die Versuche eine hohe Standardabweichung auf, wodurch kleine Effekte auf die Festigkeit nicht detektiert werden können. Die Standardabweichung liegt bei durchschnittlich 3,12 MPa. Bei einem Signifikanzwert von 0,05 und einer statistischen Aussagekraft von 0,8 wäre eine Stichprobengröße von 156 Proben erforderlich, um einen Unterschied von 1 MPa zwischen zwei Gruppen mit statistischer Signifikanz festzustellen.

Insgesamt liegen die Festigkeiten in einer vergleichbaren Größenordnung wie die Proben, die im FFF-Verfahren hergestellt wurden (Kapitel 4). Dies deckt sich gut mit den Simulationsergebnissen aus der Thermalauslegung, die eine vergleichbare Festigkeit vorhergesagt haben. Lücken und Überlappungen in der hier beschriebenen Größenordnung gehören zu den häufig auftretenden Fehlstellen bei AFP-Laminaten. Um solche kleinen, abrupt auftretenden Fehler in der Bahnplanung zu berücksichtigen, ist eine sehr genaue Vernetzung der Oberfläche notwendig. Zudem sind hohe Beschleunigungen des Werkzeugs notwendig, um eine konstante Werkzeuggeschwindigkeit aufrechtzuerhalten. Die Ergebnisse zeigen, dass Lücken und Überlappungen in der hier untersuchten Größenordnung keinen signifikanten Einfluss auf die Festigkeit haben. Daher können sie nicht berücksichtigt werden, was die Bahnplanung vereinfacht.

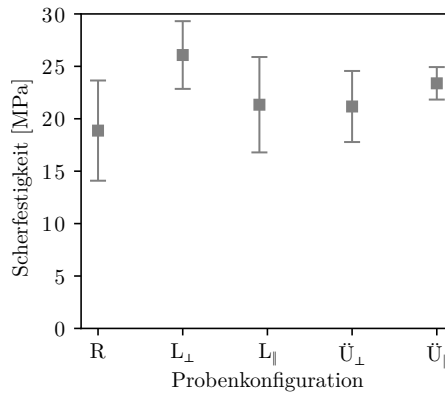


Abbildung 6.15: Scherfestigkeit der Proben mit Lücken und Überlappungen [168]

Die globalen Defekte wie Welligkeit erzeugen eine Abweichung der ersten Schichthöhe und dadurch eine Über- oder Unterextrusion der ersten Schicht. Diese Abweichung der ersten Schichthöhe hat einen erheblichen Einfluss auf die Fügefestigkeit zwischen 3D-Druck und Laminat. Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 6.16 dargestellt. Vor allem ein zu großer Abstand zwischen Düse und Laminat, also eine Schichthöhenabweichung in positiver Richtung in Abbildung 6.16, führt zu einer signifikanten Reduktion der Festigkeit. Damit kann die Anforderung an die Schichthöhe, die aus Kapitel 4 abgeleitet wurde, verifiziert werden. Die Messwerte der einzelnen Proben mit Lücken, Überlappungen und Über- bzw. Unterextrusion sind in Tabelle G.5 im Anhang G zusammengefasst.

Neben den Oberflächenfehlern des Laminats kann auch die Erfassung der Oberfläche durch

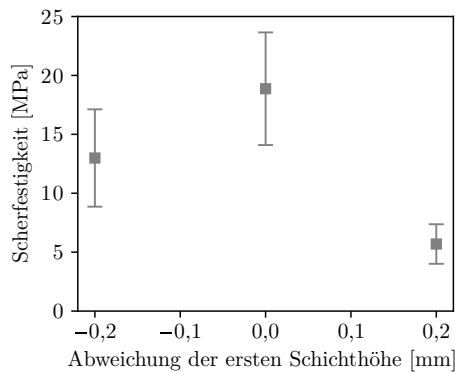


Abbildung 6.16: Scherfestigkeit der Proben mit einer Abweichung der ersten Schichthöhe (erweitert von [168])

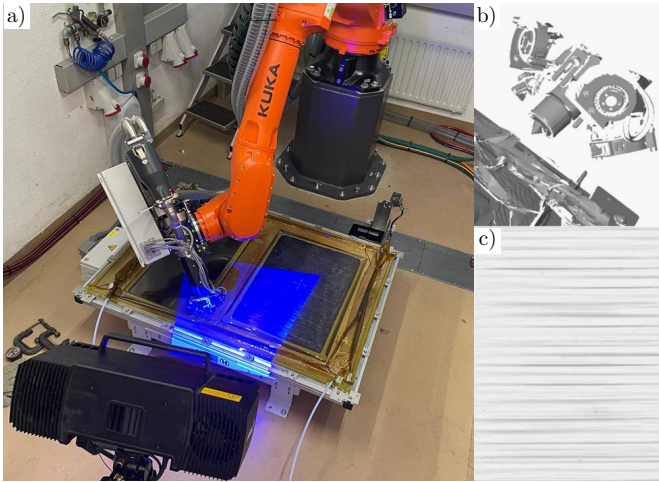


Abbildung 6.17: Vermessung der Laminatoberfläche: a) Messaufbau; b) Messung des Referenzpunktes; c) bereinigte Oberflächenmessung [168]

die 3D-Vermessung und die anschließende Bearbeitung dieses Datensatzes zu Abweichungen zwischen dem digitalen Modell der Oberfläche und der realen Oberfläche führen. Um diese Abhängigkeit zu bewerten, wird ein Laminat mit einem Vakuumaufbau auf das Druckbett gespannt und auf 200 °C erhitzt und vermessen. Das Ergebnis ist eine Punktwolke der Laminatoberfläche. Der Messaufbau ist in Abbildung 6.17a dargestellt. Um die vermessene Oberfläche anschließend bei der Bahnplanung im Koordinatensystem der Anlage orientieren zu können, wird die Messspitze der Anlage mit vermessen (siehe Abbildung 6.17b) und dient somit als Referenzpunkt. Für eine Orientierung der Messung muss die Messspitze an drei Punkten mit aufgenommen werden. Neben der Messspitze werden bei der Messung auch andere Umgebungsstrukturen aufgenommen. Daher muss die Punktwolke im Anschluss bereinigt werden, sodass nur die Oberfläche des Laminats übrig bleibt. Das Ergebnis der Vermessung ist in Abbildung 6.17c dargestellt. Um die Datenmenge weiter zu reduzieren, wird die Auflösung der Messung in der GOM Inspect Suite Software reduziert. Dabei wird die Dichte der Punktwolke durch Löschen von Punkten verringert.

Die Punkte der Messung sind nicht gleichmäßig verteilt. In Bereichen mit hohem Detailgrad ist die Punktwolke in der Regel dichter. Dadurch werden Lücken und Überlappungen automatisch feiner vernetzt als die glatten Bereiche. Verzug und Welligkeit hingegen sorgen dafür, dass die gesamte Oberfläche feiner vernetzt werden muss, um die Geometrie darzustellen. Bei einer Reduzierung der Dichte der Punktwolke wird zunächst automatisch der Detailgrad der fein vernetzten Bereiche der lokalen Fehlstellen reduziert. In Anbetracht der Tatsache, dass Lücken und Überlappungen keinen signifikanten Einfluss auf die Festigkeit beim Überdrucken haben, müssen diese geometrischen Details auch nicht in der Messung abgebildet werden und eine

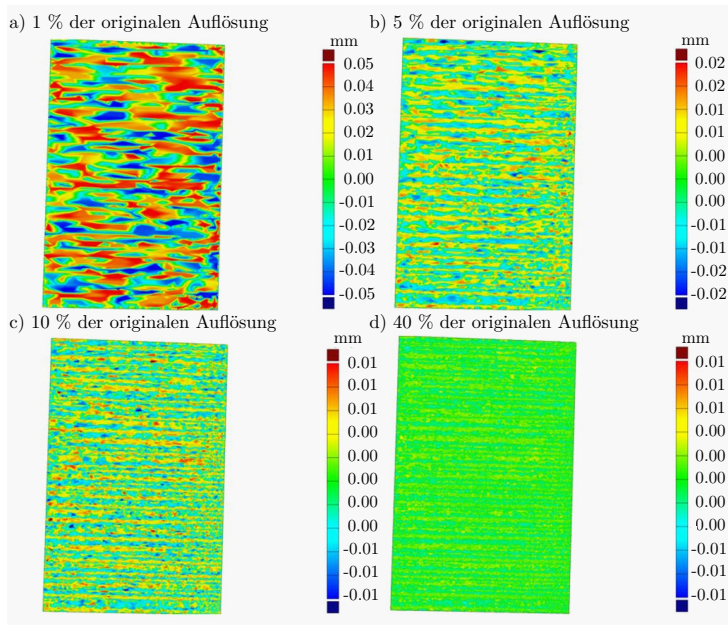


Abbildung 6.18: Geometrische Abweichungen der Messung bei Reduzierung der Punkteanzahl auf a) 1 %, b) 5 %, c) 10 % und d) 40 % der ursprünglichen Datenmenge [168]

Reduzierung der Punktedichte in diesen Bereichen kann toleriert werden. Dadurch kann die Datenmenge der Messung erheblich reduziert werden.

Um die Auswirkungen der Reduzierung der Punktedichte auf die globalen Abweichungen des Laminats zu bewerten, werden die Messdaten des Laminats in Abbildung 6.17c verwendet. Dazu wird die Anzahl der Punkte schrittweise auf 1 % der anfänglichen Datenmenge reduziert. Die Abweichung zwischen der Messung mit allen Punkten und der Messung mit reduzierter Punkteanzahl wird anschließend ausgewertet. Bis zu einer Reduktion von 40 % der ursprünglichen Anzahl ist keine Abweichung messbar, wie in Abbildung 6.18d gezeigt. Bei einer Reduzierung auf 10 % der Originaldaten treten lokale Abweichungen von bis zu $\pm 0,01$ mm auf (Abbildung 6.18c). Diese Abweichungen erhöhten sich auf $\pm 0,02$ mm, wenn die Daten auf 5 % reduziert werden (Abbildung 6.18b). Bei 1 % der ursprünglichen Anzahl an Punkten erstreckten sich die Abweichungen über größere Bereiche und betragen bis zu $\pm 0,05$ mm (Abbildung 6.18a).

Die gezeigten Zusammenhänge zwischen Punktedichte und Geometrieabweichungen können als Richtlinie bei der Nachbearbeitung des Datensatzes genutzt werden. Welche Abweichungen toleriert werden können bzw. welcher Detailgrad der Messung notwendig ist, hängt von den Anforderungen des Bauteils und den vorhandenen Rechenkapazitäten bei der Bahnplanung ab. Das verwendete Messsystem hat eine maximale Genauigkeit von 0,01 mm. Zusammen mit der Genauigkeit des Roboters ergibt sich eine Toleranz von 0,06 mm. Mit der Anforderung,

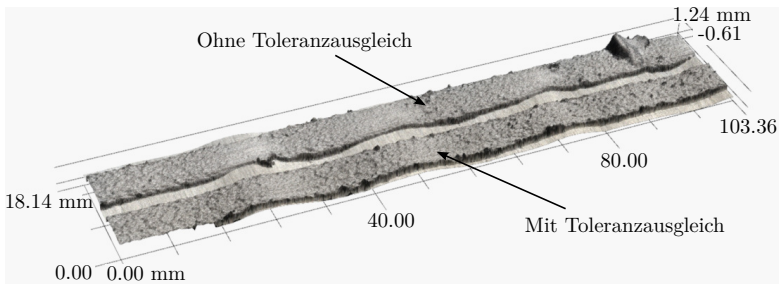


Abbildung 6.19: Profilometermessung des Testdrucks [168]

dass die Toleranz kleiner als 20 % der Schichthöhe sein muss, bedeutet dies, dass die minimale Schichthöhe in dem Prozess nicht kleiner als 0,3 mm sein darf. Die Nutzung der vollen Auflösung des Messsystems ist allerdings nur bei kleinen Bauteilen möglich, da sonst die Datenmenge zu groß wird. Bei einer Reduktion der Datenmenge auf 10 % darf die Schichthöhe nicht kleiner als 0,35 mm sein. Bei einer Reduktion der Datenmenge auf 1 % darf die Schichthöhe nicht kleiner als 0,55 mm sein.

Um zu beurteilen, ob die vorgeschlagene Prozessführung die Anforderungen an die Genauigkeit erfüllen kann, wird ein einfacher Testdruck hergestellt und vermessen. Dazu werden zwei einfache Linien auf das bereits vorgestellte, wellige Laminat abgelegt. Bei der ersten Linie wird die Bahnplanung anhand der Soll-Geometrie des Laminats, also einer ebenen Fläche, erstellt. Der Nullpunkt des Laminats wird dabei manuell eingemessen. Bei der zweiten Linie wird das Laminat optisch vermessen und die Bahnplanung wird mit dem beschriebenen Vorgehen erstellt. Beide Linien werden mit einem Profilometer vermessen, um die Schichthöhe zu ermitteln. Die Linien sind in Abbildung 6.19 dargestellt.

Die Linie mit Toleranzausgleich folgt der Kontur des Laminats deutlich besser als die Linie ohne Ausgleich. Die absoluten Höhenprofile sind in Abbildung 6.20 links dargestellt. Abbildung 6.20 rechts zeigt die relative Schichthöhenabweichung. Ohne Toleranzausgleich wird das gesetzte Ziel einer maximalen Schichthöhenabweichung von $\pm 20\%$ deutlich verletzt. Durch den Toleranzausgleich kann das Ziel über den Großteil des Drucks eingehalten werden. Lediglich im Anfahrtsbereich kommt es kurzfristig zu einer Abweichung von ca. 30 %.

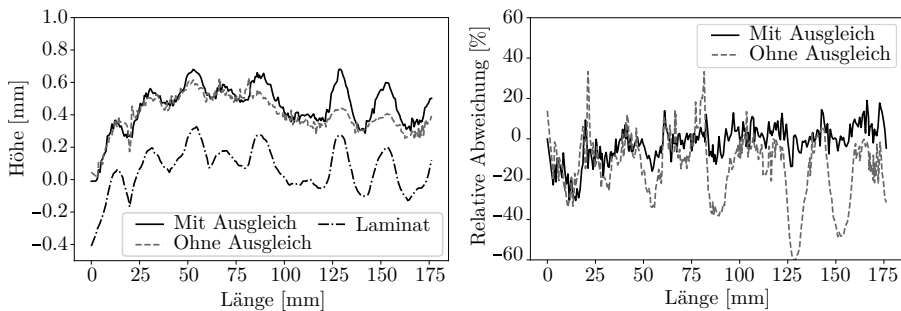


Abbildung 6.20: Links: Höhenprofil des Testdrucks. Rechts: Relative Abweichung der Schichthöhe

6.4 Schlussfolgerung der Skalierung des Prozesses

Die Skalierung des Überdrucks von Laminaten stellt das übergeordnete Ziel dieser Arbeit dar und wurde in dieser Form zum ersten Mal systematisch betrachtet. Die wissenschaftliche Aufarbeitung des Schichtverbunds in den Kapiteln 4 & 5 liefert dabei die Grundlage für die Prozessentwicklung. Aus diesen Erkenntnissen wurden Anforderungen für den skalierten Prozess formuliert und es konnte erfolgreich gezeigt werden, dass diese Anforderungen auch für große Anwendungen gültig sind. Als wesentliche Anforderungen für die Prozessentwicklung wurden eine Vorheiztemperatur des Laminats von 200 °C sowie eine maximale Abweichung der ersten Schicht von 20 % gefordert.

Um das Laminat entsprechend vorheizen zu können, wurde eine einfache, lokale Vorheizung vorgeschlagen und erprobt. Dabei konnte das entwickelte Simulationsmodell erfolgreich genutzt werden, um die Effektivität zu bewerten und den optimalen Betriebspunkt einzugrenzen. Das Heizkonzept auf Basis von Drucklufterhitzern führte zu einer signifikanten Vorheizung des Laminats. Beim Druck von PEEK-CF konnte der Schichtverbund durch die Vorheizung bei maximaler Heizleistung von 5,9 MPa auf 20,8 MPa, also um 353 % gesteigert werden (siehe Abbildung 6.11). Das Ziel, bei einem unbeheizten Druckbett eine Vorheiztemperatur von 200 °C zu erreichen, wurde mit dem gezeigten Aufbau jedoch nicht erfüllt. Die Simulation zeigt, dass hier der Abstand zwischen Heizer und Laminat der kritische Faktor ist. Somit ergibt sich ein Zielkonflikt aus Vorheiztemperatur und Bewegungsfreiheit des Druckkopfes. Darüber hinaus erzeugen die Heizelemente auf gegenüberliegenden Seiten eine starke Verwirbelung der heißen Luft mit der kalten Umgebungsluft. Eine Optimierung der Heizedüse kann daher zu erheblichen Verbesserungen führen. Ein ringförmiger Luftauslass würde die Strömung vermutlich verbessern, schränkt aber auch die Bewegungsfreiheit des Roboters beim mehrachsigen Druck stark ein.

Zum Erfüllen der Anforderung an die Genauigkeit wurde eine Prozessführung vorgestellt, die Toleranzen in der Bahnplanung ausgleichen soll. Dazu wurden zunächst die Effekte verschiedener Fehlerquellen untersucht, um einzugrenzen, in welchem Detailgrad die Prozessführung arbeiten muss. Die Versuche zur Abweichung der ersten Schicht zeigen klar, dass eine Unterex-

trusion zu schlechten Fügungen führt. Bei lokalen Fehlstellen durch Lücken und Überlappungen der Tapes auf der Laminatoberfläche konnte dieses Verhalten jedoch nicht beobachtet werden. Über größere Strecken haben die Versuche jedoch gezeigt, dass das gesetzte Ziel einer maximalen Schichthöhenabweichung von 20 % nicht verletzt werden sollte.

Die entwickelte Prozessführung nutzt eine 3D-Vermessung der Laminatoberfläche, um gleichzeitig die Toleranzen des Laminats zu erfassen und eine hohe Positioniergenauigkeit des Bauteils im Referenzsystem des Roboters zu ermöglichen. Die notwendige Auflösung der 3D-Vermessung wurde untersucht und die Ergebnisse liefern einen Leitfaden für die zulässige Datenreduktion in Abhängigkeit von den weiteren Prozessparametern. Anhand eines Referenzdrucks konnte gezeigt werden, dass die Prozessführung in der Lage ist, eine maximale Schichthöhenabweichung von 20 % einzuhalten. Dadurch kann eine stabile Prozessführung und eine Reduktion der auftretenden Streuungen realisiert werden.

Insgesamt konnten bei den Versuchen zum Schichtverbund zwischen Laminat und 3D-Druck ähnliche Festigkeiten wie mit der FFF-Anlage erreicht werden. Die REM Bilder von ionengeätzten Schliffen konnten diesmal die Grenzschicht und die Morphologie dieser Grenzschicht deutlich sichtbar machen. Die Messungen zeigen, dass die Diffusionsheilung der Proben nach dem Drucken nicht abgeschlossen ist. Dies bestätigt zum einen die Hypothese, dass Diffusionsheilung ein maßgeblicher Mechanismus des Schichtverbunds ist, zum anderen bestätigt es auch, dass die hohen Abkühlraten und die Kristallisation des Materials der limitierende Faktor für den Schichtverbund sind.

6.5 Demonstrator

Abschließend soll der gesamte Prozess des Überdruckens von großen, gekrümmten Laminaten demonstriert werden. Eine Motivation der Prozessentwicklung war es, gekrümmte Sandwichstrukturen mit 3D-gedruckten Kernen zur Integration von Funktionen oder Elektronik herstellen zu können. Beispiele solcher Anwendungen für kleine Satellitenstrukturen wurden bereits in [17] und [16] gezeigt. Dementsprechend wird als Demonstrator ein additiv gefertigtes Sandwich mit einfacher Krümmung gewählt.

Zur Herstellung der Sandwichstruktur wird zunächst ein Formwerkzeug aus PA6 3D-gedruckt. Das Werkzeug hat eine generische Wellenform, um eine anspruchsvolle multiachs Bahnplanung im 3D-Druck zu demonstrieren. In diesem Werkzeug werden sowohl die Deckschichten des Sandwichs hergestellt als auch der Kern gedruckt. Die Deckschichten werden durch in-situ AFP aus LM-PAEK hergestellt. Die erste Deckschicht wird direkt in das gedruckte Werkzeug abgelegt. Anschließend wird das AFP Laminat mit einem Wabenkern überdruckt. Die Waben werden einwandig mit einer Wandstärke von 1 mm ausgeführt. Die Fügung zwischen Kern und Laminat erfolgt vollständig in-situ beim Überdrucken. Dazu wird der bereits beschriebene Prozessablauf verwendet, wobei das Laminat zunächst 3D-vermessen wird. Nach der Bereinigung des Datensatzes kann die digitalisierte Geometrie des Laminats als .stl-Datei exportiert und für die Bahnplanung weiterverwendet werden. Dazu muss die Geometrie für den 3D-Druck an die Realgeometrie des Laminats angepasst werden. Dies kann direkt auf .stl-

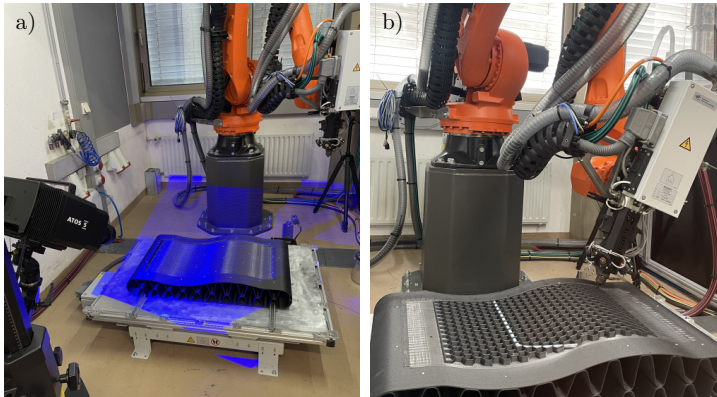


Abbildung 6.21: Fertigung des Demonstrators. a) optische 3D-Vermessung; b) Überdrucken

Ebene erfolgen. Die notwendigen booleschen Operatoren können direkt in der Software für die Bahnplanung oder in einer Software zur Netzbearbeitung, in diesem Fall Blender, durchgeführt werden. In dieser Arbeit wird die gemessene Oberfläche des Laminats zusätzlich auf die obere Begrenzung des 3D-Drucks projiziert. Zwischen der gemessenen Oberfläche und der projizierten Oberfläche wird mit der Software AiSync eine Multiachs-Bahnplanung berechnet, welche den 3D-Druck von der Realgeometrie des Laminats auf die Sollgeometrie des 3D-Drucks überführt, ohne dass dabei Abweichungen in der Extrusion beim Druck auftreten.

Der Aufbau des Werkzeugs im Drucker beim 3D-Vermessen ist in Abbildung 6.21a dargestellt. Die Prozessparameter beim 3D-Druck entsprechen den Prozessparametern in Kapitel 6.3. In den Kern werden in Anlehnung an die Satellitenstrukturen Durchführungen für Kabel integriert. Abbildung 6.21b zeigt das Überdrucken des Laminats. Durch die Bahnplanung auf der vermessenen Realgeometrie kann eine gleichmäßige erste Schichthöhe gewährleistet werden. Der 3D-Druck kompensiert dabei die Toleranzen aus den vorgelagerten Prozessschritten und führt die obere Fläche des Wabenkerns wieder auf die Idealgeometrie.

Nach dem Druck der Kernstruktur wird die zweite Deckschicht wieder in-situ im AFP Prozess aufgetragen. Die Fügung zwischen Kern und Laminat erfolgt dabei ebenfalls in-situ während des AFP Prozesses. Abschließend wird das Bauteil entformt und besäumt. Der Demonstrator hat eine finale Größe von $600 \times 800 \text{ mm}^2$. Um den gedruckten Kern sichtbar zu machen, wird eine Seite des Sandwichs in einem 45° Winkel besäumt. Der fertige Demonstrator ist in Abbildung 6.22 dargestellt.

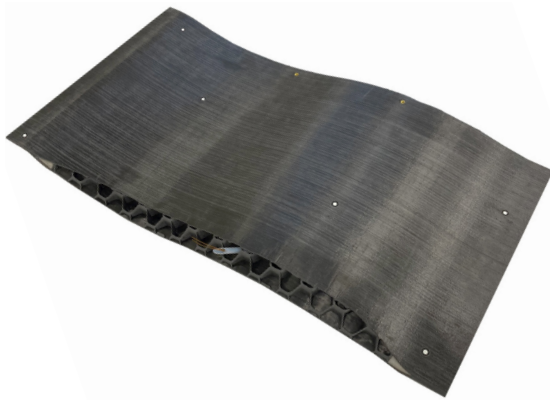


Abbildung 6.22: Demonstrator mit geschlossenen Sandwichdeckschichten

Kapitel 7

Zusammenfassung, Schlussfolgerung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde erstmalig ein großvolumiger Druckprozess zum Überdrucken von beliebig gekrümmten PEEK Laminaten durch Materialeextrusion entwickelt. Dazu wurde der Schichtverbund beim Überdrucken systematisch untersucht und modelliert, um anschließend technische Lösungen für einen großskaligen Prozess zu entwickeln.

Die Auswertung des Stands der Technik hat gezeigt, dass zum 3D-Druck von PEEK, vor allem im FFF Prozess, bereits eine Vielzahl an Untersuchungen durchgeführt wurde. Als kritischer Prozessschritt beim Druck von PEEK wurde der Schichtverbund der einzelnen 3D-Druck-Lagen identifiziert. Die Untersuchungen zeigen, dass hohe Prozesstemperaturen notwendig sind, um einen hinreichenden Schichtverbund zu gewährleisten. Als primärer Bindungsmechanismus wird die thermisch getriebene Diffusionsheilung angeführt. Für diesen Mechanismus ist es notwendig, dass beide Kontaktflächen in einem amorphen Zustand vorliegen. Die Kristallisation des Materials stoppt die Diffusion. Neben den Untersuchungen zum Druck von PEEK zeigt der Stand der Technik, dass zum Überdrucken von Laminaten bisher wenige bis keine Erkenntnisse vorliegen. Ein wichtiger Gegenstand dieser Arbeit war es daher, die Bindungsmechanismen beim Überdrucken von PEEK-Laminaten und die damit einhergehenden Prozesseinflüsse systematisch zu untersuchen.

Als Hypothese wurde angenommen, dass die bekannten Prozesseinflüsse und Bindungsmechanismen beim PEEK 3D-Druck auch beim Überdrucken von Laminaten auftreten. Ein wesentlicher Unterschied besteht jedoch darin, dass die Lamine bereits kristallisiert sind und es keine Möglichkeit gibt, deren Kristallisationsgrad durch den Prozess zu beeinflussen. Wie sich dieser Umstand auf den Prozess auswirkt, ist Gegenstand der Untersuchungen. Um die Hypothese zu prüfen, wurde im ersten Schritt eine experimentelle Untersuchung des Schichtverbunds durchgeführt. Die Analyse wurde in zwei Schritten durchgeführt. Zunächst wurde in einem experimentellen Screening der Einfluss der sechs wichtigsten Prozessparameter (Düsen-temperatur, Substrattemperatur, Bauraumtemperatur, Druckgeschwindigkeit, erste Schichthöhe und Extrusionsfaktor) auf die Fügefestigkeit analysiert. Im zweiten Schritt wurden die drei Parameter mit dem größten Einfluss im Detail untersucht. Zur Bewertung des Schichtverbunds wurden Scherversuche durchgeführt und die Grenzflächentemperatur zwischen Druck und Laminat gemessen. Wie zunächst angenommen, konnte der Schichtverbund primär auf einen thermischen Prozess zurückgeführt werden. Dementsprechend zeigen die Messungen, dass die Grenzschichttemperatur ein entscheidender Faktor für eine erfolgreiche Fügung ist. Diese Grenzflächentemperatur wird wiederum von den oben genannten Prozessparametern beeinflusst. Bei den Versuchen konnten Festigkeiten bis zu 40 MPa erreicht werden. Jedoch unterliegen die

Messungen einer hohen Streuung. Außerdem lassen sich nicht alle beobachteten Effekte durch reine Diffusion erklären. Durch eine Vermessung der Schichthöhe konnte gezeigt werden, dass diese einer starken Schwankung unterliegt, was einen wesentlichen Einfluss auf die Festigkeit hat. Dies zeigt, dass auch die Benetzung der Oberfläche eine wichtige Rolle spielt. Außerdem deuten die Ergebnisse darauf hin, dass die beobachtete Streuung vor allem auf die Streuung der ersten Schichthöhe zurückzuführen ist. Eine endgültige Aussage über den Schichtverbund konnte jedoch durch hohe Streuungen in den Versuchen und mangelnde statistische Signifikanz nicht getroffen werden.

Um diese Lücken zu schließen, wurde eine simulative Modellierung des Schichtverbunds durchgeführt. Bei der simulativen Vorhersage wurde die Anwendbarkeit der Diffusionsheilung für die Vorhersage der in-situ Fügung beim Überdrucken untersucht. Ziel dieser Simulation war es, die Bindungsmechanismen genauer zu bestimmen und zu beschreiben. Außerdem soll die Simulationsmethode als Werkzeug für die spätere Auslegung des skalierten Prozesses dienen. Die Grundlage für das Heilungsmodell ist die thermische Historie an der Grenzschicht zwischen gedrucktem Material und Laminat. Um diesen Temperaturverlauf zu bestimmen, wurde ein FEM-Modell erstellt, um die Bahnplanung des 3D-Drucks abzubilden. Der Temperaturverlauf wurde mit gemessenen Werten aus der experimentellen Charakterisierung verglichen, und die wichtigsten Auswirkungen des Druckprozesses auf den Temperaturverlauf wurden erfolgreich vorhergesagt. Bei der Berechnung der Festigkeit zeigte sich, dass der Temperaturverlauf allein nicht ausreicht, um die Fügung zu beschreiben. Es war nötig, den Effekt von Schichthöhenabweichung in Form von Über- oder Unterextrusion mit zu berücksichtigen. Dieser Effekt wurde durch einen Benetzungsfaktor berücksichtigt, wodurch das Modell schließlich die Zusammenhänge zwischen Prozess und Festigkeit quantitativ abbilden konnte. Eine qualitative Vorhersage ist aufgrund der Streuung der Messwerte jedoch nur bedingt möglich. Diese Untersuchung zeigt, dass der Bindungsmechanismus tatsächlich eine thermische Diffusionsheilung ist. Der Mechanismus wird jedoch durch Effekte der Benetzung stark überlagert.

Die Erkenntnisse der Untersuchung des Schichtverbunds wurden anschließend auf die Skalierung des Prozesses übertragen. Unter Ausnutzung der entwickelten experimentellen und simulativen Methoden wurden kritische Anforderungen an die Vorheiztemperatur des Substrats und die Toleranzkette des Prozesses gestellt, um eine Diffusion zu ermöglichen und die Streuungen im Prozess zu reduzieren. Um diese Anforderungen zu erfüllen, wurde ein entsprechendes Heizkonzept sowie eine geeignete Prozessführung entwickelt. Diese technischen Lösungen wurden anschließend experimentell bewertet. Für das Heizkonzept wurde mit Hilfe der Simulation eine Heißluftheizung entwickelt, die das Substrat effektiv vorheizen kann. Dadurch konnten die mechanischen Eigenschaften der gedruckten Struktur signifikant verbessert werden. Die Ergebnisse zeigen allerdings, dass eine lokale Heizung immer ein Kompromiss aus Vorheiztemperatur und Bewegungsfreiheit des Roboters bedeutet. Das Ziel einer Vorheiztemperatur von 200 °C ohne beheiztes Druckbett konnte somit nicht für jede Geometrie erfüllt werden. Außerdem konnte anhand der durchgeführten Versuche gezeigt werden, dass auch beim großvolumigen FGF-Prozess keine vollständige Heilung der Grenzschicht stattfindet. Die erreichten Festigkeiten liegen in der gleichen Größenordnung wie bei den Versuchen im FFF-Prozess. Durch ionengeätzte REM-

Aufnahmen konnte gezeigt werden, dass die Heilung der Grenzschicht durch die Kristallisation der beiden Fügepartner vorzeitig gestoppt wird. Dies bestätigt die ursprüngliche Annahme, dass die thermisch getriebene Diffusion der primäre Bindungsmechanismus des Schichtverbunds ist und eine Optimierung des Prozesses darauf abzielen muss, diese Diffusionsheilung möglichst vollständig auszubilden.

Neben der Heiztechnologie wurde eine Prozessführung für das Überdrucken von großen Laminaten entwickelt, die Oberflächendefekte wie lokale Fehlstellen und globalen Verzug der Lamine im FGF-Prozess berücksichtigt und kompensiert. Diese Prozessführung soll die Streuung der Schichthöhe minimieren und dadurch einen stabilen Prozess ermöglichen. Dazu wurden zunächst die verschiedenen Defekte, die in AFP-Laminaten auftreten, hinsichtlich ihrer Auswirkung auf das Überdrucken im FGF-Verfahren analysiert. Ähnlich wie bei der Charakterisierung im FFF-Prozess konnte gezeigt werden, dass Abweichungen von der eingestellten Schichthöhe, die zu einer Unterextrusion der ersten Schicht führen, die in-situ Fügung zwischen Druck und Laminaten stark beeinträchtigen. Dieser Effekt tritt hauptsächlich bei globalen Defekten wie Verzug oder Welligkeit auf. Lokale Abweichungen wie Lücken und Überlappungen von Tapes in AFP-Laminaten haben jedoch keinen signifikanten Einfluss auf die Fügung. Eine globale Abweichung von der idealen Geometrie konnte mit Hilfe von 3D-Vermessung in der Bahnplanung erfolgreich kompensiert werden und das Ziel einer maximalen Schichthöhenabweichung von 20 % konnte erfolgreich eingehalten werden.

Insgesamt können aus den gezeigten Untersuchungen einige wichtige Schlussfolgerungen als Beitrag zum Stand der Technik des Überdruckens von Laminaten gezogen werden:

- Der Schichtverbund beim Überdrucken von PEEK Laminaten durch Extrusion von kurzfaserverstärktem PEEK beruht primär auf einer thermisch getriebenen Diffusionsheilung der Grenzschicht, vergleichbar zu dem Schichtverbund zwischen 3D-gedruckten Schichten. Ein wesentlicher Unterschied zum reinen 3D-Druck von PEEK besteht darin, dass das Laminat in der Regel bereits kristallisiert ist und die Oberfläche des Laminats daher durch den Energieeintrag des aufgetragenen, extrudierten Materials zunächst in einen amorphen Zustand gebracht werden muss. Um dies zu erreichen, sind hohe Prozesstemperaturen, insbesondere ein Vorheizen des Laminats auf mindestens 200 °C notwendig.
- Die Diffusionsheilung der Grenzschicht zwischen Laminat und 3D-Druck wird in dem Prozess in der Regel nicht abgeschlossen. Stattdessen wird die Diffusion durch das Kristallisieren der Fügepartner gestoppt, bevor ein Gleichgewichtszustand erreicht werden kann. Für eine Optimierung des Schichtverbunds muss die Diffusionsheilung möglichst lange aufrechterhalten werden, d.h. die Grenzschicht muss möglichst lange in einem amorphen Zustand gehalten werden.
- Die wichtigsten Prozessparameter zur Kontrolle des Schichtverbunds sind die Düsentemperatur, die Substrattemperatur und die erste Schichthöhe. Prozesstemperaturen wirken sich direkt auf die Grenzschichttemperatur aus. Eine niedrige Schichthöhe fördert die Benetzung des Laminats.

- Die Diffusionsheilung wird überlagert durch den Einfluss der Benetzung der Laminatoberfläche. Durch eine unzureichende Benetzung wird die Fläche für eine Diffusionsheilung reduziert. Eine unzureichende Benetzung tritt vor allem durch eine Unterextrusion der ersten Schicht auf. Um diese Unterextrusion und somit hohe Streuungen des Prozesses zu vermeiden, müssen die geometrischen Toleranzen, insbesondere die Höhe der ersten Schicht, möglichst genau kontrolliert werden.
- Der Schichtverbund kann durch ein Diffusionsmodell auf Basis des Reptations-Modells vorhergesagt werden. Dazu ist eine präzise Thermalsimulation zur Vorhersage der Grenzschichttemperatur notwendig. Zudem sollte die Schweißzeit des Diffusionsmodells für die spezielle Materialkombination ermittelt werden. Bei der Modellierung muss zudem die Benetzung berücksichtigt werden.
- Die Skalierung des Prozesses auf eine roboter-gestützte FGF-Anlage ist grundsätzlich möglich. Dabei nimmt die Vorheizung des Laminats und Kontrolle der ersten Schichthöhe eine besondere Rolle ein. Für einen stabilen Prozess soll die Schichthöhenabweichung kleiner als 20 % sein. Hier müssen die Toleranzabweichungen des Laminats in der Bahnplanung berücksichtigt werden. Dazu ist es notwendig, die Bahnplanung anhand der Realgeometrie des Bauteils zu erstellen, z.B. durch eine 3D-Vermessung der Oberfläche.

Zur Demonstration des entwickelten Prozesses wurde ein Schikanebauteil hergestellt, bei dem ein gekrümmtes AFP-Laminat mit einem Wabenkern überdruckt wurde. Mit dem Demonstrator wurde erstmalig gezeigt, dass der Prozess unter Berücksichtigung der genannten Schlussfolgerungen auf große, komplexe Bauteile angewendet werden kann.

Für eine Industrialisierung des Prozesses sind jedoch einige weitere Arbeiten notwendig:

Zunächst sollte die Datenlage zu den Prozesseinflüssen auf den Schichtverbund verbessert werden. In dieser Arbeit konnte ein Großteil der Einflüsse gezeigt werden. Es konnten allerdings nicht alle gewünschten Effekte mit einer statistischen Signifikanz nachgewiesen werden. Dies liegt vor allem an der hohen Streuung der Versuche. Dementsprechend sollte für eine nähere Untersuchung ein Versuch gewählt werden, der eine niedrigere Streuung aufweist und dazu geeignet ist, eine große Anzahl an Proben zu fertigen. Ein geeigneter Versuch dazu ist der Kopfzugversuch. Dieser Versuch liefert zwar keine Ingenieurskonstanten, die direkt verwendet werden können, ist aber für eine vergleichende Studie gut geeignet. Zudem hat diese Arbeit weitere Prozesseinflüsse offenbart, die näher untersucht werden sollten. Dazu gehört der Einfluss des Extrusionsdrucks auf die Benetzung des Laminats. Hier ist ein komplexer Zusammenhang zwischen der Viskosität des Materials, der Schichthöhe und der Extrusionsgeschwindigkeit zu erwarten. Eine weitere Größe, deren Einfluss auf die Benetzung untersucht werden sollte, ist die Porosität des fasergefüllten Materials.

Auch die Simulation des Schichtverbunds sollte verbessert werden, um den Druckprozess von großen Bauteilen genauer auslegen zu können, ohne großvolumige Proben fertigen zu müssen. Bei der Thermalsimulation sollte eine bessere Datengrundlage für die Validierung geschaffen werden. Dazu sollten die Fehlerquellen der Messkampagne, vor allem die Einbettung des Thermoelements und der Wärmeübergang vom Laminat zum Thermoelement, besser charakterisiert

werden. Außerdem sollte für diese Tests eine einfachere Geometrie, z.B. einwandige Geometrien, gewählt werden, um Überlagerungseffekte durch schnelle Bewegungen des Werkzeugs über dem Messpunkt zu vermeiden. Darüber hinaus sollte der Übergang zwischen den gedruckten Grenzschichten genauer untersucht werden. Um das Diffusionsmodell zu verbessern, sollte die Benetzung besser berücksichtigt werden. Dazu gehört ebenfalls die Porosität in der Grenzschicht, aber auch der Anteil der Fasern in der Grenzschicht. Ein Kontaktmodell, wie das von Coogan und Kazmer [91], kann hier einen nützlichen Beitrag leisten.

Bei der Skalierung sollten die Auswirkungen von Defekten mit ihrem Spektrum an unterschiedlichen Formen und Eigenschaften genauer charakterisiert werden. Dazu gehört insbesondere die Untersuchung der Auswirkungen von Defekten auf gekrümmten Oberflächen und beim Druck mit komplexeren Dynamikprofilen in der Bahnplanung. Aktuelle Systeme zur Kompensation von Substratdefekten im 3D-Druck sind entweder in spezielle Produkte integriert und daher teuer und schwer zu modifizieren oder erfordern eine umfangreiche manuelle Datenerfassung und -verarbeitung [141, 163]. Zukünftige Untersuchungen sollten sich auch darauf konzentrieren, den vorgestellten Arbeitsablauf zu automatisieren und mehrere Systeme in eine Softwarelösung zu integrieren. Ein Algorithmus zum Löschen von Defekten, die nicht kompensiert werden müssen, ohne die Auflösung des Datensatzes im Allgemeinen zu verringern, könnte beim Überdrucken komplexer gekrümmter Oberflächen notwendig sein.

Anhang A

Auswahl des Prüfverfahrens

In dieser Arbeit soll der Schichtverbund zwischen 3D-Druck und Laminat durch die Scherfestigkeit der Fügung charakterisiert werden, um Ingenieurskonstanten zu erhalten, die mit anderen Fügeverfahren verglichen werden können. Wie in Kapitel 2.3 beschrieben, ist die Prüfung einer solchen Verbindung aus Materialien mit unterschiedlichen Steifigkeiten keine triviale Aufgabe. Zudem gibt es zum Zeitpunkt der Durchführung dieser Arbeit keine entsprechende Norm. Dementsprechend muss eine geeignete Prüfmethode ermittelt werden. Dazu werden im Folgenden verschiedene Prüfmethoden betrachtet, die bei vergleichbaren Fügetechnologien üblich sind.

Eine weitverbreitete Methode zum Fügen verschiedener Materialien ist die Klebung. Der einfachste und am weitesten verbreitete Scherversuch für Klebeverbindungen ist der Zugscherversuch mit einfacher Überlappung (siehe DIN EN 1465 [209]) [210]. Dieser Ansatz wurde auch von Morales et al. [136] gewählt, um das Überdrucken von Organoblechen im 3D-Druck zu bewerten. Untersuchungen aus verwandten Fügeverfahren von Thermoplast-Laminaten haben allerdings gezeigt, dass dieser Versuch nur eine begrenzte Aussage über die absolute Festigkeit der Verbindung liefern kann, da die Lasteinleitung und die auftretenden Schällasten abhängig vom Aufbau der Fügung unterschiedliche Effekte zeigen können [211]. Hinzu kommt, dass der Zugscherversuch mit einfacher Überlappung nur für einen symmetrischen Probenaufbau auch symmetrische Schublasten induziert [212], was durch die starke Asymmetrie von 3D-Druck und Laminat nicht gewährleistet werden kann. Um Schällasten und Asymmetrien zu vermeiden, werden auch Zugscherversuche mit doppelter Überlappung eingesetzt. Alternativ können Druckscherversuche mit einfacher Überlappung eingesetzt werden, bei denen die Probe geführt wird und dadurch Schällasten vermieden werden.

Ein alternativer Ansatz zur Bewertung der Fügung ist es, Parallelen zum Spritzguss zu ziehen. Beim Hinterspritzen von Organoblechen entstehen ähnliche Verbindungen wie beim Überdrucken. Hier werden häufig Kopfbzugprüfungen durchgeführt, die eine reine Zuglast in der Verbindung hervorrufen. So wurden von Penter et al. [137] und Maier et al. [138] überdruckte Organobleche aus PA6 mit einer quadratischen Fügefläche im Kopfbzugversuch geprüft. Boros et al. [135] hingegen haben gedruckte Rippen auf Organoblechen getestet.

Um eine gute Vergleichbarkeit mit anderen Fügeverfahren zu gewährleisten und da der Aufbau der einfach überlappenden Proben gut druckbar ist, wird dieses Verfahren als erstes betrachtet. Dabei stellte sich heraus, dass der asymmetrische Aufbau der Proben problematisch ist für den Druckprozess. Durch die ungleiche Steifigkeit der beiden Fügepartner (3D-Druck und Laminat) entsteht im Zugversuch eine starke Biege- und Schällast, die den gewünschten

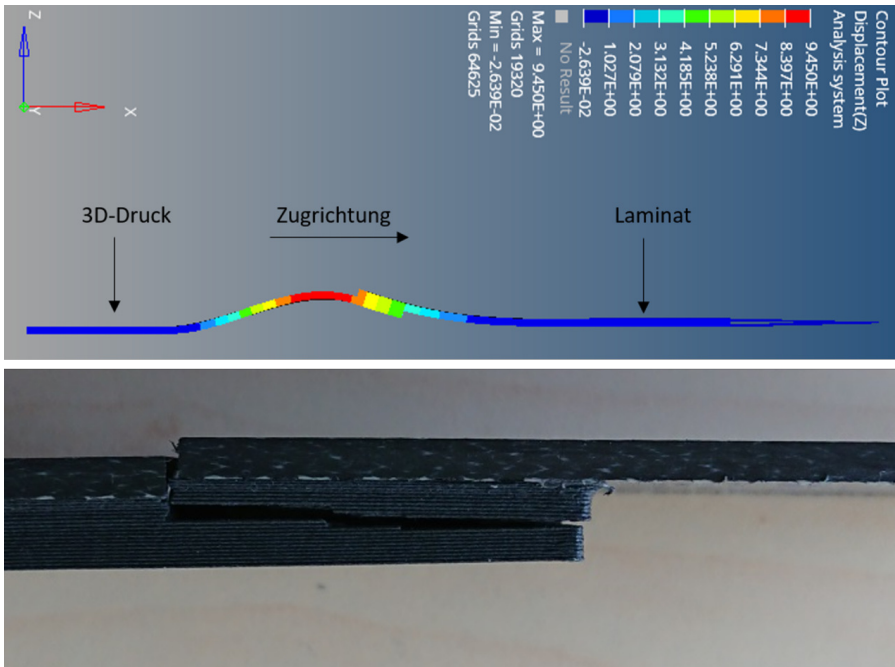


Abbildung A.1: Oben: Berechnete Verformung einer Zugscherprobe; Unten: Versagen einer Zugscherprobe

Schubspannungszustand in der Fügung verfälschen. Die berechnete Verformung der Zugscherprobe ist in Abbildung A.1 oben dargestellt. Hier ist deutlich zu erkennen, dass die 3D-gedruckte Komponente einer erheblichen Deformation und somit auch Fehllasten unterliegt. Wie in Zugscherprobe unten dargestellt, führen diese Fehllasten dazu, dass der 3D-Druck in sich versagt, bevor die Festigkeit der Fügung erreicht ist.

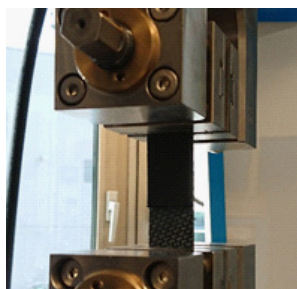
Durch diese hohen Fehllasten führt die einfach überlappende Zugscherprobe zum Versagen der 3D-gedruckten Struktur statt der Verbindung zwischen 3D-Druck und Laminat. Somit ist diese Prüfmethode nicht geeignet, um die Fügefestigkeit zu bewerten. Um ein geeignetes Verfahren zu finden, wurden die bereits beschriebenen Verfahren bei gleichen Prozessbedingungen getestet, um vergleichbare Ergebnisse zu erzielen. Die verwendeten Druckparameter sind in Tabelle A.1 zusammengefasst.

Die gedruckten Proben der verschiedenen Prüfvorschriften sind in Abbildung A.2 dargestellt. Bei den beiden Versionen der Zugscherprobe ist zu erkennen, dass das Laminat auf beiden Seiten der Probe vorhanden ist und der Kraftfluss lediglich durch einen Spalt unterbrochen wird. Dieses Vorgehen ist notwendig, um eine gleichmäßige Druckfläche während des 3D-Drucks zu gewährleisten.

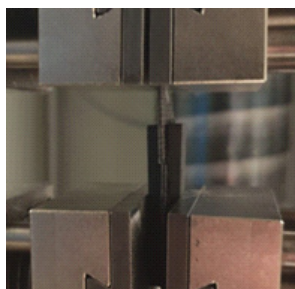
Die Festigkeiten der verschiedenen Versuchsarten sind in Abbildung A.3 dargestellt. Die

Tabelle A.1: Prozessparameter für den Vergleich der Prüfverfahren

Prozessparameter	Soll-Wert
Düsendurchmesser	0,4 mm
Geschwindigkeit der ersten Schicht	10 mm/s
Dicke der ersten Schicht	0,1 mm
Düsentemperatur der ersten Schicht	447 °C
Bauraumtemperatur	260 °C
Substrattemperatur	270 °C



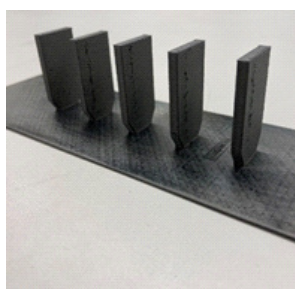
Einfach überlappend



Doppelt überlappend



Druckscher



Kopfzug

Abbildung A.2: Bilder der gedruckten Proben verschiedener Prüfmethoden

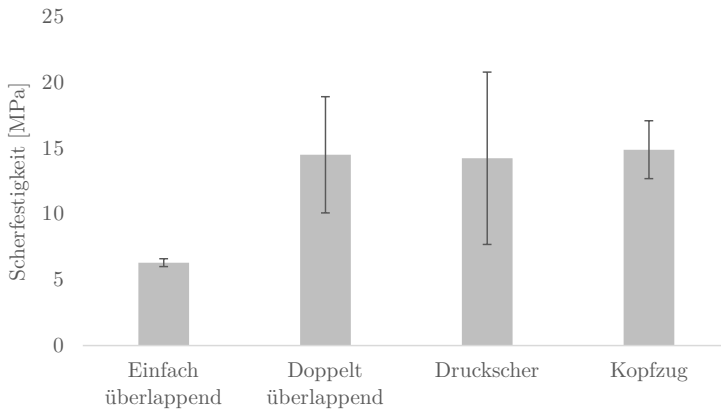


Abbildung A.3: Bilder der gedruckten Proben verschiedener Prüfmethoden

einfach überlappende Zugscherprobe liefert die niedrigsten Festigkeiten. Dies liegt daran, dass die Probe durch die hohen Fehllasten nicht in der Fügezone versagt, sondern im 3D-Druck selbst.

Bei der doppelt überlappenden Zugscherprobe und der Druckscherprobe versagt die Fügezone wie vorgesehen und die gemessene Festigkeit liegt im gleichen Bereich. Allerdings ist bei der Druckscherprobe eine deutlich höhere Standardabweichung zu beobachten, was vor allem auf die Probenpräparation zurückzuführen ist. Die Druckscherproben werden mit Hilfe einer Säge geschlitzt, um die notwendige Schublast zu erzeugen. Durch die hohen Fertigungstoleranzen im 3D-Druck kann allerdings nicht immer gewährleistet werden, dass der Schlitz perfekt in der Fügezone endet, wodurch der Kraftfluss leicht abweichen kann. Außerdem kann die Schwankung der Oberflächengüte der Probe die Reibbedingungen in der Führung der Probe verändern. Die doppelt überlappende Zugscherprobe benötigt weniger Präparation und ist daher weniger fehleranfällig. Allerdings muss diese Probe von beiden Seiten bedruckt werden und benötigt somit auch die doppelte Druckzeit.

Die Festigkeit der Kopfzugprobe stimmt ebenfalls gut mit den Scherproben überein. Außerdem ist hier die Streuung am kleinsten und die Probenfertigung und Vorbereitung am schnellsten. Allerdings ist hier zu beachten, dass in diesem Versuch nicht die Scherfestigkeit der Probe, sondern die Zugfestigkeit geprüft wird. Somit ist ein Vergleich mit anderen Fügeverfahren schwierig.

Da die Vergleichbarkeit mit Klebungen und Schweißungen eine wichtige Rolle in der Arbeit spielt, wird in den folgenden Untersuchungen eine Scherprobe verwendet. Um die Fertigungszeit in einem handhabbaren Rahmen zu halten, wird die geführte Druckscherprobe ausgewählt.

Anhang B

Screening der Richtungsabhängigkeit beim Überdrucken

Um den Einfluss der Druck- und Faserorientierung zu bestimmen, wird die Orientierung des Druckaufbaus relativ zum Laminat und relativ zur Lastrichtung des Schubversuchs untersucht. Dazu wird ein Screening mit einem D-optimierten, teilfaktoriellen Versuchsplan erstellt. Die Faktoren können jeweils auf drei Stufen verstellt werden: 0° , 45° und 90° . Der Winkel α zwischen Lastrichtung und Druckrichtung sowie der Winkel β zwischen Druckrichtung und Faserrichtung sind in Abbildung B.1 dargestellt. Der Versuchsplan ist in Tabelle B.1 zusammengefasst. Alle weiteren Prozessparameter werden so gewählt, dass eine ausreichende Festigkeit für die Prüfung sichergestellt wird. Die Parameter sind in Tabelle B.2 zusammengefasst.

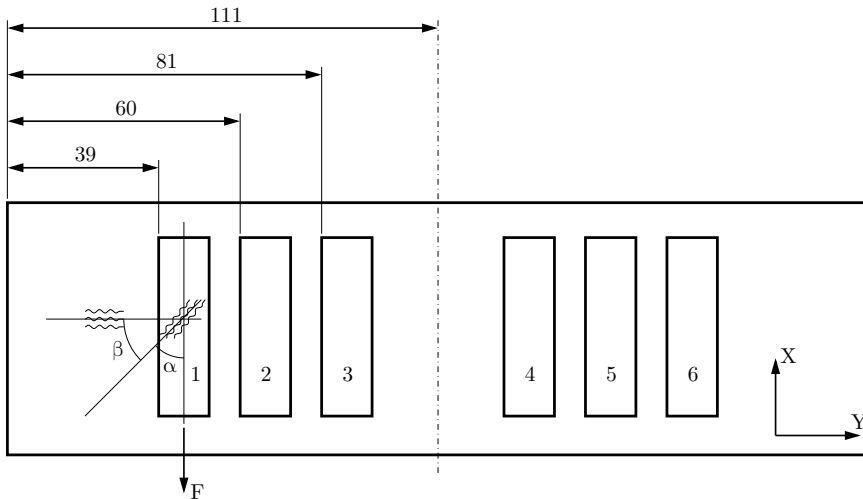
Das Ergebnis des Screenings ist in Abbildung B.2 dargestellt. Der Winkel α zwischen Lastrichtung und Druckrichtung zeigt keinen signifikanten Effekt auf die Festigkeit, tendenziell schneiden 0° und 45° jedoch besser ab als 90° . Der Winkel β zwischen Druckrichtung und Faserrichtung zeigt einen signifikanten Effekt. Die höchsten Festigkeiten werden mit $\beta = 45^\circ$ erzielt.

Tabelle B.1: Versuchsplan für das Screening der Richtungsabhängigkeit

Versuchslauf	Druckorientierung α [$^\circ$]	Faserorientierung β [$^\circ$]
1	45	45
2	0	90
3	90	90
4	90	45
5	45	0
6	0	0

Tabelle B.2: Prozessparameter für das Screening der Richtungsabhängigkeit

Prozessparameter	Soll-Wert
Düsendurchmesser	0,4 mm
Geschwindigkeit der ersten Schicht	10 mm/s
Dicke der ersten Schicht	0,1 mm
Düsentemperatur der ersten Schicht	447 °C
Bauraumtemperatur	260 °C
Substrattemperatur	270 °C

**Abbildung B.1:** Anordnung des 3D-Drucks auf dem CFK-Laminat mit dem Winkel α zwischen Lastrichtung und Druckrichtung und dem Winkel β zwischen Druckrichtung und Faserrichtung

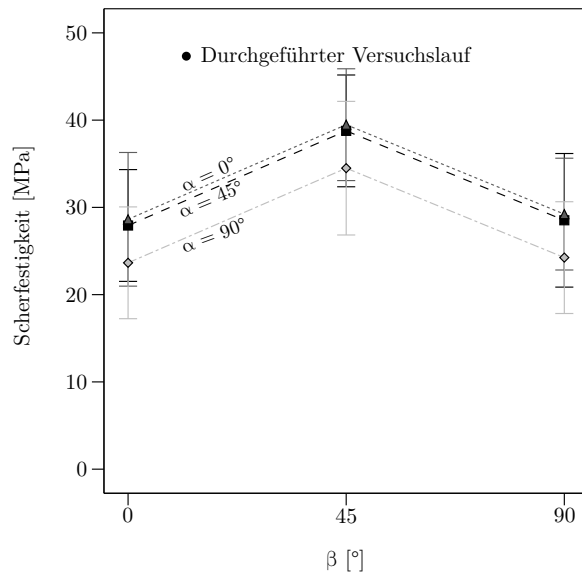


Abbildung B.2: Gemessene Scherfestigkeit in Abhängigkeit des Winkels α zwischen Lastrichtung und Druckrichtung und des Winkels β zwischen Druckrichtung und Faserrichtung

Anhang C

Versuchsplanung Experimentelle Charakterisierung

Tabelle C.1: Versuchsplanung des Parameter Screenings [193]

Lauf	Düsen-temp. [°C]	Substrat-temp. [°C]	Bauraum-temp. [°C]	Geschwindigkeit [mm/s]	Erste Schichthöhe [mm]	Extrusionsfaktor [%]
S1	430,0	200	200,0	8,6	0,3	100
S2	430,0	235	260,0	12,5	0,3	150
S3	447,0	230	252,5	5,0	0,3	200
S4	447,0	240	200,0	5,0	0,3	200
S5	430,0	200	200,0	5,0	0,1	200
S6	447,0	235	260,0	5,0	0,1	100
S7	447,0	270	252,5	20,0	0,3	100
S8	447,0	235	260,0	20,0	0,1	200
S9	434,5	230	252,5	20,0	0,1	100
S10	430,0	244	200,0	20,0	0,1	100
S11	448,0	200	200,0	20,0	0,3	100
S12	439,0	250	207,5	5,0	0,2	100

Tabelle C.2: Versuchsplanung der Parameter Charakterisierung [193]

Lauf	Düsentemp. [°C]	Umgebungstemp. [°C]	Erste Schichthöhe [mm]
C1	430	262	0,1
C2	439	239	0,1
C3	440	213	0,2
C4	447	270	0,1
C5	447	244	0,2
C6	434	221	0,3
C7	430	263	0,3
C8	430	200	0,2
C9	447	270	0,3
C10	445	200	0,1
C11	445	200	0,3
C12	437	270	0,2
C13	440	240	0,2
C14	447	270	0,2
C15	447	270	0,3

Tabelle C.3: Ergebnisse des Parameter Screenings [193]

Lauf	Maximaltemperatur [°C]	Festigkeit [MPa]
S1-1	237,30	0,00
S1-2		0,00
S1-3		0,00
S1-4		0,00
S1-5		0,00
S2-1	285,30	3,97
S2-2		1,75
S2-3		0,00
S2-4		0,00
S2-5		0,00
S3-1	310,25	13,28
S3-2		10,40
S3-3		13,07
S3-4		2,43
S3-5		0,00
S4-1	337,50	15,28
S4-2		14,37
S4-3		9,27
S4-4		-
S4-5		-

S5-1		3,21
S5-2		5,00
S5-3	309,35	4,41
S5-4		0,00
S5-5		0,00
S6-1		18,73
S6-2		18,99
S6-3	N/A	-
S6-4		-
S6-5		-
S7-1		12,10
S7-2		12,92
S7-3	307,35	1,30
S7-4		5,46
S7-5		-
S8-1		13,28
S8-2		10,40
S8-3	285,40	13,07
S8-4		2,43
S8-5		0,00
S9-1		10,99
S9-2		15,03
S9-3	295,05	11,10
S9-4		0,00
S9-5		0,00
S10-1		14,11
S10-2		14,53
S10-3	297,70	10,85
S10-4		14,32
S10-5		12,15
S11-1		0,00
S11-2		0,00
S11-3	243,90	0,00
S11-4		0,00
S11-5		0,00
S12-1		7,74
S12-2		7,37
S12-3	339,90	25,31
S12-4		15,14
S12-5		15,66

Tabelle C.4: Ergebnisse des Parameter Charakterisierung [193, 201]

Lauf	Maximaltemperatur [°C]	Zeit über T_c [s]	Gemessene erste Schichthöhe [mm]	Festigkeit [MPa]
C1-1	321,80	1,1	0,124	13,20
C1-2			0,135	29,36
C1-3			0,130	29,90
C1-4			0,132	10,61
C1-5			0,113	13,65
C2-1	285,95	0	0,210	0
C2-2			0,192	0
C2-3			0,203	0,45
C2-4			0,096	4,44
C2-5			0,077	10,59
C3-1	267,80	0	0,269	0
C3-2			0,264	0
C3-3			0,338	0
C3-4			0,277	0
C3-5			0,277	0
C4-1	342,70	5,3	0,010	40,43
C4-2			0,050	26,02
C4-3			0,152	20,26
C4-4			0,137	20,04
C4-5			0,123	12,24
C5-1	337,60	0,7	0,195	17,81
C5-2			0,186	16,76
C5-3			0,224	20,22
C5-4			0,074	30,35
C5-5			0,056	16,53
C6	283,10	0,0	N/A	0
C7-1	336,70	11,7	0,309	0
C7-2			0,321	0
C7-3			0,330	0
C7-4			0,250	7,01
C7-5			0,230	5,66
C8-1	280,20	0,0	0,221	0
C8-2			0,221	0
C8-3			0,253	0
C8-4			0,294	0
C8-5			0,228	0
C9-1			0,295	0

C9-2			0,283	0
C9-3			0,367	0
C9-4			0,305	0
C9-5			0,300	0
C10-1			0,123	5,75
C10-2			0,109	4,86
C10-3	-	-	0,148	9,97
C10-4			0,067	10,17
C10-5			0,081	9,09
C11-1			0,300	0
C11-2			0,428	0
C11-3	272,65	0,0	0,386	0
C11-4			0,332	0
C11-5			0,312	0
C12-1			0,203	19,31
C12-2			0,216	28,19
C12-3	337,60	11,3	0,246	11,53
C12-4			0,230	13,25
C12-5			0,206	33,16
C13-1			0,125	3,25
C13-2			0,170	3,25
C13-3	332,15	3,2	0,186	8,73
C13-4			0,170	-
C13-5			0,151	6,26
C14-1			0,152	41,97
C14-2			0,160	38,04
C14-3	363,70	7,6	0,173	32,58
C14-4			0,147	37,87
C14-5			0,080	37,03
C15-1			0,206	30,66
C15-2			0,280	17,38
C15-3	339,65	15,1	0,310	21,86
C15-4			0,274	11,23
C15-5			0,271	6,12

Anhang D

Zugversuche PEEK-CF

Zur Einordnung der Versuchsergebnisse aus der Charakterisierung des Überdrucks wurden die maximal erreichbaren mechanischen Eigenschaften des verwendeten PEEK CF30 auf dem verwendeten Drucker durch Zugversuche ermittelt. Dazu wurden alle Proben mit der maximalen Druckbetttemperatur von 270 °C und der maximalen Bauraumtemperatur von 260 °C gedruckt. Die vollständigen Prozessparameter sind in Tabelle D.1 aufgelistet.

Die mechanischen Eigenschaften gedruckter Strukturen sind gemeinhin richtungsabhängig. Um dem gerecht zu werden, wurden mit den gleichen Prozessparametern Zugproben in unterschiedlichen Orientierungen gefertigt und Zugfestigkeit sowie E-Modul gemessen. Die drei betrachteten Orientierungen: liegend, seitlich und stehend, sind in Abbildung D.1 dargestellt. Alle Zugversuche wurden nach DIN 527 [195] durchgeführt. Die gemessenen Festigkeiten und E-Modulen sind in Abbildung D.2 dargestellt. Die mechanischen Eigenschaften zeigen eine starke Anisotropie. Vor allem in Aufbaurichtung sind die Eigenschaften deutlich niedriger als in der Druckebene.

Tabelle D.1: Prozessparameter TECAPEEK CF-30 Druck

Parameter	Wert
Düsentemperatur	440 °C
Bauplattentemperatur	270 °C
Bauraumtemperatur	260 °C
Druckgeschwindigkeit	20 mm/s
Schichtdicke	0,2 mm
Infill	100 %, ± 45°
Perimeter	3

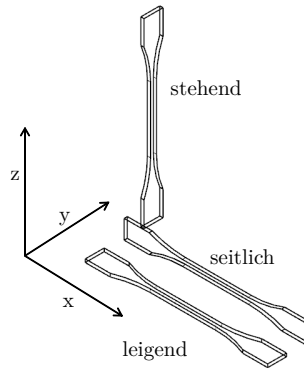


Abbildung D.1: Druckorientierung für Zugversuche

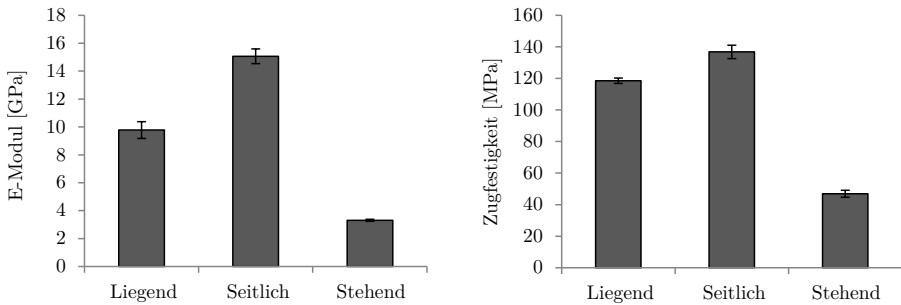


Abbildung D.2: Gemessene E-Modulen (links) und Festigkeiten (rechts) von Ensinger TECAPEEK CF30

Anhang E

Netz- und Zeitschrittstudie Thermalanalyse

Für die Netzstudie werden fünf Elementgrößen und Ansatzfunktionen mit zwei verschiedenen Graden (linear und quadratisch) verwendet. Der Zeitschritt für die folgenden Vergleiche wird auf 0,02 s festgesetzt. Dieser ergibt sich durch die Düsendurchwindigkeit von 20 mm/s und eine grundlegende Elementgröße von 0,4 mm. Diese Kombination entspricht also einem Zeitschritt pro Referenzelement. Ausgehend von der Elementgröße von 0,4 mm (Düsendurchmesser) werden ganzzahlige Teiler dieser Elementgröße verwendet: 0,2 mm; 0,133 mm; 0,1 mm; 0,04 mm. Durch die Wahl der Elementgrößen bleiben bei einer Verfeinerung des Netzes die Knotenpunkte des Referenznetzes erhalten. An einem dieser konstanten Knoten in der Grenzschicht zwischen Laminat und 3D-Druck wird der zeitliche Temperaturverlauf während einer Referenzsimulation ausgewertet. Der Knoten zur Auswertung ist in Abbildung E.1 dargestellt. Für die Simulation der Netzstudie werden kleine, quadratische Referenzwürfel genutzt, die mindestens $3 \times 3 \times 3$ Knoten enthalten. Alle Simulationen werden mit einer Düsentemperatur von 400 °C, Druckbetttemperatur von 260 °C und Bauraumtemperatur von 270 °C durchgeführt.

Der reale Temperaturverlauf am Probenpunkt ist unbekannt und eine Simulation mit unendlicher Genauigkeit nicht durchführbar. Aus diesem Grund wurden Konvergenzwerte extrapoliert, zu denen die Abweichung bestimmt werden kann. So lassen sich unterschiedliche Parameterkombinationen hinsichtlich Genauigkeit und Zeit vergleichen. In Abbildung E.2 ist ein erster Vergleich zwischen allen Elementgrößen mit linearer Ansatzfunktion dargestellt. Es ist zu sehen, dass die Abweichung zwischen den Temperaturkurven bei sinkender Elementgröße abnimmt. Sie konvergieren also bei einer verschwindenden Elementgröße.

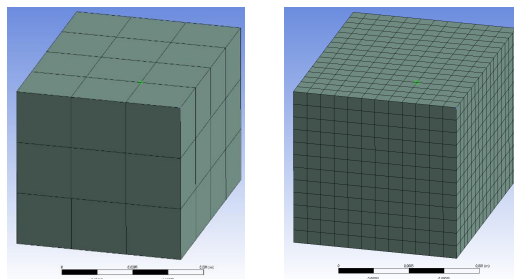


Abbildung E.1: Laminat mit 0,4 mm (links) und 0,1 mm (rechts) feiner Vernetzung und grün markiertem Knoten zur Temperaturentwertung

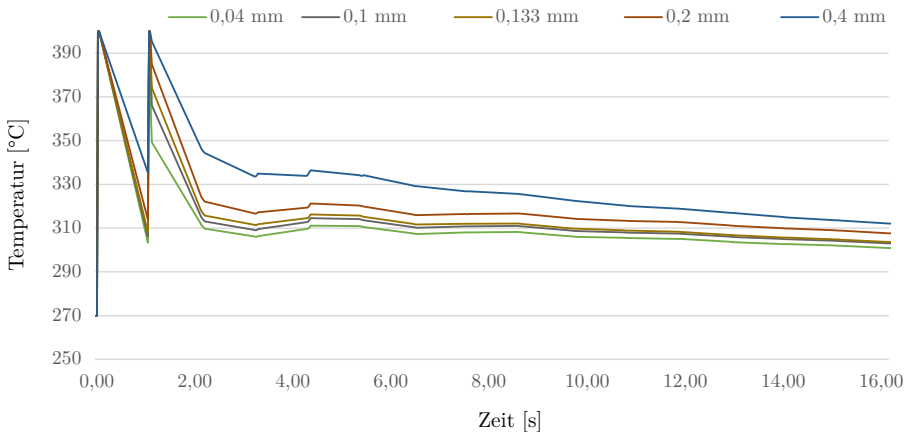


Abbildung E.2: Temperaturverläufe bei verschiedenen Elementgrößen und konstantem Zeitschritt

Zur Bestimmung der Konvergenzwerte wurde ein Polynom vierten Grades als zugrundeliegender Verlauf bei steigender Elementgröße angenommen. Durch die fünf Werte der Elementgröße wurde so die Funktion bestimmt. Der Y-Achsen-Abschnitt dieser Funktion entspricht dann der Konvergenztemperatur zum entsprechenden Zeitpunkt. Dieses Vorgehen wurde für alle Punkte zwischen 2,16 s und 16,2 s wiederholt. Außerhalb dieser Grenzen sind die Datensätze nicht für eine Extrapolation geeignet. Die neu aktivierten Elemente haben vor diesem Zeitabschnitt aufgrund der Entfernung zum Probenpunkt einen zu großen Einfluss auf die Temperatur. Alle Konvergenzpunkte zusammen ergeben wieder einen zeitabhängigen Temperaturverlauf. Dieser Temperaturverlauf wird als Referenz für die Auswertung der verschiedenen Elementgrößen und Ansatzfunktionen genutzt.

Im Folgenden werden die Abweichungen der Simulationen bei verschiedenen Parameterkombinationen von den Referenzwerten bestimmt und mit der Änderung der Simulationsdauer verglichen. Die Frage, die es zu beantworten gilt, ist, ob eine genauere Berechnung der Temperatur hinsichtlich der steigenden Simulationszeit sinnvoll ist. Sowohl eine Erhöhung des Grades der Ansatzfunktion als auch kleinere Elemente führen zu einer erhöhten Anzahl an Knoten im Netz. Beide Ansätze werden miteinander verglichen. In Abbildung E.3 und Abbildung E.4 sind zwei dieser Vergleiche dargestellt. Die X-Achse beschreibt dabei die Zeit, die Y-Achse beschreibt die Temperaturabweichung in Prozent relativ zur Konvergenztemperatur aus dem vorherigen Schritt. Verglichen wurden je die Ergebnisse nach drei Simulationseinstellungen: Eine Basissimulation, eine mit halbiertem Elementgröße und eine mit identischer Elementgröße, aber quadratischer statt linearer Ansatzfunktion. Sowohl das Halbieren der Elementgröße als auch der quadratische Ansatz verdoppelt die Anzahl an Knoten im Modell.

Es ist für beide Vergleiche deutlich zu erkennen, dass eine Erhöhung des Grades der Ansatzfunktion zu einer größeren Verbesserung führt, als die Halbierung der Elementgröße. Beide

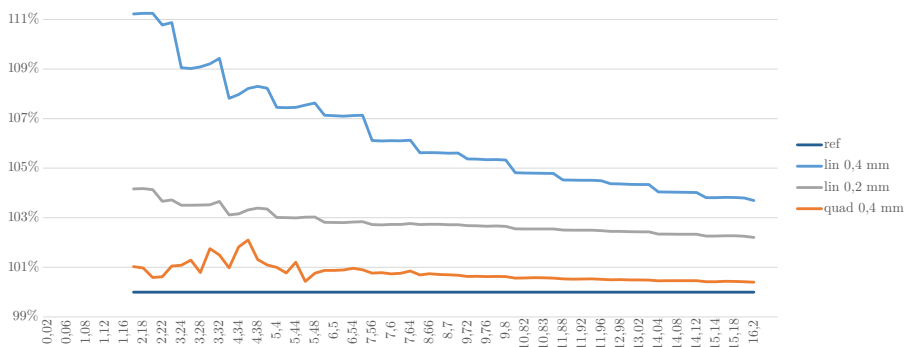


Abbildung E.3: Einfluss von Elementgröße und Ansatzfunktion auf die Temperaturabweichung ausgehend von einer Elementgröße von 0,4 mm

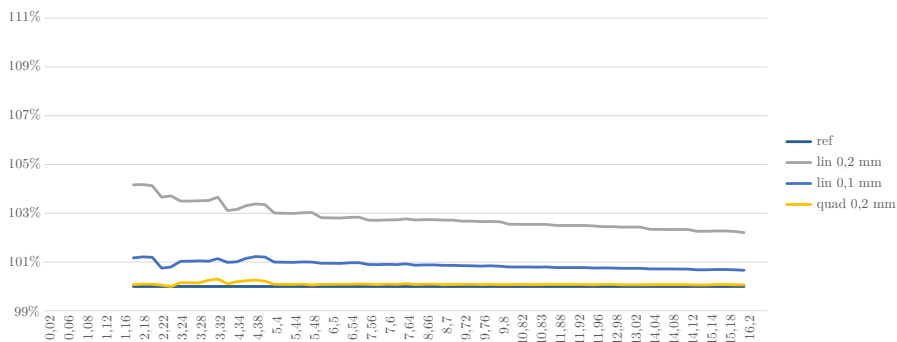


Abbildung E.4: Einfluss von Elementgröße und Ansatzfunktion auf die Temperaturabweichung ausgehend von einer Elementgröße von 0,2 mm

Tabelle E.1: Vergleich der Simulationsdauer zweier Sätze aus Basissimulation, Simulation mit halber Elementgröße und höherer Ansatzfunktion

	Simulationsdauer [s]	Verhältnis zu Basissimulation [-]
Basissimulation 1	8.8	-
Halbe Elementgröße 1	18.0	2.045455
Quadratische Elemente 1	12.9	1.466
Basissimulation 2	18.0	-
Halbe Elementgröße 2	56.0	3.111111
Quadratische Elemente 2	25.2	1.4

Tabelle E.2: Mittlere Abweichung von Simulationen verschiedener Parameterkombinationen mit linearer Ansatzfunktion gegenüber des Referenzverlaufs

Elementgröße [mm]	0.4	0.2	0.133	0.1	0.04
Ungenauigkeit bei 0.02 s [%]	6.234	2.823	1.307	0.882	0.010
Ungenauigkeit bei 0.001 s [%]	6.239	2.829	1.264	0.926	0.140
Differenz [%]	-0.005	-0.006	0.043	-0.044	-0.130

Veränderungen bringen allerdings auch eine Erhöhung der Simulationsdauer mit sich. In Tabelle E.1 sind die CPU-Zeiten der Simulationen sowie das Verhältnis zur Dauer der jeweiligen Basissimulation dargestellt.

Es fällt auf, dass die Simulationsdauer bei quadratischer Ansatzfunktion geringer ist als bei halber Elementgröße. Kombiniert mit der vorhergehenden Erkenntnis der Temperaturabweichung lässt sich sagen, dass ein Wechsel der Ansatzfunktion jederzeit einer Halbierung der Elementgröße vorzuziehen ist. Die Abweichung bei einer Elementgröße von 0,4 mm mit quadratischer Ansatzfunktion liegt im Durchschnitt bereits unter 1 %. Eine Verringerung der Elementgröße von quadratischen Elementen kann diese Abweichung weiter reduzieren (vollständige Darstellung in Tabelle E.3), führt aber auch zu deutlich längeren CPU-Zeiten. Die Wahl von quadratischen Elementen mit einer Größe von 0,4 mm scheint daher ein guter Kompromiss zu sein.

Neben der Ansatzfunktion und der Größe der Elemente, also der räumlichen Diskretisierung, hat auch die Länge des Zeitschritts, also die zeitliche Diskretisierung, Einfluss auf Simulationsgenauigkeit und Dauer. Um diesen Einfluss zu quantifizieren, wurden wieder Vergleiche der Ergebnisse nach verschiedenen Simulationseinstellungen durchgeführt. Bei jeder Kombination aus Ansatzfunktion und Elementgröße wurden je zwei Zeitschrittlängen simuliert. Die Abweichungen des Temperaturverlaufs vom Konvergenzverlauf wurden gemittelt und verglichen. Die Ergebnisse mit linearer Ansatzfunktion sind in Tabelle E.2 zusammengefasst, die mit quadratischer Ansatzfunktion in Tabelle E.3.

Die Abweichungen zum Konvergenzverlauf sind gemittelte Abweichungen in Prozent. Auch die Differenz zwischen diesen Abweichungen ist in Prozent angegeben. Diese zeigen, dass eine Verkürzung des Zeitschritts einen zu vernachlässigbaren Einfluss auf die Simulationsergebnisse hat. Die Genauigkeit gegenüber dem Konvergenzverlauf verbessert sich unabhängig von den

Tabelle E.3: Mittlere Abweichung von Simulationen verschiedener Parameterkombinationen mit quadratischer Ansatzfunktion gegenüber des Referenzverlaufs

Elementgröße [mm]	0.4	0.2	0.133	0.1
Ungenauigkeit bei 0.02s [%]	0.759	0.097	0.094	0.149
Ungenauigkeit bei 0.001s [%]	0.822	0.226	0.077	0.034
Differenz [%]	-0.063	-0.129	0.017	0.114

Tabelle E.4: Vergleich der Simulationsdauern verschiedener Parameterkombinationen und Steigerungsfaktoren zur Basissimulation

Zeitschritt [s]	Ansatzfunktion	Elementgröße [mm]	Dauer[s]	Steigerungsfaktor
0,02	lin	0,4	8,84	1
0,001	lin	0,4	32,6	3,69
0,001	lin	0,2	86,5	9,79
0,001	lin	0,133	230,6	26,09
0,001	lin	0,1	325,4	36,81
0,001	lin	0,04	3129,9	354,06
0,001	quad	0,4	48,3	5,46
0,001	quad	0,2	134,7	15,24
0,001	quad	0,133	335,7	3,80
0,001	quad	0,1	684,5	77,43

anderen Simulationsparametern nicht. Die Simulationsdauer hingegen erhöht sich signifikant. In Tabelle E.4 werden die Dauer der Simulation mit 0,02 s Zeitschritt, 0,4 mm Elementgröße und linearer Ansatzfunktion als Referenz mit den Dauern aller Simulationen mit 0,001 s Zeitschritt verglichen. Der Steigerungsfaktor beschreibt dabei die relative Zunahme der benötigten CPU-Zeit.

Die letzte Spalte zeigt den deutlichen Zeitzuwachs der Simulationsdauer bei kleinem Zeitschritt. Der Ausgangszeitschritt von 0,02 s ist auch ohne Optimierung sehr klein und die Ergebnisse dadurch entsprechend genau. Das zeigt auch der Vergleich der Ergebnisse bei einem zwanzigstel Zeitschritt. In der Folge könnte eine Vergrößerung des Zeitschritts noch eine deutliche Beschleunigung der Simulation bei geringem Genauigkeitsverlust bewirken. Diese Variante wurde allerdings nicht simuliert. Eine Vergrößerung des Zeitschritts ist aufgrund der Bahnplanung nicht sinnvoll. Der Zeitschritt von 0,02 s entspricht der Dauer, die der Druckkopf benötigt, um die Kantenlänge einer Volumeneinheit zurückzulegen. Die Volumeneinheitsbreite ist aufgrund des Düsenquerschnitts auf 0,4 mm festgelegt worden. Für die Länge wurden dann ebenfalls 0,4 mm gewählt. So ergibt sich ein quadratischer Querschnitt senkrecht zur Dicke. Auch ein rechteckiger Querschnitt und eine entsprechend längere Fahrzeit und somit ein längerer Zeitschritt wären technisch möglich. Die Simulation entspricht dann aber nicht mehr einer gleichmäßigen Extrusion des Kunststoffes, sondern je nach Länge eher dem Ablegen einer gesamten Bahn.

Es bleibt festzuhalten, dass der Zeitschritt unter Berücksichtigung der gewählten Druckparameter nicht durch die Simulationsgenauigkeiten, sondern durch die zugrunde liegende

Simulation eingeschränkt wird. Der Zeitschritt sollte also so groß wie möglich gewählt werden, um die Simulationsdauer gering zu halten. Bei einer grundlegenden Änderung im Simulationsablauf und einem in der Folge sehr viel größeren Zeitschritt muss diese Aussage neu beurteilt werden.

Anhang F

Versuchsplanung Simulation

Tabelle F.1: Ergebnisse der simulativen Vorhersage des Schichtverbunds [201]

Lauf	Sim. max. Temp. [°C]	Sim. Zeit über T_c [s]	Simulierte Festig- keit [MPa]	Simulierte Festig- keit + $c_{wetting}$ [MPa]
C1-1	354,53	1,00	6,49	5,23
C1-2				4,81
C1-3				4,99
C1-4				4,92
C1-5				5,74
C2-1	357,86	0,61	6,06	0,00
C2-2				0,00
C2-3				0,00
C2-4				6,31
C2-5				7,87
C3-1	354,60	0,91	6,01	4,47
C3-2				4,55
C3-3				0,00
C3-4				4,34
C3-5				4,34
C4-1	369,95	2,68	8,18	32,72
C4-2				16,36
C4-3				5,38
C4-4				5,97
C4-5				6,65
C5-1	365,87	1,20	7,28	7,47
C5-2				7,83
C5-3				6,50
C5-4				19,68
C5-5				26,00
C6	351,81	0,94	6,24	-
C7-1				7,98
	355,73	3,13	8,22	

C7-2				7,68
C7-3				7,47
C7-4				9,86
C7-5				10,72
C8-1				4,62
C8-2				4,62
C8-3	344,02	0,45	5,11	4,04
C8-4				3,48
C8-5				4,48
C9-1				10,33
C9-2				10,77
C9-3	371,14	6,70	10,16	8,31
C9-4				9,99
C9-5				10,16
C10-1				4,38
C10-2				4,94
C10-3	355,86	0,38	5,39	3,64
C10-4				8,04
C10-5				6,65
C11-1				6,18
C11-2				4,33
C11-3	357,36	0,91	6,18	4,80
C11-4				5,58
C11-5				5,94
C12-1				8,33
C12-2				7,83
C12-3	362,16	3,13	8,46	6,88
C12-4				7,36
C12-5				8,21
C13-1				10,85
C13-2				7,98
C13-3	359,37	1,04	6,78	7,29
C13-4				7,98
C13-5				8,98
C14-1				12,62
C14-2				11,99
C14-3	370,45	6,22	9,59	11,09
C14-4				13,05
C14-5				23,98
C15-1				14,80
C15-2				10,89
	371,14	6,70	10,16	

C15-3	9,83
C15-4	11,12
C15-5	11,25

Tabelle F.2: Physikalische Eigenschaften zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten

Eigenschaft	Symbol	Wert
Charakteristische Länge	L	0,4 mm
Wärmeleitfähigkeit Luft	λ	$2,62 \cdot 10^{-2} \text{ W/(m K)}$
Geschwindigkeit	v	2,3 m/s
Kinematische Viskosität	ν	$1,53 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$

Anhang G

Upscaling

Tabelle G.1: Parametervariationen für die simulative Vorhersage des Upscaling

Versuch	Abstand [mm]	Temperatur Druckbett [°C]	Druck [bar]	Temperatur Heizung [°C]	Konvektions- koeffizient [W/(m ² K)]
U1	0	20	0	0	100
U2	0	20	0,8	390	473,4
U3	0	20	1,6	593	406,6
U4	0	100	0	0	10
U5	0	100	0,8	390	473,4
U6	0	100	1,6	593	406,6
U7	0	200	0	0	10
U8	0	200	0,8	390	473,4
U9	0	200	1,6	593	406,6
U10	30	20	0	0	10
U11	30	20	0,8	207	341,1
U12	30	20	1,6	284	281,7
U13	30	100	0	0	10
U14	30	100	0,8	207	341,1
U15	30	100	1,6	284	281,7
U16	30	200	0	0	10
U17	30	200	0,8	207	341,1
U18	30	200	1,6	284	281,7

Tabelle G.2: Simulationsparameter der Upscaling-Simulation

Parameter	Wert
Extrusionstemperatur	410 °C
Umgebungstemperatur	20 °C
Düsendurchmesser	3 mm
Schichtdicke	0,6 mm
Geschwindigkeit	15 mm/s
Elementgröße	0,4 mm
Zeitschrittlänge	0,026 s

Tabelle G.3: Ergebnisse der Simulation der lokalen Vorheizung

Simulation	Maximaltemperatur [°C]	Zeit über T_c [s]	Simulierte Festigkeit [MPa]
U1	353,86	0,4	6,26
U2	384,25	2	10,41
U3	449,52	3,4	19,02
U4	364,76	0,8	7,27
U5	388,54	2,6	11,3
U6	459,54	5,272	20,73
U7	378,39	4,714	10,11
U8	393,92	4,136	12,66
U9	472,05	11,28	23,27
U10	353,86	0,4	6,26
U11	361,83	0,4	6,72
U12	367,66	0,8	7,39
U13	364,76	0,8	7,27
U14	367,09	0,4	7,09
U15	373,48	1,2	8,08
U16	378,39	4,714	10,11
U17	373,68	0,6	7,69
U18	380,76	2,2	9,22

Tabelle G.4: Ergebnisse der Zugversuche mit und ohne lokaler Vorheizung

Lauf	Orientierung	Geschwindigkeit [mm/s]	Düsen- temp. [°C]	Druckbett- temp. [°C]	Schicht- höhe [mm]	Druck Vorheizung [bar]	Zugfestigkeit [MPa]
R1_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,0	88,89
R2_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,0	86,07
R3_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,0	90,59
R4_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,0	87,7
R5_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,0	96,08
R1_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,0	5,32
R2_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,0	6,83
R3_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,0	5,97
R4_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,0	5,38
R5_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,0	5,95
H1_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,8	122,69
H2_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,8	114,59
H3_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,8	119,76
H4_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,8	114,82
H5_H	in-plane	30	430	200	0,5	0,8	114,47
H1_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,8	22,06
H2_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,8	24,03
H3_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,8	21,16
H4_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,8	20,24
H5_V	out-of-plane	30	430	200	0,5	0,8	16,62

Tabelle G.5: Ergebnisse der Scherversuche mit verschiedenen Oberflächendefekten

Lauf	Defekt	Geschwindigkeit [mm/s]	Düsen- temp. [°C]	Druckbett- temp. [°C]	Schichthöhe [mm]	Festigkeit [MPa]
R1	-	20	420	280	0,6	18,64
R2	-	20	420	280	0,6	11,31
R3	-	20	420	280	0,6	23,99
R4	-	20	420	280	0,6	21,68
R5	-	20	420	280	0,6	18,70
L _⊥ 1	Lücke	20	420	280	0,6	16,08
L _⊥ 2	Lücke	20	420	280	0,6	17,89
L _⊥ 3	Lücke	20	420	280	0,6	24,45
L _⊥ 4	Lücke	20	420	280	0,6	21,14
L _⊥ 5	Lücke	20	420	280	0,6	27,16
L 1	Lücke	20	420	280	0,6	26,91
L 2	Lücke	20	420	280	0,6	26,19
L 3	Lücke	20	420	280	0,6	20,69
L 4	Lücke	20	420	280	0,6	29,36
L 5	Lücke	20	420	280	0,6	27,24
Ü _⊥ 1	Überlappung	20	420	280	0,6	22,12
Ü _⊥ 2	Überlappung	20	420	280	0,6	25,18
Ü _⊥ 3	Überlappung	20	420	280	0,6	21,48
Ü _⊥ 4	Überlappung	20	420	280	0,6	24,48
Ü _⊥ 5	Überlappung	20	420	280	0,6	23,62
Ü 1	Überlappung	20	420	280	0,6	22,48
Ü 2	Überlappung	20	420	280	0,6	20,38
Ü 3	Überlappung	20	420	280	0,6	17,87
Ü 4	Überlappung	20	420	280	0,6	26,37
Ü 5	Überlappung	20	420	280	0,6	18,73
Wm1	Überextrusion	20	420	280	0,4	7,88
Wm2	Überextrusion	20	420	280	0,4	9,15
Wm3	Überextrusion	20	420	280	0,4	15,76
Wm4	Überextrusion	20	420	280	0,4	16,39
Wm5	Überextrusion	20	420	280	0,4	15,83
Wp1	Unterextrusion	20	420	280	0,8	4,59
Wp2	Unterextrusion	20	420	280	0,8	-
Wp3	Unterextrusion	20	420	280	0,8	4,87
Wp4	Unterextrusion	20	420	280	0,8	7,62
Wp5	Unterextrusion	20	420	280	0,8	-

Anhang H

Strömungssimulation des Druckluftheizers

Um die Strömungsbedingungen der Heißluftheizung bei verschiedenen Abständen zum Düsenauslass der Heizer abschätzen zu können, wird eine stationäre Strömung in der Software Ansys Fluent (Ansys, Inc., Canonsburg, Pennsylvania, USA) simuliert. In der Simulation wird die Düse als Strömungseinlass mit konstanter Strömungsgeschwindigkeit und Temperatur modelliert. Die Umgebungsluft wird dabei als ruhend mit einer Temperatur von 20 °C angenommen. Die Grenzen des Simulationsraums werden als druckfreie Auslässe modelliert. Der Aufbau ist in Abbildung H.1 dargestellt. Alle Modellparameter sind in Tabelle H.1 zusammengefasst.

Die Simulation wird für zwei Zustände des Heizers durchgeführt. Einmal mit 0,8 bar und einmal mit 1,6 bar anliegendem Druck. Der anliegende Druck führt zu unterschiedlichen Geschwindigkeiten und Temperaturen an der Düse. Diese Temperaturen und Geschwindigkeiten werden aus den Messwerten in Kapitel 6 entnommen. Das Geschwindigkeits- und Temperaturprofil bei 0,8 bar ist in Abbildung H.2 dargestellt. Das Geschwindigkeits- und Temperaturprofil bei 1,6 bar ist in Abbildung H.3 dargestellt.

In beiden Fällen soll die mittlere Temperatur und Geschwindigkeit in einem Abstand von 30 mm zur Düse ermittelt werden. Dazu wird die entsprechende Verteilung auf der Mittellinie

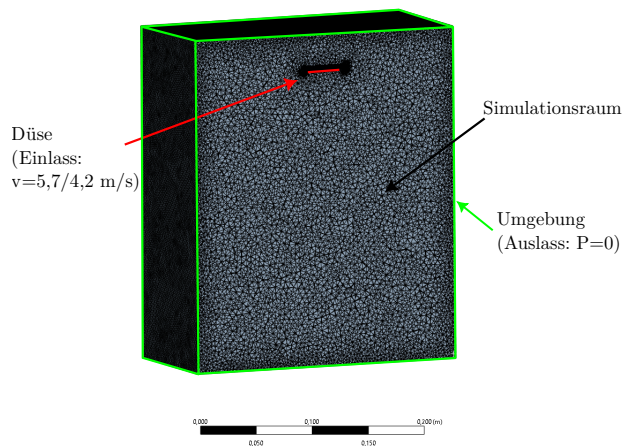


Abbildung H.1: Modellaufbau der Strömungssimulation

Tabelle H.1: Simulationsparameter der Strömungssimulation

Parameter	Wert
Düsenbreite	15 mm
Düsentiefe	2 mm
Simulationsraum	250 x 250 x 300 mm ³
Einlass	4,2 m/s / 5,7 m/s
	593 °C / 390 °C
Auslass	Umgebungsdruck
	20 °C
Umgebung	v=0 m/s
	20 °C
Elementgröße	<3 mm
Elementordnung	linear
Analyse	Stationär

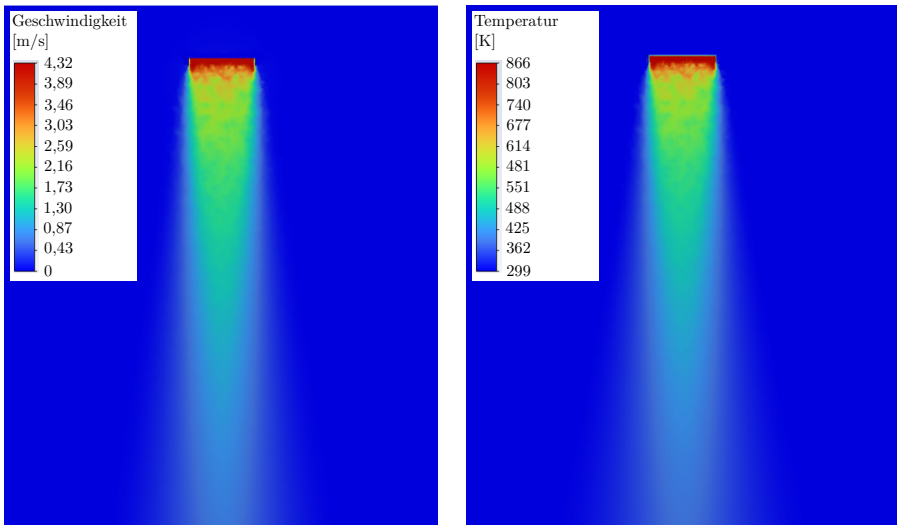


Abbildung H.2: Geschwindigkeits- und Temperaturprofil bei 0,8 bar Druck

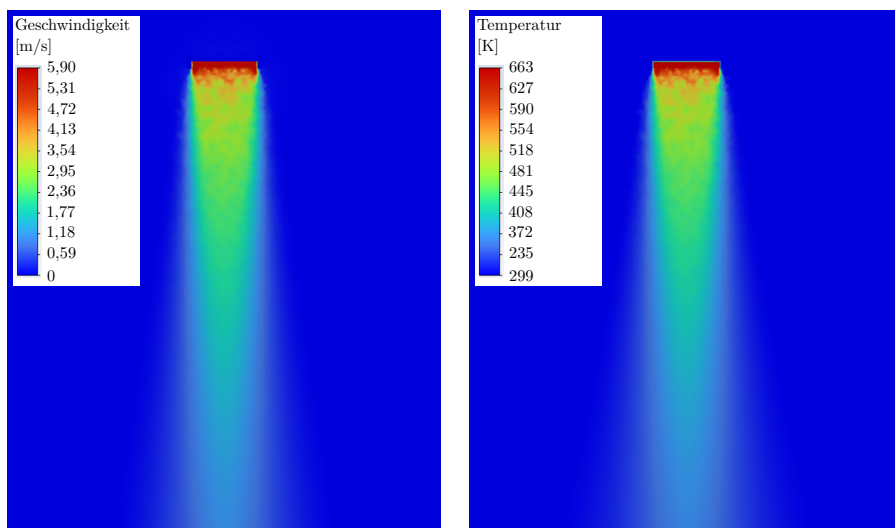


Abbildung H.3: Geschwindigkeits- und Temperaturprofil bei 1,6 bar Druck

der Strömung um die Breite der Düse (30 mm) ausgewertet und die Verteilung anschließend gemittelt. Die Verteilungen sind in Abbildung H.4 dargestellt.

Die Auswertung ergibt bei 0,8 bar eine mittlere Geschwindigkeit von 2,02 m/s und eine mittlere Temperatur von 284,28 °C. Bei 1,6 bar ergibt sich eine mittlere Geschwindigkeit von 2,97 m/s und eine mittlere Temperatur von 207,44 °C.

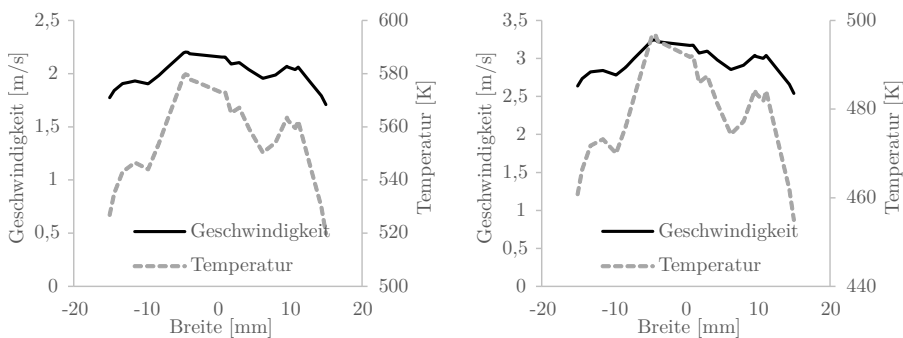


Abbildung H.4: Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung. Links: bei 0,8 bar Druck; Rechts: bei 1,6 bar Druck

Literaturverzeichnis

- [1] Rupak Dua et al. „Applications of 3D-Printed PEEK via Fused Filament Fabrication: A Systematic Review“. In: *Polymers* 13.22 (22 Jan. 2021), S. 4046. ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym13224046. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/13/22/4046> (besucht am 28.03.2024).
- [2] Anouar El Magri, Saeedeh Vanaei und Sébastien Vaudreuil. „An Overview on the Influence of Process Parameters through the Characteristic of 3D-printed PEEK and PEI Parts“. In: *High Performance Polymers* 33.8 (1. Okt. 2021), S. 862–880. ISSN: 0954-0083. DOI: 10.1177/09540083211009961. URL: <https://doi.org/10.1177/09540083211009961> (besucht am 11.04.2024).
- [3] Bengü Zeyrek et al. „Review of Thermoplastic Composites in Aerospace Industry“. In: *International Journal on Engineering Technologies and Informatics* 3.1 (22. Jan. 2022). ISSN: 2769-6146. DOI: 10.51626/ijeti.2022.03.00031.
- [4] U. LAFONT et al. „3D Printing of Multifunctional Polymer for Space Application“. In: 9th European Conference for Aeronautics and Space Sciences (EUCASS). Lille, France: [object Object], 27. Juni–1. Juli 2022, 13 pages. DOI: 10.13009/EUCASS2022-7453. URL: <https://www.eucass.eu/doi/EUCASS2022-7453.pdf> (besucht am 28.03.2024).
- [5] Ugo Lafont, Miguel Costa und Riccardo Rampini. „THERMOPLASTICS AND ADDITIVE MANUFACTURING: FROM GROUND TO OUT OF-EARTH APPLICATIONS“. In: European Conference on Spacecraft Structures, Materials and Environmental Testing (ECSSMET 2021). Braunschweig, Germany, 23.–25. März 2021.
- [6] Marianna Rinaldi et al. „Additive Manufacturing of Polyether Ether Ketone (PEEK) for Space Applications: A Nanosat Polymeric Structure“. In: *Polymers* 13.1 (1 Jan. 2021), S. 11. DOI: 10.3390/polym13010011. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/13/1/11> (besucht am 26.09.2021).
- [7] Chuncheng Yang et al. „Influence of Thermal Processing Conditions in 3D Printing on the Crystallinity and Mechanical Properties of PEEK Material“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 248 (1. Mai 2017), S. 1–7. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2017.04.027.
- [8] S. Xiaoyong et al. „Experimental Analysis of High Temperature PEEK Materials on 3D Printing Test“. In: 2017 9th International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation (ICMTMA). 2017 9th International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation (ICMTMA). Changsha, China, 14.–15. Jan. 2017, S. 13–16. DOI: 10.1109/ICMTMA.2017.0012.

- [9] Timothy J. Coogan und David O. Kazmer. „Healing Simulation for Bond Strength Prediction of FDM“. In: *Rapid Prototyping Journal* 23 (18. Apr. 2017), S. 551–561. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-03-2016-0051. URL: <https://www.emerald.com/insight/content/doi/10.1108/RPJ-03-2016-0051/full/html> (besucht am 26. 08. 2019).
- [10] Ulku Yilmazer und Murat Cansever. „Effects of processing conditions on the fiber length distribution and mechanical properties of glass fiber reinforced nylon-6“. In: *Polymer Composites* 23.1 (1. Feb. 2002). Number: 1 Reporter: Polymer Composites, S. 61–71. ISSN: 1548-0569. DOI: 10.1002/pc.10412. URL: <http://dx.doi.org/10.1002/pc.10412>.
- [11] Ali Reza Zanjanijam et al. „Fused Filament Fabrication of PEEK: A Review of Process-Structure-Property Relationships“. In: *Polymers* 12.8 (8 Aug. 2020), S. 1665. DOI: 10.3390/polym12081665. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/12/8/1665> (besucht am 26. 09. 2021).
- [12] Enrique Cuan-Urquizo et al. „Characterization of the Mechanical Properties of FFF Structures and Materials: A Review on the Experimental, Computational and Theoretical Approaches“. In: *Materials* 12.6 (6 Jan. 2019), S. 895. DOI: 10.3390/ma12060895. URL: <https://www.mdpi.com/1996-1944/12/6/895> (besucht am 20. 09. 2019).
- [13] M. F. Arif et al. „Performance of Biocompatible PEEK Processed by Fused Deposition Additive Manufacturing“. In: *Materials & Design* 146 (15. Mai 2018), S. 249–259. ISSN: 0264-1275. DOI: 10.1016/j.matdes.2018.03.015. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127518301874> (besucht am 03. 10. 2024).
- [14] Swapnil Vyavahare et al. „Fused Deposition Modelling: A Review“. In: *Rapid Prototyping Journal* 26.1 (6. Jan. 2020), S. 176–201. ISSN: 1355-2546, 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-04-2019-0106. URL: <https://www.emerald.com/insight/content/doi/10.1108/RPJ-04-2019-0106/full/html> (besucht am 25. 04. 2020).
- [15] Simon Hümbert et al. „Additive Manufacturing of Radiation Shielding for Small Satellites“. In: 72ND INTERNATIONAL ASTRONAUTICAL CONGRESS. Dubai, United Arab Emirates, 25.–29. Okt. 2021.
- [16] Markus Echsel, P. Springer und Simon Hümbert. „Production and Planned In-Orbit Qualification of a Function-Integrated, Additive Manufactured Satellite Sandwich Structure with Embedded Automotive Electronics“. In: *CEAS Space Journal* 13 (25. Juli 2020). DOI: 10.1007/s12567-020-00328-2.
- [17] Simon Hümbert et al. „MATERIAL CHARACTERIZATION OF ADDITIVELY MANUFACTURED PA12 AND DESIGN OF MULTIFUNCTIONAL SATELLITE STRUCTURES“. In: ECSSMET 2018. Noordwijk, Netherlands, 1. Mai 2018.
- [18] Nathan Lazarus und Sarah S. Bedair. „Creating 3D Printed Sensor Systems with Conductive Composites“. In: *Smart Materials and Structures* 30.1 (Dez. 2020). ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/1361-665X/abcbe2. URL: <https://dx.doi.org/10.1088/1361-665X/abcbe2> (besucht am 12. 10. 2024).

- [19] R. Colella et al. „Fully 3D-Printed RFID Tags Based on Printable Metallic Filament: Performance Comparison with Other Fabrication Techniques“. In: *2019 IEEE-APS Topical Conference on Antennas and Propagation in Wireless Communications (APWC)*. 2019 IEEE-APS Topical Conference on Antennas and Propagation in Wireless Communications (APWC). Sep. 2019, S. 253–257. DOI: 10.1109/APWC.2019.8870405. URL: <https://ieeexplore.ieee.org/document/8870405/footnotes#footnotes> (besucht am 12. 10. 2024).
- [20] Guo-Xiang Zhou et al. „Printing and Electromagnetic Characteristics of 3D Printing Frequency Selective Surface Using Graphene“. In: *Journal of Materials Science & Technology* 111 (1. Juni 2022), S. 49–56. ISSN: 1005-0302. DOI: 10.1016/j.jmst.2021.09.041. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S100503022100997X> (besucht am 12. 10. 2024).
- [21] Ralf Herrmann et al. „CLEANSKY2/ CLEAN AVIATION LARGE PASSENGER AIRCRAFT FOR MORE SUSTAINABLE COMMERCIAL FUSELAGE TECHNOLOGIES – MAJOR ACHIEVEMENTS“. In: *ICAS PROCEEDINGS*. 34th Congress of the International Council of the Aeronautical Sciences. Florence, Italy, 8. Okt. 2024. URL: https://www.icas.org/icas_archive/icas2024/data/papers/icas2024_0091_paper.pdf.
- [22] Sandeep Bose, Hussain Mohamed Chelladurai und Kannaiyram Ponappa. „Submerged Ultrasonic Welding of Fused Filament Fabricated Short Carbon-Fibre-Reinforced Polyamide Plates with Energy Directors“. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* 238.5 (1. Mai 2024), S. 857–874. ISSN: 1464-4207. DOI: 10.1177/14644207231202077. URL: <https://doi.org/10.1177/14644207231202077> (besucht am 14. 10. 2024).
- [23] DIN 8580:2022-12, *Fertigungsverfahren_- Begriffe, Einteilung*. DOI: 10.31030/3217872. URL: <https://www.dinmedia.de/de/-/-/331759492> (besucht am 28. 09. 2024).
- [24] DIN EN ISO/ASTM 52900:2022-03, *Additive Fertigung_- Grundlagen_- Terminologie (ISO/ASTM 52900:2021); Deutsche Fassung EN ISO/ASTM 52900:2021*. DOI: 10.31030/3290011. URL: <https://www.dinmedia.de/de/-/-/344258696> (besucht am 28. 09. 2024).
- [25] Ribin Varghese Pazhamannil et al. „Property Enhancement Approaches of Fused Filament Fabrication Technology: A Review“. In: *Polymer Engineering & Science* 62.5 (2022), S. 1356–1376. ISSN: 1548-2634. DOI: 10.1002/pen.25948. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pen.25948> (besucht am 28. 09. 2024).
- [26] *Legal Information*. URL: <https://www.stratasys.com/en/legal/legal-information/> (besucht am 28. 09. 2024).
- [27] Bahaa Shaqour et al. „Gaining a Better Understanding of the Extrusion Process in Fused Filament Fabrication 3D Printing: A Review“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 114.5 (1. Mai 2021), S. 1279–1291. ISSN: 1433-3015. DOI: 10.1007/s00170-021-06918-6. URL: <https://doi.org/10.1007/s00170-021-06918-6> (besucht am 28. 09. 2024).

- [28] Yousuf Pasha Shaik, Jens Schuster und Aarif Shaik. „A Scientific Review on Various Pellet Extruders Used in 3D Printing FDM Processes“. In: *Open Access Library Journal* 8.8 (8. Juli 2021), S. 1–19. DOI: 10.4236/oalib.1107698. URL: <http://www.scirp.org/Journal/Paperabs.aspx?paperid=110955> (besucht am 22. 12. 2022).
- [29] Fredrick Madaraka Mwema und Esther Titilayo Akinlabi. „Basics of Fused Deposition Modelling (FDM)“. In: *Fused Deposition Modeling: Strategies for Quality Enhancement*. Hrsg. von Fredrick Madaraka Mwema und Esther Titilayo Akinlabi. Cham: Springer International Publishing, 2020, S. 1–15. ISBN: 978-3-030-48259-6. DOI: 10.1007/978-3-030-48259-6_1. URL: https://doi.org/10.1007/978-3-030-48259-6_1 (besucht am 28. 09. 2024).
- [30] Ian Gibson, David Rosen und Brent Stucker. *Additive Manufacturing Technologies: 3D Printing, Rapid Prototyping, and Direct Digital Manufacturing*. New York, NY: Springer, 2015. ISBN: 978-1-4939-2113-3. URL: <https://link.springer.com/10.1007/978-1-4939-2113-3> (besucht am 28. 09. 2024).
- [31] Krishnanand und Mohammad Taufik. „Fused Filament Fabrication (FFF) Based 3D Printer and Its Design: A Review“. In: *Advanced Manufacturing Systems and Innovative Product Design*. Hrsg. von B. B. V. L. Deepak, D. R. K. Parhi und B. B. Biswal. Singapore: Springer, 2021, S. 497–505. ISBN: 9789811598531. DOI: 10.1007/978-981-15-9853-1_41.
- [32] Arit Das et al. „Current Understanding and Challenges in High Temperature Additive Manufacturing of Engineering Thermoplastic Polymers“. In: *Additive Manufacturing* 34 (1. Aug. 2020), S. 101218. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2020.101218. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S221486042030590X> (besucht am 29. 09. 2024).
- [33] Robert J. A. Allen und Richard S. Trask. „An Experimental Demonstration of Effective Curved Layer Fused Filament Fabrication Utilising a Parallel Deposition Robot“. In: *Additive Manufacturing* 8. Supplement C (Supplement C 2015), S. 78–87. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2015.09.001. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860415000445>.
- [34] José Luis Pérez-Castillo et al. „Curved Layered Fused Filament Fabrication: An Overview“. In: *Additive Manufacturing* 47 (1. Nov. 2021), S. 102354. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2021.102354. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860421005108> (besucht am 28. 09. 2024).
- [35] *Additive Manufacturing Software*. Aibuild. URL: <https://ai-build.com/software/> (besucht am 29. 09. 2024).
- [36] *Software | ADAXIS*. URL: <https://adaxis.eu/software/> (besucht am 29. 09. 2024).
- [37] *Automated Fiber Placement - Software Für Composite-Lagesysteme*. Swms.de. URL: <http://www.swms.de/automated-fiber-placement/> (besucht am 29. 09. 2024).

- [38] Eldridge M. Mount. „12 - Extrusion Processes“. In: *Applied Plastics Engineering Handbook (Second Edition)*. Hrsg. von Myer Kutz. Plastics Design Library. William Andrew Publishing, 1. Jan. 2017, S. 217–264. ISBN: 978-0-323-39040-8. DOI: 10.1016/B978-0-323-39040-8.00012-2. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780323390408000122> (besucht am 29. 09. 2024).
- [39] Diana Popescu et al. „FDM Process Parameters Influence over the Mechanical Properties of Polymer Specimens: A Review“. In: *Polymer Testing* 69 (1. Aug. 2018), S. 157–166. ISSN: 0142-9418. DOI: 10.1016/j.polymertesting.2018.05.020. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142941818306093> (besucht am 29. 09. 2024).
- [40] Yubo Tao et al. „A Review on Voids of 3D Printed Parts by Fused Filament Fabrication“. In: *Journal of Materials Research and Technology* 15 (1. Nov. 2021), S. 4860–4879. ISSN: 2238-7854. DOI: 10.1016/j.jmrt.2021.10.108. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2238785421012448> (besucht am 26. 04. 2024).
- [41] Arup Dey, Isnala Nanjin Roan Eagle und Nita Yodo. „A Review on Filament Materials for Fused Filament Fabrication“. In: *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 5.3 (3 Sep. 2021), S. 69. ISSN: 2504-4494. DOI: 10.3390/jmmp5030069. URL: <https://www.mdpi.com/2504-4494/5/3/69> (besucht am 28. 09. 2024).
- [42] Sudhir Kumar et al. „Fused Filament Fabrication: A Comprehensive Review“. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 36.2 (1. Feb. 2023), S. 794–814. ISSN: 0892-7057. DOI: 10.1177/0892705720970629. URL: <https://doi.org/10.1177/0892705720970629> (besucht am 28. 09. 2024).
- [43] Vasile Cojocaru et al. „The Influence of the Process Parameters on the Mechanical Properties of PLA Specimens Produced by Fused Filament Fabrication—A Review“. In: *Polymers* 14.5 (5 Jan. 2022), S. 886. ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym14050886. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/14/5/886> (besucht am 28. 09. 2024).
- [44] Bastian Brenken et al. „Fused Filament Fabrication of Fiber-Reinforced Polymers: A Review“. In: *Additive Manufacturing* 21 (1. Feb. 2018). DOI: 10.1016/j.addma.2018.01.002.
- [45] M. Ahmadifar et al. „Additive Manufacturing of Polymer-Based Composites Using Fused Filament Fabrication (FFF): A Review“. In: *Applied Composite Materials* 28.5 (1. Okt. 2021), S. 1335–1380. ISSN: 1573-4897. DOI: 10.1007/s10443-021-09933-8. URL: <https://doi.org/10.1007/s10443-021-09933-8> (besucht am 26. 04. 2024).
- [46] Vladimir E. Kuznetsov et al. „Hardware Factors Influencing Strength of Parts Obtained by Fused Filament Fabrication“. In: *Polymers* 11.11 (11 Nov. 2019), S. 1870. ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym11111870. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/11/11/1870> (besucht am 26. 04. 2024).
- [47] Xia Gao et al. „Fused Filament Fabrication of Polymer Materials: A Review of Interlayer Bond“. In: *Additive Manufacturing* 37 (1. Jan. 2021), S. 101658. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2020.101658. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860420310307> (besucht am 26. 03. 2024).

- [48] Hongbin Li et al. „The Effect of Process Parameters in Fused Deposition Modelling on Bonding Degree and Mechanical Properties“. In: *Rapid Prototyping Journal* 24 (2. Jan. 2018), S. 80–92. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-06-2016-0090. URL: <https://www.emerald.com/insight/content/doi/10.1108/RPJ-06-2016-0090/full/html> (besucht am 26. 08. 2019).
- [49] Q. Sun et al. „Effect of Processing Conditions on the Bonding Quality of FDM Polymer Filaments“. In: *Rapid Prototyping Journal* 14 (28. März 2008), S. 72–80. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/13552540810862028. URL: <https://www.emerald.com/insight/content/doi/10.1108/13552540810862028/full/html> (besucht am 23. 08. 2019).
- [50] Timothy J. Coogan und David Owen Kazmer. „Bond and Part Strength in Fused Deposition Modeling“. In: *Rapid Prototyping Journal* 23.2 (1. Jan. 2017), S. 414–422. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-03-2016-0050. URL: <https://doi.org/10.1108/RPJ-03-2016-0050> (besucht am 16. 05. 2020).
- [51] H. R. Vanaei et al. „Toward the Understanding of Temperature Effect on Bonding Strength, Dimensions and Geometry of 3D-printed Parts“. In: *Journal of Materials Science* 55.29 (1. Okt. 2020), S. 14677–14689. ISSN: 1573-4803. DOI: 10.1007/s10853-020-05057-9. URL: <https://doi.org/10.1007/s10853-020-05057-9> (besucht am 27. 03. 2024).
- [52] Ana Elisa Costa, Alexandre Ferreira da Silva und Olga Sousa Carneiro. „A Study on Extruded Filament Bonding in Fused Filament Fabrication“. In: *Rapid Prototyping Journal* 25.3 (1. Jan. 2018), S. 555–565. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-03-2018-0062. URL: <https://doi.org/10.1108/RPJ-03-2018-0062> (besucht am 27. 03. 2024).
- [53] Youmna Mahmoud et al. „Thermal History Based Prediction of Interlayer Bond Strength in Parts Manufactured by Material Extrusion Additive Manufacturing“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 126.9 (1. Juni 2023), S. 3813–3829. ISSN: 1433-3015. DOI: 10.1007/s00170-023-11364-7. URL: <https://doi.org/10.1007/s00170-023-11364-7> (besucht am 27. 03. 2024).
- [54] Hongbin Li, Taiyong Wang und Zhiqiang yu. „The Quantitative Research of Interaction between Key Parameters and the Effects on Mechanical Property in FDM“. In: *Advances in Materials Science and Engineering* 2017 (20. Nov. 2017), S. 1–15. DOI: 10.1155/2017/9152954.
- [55] Ognjan Luzanin et al. „Impact of Processing Parameters on Tensile Strength, in-Process Crystallinity and Mesosstructure in FDM-Fabricated PLA Specimens“. In: *Rapid Prototyping Journal* 25.8 (1. Jan. 2019), S. 1398–1410. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-12-2018-0316. URL: <https://doi.org/10.1108/RPJ-12-2018-0316> (besucht am 25. 05. 2020).
- [56] Peng Wang et al. „Effects of FDM-3D Printing Parameters on Mechanical Properties and Microstructure of CF/PEEK and GF/PEEK“. In: *Chinese Journal of Aeronautics* 34.9 (2021), S. 236–246. ISSN: 1000-9361. DOI: 10.1016/j.cja.2020.05.040. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1000936120302806> (besucht am 25. 04. 2021).

- [57] Mohammad Vaezi und Shoufeng Yang. „Extrusion-Based Additive Manufacturing of PEEK for Biomedical Applications“. In: *Virtual and Physical Prototyping* 10.3 (3. Juli 2015), S. 123–135. ISSN: 1745-2759. DOI: 10.1080/17452759.2015.1097053. URL: <https://doi.org/10.1080/17452759.2015.1097053> (besucht am 03. 10. 2024).
- [58] Jing Pu et al. „Understanding Mechanical Properties in Fused Filament Fabrication of Polyether Ether Ketone“. In: *Additive Manufacturing* 37 (1. Jan. 2021), S. 101673. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2020.101673. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860420310459> (besucht am 11. 11. 2023).
- [59] Chya-Yan Liaw et al. „Interlayer Bonding Strength of 3D Printed PEEK Specimens“. In: *Soft Matter* 17.18 (12. Mai 2021), S. 4775–4789. ISSN: 1744-6848. DOI: 10.1039/D1SM00417D. URL: <https://pubs.rsc.org/en/content/articlelanding/2021/sm/d1sm00417d> (besucht am 27. 03. 2024).
- [60] Wenzheng Wu et al. „Influence of Layer Thickness and Raster Angle on the Mechanical Properties of 3D-Printed PEEK and a Comparative Mechanical Study between PEEK and ABS“. In: *Materials* 8.9 (9 2015), S. 5834–5846. ISSN: 1996-1944. DOI: 10.3390/ma8095271. URL: <http://www.mdpi.com/1996-1944/8/9/5271>.
- [61] Xiaohu Deng et al. „Mechanical Properties Optimization of Poly-Ether-Ether-Ketone via Fused Deposition Modeling“. In: *Materials* 11.2 (2 Feb. 2018), S. 216. DOI: 10.3390/ma11020216. URL: <https://www.mdpi.com/1996-1944/11/2/216> (besucht am 26. 08. 2019).
- [62] Peng Geng et al. „Effects of extrusion speed and printing speed on the 3D printing stability of extruded PEEK filament“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 37 (1. Jan. 2019), S. 266–273. ISSN: 1526-6125. DOI: 10.1016/j.jmapro.2018.11.023. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1526612518301981> (besucht am 10. 10. 2021).
- [63] Karim Abbas et al. „Advanced FFF of PEEK: Infill Strategies and Material Characteristics for Rapid Tooling“. In: *Polymers* 15.21 (21 Jan. 2023), S. 4293. ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym15214293. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/15/21/4293> (besucht am 26. 04. 2024).
- [64] K. Rodzeń et al. „Improvement of the Layer-Layer Adhesion in FFF 3D Printed PEEK/Carbon Fibre Composites“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 149 (1. Okt. 2021), S. 106532. ISSN: 1359-835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2021.106532. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X21002542> (besucht am 26. 04. 2024).
- [65] M. F. Arif et al. „Multifunctional performance of carbon nanotubes and graphene nanoplatelets reinforced PEEK composites enabled via FFF additive manufacturing“. In: *Composites Part B: Engineering* 184 (1. März 2020), S. 107625. ISSN: 1359-8368. DOI: 10.1016/j.compositesb.2019.107625. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359836819326733> (besucht am 10. 10. 2021).

- [66] Austin Lee et al. „Effect of temperature history during additive manufacturing on crystalline morphology of PEEK“. In: *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering* 4 (1. Mai 2022), S. 100085. ISSN: 2666-9129. DOI: 10.1016 / j. aime. 2022. 100085. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2666912922000150> (besucht am 28.04.2023).
- [67] Nan Yi et al. „Slow and fast crystallising poly aryl ether ketones (PAEKs) in 3D printing: Crystallisation kinetics, morphology, and mechanical properties“. In: *Additive Manufacturing* 39 (1. März 2021), S. 101843. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2021.101843. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860421000087> (besucht am 28.04.2023).
- [68] Patrick Consul et al. „Interlaminar Strength in Large-Scale Additive Manufacturing of Slow Crystallizing Polyaryletherketone Carbon Composites“. In: *Polymer International* 70.8 (2021), S. 1099–1108. ISSN: 1097-0126. DOI: 10.1002/pi.6168. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pi.6168> (besucht am 17.03.2024).
- [69] Jian-Wei Tseng et al. „Screw Extrusion-Based Additive Manufacturing of PEEK“. In: *Materials & Design* 140 (15. Feb. 2018), S. 209–221. ISSN: 0264-1275. DOI: 10.1016/j.matdes.2017.11.032. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127517310638> (besucht am 28.04.2024).
- [70] Rajkumar Velu et al. „Experimental investigation of robotic 3D printing of high-performance thermoplastics (PEEK): a critical perspective to support automated fibre placement process“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 108.4 (1. Mai 2020), S. 1007–1025. ISSN: 1433-3015. DOI: 10.1007 / s00170-019-04623-z. URL: <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04623-z> (besucht am 06.10.2021).
- [71] Albert Curmi, Arif Rochman und Joseph Buhagiar. „Influence of Polyether Ether Ketone (PEEK) Viscosity on Interlayer Shear Strength in Screw Extrusion Additive Manufacturing“. In: *Additive Manufacturing* 84 (25. März 2024), S. 104086. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2024.104086. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860424001325> (besucht am 04.10.2024).
- [72] C. Ageorges und L. Ye. *Fusion Bonding of Polymer Composites*. Engineering Materials and Processes. London: Springer-Verlag, 2002. ISBN: 978-1-85233-429-1. URL: <https://www.springer.com/de/book/9781852334291> (besucht am 20.08.2019).
- [73] Ans Al Rashid und Muammer Koç. „Fused Filament Fabrication Process: A Review of Numerical Simulation Techniques“. In: *Polymers* 13.20 (20 Jan. 2021), S. 3534. ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym13203534. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/13/20/3534> (besucht am 26.03.2024).
- [74] Michael E. Mackay. „The Importance of Rheological Behavior in the Additive Manufacturing Technique Material Extrusion“. In: *Journal of Rheology* 62.6 (8. Nov. 2018), S. 1549–1561. ISSN: 0148-6055. DOI: 10.1122 / 1.5037687. URL: <https://doi.org/10.1122/1.5037687> (besucht am 26.04.2024).

- [75] Raphaël Comminal, J.H. Hattel und Jon Spangenberg. „Numerical Simulation of Planar Extrusion and Fused Filament Fabrication of Non-Newtonian Fluids“. In: Annual European Rheology Conference 2017. 25. 1. Apr. 2017.
- [76] Julian Kattinger et al. „Numerical simulation of the complex flow during material extrusion in fused filament fabrication“. In: *Additive Manufacturing* 49 (1. Jan. 2022), S. 102476. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2021.102476. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860421006254> (besucht am 28. 04. 2023).
- [77] Md Tusher Mollah et al. „Computational Analysis of Yield Stress Buildup and Stability of Deposited Layers in Material Extrusion Additive Manufacturing“. In: *Additive Manufacturing* 71 (5. Juni 2023), S. 103605. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2023.103605. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S221486042300218X> (besucht am 26. 04. 2024).
- [78] J. P. Thomas und J. F. Rodriguez. „Modeling the Fracture Strength between Fused-Deposition Extruded Rods“. In: 2000 International Solid Freeform Fabrication Symposium. Texas, USA, 8.–10. Aug. 2000. DOI: <http://dx.doi.org/10.26153/tsw/2054>. URL: <https://repositories.lib.utexas.edu/handle/2152/74942> (besucht am 18. 05. 2020).
- [79] Eduardo Barocio et al. „Interlayer Fusion Bonding of Semi-Crystalline Polymer Composites in Extrusion Deposition Additive Manufacturing“. In: *Composites Science and Technology. Recent Advances in Composites Science & Technology – A Special Issue in Memoriam Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mult. Klaus Friedrich* 230 (10. Nov. 2022), S. 109334. ISSN: 0266-3538. DOI: 10.1016/j.compscitech.2022.109334. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353822000768> (besucht am 27. 03. 2024).
- [80] Jian Zhang et al. „Simulation of Temperature Field in FDM Process“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 677.3 (Dez. 2019), S. 032080. ISSN: 1757-899X. DOI: 10.1088/1757-899X/677/3/032080. URL: <https://dx.doi.org/10.1088/1757-899X/677/3/032080> (besucht am 27. 04. 2024).
- [81] Yong Zhou et al. „Voxelization Modelling Based Finite Element Simulation and Process Parameter Optimization for Fused Filament Fabrication“. In: *Materials & Design* 187 (1. Feb. 2020), S. 108409. ISSN: 0264-1275. DOI: 10.1016/j.matdes.2019.108409. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127519308470> (besucht am 27. 04. 2024).
- [82] A. El Moumen, M. Tarfaoui und K. Lafdi. „Modelling of the Temperature and Residual Stress Fields during 3D Printing of Polymer Composites“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 104.5 (1. Okt. 2019), S. 1661–1676. ISSN: 1433-3015. DOI: 10.1007/s00170-019-03965-y. URL: <https://doi.org/10.1007/s00170-019-03965-y> (besucht am 27. 04. 2024).
- [83] Bastian Brenken et al. „Development of a Model to Predict Temperature History and Crystallization Behavior of 3D-Printed Parts Made from Fiber-Reinforced Thermoplastic Polymers“. In: SAMPE Conference. Long Beach, CA, USA, 23.–26. Mai 2016.

- [84] Bastian Brenken et al. „Development and Validation of Extrusion Deposition Additive Manufacturing Process Simulations“. In: *Additive Manufacturing* 25 (1. Jan. 2019), S. 218–226. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2018.10.041. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860418304251> (besucht am 27. 04. 2024).
- [85] Brett G. Compton et al. „Thermal Analysis of Additive Manufacturing of Large-Scale Thermoplastic Polymer Composites“. In: *Additive Manufacturing* 17 (1. Okt. 2017), S. 77–86. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2017.07.006. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860416301920> (besucht am 28. 04. 2024).
- [86] Alexander A. Oskolkov, Igor I. Bezukladnikov und Dmitriy N. Trushnikov. „Mathematical Model of the Layer-by-Layer FFF/FGF Polymer Extrusion Process for Use in the Algorithm of Numerical Implementation of Real-Time Thermal Cycle Control“. In: *Polymers* 15.23 (23 Jan. 2023), S. 4518. ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym15234518. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/15/23/4518> (besucht am 27. 04. 2024).
- [87] R. P. Wool und K. M. O'Connor. „A Theory of Crack Healing in Polymers“. In: *Journal of Applied Physics* 52.10 (1. Okt. 1981), S. 5953–5963. ISSN: 0021-8979. DOI: 10.1063/1.328526. URL: <https://aip.scitation.org/doi/10.1063/1.328526> (besucht am 19. 05. 2020).
- [88] R. P. Wool und K. M. O'Connor. „Time Dependence of Crack Healing“. In: *Journal of Polymer Science: Polymer Letters Edition* 20.1 (1982), S. 7–16. ISSN: 1543-0472. DOI: 10.1002/pol.1982.130200102. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pol.1982.130200102> (besucht am 07. 06. 2020).
- [89] W.I. Lee und G.S. Springer. „A Model of the Manufacturing Process of Thermoplastic Matrix Composites“. In: *Journal of Composite Materials* 21.11 (1987), S. 1017–1055. ISSN: 0021-9983. DOI: 10.1177/002199838702101103.
- [90] F. Yang und R. Pitchumani. „Nonisothermal Healing and Interlaminar Bond Strength Evolution during Thermoplastic Matrix Composites Processing“. In: *Polymer Composites* 24.2 (2003), S. 263–278. ISSN: 1548-0569. DOI: 10.1002/pc.10027. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pc.10027> (besucht am 11. 07. 2024).
- [91] Timothy J Coogan und David O Kazmer. „Prediction of Interlayer Strength in Material Extrusion Additive Manufacturing“. In: *Additive Manufacturing* 35 (1. Okt. 2020), S. 101368. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2020.101368. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860420307405> (besucht am 27. 03. 2024).
- [92] Mengyuan Zhou et al. „Modeling of Bonding Strength for Fused Filament Fabrication Considering Bonding Interface Evolution and Molecular Diffusion“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 68 (1. Aug. 2021), S. 1485–1494. ISSN: 1526-6125. DOI: 10.1016/j.jmapro.2021.06.064. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1526612521004771> (besucht am 27. 03. 2024).
- [93] Timothy Coogan und David Kazmer. „Modeling of Interlayer Contact and Contact Pressure during Fused Filament Fabrication“. In: *Journal of Rheology* 63 (1. Juli 2019), S. 655–672. DOI: 10.1122/1.5093033.

- [94] Céline Bellehumeur et al. „Modeling of Bond Formation Between Polymer Filaments in the Fused Deposition Modeling Process“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 6.2 (Jan. 2004), S. 170–178. ISSN: 15266125. DOI: 10.1016/S1526-6125(04)70071-7. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1526612504700717> (besucht am 16. 05. 2020).
- [95] Ondřej Pokluda, Céline T. Bellehumeur und John Vlachopoulos. „Modification of Frenkel’s Model for Sintering“. In: *AIChE Journal* 43.12 (1997), S. 3253–3256. ISSN: 1547-5905. DOI: 10.1002/aic.690431213. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/aic.690431213> (besucht am 06. 10. 2024).
- [96] Longmei Li et al. „Investigation of Bond Formation in FDM Process“. In: 2002 International Solid Freeform Fabrication Symposium. Austin, USA, 2002. URL: <https://hdl.handle.net/2152/77411> (besucht am 06. 10. 2024).
- [97] A. Kallel et al. „Study of Bonding Formation between the Filaments of PLA in FFF Process“. In: *International Polymer Processing* 34.4 (13. Aug. 2019), S. 434–444. ISSN: 2195-8602. DOI: 10.3139/217.3718. URL: <https://www.degruyter.com/document/doi/10.3139/217.3718/html> (besucht am 05. 10. 2021).
- [98] P. G. de Gennes. „Reptation of a Polymer Chain in the Presence of Fixed Obstacles“. In: *The Journal of Chemical Physics* 55.2 (15. Juli 1971), S. 572–579. ISSN: 0021-9606. DOI: 10.1063/1.1675789. URL: <https://doi.org/10.1063/1.1675789> (besucht am 28. 07. 2024).
- [99] Pierre-Gilles de Gennes. „Entangled Polymers“. In: *Physics Today* 36.6 (1. Juni 1983), S. 33–39. ISSN: 0031-9228. DOI: 10.1063/1.2915700. URL: <https://doi.org/10.1063/1.2915700> (besucht am 28. 07. 2024).
- [100] R. P. Wool, B.-L. Yuan und O. J. McGarel. „Welding of Polymer Interfaces“. In: *Polymer Engineering & Science* 29.19 (1989), S. 1340–1367. ISSN: 1548-2634. DOI: 10.1002/pen.760291906. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pen.760291906> (besucht am 07. 06. 2020).
- [101] D. B. Kline und R. P. Wool. „Polymer Welding Relations Investigated by a Lap Shear Joint Method“. In: *Polymer Engineering & Science* 28.1 (1988), S. 52–57. ISSN: 1548-2634. DOI: 10.1002/pen.760280109. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pen.760280109> (besucht am 07. 06. 2020).
- [102] P. H. Dara und A. C. Loos. *Thermoplastic Matrix Composite Processing Model*. Contractor Report (CR) NAS 1.26:176639. NASA, 1. Sep. 1985. URL: <https://ntrs.nasa.gov/citations/19860012148> (besucht am 28. 07. 2024).
- [103] K. Jud, H. H. Kausch und J. G. Williams. „Fracture mechanics studies of crack healing and welding of polymers“. In: *Journal of Materials Science* 16.1 (1. Jan. 1981), S. 204–210. ISSN: 1573-4803. DOI: 10.1007/BF00552073. URL: <https://doi.org/10.1007/BF00552073> (besucht am 07. 06. 2020).

- [104] L. J. Bastien und J. W. Gillespie Jr. „A Non-Isothermal Healing Model for Strength and Toughness of Fusion Bonded Joints of Amorphous Thermoplastics“. In: *Polymer Engineering & Science* 31.24 (1991), S. 1720–1730. ISSN: 1548-2634. DOI: 10.1002/pen.760312406. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pen.760312406> (besucht am 29. 07. 2024).
- [105] Fazil O. Sonmez und H. Thomas Hahn. „Analysis of the On-Line Consolidation Process in Thermoplastic Composite Tape Placement“. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 10.6 (1. Nov. 1997), S. 543–572. ISSN: 0892-7057. DOI: 10.1177/089270579701000604. URL: <https://doi.org/10.1177/089270579701000604> (besucht am 12. 08. 2024).
- [106] F. Yang und R. Pitchumani. „Healing of Thermoplastic Polymers at an Interface under Nonisothermal Conditions“. In: *Macromolecules* 35.8 (Apr. 2002), S. 3213–3224. ISSN: 0024-9297. DOI: 10.1021/ma010858o. URL: <https://pubs.acs.org/doi/full/10.1021/ma010858o> (besucht am 28. 07. 2024).
- [107] Alexei E. Likhtman und Tom C. B. McLeish. „Quantitative Theory for Linear Dynamics of Linear Entangled Polymers“. In: *Macromolecules* 35.16 (1. Juli 2002), S. 6332–6343. ISSN: 0024-9297. DOI: 10.1021/ma0200219. URL: <https://doi.org/10.1021/ma0200219> (besucht am 27. 08. 2024).
- [108] Evelyn van Ruymbeke, Chen-Yang Liu und Christian Bailly. „Quantitative Tube Model Predictions for the Linear Viscoelasticity of Linear Polymers“. In: *Rheology Reviews* (Jan. 2007), S. 53–134. URL: <http://www.bsr.org.uk>.
- [109] Timothy P. Lodge. „Reconciliation of the Molecular Weight Dependence of Diffusion and Viscosity in Entangled Polymers“. In: *Physical Review Letters* 83.16 (18. Okt. 1999), S. 3218–3221. DOI: 10.1103/PhysRevLett.83.3218. URL: <https://link.aps.org/doi/10.1103/PhysRevLett.83.3218> (besucht am 11. 07. 2024).
- [110] F. Bueche. „Viscosity, Self-Diffusion, and Allied Effects in Solid Polymers“. In: *The Journal of Chemical Physics* 20.12 (1. Dez. 1952), S. 1959–1964. ISSN: 0021-9606. DOI: 10.1063/1.1700349. URL: <https://doi.org/10.1063/1.1700349> (besucht am 11. 07. 2024).
- [111] Jun Yin et al. „Interfacial Bonding during Multi-Material Fused Deposition Modeling (FDM) Process Due to Inter-Molecular Diffusion“. In: *Materials & Design* 150 (15. Juli 2018), S. 104–112. ISSN: 0264-1275. DOI: 10.1016/j.matdes.2018.04.029. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127518302995> (besucht am 27. 03. 2024).
- [112] C. McIlroy und P. D. Olmsted. „Disentanglement Effects on Welding Behaviour of Polymer Melts during the Fused-Filament-Fabrication Method for Additive Manufacturing“. In: *Polymer* 123 (11. Aug. 2017), S. 376–391. ISSN: 0032-3861. DOI: 10.1016/j.polymer.2017.06.051. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0032386117306213> (besucht am 27. 03. 2024).

- [113] Joseph Bartolai, Timothy W. Simpson und Renxuan Xie. „Predicting Strength of Additively Manufactured Thermoplastic Polymer Parts Produced Using Material Extrusion“. In: *Rapid Prototyping Journal* 24.2 (1. Jan. 2018), S. 321–332. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-02-2017-0026. URL: <https://doi.org/10.1108/RPJ-02-2017-0026> (besucht am 12. 07. 2024).
- [114] Arthur Lepoivre et al. „Heat Transfer and Adhesion Study for the FFF Additive Manufacturing Process“. In: *Procedia Manufacturing*. 23rd International Conference on Material Forming 47 (1. Jan. 2020), S. 948–955. ISSN: 2351-9789. DOI: 10.1016/j.promfg.2020.04.291. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2351978920313573> (besucht am 27. 03. 2024).
- [115] S. F. Costa, F. M. Duarte und J. A. Covas. „Thermal Conditions Affecting Heat Transfer in FDM/FFE: A Contribution towards the Numerical Modelling of the Process“. In: *Virtual and Physical Prototyping* 10.1 (2. Jan. 2015), S. 35–46. ISSN: 1745-2759. DOI: 10.1080/17452759.2014.984042. URL: <https://doi.org/10.1080/17452759.2014.984042> (besucht am 19. 05. 2020).
- [116] Eric L. Gilmer et al. „Temperature, Diffusion, and Stress Modeling in Filament Extrusion Additive Manufacturing of Polyetherimide: An Examination of the Influence of Processing Parameters and Importance of Modeling Assumptions“. In: *Additive Manufacturing* 48 (1. Dez. 2021), S. 102412. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2021.102412. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860421005650> (besucht am 27. 03. 2024).
- [117] Eduardo Barocio et al. „Prediction of the Degree of Bonding in the Extrusion Deposition Additive Manufacturing Process of Semi-Crystalline Polymer Composites“. In: *Dassault Systemes' Science in the Age of Experience*. Boston, MA, USA, Juni 2018.
- [118] Cemile Basgul, Florian M. Thieringer und Steven M. Kurtz. „Heat transfer-based non-isothermal healing model for the interfacial bonding strength of fused filament fabricated polyetheretherketone“. In: *Additive Manufacturing* 46 (1. Okt. 2021), S. 102097. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2021.102097. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860421002621> (besucht am 28. 04. 2023).
- [119] L. Li et al. „Composite Modeling and Analysis for Fabrication of FDM Prototypes with Locally Controlled Properties“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 4.2 (Jan. 2002), S. 129–141. ISSN: 15266125. DOI: 10.1016/S1526-6125(02)70139-4. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1526612502701394> (besucht am 16. 05. 2020).
- [120] Caterina Casavola et al. „Orthotropic Mechanical Properties of Fused Deposition Modeling Parts Described by Classical Laminate Theory“. In: *Materials & Design* 90 (15. Jan. 2016), S. 453–458. ISSN: 0264-1275. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.11.009. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0264127515307516> (besucht am 07. 10. 2024).
- [121] Pradeep Kumar Mishra und P Senthil. „Prediction of In-Plane Stiffness of Multi-Material 3D Printed Laminate Parts Fabricated by FDM Process Using CLT and Its Mechanical Behaviour under Tensile Load“. In: *Materials Today Communications* 23 (1. Juni 2020),

- S. 100955. ISSN: 2352-4928. DOI: 10.1016/j.mtcomm.2020.100955. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2352492820302282> (besucht am 25. 05. 2020).
- [122] Y Zhang und Y K Chou. „Three-Dimensional Finite Element Analysis Simulations of the Fused Deposition Modelling Process“. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 220.10 (1. Okt. 2006), S. 1663–1671. ISSN: 0954-4054. DOI: 10.1243/09544054JEM572. URL: <https://doi.org/10.1243/09544054JEM572> (besucht am 05. 05. 2020).
- [123] Y Zhang und K Chou. „A Parametric Study of Part Distortions in Fused Deposition Modelling Using Three-Dimensional Finite Element Analysis“. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 222.8 (1. Aug. 2008), S. 959–968. ISSN: 0954-4054. DOI: 10.1243/09544054JEM990. URL: <https://doi.org/10.1243/09544054JEM990> (besucht am 16. 04. 2020).
- [124] Huadong Yang und Sen Zhang. „Numerical Simulation of Temperature Field and Stress Field in Fused Deposition Modeling“. In: *Journal of Mechanical Science and Technology* 32.7 (1. Juli 2018), S. 3337–3344. ISSN: 1976-3824. DOI: 10.1007/s12206-018-0636-4. URL: <https://doi.org/10.1007/s12206-018-0636-4> (besucht am 07. 10. 2024).
- [125] Bastian Brenken et al. „Simulation of Semi-Crystalline Composites in the Extrusion Deposition Additive Manufacturing Process“. In: *Science in the Age of Experience* (2017), S. 13.
- [126] Liang Bo Ji und Tian Rui Zhou. „Finite Element Simulation of Temperature Field in Fused Deposition Modeling“. In: *Manufacturing Science and Engineering I*. Trans Tech Publications Ltd, 2010, S. 2585–2588. ISBN: 9780878492800. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.97-101.2585. URL: [/AMR.97-101.2585](http://www.scientific.net/AMR.97-101.2585) (besucht am 03. 04. 2020).
- [127] Blake Courter et al. „Finite Element Simulation of the Fused Deposition Modelling Process“. In: *NAFEMS World Congress*. 13. Juni 2017.
- [128] Yong Zhou et al. „Temperature Analysis in the Fused Deposition Modeling Process“. In: *2016 3rd International Conference on Information Science and Control Engineering (ICISCE)*. 2016 3rd International Conference on Information Science and Control Engineering (ICISCE). Juli 2016, S. 678–682. DOI: 10.1109/ICISCE.2016.150.
- [129] D Zeng et al. „NUMERICAL SIMULATION OF THE TEMPERATURE HISTORY FOR PLASTIC PARTS IN FUSED FILAMENT FABRICATION (FFF) PROCESS“. In: *Solid Freeform Fabrication*. 2019, S. 12.
- [130] Farid Talagani et al. „Numerical Simulation of Big Area Additive Manufacturing (3D Printing) of a Full Size Car“. In: *Sampe Journal* 51 (1. Juli 2015), S. 27.
- [131] A. García-Collado et al. „Advances in polymers based Multi-Material Additive-Manufacturing Techniques: State-of-art review on properties and applications“. In: *Additive Manufacturing* 50 (1. Feb. 2022), S. 102577. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2021.102577. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860421007247> (besucht am 28. 04. 2023).

- [132] Tiantian Li und Lifeng Wang. „Bending behavior of sandwich composite structures with tunable 3D-printed core materials“. In: *Composite Structures* 175 (Supplement C 1. Sep. 2017). Number: Supplement C Reporter: Composite Structures, S. 46–57. ISSN: 0263-8223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2017.05.001. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822317306682>.
- [133] Henning Janssen, Tido Peters und Christian Brecher. „Efficient Production of Tailored Structural Thermoplastic Composite Parts by Combining Tape Placement and 3d Printing“. In: *Procedia CIRP*. 1st CIRP Conference on Composite Materials Parts Manufacturing (CIRP CCMPM 2017) 66 (1. Jan. 2017), S. 91–95. ISSN: 2212-8271. DOI: 10.1016/j.procir.2017.02.022. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S221282711730118X> (besucht am 25. 04. 2021).
- [134] Mohammad Bahar und Michael Sinapius. „A Novel Approach: Combination of Automated Fiber Placement (AFP) and Additive Layer Manufacturing (ALM)“. In: *Journal of Composites Science* 2 (17. Juli 2018), S. 42. DOI: 10.3390/jcs2030042.
- [135] R. Boros, P. Kannan Rajamani und J. G. Kovacs. „Combination of 3D printing and injection molding: Overmolding and overprinting“. In: *Express Polymer Letters* 13.10 (2019), S. 889–897. ISSN: 1788618X. DOI: 10.3144/expresspolymlett.2019.77. URL: <http://www.expresspolymlett.com/letolt.php?file=EPL-0009982&mi=c> (besucht am 08. 10. 2021).
- [136] U. Morales et al. „Over-3D Printing of Continuous Carbon Fibre Composites on Organo-Sheet Substrates“. In: *AIP Conference Proceedings*. 22nd International Esaform Conference on Material Forming: Esaform. Bd. 2113. Vitoria-Gasteiz, Spain: American Institute of Physics, 8.–10. Mai 2019, S. 020015. DOI: 10.1063/1.5112520. URL: <https://aip.scitation.org/doi/abs/10.1063/1.5112520> (besucht am 08. 10. 2021).
- [137] L. Penter et al. „3D Printing Technology for Low Cost Manufacturing of Hybrid Prototypes from Multi Material Composites“. In: *Production at the Leading Edge of Technology*. 10th Congress of the German Academic Association for Production Technology (WGP). Hrsg. von Bernd-Arno Behrens et al. Dresden, Germany: Springer Berlin Heidelberg, 23.–24. Sep. 2020, S. 396–405. ISBN: 978-3-662-62138-7. DOI: 10.1007/978-3-662-62138-7.
- [138] Johanna Maier et al. „Adhesion Studies during Generative Hybridization of Textile-Reinforced Thermoplastic Composites via Additive Manufacturing“. In: *Materials* 14 (12. Juli 2021), S. 3888. DOI: 10.3390/ma14143888.
- [139] Isciane Caprais et al. „Bonding between High-Performance Polymer Processed by Fused Filament Fabrication and PEEK/Carbon Fiber Laminate“. In: *ESAFORM 2021*. 24th International Conference on Material Forming. Liège, Belgium, 14. Apr. 2021. DOI: 10.25518/esaform21.2335.
- [140] I Caprais, P Joyot und E Duc. „Bonding between Thermostable Polymers Processed by FFF and PEEK/Carbon Fiber Laminate“. In: *ADDFABCOMP– Additive Fabrication of Composite N°2*. ADDFABCOMP– Additive Fabrication of Composite N°2. Online conference, 23.–24. Nov. 2021, S. 23–24.

- [141] Nan Yi et al. „Correlation between Interfacial Bond Strength and Degree of Healing in Overprinting PAEK on CF/PAEK Composites“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 183 (1. Aug. 2024), S. 108217. ISSN: 1359-835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2024.108217. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X24002148> (besucht am 15. 09. 2024).
- [142] A. Khudiakova et al. „Inter-Layer Bonding Characterisation between Materials with Different Degrees of Stiffness Processed by Fused Filament Fabrication“. In: *Additive Manufacturing* 28 (1. Aug. 2019), S. 184–193. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2019.05.006. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860419301034> (besucht am 27. 03. 2024).
- [143] Nikolas Matkovic et al. „Novel Robot-Based Process Chain for the Flexible Production of Thermoplastic Components with CFRP Tape Reinforcement Structures“. In: *Procedia CIRP*. Bd. 106. 1. Jan. 2022, S. 21–26. DOI: 10.1016/j.procir.2022.02.149. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827122001500> (besucht am 20. 12. 2022).
- [144] Felix Raspall, Rajkumar Velu und Nahaad Mohammed Vaheed. „Fabrication of complex 3D composites by fusing automated fiber placement (AFP) and additive manufacturing (AM) technologies“. In: *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science* 5.1 (2. Jan. 2019), S. 6–16. ISSN: 2055-0340. DOI: 10.1080/20550340.2018.1557397. URL: <https://doi.org/10.1080/20550340.2018.1557397>.
- [145] Jean-François Chauvette et al. „Non-Planar Multiprocess Additive Manufacturing of Multifunctional Composites“. In: *Advanced Materials Technologies* 8.17 (2023), S. 2300399. ISSN: 2365-709X. DOI: 10.1002/admt.202300399. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/admt.202300399> (besucht am 28. 03. 2024).
- [146] Vidya Kishore et al. „Infrared Preheating to Improve Interlayer Strength of Big Area Additive Manufacturing (BAAM) Components“. In: *Additive Manufacturing* 14 (1. März 2017), S. 7–12. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2016.11.008. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S221486041630330X> (besucht am 16. 05. 2023).
- [147] Pu Han et al. „An Approach to Improve Interface Healing in FFF-3D Printed Ultem 1010 Using Laser Pre-Deposition Heating“. In: *Procedia Manufacturing*. 47th SME North American Manufacturing Research Conference, NAMRC 47, Pennsylvania, USA. 34 (1. Jan. 2019), S. 672–677. ISSN: 2351-9789. DOI: 10.1016/j.promfg.2019.06.195. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2351978919309242> (besucht am 05. 10. 2021).
- [148] Pu Han et al. „Effect of In-Process Laser Interface Heating on Strength Isotropy of Extrusion-Based Additively Manufactured PEEK“. In: *Procedia Manufacturing*. 48th SME North American Manufacturing Research Conference, NAMRC 48 48 (1. Jan. 2020), S. 737–742. ISSN: 2351-9789. DOI: 10.1016/j.promfg.2020.05.107. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2351978920315596> (besucht am 12. 04. 2024).

- [149] Nurbol Sabyrov, Anuar Abilgazyev und Md. Hazrat Ali. „Enhancing Interlayer Bonding Strength of FDM 3D Printing Technology by Diode Laser-Assisted System“. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 108.1 (1. Mai 2020), S. 603–611. ISSN: 1433-3015. DOI: 10.1007/s00170-020-05455-y. URL: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05455-y> (besucht am 12. 04. 2024).
- [150] Piyush Suresh Mundada, Che-Hao Yang und Roland K. Chen. „Investigation of the Effects of a Pre-Deposition Heating System on the Interfacial Temperature and Interlayer Bonding Strength for Fused Filament Fabrication“. In: *Rapid Prototyping Journal* 29.1 (1. Jan. 2022), S. 9–18. ISSN: 1355-2546. DOI: 10.1108/RPJ-02-2021-0033. URL: <https://doi.org/10.1108/RPJ-02-2021-0033> (besucht am 12. 04. 2024).
- [151] Gerhard Bräuer, Klaus Sachsenhofer und Reinhold W. Lang. „Material and process engineering aspects to improve the quality of the bonding layer in a laser-assisted fused filament fabrication process“. In: *Additive Manufacturing* 46 (Okt. 2021), S. 102105. ISSN: 22148604. DOI: 10.1016/j.addma.2021.102105. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2214860421002700> (besucht am 28. 04. 2023).
- [152] Jiahao Yao et al. „Interlayer Bonding Improvement of PEEK and CF-PEEK Composites with Laser-Assisted Fused Deposition Modeling“. In: *Composites Communications* 45 (1. Jan. 2024), S. 101819. ISSN: 2452-2139. DOI: 10.1016/j.coco.2024.101819. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S245221392400010X> (besucht am 03. 10. 2024).
- [153] Pedro Rendas et al. „Improvement of Tensile and Flexural Properties of 3D Printed PEEK through the Increase of Interfacial Adhesion“. In: *Journal of Manufacturing Processes* 93 (5. Mai 2023), S. 260–274. ISSN: 1526-6125. DOI: 10.1016/j.jmapro.2023.03.024. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1526612523002384> (besucht am 16. 05. 2023).
- [154] *Startseite - 3D-Druck von Apium Additive Technologies GmbH*. Apium. URL: <https://apiumtec.com/> (besucht am 16. 05. 2023).
- [155] Bin Hu et al. „Improved Design of Fused Deposition Modeling Equipment for 3D Printing of High-Performance PEEK Parts“. In: *Mechanics of Materials* 137 (1. Okt. 2019), S. 103139. ISSN: 0167-6636. DOI: 10.1016/j.mechmat.2019.103139. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167663619304028> (besucht am 03. 10. 2024).
- [156] Hardikkumar Prajapati et al. „Improved Print Quality in Fused Filament Fabrication through Localized Dispensing of Hot Air around the Deposited Filament“. In: *Additive Manufacturing* 40 (1. Apr. 2021), S. 101917. ISSN: 2214-8604. DOI: 10.1016/j.addma.2021.101917. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214860421000828> (besucht am 16. 05. 2023).
- [157] Feifan Wang et al. „Real-Time Control for Large Scale Additive Manufacturing Using Thermal Images“. In: *2019 IEEE 15th International Conference on Automation Science and Engineering (CASE)*. 2019 IEEE 15th International Conference on Automation Science and Engineering (CASE). Vancouver, BC, Canada: IEEE, Aug. 2019, S. 36–41. ISBN: 978-1-72810-

- 356-3. DOI: 10.1109/COASE.2019.8843264. URL: <https://ieeexplore.ieee.org/document/8843264/> (besucht am 28. 04. 2024).
- [158] Julius Lipskas, Kamal Deep und Wei Yao. „Robotic-Assisted 3D Bio-printing for Repairing Bone and Cartilage Defects through a Minimally Invasive Approach“. In: *Scientific Reports* 9.1 (6. März 2019), S. 3746. ISSN: 2045-2322. DOI: 10.1038/s41598-019-38972-2. pmid: 30842477.
- [159] Kaiwei Ma et al. „Application of Robotic-Assisted *in Situ* 3D Printing in Cartilage Regeneration with HAMA Hydrogel: An *in Vivo* Study“. In: *Journal of Advanced Research* 23 (1. Mai 2020), S. 123–132. ISSN: 2090-1232. DOI: 10.1016/j.jare.2020.01.010. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2090123220300102> (besucht am 12. 09. 2024).
- [160] Lan Li et al. „Robotic *in Situ* 3D Bio-Printing Technology for Repairing Large Segmental Bone Defects“. In: *Journal of Advanced Research* 30 (1. Mai 2021), S. 75–84. ISSN: 2090-1232. DOI: 10.1016/j.jare.2020.11.011. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S209012322030237X> (besucht am 12. 09. 2024).
- [161] Lan Li et al. „In Situ Repair of Bone and Cartilage Defects Using 3D Scanning and 3D Printing“. In: *Scientific Reports* 7.1 (25. Aug. 2017), S. 9416. ISSN: 2045-2322. DOI: 10.1038/s41598-017-10060-3. URL: <https://www.nature.com/articles/s41598-017-10060-3> (besucht am 12. 09. 2024).
- [162] Yan Zhang et al. „Artificial Intelligence-Assisted Repair System for Structural and Electrical Restoration Using 3D Printing“. In: *Advanced Intelligent Systems* 4.10 (2022), S. 2200162. ISSN: 2640-4567. DOI: 10.1002/aisy.202200162. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/aisy.202200162> (besucht am 12. 09. 2024).
- [163] Lukas Raps et al. „In-Situ Automated Fiber Placement Gap Defects Filled by Fused Granular Fabrication“. In: *Manufacturing Letters* 40 (1. Juli 2024), S. 125–128. ISSN: 2213-8463. DOI: 10.1016/j.mfglet.2024.03.007. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S221384632400021X> (besucht am 12. 09. 2024).
- [164] Liuchao Jin et al. „Big Data, Machine Learning, and Digital Twin Assisted Additive Manufacturing: A Review“. In: *Materials & Design* 244 (1. Aug. 2024), S. 113086. ISSN: 0264-1275. DOI: 10.1016/j.matdes.2024.113086. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S026412752400460X> (besucht am 12. 09. 2024).
- [165] Ramy Harik et al. „Automated Fiber Placement Defect Identity Cards: Cause, Anticipation, Existence, Significance, and Progression“. In: SAMPE 2018. Long Beach, CA, USA, 21. Mai 2018. URL: <https://ntrs.nasa.gov/citations/20200002536> (besucht am 12. 09. 2024).
- [166] Falk Heinecke und Christian Willberg. „Manufacturing-Induced Imperfections in Composite Parts Manufactured via Automated Fiber Placement“. In: *Journal of Composites Science* 3.2 (2 Juni 2019), S. 56. ISSN: 2504-477X. DOI: 10.3390/jcs3020056. URL: <https://www.mdpi.com/2504-477X/3/2/56> (besucht am 12. 09. 2024).

- [167] Thomas Zenker, Fabian Bruckner und Klaus Drechsler. „Effects of Defects on Laminate Quality and Mechanical Performance in Thermoplastic Automated Fiber Placement-based Process Chains“. In: *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science* 5.4 (2. Okt. 2019), S. 184–205. ISSN: 2055-0340. DOI: 10.1080/20550340.2019.1703334. URL: <https://doi.org/10.1080/20550340.2019.1703334> (besucht am 12. 09. 2024).
- [168] Fynn Atzler, Simon Hümbert und Heinz Voggenreiter. „A Workflow for the Compensation of Substrate Defects When Overprinting in Extrusion-Based Processes“. In: *Journal of Manufacturing and Materials Processing* 8.4 (4 Aug. 2024), S. 147. ISSN: 2504-4494. DOI: 10.3390/jmmp8040147. URL: <https://www.mdpi.com/2504-4494/8/4/147> (besucht am 01. 08. 2024).
- [169] Mahmoud Fereidouni und Suong Van Hoa. „In-Situ Consolidation of Thermoplastic Composites by Automated Fiber Placement: Characterization of Defects“. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* (8. Mai 2024), S. 08927057241251837. ISSN: 0892-7057. DOI: 10.1177/08927057241251837. URL: <https://doi.org/10.1177/08927057241251837> (besucht am 12. 09. 2024).
- [170] A. Sawicki und P. Minguett. „The Effect of Intraply Overlaps and Gaps upon the Compression Strength of Composite Laminates“. In: *39th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit*. 39th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit. Long Beach, CA, U.S.A.: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 20. Apr. 1998. DOI: 10.2514/6.1998-1786. URL: <https://arc.aiaa.org/doi/10.2514/6.1998-1786> (besucht am 12. 09. 2024).
- [171] O. Falcó et al. „Effect of Tow-Drop Gaps on the Damage Resistance and Tolerance of Variable-Stiffness Panels“. In: *Composite Structures* 116 (1. Sep. 2014), S. 94–103. ISSN: 0263-8223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2014.05.005. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822314002050> (besucht am 12. 09. 2024).
- [172] Lukas Raps, Ines Schiel und Ashley Chadwick. „Effect of Gap Defects on In-Situ AFP-manufactured Structures“. In: *20th European Conference on Composite Materials*. Lausanne, Schweiz, 26.–30. Juni 2022. URL: <https://elib.dlr.de/189460/> (besucht am 12. 09. 2024).
- [173] Yue Li et al. „Analysis of Warping Defect Formation Mechanisms in Hot Molding of CF/PEEK Thin-Wall Structures and Their Influence on Mechanical Properties“. In: *Thin-Walled Structures* 207 (1. Feb. 2025), S. 112740. ISSN: 0263-8231. DOI: 10.1016/j.tws.2024.112740. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263823124011807> (besucht am 31. 12. 2024).
- [174] Mariam A Al-Dhaheri et al. „Experimental Investigation of Warpage in Thin CF/PEKK Composite Laminates Consolidated under Non-Isothermal Conditions“. In: *Journal of Thermoplastic Composite Materials* (25. Mai 2024), S. 08927057241256936. ISSN: 0892-7057. DOI: 10.1177/08927057241256936. URL: <https://doi.org/10.1177/08927057241256936> (besucht am 31. 12. 2024).

- [175] Daniel Fricke, Lukas Raps und Ines Schiel. „Prediction of Warping in Thermoplastic AFP-manufactured Laminates through Simulation and Experimentation“. In: *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science* 8.1 (23. Feb. 2022), S. 1–10. ISSN: 2055-0340. DOI: 10.1080/20550340.2021.2015212. URL: <https://doi.org/10.1080/20550340.2021.2015212> (besucht am 31. 12. 2024).
- [176] Remko Akkerman, Mark Bouwman und Sebastiaan Wijskamp. „Analysis of the Thermoplastic Composite Overmolding Process: Interface Strength“. In: *Frontiers in Materials* 7 (2020), S. 27. ISSN: 2296-8016. DOI: 10.3389/fmats.2020.00027. URL: <https://www.frontiersin.org/article/10.3389/fmats.2020.00027> (besucht am 17. 11. 2021).
- [177] Mark Bouwman et al. „Overmolding: An Integrated Design Approach for Dimensional Accuracy and Strength of Structural Parts“. In: 3rd Annual Composites and Advanced Materials Expo. Anaheim, USA, 2016, S. 33.
- [178] A. Szuchács et al. „Bonding Strength Calculation in Multicomponent Plastic Processing Technologies“. In: *Materials and Manufacturing Processes* 37.2 (25. Jan. 2022), S. 151–159. ISSN: 1042-6914. DOI: 10.1080/10426914.2021.1948052. URL: <https://doi.org/10.1080/10426914.2021.1948052> (besucht am 08. 10. 2024).
- [179] Ruggero Giusti und Giovanni Lucchetta. „Modeling the Adhesion Bonding Strength in Injection Overmolding of Polypropylene Parts“. In: *Polymers* 12.9 (Sep. 2020). Number: 9 Publisher: Multidisciplinary Digital Publishing Institute, S. 2063. DOI: 10.3390/polym12092063. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/12/9/2063> (besucht am 19. 11. 2021).
- [180] A. Liebsch et al. „Overmoulding of Consolidated Fibre-Reinforced Thermoplastics - Increasing the Bonding Strength by Physical Surface Pre-Treatments“. In: *Procedia CIRP*. 2nd CIRP Conference on Composite Material Parts Manufacturing, 10-11 October 2019, Advanced Manufacturing Research Centre, UK 85 (1. Jan. 2019), S. 212–217. ISSN: 2212-8271. DOI: 10.1016/j.procir.2019.09.047. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827119313095> (besucht am 18. 11. 2021).
- [181] Praveen Kannan Rajamani, Tatyana Ageyeva und József Gábor Kovács. „Personalized Mass Production by Hybridization of Additive Manufacturing and Injection Molding“. In: *Polymers* 13.2 (Jan. 2021). Number: 2 Publisher: Multidisciplinary Digital Publishing Institute, S. 309. ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym13020309. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/13/2/309> (besucht am 12. 04. 2022).
- [182] Ziyue Zhao et al. „Study on the Overmolding Process of Carbon-Fiber-Reinforced Poly (Aryl Ether Ketone) (PAEK)/Poly (Ether Ether Ketone) (PEEK) Thermoplastic Composites“. In: *Materials* 16.12 (12 Jan. 2023), S. 4456. ISSN: 1996-1944. DOI: 10.3390/ma16124456. URL: <https://www.mdpi.com/1996-1944/16/12/4456> (besucht am 19. 11. 2023).
- [183] Wenzheng Wu et al. „Hybrid Additive Manufacturing of Fused Filament Fabrication and Ultrasonic Consolidation“. In: *Polymers* 14.12 (12 Jan. 2022), S. 2385. ISSN: 2073-4360. DOI: 10.3390/polym14122385. URL: <https://www.mdpi.com/2073-4360/14/12/2385> (besucht am 26. 04. 2024).

- [184] GEWO HTP-260. GEWO3D. URL: <https://gewo3d.com/de/http-260/ueberblick.html> (besucht am 26. 09. 2021).
- [185] DXR Series. URL: <https://www.hansweber.de/produkte-services/additive/baureihen/dxr-series> (besucht am 05. 09. 2024).
- [186] *Space product assurance: Data for selection of space materials and processes (ECSS-Q-70-71A rev.1)*. 1. Juni 2004. (Besucht am 24. 08. 2019).
- [187] FIL-A-GEHR PEEK. FIL-A-GEHR SHOP. URL: <https://shop.filagehr.com/de/filament/3/fil-a-gehr-peek> (besucht am 12. 08. 2024).
- [188] TECAFIL PEEK VX CF30 Black 1,75 Mm | Ensinger. URL: <https://www.ensingerplastics.com/de-de/filamente/tecafil-peek-vx-cf30-black-1-75-mm> (besucht am 12. 08. 2024).
- [189] Toray Cetex® TC1200 - Toray Advanced Composites. Advanced Composites. URL: <https://www.toraytac.com/product-explorer/products/ovl4/Toray-Cetex-TC1200> (besucht am 29. 03. 2024).
- [190] Kohlefaser PEEK Compound - TECACOMP PEEK 150 CF30 Black | Ensinger. URL: <https://www.ensingerplastics.com/de-de/compounds/cf-peek-compound-tecacomp-peek-150-cf30-black> (besucht am 12. 09. 2024).
- [191] Toray Cetex® TC1225 - Toray Advanced Composites. Advanced Composites. URL: <https://www.toraytac.com/product-explorer/products/gXuK/Toray-Cetex-TC1225> (besucht am 12. 09. 2024).
- [192] Simon Hümbert et al. „MECHANICAL CHARACTERISATION OF IN-SITU BONDING BETWEEN PEEK FILAMENTS AND LAMINATES IN THE FFF PROCESS“. In: *Proceedings of the 20th European Conference on Composite Materials - Composites Meet Sustainability (Vol 1-6)*. Lausanne, Switzerland, Juni 2022. ISBN: 978-2-9701614-0-0. DOI: 10.5075/epfl-298799_978-2-9701614-0-0.
- [193] Simon Hümbert, Fynn Atzler und Heinz Voggenreiter. „Mechanical Characterisation of Bond Formation during Overprinting of PEEK Laminates“. In: *Materials* 17.1 (1 Jan. 2024), S. 161. ISSN: 1996-1944. DOI: 10.3390/ma17010161. URL: <https://www.mdpi.com/1996-1944/17/1/161> (besucht am 15. 01. 2024).
- [194] DIN EN ISO 11357-1:2023-06 *Plastics - Differential Scanning Calorimetry (DSC) - Part 1: General Principles (ISO 11357-1:2023)*; German Version EN ISO 11357-1:2023. Berlin, Germany. DOI: 10.31030/3427674. URL: <https://www.beuth.de/de/-/-/366263770> (besucht am 29. 07. 2024).
- [195] [DIN EN ISO 527-2] *Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften. Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen (ISO 527-2:2012)*; Deutsche Fassung EN ISO 527-2:2012. Berlin, Germany, Juni 2012.

- [196] D. J. Blundell und B. N. Osborn. „The Morphology of Poly(Aryl-Ether-Ether-Ketone)“. In: *Polymer* 24.8 (1. Aug. 1983), S. 953–958. ISSN: 0032-3861. DOI: 10.1016/0032-3861(83)90144-1. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0032386183901441> (besucht am 25.04.2023).
- [197] André I. Khuri und Siuli Mukhopadhyay. „Response Surface Methodology“. In: *WIREs Computational Statistics* 2.2 (2010), S. 128–149. ISSN: 1939-0068. DOI: 10.1002/wics.73. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/wics.73> (besucht am 16.01.2025).
- [198] Karl Siebertz, David Van Bebber und Thomas Hochkirchen. *Statistische Versuchsplanung*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2017. ISBN: 978-3-662-55743-3. DOI: 10.1007/978-3-662-55743-3. URL: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-662-55743-3> (besucht am 16.01.2025).
- [199] ASTM International. *ASTM D3846-08(2015), Standard Test Method for In-Plane Shear Strength of Reinforced Plastics*. West Conshohocken, PA, 2015. URL: www.astm.org.
- [200] S. Sommacal et al. „Characterisation of Void and Fiber Distribution in 3D Printed Carbon-Fiber/PEEK Using X-ray Computed Tomography“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 149 (1. Okt. 2021), S. 106487. ISSN: 1359-835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2021.106487. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X21002098> (besucht am 05.01.2025).
- [201] Simon Hümbert et al. „Modelling of Bond Formation during Overprinting of PEEK Laminates“. In: *Materials* 17.17 (17 Jan. 2024), S. 4399. ISSN: 1996-1944. DOI: 10.3390/ma17174399. URL: <https://www.mdpi.com/1996-1944/17/17/4399> (besucht am 07.09.2024).
- [202] Ozan Çelik et al. „The Influence of Inter-Laminar Thermal Contact Resistance on the Cooling of Material during Laser Assisted Fiber Placement“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 145 (1. Juni 2021), S. 106367. ISSN: 1359-835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2021.106367. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X21000919> (besucht am 30.07.2024).
- [203] Frederic Neil Cogswell. *Thermoplastic Aromatic Polymer Composites: A Study of the Structure, Processing and Properties of Carbon Fibre Reinforced Polyetheretherketone and Related Materials*. Elsevier, 22. Okt. 2013. 288 S. ISBN: 978-1-4831-6476-2. Google Books: wj0vBQAAQBAJ.
- [204] M. R. Kulkarni und R. P. Brady. „A Model of Global Thermal Conductivity in Laminated Carbon/Carbon Composites“. In: *Composites Science and Technology* 57.3 (1. Jan. 1997), S. 277–285. ISSN: 0266-3538. DOI: 10.1016/S0266-3538(96)00116-9. URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353896001169> (besucht am 26.08.2024).
- [205] *TECAFIL PEEK VX Natural - 1,75 Mm | Ensinger*. URL: <https://www.ensingerplastics.com/de-de/filamente/tecafil-peek-vx-natural-1-75-mm> (besucht am 30.08.2024).

- [206] Simon Hümbert, Aaron Schmidt und Fynn Atzler. „OVERPRINTING OF LARGE-SCALE THERMOPLASTIC COMPOSITES IN FGF-PROCESS USING LOCAL PREHEATING“. In: TWENTY-THIRD INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS (ICCM23). Belfast, Nordirland, 30. Juli–4. Aug. 2023. URL: <https://elib.dlr.de/199227/> (besucht am 16. 09. 2024).
- [207] Fynn Atzler et al. „COMBINING FUSED GRANULAR FABRICATION AND AUTOMATED FIBRE PLACEMENT FOR THE RAPID PRODUCTION OF COMPLEX SANDWICH-STRUCTURES“. In: International Conference on Composite Materials (ICCM23). Belfast, UK, 31. Juli–4. Aug. 2023. URL: <https://elib.dlr.de/197283/> (besucht am 12. 11. 2023).
- [208] KUKA KR 70 R2100. URL: <https://my.kuka.com/s/product/kr-70-r2100/01t1i000000AQtsAAW?language=de> (besucht am 31. 12. 2024).
- [209] DIN EN 1465:2009-07, Klebstoffe_ - Bestimmung Der Zugscherfestigkeit von Überlappungskle-bungen; Deutsche Fassung EN_1465:2009. DOI: 10.31030/1507601. URL: <https://www.dinmedia.de/de/-/-/115724482> (besucht am 10. 10. 2024).
- [210] onelio. 6.5.1 Zugscherversuch. Leitfaden / Kleben. URL: <https://leitfaden.klebstoffe.com/6-5-1-zugscherversuch/> (besucht am 30. 11. 2020).
- [211] Irene Fernandez Villegas und Calvin Rans. „The Dangers of Single-Lap Shear Testing in Understanding Polymer Composite Welded Joints“. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 379.2203 (9. Aug. 2021), S. 20200296. DOI: 10.1098/rsta.2020.0296. URL: <https://royalsocietypublishing.org/doi/10.1098/rsta.2020.0296> (besucht am 19. 05. 2022).
- [212] Jack R. Vinson. „Adhesive Bonding of Polymer Composites“. In: *Polymer Engineering & Science* 29.19 (1989), S. 1325–1331. ISSN: 1548-2634. DOI: 10.1002/pen.760291904. URL: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pen.760291904> (besucht am 18. 05. 2022).