

---

Experimentelle Untersuchungen zum Aufschmelz- und Fließverhalten  
von Kunststofffilamenten in der FFF und deren  
Anwendung zur Simulation des Druckprozesses

zur Erlangung des akademischen Grades  
DOKTOR DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.) der  
Fakultät für Maschinenbau  
der Universität Paderborn

genehmigte  
DISSERTATION

von  
*M.Sc., Rebecca Wolff*  
aus *Nürnberg*

Tag des Kolloquiums:	09.07.2024
Referent:	Prof. Dr.-Ing. Volker Schöppner
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. Martin Bastian



---

## **Danksagung**

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am SKZ – Das Kunststoff-Zentrum in den Jahren 2020-2024.

Mein besonderer Dank gilt meinem Betreuer Herrn Prof. Dr.-Ing. Volker Schöppner, Leiter der Kunststoffverarbeitung am Institut für Kunststofftechnik (KTP) an der Universität Paderborn, für die Möglichkeit zur externen Promotion. Ich bedanke mich für die hervorragende Betreuung, die Zeit und den wertvollen Austausch.

Weiterhin möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Martin Bastian, Institutsdirektor des SKZ – Das Kunststoff-Zentrum für den geschaffenen Rahmen und die Übernahme des Korreferats bedanken, sowie für die sorgfältige Durchsicht der Dissertationsschrift und die hilfreichen Anregungen und Ratschläge.

Ein herzliches Dankeschön gilt auch allen Vorgesetzten, Kollegen und Studenten am SKZ, die mir mit ihrem Wissen und ihrer bedingungslosen Hilfsbereitschaft immer zur Seite standen. Ich danke Herrn Dr.-Ing. Johannes Rudloff für die fachliche Unterstützung und die großzügigen Freiräume, ohne die ich die Arbeit nicht in diesem Zeitraum hätte beenden können. Frau Dr.-Ing. Hatice Malatyali danke ich für das offene Ohr bei Fragen und Problemen. Dank gebührt auch Mehdi Iben Habba für die essenzielle Unterstützung und die zahlreichen Versuchspunkte und Auswertungen während seiner studentischen Tätigkeiten.

Meiner Familie möchte ich von ganzem Herzen danken für den unerschütterlichen Glauben an mich, für all die Möglichkeiten, die ich hatte und den steten Rückhalt, den ich tagtäglich erfahren darf. Danke vor allem auch an meinen Partner Ngoc Diep, der während dieser Zeit ein außergewöhnliches Verständnis für die langen Arbeitstage und kurzen Wochenenden gezeigt und der mir stets den Rücken gestärkt hat.

Schließlich danke ich allen Freunden und Wegbegleitern, die durch ihr Verständnis und ihren Zuspruch dazu beigetragen haben, dass ich diese Herausforderung meistern konnte. Besonders danken möchte ich dabei Laura Kuhlmann, für ihre ausdauernde Unterstützung und Ermutigung.



---

## **Kurzfassung**

Die Fused Filament Fabrication (FFF) gehört zu den zahlenmäßig am häufigsten eingesetzten additiven Fertigungsverfahren, sowohl im privaten als auch industriellen Sektor. Die simulative Druckvorhersage im FFF rückte jedoch erst innerhalb der letzten Jahre in einigen wenigen wissenschaftlichen Arbeiten in den Vordergrund. Im Gegensatz zu etablierten Kunststoffverarbeitungsverfahren werden hier in der Verfahrens-, Prozess- und Bauteilentwicklung bisher kaum Simulationen in der Entwicklung eingesetzt. Es bedarf immer noch weiterer Forschungsarbeit, um zukünftig das zeitaufwändige Trial-and-Error-Prinzip in der FFF zu ersetzen. In dieser Arbeit werden deshalb die physikalischen Vorgänge im FFF-Hotend in Abhängigkeit von Düsengeometrie, Material- und Verarbeitungsparametern sowohl experimentell und simulativ untersucht, um Aufschluss über Wirkungszusammenhänge in der Druckerdüse zu geben. Es werden geeignete Methoden zur messtechnischen Erfassung des Aufschmelz- und Fließverhaltens entwickelt und deren Eignung diskutiert. Neben Handlungsempfehlungen zur Wahl von Materialeigenschaften und Prozessparametern werden auch numerische Modelle vorgestellt. Diese beschreiben die Zwei-Phasenströmung in einer 2D-Strömungsgeometrie und ermöglichen eine simulative Prozessvorhersage im untersuchten FFF-Hotend, basierend auf den experimentellen Erkenntnissen.

## **Abstract**

Fused filament fabrication (FFF) is a commonly used additive manufacturing process in both private and industrial sectors. However, process simulation in FFF has only recently been explored in scientific papers. Therefore, unlike established plastics processing methods, simulations have not been extensively used in the development of methods, processes and components in FFF. However, further research is still needed to replace the time-consuming trial-and-error principle in FFF. This work investigates the physical processes in the hotend both experimentally and through simulation, as a function of nozzle geometry, material, and processing parameters. The aim is to provide information about interactions inside the printer nozzle. Different methods for measuring melt and flow behaviour, together with recommendations for the selection of material properties and process parameters are described. In addition, numerical models are presented to simulate the two-phase flow in a 2D flow geometry and to predict process behaviour in the FFF hot end based on the experimental results.



---

## Liste der Veröffentlichungen

- R. Wolff, A. Fatima, H. Damanik, S. Turek, J. Rudloff, M. Lang, T. Hochrein et al.: *Mit Simulation zu neuen Materialien: Schnell optimale Prozessparameter für 3D-Druck-Werkstoffe ermitteln. Kunststoffe* **2021** (9), S. 102–105.
- R. Wolff, M. Bastian, T. Hochrein, S. Turek, B. Baudrit, J. Rudloff, H. Malatyali et al.: *Simulation des Hotends in der Fused Filament Fabrication: Experimentelle und simulative Studien zum Aufschmelz- und Fließprozess von Kunststofffilamenten*, 1. Auflage, Shaker, Düren **2022**.
- R. Wolff, H. Damanik, A. Fatima, S. Turek, J. Rudloff, B. Baudrit, T. Hochrein et al.: *Experimentally validated numerical modeling of polymer melting and flow in material extrusion-based additive manufacturing*, in *AIP Conference Proceedings* 23 May 2023, S. 120008. <https://pubs.aip.org/aip/acp/issue/2607/1>, Abrufdatum: 04.09.2023
- R. Wolff, H. Damanik, A. Fatima, S. Turek, H. Malatyali, J. Rudloff, B. Baudrit et al.: *Heat transfer modelling for predicting maximum feeding rates in material extrusion*, in *Proceedings of the 38th International Conference of the Polymer Processing Society (PPS-38)*, AIP Publishing 22–26 May 2023, S. 150001. <https://pubs.aip.org/aip/acp/article/3158/1/150001/3290556/Heat-transfer-modeling-for-predicting-maximum>, Abrufdatum: 13.05.2024





**Inhaltsverzeichnis**

<b>1</b>	<b>Einleitung.....</b>	<b>1</b>
1.1	Ausgangssituation und Problemstellung.....	2
1.2	Zielsetzung.....	4
<b>2</b>	<b>Stand der Technik.....</b>	<b>5</b>
2.1	Additive Fertigungsverfahren .....	5
2.2	Fused Filament Fabrication .....	9
2.2.1	Antriebssystem .....	10
2.2.2	Aufschmelzsystem.....	12
2.2.3	Physikalische Vorgänge bei der FFF.....	16
2.3	Modellierungsansätze in der FFF .....	21
2.3.1	Analytische Modellierungsansätze .....	22
2.3.2	Numerische Modellierungsansätze.....	25
<b>3</b>	<b>Lösungsweg .....</b>	<b>27</b>
<b>4</b>	<b>Experimentelle Methoden .....</b>	<b>29</b>
4.1	Materialauswahl und Ermittlung der Materialdaten .....	29
4.2	Versuchsanlage .....	30
4.3	Versuchsmethodik .....	32
4.4	Vorschubkraftmessungen.....	33
4.5	Bestimmung der Massetemperatur .....	37
4.5.1	Messungen mit der Thermokamera .....	37
4.5.2	Messungen mit dem Thermo Couple .....	39
4.6	Aufschmelzanalyse .....	41
4.6.1	Herstellung zweifarbiger Filamente .....	41
4.6.2	Ermittlung der Feststofflängen .....	44
<b>5</b>	<b>Modellierung der Materialdaten .....</b>	<b>47</b>

5.1	Rheologische Daten.....	47
5.2	Thermodynamische Daten.....	51
<b>6</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen.....</b>	<b>53</b>
6.1	Kraftmessungen.....	53
6.1.1	Düse 1: V6-NOZZLE-175-0400.....	56
6.1.2	Düse 2: V6-NOZZLE-175-0800.....	61
6.1.3	Düse 3: VOLCANO-NOZZLE-175-0400 .....	65
6.1.4	Düse 4: VOLCANO-NOZZLE-175-0800 .....	69
6.2	Massetemperaturbestimmung.....	78
6.2.1	Temperaturmessungen mit der Thermokamera .....	78
6.2.2	Temperaturmessungen mit dem Thermo Couple.....	80
6.3	Aufschmelzuntersuchungen .....	86
6.3.1	Düse 1: V6-NOZZLE-175-0400.....	86
6.3.2	Düse 2: V6-NOZZLE-175-0800.....	89
6.3.3	Düse 3: VOLCANO-NOZZLE-175-0400 .....	90
6.3.4	Düse 4: VOLCANO-NOZZLE-175-0800 .....	92
<b>7</b>	<b>Aufbau der numerischen Simulation .....</b>	<b>95</b>
7.1	Numerische Methoden .....	95
7.2	Geometriebeschreibung.....	97
7.3	Festlegung von Randbedingungen .....	97
<b>8</b>	<b>Validierung der numerischen Ergebnisse.....</b>	<b>103</b>
8.1	Parametrische Darstellungen.....	103
8.2	Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse .....	106
8.2.1	Vorschubkräfte.....	106
8.2.2	Massetemperaturen .....	114
<b>9</b>	<b>Erweiterung der Modellbeschreibung für den Wärmeübergang.....</b>	<b>116</b>

---

9.1	Berechnungsansätze.....	116
9.2	Ergebnisse der Modellbildung.....	119
9.3	Anwendbarkeit für weiteres Material (PLA).....	121
9.4	Simulationsergebnisse .....	125
<b>10</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>127</b>
<b>11</b>	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>133</b>
<b>12</b>	<b>Symbol- und Abkürzungsverzeichnis .....</b>	<b>141</b>
12.1	Abkürzungen.....	141
12.2	Römische Symbole .....	142
12.3	Griechische Symbole .....	145
<b>13</b>	<b>Anhang.....</b>	<b>146</b>
A1.	Materialdatenbestimmung .....	146
A2.	Ergebnisse der Kraftmessungen.....	152
A3.	Wiederholbarkeit der Kraftmessungen .....	158
A4.	Ergebnisse Temperaturmessung Thermokamera.....	160
A5.	Ergebnisse Temperaturmessung Thermo Couple .....	163
<b>14</b>	<b>Erklärung zur Zitation von Inhalten aus studentischen Arbeiten.....</b>	<b>166</b>



## 1 Einleitung

Die additive Fertigung (AF), oft auch als 3D-Druck bezeichnet, bietet eine Reihe von Vorteilen, darunter Designfreiheit, individuelle Massenproduktion, Abfallreduktion und die Möglichkeit komplexer Strukturen herzustellen [1]. Ursprünglich für die Herstellung von Prototypen konzipiert, hat sich diese Technologie mittlerweile in verschiedenen Branchen als vollwertiges Produktionsverfahren etabliert [2–4]. Dies wird auch in den globalen Marktwerten deutlich, die von 4,1 Milliarden US-Dollar im Jahr 2014 auf beeindruckende 18,35 Milliarden US-Dollar im Jahr 2021 angewachsen sind. Bis 2029 soll der Markt sogar auf über 84 Milliarden US-Dollar anwachsen [5]. Besonders in Branchen wie der biomedizinischen Industrie, Medizintechnik, Luft- und Raumfahrt, Bauwesen und Automobilindustrie wächst die Nachfrage nach leichtgewichtigen, funktionalen und kostengünstigen Materialsystemen für die AF, die auch strenge Nachhaltigkeits- und Leistungsanforderungen erfüllen können. Aus diesem Grund ist die laufende Forschung darauf ausgerichtet, die Anwendung von AF-Verfahren für neue technische Materialsysteme zu erweitern [6, 7]. Dafür stehen verschiedenste Werkstoffklassen wie Metalle, Keramik und Kunststoffe (Duro- und Thermoplaste) zur Verfügung. Insbesondere für Kunststoffe existiert eine breite Palette von AF-Verfahren. Industriell relevant sind neben den Lasersinterverfahren vor allem die extrusionsbasierten oder Strangablege-Verfahren. Das am häufigsten eingesetzte Verfahren, sowohl in Bezug auf die Anzahl der Anwendungen als auch auf den kommerziellen Nutzen, ist die Fused Filament Fabrication (FFF), welche auch unter dem Namen Fused Deposition Modelling (FDM) bekannt ist [8].

Trotz des sich rasant entwickelnden Fortschritts und der Weiterentwicklung des Verfahrens gibt es immer noch Herausforderungen, die die breite Anwendung von FFF als vollwertiges Fertigungsverfahren einschränken. Dazu gehören die Schwierigkeiten bei der Herstellung funktionaler Bauteile für technische Anwendungen sowie die begrenzte Druckgeschwindigkeit für die Serienproduktion [6, 9]. Anwender stehen dabei oft vor dem Problem, dass ihnen zwar einige Gestaltungs-Richtlinien für den FFF-Druck zur Verfügung stehen [1, 10], allerdings die Eigenschaften der extrudierten Stränge aufgrund der Vielzahl an Einflussgrößen und die komplexen Struktur-Eigenschafts-Beziehungen trotzdem nur schwer vorhersehbar sind. Dies führt dazu, dass bei der Einführung neuer Prozesse oder Materialien auf Trial-and-Error-Versuche zurückgegriffen werden muss. Diese Versuche sind zeitaufwändig, kostenintensiv und können in vielen Fällen ergeben,

dass neue Materialsysteme aufgrund ihrer Fließeigenschaften überhaupt nicht mit den bestehenden Systemen kompatibel sind.

### **1.1 Ausgangssituation und Problemstellung**

Die entscheidenden Nachteile des FFF-Drucks gegenüber klassischer Kunststoffverarbeitungsverfahren sind insbesondere die vergleichsweise hohen Bauteilkosten bei großen Stückzahlen sowie die geringere mechanische Festigkeit der gefertigten Bauteile [11]. Daher ist die Erhöhung der Druckgeschwindigkeit sowie die druckbare Materialauswahl entscheidend für die Weiterentwicklung und Optimierung des Verfahrens. Zwar sind die bekannten Materialsysteme, die im Moment im FFF eingesetzt werden, wie ungefülltes ABS und PLA, schon detailliert experimentell untersucht und erste Erfahrungswerte bezüglich der Materialcharakteristik und dem Druckverhalten gesammelt worden, allerdings fehlt bisher die Möglichkeit, diese Erkenntnisse auf unbekannte Materialsysteme zu übertragen. Es liegen wenig bis keine genauen Informationen zum rheologischen Verhalten sowie dem Aufschmelzverhalten der Materialien vor und wie diese den Prozess im Detail beeinflussen [11]. Gründe dafür sind unter anderem die begrenzten Möglichkeiten der Prozessüberwachung im FFF. Während die Inline-Messung von Druck- und Schmelztemperatur in der klassischen Extrusion nicht wegzudenken sind, werden diese Prozessparameter im FFF in der Regel nicht überwacht und es sind keine kommerziell erhältlichen Sensorsysteme für das Verfahren verfügbar. Innerhalb der letzten vier Jahre, im Zeitraum des Verfassens dieser Arbeit, haben sich zunehmend wissenschaftliche Arbeiten damit beschäftigt geeignete Methoden zur Messung von Druck und Temperatur zu erproben. Dabei wurden meist Plattformwägezellen eingesetzt, welche die gesamte Prozesskraft, die auf den Druckkopf wirkt, messen, um so auf den Druckverlust in der Extrusion zu schließen [12–15]. Die Messung der Massetemperatur erfolgte am Ausgang der Extrusionsdüse mithilfe von Thermokameras. Während die Qualität der gemessenen Massetemperaturen in den verschiedenen Arbeiten variierten, erwiesen sich die Methoden zur Kraftmessung als reproduzierbar und erlaubten erste Zusammenhänge verschiedener Prozessparameter quantitativ zu bestimmen. Es konnten stabile und instabile Prozessfenster in Abhängigkeit der Einzugsgeschwindigkeit und Heizblocktemperatur identifiziert werden. Eine Interpretation bezüglich des rheologischen Verhaltens und des Aufschmelzverhaltens erfolgte in den bisherigen Arbeiten allerdings nicht.

Um das materialspezifische Prozessverhalten darzustellen, zu beschreiben oder vorherzusagen werden in der Kunststofftechnik oftmals Simulationen eingesetzt. Sie ermöglichen die Vorhersage des Strömungs- und Erwärmungsverhaltens des Prozesses in Abhängigkeit von rheologischen und thermischen Materialkennwerten. Während im Spritzguss oder in der Extrusion Simulationen bereits eine anerkannte Methode für die Auslegung von Prozessen sowie die Materialauswahl und -entwicklung darstellt, finden diese im FFF noch keine Anwendung. Der Einsatz von Simulationen bietet dabei das Potenzial die zuvor beschriebene Lücke bei der Entwicklung neuer Materialien zu schließen und die bisherigen experimentelle Erkenntnisse bekannter Materialsysteme auf unbekannte Systeme übertragen zu können. Die meisten veröffentlichten Arbeiten zu Modellierung im FFF sind jedoch bisher nicht experimentell validiert und ihre Anwendbarkeit daher nicht nachgewiesen [16–21]. Erst jüngste Veröffentlichungen aus den Jahren 2020 und 2022 führten numerische Simulationen begleitend zu ihren experimentellen Untersuchungen durch und stützen sich dabei auf bekannte Modellierungsansätze aus der Extrusion [15, 22]. Dabei konnten sie gute Übereinstimmungen mit den experimentellen Daten einzelner amorpher Materialien erzielen, vernachlässigten aber bisher vollständig teilkristalline Materialien.

## 1.2 Zielsetzung

Bis zum Beginn dieser Arbeit beschäftigten sich nur wenige Veröffentlichungen mit der Untersuchung rheologischer und thermischer Zusammenhänge im FFF-Druck und deren quantitative Bestimmung. Innerhalb der letzten Jahre nahmen die Arbeiten zur materialabhängigen Überwachung und Modellierung des Prozesses zu, allerdings wurden auch diese nicht vollends experimentell beleuchtet. So wurde das Aufschmelzverhalten des Filamentmaterials als entscheidender physikalischer Vorgang beschrieben, der die Druckgeschwindigkeit und Druckbarkeit maßgeblich beeinflusst, doch der Zusammenhang in keiner der Arbeiten validiert. Es sind daher keine systematischen experimentellen Untersuchungen bekannt, weder von amorphen noch teilkristallinen Materialien, die die aufgestellten Hypothesen untermauern. Hinzu kommt, dass die entwickelten Rechenmodelle zur Beschreibung der Vorgänge im FFF-Hotend bisher lediglich amorphe Materialsysteme betrachten, obwohl für anspruchsvolle technische Anwendungen häufig teilkristalline Thermoplaste benötigt werden.

Aus der beschriebenen Ausgangssituation ergibt sich für die vorliegende Dissertation das Ziel, geeignete Methoden zu entwickeln, um das Fließ- und insbesondere das Aufschmelzverhalten im FFF-Druck bei verschiedenen Prozesseinstellungen und -konfigurationen für amorphe und teilkristalline Thermoplast-Typen zu bestimmen. Die Ergebnisse aus den durchgeführten Untersuchungen sollen zum einen die Lücke des aktuellen wissenschaftlichen Stands der Forschung schließen und zum anderen Basis für eine experimentell validierte Simulation zur Vorhersage des Fließ- und Aufschmelzprozesses beim FFF-Druck für amorphe und teilkristalline Materialien sein.



## 2 Stand der Technik

### 2.1 Additive Fertigungsverfahren

Unter AF wird die Herstellung von Bauteilen durch schrittweises Auf- und Aneinanderfügen von Schichten oder Volumenelementen verstanden. Es gibt zahlreiche unterschiedliche Verfahren, mit denen eine Vielzahl von Materialien und Bauteilgeometrien verschiedener Qualität und entsprechend unterschiedlicher Anforderungen gefertigt werden können [23–26].

Meist werden die Verfahren anhand des Aggregatzustands oder Erscheinungsform des Baumaterials sowie des Schichtbildungsmechanismus eingeteilt. Abbildung 2-1 zeigt beispielhaft die Einteilung der häufigsten kommerziellen AF-Verfahren. Deren Merkmale hinsichtlich der Materialeigenschaften, die fertigen Schichtdicken, die Notwendigkeit robuster Stützstrukturen, den maximal verfügbaren Bauraum und die durchschnittliche Betriebsgeschwindigkeit sind in Tabelle 2-1 aufgelistet.

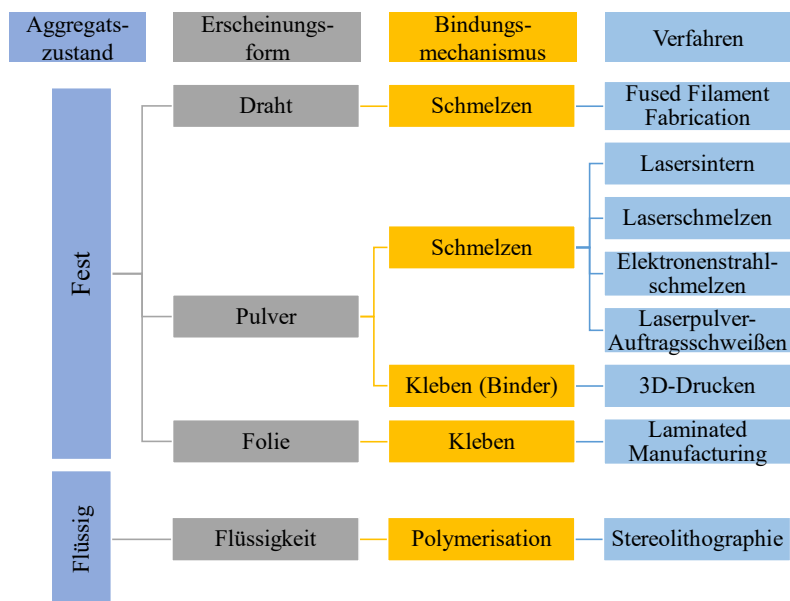


Abbildung 2-1: Übersicht AF-Verfahren [27], adaptiert aus [23]

Tabelle 2-1: Eckdaten einiger AF-Verfahren [27], adaptiert aus [23]

Verfahren	Material		Schichtdicke / $\mu\text{m}$	Solide Stützstrukturen nötig	Baugeschwindigkeit / $\text{mm h}^{-1}$	Bau- raum / $\text{mm}^3$
	Polymer	Metall				
FFF	x		10 – 100	x	Bauteilabh.	914 x 610 x 914
Lasersintern	x		<10		10 – 35	550 x 550 x 750
Laserschmelzen		x	10 – 100		7 – 35	500 x 280 x 325
Elektronenstrahl-schmelzen		x	10 – 100		0,5 – 80	200 x 200 x 380
Laser-Pulver-Auftragsschweißen		x	>100			
3D-Drucken	x	x	>100		Bauteilabh.	780 x 400 x 400
Laminated Manufacturing	x	x	10 – 100	x	2 – 12	813 x 559 x 508
Stereolithographie	x		< 10	x		1500 x 750 x 550

Das grundsätzliche Vorgehen ist dabei einheitlich und gilt generell für additive Fertigungsverfahren. Zunächst wird eine Computer-Aided Design (CAD)-Geometrie in Form eines geschlossenen Körpers benötigt. Diese Geometrie wird dann in ein neutrales Datenformat umgewandelt, wobei vor allem STL-Daten (Standard Triangulation Language) verwendet werden. STL approximiert die Oberfläche durch Dreiecksflächen. Anschließend werden die Bauteile auf dem Druckbett positioniert, orientiert und angeordnet, gefolgt vom Slicen der Modelle. Letzteres bedeutet das digitale Unterteilen der Bauteilgeometrie in gleichmäßig dicke Schichten. Diese dienen schließlich als Grundlage für den schichtweisen Aufbau des Teils.

Anschließend werden die notwendigen Stützstrukturen berechnet und in den Fertigungsprozess integriert. Diese Strukturen sind unverzichtbar, wenn Bauteilschichten unterbaut werden müssen, um den Schwerkraften entgegenzuwirken, wie es bei Hohlräumen oder Überhängen häufig der Fall ist. Darüber hinaus dienen Stützstrukturen zur Aufnahme von Kräften während der Produktion, wie z. B. der Druckkraft der Düse während des Materialauftrags bei der FFF. Bei Prozessen wie dem Laserschmelzen werden sie zudem eingesetzt, um die thermische Energie abzuleiten, Verformungen zu verhindern und die Integrität der Komponenten zu erhalten [24, 26, 28].

Schließlich wird das Bauteil mit Hilfe eines Aufbaumechanismus hergestellt, der den jeweiligen Wirkprinzipien des gewählten Verfahrens entspricht. Abschließend folgt das sogenannte Post-Processing als Nachbearbeitungsphase, in der die Bauteile veredelt werden können. Dazu gehören Maßnahmen wie die mechanische oder chemische Beseitigung von Stützstrukturen, aber auch Oberflächenbehandlungen, Temperprozesse oder spanende Nachbearbeitungen, um das Bauteil für seinen Verwendungszweck vorzubereiten [24].

Da die AF im Vergleich zu konventionellen Fertigungsverfahren aufgrund des höheren Maschinenaufwands und der relativ langsameren Baugeschwindigkeit höhere Stückkosten verursacht, liegen dem Einsatz von AF-Verfahren in der Bauteilfertigung häufig nicht-finanzielle Gründe zugrunde. Die Vorzüge von AF-Verfahren werden besonders bei komplizierten Bauteilen deutlich. Aufgrund ihres schichtweisen Aufbaus ermöglichen sie die Herstellung von komplexen Geometrien mit Hinterschneidungen oder inneren Strukturen. Eine solche Komplexität ist mit konventionellen Fertigungsverfahren aufgrund der erforderlichen Werkzeugzugänglichkeit oftmals nicht zu erreichen.

So ermöglicht die AF beispielsweise auch die Herstellung urformend montierte Baugruppen. Das heißt formschlüssige Verbindungen können direkt während des Herstellungsprozesses realisiert werden, sodass keine weitere Montage nötig ist. Darüber hinaus können bei der AF die Materialeigenschaften gezielt und lokal angepasst werden, z. B. die Porosität für bestimmte Dämpfungseigenschaften. Diese neu gewonnene Flexibilität erlaubt es, Funktionen, die bisher auf mehrere Baugruppen verteilt waren, in ein einziges Bauteil zu integrieren und damit die Anzahl der Einzelteile und Prozessschritte zu reduzieren. Diese Vorteile sind vor allem bei Anwendungen von Bedeutung, die sich durch einen begrenzten verfügbaren Bauraum auszeichnen oder die auf Leichtbau ausgerichtet sind [29].

Da die Gestalt der Bauteilschichten und Komplexität des Bauteils die Fertigungskosten in der AF nur gering beeinflusst („Complexity for free“), fallen ab einem bestimmten Komplexitätsgrad die Stückkosten unter die der konventionellen Fertigung, bis hin zur Komplexität in der das Bauteil schlicht nicht mehr konventionell fertigbar wäre (vgl. Abbildung 2-2) [29, 30].

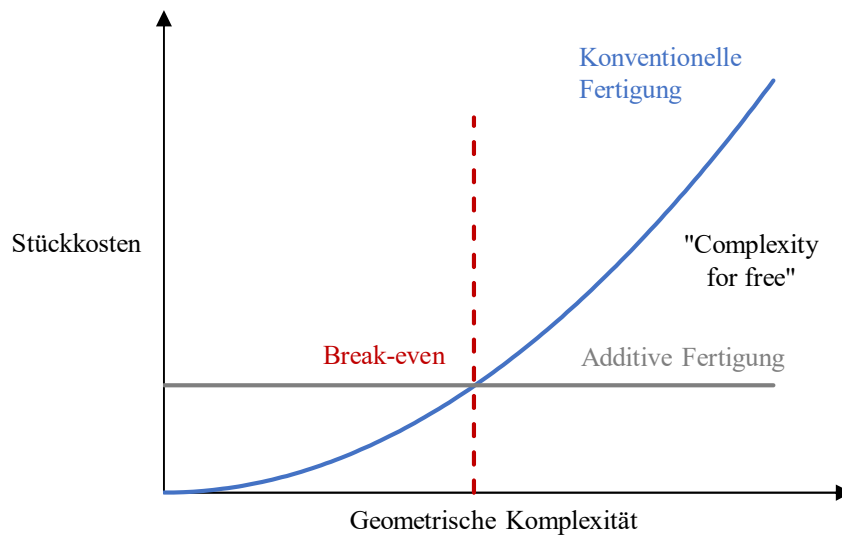


Abbildung 2-2: „Complexity for free“ in der AF [27], adaptiert aus [29]

Bei der Integration von AF-Verfahren in die Massenproduktion von Bauteilen ist daher eine vorherige Kosten-Nutzen-Bewertung unerlässlich. Dabei müssen sich Unternehmen grundsätzlich mit der Frage auseinandersetzen, ob der Einsatz von AF für ein bestimmtes Bauteil wirtschaftlich ist, d. h. ob die erwarteten Vorteile für die geplante Anwendung voll ausgeschöpft werden können. Ausschlaggebend für die Entscheidungsfindung bleibt ob die geplanten Bauteile überhaupt additiv fertigbar sind und die notwendigen Anforderungen erfüllen. Denn trotz erheblicher Fortschritte in den letzten Jahren gibt es bei der AF immer noch Grenzen. Dazu gehört die Größe der herstellbaren Bauteile, die durch den verfügbaren Bauraum begrenzt ist, die Reproduzierbarkeit und Genauigkeit des Druckergebnisses [31], die mechanische Festigkeit der Bauteile und häufig auch die Verfügbarkeit der Baumaterialien für bestimmte technische Anwendungen [32]. An dieser Stelle gilt es die zugrundeliegenden physikalischen Wirkprinzipien des angewandten Herstellungsprozesses zu verstehen, da diese die Möglichkeiten des Materialeinsatzes bestimmen und limitieren.

## 2.2 Fused Filament Fabrication

In der FFF wird das Material in Form eines Kunststoffstrangs (Filament) zugeführt und in einer beheizten Düse geschmolzen. Dabei fungiert der nicht geschmolzene Teil des Strangs als Kolben und schiebt das bereits verflüssigte Material durch die Düse. Nachfolgend wird der geschmolzene Strang entsprechend der Bewegungskinematik auf die Bauplatte gemäß des im Pre-Processing festgelegten Druckauftrags örtlich definiert abgelegt. Dabei sind vor Allem kartesische Systeme kommerziell vertreten, in denen die Düse sich in der xy-Ebene bewegt und das Druckbett in z-Richtung (siehe Abbildung 2-3)[33].

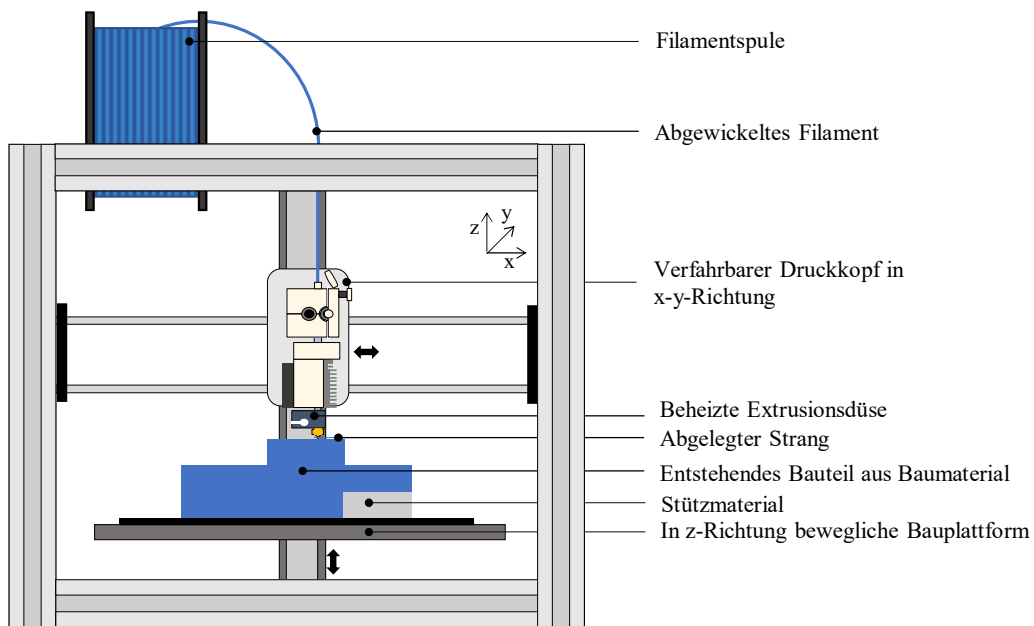


Abbildung 2-3: Schematische Darstellung FFF mit Direktantrieb

Der Fokus der vorgestellten Arbeiten konzentriert sich auf die Vorgänge im Druckkopf bzw. Aufschmelzsystem, weshalb dessen Aufbau und Funktion sowie Bedeutung hinsichtlich der Strangablage im Folgenden detaillierter beschrieben werden.

Der Druckkopf der FFF stellt das Extrusionssystem mit dem Antriebs- und Aufschmelzsystem dar. Der Antrieb treibt das Filament mit der definierten Filamenteinzugs-geschwindigkeit unter Aufbringen der Vorschubkraft in das Aufschmelzsystem. Dort erfolgt das Aufschmelzen des Materials bei eingestellter Heizblocktemperatur und das Ausformen der Stränge mithilfe der gewählten Düsengeometrie. Im Folgenden wird auf den Aufbau und die Funktionen der beiden Systeme im Detail eingegangen.

### 2.2.1 Antriebssystem

Der Antrieb in der FFF wird häufig als „Extruder“ oder „Cold End“ bezeichnet und besteht aus einem Antriebs- und einem Gegenrad, zwischen denen das Filament zum Aufschmelzsystem transportiert wird (siehe Abbildung 2-4). Dabei wird grundsätzlich zwischen zwei Antriebsarten unterschieden, zum einen die in dieser Arbeit verwendete „Direct-Extrusion“ (dt. Direktextrusion), bei der der Antrieb direkt am Druckkopf befestigt ist, und dem „Bowden-Antrieb“. Beim letzteren ist der Extruder am Rahmen des Druckers angebracht und das Filament wird durch einen langen Polytetrafluorethylen-Schlauch (PTFE) in das Hotend gedrückt [33, 34].

Aufgabe des Filamentantriebes ist es, die auftretenden Kräfte beim Druck zu überwinden und einen kontinuierlichen Massestrom zu ermöglichen. Für die Kraftübertragung wird das Filament durch die Andruckkraft  $F_A$  der beiden Räder verformt und die Zähne erzeugen durch das angelegte Drehmoment  $M$  die Vorschubkraft  $F$ .

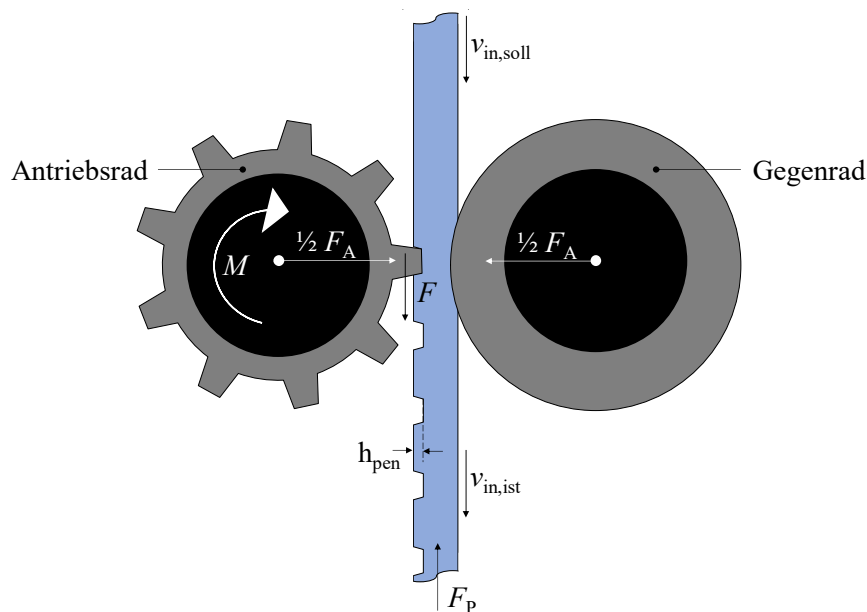


Abbildung 2-4: Schematische Darstellung Antriebssystem mit Antriebsrad und Gegenrad, adaptiert aus [33]

*Nienhaus* untersuchte den Einfluss unterschiedlicher Andruckkräfte und Antriebsradgeometrien auf die maximal übertragbare Vorschubkraft des Extruders und zeigt dabei auf, dass diese vor allem auf die Eindringtiefe  $h_{pen}$  der Zähne zurückzuführen und daher eine hohe Andruckkraft von Vorteil ist [33]. Auch der Schlupf, die Differenz zwischen Soll-Filamenteinzugsgeschwindigkeit  $v_{in,soll}$  und Ist-Geschwindigkeit  $v_{in,ist}$ , können dadurch minimiert werden. Die der Vorschubkraft entgegengesetzten Kräfte setzen sich aus der

Abwickelkraft der Filamentzuführung, welche im weiteren Verlauf vernachlässigt werden soll, und der Prozesskraft  $F_P$  zusammen. Letztere beschreibt alle axialen Kräfte, die im Hotend auftreten und umfasst nicht nur den Druckverlust durch die Schmelzeströmung, sondern auch die Reibung im Heat Sink und evtl. weitere systematische Störgrößen [33]. Überschreitet die für den gewählten Vorschub nötige Prozesskraft die Last, die das Filamentmaterial tragen kann, kommt es zum sogenannten „Buckling“-Effekt. Dieser bedeutet ein Abknicken des Filaments zwischen Extruder und Hotend (siehe Abbildung 2-5) [35].

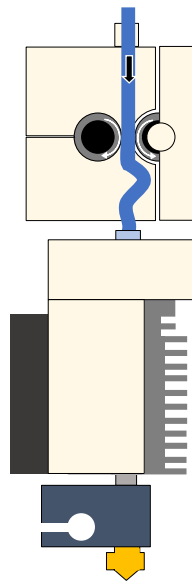


Abbildung 2-5: Schematische Darstellung des Buckling-Effekts [27]

Dabei kann die Knickkraft  $F_K$  über den Eulerschen Knickfall eines beidseitig eingespannten Stabes nach Gleichung (1) abgeschätzt werden

$$F_K = \frac{4\pi^2 E_P I}{L^2}, \quad (1)$$

mit dem E-Modul  $E_P$  des Polymers, dem Flächenträgheitsmoment des Filamentquerschnitts  $I$  und der Stablänge  $L$ . Daraus wird ersichtlich, dass die Stablänge, das heißt der Abstand zwischen Extruder und Filamentführung entscheidend für das Abknickverhalten des Filamentmaterials ist und daher möglichst kurz gewählt werden sollte. Für das erste Abschätzen, ob ein Material im FFF druckbar ist, ist daher das Wissen um die nötige Vorschubkraft essentiell.

### 2.2.2 Aufschmelzsystem

Das Aufschmelzsystem wird in der Regel als „Hotend“ bezeichnet und umfasst die in Abbildung 2-6 dargestellten Einzelkomponenten.

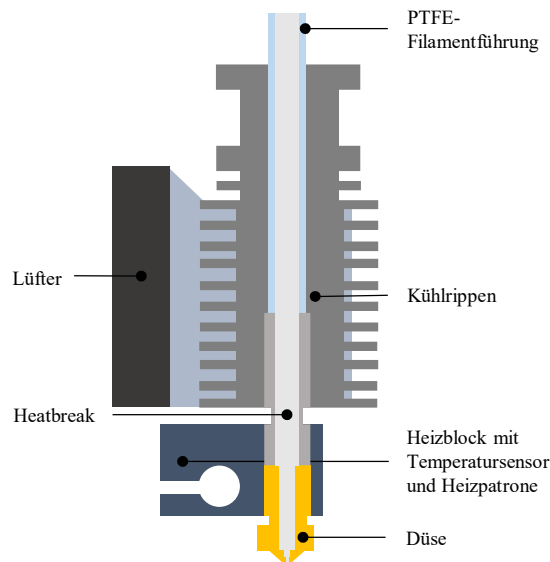


Abbildung 2-6: Hotend-Komponenten in der FFF, Standardaufbau [27]

Das Hotend kann in verschiedene Bereiche unterteilt werden, dem gekühlten Einlaufbereich, auch „Heat Sink“ genannt, dem Bereich der Wärmetrennung, oder auch „Heat Break“ und dem „Liquefier“ als beheizten Aufschmelzbereich mit eingeschraubter Düse. In Abbildung 2-7 sind die Temperaturverläufe im Hotend, sowie dessen Verfahrenszonen schematisch dargestellt.

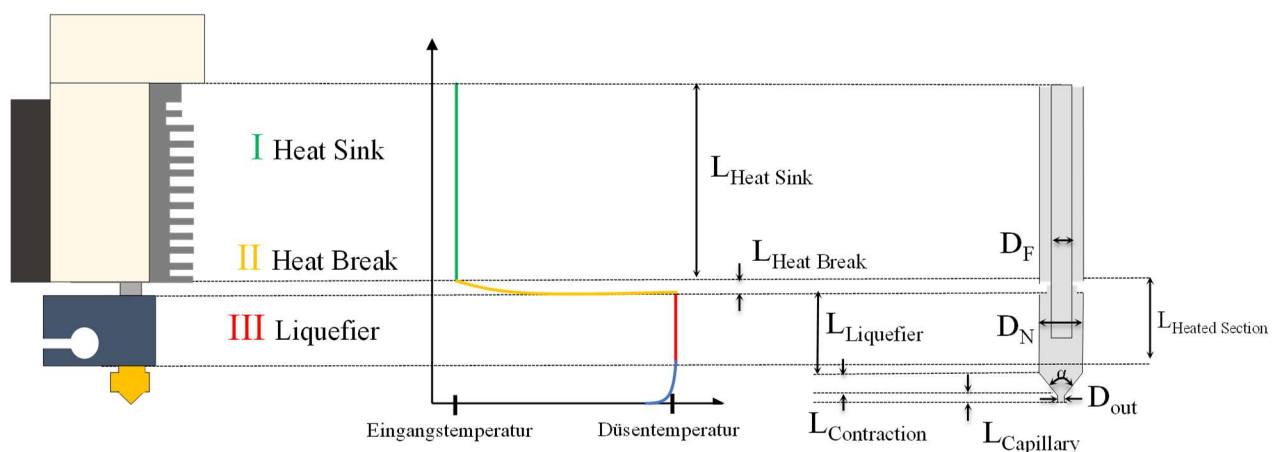


Abbildung 2-7: Schematische Darstellung der Heiz-, Kühl- und Düsengeometriezonen im Hotend [27]



Zur Kühlung im Heat Sink wird meist ein Lüfter verwendet, alternativ sind allerdings auch konstruktiv aufwändigere Systeme mit Wasserkühlung möglich [33, 36, 37]. Der Heat Sink verbindet den Filamentantrieb mit dem Liquefier und besteht meistens aus einem PTFE-Schlauch mit einem Innendurchmesser größer als der Filamentdurchmesser. Der hier beschriebene Aufbau, der auch in den Versuchen dieser Arbeit verwendet wurde, basiert auf den am häufigsten verwendeten und etablierten Hotend-Systemen der Fa. e3d-online. Allerdings muss an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass sich das FFF-Verfahren stetig rasant weiterentwickelt [38]. Grund dafür sind vor Allem die offenen Systeme und die Open Source basierte Community, die hinter der FFF steht [39]. Seit dem Auslaufen des Patents des Druckerherstellers Stratasys im Jahr 2009 [40] sind Anschaffung der Drucker in den meisten Fällen im Vergleich zu anderen Kunststoffverarbeitungsmaschinen deutlich kostengünstiger, was dazu führt, dass das Verfahren für ein breiteres Spektrum von Anwendungen und Benutzern zugänglich ist. Da die Drucker auf offenen Systemen beruhen, das heißt verschiedene Materialien und Bauteile miteinander kombinierbar sind, ist deren Flexibilität und Anwendbarkeit sehr hoch und die Umsetzung von Weiterentwicklungen deutlich erleichtert. Daraus ist eine große und aktive Community erwachsen, bestehend aus Forschern, Entwicklern aber auch Benutzern im Hobby-Bereich, die ihre Erkenntnisse und Entwicklungen auf Online-Plattformen teilen und zur Nutzung freigeben. Aber auch die Unternehmen zur Herstellung von Druckerteilen oder Software, wie beispielsweise e3d-online [41], RepRap [42, 43], Ultimaker [44], Prusa Research [45] u.a. unterstützen Innovationen durch ihre Open-Source-Artikel. Die Hersteller stellen dabei unter anderem ihre technischen Zeichnungen zu Aufbau und Funktionsweise ihrer Systeme oder auch Software-Quellcodes öffentlich zugänglich zur Verfügung. Diese Marktsituation ist mit traditionellen Verarbeitungsmaschinen nicht vergleichbar und führt dazu, dass der hier beschriebene Stand der Technik keine vollständige Abdeckung aller existierender Systeme gewährleisten kann. Nichtsdestotrotz besitzen alle Systeme einen grundsätzlich ähnlichen Aufbau und orientieren sich an den weitverbreitetsten kommerziellen Systemen, wodurch die grundlegende Übertragbarkeit der Ergebnisse dieser Arbeit gewährleistet ist [33]. Nachfolgend werden die wichtigsten Bestandteile des Aufschmelzsystems beschrieben.

### **Düse**

Die Düse besteht in den meisten Fällen aus Messing, wie auch in den Versuchen dieser Arbeit, um eine gute Wärmeleitfähigkeit zu gewährleisten. Allerdings neigen diese zu

Verschleiß, insbesondere wenn abrasive Filamentmaterialien wie z.B. glasfaserverstärkte oder hochgefüllte Compounds eingesetzt werden. Deshalb stehen je nach Anwendung verschiedene Düsenmaterialien zur Verfügung, die in Tabelle 2-2 hinsichtlich Wärmeleitfähigkeit, Verschleiß und Preis im relativen Vergleich aufgelistet sind.

Tabelle 2-2: Gegenüberstellung gängiger, verfügbarer Düsenmaterialien im relativen Vergleich zueinander, wobei + niedrig und +++++ hoch bzgl. der betrachteten Eigenschaften bedeutet [46]

Düsenmaterial	Wärmeleitfähigkeit	Festigkeit	Preis
Messing	++++	++	+
Edelstahl	+++	+++	++
Gehärteter Stahl	+++	+++++	+++
Keramik-, Chrom- oder Nickel beschichtet	++++	++++	++++
Rubin für Düsen Spitze	++++	+++++	+++++

Eine typische Düsengeometrie und deren Zonenaufbau ist in Abbildung 2-8 dargestellt.

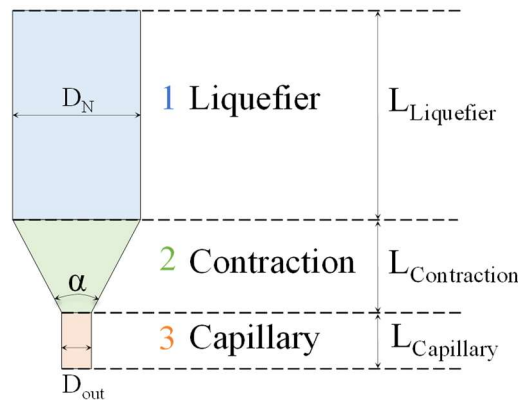


Abbildung 2-8: Skizze einer typischen Düsengeometrie im Hotend, adaptiert aus [27]

Die Liquefierzone ist ein zylindrischer Kanal mit dem konstantem Düsendurchmesser  $D_N$  und der Länge  $L_{Liquefier}$ , welche im Hotend im Heizblock eingeschraubt ist. Die Contractionzone ist ein konisch zulaufender Kanal mit dem Öffnungswinkel  $\alpha$  und der Länge  $L_{Contraction}$ . Die Capillaryzone ist erneut ein zylindrischer Kanal mit konstantem Querschnitt  $D_{out}$  und der Länge  $L_{Capillary}$ . Dabei tritt das Filament mit Abstand zur Düsenwand ein, da der Düsendurchmesser mit  $D_N = 2$  mm größer, als der Filamentdurchmesser mit  $D_F = 1,75$  mm ist.

### **Heizblock mit Temperatursensor und Heizpatrone**

Der Heizblock stellt nicht nur die Wärmequelle des Hotends dar, sondern ist mit einem durchgängigen M6-Innengewinde auch mechanisches Verbindungselement zwischen dem Heatbreak und der Düse. Er ist in Abbildung 2-6 ohne Temperatursensor und Heizpatrone dargestellt. Hinsichtlich des Heizblockmaterials handelt es sich meistens um Aluminium aufgrund seiner hohen Wärmeleitfähigkeit und vergleichsweise geringen Kosten. Es existieren allerdings auch Varianten aus Edelstahl oder Kupfer, letzteres wird meist aufgrund der hohen Hitzebeständigkeit für die Verarbeitung von Hochtemperaturthermoplasten eingesetzt [33]. Meistens wird der Heizblock mithilfe einer Heizpatrone temperiert, da diese einbaufertig eingesetzt werden können. Dabei werden meist Heizleistungen von 30 bis 40 W verwendet [47]. Für die Temperaturüberwachung ist ein Thermoelement oder Thermistor Teil des Heizblocks [48]. Standardmäßig werden meist Heißleiter-Thermistoren eingesetzt, diese bestehen aus einem Halbleitermaterial mit negativen Temperaturkoeffizienten (NTC), das heißt sein elektrischer Widerstand verringert sich mit steigender Temperatur [49]. Diese Widerstandsänderung auf Basis einer bekannten Kennlinie kann dann ausgewertet und die Temperatur bestimmt werden. Sie sind in der Regel bis max. 250-300 °C einsetzbar [49]. Thermo Couple-Elemente dagegen eignen sich für deutlich weitere Temperaturbereiche, allerdings weisen sie dabei eine geringere Messgenauigkeit auf [50]. Hinzu kommt, dass ein Verstärkersystem für den Einsatz von Thermoelementen nötig ist, während Thermistoren direkt an der Druckerplatine angeschlossen werden können. Thermoelemente bestehen aus zwei unterschiedlich elektrisch leitenden Metalldrähten, die an beiden Enden zusammengefügt werden. Haben die beiden Verbindungsstellen unterschiedliche Temperaturen, entsteht ein messbarer Thermostrom [51, 52]. Über verschiedene Materialkombinationen können dabei unterschiedliche effektive Messbereiche erzielt werden. Unter den verfügbaren standardisierten Typen ist beispielsweise der Typ K als Kombination von Nickel-Chrom-Nickel der meistverwendete aufgrund seines breiten Temperatureinsatzbereiches von -250 °C bis 1000 °C [50, 51].

### **Heatbreak**

Das im Heizblock gemeinsam mit der Düse eingeschraubte Heatbreak soll verhindern, dass sich die Wärme auf den kühlenden Teil des Hotends ausbreitet [33].

Es fungiert somit als thermische Barriere zwischen dem Heizblock und den Kühlrippen, um ein vorzeitiges Aufschmelzen des Filaments und damit ein Verstopfen bzw. „clogging“ der Düse zu vermeiden. In der Regel besteht das Heatbreak aus Edelstahl, um eine ausreichende Wärmeleitfähigkeit, bei gleichzeitig hoher Hitzebeständigkeit und Festigkeit zu gewährleisten [53]. Es existieren allerdings auch Versionen aus Titan [33, 54].

Da sich ein Teil des Heatbreaks eingeschraubt im Heizblock befindet und bereits aktiv beheizt wird sind inzwischen auch Bimetall-Heatbreaks kommerziell erhältlich. Hier wird meist Edelstahl oder Titan mit einem zweiten Metall mit höherer Wärmeleitfähigkeit, wie z.B. Kupfer kombiniert [55]. Letzteres wird für den Teil des Heatbreaks verwendet, der sich im Heizblock befindet. Durch die Kombination soll die Wärmeübertragung vom Heizblock zur Kühlrippe zusätzlich reduziert und die thermische Isolierung der beiden Verfahrensteile verbessert werden. In den Versuchen dieser Arbeit wird ein Heatbreak aus Edelstahl verwendet.

### **2.2.3 Physikalische Vorgänge bei der FFF**

Der Prozessvorgang in der FFF teilt sich in zwei Teilprozessschritte auf, zum einen das Aufschmelzen und Extrudieren im Druckkopf und zum anderen die Strangablage und der Bauteilaufbau. Zunächst treibt der Filamentantrieb das feste Filament mit einer definierten Einzugsgeschwindigkeit in das Hotend und die Düse. Im beheizten Bereich, dem Liquifier, beginnt das Filamentmaterial sich zu erwärmen und aufzuschmelzen. Mit der resultierenden Extrusionsgeschwindigkeit verlässt dann der Schmelzestrang mit seiner erreichten Massetemperatur die Düse und wird auf die Bauplatte abgelegt. Die Stranggeometrie ergibt sich aus dem gewählten Auslassdurchmessers der Düse, eventuell auftretende Strangschwelleffekte und schließlich der Streckung während der Ablage. Letztere führt zur charakteristischen elliptischen Strangquerschnittsfläche.

Durch den offenen Bauraum in der FFF liegt im Vergleich zu anderen AF-Verfahren, z.B. dem pulverbettbasierten Lasersintern, ein hoher Temperaturgradient vor, weshalb bevorzugt amorphe Materialien Verwendung finden, da diese eine geringere Schwindung aufweisen [56]. Die bei der Verarbeitung von teilkristallinen Materialien auftretenden Probleme wie ungleichmäßiger Schwund und induzierte innere Spannungen können teilweise durch den Einsatz von geschlossenen beheizten Bauräumen oder beheizten Druckbetten kompensiert werden [57]. Trotzdem stellt deren Verarbeitung immer noch oftmals eine Herausforderung in der FFF dar, weshalb sich viele aktuelle Arbeiten mit dem Druck

teilkristalliner oder verstärkter Materialien beschäftigen. Eine umfassende Übersicht über aktuelle Veröffentlichungen geben dabei *Vaes* und *van Puyvelde* [9]. Dabei beschäftigen sich die vorgestellten Arbeiten nicht nur mit den Einflüssen der Prozessparameter oder temperierter Bauräume beim Drucken von teilkristallinen Materialien, sondern auch mit dem Einsatz verschiedener teilkristalliner Kunststoffblends oder Füllgraden.

Der Fügevorgang in der FFF basiert auf der Verbindung der abgelegten Stränge über die Anfangshaftung und gegebenenfalls die Diffusion der Molekülketten durch die Kontaktfläche [58]. Da der extrudierte Materialstrang eine höhere Temperatur als der abgelegte aufweist, findet eine Erwärmung an der Kontaktfläche statt, die die Diffusion ermöglicht. Die sich ausbildenden zwischenmolekulare Kräfte sind dann verantwortlich für die Schichtenhaftung, es handelt sich dabei um eine charakteristische Kunststoffschweißverbindung (siehe Abbildung 2-9), die abhängig von der Schmelztemperatur, Bauraumtemperatur und den geometrischen Daten der Stränge ist [56, 57].

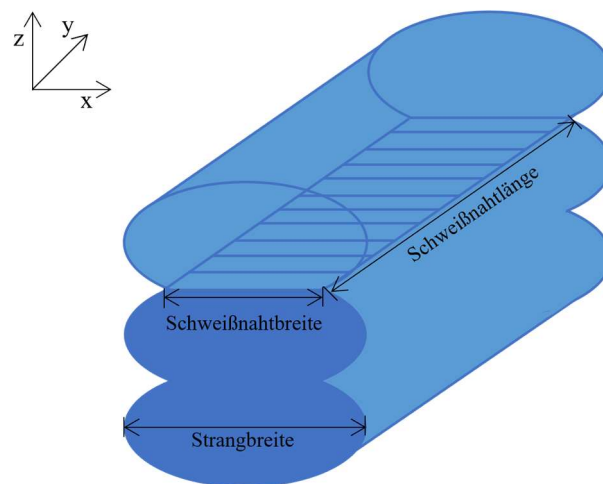


Abbildung 2-9: Schema von Schweißnähten beim FFF-Strangenaufbau, adaptiert aus [57]

In der Extrusionsdüse muss demnach der eingebrachte Wärmestrom ausreichend sein, um das Filament in einen schmelzflüssigen Zustand mit ausreichender Massetemperatur zum lokalen Aufschmelzen des Ablagestranges zu überführen. Höhere Massetemperaturen führen dabei zu einer Erhöhung der Schweißnahtfestigkeit und damit zu besseren mechanischen Eigenschaften [59]. Zu hohe Temperaturen können aber auch zu einer Degradation der Materialien führen.

Das Fließ- und Abkühlverhalten der abgelegten Stränge beeinflusst maßgeblich die Druckbarkeit und die Druckgeschwindigkeit in der FFF. Um einen homogenen Schichtaufbau und eine gute Schichtenhaftung zu erreichen, sollten insbesondere starkes Fließen

sowie das Auftreten von Hohlräumen und schlechte Strangverbindung vermieden werden [60]. Wird beispielsweise die Extrusionsgeschwindigkeit zu hoch gewählt und der Strang ist noch nicht genug abgekühlt bevor die nächste Schicht folgt, kann das Material je nach Viskosität weiterfließen, sich unerwünscht ausbreiten und schließlich können Kanten und feine Strukturen an der Oberfläche verloren gehen. Ebenso können zu lange Abkühlzeiten und hohe Viskositäten zu geringer Schichtenhaftung führen. Die Materialcharakteristik des Filamentmaterials ist daher entscheidender Einflussfaktor bei der Strangablage im FFF und bestimmt die maximale Extrusionsgeschwindigkeit und damit Druckgeschwindigkeit. Aufgrund der Hochkomplexität der Zusammenhänge und der Vielzahl wechselseitiger Effekte ist die Untersuchung der Materialcharakteristik und ihres Einflusses auf die Strangablage und die spätere Bauteilqualität Gegenstand zahlreicher Forschungsarbeiten [59–64].

Aber auch für den Aufschmelz- und Extrusionsprozess im Hotend spielt sie eine entscheidende Rolle. Der erreichbare Volumenstrom bzw. Durchsatz im Aufschmelzsystem sind dabei die wesentlichen Optimierungsgrößen. Geräteseitig ist der maximale Durchsatz zunächst durch das eingesetzte Antriebssystem und seiner maximal übertragbaren Vorschubkraft begrenzt. Wird beim Druck diese Maximalkraft bei den gewählten Prozesseinstellung überschritten, ist die Extrusion nicht möglich. Das heißt durch eine Minimierung der Vorschubkraft z.B. mithilfe größerer Düsenauslassdurchmesser, kann der Durchsatz maximiert werden. Allerdings muss dabei beachtet werden, dass mit steigendem Strangdurchmesser die Präzision des Druckergebnisses und damit Bauteilqualität abnehmen kann [65]. Eine weitere Möglichkeit den Durchsatz zu erhöhen ist daher oftmals eine Erhöhung der Verarbeitungstemperatur. Mit steigender Massetemperatur nimmt die Viskosität des Materials ab, sodass es die Düse leichter durchströmen kann und höhere Extrusionsgeschwindigkeiten erreicht werden können. Ein weiterer Vorteil ist dabei außerdem, dass durch die Reduzierung des erforderlichen Drucks Buckling-Effekte reduziert werden.

Allerdings besteht hier erneut das Risiko des Materialabbaus, welches die einstellbare Heizblocktemperatur nach oben hin begrenzt. Gleichzeitig muss aber der Wärmestrom bei gegebener Filamenteinzugsgeschwindigkeit und damit Verweilzeit ausreichend sein, um das jeweilige Material in kurzer Zeit in den schmelzefflüssigen Zustand zu überführen. Daher stellt neben der Viskosität auch die Aufschmelzgeschwindigkeit des Filamentmaterials einen limitierenden Faktor dar, da diese nicht nur von den Prozesseinstellungen,

dem Strangdurchmesser und der Düsengeometrie abhängt, sondern auch von den spezifischen Aufschmelzeigenschaften der Materialien. Amorphe Polymere, die keinen ausgeprägten Schmelzpunkt aufweisen, sind dabei leichter zu handhaben als teilkristalline Kunststoffe.

Zusammenfassend sind sowohl die Viskosität eines Filamentmaterials als auch dessen thermische Eigenschaften wie die Glasübergangs- bzw. Schmelztemperatur, Aufschmelzenthalpie und Wärmeleitfähigkeit sowohl bei der Strangablage als auch beim Aufschmelz- und Extrusionsvorgang geschwindigkeitsbestimmende Faktoren in der FFF. Es gilt daher beim Druckvorgang für jedes spezifische Materialsystem einen geeigneten Kompromiss bei den Prozesseinstellungen zu finden, um den Prozess optimal und kosteneffizient auslegen zu können.

An dieser Stelle soll nicht unerwähnt bleiben, dass, obwohl der Fokus der hier durchgeführten Arbeiten auf den Zusammenhängen und Vorgängen im Aufschmelzsystem liegt, eine Erhöhung der Extrusionsgeschwindigkeit immer auch mit einer Anpassung des gesamten Drucksystems sowie dem Pre-Processing einhergeht. Um ein Beispiel zu nennen, sollte die Bewegungsgeschwindigkeit des Druckkopfes stets an die Extrusionsgeschwindigkeit angepasst werden, da der generierte Durchfluss auch zielgerichtet für den Bauteilaufbau nutzbar sein muss. Dabei ist zu beachten, dass durch eine zu hohe Bewegungsgeschwindigkeit Vibrationen im Druckkopf verursacht werden, welche Verluste in der Positioniergenauigkeit wie auch das Auftreten von Wellenmustern auf der Bauteiloberfläche zur Folge haben [33, 66]. Um diese Vibrationen auszugleichen und die Druckgeschwindigkeit zu erhöhen, gibt es bereits erste Ansätze. 2020 wurde beispielsweise die Version 0.9.0 der kostenlosen Open-Source-Firmware „Klipper“ veröffentlicht [67], welche bei bekannter Schwingungsfrequenz eine Resonanzkompensation über die Schwingungssteuerungsmethode „Input Shaping“ durchführt. Bei dieser softwarebasierten Methode wird eine Abfolge von Impulsen an die Motoren gesendet. Diese bewirken eine der Resonanz entgegengesetzte Schwingung, wodurch die Schwingungen der Spindel während der Bewegung eliminiert werden und damit eine höhere Bewegungsgeschwindigkeit bei gleicher Qualität ermöglicht werden soll. Hierfür muss im Druckeraufbau ein Kalibrierkopf implementiert sein, der mit einem hochpräzisen Beschleunigungsmesser (Accelerometer) ausgestattet ist, um die Schwingungsfrequenz messen zu können [67].

Diese Entwicklungen zeigen zum einen, dass die Druckgeschwindigkeit ein wichtiges Entwicklungsthema für die FFF darstellt und zum anderen, dass dabei viele verschiedene,

unter anderem materialspezifische, Einflussfaktoren zu berücksichtigen sind. Da diese Zusammenhänge sehr komplex und weitreichend sind, sind detaillierte und umfassende Untersuchungen zu den physikalischen Vorgängen jedes Teilprozessschrittes nötig, um effektiv Innovationen sowohl in der Materialentwicklung als auch der Prozessoptimierung vorantreiben zu können.



### 2.3 Modellierungsansätze in der FFF

Simulationen können unterstützen, Prozessvorgänge zu visualisieren und Zusammenhänge besser zu verstehen, um daraus Vorhersagen für die optimale Auslegung des Druckprozesses abzuleiten. Aktuell werden die geeigneten Prozessparameter oder die generelle Eignung eines Filamentmaterials für den FFF und die maximal erreichbare Druckgeschwindigkeit nur auf Basis experimenteller Untersuchungen und Erfahrungswerten abgeschätzt. Während Simulationen im Bereich des Spritzgusses oder der Extrusion bereits zum standardisierten Vorgehen bei der Auslegung von Werkzeugen und Prozessen gehören, finden sie im FFF-Druck noch kaum Anwendung.

Die Forschung in diesem Bereich war bisher noch vergleichsweise gering und der aktuelle Forschungsstand wird im Wesentlichen in zwei Review-Papern beschrieben [68, 69]. In diesen wird der Mangel an Prozessverständnis und geeigneter Simulationsmethoden bei der Additiven Fertigung als große Hemmschwelle für das Wachstum dieser Methoden angesehen. Eine ähnliche Aussage tätigte auch *Mackay* [11] in seinem Review aus 2018, in dem er ausführlich über die rheologischen Einflussfaktoren in der FFF eingeht und zu dem Schluss kommt, dass ein eindeutiger Bedarf an Rheologie-fokussierter Forschung besteht, um die Schwächen des Verfahrens überwinden zu können.

Die Prozessvorgänge im Hotend sind komplex und stellen eine Herausforderung bei der Modellierung dar. Dies liegt daran, dass der Phasenübergang von festem Filament zu flüssiger Schmelze mathematisch dargestellt werden muss. Zusätzlich sind die Schmelzeigenschaften selbst nichtlineare Funktionen von Temperatur und Scherrate. Hinzu kommt, dass es sich bei der FFF nicht um einen statischen Prozess handelt, da die Extrusion bei einem Positionswechsel des Druckkopfs pausiert wird und das Material in der Düse verbleibt. Für die Darstellung solcher nicht statischen Prozesse muss allerdings zunächst die statische Extrusion modelliert werden, denn sind rheologische und thermische Begebenheiten bekannt, können diese anschließend auf die dynamische Fahrweise übertragen werden. Die meisten Studien beschäftigen sich daher auch zunächst damit, die komplexen Zusammenhänge statisch abbilden zu können.

### 2.3.1 Analytische Modellierungsansätze

Zu den ersten Veröffentlichungen zur materialabhängigen Modellierung des Hotends zählten das analytische Modell nach *Bellini et. al.* [70], welches, ähnlich wie vergleichbare Veröffentlichungen [71–73] zunächst annimmt, dass die Schmelze einem Potenzgesetz-Viskositätsmodell folgt

$$\eta = K\dot{\gamma}^{n-1}, \quad (2)$$

hierbei ist  $\eta$  die Viskosität,  $\dot{\gamma}$  die Scherrate,  $K$  und  $n$  Potenzgesetz-Materialparameter. Die Temperaturabhängigkeit wird dabei mithilfe des Arrhenius-Ansatzes modelliert

$$\eta = a_T(T) \eta_{T_0}, \quad (3)$$

$$a_T(T) = e^{\left[\frac{E_a}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right]} \quad (4)$$

mit  $a_T(T_0) = 1$  bei Bezugstemperatur  $T_0$ , Aktivierungsenergie  $E_a$  und der allgemeinen Gaskonstante  $R$ . Dies ermöglicht schließlich eine Berechnung des Druckverlusts  $\Delta P$  in der Extrusionsdüse für den vollständig aufgeschmolzenen Zustand, aufgeteilt nach den einzelnen Düsenzonen (siehe Abbildung 2-8). Diese Annahme kann allerdings nur für niedrige Einzugsgeschwindigkeiten getroffen werden, bei denen die Verweilzeit ausreichend für das vollständige Aufschmelzen des Filaments in der gesamten betrachteten Düsengeometrie ist. Das Modell nach *Bellini et al.* erfolgt auf Basis der Kräftebilanz an einem Fluidelement nach *Michaeli et al.* [74]. Gemeinsam mit dem Potenzgesetz ergibt sich zur Beschreibung der Rohrströmung folgender Zusammenhang

$$\dot{V} = \frac{\pi r^{m+3}}{(m+3) \cdot (2L)^m} \cdot K \cdot \Delta p^m, \quad (5)$$

basierend auf der Gleichung nach Hagen-Poiseuille unter Berücksichtigung des Volumenstroms  $\dot{V}$ , der Rohrgeometrie mit Radius  $r$  und Länge  $L$ , sowie des Druckverlusts  $\Delta p$  und  $m = \frac{1}{n}$  als Fließindex.

Aus der Beschreibung des Volumenstroms über die Einzugsgeschwindigkeit und dem Filamentquerschnitt nach

$$\dot{V} = v_{in} \cdot \pi \cdot \left(\frac{D_N}{2}\right)^2, \quad (6)$$

und der temperaturabhängigen Viskositätsbeschreibung nach Arrhenius ergeben sich die folgenden Druckverlustgleichungen über die drei Verfahrenszonen:

$$\Delta P_1 = 2L_{\text{Liquefier}} \left( \frac{v_{\text{in}}}{K} \right)^{1/m} \cdot \left( \frac{m+3}{\left( \frac{D_N}{2} \right)^{m+1}} \right)^{1/m} \cdot e^{\left[ \frac{E_a}{R} \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]}, \quad (7)$$

$$\Delta P_2 = \left( \frac{2m}{3 \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \right) \cdot \left( \frac{1}{D_{\text{out}}^m} - \frac{1}{D_N^m} \right) \cdot \left( \left( \frac{D_N}{2} \right)^2 (m+3) \cdot 2^{m+3} \right)^{\frac{1}{m}} \cdot e^{\left[ \frac{E_a}{R} \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]}, \quad (8)$$

$$\Delta P_3 = 2L_{\text{Capillary}} \left( \frac{v_{\text{in}}}{K} \right)^{1/m} \cdot \left( \frac{(m+3) \left( \frac{D_N}{2} \right)^2}{\left( \frac{D_{\text{out}}}{2} \right)^{m+3}} \right)^{1/m} \cdot e^{\left[ \frac{E_a}{R} \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]}, \quad (9)$$

$$\Delta P = \Delta P_1 + \Delta P_2 + \Delta P_3. \quad (10)$$

Die Arbeit legte damit den Grundstein für darauffolgende analytische Ansätze, die später auch experimentell validiert wurden. So stellten *Moretti et al.* [14] basierend auf einer mechanischen Modellierung für die Austrittsgeschwindigkeit, sowie dem Modell von *Bellini et al.* für die Berechnung des Druckverlusts in der FFF-Düse und einem Modell für die Berechnung der Austrittstemperatur nach *Danforth et al.* [75] ein vollständiges analytisches Modell für die Vorgänge im Hotend auf. Sie validierten dieses hinsichtlich der Austrittsgeschwindigkeit mithilfe hochfrequenter Bildaufnahmen, der Austrittstemperatur mithilfe einer Thermokamera und Vorschubkraftmessungen mithilfe einer Plattformwägezelle. *Nienhaus* führte dagegen umfassende Untersuchungen an den Antriebskomponenten des Hotends durch und nahm erste analytische Modellierungen auf Basis von *Bellini et al.* und *Boles et al.* [76] vor, um die Vorschubkraft materialabhängig für Polylactid (PLA) vorherzusagen [33]. *Phan et al.* [77] verwendeten ebenfalls ein Power-Law-Modell zur Beschreibung der Scherviskosität und berechneten in Abhängigkeit des Leistungseintrags des Extrudermotors den Druckverlust in der Düse. Sie schlossen unter Verwendung eines modifizierten Cogswell-Modells von den rheologischen Eigenschaften auf die Austrittstemperatur des Filamentmaterials. Anschließend validierten sie dies mithilfe eines Einschneckenextruders mit vorgeschalteter Düse, welche die FFF-Düse imitieren sollte, und Temperaturmessungen via Thermokamera am Düsenausgang. Zwar konnte eine deutlich niedrigere gemessene Austrittstemperatur als die nach dem Cogswell-Modell berechnete festgestellt werden, allerdings war es ihnen möglich auf deren Basis einen Ansatz für die Beschreibung des Wärmeübergangs in der Düse zu erarbeiten. Sie stellten hierbei eine Nusselt-Graetz-Zahl-Wärmeübergangskorrelation für die geringen Massendurchsätze im FFF-Druck auf, welche auch weitestgehend mit den bestimmten Austrittstemperaturen übereinstimmte [77]. Hierbei setzten sie den Wärmestrom  $\dot{Q}$

aus dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik mit dem Newtonschen Gesetz der Abkühlung gleich

$$\dot{Q} = \dot{m} \cdot c_p \cdot \Delta T_{\text{Heat}} = \alpha_N \cdot \Delta T_{\text{Cool}} \cdot S_N, \quad (11)$$

$$\Delta T_{\text{Heat}} = (T_{\text{out}} - T_{\text{in}}) \text{ und} \quad (12)$$

$$\Delta T_{\text{Cool}} = \frac{1}{2} [(T_N - T_{\text{in}}) + (T_N - T_{\text{out}})], \quad (13)$$

mit dem Polymermassedurchsatz  $\dot{m}$ , der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$ , dem mittleren Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_N$ , der beheizten Oberfläche  $S_N$ , der Austrittstemperatur  $T_{\text{out}}$ , der Eintrittstemperatur  $T_{\text{in}}$  und der Wand- bzw. Heizblocktemperatur  $T_N$ . Die beheizte Oberfläche entspricht dabei der Mantelfläche der Liquefierzone nach

$$S_N = \pi \cdot D_N \cdot L_N, \quad (14)$$

mit der Länge der vereinfachten Heizgeometrie  $L_N$  und dem Düsendurchmesser  $D_N$ . Daraus ergeben sich die folgenden Gleichungen für den Wärmeübergangskoeffizienten und die dimensionslosen Kennwerte Nu und Gz:

$$\alpha_N = \frac{2\dot{m} \cdot c_p}{S_N} \left[ \frac{T_{\text{out}} - T_{\text{in}}}{(T_N - T_{\text{in}}) + (T_N - T_{\text{out}})} \right], \quad (15)$$

$$\text{Nu} = \frac{2}{\pi} \text{Gz} \left[ \frac{T_{\text{out}} - T_{\text{in}}}{(T_N - T_{\text{in}}) + (T_N - T_{\text{out}})} \right] \text{ mit} \quad (16)$$

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot D_N}{k} \text{ und} \quad (17)$$

$$\text{Gz} = \frac{2\dot{m} \cdot c_p}{\pi \cdot k \cdot L_N} = \frac{D_N}{L_N} \cdot \text{Re} \cdot \text{Pr}. \quad (18)$$

Dabei entspricht  $k$  der Wärmeleitfähigkeit des Polymers. Die Nusselt-Zahl Nu stellt die Wechselwirkung zwischen Konvektion und Wärmeleitung an einer Grenzfläche dar. Die Graetz-Zahl Gz steht in Relation zur Reynoldszahl Re und der Prandtl-Zahl Pr und gibt an, wie schnell die Wärme radial durch eine Flüssigkeit geleitet wird, verglichen mit der Zeit, die die Flüssigkeit benötigt, um den Auslass der Leitung zu erreichen [77]. Phan et al. konnten in ihren Berechnungen außerdem aufzeigen, dass der Einfluss der dissipierten Energie auf die Wärmeentwicklung in der FFF aufgrund der geringen Volumenströme vernachlässigbar gering ist.

Allerdings wird in keiner der Arbeiten beschrieben, wie die Viskosität des Filaments im festen Zustand berücksichtigt wird. Die getroffenen Annahmen gelten nur für geringe Einzugsgeschwindigkeiten und können daher nicht für Grenzbetrachtungen des Systems angewendet werden. *Osswald et al.* [78] präsentierten daher eine analytische Lösung für die maximalen Einzugsgeschwindigkeiten, bei denen sie von einem druckinduziertem Aufschmelzmodell ausgehen, in dem das Material kurz vor dem Austritt aus der Düse zu einem Film geschmolzen wird, der mit zunehmender Druckgeschwindigkeit immer dünner wird. Für eine zufriedenstellende Simulation über den gesamten Geschwindigkeitsbereich des FFF-Drucks sind allerdings weitere Untersuchungen nötig, wobei numerische Ansätze unterstützen können.

### 2.3.2 Numerische Modellierungsansätze

Für die numerische Modellierung der Vorgänge in der FFF wurden einige Ansätze veröffentlicht. Es liegen jedoch nur wenige experimentelle Validierungen vor, sodass die Anwendbarkeit mit großen Unsicherheiten verbunden ist [16–21]. Innerhalb der letzten Jahre haben sich zunehmend wissenschaftliche Arbeiten mit der Simulation in der FFF auseinandergesetzt und versuchen die Zusammenhänge experimentell gestützt zu modellieren. *Serdeczny et al.* führten zum Beispiel umfassende experimentelle Untersuchungen für Acrylnitril-Butadien-Styrol (ABS) und PLA durch, in denen sie die Filamentvorschubkraft erneut mithilfe einer Plattformwägezelle bei verschiedenen Düsengeometrien, Heizblocktemperaturen und Einzugsgeschwindigkeiten bestimmten [13]. Anschließend nutzten sie die Ergebnisse, um eine numerische CFD-Simulation (Computational Fluid Dynamics) des Hotends zu entwickeln, die gute Übereinstimmungen für das untersuchte amorphe ABS zeigte [22]. In dem Modell wurde die Erwärmung des Filaments vom festen Zustand bis zum Schmelzzustand miteinbezogen und zwei Ansätze untersucht. Zum einen ein vereinfachter Ansatz, bei dem davon ausgegangen wird, dass der gesamte Bereich vollständig mit dem Polymer gefüllt ist, und ein zweiter, bei dem die freie Oberfläche des Fluids innerhalb des Hotends berücksichtigt wird. Wie bei den vorgestellten analytischen Ansätzen wird hier das scherverdünnende Viskositätsverhalten über einen Power-Law-Ansatz (siehe Gleichung 2) beschrieben. Die Temperaturabhängigkeit wird über einen William-Landel-Ferry (WLF) -Ansatz ähnlich wie bei der Arrhenius-Beziehung mithilfe eines Temperaturverschiebungsfaktors beschrieben

$$a_T(T) = e^{\frac{-C_1(T-T_0)}{C_2+(T-T_0)}}, \quad (19)$$

mit  $C_1$  und  $C_2$  als Modellparameter.

Um den Feststoff numerisch darzustellen, behelfen sich *Serdeczny* et al. dabei mit einem Vorgehen, welches aus der Simulation des Aufschmelz- und Abkühlprozesses bei der klassischen Kunststoffextrusion bekannt ist. Dort wird der Feststoff als Flüssigkeit mit sehr hoher Viskosität definiert [79], in diesem Fall wird der Wert für Massetemperaturen oberhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$  auf  $\eta = 10^6$  Pa s festgelegt. Dabei handelt es sich meist um einen empirischen Wert, da Untersuchungen auf Ein- und Doppelschneckenextrudern zeigten, dass einerseits eine hohe Viskosität benötigt wird, um eine realistische Abbildung eines nicht fließfähigen Feststoffs zu erzielen und andererseits eine zu hoch gewählte Viskosität zu einer Überbewertung des Dissipationsterms und zudem zu Konvergenzproblemen in der numerischen Simulation führen kann [80].

Ähnliches veröffentlichten 2021 auch *Kattinger* et al., die eine CFD-Simulation basierend auf dem melt-fraction-Modell nach *Karrenberg* et al. [80] anhand von Vorschubkraftmessungen für Polystyrol (PS) validierten [15].

Es zeigt sich, dass zwar bereits einige simulative Studien existierten, diese aber oftmals einen vorwiegend theoretischen Ansatz mit nur limitierten experimentellen Überprüfungen ihrer Ergebnisse verfolgten [68]. Bisher sind noch nicht genügend Arbeiten bekannt, die umfangreiche experimentell validierte Simulationen für das FFF entwickelt haben. Hinzu kommt, dass in den vorgestellten Studien keine detaillierte experimentelle Betrachtung des Aufschmelzverhaltens stattgefunden hat, obwohl dies in allen Arbeiten als der bedeutendste geschwindigkeitslimitierende Einfluss bei der FFF genannt wird und auch Basis der Modellbildung in der Simulation ist. Zudem wurden bisher lediglich amorphe Materialien betrachtet. Daher sind noch weitere Arbeiten nötig, um den Übergang von festem zu flüssigem Zustand, vor allem auch für teilkristalline Materialien besser beschreiben zu können.

Die vorliegende Arbeit soll dazu beitragen, die oben beschriebenen Lücken zu schließen.

### 3 Lösungsweg

Ein umfangreiches Prozessverständnis der physikalischen Vorgänge im FFF ist entscheidend für die weitere Optimierung des Prozesses. Dabei sind die Zusammenhänge oft komplex und nicht direkt durch den Anwender nachvollziehbar. Materialspezifische systematische Untersuchungen können daher unterstützen Wirkungszusammenhänge zu identifizieren und das Prozessverständnis zu vertiefen (siehe Abschnitt 2.2.3). Dazu müssen geeignete Methoden gefunden werden, um aussagekräftige experimentelle Prozessdaten zu generieren, mit denen die Zusammenhänge im FFF identifiziert und beschrieben werden können. Während in der Extrusion Druck- und Temperatursensoren einfach eingebracht werden können und zum Stand der Technik gehören, gestaltet sich die Messdatenerfassung in dem kleinteiligen Hotend und der Düse komplizierter, da hier Prozessüberwachungen dieser Art in der Regel nicht durchgeführt werden. Daher wird in der vorliegenden Dissertation ein Versuchsaufbau entwickelt, der eine Aufzeichnung der geschwindigkeitslimitierenden Vorschubkraft und der resultierenden Massetemperatur zulassen soll. Gemeinsam mit der Bestimmung charakteristischer Materialdaten hinsichtlich dem rheologischen und thermischen Verhalten von je zwei amorphen und teilkristallinen Materialien unterschiedlicher Viskosität ist es möglich Prozessdaten und Materialverhalten miteinander zu verknüpfen.

Entscheidend für die Beschreibung des Prozesses ist allerdings, wie in Abschnitt 2.2.3 und 2.3.2 beschrieben, auch die Charakterisierung des Aufschmelzverhaltens, welches in der vorliegenden Arbeit über optische Aufschmelzuntersuchungen erfolgen soll. Hierbei wird sich auf Methoden aus der Extrusion gestützt, indem Dead-Stop-Versuche mit zweifarbigen Filamentmaterial durchgeführt werden. Dadurch kann zum einen der Aufschmelzgrad bzw. die Feststofflänge des Filaments im Hotend bestimmt werden, zum anderen ist es auch möglich durch die Farbvermischung Rezirkulation im Strömungsprofil zu beobachten.

Schließlich werden die Ergebnisse einer numerischen Simulation gegenübergestellt, welche vom LS3 – Lehrstuhl für angewandte Mathematik und Numerik der Technischen Universität (TU) Dortmund begleitend zu den Versuchen entwickelt wird, angelehnt an den Modellierungsansatz nach *Serdeczny et al.* [22]. Dabei erfolgen Modellanpassungen auf Basis der experimentellen Untersuchungen hinsichtlich der Beschreibung des Übergangs von wandgleitendem Feststoff zu wandhaftender Schmelze und der Beschreibung des Materialverhaltens über den Phasenübergang hinweg.

Abschließend wird in der Arbeit eine Erweiterung der Modellbeschreibung entwickelt, die es ermöglichen soll, die Simulationsmodelle auf unbekannte Hotendsysteme zu übertragen. Dabei wird ein Vorgehen entwickelt, um geometrieabhängige mittlere Wärmeübergangskoeffizienten der jeweilig verwendeten Druckersysteme zu bestimmen, die eine Abschätzung der maximalen Einzugsgeschwindigkeiten ermöglichen, welche schließlich für die Beschreibung des Phasenübergangs im Simulationsmodell genutzt werden.

Der Lösungsweg zur Zielerreichung und dessen Strukturierung in der Arbeit ist in Abbildung 3-1 dargestellt.

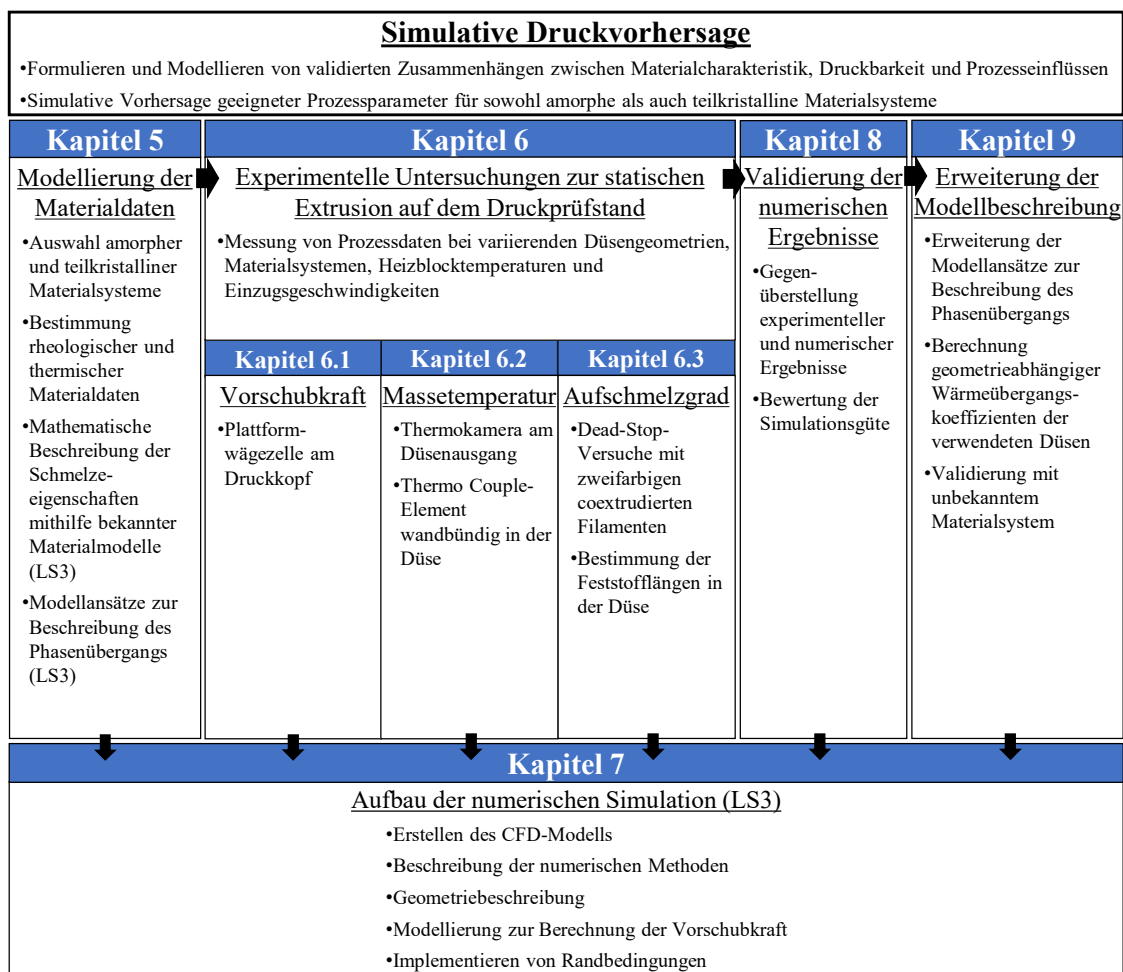


Abbildung 3-1: Schematische Lösungsstrategie und Aufbau der Arbeit



## 4 Experimentelle Methoden

Im Folgenden werden die verwendeten Materialien, Geräte und Methoden zur messtechnischen Datenerfassung als auch die Versuchsmethodik für die durchgeführten Arbeiten beschrieben.

### 4.1 Materialauswahl und Ermittlung der Materialdaten

Amorphe und teilkristalline Thermoplaste weisen deutliche Unterschiede in Ihrem Aufschmelzverhalten auf. Während bei amorphen Kunststoffen nur geringe Änderungen der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  am Phasenübergang auftreten, ändert sich die physikalische Größe bei teilkristallinen Kunststoffen sprunghaft. Daher werden zwei amorphe sowie zwei teilkristalline Kunststoffe unterschiedlicher Viskosität ausgewählt, um die Eignung der aufgestellten Modelle für die beiden unterschiedlichen Aufschmelzcharakteristika zu gewährleisten.

Dabei muss beachtet werden, dass nicht jedes Material in geeigneter Qualität zu Filamenten verarbeitbar ist. Insbesondere bei teilkristallinen Materialien führt das Erstarrungsverhalten während der Abkühlung häufig zur Bildung von Vakuolen im Filament.

Um amorphe Thermoplaste zu untersuchen, werden zwei verschiedene ABS-Typen, Novodur H605 und Novodur P2H-AT von INEOS Styrolution Europe GmbH in Frankfurt am Main, Deutschland, verwendet. ABS ist aufgrund seiner günstigen Eigenschaften für den FFF-Druck ein idealer Vertreter. Es verbindet Kosteneffizienz mit einem breiten Verarbeitungsfenster während des Drucks und einer einfachen Filamentherstellung [81, 82]. Für die Kategorie der teilkristallinen Materialien wurde Polypropylen (PP) ausgewählt. Obwohl PP im Vergleich zu Materialien wie PLA in der FFF weniger verbreitet ist, ist seine Bedeutung in technischen Anwendungen aufgrund seiner hervorragenden thermischen und mechanischen Eigenschaften erheblich [6, 9]. Hier werden die PP-Copolymere DR7037.01, sowie CP393 der Fa. Braskem Netherlands B.V., Rotterdam, Niederlande eingesetzt. Im Vergleich zu PP-Homopolymeren weisen diese eine geringere Kristallinität auf, die die Extrusion zu Filamenten innerhalb der erforderlichen Toleranzen und ohne Bildung von Vakuolen erleichtert.

Die benötigten Filamente werden mit einem Einschneckenextruder, Modell FT-E 20 MP der COLLIN Lab Solution & Pilot GmbH in Maitenbeth, Deutschland hergestellt. Der Extrusionsprozess erfolgt mit einer vertikalen Extrusionsdüse. Die Extrusion erfolgt unter Verwendung einer eingebauten Schmelzepumpe, um eine pulsationsfreie und

kontinuierliche Produktion gewährleisten zu können. Die Toleranzüberwachung der Filamentdurchmesser von  $1,75 \pm 0,1$  mm und -ovalität von  $< 0,1$  mm erfolgt mit einer Sikora-Messeinheit Laser 2050 T der Fa. Sikora AG, Bremen, Deutschland. Für die optischen Aufschmelzuntersuchungen werden außerdem coextrudierte, zweifarbige Filamente hergestellt, der zugehörige Verfahrensaufbau wird in Abschnitt 4.6.1 im Detail erläutert.

Auf der Grundlage der Materialauswahl erfolgt die Charakterisierung, insbesondere im Hinblick auf die thermodynamischen und rheologischen Eigenschaften der Materialien. Die Fließkurven und die Dichte werden mit einem Hochdruckkapillarrheometer (HKR) RG20 der Fa. GÖTTFERT Werkstoff-Prüfmaschinen GmbH, Buchen, Deutschland, gemessen. Zur Ermittlung der thermodynamischen Daten wird die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  mittels der dynamischen Differenzkalorimetrie (DSC) mit der DSC 204F1 der Fa. Netzsch erfasst. Die Messung der Temperaturleitfähigkeit erfolgt mithilfe der Laser-Flash-Analyse (LFA) mit dem LFA447 der Fa. Netzsch, Selb, Deutschland.

## 4.2 Versuchsanlage

Ein Versuchsaufbau soll konzipiert und aufgebaut werden, um die Vorschubkraft und die Massetemperatur während der FFF-Extrusion zu messen. Da die Messungen zunächst nur im statischen Prozess durchgeführt werden ist weder ein verfahrbarer Druckkopf noch eine Bauplatte nötig. Daher wird der in Abbildung 4-1 dargestellte Stativaufbau als Druckprüfstand eingerichtet.

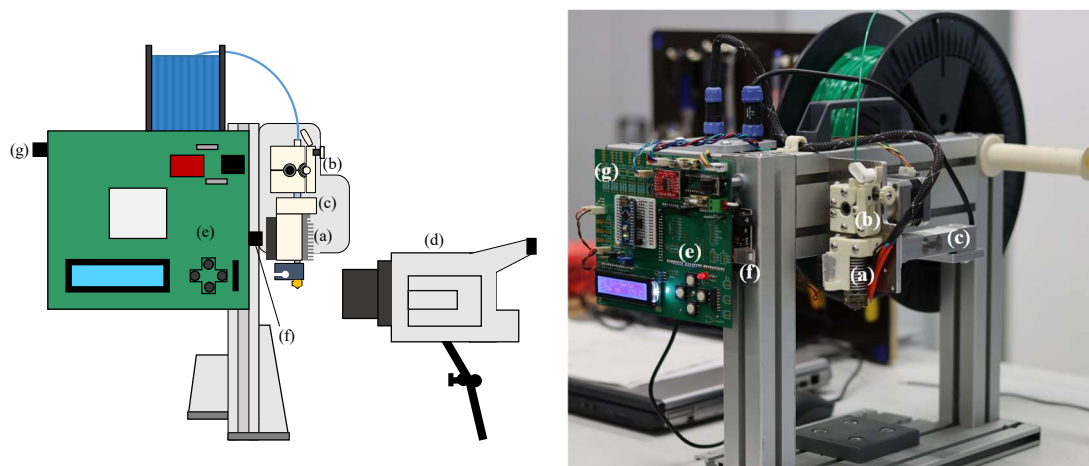


Abbildung 4-1: Skizze (links) und Bild (rechts) des Druckprüfstands

Die Anlage setzt sich aus (a) einem v6-Hotend der Fa. E3D-Online Ltd mit variierenden Düsengeometrien, dem (b) QR Extruder der Fa. Bondtech AB, Värnamo, Schweden, der

(c) 20 kg Plattformwägezelle Typ H10A der Fa. BOSCHE GmbH & Co. KG, Damme, Deutschland, der (d) IR-Kamera VarioCam hr Fa. InfraTec GmbH, Dresden, Deutschland mit einer Auflösung von 640 x 480 Pixel sowie der (e) Steuerungs- und Datenerfassungseinheit zusammen. Letztere besteht aus einer Microcontrollerboard des Typs Arduino Mega 2560 zur Temperaturregelung, Kraftmessung und Ansteuerung des Displays und einem Arduino Nano, der die Schrittmotorimpulse generiert. Abschließend ist der Aufbau mit der USB-Schnittstelle (f) zur Datenübertragung und (g) der 12V Netzteilanschluss an der Steuerungsplatine ausgestattet.

Die gesamte Druckerprogrammierung, einschließlich der PID-Kontrolle des Heizblocks erfolgt über die Software PlatformIO der Fa. PlatformIO Labs OÜ, Tallinn, Estland. Der Schrittmotor für den Antrieb der Vorschubrollen im Extruder, fährt im Anfahrprozess eine Rampe mit einer Beschleunigung von 5000 Mikroschritten/s<sup>2</sup> (2,6 mm/s<sup>2</sup>) bis zum Erreichen des eingestellten Einzugsgeschwindigkeitswerts und bremst am Ende des Extrusionsprozesses entsprechend ab.

In den experimentellen Untersuchungen wird der Einfluss verschiedener Düsengeometrien auf die Prozessparameter untersucht. Dafür stehen jeweils zwei Düsen der Fa. e3d-Online Ltd, London, Vereinigtes Königreich aus deren Reihen V6 und VOLCANO mit den in Tabelle 4-1 dargestellten Abmessungen zur Verfügung. Die Reihen unterscheiden sich in ihrer Liquefierlänge und der damit einhergehenden Heizblocklänge.

Tabelle 4-1: Übersicht der eingesetzten Düsengeometrien, für alle Düsen gilt  $D_N = 2$  mm [27]

Nr.	Handelsname	$L_{\text{Liquefier}}$ / mm	$L_{\text{Contraction}}$ / mm	$L_{\text{Capillary}}$ / mm	$D_{\text{out}}$ / mm	$L/D_{\text{Capillary}}$ / -	$\alpha$ / °
1	V6-NOZZLE-175-0400	10,5	1,4	0,6	0,4	1,5	60
2	V6-NOZZLE-175-0800	9,9	1,0	1,6	0,8	2,0	60
3	VOLCANO-NOZZLE-175-0400	19,0	1,4	0,6	0,4	1,5	60
4	VOLCANO-NOZZLE-175-0800	18,4	1,0	1,6	0,8	2,0	60

Wie in Abschnitt 2.3 erwähnt, gibt es bereits einige Arbeiten, die sich mit den Einflüssen der Abmessungen der Düsengeometrie auf die Vorschubkraft beschäftigen. Das Ergebnis dieser Untersuchungen war u.a. eine minimierte Kraft bei einem Öffnungswinkel  $\alpha \sim 60^\circ$

im Vergleich zu anderen Öffnungswinkeln [12, 83]. Daher werden in dieser Arbeit Geometrien mit einem Winkel von  $60^\circ$  verwendet und der Einfluss unterschiedlicher Auslassdurchmesser und Aufschmelzlängen aufgrund variierender Längen der Liquefierz-Zone betrachtet.

### 4.3 Versuchsmethodik

Die Extrusionsversuche werden an dem in Abschnitt 4.2 beschriebenen Versuchsaufbau für jedes Material und jede Düsengeometrie nach demselben Vorgehen durchgeführt, um die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse gewährleisten zu können. Für jede Kombination aus Material, Heizblocktemperatur und Filamentvorschubgeschwindigkeit wird die Schmelze 60 s lang extrudiert, bzw. im Falle höherer Einzugsgeschwindigkeiten, die geräteseitig mögliche maximale Extrusionslänge von 250 mm genutzt. Jede Messreihe beginnt mit einer Vorschubgeschwindigkeit  $v_{in}$  von  $5 \text{ mm min}^{-1}$  und wird zunächst auf 10, dann auf  $50 \text{ mm min}^{-1}$  gesteigert. Die darauffolgenden Geschwindigkeiten werden in Intervallen von  $50 \text{ mm min}^{-1}$  bis zur maximalen Einzugsgeschwindigkeit  $v_{max}$  fortgesetzt, bei der das Filament nicht mehr extrudiert werden kann. Nach Erreichen des Maximums wird sie in Schritten von  $5 \text{ mm min}^{-1}$  reduziert, um die exaktere Maximalgeschwindigkeit besser bestimmen zu können. Die Experimente werden bei Heizblocktemperaturen von  $210^\circ\text{C}$  bis  $280^\circ\text{C}$  in  $10^\circ\text{C}$ -Stufen durchgeführt. Die Auswertungen von Kraft- und Temperaturmessung erfolgt stets bei konstanter Einzugsgeschwindigkeit nach Abschluss des Anfahrprozesses. Letzteres ist vor allem wichtig, da die Steuerung, wie vorab beschrieben, einen Anfahr- sowie Abfahrprozess durchläuft, bei dem die Geschwindigkeit langsam auf den Sollwert beschleunigt bzw. abgebremst wird und die Messung dadurch beeinflusst werden kann.

Dabei wurden die in Abbildung 4-2 dargestellten Versuchsparameter in einem sogenannten „one-factor-at-a-time“-Ansatz variiert. Eine Versuchsreihe setzt sich aus einer festgelegten Heizblocktemperatur, eingesetzten Düsengeometrie und Material zusammen, innerhalb derer sukzessive die Einzugsgeschwindigkeit gesteigert wurde.

<b>Düsengeometrie</b> V6-NOZZLE-175-0400 V6-NOZZLE-175-0800 VOLCANO-NOZZLE-175-0400 VOLCANO-NOZZLE-175-0800	
<b>Heizblocktemperatur</b> 210 °C – 280 °C	<b>Material</b> ABS: Novodur H605; P2H-AT PP: DR7037.01; CP393
<b>Einzugsgeschwindigkeit</b> 5 mm min <sup>-1</sup> – $v_{\max}$	

Abbildung 4-2: Schematische Darstellung der Versuchsparmeter [27]

#### 4.4 Vorschubkraftmessungen

Die Kraftmessung erfolgt mithilfe der Plattformwägezelle, die am Druckkopf angebracht ist. Bei der Durchführung der Versuche wird das Hotend geladen und einige Millimeter aus der Düse extrudiert, um eine vollständige Kanalfüllung von frischem Material zu gewährleisten. Nach Stillstand des Extruders wird die Wägezelle tariert. Die Messreihe wird beendet, wenn die maximale Einzugsgeschwindigkeit erreicht ist oder der Buckling-Effekt auftritt.

Die Kraft wird über den Anfahr- und Abfahrprozess in einer Frequenz von 50 Hz mit einer Mittelwertbildung über das Messintervall hinweg aufgezeichnet. Anschließend wird aus 20 Messwerten im statischen Extrusionszeitraum der Mittelwert  $\mu_i$  gebildet.

Der charakteristische Verlauf einer Kraftkurve über die Messzeit, sowie der gewählte Auswertintervall ist in Abbildung 4-3 dargestellt und zeigt den Anstieg der Kraftwerte zu Beginn beim Beschleunigen des Extruders und den Abfall am Ende der Messung.

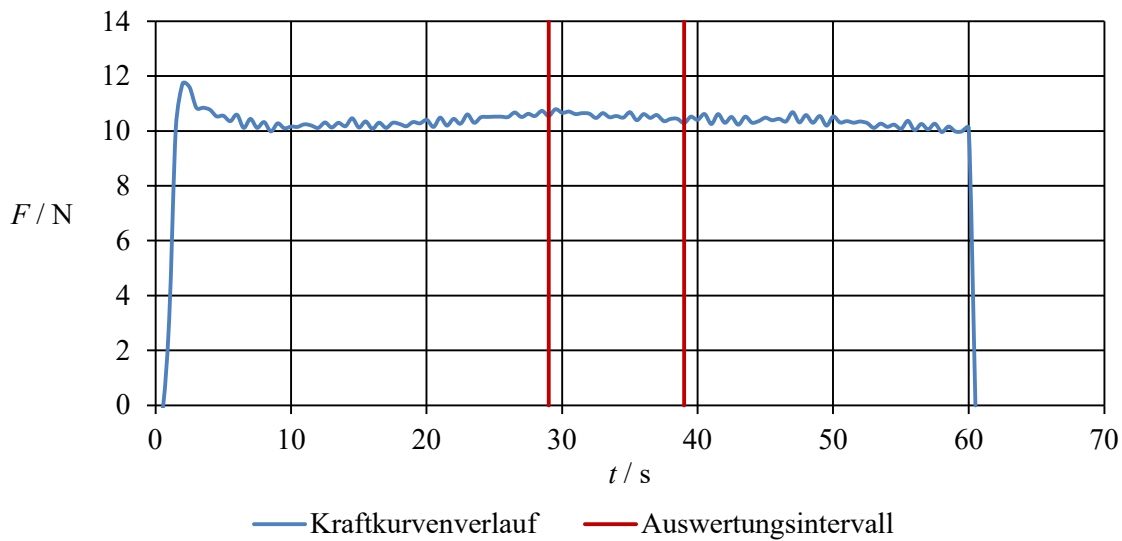


Abbildung 4-3: Charakteristischer Verlauf einer Kraftmesskurve am Beispiel Novodur H605, Düse 3, 50 mm min<sup>-1</sup>, 210 °C

Jeder Betriebspunkt wird doppelt bestimmt. Die in den Kurven (siehe Abbildung 4-5) dargestellten Messwerte stellen jeweils den Mittelwert aus den Doppelbestimmungen dar, mit der Gesamtstandardabweichung  $\sigma$  berechnet nach Gleichung (20) aus den Standardabweichungen  $\sigma_i$  der einzelnen Versuchsreihen,

$$\sigma^2 = \frac{1}{n_\mu} \left[ \sum_{i=1}^{n_\mu} (\sigma_i^2 + \mu_i^2) - \frac{1}{n_\mu} \left( \sum_{i=1}^{n_\mu} \mu_i \right)^2 \right], \quad (20)$$

mit der Anzahl der Messpunkte  $n_\mu$  innerhalb einer Messreihe. In den resultierenden Messkurven können dabei zwei Betriebsbereiche vergleichbar zu den Ergebnissen in den Arbeiten von Go et al. [19], Nienhaus et al [12] und Serdeczny et al. [13] identifiziert werden. Im ersten Kurvenabschnitt steigt die Kraft linear mit der Einzugsgeschwindigkeit, welcher als stabiles Prozessfenster bezeichnet wird. Ab einer kritischen Einzugsgeschwindigkeit nimmt dann die Steigung der Kurve, sowie die Standardabweichungen der Kraftwerte signifikant zu. Zwei beispielhafte Kurven der Kraftmessungen über die Extrusionsdauer sind in Abbildung 4-4 dargestellt. Die Kurve bei 350 mm min<sup>-1</sup> zeigt dabei deutlich größere Messwertschwankungen während der Extrusion, während die Kurve der in diesem Fall identifizierten maximalen Einzugsgeschwindigkeit 405 mm min<sup>-1</sup> Einbrüche in den Kraftwerten zeigt. Dies ist vermutlich auf das unzureichende Aufschmelzen des Materials zurückzuführen. Aufgrund der geringen Fließfähigkeit übersteigt der nötige

Druck die maximale Leistung des Extruders, welcher das Material nicht mehr regelmäßig weiterfördern kann.

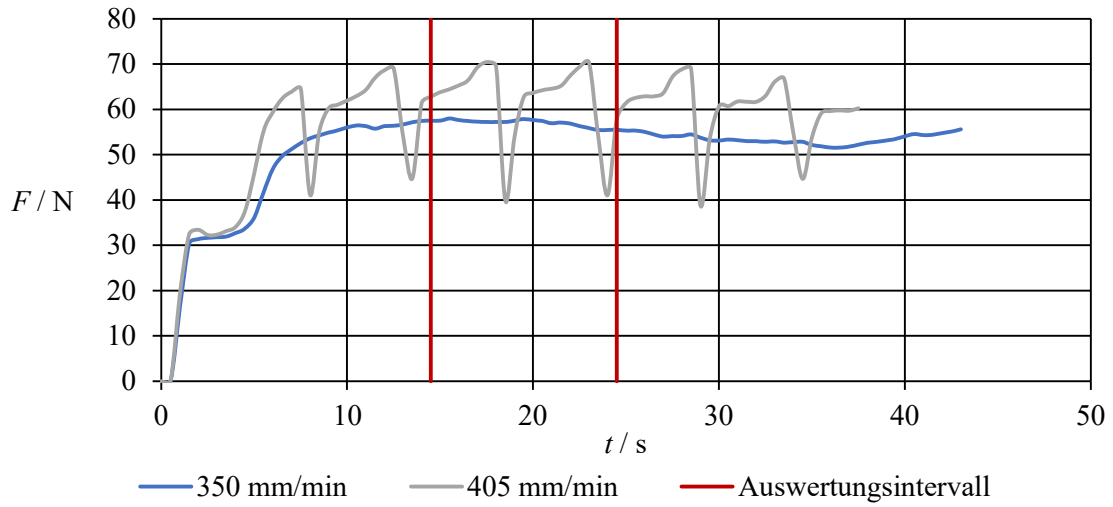


Abbildung 4-4: Kraftmesskurven im instabilen Extrusionsbereich am Beispiel Novodur H605, Düse 3, 210 °C, 350 mm min<sup>-1</sup>, und bei maximaler Einzugs geschwindigkeit 405 mm min<sup>-1</sup>

Der Übergang von stabilen zu instabilen Prozessfenstern wird nach *Nienhaus* et al. [12] mithilfe einer zweiseitigen Regression nach Gleichung (21) mit  $n_F$  als Gesamtanzahl der Datenpunkte,  $j$  als Iterationsvariable, die von 1 bis  $n-1$  iteriert,  $y_i$  als aktueller Kraftwert und dem aktuellen Wert der Regressionsfunktion  $\hat{y}_i$  identifiziert,

$$j_{\text{step}} = \arg \max_{j \in \{1; n-1\}} \left( 1 - \frac{\sum_{i=1}^{n_F-j} (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^{n_F-j} (y_i - \bar{y})^2} + 1 - \frac{\sum_{i=n_F-j}^{n_F} (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=n_F-j}^{n_F} (y_i - \bar{y})^2} \right). \quad (21)$$

Der eine Teil der Regression umfasst dabei alle Punkte der Kurve vom Startpunkt 5 mm min<sup>-1</sup> bis zur Übergangseinzugs geschwindigkeit  $j$ , als iterativer Wert. Der zweite Teil umfasst alle Punkte von  $v_{\text{max}}$  bis  $j$ . Ergebnis der Iteration ist diejenige Übergangseinzugs geschwindigkeit, bei der die Bestimmtheitsmaße beider Regressionsgeraden maximal sind ( $j_{\text{step}}$ ).

Anschließend wird die kritische Einzugs geschwindigkeit  $v_{\text{krit}}$  über den Schnittpunkt der beiden Geraden bestimmt. Abbildung 4-5 zeigt beispielhaft die resultierende Auswertung der Kraftkurve von ABS Novodur H605 bei Düse 1.

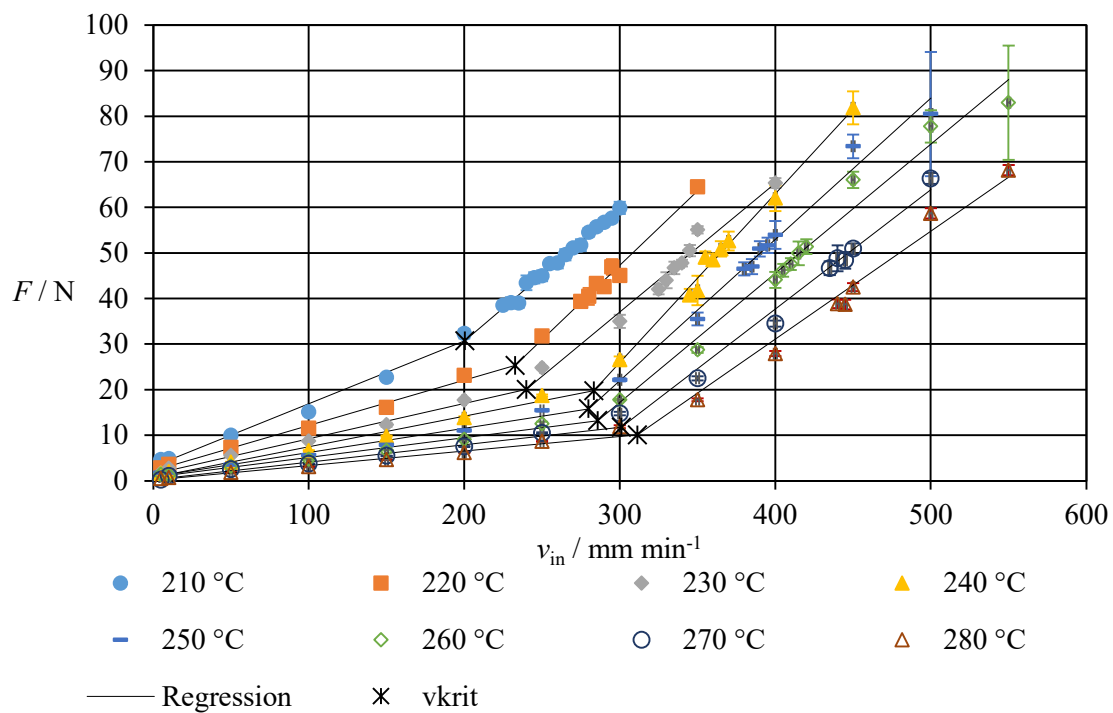


Abbildung 4-5: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugs geschwindigkeit  $v$  von Novodur H605 bei Düse 1 [27]

Um zu überprüfen, ob es sich grundsätzlich um eine geeignete Methode handelt, um von Kraftmessungen am Druckkopf auf den Druckverlust in der Düsengeometrie zu schließen, wurde die Messmethodik anhand einer durchgeführten Kraftkurve mittels dem analytischen Modell nach *Bellini et al.* (siehe Abschnitt 2.3.1) für das Material Novodur H605 bei einer Heizblocktemperatur von 240 °C validiert. In Abbildung 4-6 sind die Ergebnisse aus der analytischen Modellrechnung den experimentellen Kraftmessungen gegenübergestellt. Zusätzlich sind die Ergebnisse aus den in Abschnitt 4.6 vorgestellten Aufschmelzanalysen als Feststoffmasseanteile im Diagramm dargestellt, da das Modell lediglich für vollständig aufgeschmolzenes Material anwendbar ist.



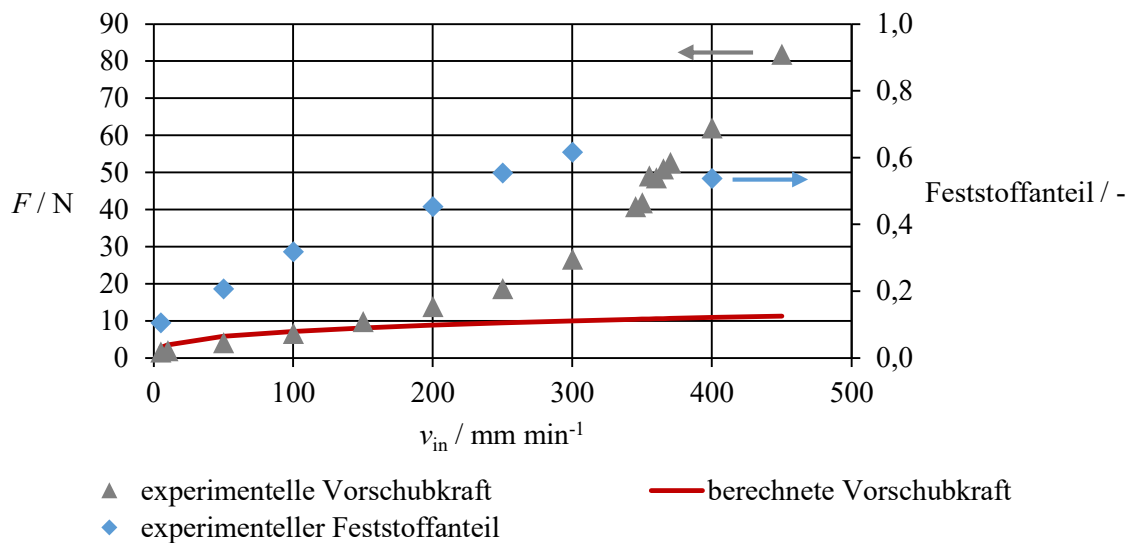


Abbildung 4-6: Validierung der Kraftmessungen anhand des analytischen Modells von *Bellini et al.* für Novodur H605 in Düse 1 bei 240 °C

Aus der Gegenüberstellung wird ersichtlich, dass die Daten aus der analytischen Berechnung mit den experimentell bestimmten Kraftdaten bei niedrigen Feststoffanteilen bis ca. 30 %, im Gültigkeitsbereich des Modells weitestgehend übereinstimmen und daher die Methode zur Bestimmung der Vorschubkraft geeignet ist.

#### 4.5 Bestimmung der Massetemperatur

Im Verlauf der Arbeit werden zwei verschiedene Methoden zu Massetemperaturbestimmung des Extrudats in der FFF untersucht. Zu Beginn wird die Verwendung einer Thermokamera erprobt, da diese einfach in jedes bestehende kommerzielle Druckersystem integriert werden kann. Im weiteren Verlauf wird eine ausgewählte Düsengeometrie mit einem Thermo Couple-Element ausgestattet, welches eine Messung der Massetemperatur mit Schmelzekontakt ermöglicht. Im Vergleich zur Verwendung der Thermokamera erfordert das Einbringen eines Temperatursensors die Bearbeitung der Düse und wird deshalb nicht für alle Düsengeometrien angewendet.

##### 4.5.1 Messungen mit der Thermokamera

Mithilfe der Thermokamera VarioCam hr kann die Oberflächentemperatur der extrudierten Stränge aufgezeichnet werden. Aufgrund des geringen Durchmessers des Strangs kann nach Gleichung (22) für die Biot-Zahl ein Wert  $< 0,1$  berechnet werden, nachdem es sich um einen sogenannten thermisch dünnen Körper beim beobachteten Filamentstrang handelt [84–87].

$$Bi = \frac{\alpha_{\text{Luft}} \cdot D_{\text{out}}}{k}, \quad (22)$$

mit der Wärmeleitfähigkeit  $k$ , dem Auslassdurchmesser der Düse  $D_{\text{out}}$  und dem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_{\text{Luft}} = 60 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  [86, 87].

Daher kann davon ausgegangen werden, dass der extrudierte Filamentstrang im Kern und an der Strangoberfläche die gleiche Temperatur aufweist und sich somit die Messung an der Extrudatoberfläche grundsätzlich zur Bestimmung der Massetemperatur geeignet ist.

In Anbetracht der Bewegung des Extrudats während des Drucks, insbesondere bei steigenden Temperaturen, wurde eine Messlinie mit einer Breite von 20 Pixeln (entspricht 2 mm) für die Aufnahme von Temperatur-Profil-Zeit-Diagrammen gewählt. Dies verhindert, dass das Filament während der Prüfung die Messgeometrie verlässt. In Abbildung 4-7 ist eine beispielhafte Messung mit eingetragener Messlinie in 300 % digitaler Vergrößerung, sowie das resultierende Temperatur-Profil-Zeit-Diagramm dargestellt.

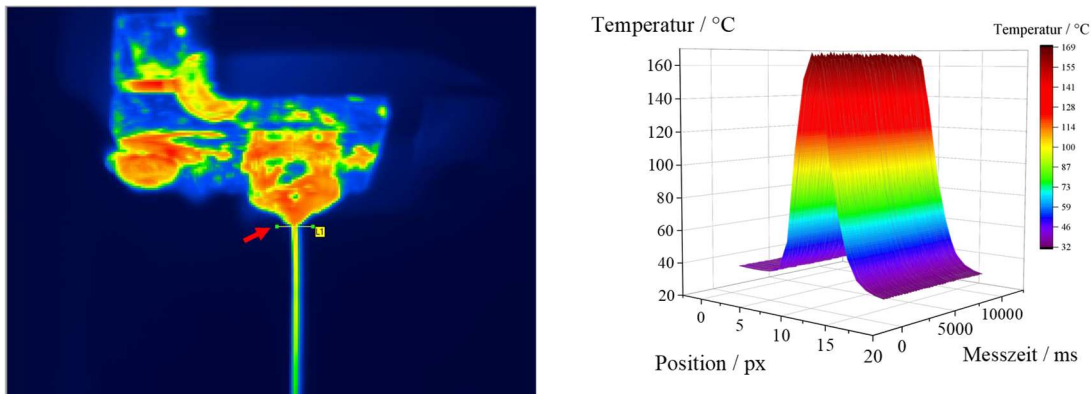


Abbildung 4-7: Beispielhafte Messung mit der IR-Kamera am Strang (links) [27] und Temperatur-Zeit-Profil-Diagramm als Datenausgabe aus der Software (rechts)

Wie in der Abbildung zu sehen ist, reicht die Auflösung nicht aus, um eine klare Unterscheidung zwischen dem Düsenausgang und dem Beginn des Extrudats zu erreichen. Daraus lässt sich ableiten, dass die Linie unterhalb des Düsenausgangs positioniert ist, da es wichtig ist, jeglichen Einfluss der Düsens Temperatur auf die Messergebnisse zu vermeiden. Diese Positionierung hat schätzungsweise eine Ungenauigkeit von etwa 1 bis 2 Pixel (entspricht 0,1 - 0,2 mm).

Die Messpunkte wurden bei einer Frequenz von 10 Hz über 10 s innerhalb des konstanten Einzugsgeschwindigkeitsbereich aufgezeichnet. Anschließend wurden unabhängig der

Position die jeweiligen Maximalgeschwindigkeiten über die Zeit zu einem Mittelwert zusammengefasst. Analog zur Auswertung der Kraftwerte, stellen die in den Kurven dargestellten Messwerte jeweils den Mittelwert aus den beiden Doppelbestimmungen dar, mit der Standardabweichung berechnet nach Gleichung (20).

#### 4.5.2 Messungen mit dem Thermo Couple

Ergänzend zu den Messungen mit der Thermokamera wird zudem ein Messsystem erprobt, welches wie in der Schneckenextrusion eine Messung innerhalb der Werkzeuggeometrie ermöglichen soll. In erster Linie dienen die Massetemperaturmessungen zur Validierung der simulierten Massetemperaturen. Jedoch ergibt sich zusätzlich der potenzielle Vorteil, dass durch den Einsatz des Thermoelements Änderungen in der Massetemperatur schneller und empfindlicher erfasst werden als mit dem Thermistor im Heizblock. Da die Temperaturregelung im FFF anhand der Thermistorsignale erfolgt, könnte dies im Erfolgsfall zu einer verbesserten Temperaturkontrolle während des Prozesses beitragen.

Es wurde ein Mantelrohr-Thermoelement des Typ K mit 0,5 mm Durchmesser aufgrund der in Abschnitt 2.2.2 beschriebenen Vorteile ausgewählt. Die Implementierung des Elements in die Düsengeometrie Düse 1 erfolgt durch den Lehrstuhl Hybrid Additive Manufacturing der Ruhr-Universität Bochum.

Aufgrund des Heizblocks muss das Thermo Couple im unbeheizten Teil der Düse eingebracht werden. Da die Düsen des Herstellers e3d-online an der Außenseite des Sechskantkopfs mit Markierungen bzw. Einkerbungen versehen sind, um die Düsengeometrie identifizieren zu können, ist das Bohren an einer der Einkerbungen naheliegend. Dieses Vorgehen erleichtert nicht nur das Ansetzen des Bohrers, sondern ermöglicht auch die Position des Elements genau identifizieren zu können, da die Positionen der Markierungen in den Düsenzeichnungen mitaufgeführt werden. Demnach erfolgt die Massetemperaturmessung noch vor Beginn der Contractionzone, am Ende der Liquefierzone, 3,5 mm oberhalb des Düsenausgangs (siehe Abbildung 4-8).

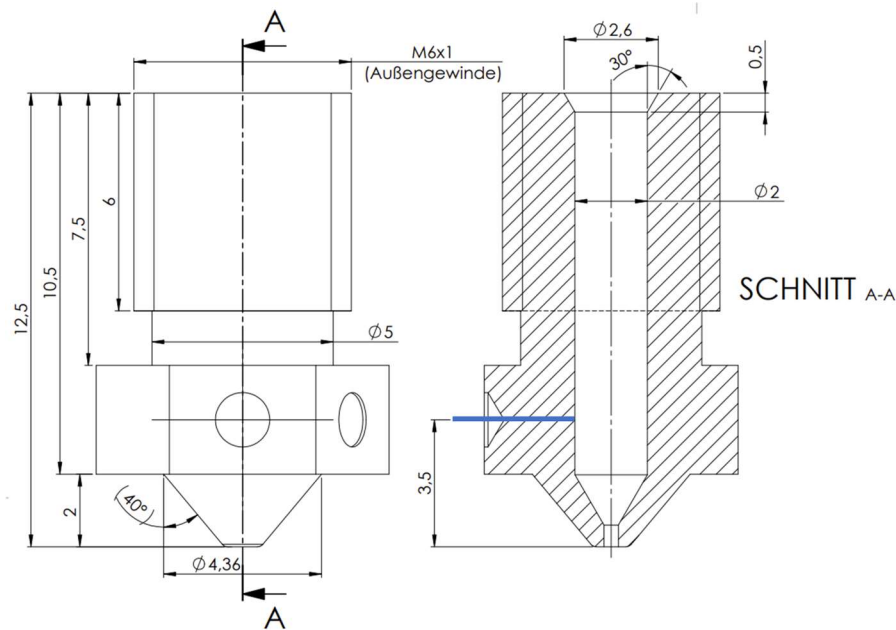


Abbildung 4-8: Ausschnitt aus der Zeichnung Düse 1 mit Thermo Couple-Element (blau)

Das Thermoelement wurde wandbündig platziert, um das Strömungsprofil in der Düse nicht zu beeinflussen. Dies schützt zudem das Thermoelement vor Beschädigungen bei hohen Geschwindigkeiten, wenn das Material noch nicht vollständig aufgeschmolzen ist. Die Implementierung des Thermo Couples in die Datenerfassungseinheit erfolgte mithilfe eines Messverstärkers Typ MAX 6675 und wurde mithilfe eines kalibrierten Multimeters auf 0,1 % Messgenauigkeit kalibriert. Die Messdatenaufzeichnung erfolgt analog zur Messung der Kraftwerte mit einer 50 Hz-Messfrequenz. Parallel werden die Temperaturdaten des Thermistors im Heizblock mitaufgezeichnet, um die Temperaturverläufe während der Extrusion vergleichen zu können. Der Druckprüfstand mit implementiertem Thermoelement ist in Abbildung 4-9 dargestellt.

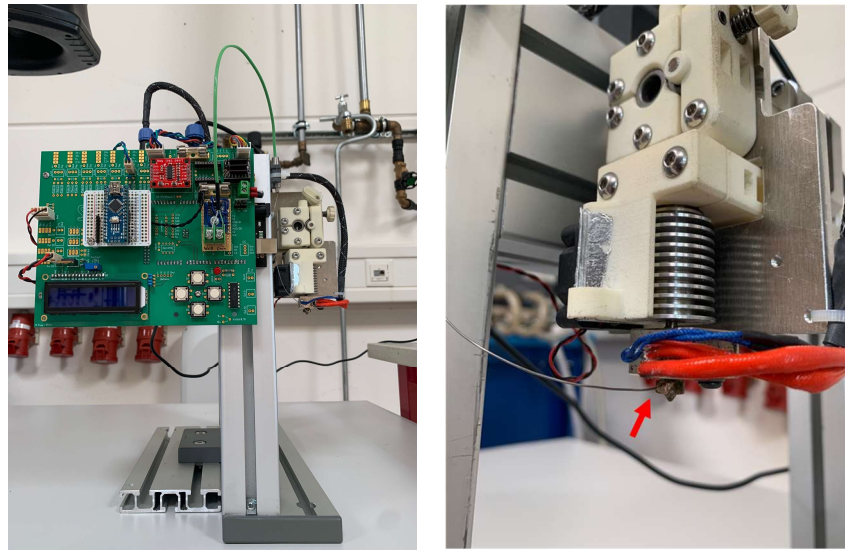


Abbildung 4-9: Bilder des Druckprüfstands mit implementiertem Thermo Couple in Düse 1

## 4.6 Aufschmelzanalyse

Zur Charakterisierung des Aufschmelzprozesses wird eine Technik, die sogenannte „Dead-Stop-Untersuchung“ angewandt, die üblicherweise bei der Analyse von Extrusionsschmelzprozessen eingesetzt wird [88–92]. Bei diesem Ansatz wird das Granulat entweder vor der Extrusion mit einem Farbstoff oder Tracer gemischt, oder es wird zweifarbiges Granulat verwendet. Bei der "Dead-Stop-Untersuchung" wird der Extruder nach Erreichen eines stabilen Betriebszustands abrupt gestoppt, und Proben entlang des Extruders entnommen. An diesen Proben werden anschließend optische Untersuchungen durchgeführt, wobei Bereiche, die eine Vermischung aufweisen, als geschmolzene Bereiche interpretiert werden. Diese Methodik ermöglicht die Charakterisierung des Aufschmelzverhaltens und die Quantifizierung von Aufschmelzgraden. Die gleiche Vorgehensweise soll auch für die Charakterisierung des Aufschmelzens der Filamente in der Extrusionsdüse des Druckers eingesetzt werden.

### 4.6.1 Herstellung zweifarbiger Filamente

Zur Durchführung der Aufschmelzanalysen werden zunächst zweifarbige Filamente aus den oben genannten Materialien (siehe Abschnitt 4.1) im Coextrusionsverfahren hergestellt. Bei diesem Verfahren weisen die Querschnitte eine halbkreisförmige Anordnung der beiden Farben auf (siehe Abbildung 4-12). Da der Schmelzvorgang hauptsächlich an der Randschicht des Filaments stattfindet, macht sich die Vermischung an der Grenzfläche zwischen den beiden Farben aufgrund des Rückstroms des geschmolzenen Materials bemerkbar.

Aufgrund der für Kunststoffschmelzen charakteristischen hohen Viskosität ergibt sich bei Rohrströmungen ein laminares Strömungsprofil ohne nennenswerte Quermischung [93]. Diese charakteristische halbkreisförmige Konfiguration kann durch den Einsatz von zwei identischen Extrudern, in diesem Fall der Collin Teach Line E20 und E20H, mit einer einfachen Y-förmigen Coextrusionsdüse mit gleicher Anströmkanalgeometrie realisiert werden. Dabei wird die in Abbildung 4-10 dargestellte Kombination eines ½“ Messing Y-Stück, 90° Rohrbogen und Schlauchtülle aus Messing als Coextrusionsdüse verwendet.



Abbildung 4-10: Verwendete Coextrusionsdüse [27]

Die Versuchsanlage in Abbildung 4-11 umfasst die beiden oben genannten Extruder (a), einem Wassertank mit Vorschubrollen als Kühlstrecke (b), einer Abblasdüse AMS0375 (c) der Fa. Huestis Industrial, Bristol, USA, sowie einem Bandabzug BAW 130T (d) der Fa. COLLIN Lab Solution & Pilot GmbH mit Wickler K13-15-6 MCR (e) der Fa. J. U-hing GmbH & Co.KG, Flintbek, Deutschland. Die Durchmesser- und Ovalitätskontrolle der Filamente erfolgt über einen Laser-Messkopf ODAC 18XY (f) der Fa. Zumbach Electronic AG, Orpund, Schweiz.



Abbildung 4-11: Versuchsanlage Coextrusionsfilamente [27]

Für das Einfärben der Filamente werden die Farbmasterbatches LIFOCOLOR-GELB 1000046F ABS, LIFOCOLOR-BLAU 53825F ABS, LIFOCOLOR-GELB 1000380F PP



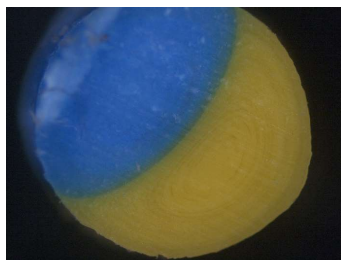
und LIFOCOLOR-BLAU 5002834F PP der Fa. Lifocolor Farben GmbH & Co. KG, Lichtenfels, Deutschland eingesetzt. Diese werden zu den in Tabelle 4-2 aufgelisteten Anteilen nach Herstellerempfehlung dem Granulat hinzugegeben und trocken untergemischt.

Tabelle 4-2: Farbmasterbatchmengen für die Coextrusion [27]

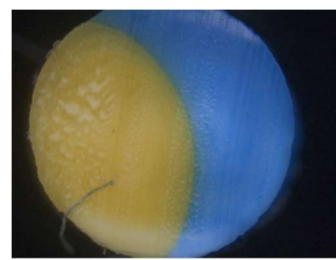
Material	Farbmasterbatch	Menge
ABS gelb	LIFOCOLOR-GELB 1000046F ABS	3 Gew%
ABS blau	LIFOCOLOR-BLAU 53825F ABS	2 Gew%
PP gelb	LIFOCOLOR-GELB 1000380F PP	3 Gew%
PP blau	LIFOCOLOR-BLAU 5002834F PP	5 Gew%

Exemplarische resultierende Querschnitte der coextrudierten Filamente sind in Abbildung 4-12 dargestellt.

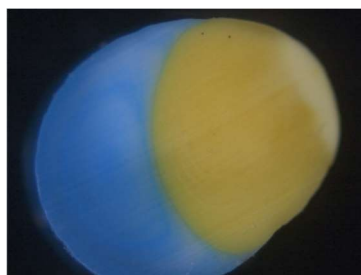
**ABS Novodur P2H-AT**



**ABS Novodur H605**



**PP DR7037.01**



**PP CP393**

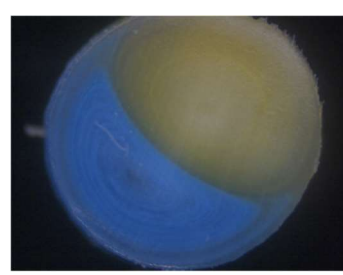


Abbildung 4-12: Aufnahmen der Querschnitte bei der Coextrusion [27]

Die hergestellten Filamente zeigen deutliche Grenzflächen zwischen den beiden Farben. Allerdings nehmen die beiden Farbanteile nicht jeweils 50% der Querschnittsfläche als Halbkreis, begrenzt durch eine Mittellinie, die durch den Kreismittelpunkt verläuft, ein. Dies ist darauf zurückzuführen, dass trotz gleicher Bauweise die Einschneckenextruder unterschiedliche Strömungsverhalten aufweisen. Dies wird deutlich im Querschnittsbild

des Materials Novodur P2H-AT. Während für alle anderen Materialien der COLLIN Teachline E20 mit dem blauen Farbmasterbatch versehen ist, wird dieser hier für die Extrusion der blauen Schmelze eingesetzt. Daher hängen die Farbquerschnitte von dem verwendeten Extruder ab.

Das PP DR7037.01 neigt während des Extrusionsprozesses zur Ovalität. Aufgrund seiner niedrigen Viskosität im heißen Zustand ist es anfällig für Verformungen und wird bei der Extrusion insbesondere an den Führungswalzen deformiert. Da PP dazu neigt, bei schneller Abkühlung Vakuolen zu bilden, sind zusätzliche Verbesserungen in dieser Hinsicht nicht möglich. Die Ovalität wird in der Auswertung der Druck- und Aufschmelzversuche zunächst vernachlässigt.

#### 4.6.2 Ermittlung der Feststofflängen

Abbildung 4-13 zeigt schematisch das Vorgehen bei der Aufschmelzanalyse, welche pro Geschwindigkeit-Temperatur-Kombination dreimal durchgeführt wird. Dabei werden die hergestellten zweifarbigen Filamente an ausgewählten Betriebspunkten extrudiert. Sobald ein stabiler Prozesszustand erreicht ist, werden die Filamente entgegen der Extrusionsrichtung herausgezogen.

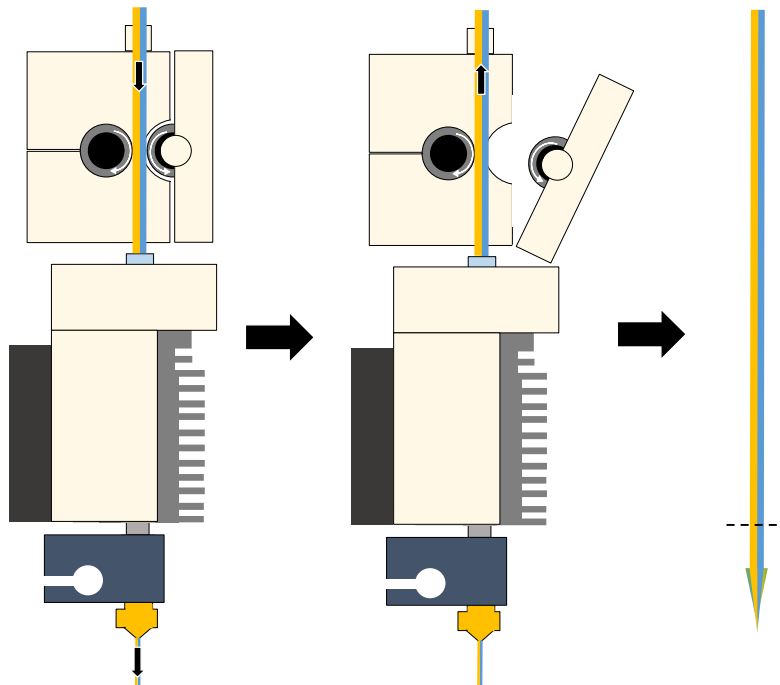


Abbildung 4-13: Durchführung der Dead-Stop-Versuche mit zweifarbigen Filamenten mit Schnitt am Beginn der Heat-Break-Sektion [27]

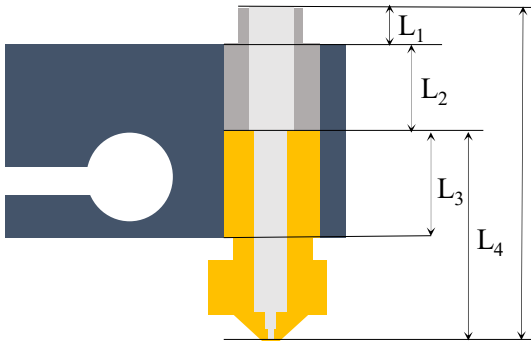
Die Proben werden am Beginn des Heat-Break-Sektion abgetrennt. Dies markiert den Beginn des Schmelzens des Filaments, da ab hier nicht mehr effektiv gekühlt wird.



Die Abmessungen der betrachteten Geometrie für die Aufschmelzuntersuchungen sind in Tabelle 4-3 dargestellt.

Es ist wichtig zu wissen, dass die genaue Position des Heat-Break-Einsatzes und der Düse innerhalb des Heizblocks je nach Montage geringfügige Abweichungen von wenigen Zehntelmillimetern aufweisen kann. Da es sich bei der Verbindung der beiden Elemente um eine Bohrung mit Durchgangsgewinde handelt, werden die beiden Komponenten gegeneinander eingeschraubt.

Tabelle 4-3: Abmessungen des Düsenaufbaus ab der Heat-Break-Sektion, adaptiert aus [27]

Skizze	Abmessungen	V6	VOLCANO
	L <sub>1</sub>	2,1 mm	1,6 mm
	L <sub>2</sub>	5,0 mm	5,5 mm
	L <sub>3</sub>	6,0 mm	14,5 mm
	L <sub>4</sub>	12,5 mm	21,0 mm
	L <sub>5</sub>	19,5 mm	28,1 mm

Als Ergebnis der Aufschmelzuntersuchungen wird der unaufgeschmolzene Teil des Filaments als Feststoffkegel erhalten (siehe Abbildung 4-14). Dabei sind bei steigenden Einzugsgeschwindigkeiten auch Reste von anhaftender Schmelze zu beobachten, die sich beim Vorschub zwischen Filament und Düsenwand entgegen der Extrusionsrichtung zurückdrückt und teilweise auch rezirkuliert, wie an der Farbvermischung ersichtlich. Das Vorgehen ermöglicht damit die Bestimmung der Position des Feststoffkegels in der Düsengeometrie, in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur und Einzugsgeschwindigkeit.

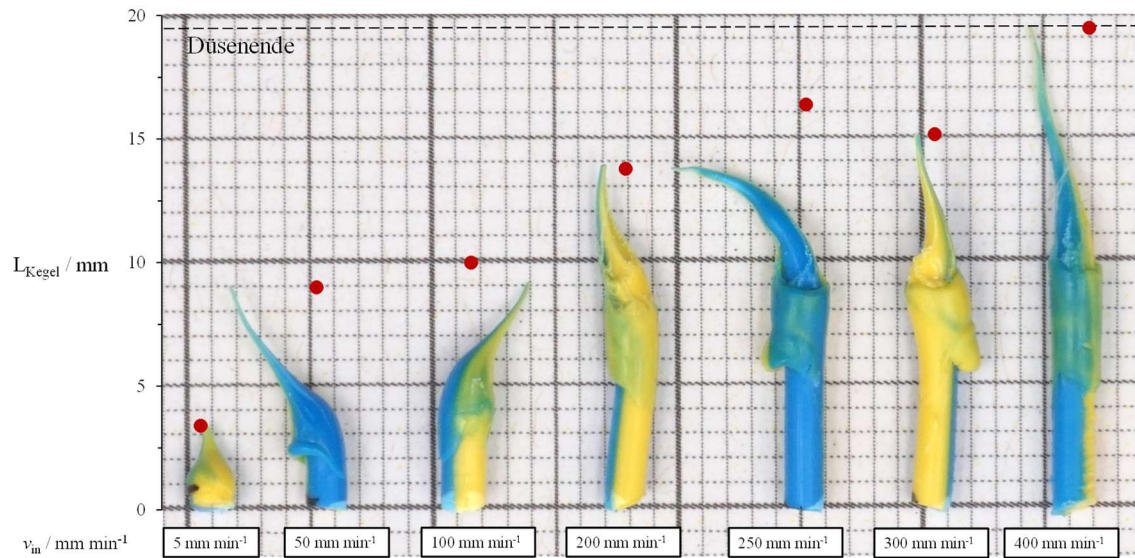


Abbildung 4-14: Beispielergebnis der Dead-Stop-Versuche bei 240 °C und Material Novodur H605, Düse 1 (Ermittelte Feststofflängen  $L_{\text{Kegel}}$  in rot)

Die Aufschmelzuntersuchungen werden bei den in Abbildung 4-14 dargestellten Einzugsgeschwindigkeiten bei den Temperaturen 210 °C, 240 °C und 280 °C mit allen vier Materialien und Düsengeometrien durchgeführt.

## 5 Modellierung der Materialdaten

Bei den verwendeten Materialien handelt es sich, wie in Abschnitt 4.1 beschrieben, um je zwei ABS- und PP-Typen. Diese vier Werkstoffe ließen sich innerhalb der vorgegebenen Toleranzen eines Filamentdurchmessers von  $1,75 \pm 0,1$  mm und einer Ovalität von  $< 0,1$  mm verarbeiten und waren damit für die nachfolgenden experimentellen Untersuchungen geeignet.

Nach den beschriebenen Messungen zur Ermittlung der Materialdaten liegen alle notwendigen Materialdaten vor, um das Materialverhalten umfassend zu charakterisieren. Um sicherzustellen, dass mögliche Materialveränderungen während der Filamentverarbeitung ausgeschlossen werden können, wurden alle Messungen sowohl am Filament als auch am Ausgangsgranulat durchgeführt. Im Anhang A1 sind die Ergebnisse der Viskositätsmessungen zu finden, die bei jeweils drei Temperaturen durchgeführt wurden, sowie Vergleiche zwischen Filament- und Granulatdaten, zusammen mit den  $c_p$ -Kurven der Materialien. Die rheologischen Daten von Filament und Granulat stimmen bis auf wenige Messpunkte, die auf die Messungenauigkeit des HKRs zurückzuführen sind, bei allen vier Materialien überein. Hingegen sind bei den Messkurven für die Wärmekapazität  $c_p$  deutliche Diskrepanzen zu beobachten, die hauptsächlich auf unterschiedliche Abkühlbedingungen während der Extrusion zurückzuführen sind. Daher werden die Messungen am Filament für die Modellierung der thermischen Eigenschaften verwendet.

### 5.1 Rheologische Daten

Zur Beschreibung der rheologischen Daten stehen je Material 3 Viskositätskurven bei den Temperaturen 220 °C, 240 °C und 260 °C zur Verfügung. Davon dienen die bei der Referenztemperatur von 240 °C erhaltenen Profile als Basisdaten, aus denen sich die vier Referenzkurven ergeben. Zur Beschreibung der Masterkurven werden für Extrusionsprozesse übliche Ansätze erprobt: der Power-Law-Ansatz, beschrieben in Abschnitt 2.3.1 und zweierlei Carreau-Ansätze, in denen die scherratenabhängige Viskosität durch die folgenden Gleichungen beschrieben wird:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{A}{[1+B\dot{\gamma}]^C}, \quad \text{Carreau I} \quad (23)$$

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{A}{\left[1 + (\lambda_C \dot{\gamma})^{\frac{1-n_C}{a_C}}\right]^{a_C}}. \quad \text{Carreau II} \quad (24)$$

mit der Nullviskosität  $A$ , sowie  $n_C$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $\lambda_C$  und  $a_C$  als Modellparameter.

Das Carreau-Modell bietet dabei den Vorteil, dass es das tatsächliche Viskositätsverhalten über einen breiten Bereich von Scherraten genau wiedergibt. Selbst wenn die Scherrate gegen Null geht ( $\dot{\gamma} \rightarrow 0$ ), liefert der Carreau-Ansatz sinnvolle Viskositätswerte. Der LS3 der TU Dortmund hat in Abstimmung mit dem SKZ respektive der Verfasserin dieser Arbeit die Modellierungen mit drei verschiedenen Ansätzen durchgeführt und die Modellgenauigkeiten miteinander verglichen. Die resultierenden Referenzkurven sind in der Abbildung 5-1 dargestellt. Das Fitting kam zu dem Ergebnis, dass das Power-Law Modell den größeren Fehler gegenüber den Carreau-Modellen für den relevanten Scherratenbereich von 10-1000  $\text{s}^{-1}$  liefert. Der Carreau-I-Ansatz liefert vergleichbare Genauigkeiten zum Carreau II-Ansatz bei geringerer Parameterzahl, weshalb dieser im Folgenden für die Viskositätsmodellierung verwendet wird.

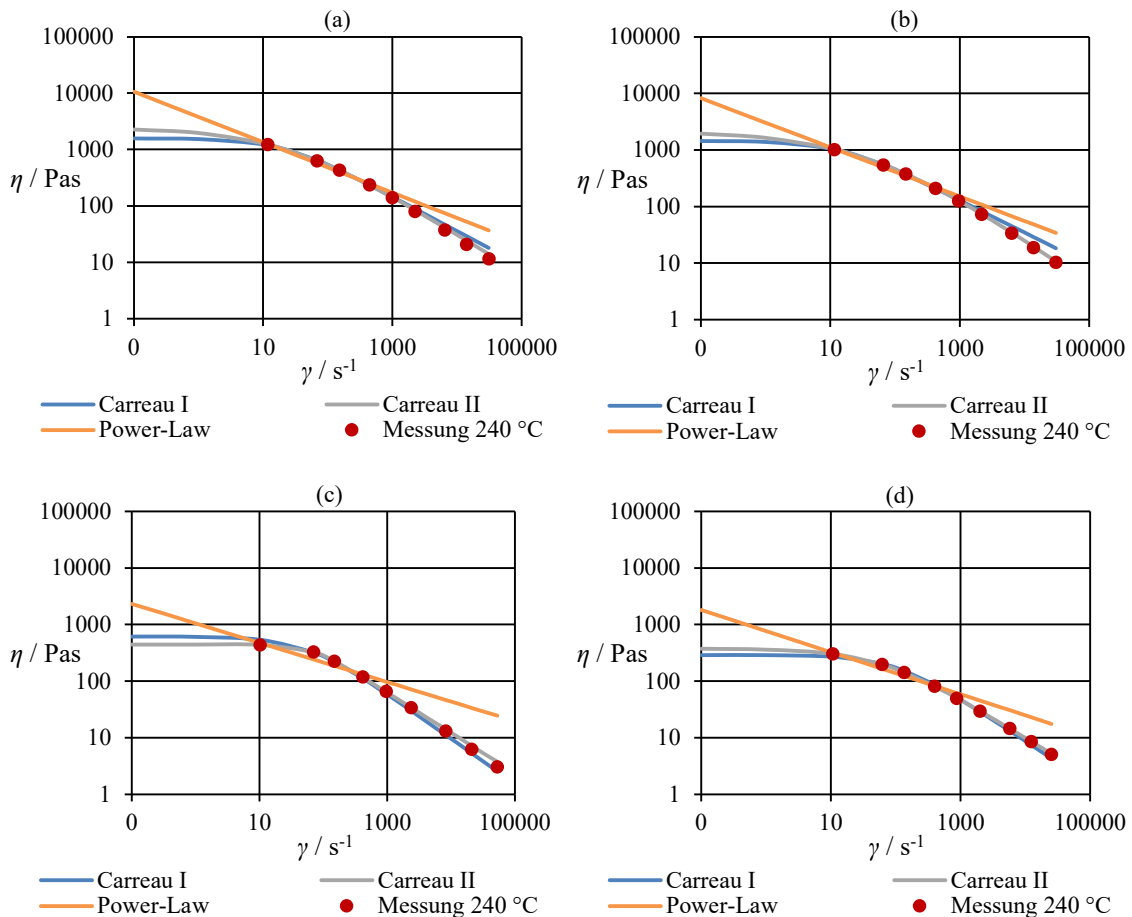


Abbildung 5-1: Modellerte Referenzkurven der drei Viskositätsansätze (Novodur H605 (a), Novodur P2H-AT (b), CP393 (c), DR7037.01 (d))

Die Temperaturabhängigkeit im Bereich 220 °C – 260 °C wird anschließend mit der WLF-Funktion nach Gleichung (19) gekoppelt mit dem Carreau-I-Ansatz beschrieben. Dabei werden im ersten Schritt für ABS und PP jeweils die WLF-Parameter bestimmt,

um die Modellierung zu vereinfachen (siehe Tabelle 5-1). Die resultierenden Modellergebnisse sind in der Abbildung 5-2 dargestellt.

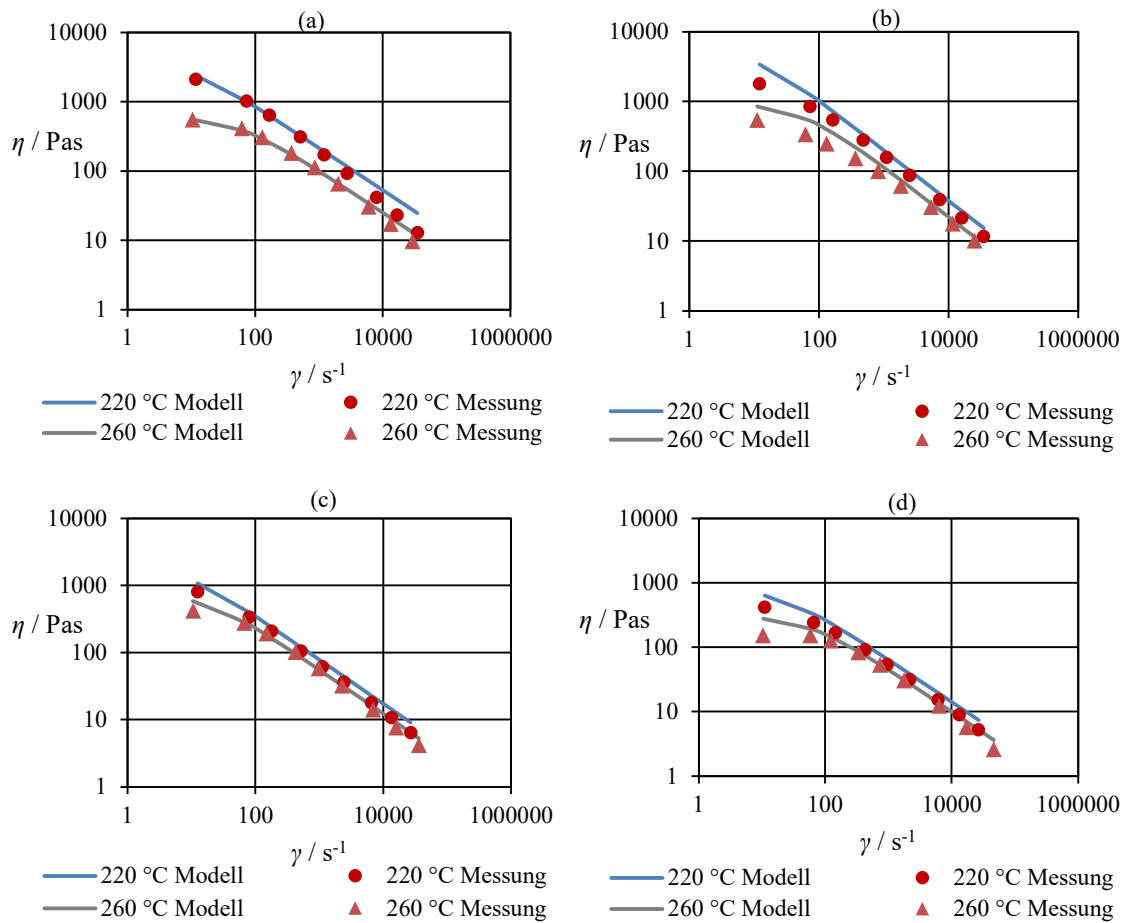


Abbildung 5-2: Modellerte Viskositätskurven nach WLF (Novodur H605 (a), Novodur P2H-AT (b), CP393 (c), DR7037.01 (d))

Um den Phasenwechsel und die damit verbundene Viskositätsänderung zu berücksichtigen, führte der LS3 eine zweite Erweiterung der Viskositätsfunktion ein. Da die in der Numerik verwendeten Navier-Stokes-Gleichungen (siehe Abschnitt 7.1) ausschließlich auf Flüssigkeiten anwendbar sind, werden Feststoffe häufig als hochviskose Flüssigkeiten mit einer zugewiesenen maximalen Viskosität behandelt. Diese Behandlung ermöglicht die Darstellung einer nicht fließenden Schmelze als Festkörper und eine kontinuierliche Beschreibung der Viskosität über den Phasenwechsel hinweg.

In dieser Arbeit wird dies in Form einer Sprungfunktion erzielt, die einen sanften Übergang von der Feststoffviskosität zum flüssigen Bereich ermöglicht. Im Feststoffbereich wird die Viskosität mit  $10^6$  Pas angenommen [22]. Nähert sich die Temperatur jedoch der Glasübergangstemperatur  $T_g$  für ABS-Materialien oder der Schmelztemperatur  $T_m$  für

PP-Materialien, nimmt die Viskosität deutlich ab und wird mathematisch durch die folgende Funktion modelliert:  $a_1 + a_2 \tanh(a_3(T_{m/g} - T))$ , wobei die Steilheit der Gradienten durch die drei Parameter  $a_1$ ,  $a_2$  und  $a_3$  gesteuert werden kann. Schließlich kann die Viskosität in erweiterter Form mit der folgenden Gleichung modelliert werden, was zu der in Abbildung 5-3 dargestellten Viskositätskurve in Abhängigkeit der Temperatur führt:

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = \frac{A}{(1 + \dot{\gamma} \cdot B)^c} \cdot a_T(T) \cdot \left[ a_1 + a_2 \tanh(a_3(T_{m/g} - T)) \right]. \quad (25)$$

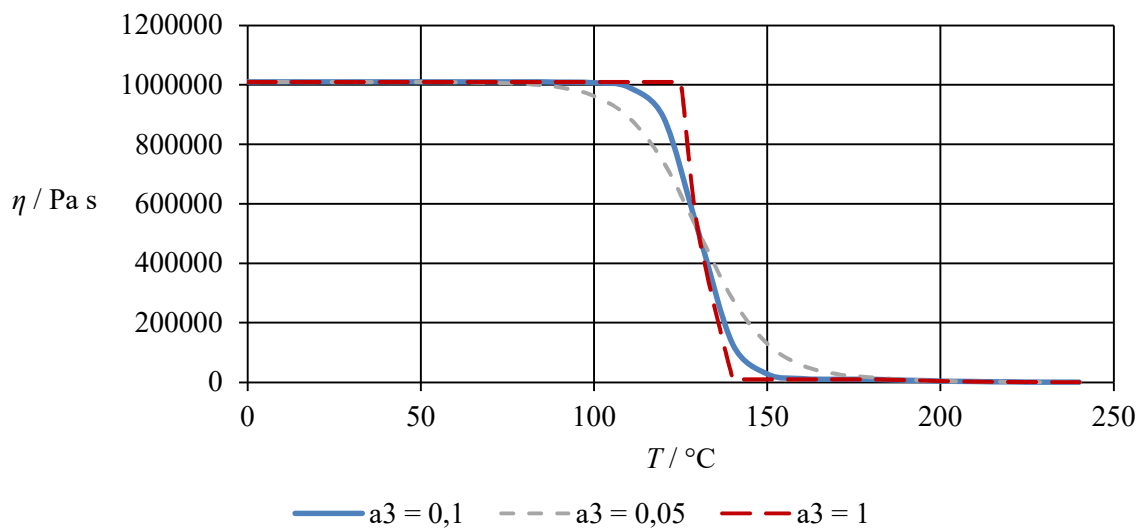


Abbildung 5-3: Kontinuierliche Sprungfunktion zur Beschreibung der Viskosität in Abhängigkeit der Temperatur

Im ersten Schritt werden für alle vier Materialien gleiche Parametersatz für  $a_1$ ,  $a_2$  und  $a_3$  gewählt, welcher einen Kompromiss zwischen einer sprunghaften Viskositätsänderung und einem allmählichen Erweichungsverhalten darstellen soll. Dabei wurden für die Skalierung der temperaturabhängigen Viskosität die Werte  $a_1=51$  und  $a_2=50$  gewählt. Oberhalb der Glasübergangs- bzw. Schmelztemperatur, im vollständig aufgeschmolzenen Bereich, erfolgt damit eine Skalierung um den Faktor 1, unterhalb um den Faktor 100. Bei  $T = T_{m/g}$  ( $\tanh = 0$ ) ergibt sich entsprechend der Mittelwert 51. Die Skalierung ist asymptotisch, um die Newtonsche Iteration zu unterstützen (siehe Abschnitt 7.1), d.h. die Funktion muss stetig sein.

## 5.2 Thermodynamische Daten

Der vorangegangene Abschnitt macht deutlich, dass der Fließprozess aufgrund seiner starken Temperaturabhängigkeit nicht als isotherm betrachtet werden kann. Daher spielen neben der Viskosität auch die thermodynamischen Daten eine entscheidende Rolle für den Fließprozess, insbesondere bei teilkristallinen Thermoplasten, bei denen während der Phasenumwandlung ein Peak in der Wärmekapazität auftritt. Mathematisch verwendet der LS3 der TU Dortmund die folgende kontinuierliche Funktion in Exponentialform für die Beschreibung eines solchen Sprungs (siehe Abbildung 5-4),

$$c_p(T) = c + a \cdot T + d \cdot e^{\left(- (T - T_m) \cdot \frac{T - T_m}{b}\right)}. \quad (26)$$

Hier steuern die Parameter  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  den Sprung und die Steigung der Funktion.

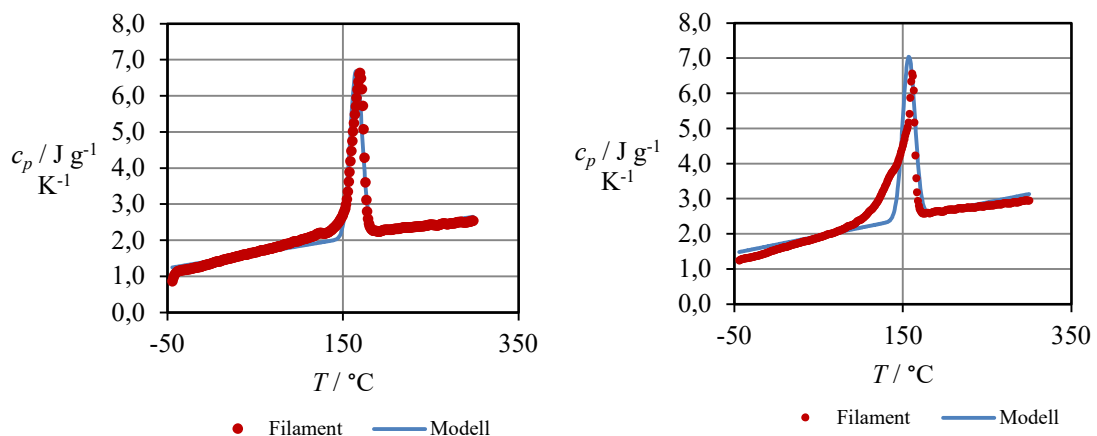


Abbildung 5-4: Modellierung der  $c_p$ -Kurven der PP-Materialien (links: CP393, rechts: DR7037.01; rot dargestellt: experimentelle Daten am Filament, blau dargestellt: Modellfunktion)

Für alle anderen grundlegenden Größen zur Materialcharakterisierung werden die Mittelwerte im verarbeitungsrelevanten Temperaturbereich als konstant angenommen.

In Tabelle 5-1 sind die resultierenden Materialparameter zusammengefasst.

Tabelle 5-1: Resultierende Materialparameter aus der Beschreibung [27]

Parameter	ABS Novodur H605	ABS Novodur P2H-AT	PP CP393	PP DR7037.01
$T_{m/f} / ^\circ\text{C}$	130	130	165	157
<b>Rheologische Daten</b>				
A / Pa s	1575	1447	616	291
B / s	0,049	0,069	0,018	0,010
C	0,61	0,57	0,80	0,76
$a_1$	51	51	51	51
$a_2$	50	50	50	50
$a_3 / \text{K}^{-1}$	0,1	0,1	0,1	0,1
$C_1$	24	24	10	10
$C_2$	500	500	400	400
<b>Thermodynamische Daten</b>				
$\rho / \text{g mm}^{-3}$	$0,95 \cdot 10^{-3}$	$0,95 \cdot 10^{-3}$	$0,90 \cdot 10^{-3}$	$0,90 \cdot 10^{-3}$
$k / \text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	0,4	0,4	0,4	0,4
$c_p / \text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	1500	1500	$c_p(T)$	$c_p(T)$
$a / \text{J kg}^{-1} \text{K}^{-2}$	-	-	0,0041	0,0048
$b / \text{K}^2$	-	-	92,41	107,28
$c / \text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	-	-	1,43	1,70
$d / \text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	-	-	4,59	4,59



## 6 Experimentelle Untersuchungen<sup>a</sup>

Durch die durchgeführten experimentellen Arbeiten wurde eine umfangreiche Datenbasis für ABS- und PP-Materialien geschaffen. Diese umfasst verschiedene Stellgrößen wie Düsengeometrie, Vorschubgeschwindigkeit und Heizblocktemperatur sowie Messgrößen wie Vorschubkraft, Schmelzetemperatur und Schmelzlängen. Ihr Hauptzweck ist die Untersuchung von Ursache-Wirkungs-Beziehungen im FFF, die Daten werden allerdings auch im Anschluss für den Aufbau und die Validierung der Simulation verwendet. Im Folgenden werden die wichtigsten Testergebnisse, abschnittsweise nach Messgröße, zusammengefasst.

### 6.1 Kraftmessungen

Wie in Abschnitt 4.4 beschrieben, gibt es zwei Kriterien für den Abbruch der Versuchsreihe: Das Erreichen der maximalen Einzugsgeschwindigkeit oder das Auftreten des Buckling-Effektes. Im letzteren Fall knickt das Filament aufgrund der Krafteinwirkung ab. Abhängig von den in den Materialdatenblättern angegebenen Elastizitätsmodulen können die Knickkräfte mit Hilfe von Gleichung (1) aus Tabelle 6-1 abgeschätzt werden (siehe Abschnitt 2.2.1 für die Euler-Knickkraft).

Dabei wird der Eintritt in die PTFE-Führung als Einspannpunkt angenommen. In der Realität liegt das Filament allerdings aufgrund des größeren Durchmessers der Führung (2,0 mm) im Vergleich zum Filamentdurchmesser (1,75 mm) nicht definiert eingespannt vor. Dadurch kann das Filament seine Vorkrümmung durch die Spulenlagerung beibehalten, was dazu führt, dass der Knickfall voraussichtlich schneller eintritt, als vorab berechnet.

Tabelle 6-1: E-Moduli der Materialien und daraus berechnete Knickkräfte unter den getroffenen Annahmen [27]

Material	E-Modul / MPa	$F_K$ / N
ABS Novodur H605	2400	75,7
ABS Novodur P2H-AT	2500	78,9
PP CP393	1000	31,6
PP DR7037.01	1200	37,9

Es ist daher zu erwarten, dass der Buckling-Effekt bei den beiden PP-Materialien früher auftritt als bei den ABS-Materialien.

<sup>a</sup> Teile der für dieses Kapitel verwendeten Daten sind der Arbeit von Iben Habba und Wolff entnommen worden [94].

Wie bereits in Abschnitt 4.4 erwähnt, weisen die Kraftkurven aller Materialsysteme den grundsätzlich gleichen qualitativen Verlauf auf, weshalb dieser zunächst anhand der ausgewerteten Kraftkurve des Materials ABS Novodur H605 bei Düse 1 in Abbildung 6-1 diskutiert werden soll.

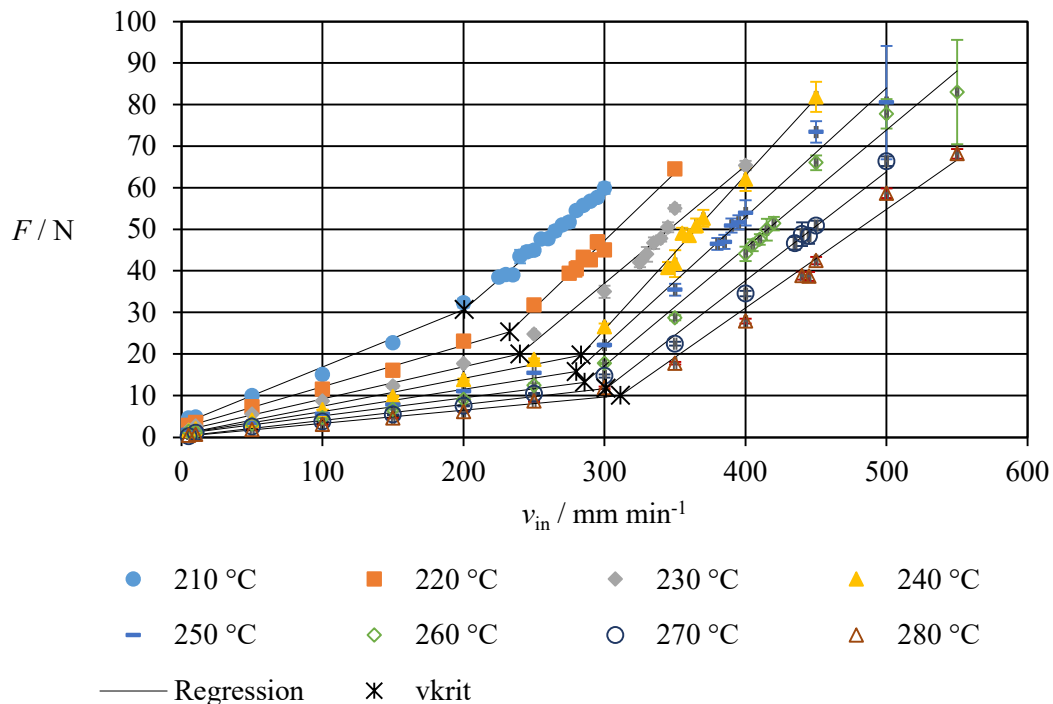


Abbildung 6-1: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von Novodur H605 bei Düse 1 [27]

Wie bereits in Abschnitt 4.4 erläutert, weisen die Messkurven zwei unterschiedliche Betriebsbereiche auf. Im ersten Abschnitt der Kurve, dem so genannten stabilen Extrusionsbereich, steigt die Kraft linear mit der Vorschubgeschwindigkeit an. Jenseits einer kritischen Vorschubgeschwindigkeit nimmt die Steigung der Kurve deutlich zu, begleitet von einer erheblichen Zunahme der Standardabweichungen der Kraftwerte.

In verwandten Studien wird postuliert, dass die beobachtete Verschiebung der Steigung auf einen unzureichenden Wärmeübergang und folglich auf den begrenzten Aufschmelzgrad des Filaments aufgrund seiner kurzen Verweilzeit zurückzuführen ist. *Serdeczny et al.* vermuten, dass bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten ein größerer Teil des Filaments unaufgeschmolzen ist, wenn es in die Kontraktionszone der Düse eintritt. Dies führe zu einer Zunahme der Scher- und Normalkräfte in der Düse und damit zu erhöhten Vorschubkräften. Weitere Ausführungen zu den Ergebnissen aus den Aufschmelzversuchen und Feststofflängen im Hotend finden sich in Abschnitt 6.3.

Die Abnahme der Kraft und die Verringerung der Kurvensteigung bei steigender Temperatur des Heizblocks lassen sich dagegen auf die Abnahme der Viskosität bei steigender Temperatur zurückführen. Dabei ist allerdings erneut zu beachten, dass höhere Temperaturen zwar die Extrusion erleichtern, aber die spätere Qualität der Teile beeinträchtigen können. Dies liegt vor allem daran, dass erhöhte Temperaturgradienten im Verbund der Stränge zu ungleichmäßigen Schrumpfungsmustern und folglich zu Verzug führen können [60] (siehe Abschnitt 2.2.3). Bei der Bestimmung der idealen Heizblocktemperatur, die vom Material abhängt, gilt es daher, ein Gleichgewicht zwischen der gewünschten Teilequalität, der angestrebten Druckgeschwindigkeit und der Einhaltung einer maximalen Vorschubkraft zu finden, die eine gleichbleibende Schmelzequalität während der Extrusion gewährleistet.

In den Versuchen konnte beobachtet werden, dass letztere durch die kritische Vorschubgeschwindigkeit begrenzt wird. Jenseits dieser können fließbedingte Phänomene wie Wandgleiten, Schmelzebruch oder Shark-Skin-Effekte auftreten [95–97]. Daher ist ein erfolgreiches Gleichgewicht zwischen den genannten Faktoren voraussichtlich nur innerhalb des hier identifizierten Prozessfensters möglich [12, 13].

Alle gemessenen Kraftkurven sowie Messreihen zur Beurteilung der Wiederholbarkeit und Reproduzierbarkeit der Messungen sind im Anhang zu finden. Dabei ist zu beachten, dass die Untersuchungen an Düsen durchgeführt wurden, die sich bereits seit längerer Zeit im Einsatz befinden. Bei der Überprüfung der Reproduzierbarkeit gegenüber neuen Messingdüsen können bis zu 20 % niedrigere Kraftwerte beobachtet werden, während die Wiederholungsmessungen derselben Düse weitestgehend übereinstimmen. Dies ist vermutlich auf die bessere Wärmeübertragung der neuen Düsen zurückzuführen, da noch keine Oberflächenveränderungen an der hochpolierten Innenfläche durch eingebranntes Material oder ähnliches stattgefunden haben. Die aus den Kraftkurven bestimmten kritischen Einzugsgeschwindigkeiten, welche das Ende des stabilen Prozessfensters darstellen, weisen nur geringfügige Abweichungen auf. Deshalb werden in den folgenden Abschnitten insbesondere die identifizierten Prozessfenster und kritischen Einzugsgeschwindigkeiten hinsichtlich der Düsengeometrie- und Materialvariationen diskutiert und gegenübergestellt.

### 6.1.1 Düse 1: V6-NOZZLE-175-0400

In der Abbildung 6-2 sind die nach Gleichung (21) bestimmten stabilen Prozessfenster, begrenzt durch die kritische Einzugsgeschwindigkeit der beiden ABS-Typen im Vergleich dargestellt. Das Diagramm zeigt dabei die bestimmte Regressionsgerade unterhalb  $v_{krit}$  ohne Messpunkte, sowie die definierten stabilen Betriebsbereiche als flächige Ebenen unterschiedlicher Farbe.

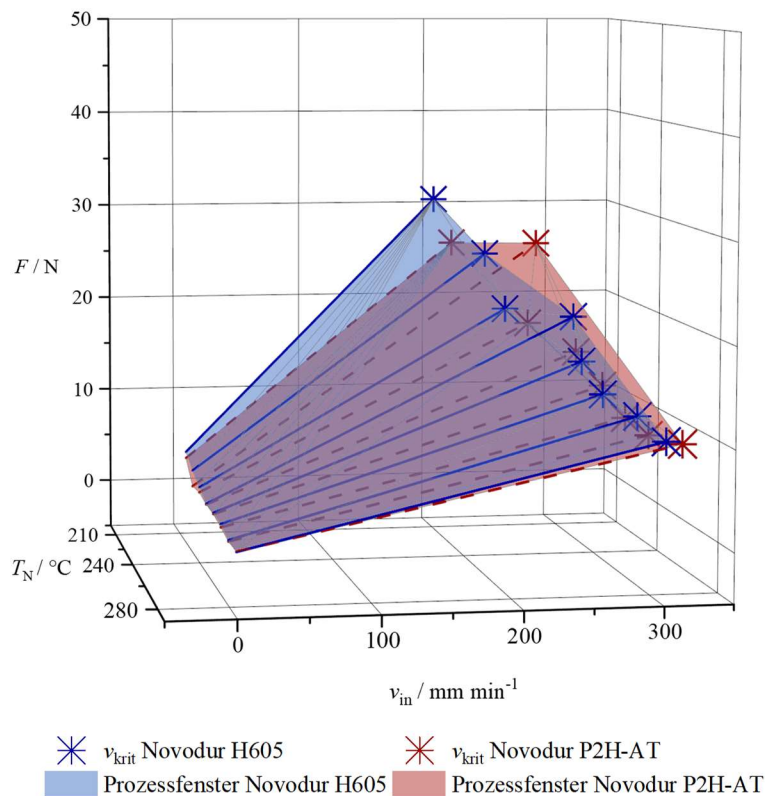


Abbildung 6-2: Prozessfenster der beiden ABS-Typen im Vergleich bei Düse 1, adaptiert aus [27]

Das Material mit der niedrigeren Viskosität weist niedrigere absolute Kraftwerte auf. Konkret führt in diesem Fall eine Viskositätsreduzierung von ca. 20 % zu einer durchschnittlichen Kraftreduzierung von ca. 12 % innerhalb des definierten Prozessfensters.

Beim Vergleich der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten in Abbildung 6-3 weist das niederviskosere Novodur P2H-AT um etwa 6 % höhere kritische Vorschubwerte auf.

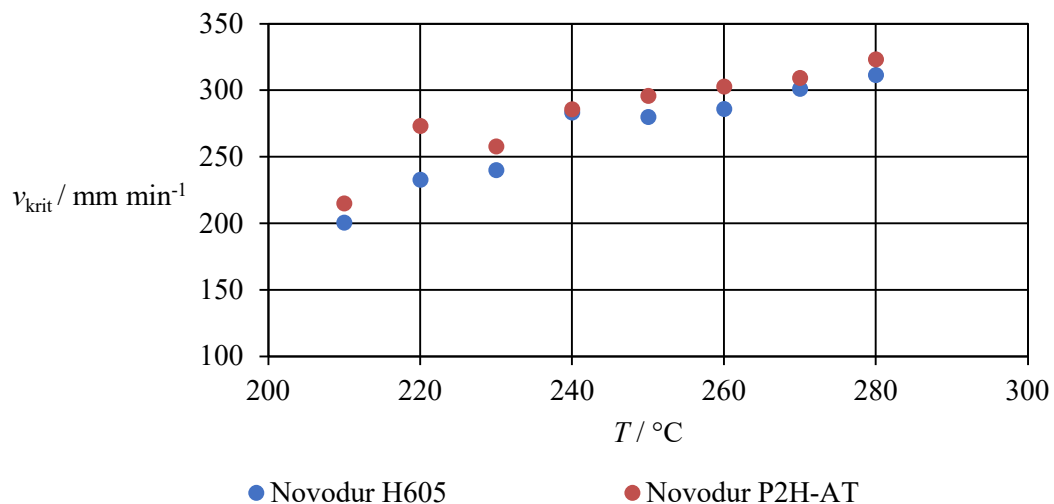


Abbildung 6-3: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten der beiden ABS-Materialien im Vergleich

Daraus lässt sich ableiten, dass die Extrusion und damit das Drucken durch eine geringere Viskosität des Materials in Bezug auf den Kraftaufwand erleichtert wird, die kritischen Einzugsgeschwindigkeiten aber nicht wesentlich erhöht werden können.

Die Tatsache, dass sich zwar die absoluten Vorschubkraftwerte für verschiedene Materialien unterscheiden, die kritischen Einzugsgeschwindigkeiten selbst aber ähnlich bleiben, zeigt auf, dass letztere zwar material- aber nur geringfügig viskositätsabhängig sind. Diese Beobachtung deckt sich damit mit den zuvor diskutierten Hypothesen, dass das Einsetzen des instabilen Extrusionsbereichs vor allem vom Aufschmelzverhalten des Materials und der Positionierung des Feststoffs in der Düse abhängig ist.

Die gleichen Zusammenhänge können auch in den Druckversuchen der beiden PP-Materialien beobachtet werden (siehe Abbildung 6-4 und Abbildung 6-5). Wie bereits aufgrund der durchgeführten Berechnungen zur Knickkraft in Tabelle 6-1 zu erwarten war, sind beim Druck der PP-Materialien Buckling-Effekte innerhalb der Messreihen zu beobachten. Diese sind in den Kraftkurven durch ein abruptes Abfallen der Vorschubkraft wie z.B. bei 260 °C Heizblocktemperatur und 350 mm min<sup>-1</sup> Einzugsgeschwindigkeit zu erkennen.

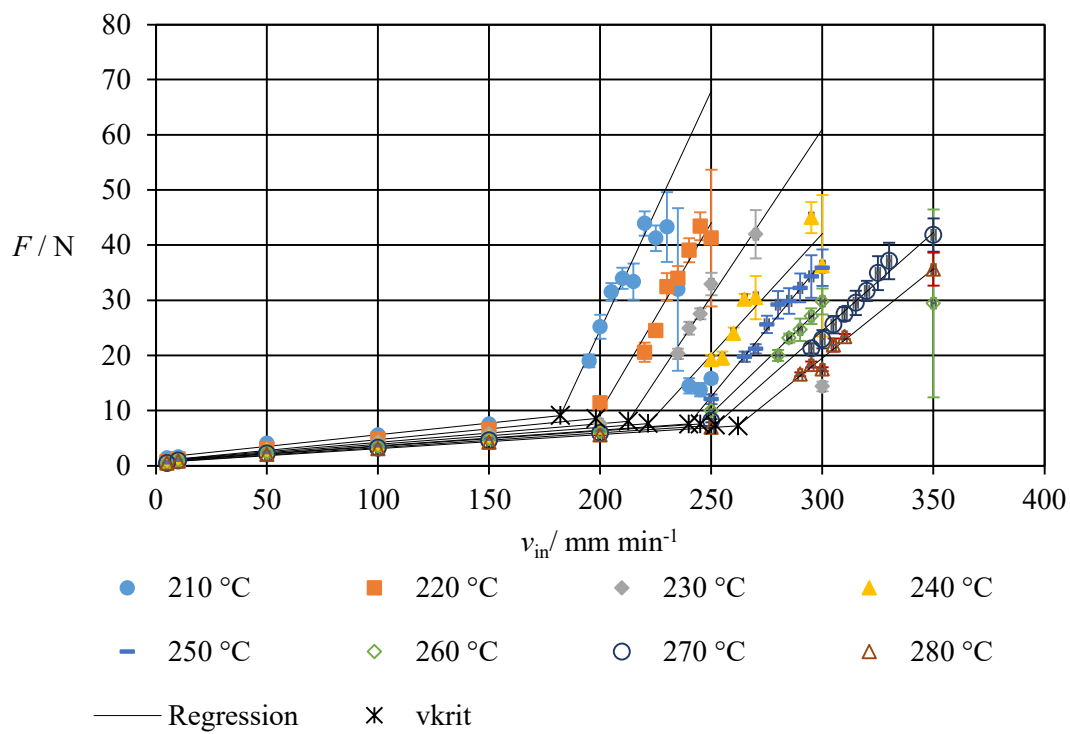


Abbildung 6-4: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugschwindigkeit  $v$  von CP393 bei Düse 1 [27]

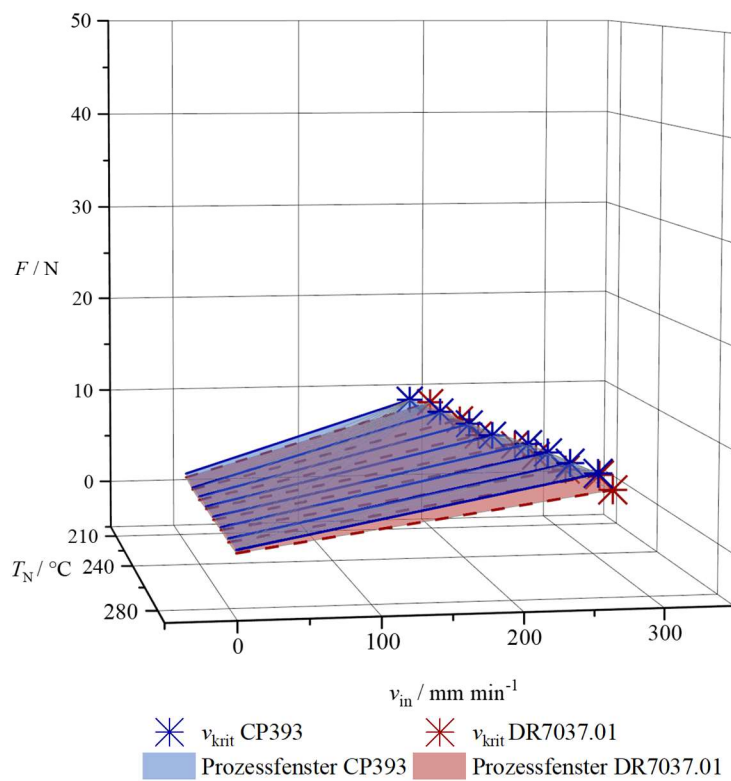


Abbildung 6-5: Prozessfenster der beiden PP-Typen im Vergleich bei Düse 1, adaptiert aus [27]

Das PP DR7037.01 hat eine um ca. 30 % niedrigere Viskosität als CP393. Dies führt zu einer durchschnittlichen Kraftreduzierung von ca. 25 % innerhalb der Prozessfenster und zu einer Erhöhung der kritischen Vorschubgeschwindigkeit um ca. 6 % (siehe Abbildung 6-6).

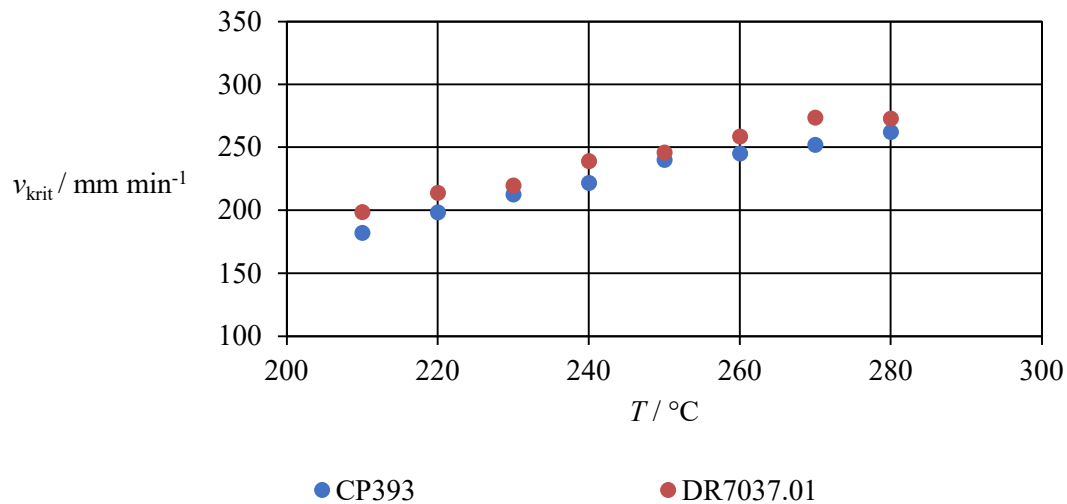


Abbildung 6-6: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten der beiden PP-Materialien im Vergleich

Werden die Daten der ABS Novodur H605- und PP CP393-Versuche verglichen, so bestätigt sich erneut die bereits zuvor beobachtete Korrelation zwischen dem rheologischen Verhalten der Materialien und ihrem Kraftaufwand bei der Extrusion.

Während die Werte der Vorschubkraft bei ABS von 210 °C Heizblocktemperatur auf 280 °C um etwa 80 % abnehmen, hat die Temperatur bei den PP-Werkstoffen einen geringeren Einfluss (siehe Abbildung 6-7). Dies stimmt mit den HKR-Messungen sowie den daraus ermittelten WLF-Parametern überein, die ebenfalls eine geringere Temperaturabhängigkeit der Viskosität von PP zeigen (siehe Tabelle 5-1).

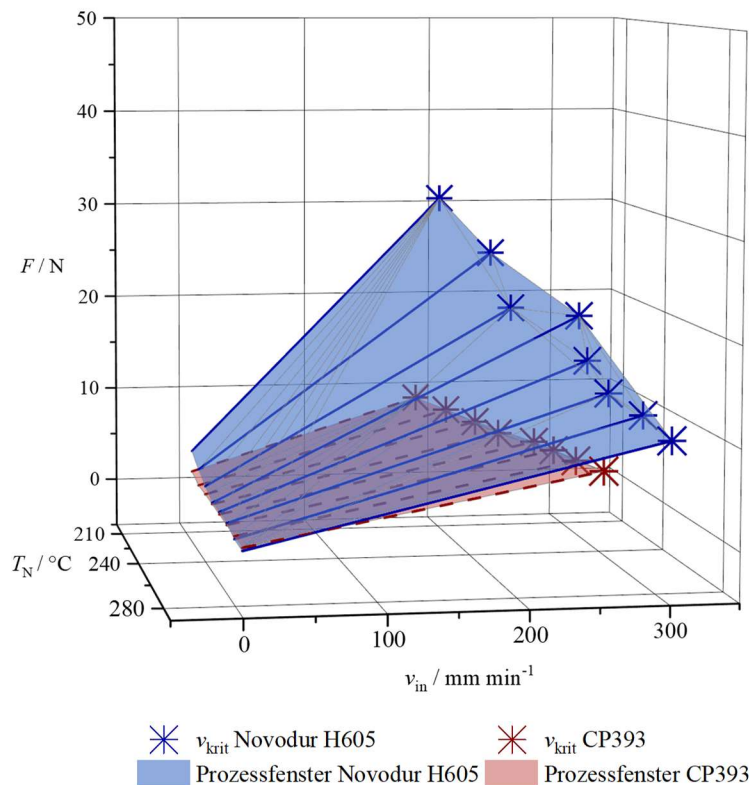


Abbildung 6-7: Prozessfenster von ABS Novodur H605 und PP CP393 im Vergleich bei Düse 1

Auffällig ist auch, dass bei der Extrusion von PP deutlich niedrigere kritische Einzugs-  
geschwindigkeiten erreicht werden (siehe Abbildung 6-8), obwohl die Viskosität von PP-  
Material CP393 um ca. 60 % geringer ist als die von ABS-Material Novodur H605 und  
auch die Vorschubkraftwerte innerhalb der Prozessfenster im Mittel um ca. 40 % niedri-  
ger liegen. Dies bestätigt die Annahme, dass die kritische Vorschubgeschwindigkeit we-  
niger durch die Schmelzeviskosität als durch das Aufschmelzverhalten bedingt wird.  
Denn das PP weist im Gegensatz zum amorphen ABS aufgrund seiner kristallinen Be-  
reiche ein differenziertes Erweichungsverhalten auf: Während PP einen scharfen  
Schmelzpunkt besitzt, bei dem die kristallinen Bereiche aufschmelzen, erweicht ABS gra-  
duell mit steigenden Temperaturen. Dies könnte der Grund für den stärkeren Steigungs-  
wechsel zwischen dem stabilen und instabilen Extrusionsbereich in den Kraftkurven sein.  
Die niedrigeren kritischen Einzugs-  
geschwindigkeiten dagegen sind vermutlich auf das  
Aufschmelzen der kristallinen Strukturen im PP zurückzuführen. Hier wird ein Teil der  
von der beheizten FFF-Düse eingebrachten Wärme für den Phasenübergang genutzt. Dies  
führt zu einer geringeren Erwärmung des Materials bei gleicher Wärmezufuhr.



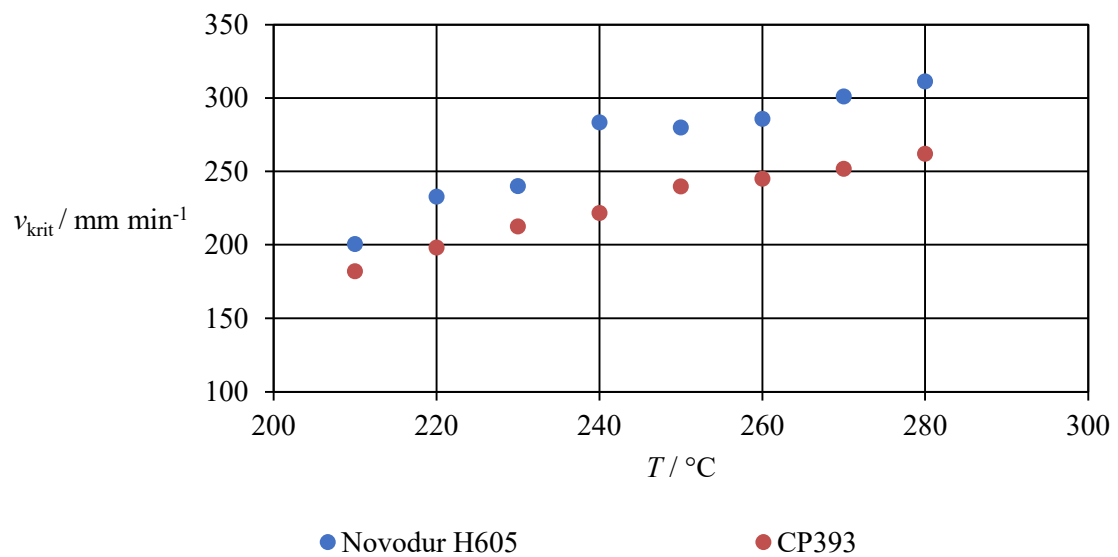


Abbildung 6-8: Kritische Einzugschwindigkeiten von ABS Novodur H605 und PP CP393 im Vergleich bei Düse 1 [27]

### 6.1.2 Düse 2: V6-NOZZLE-175-0800

In den folgenden Abschnitten wird der relative Materialvergleich nur in den Fällen diskutiert, in denen er von dem in Düse 1 beschriebenen differenzierten Verhalten abweicht. Das Hauptaugenmerk liegt dabei auf der Untersuchung der Auswirkungen unterschiedlicher Düsengeometrien auf die Kraftmessungen. Wie in Abbildung 6-9 beispielhaft dargestellt, entspricht der qualitative Kurvenverlauf bei den Versuchen mit Düse 2 ( $D_{\text{out}} = 0,8 \text{ mm}$ ) dem der Düse 1 ( $D_{\text{out}} = 0,4 \text{ mm}$ ). Daher wurde die Analyse nach der beschriebenen zweiseitigen Regressionsmethode durchgeführt und anschließend die kritischen Einzugschwindigkeiten bestimmt.

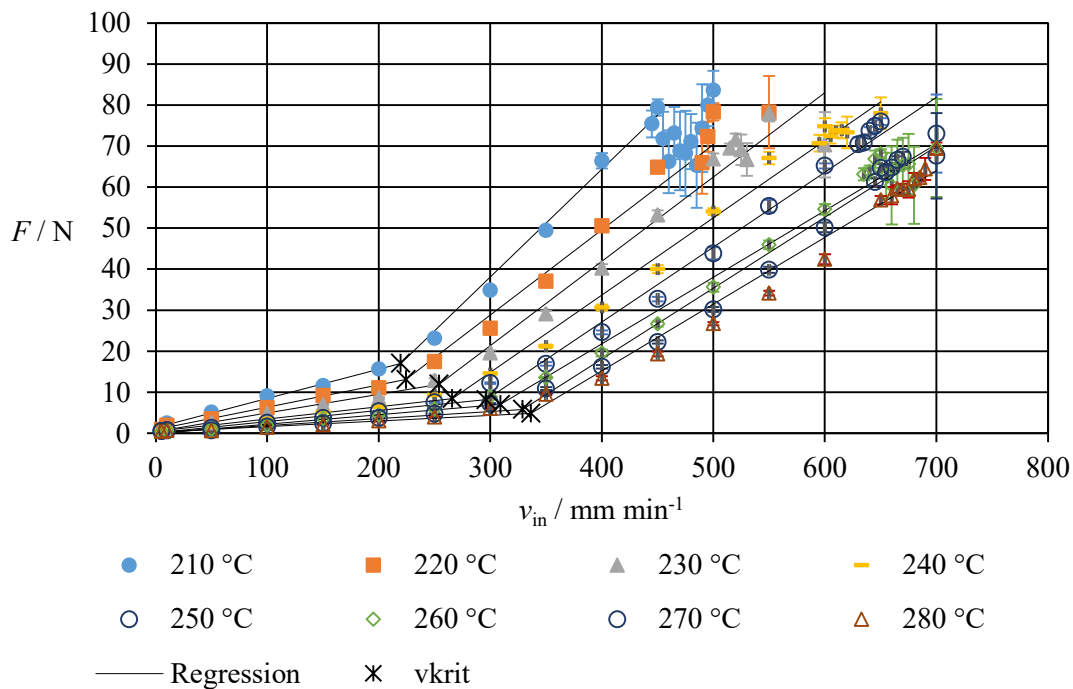


Abbildung 6-9: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugschwindigkeit  $v$  von Novodur H605 bei Düse 2 [27]

Bei ABS Novodur H605 führt eine Verdoppelung des Auslassdurchmessers auf 0,8 mm und damit eine Erhöhung des L/D-Verhältnisses zu einer durchschnittlichen Kraftreduzierung innerhalb des Prozessfensters von über 47 %, bei Novodur P2H-AT sogar um über 49 %, wie in Abbildung 6-10 dargestellt. Diese Verringerung kann auf den geringeren Druckabfall über den vergrößerten Querschnitt zurückgeführt werden.

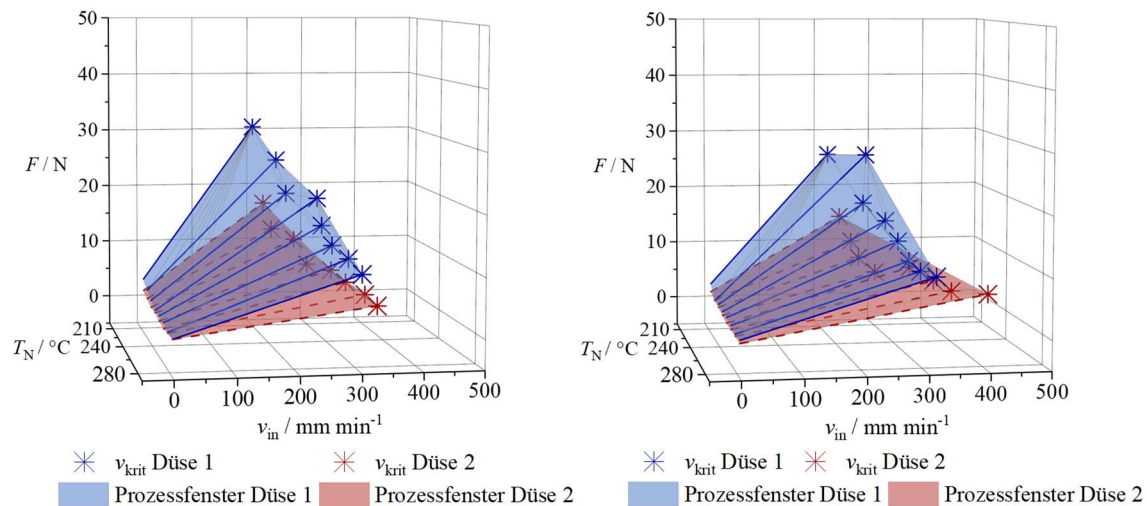


Abbildung 6-10: Prozessfenster von ABS Novodur H605 (links) und Novodur P2H-AT (rechts) Düse 1 und 2 im Vergleich

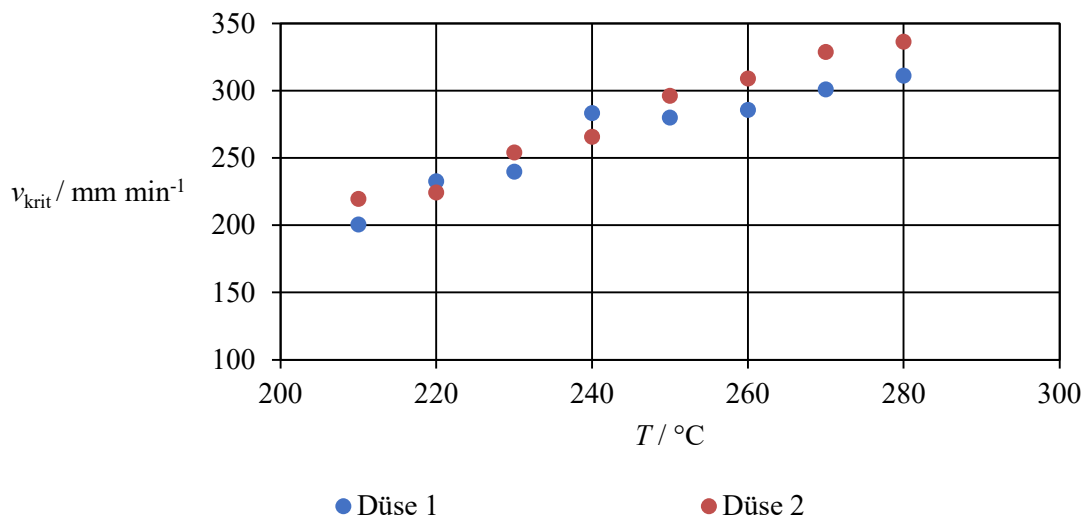


Abbildung 6-11: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten von ABS Novodur H605 Düse 1 und 2 im Vergleich [27]

Bei der Bewertung der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten bei unterschiedlichen Heizblocktemperaturen in Abbildung 6-11 ist kein wesentlicher Anstieg festzustellen, sondern nur eine geringe Zunahme von etwa 5 %. Dieses Verhalten stimmt mit dem des anderen ABS-Materials, Novodur P2H-AT in Abbildung 6-12, überein.

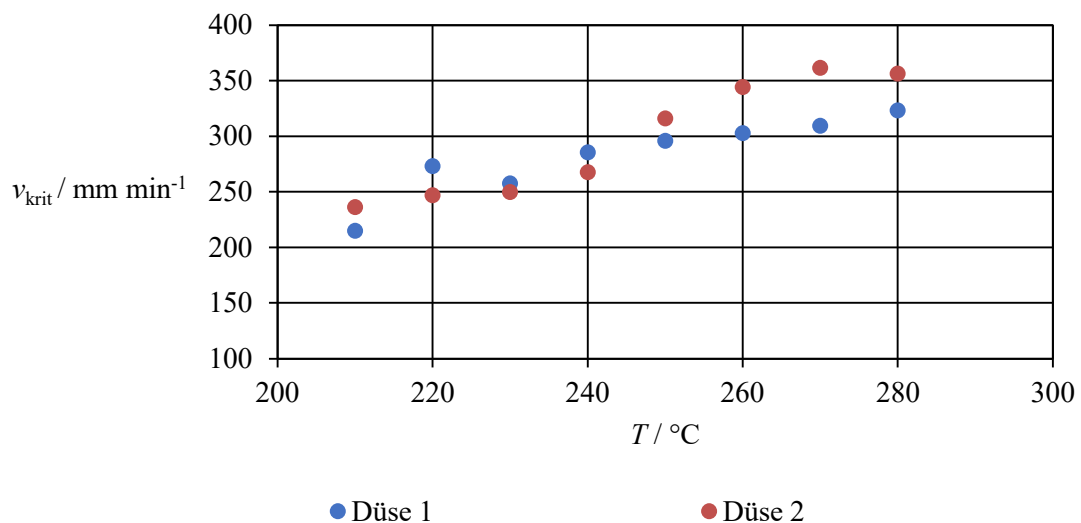


Abbildung 6-12: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten von ABS Novodur P2H-AT Düse 1 und 2 im Vergleich [27]

Bei den beiden PP-Materialien konnten erhöhte kritische Einzugsgeschwindigkeiten um bis zu 10 % erreicht werden (siehe Abbildung 6-13 und Abbildung 6-14).

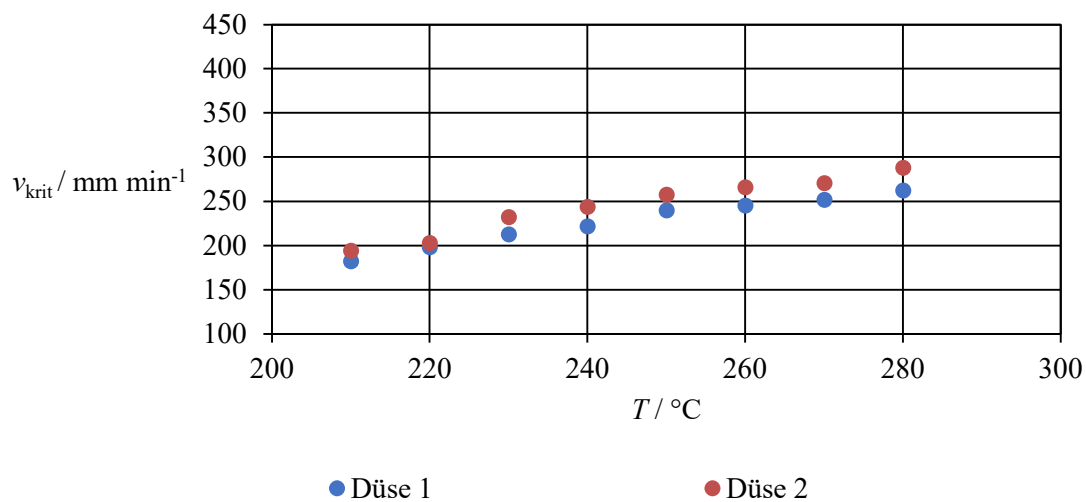


Abbildung 6-13: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten von PP CP393 Düse 1 und 2 im Vergleich [27]

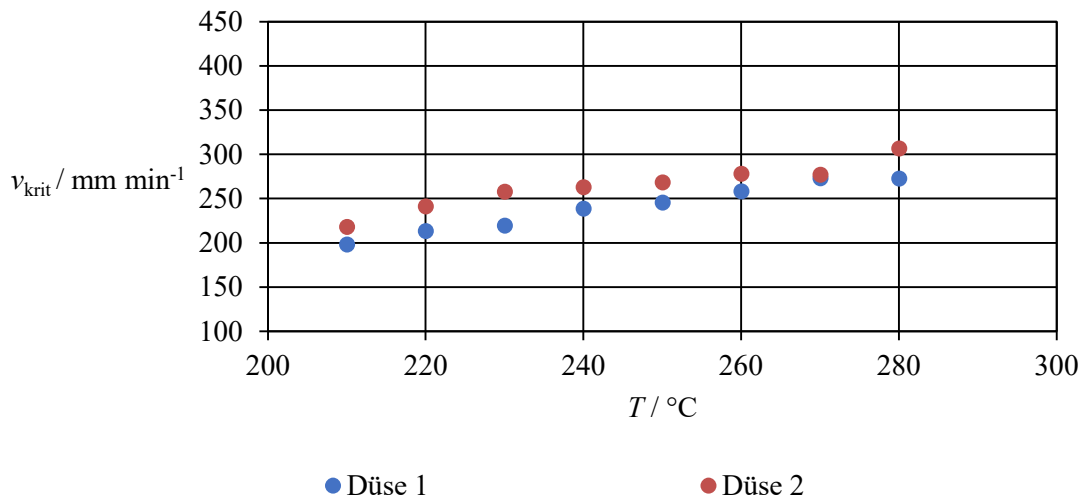


Abbildung 6-14: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten von PP DR7037.01 Düse 1 und 2 im Vergleich [27]

Die Kraftmessungen für PP CP393, wie in Abbildung 6-15 dargestellt, zeigen eine durchschnittliche Verringerung der Kraftwerte um durchschnittlich etwa 60 % im Vergleich zu Düse 1, während das PP DR7037.01 noch deutlichere Verringerung von etwa 75 % aufweist.

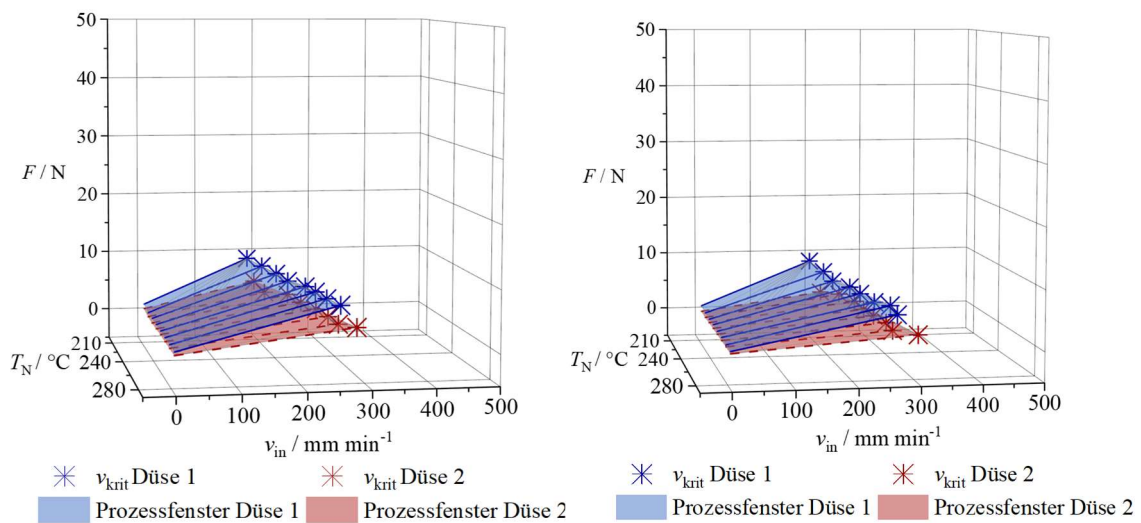


Abbildung 6-15: Prozessfenster in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur und Einzugs- geschwindigkeit von CP393 (links) und DR7037.01 (rechts) Düse 1 und 2 im Ver- gleich

Dabei zeigt sich erneut, wie bereits bei Düse 1 beobachtet, dass die Kraftwerte zwar durch die Vergrößerung der Strömungsgeometrie und damit den reduzierten Fließwiderstand signifikant reduziert werden können, dies allerdings nur einen geringen Einfluss auf die kritischen Einzugs- geschwindigkeiten hat. Auch die Tatsache, dass die geringen Änderun- gen der kritischen Einzugs- geschwindigkeiten viskositätsunabhängig sind und sich nur unter den verschiedenen Thermoplasttypen unterscheiden, deutet erneut daraufhin, dass hier das Aufschmelzverhalten der Haupteinflussfaktor ist.

### 6.1.3 Düse 3: VOLCANO-NOZZLE-175-0400

Die VOLCANO-Serie umfasst Düsen mit einer verlängerten Liquefierzone, wie in Ta- belle 4-1 dargestellt. Folglich bieten sie eine längere Verweilzeit der Filamente im be- heizten Düsenbereich bei gleichbleibender Einzugs- geschwindigkeit. Es ist zu erwähnen, dass die Contraction- und Capillaryzone mit der Düse 1 (V6-NOZZLE-175-0400) iden- tisch ist, was eine direkte Untersuchung der Auswirkungen der erweiterten Liquefierzone ermöglicht.

Werden die Ergebnisse der beiden ABS-Typen in Abbildung 6-16 betrachtet, führt die längere Liquefierzone innerhalb des Prozessfensters zur Verringerung der Vorschubkraft um ca. 9 % beim Material Novodur H605, während sie beim Novodur P2H-AT um ca. 20 % abnehmen.

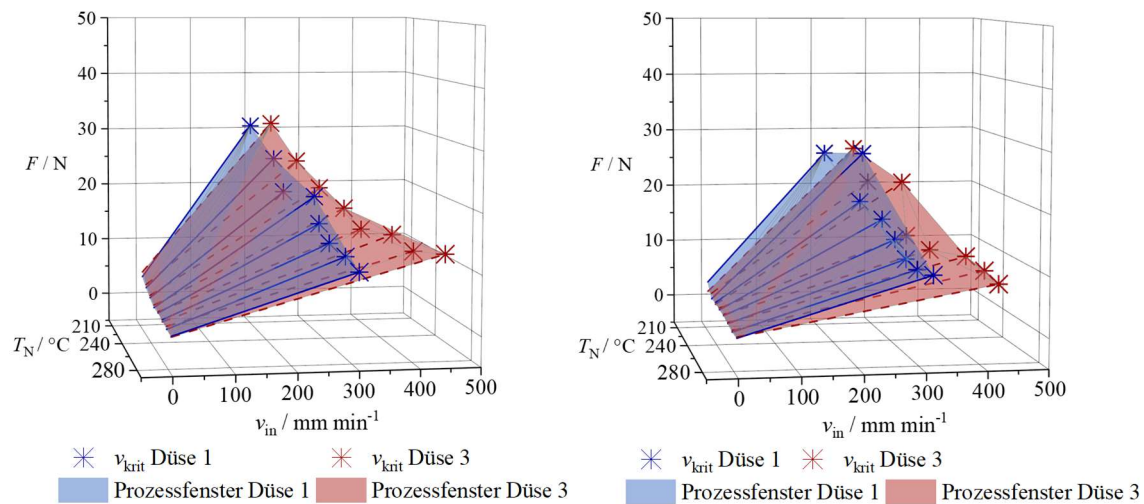


Abbildung 6-16: Prozessfenster in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur und Einzugs-  
geschwindigkeit von Novodur H605 (links) und Novodur P2H-AT (rechts) Düse 1  
und 3 im Vergleich

Die bestimmten kritischen Einzugs-  
geschwindigkeiten stiegen um ca. 30 % (siehe Abbil-  
dung 6-17 und Abbildung 6-18) bei beiden Materialien an.

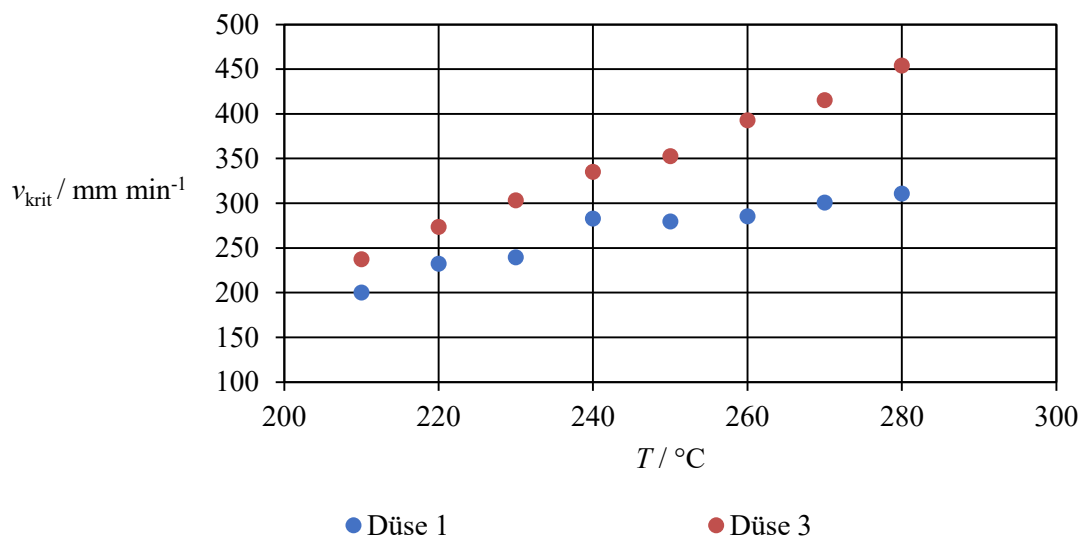


Abbildung 6-17: Kritische Einzugs-  
geschwindigkeiten von ABS Novodur H605 Düse 1 und 3 im  
Vergleich [27]

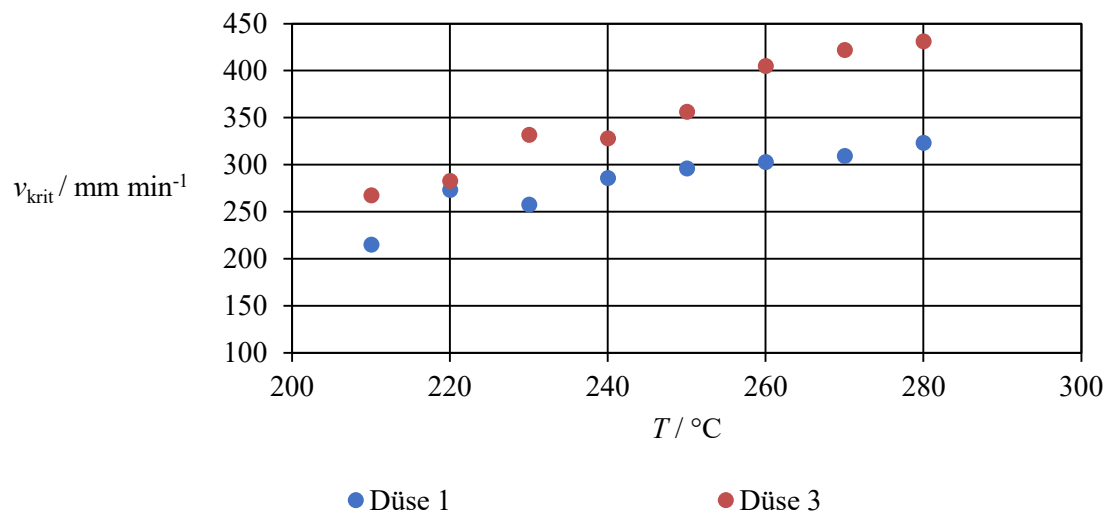


Abbildung 6-18: Kritische Einzugspeedigkeiten von ABS P2H-AT Düse 1 und 3 im Vergleich [27]

Dies deckt sich mit den vorherigen Beobachtungen. Aufgrund der höheren Verweil- und damit Aufschmelzzeit des Filaments in der Düse 3 ist der Aufschmelzgrad bei gleicher Geschwindigkeit höher, was zu einer Verschiebung der kritischen Betriebspunkte hin zu höheren Einzugspeedigkeiten führt, dabei ist deren Erhöhung für beide Materialien gleich. Der verringerte Kraftaufwand ist hier ebenfalls auf die erhöhten Aufschmelzgrade bzw. Massetemperaturen zurückzuführen, wobei beachtet werden muss, dass eine längere Strömungsgeometrie ebenfalls zu einem leicht erhöhten Kraftaufwand führt, da der Druckverlust sich proportional zur Länge der Strömungsgeometrie verhält. Auf die Aufschmelzgrade und Positionen der unaufgeschmolzenen Filamentanteile wird im Abschnitt 6.3 weiter eingegangen.

Das PP-Material CP393 wies ebenfalls eine um ca. 10 % verringerte Vorschubkraft innerhalb des Prozessfensters im Vergleich zu Düse 1 auf, während das Material DR7037.01 sogar um ca. 47 % verringerte Vorschubkraftwerte zeigte (siehe Abbildung 6-19). Beim PP-Material CP393 konnte mit der gewählten Auswertemethode aus dem Kraftwerten für die Heizblocktemperatur 210 °C keine kritische Einzugspeedigkeit bestimmt werden. Grund dafür war, dass lediglich ein Punkt im instabilen Extrusionsbereich aufgezeichnet werden konnte, bevor der Buckling-Effekt auftrat und keine weitere Steigerung der Einzugspeedigkeit zuließ.

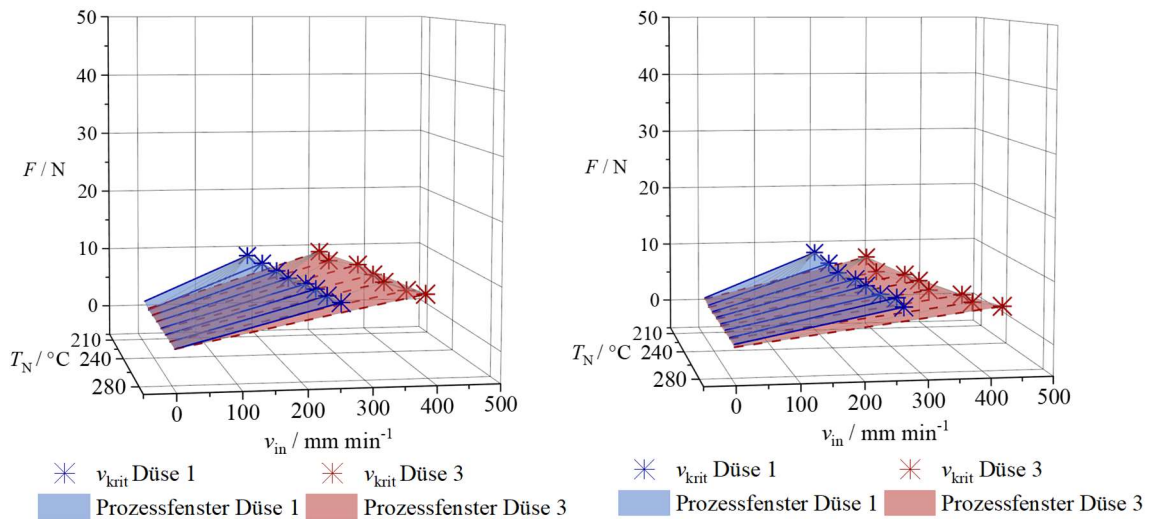


Abbildung 6-19: Prozessfenster in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur und Einzugs-  
geschwindigkeit von CP393 (links) und DR7037.01 (rechts) Düse 1 und 3 im Ver-  
gleich

Wie auch bei den ABS-Materialien zeigten beide PP-Typen die gleiche Erhöhung der Einzugs-  
geschwindigkeiten, allerdings führte die verlängerte Liquefierzone bei den teil-  
kristallinen Thermoplasten sogar zu ca. 50 % erhöhten kritischen Einzugs-  
geschwindigkeiten (siehe Abbildung 6-20 und Abbildung 6-21).

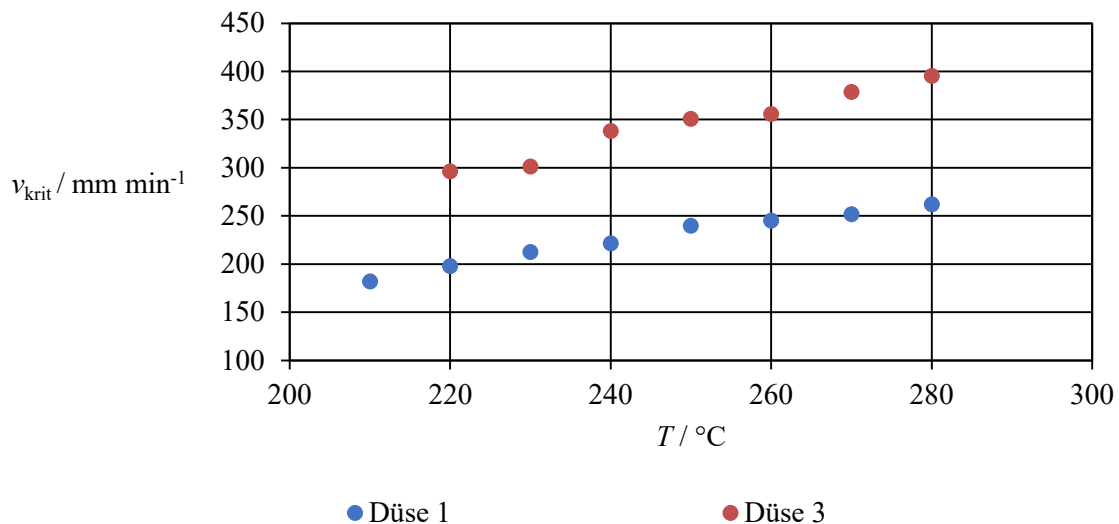


Abbildung 6-20: Kritische Einzugs-  
geschwindigkeiten von PP CP393 Düse 1 und 3 im Vergleich  
[27]



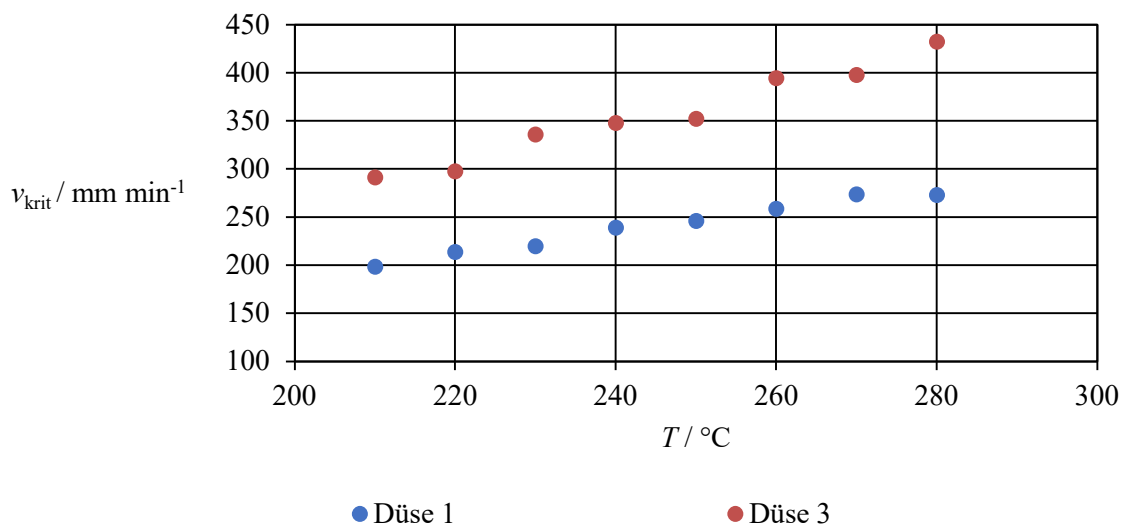


Abbildung 6-21: Kritische Einzugspeedigkeiten von PP DR7037.01 Düse 1 und 3 im Vergleich [27]

Das heißt, für alle vier Materialsysteme führt die längere Liquefierzone zu einem verbesserten Extrusionsverhalten, hinsichtlich der höheren Druckgeschwindigkeit bei geringerem Kraftaufwand.

#### 6.1.4 Düse 4: VOLCANO-NOZZLE-175-0800

Werden die Messungen der Vorschubkraft bei der vierten Düsengeometrie betrachtet, zeigen sich ähnliche Zusammenhänge bei der Verdopplung des Auslassdurchmessers und Erhöhung des L/D-Verhältnisses, wie zuvor im Vergleich von Düse 1 zu Düse 2 der V6-Baureihe. So nahmen beispielsweise bei der Extrusion von ABS Novodur H605 die Kraftmesswerte innerhalb des Prozessfensters um ca. 60 % ab, bei Novodur P2H-AT waren es ca. 40 % (siehe Abbildung 6-22).

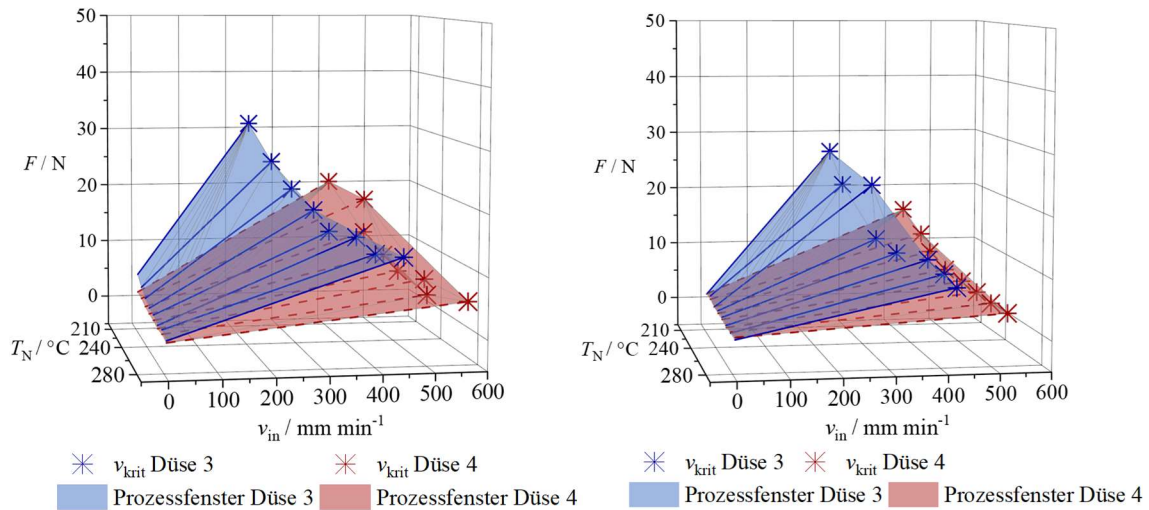


Abbildung 6-22: Prozessfenster in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur und Einzugs-  
geschwindigkeit von Novodur H605 (links) und Novodur P2H-AT (rechts) Düse 3  
und 4 im Vergleich

Die kritischen Einzugsgeschwindigkeiten dagegen unterscheiden sich bei den beiden Düsen um ca. 45 % beim Novodur H605 und ca. 40 % beim Novodur P2H-AT im Vergleich zur Düse 3 (siehe Abbildung 6-23 und Abbildung 6-24).

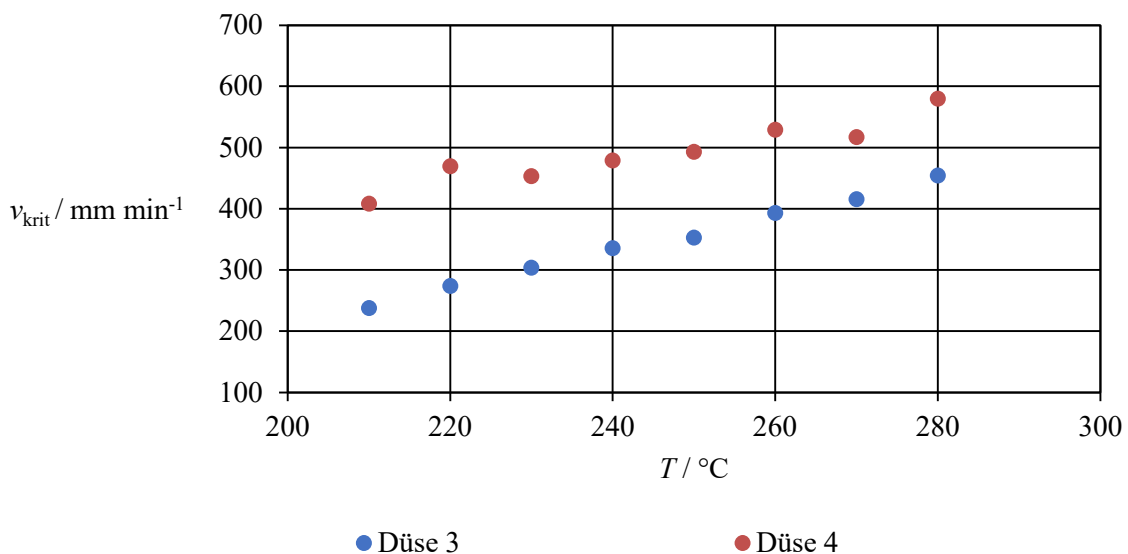


Abbildung 6-23: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten von ABS Novodur H605 Düse 3 und 4 im Vergleich [27]

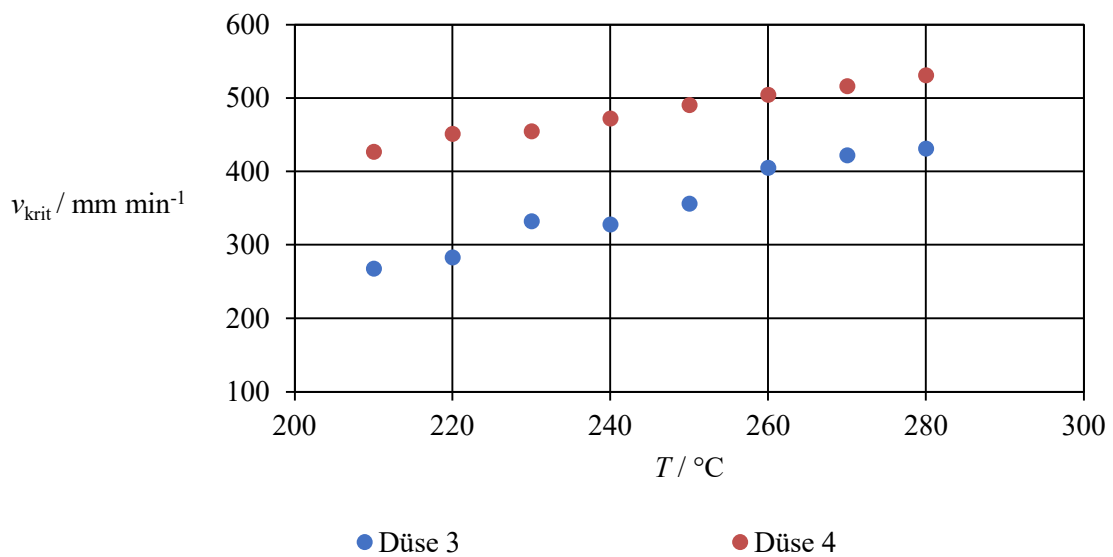


Abbildung 6-24: Kritische Einzugspeedigkeiten von ABS Novodur P2H-AT Düse 3 und 4 im Vergleich

Dies war zunächst nicht zu erwarten, da bei größerem Auslassdurchmesser keine Veränderung des Aufschmelzgrades zu erwarten war, wie bereits beim Vergleich zwischen Düse 1 und 2. Auf mögliche Erklärungen wird bei der Diskussion der Aufschmelzlängen in Abschnitt 6.3 näher eingegangen.

Anders zeigt es sich bei den Werten aus den PP-Messungen, hier konnten vergleichbar zur Gegenüberstellung der V6-Baureihen lediglich um bis zu 16 % höhere kritische Einzugspeedigkeiten bei der Extrusion des CP393 erreicht werden, beim Material DR 7037.01 sogar nur 7 % (siehe Abbildung 6-25 und Abbildung 6-26).

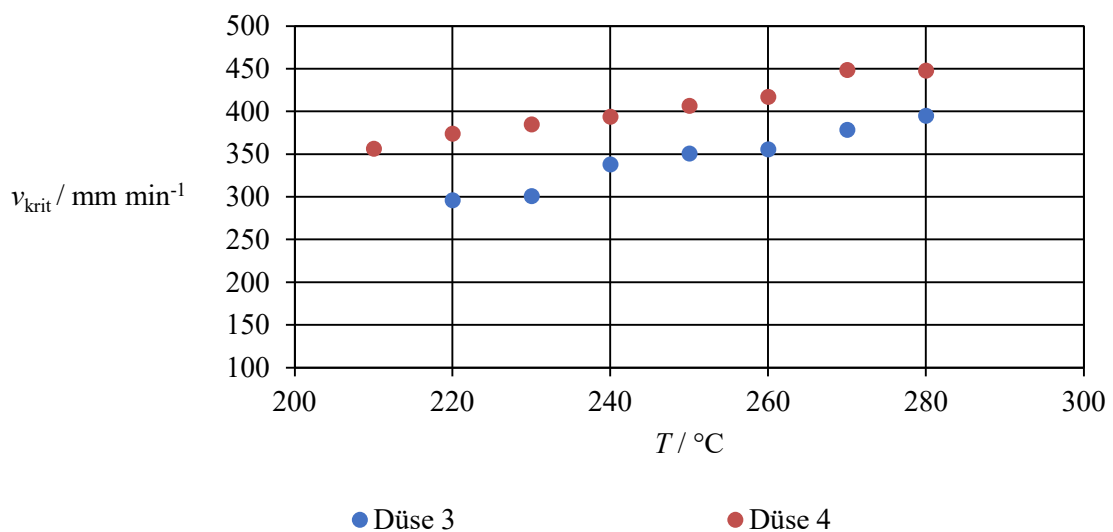


Abbildung 6-25: Kritische Einzugspeedigkeiten von PP CP393 Düse 3 und 4 im Vergleich

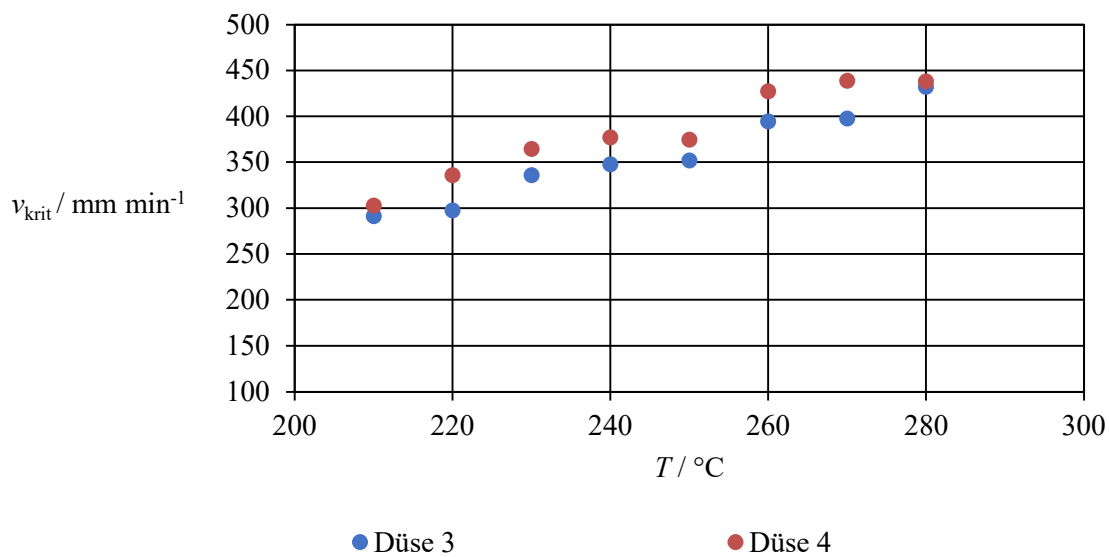


Abbildung 6-26: Kritische Einzugschwindigkeiten von PP DR7303.01 Düse 3 und 4 im Vergleich

Auch bei der Betrachtung der gemessenen Vorschubkräfte in Abbildung 6-27 verhalten sich die Materialien ähnlich, hier führte eine Verdoppelung des Auslassdurchmessers zu ca. 60 % verringerten Kraftwerten im Prozessfenster bei CP393 und ca. 56 % bei DR7037.01.

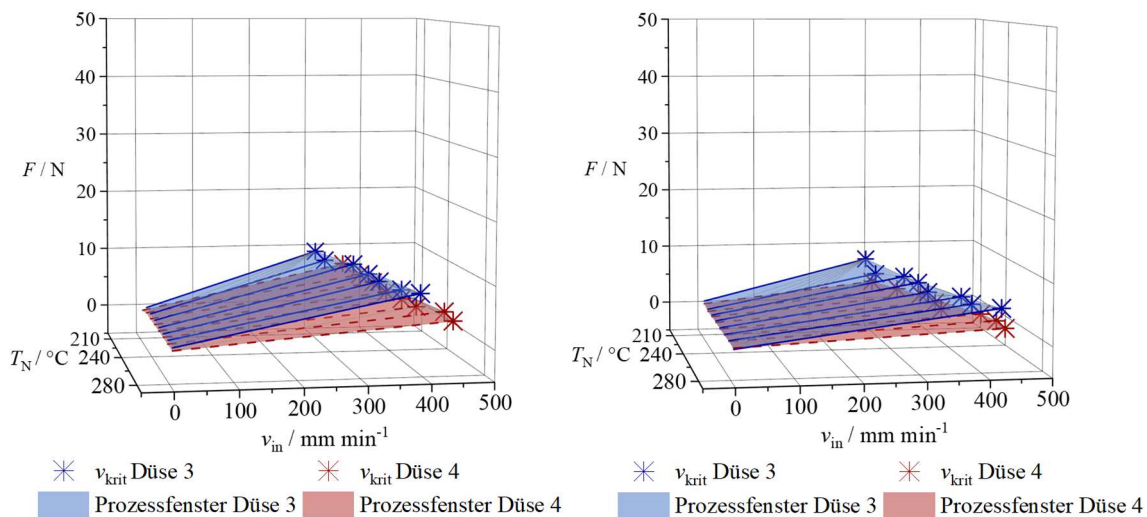


Abbildung 6-27: Prozessfenster in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur und Einzugschwindigkeit von CP393 (links) und DR7037.01 (rechts) Düse 3 und 4 im Vergleich

Bei der Extrusion mit Düse 4 konnten im Vergleich zu seinem Pendant Düse 2, mit gleichem Auslassdurchmesser von 0,8 mm, bis zu 78 % erhöhte kritische Einzugschwindigkeiten und bis zu 40 % geringere Vorschubkräfte bei Material Novodur H605 und ca. 18 % bei Novodur P2H-AT beobachtet werden (siehe Abbildung 6-28 bis Abbildung

6-30). Die beobachteten Zusammenhänge bei der Verlängerung der Liquefierzone von Düse 1 auf Düse 3 können daher reproduziert werden.

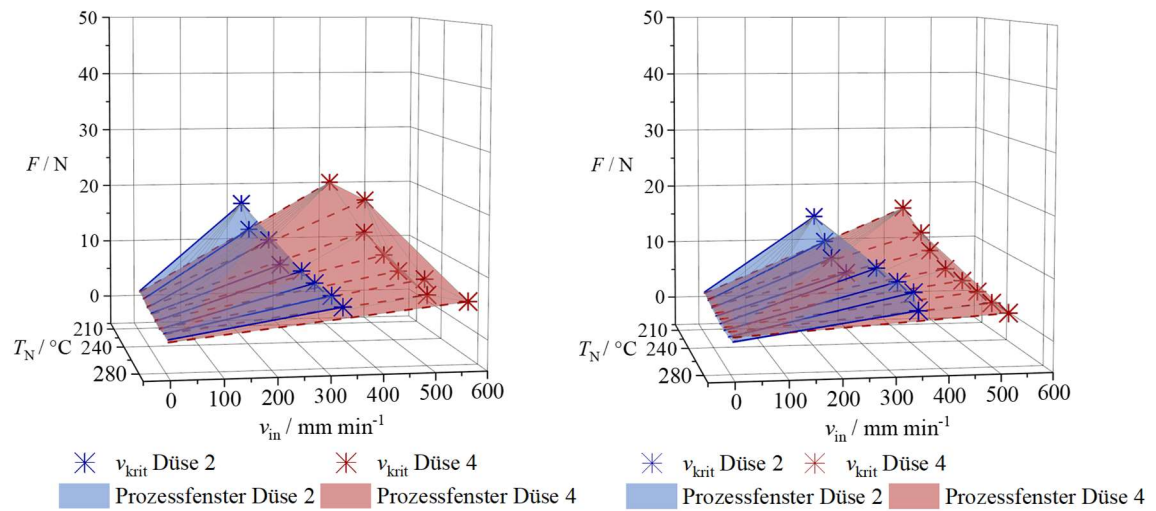


Abbildung 6-28: Prozessfenster in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur und Einzugsge-  
windigkeit von Novodur H605 (links) und Novodur P2H-AT (rechts) Düse 2 und 4  
im Vergleich

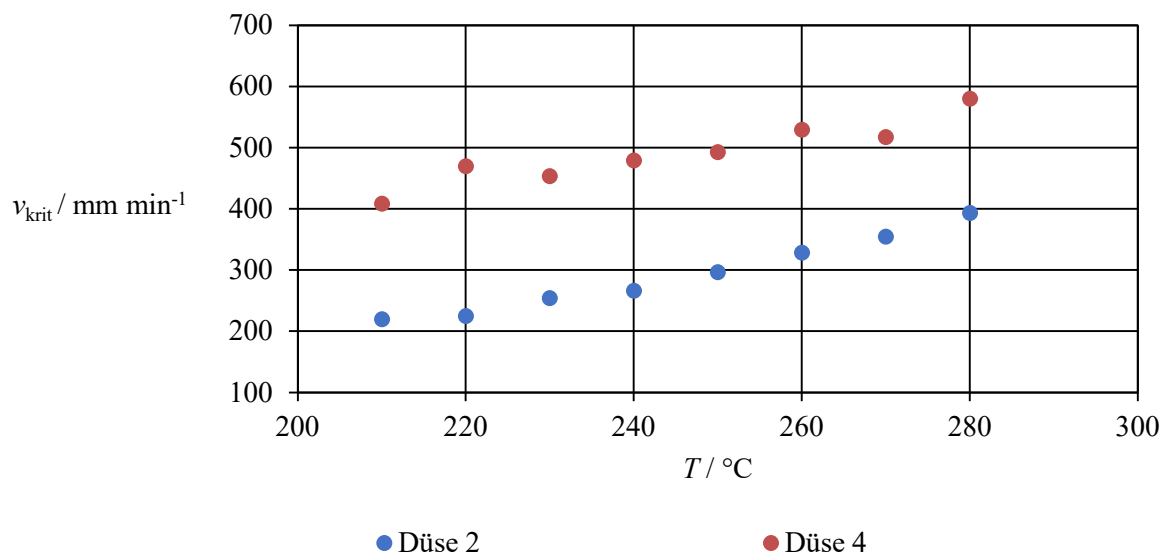


Abbildung 6-29: Kritische Einzugsge-  
windigkeiten von ABS Novodur H605 Düse 2 und 4 im  
Vergleich [27]

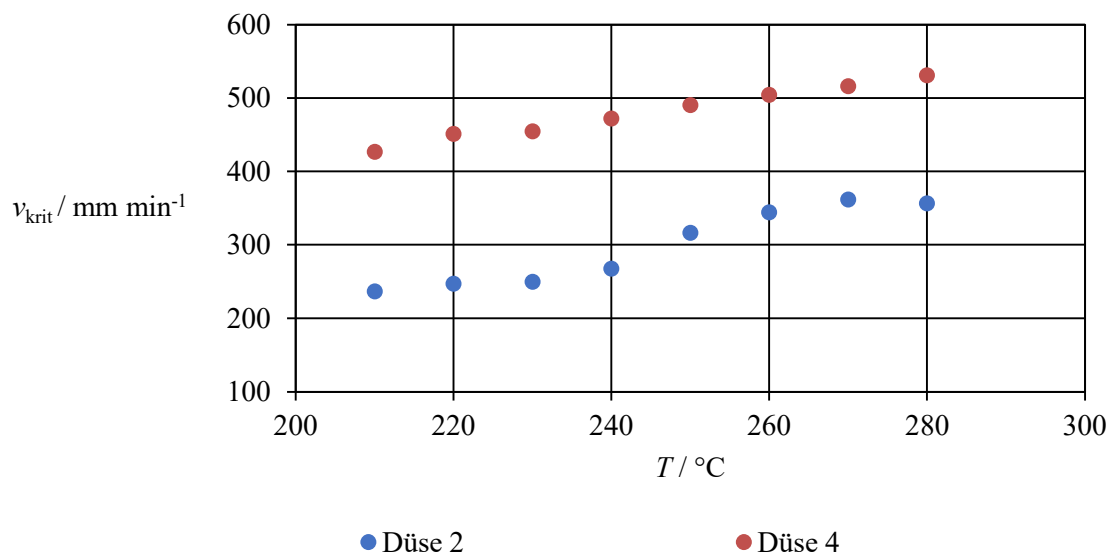


Abbildung 6-30: Kritische Einzugschwindigkeiten von ABS Novodur P2H-AT Düse 2 und 4 im Vergleich

Im Falle der PP-Materialien zeigen sich bei der Verlängerung der Liquefierzone von Düse 2 auf Düse 3 in Abbildung 6-31 Verringerungen um ca. 20 % beim CP393 und ca. 5 % beim DR7037.01 der Kraftwerte im Prozessfenster.

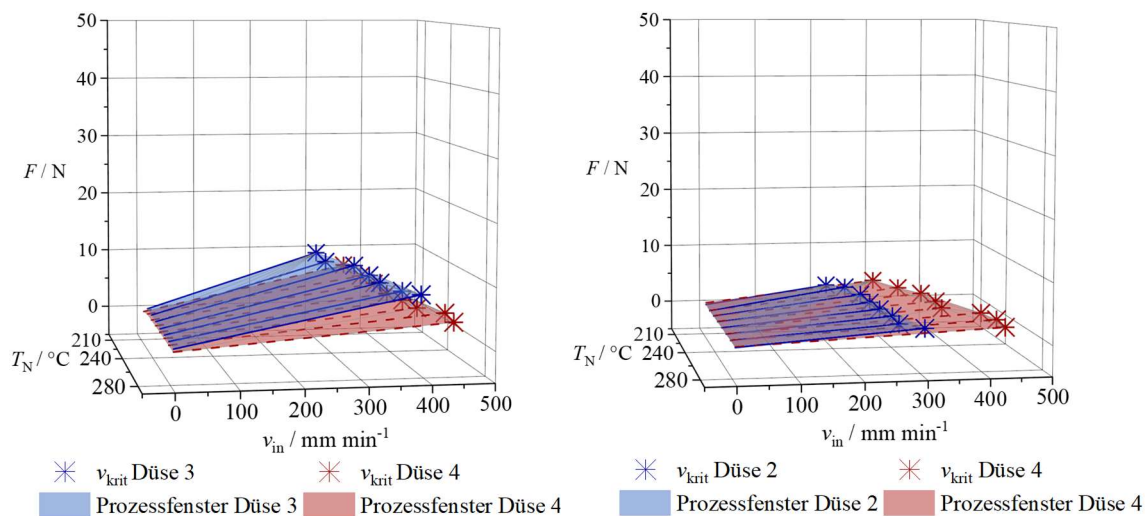


Abbildung 6-31: Prozessfenster in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur und Einzugschwindigkeit von CP393 (links) und DR7037.01 (rechts) Düse 2 und 4 im Vergleich

Auch bezüglich der ausgewerteten kritischen Einzugschwindigkeiten können dieselben Zusammenhänge wie bei den ABS-Materialien beobachtet werden. Durch den Einsatz der verlängerten Liquefierzone werden um ca. 45 % bei CP393 und ca. 67 %, bei DR7037.01 erhöhte kritische Einzugschwindigkeiten erzielt (siehe Abbildung 6-32 und Abbildung 6-33).

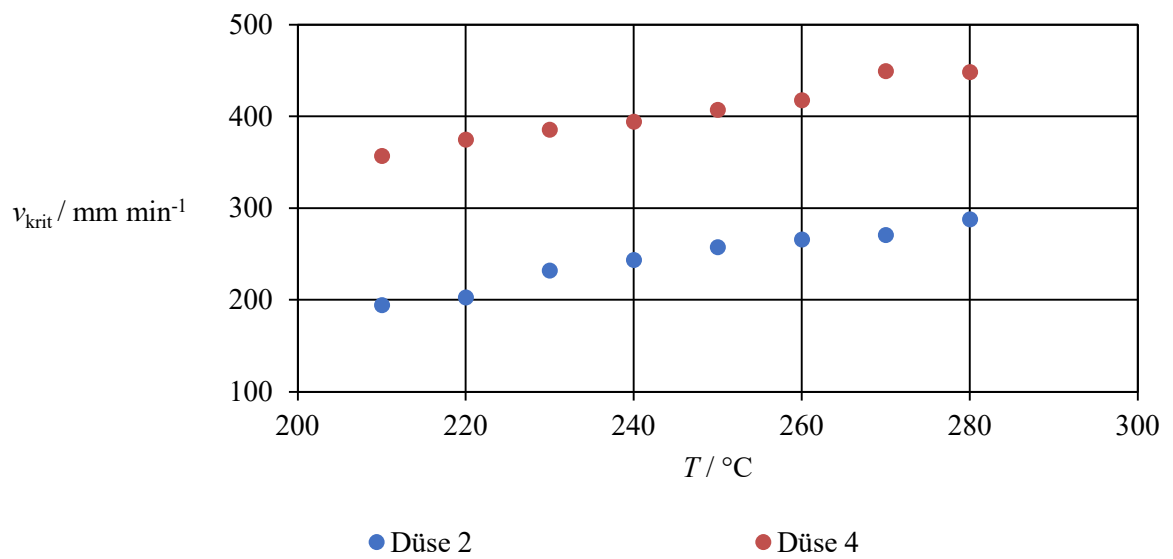


Abbildung 6-32: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten von PP CP393 Düse 2 und 4 im Vergleich [27]

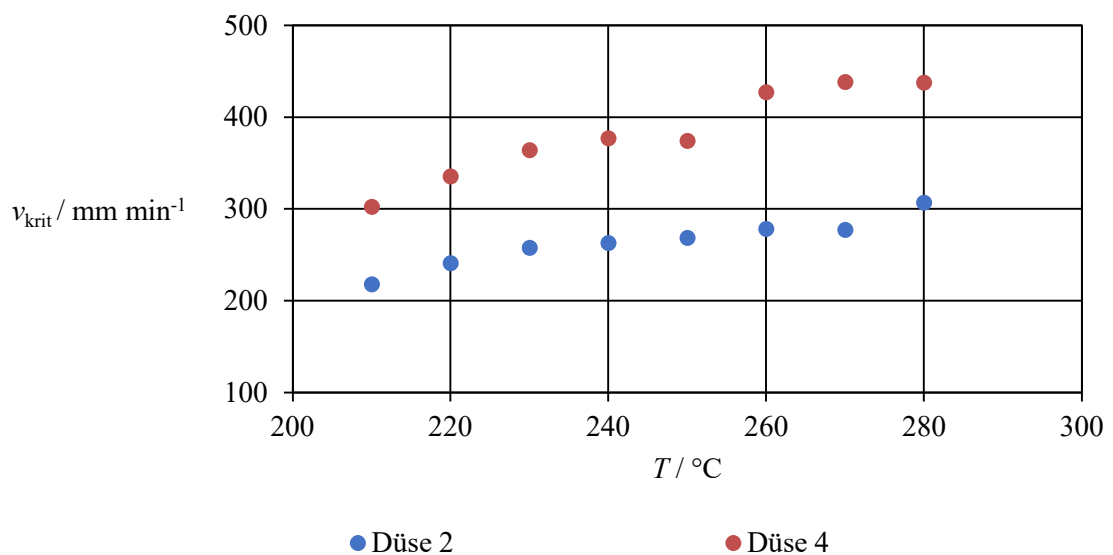


Abbildung 6-33: Kritische Einzugsgeschwindigkeiten von PP DR7037.01 Düse 2 und 4 im Vergleich

Zusammenfassend können aus den Beobachtungen der Kraftmessungen folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

1. Vorschubkräfte:

Die absoluten Kraftwerte können weitestgehend auf die Schmelzeviskosität und den Druckverlust in der Düsengeometrie zurückgeführt werden. Die niederviskosen PP-Materialien benötigen bei gleichen Prozesseinstellungen deutlich geringere Vorschubkräfte bei der Extrusion als die höherviskosen ABS-Materialien.

2. Kritische Einzugsgeschwindigkeiten:

Die kritischen Einzugsgeschwindigkeiten sind weniger abhängig von der Schmelzeviskosität als die Vorschubkräfte und hängen hauptsächlich von Faktoren wie dem Aufschmelzgrad und dem damit verbundenem Aufschmelzverhalten des Materials ab. Die PP-Materialien mit hoher Aufschmelzenthalpie weisen deutlich geringere kritische Einzugsgeschwindigkeiten und damit schmalere Prozessfenster als die ABS-Materialien auf.

3. Einfluss der Länge der Liquefierzone:

Die Länge der Liquefierzone hat vor allem Einfluss auf die kritischen Einzugsgeschwindigkeiten. Eine längere Liquefierzone führt zu einer Verlängerung der Verweilzeit des Materials, höheren Aufschmelzgraden und damit zur Erhöhung der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten.

4. Einfluss des Auslassdurchmessers:

Der Auslassdurchmesser beeinflusst vor allem die absoluten Kraftwerte, die für den Extrusionsprozess aufgebracht werden. Ein größerer Auslassdurchmesser verringert den Druckverlust bei der Strömung und dadurch die erforderliche Vorschubkraft.

5. Gekoppelte Effekte:

Die Effekte der geometrischen Einflussfaktoren können nicht vollständig voneinander getrennt werden. Dies zeigt sich beispielsweise in Düse 4, bei der die Kombination einer langen Liquefierzone mit vergrößertem Auslassdurchmesser zu deutlich höheren Einzugsgeschwindigkeiten führen als es zu seinem Pendant Düse 3 mit gleicher Liquefierzone zu erwarten gewesen wäre, insbesondere im Fall der ABS-Materialien.

Die aus den Schlussfolgerungen abgeleiteten Handlungsempfehlungen für Anwender bezüglich Materialverhalten, Düsengeometrie und Vorschubkräfte im FFF sind in Tabelle 6-2 zusammengefasst.



Tabelle 6-2: Erarbeitete Korrelationen und Empfehlungen bezüglich Materialverhalten, Düsen-geometrie und Vorschubkräfte im FFF

<b>Einstellgröße</b>	<b>Empfohlene Einstellung</b>	<b>Einflussgröße</b>	<b>Messgröße</b>
Viskosität	niedrig	Druckverlust	Vorschubkraft
Aufschmelzenthalpie	niedrig	Aufschmelzgrad	Kritische Einzugsgeschwindigkeit
Heizblocktemperatur	hoch	Viskosität	Vorschubkraft
		Aufschmelzgrad	Kritische Einzugsgeschwindigkeit
Auslassdurchmesser	hoch	Druckverlust	Vorschubkraft
Länge der Liquefierzone	hoch	Aufschmelzgrad	Kritische Einzugsgeschwindigkeit

## 6.2 Massetemperaturbestimmung

Wie aus den Kraftmessungen hervorgeht, ist nicht nur die Druckentwicklung der geschwindigkeitsbegrenzende Parameter während des Prozesses, sondern auch die Entwicklung der Massetemperatur von enormer Bedeutung. Die Temperaturkontrolle stellt demnach einen entscheidenden Faktor dar, der nicht nur die Qualität und mechanischen Eigenschaften der additiv gefertigten Teile beeinflusst, sondern auch die Druckeffizienz. Im Folgenden werden daher die Ergebnisse zweier verschiedener Messmethoden vorgestellt und deren Eignung zur Bestimmung und Überwachung der Massetemperatur diskutiert.

### 6.2.1 Temperaturmessungen mit der Thermokamera

Die Messungen der Massetemperatur mittels Thermokamera (siehe Abschnitt 4.5.1) erfolgten stets parallel zu oben aufgeführten Kraftmessungen. Abbildung 6-34 zeigt die resultierenden Daten zur Massetemperaturmessung am Beispiel des ABS Novodur H605 in Düse 1.

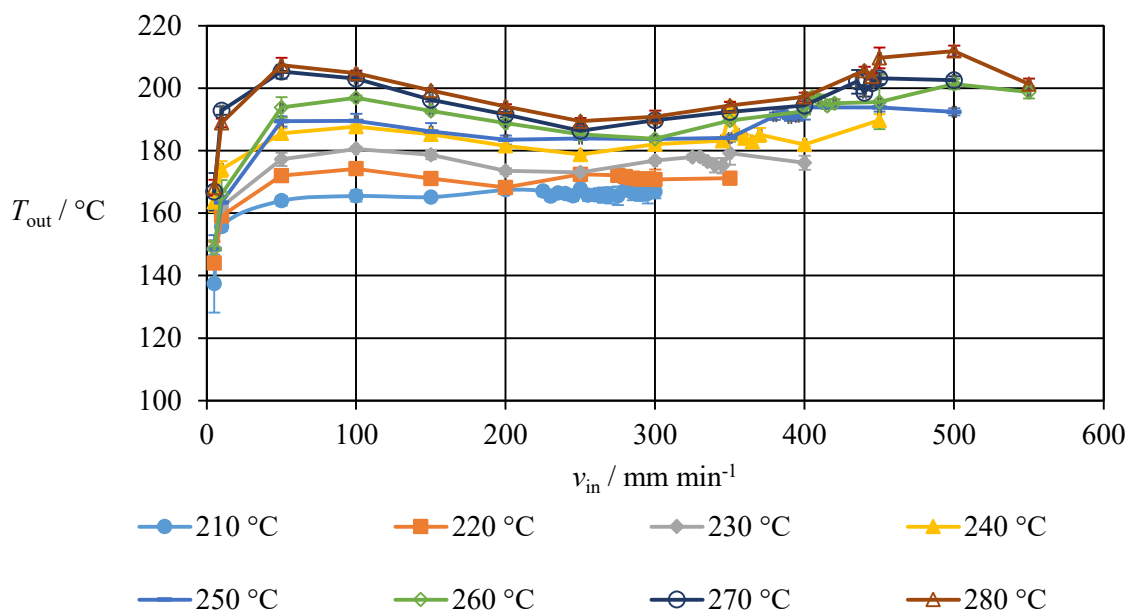


Abbildung 6-34: Austrittstemperatur in Abhängigkeit der Einzugschwindigkeit und eingestellten Heizblocktemperatur des ABS Materials Novodur H605 in Düse 1 [27]

Im Bereich niedriger Einzugschwindigkeiten von 5 bis 50 mm min<sup>-1</sup> werden relativ niedrige Extrudattemperaturen beobachtet, die mit steigender Geschwindigkeit stark ansteigen und einen Höchstwert bei 50 - 100 mm min<sup>-1</sup> Einzugschwindigkeit erreichen. Diese Beobachtung ist nicht erwartungsgemäß, da bei niedrigeren Geschwindigkeiten,

bei denen die Schmelze eine längere Verweilzeit in der beheizten Geometrie hat, mehr Zeit für die Wärmeübertragung zur Verfügung steht, was zu höheren Massetemperaturen führen sollte. Aufgrund der geringen Masse innerhalb der Düse ist davon auszugehen, dass die realen Massetemperaturen bei niedrigeren Geschwindigkeiten der eingestellten Heizblocktemperatur entsprechen. Folglich müsste hier ein Plateau zu beobachten sein, von dem ausgehend die Massetemperaturen bei steigenden Geschwindigkeiten sukzessive abnehmen.

Die bei den Versuchen beobachteten niedrigen Massetemperaturen sind höchstwahrscheinlich auf den unvermeidlichen Abstand zwischen der Messlinie der Thermokamera und der beheizten Düsenöffnung zurückzuführen, wie in Abschnitt 4.5.1 erläutert. Vor allem bei sehr langsamen Geschwindigkeiten spielen Abkühlungseffekte eine immer größere Rolle, sodass die Oberfläche des Strangs vermutlich bereits abgekühlt ist, wenn er die Messlinie erreicht. Außerdem ist es möglich, dass doch ein Temperaturgefälle vom Kern zur Strangoberfläche besteht.

An dieser Stelle ist auf die durchweg niedrigen absoluten Werte der Temperaturmessungen hinzuweisen. Die aufgezeichneten Werte liegen durchwegs zwischen 60 und 90 °C unter den eingestellten Heizblocktemperaturen. Da der Einfluss von Kühleffekten auf die Messungen im Niedriggeschwindigkeitsbereich erkennbar ist, liegt die Vermutung nahe, dass die Stränge mit einem sehr kleinen Durchmesser von 0,4 mm an der Umgebungsluft so schnell abkühlen, dass eine genaue Messung der Schmelztemperatur mit der gewählten Messmethodik nicht möglich ist.

Diese Vermutung wird durch die Temperaturmessungen an Düse 2 mit einem verdoppelten Strangdurchmesser von 0,8 mm bestätigt (vgl. Abbildung 6-35).

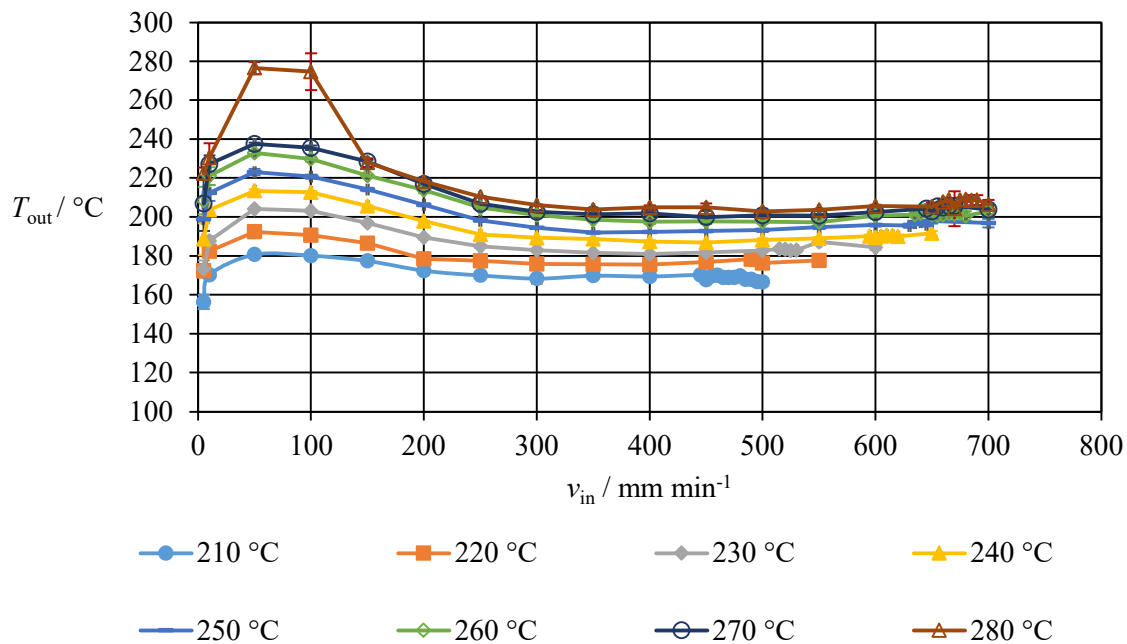


Abbildung 6-35: Austrittstemperatur in Abhängigkeit der Einzugs geschwindigkeit und eingestellten Heizblocktemperatur des ABS Materials Novodur H605 in Düse 2 [27]

Hier liegen die gemessenen Austrittstemperaturen zwar immer noch deutlich unter den eingestellten Heizblocktemperaturen, doch sind sie um ca. 20 °C höher als die Messungen der Düse 1. Zudem kann hier nicht die Zunahme der gemessenen Temperaturen bei steigenden Geschwindigkeiten beobachtet werden.

Die am Beispiel des ABS Novodur H605 beschriebenen Beobachtungen setzen sich in jeder Messreihe der Materialien und Düsen fort (siehe Anhang A4). Daher eignen sich die Messungen mit der Thermokamera nicht zur Validierung der Simulationsergebnisse, da das Abkühlen nach der Düse nicht Teil der in der Arbeit durchgeführten Simulation ist.

### 6.2.2 Temperaturmessungen mit dem Thermo Couple

Aufgrund der oben beschriebenen Probleme bei der Temperaturmessung mit der Thermokamera wurde im Laufe der Arbeiten eine Düse mit integriertem Thermo Couple-Element gefertigt, die eine direkte Messung der Massetemperatur ermöglichen sollte (siehe Abschnitt 4.5.2).

Die Messungen erfolgten zunächst anhand einer Düsengeometrie (Düse 1) und ausgewählten Betriebspunkten, um die generelle Eignung des Systems zu überprüfen. In diesem Zuge wurden parallel zu den im Folgenden dargestellten Versuchsdurchführungen

die Werte der Vorschubkraft mitaufgezeichnet, um die Reproduzierbarkeit der Messungen zu gewährleisten und einen Einfluss auf die Strömung auszuschließen. Die Gegenüberstellungen der Daten sind im Anhang A3 zu finden.

In Abbildung 6-36 sind die Messungen des im Heizblock befindlichen Thermistors, der für die Regelung der eingestellten Heizblocktemperatur verantwortlich ist, mit denen des Thermo Couple-Elements anhand des ABS-Materials Novodur H605 während der Versuchsreihen bei drei Temperaturen gegenübergestellt. Bei den Daten handelt es sich um die Mittelwerte über die Messdauer der Versuchsreihen analog zu den durchgeführten Kraftmessungen.

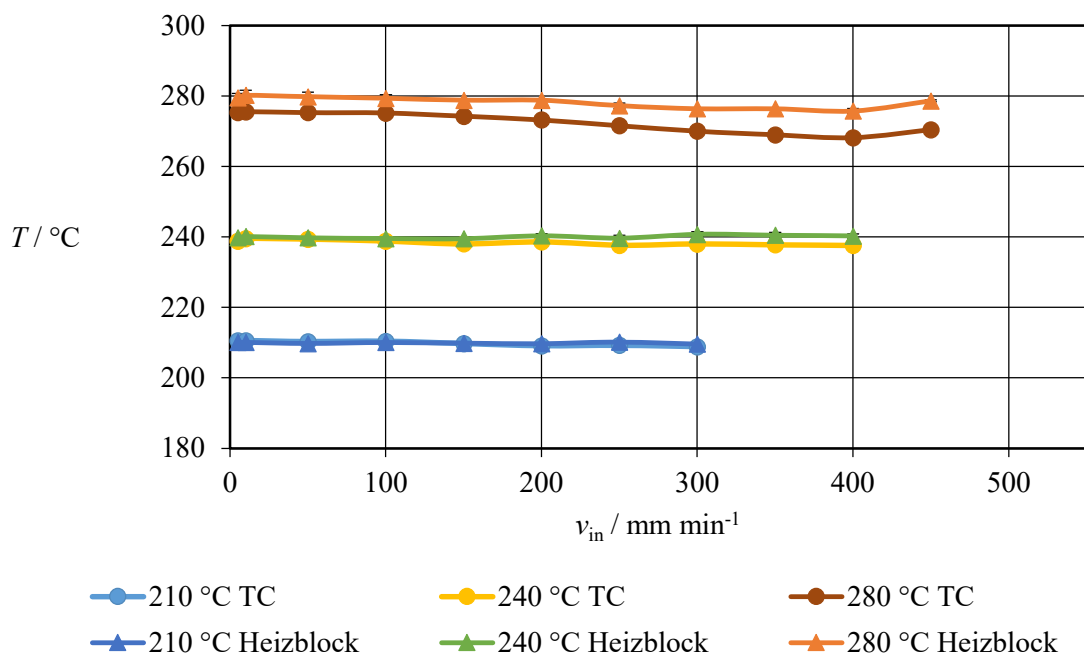


Abbildung 6-36: Temperaturmessung des Thermistors im Heizblock und Thermo Couple in der Düse 1 des ABS Materials Novodur H605

Der qualitative Verlauf der Temperaturkurven der beiden Messpositionen ist identisch, was auf das Heiz- und Regelungsverhalten des Hotends zurückzuführen ist. Allerdings sind bei steigenden Heizblocktemperaturen zunehmend Abweichungen der Absolutwerte der beiden Messungen zu beobachten. Da der Teil der Düse, in dem das Thermo Couple-Element sitzt, sich außerhalb des Heizblocks befindet, wird dieser nicht aktiv beheizt und kühlt aufgrund des Temperaturunterschieds zur Umgebung ab. Die Abkühlrate nimmt dabei mit steigender Temperaturdifferenz zu, weshalb dieser Effekt bei hohen Heizblocktemperaturen zunehmend ins Gewicht fällt.

Aus den Messkurven wird weiterhin ersichtlich, dass bei steigenden Einzugsgeschwindigkeiten die gemessene Massetemperatur mit dem Thermo Couple-Element bei den Heizblocktemperaturen 240 °C und 280 °C abnimmt. Die Abnahme der Massetemperatur ist auf die verringerte Verweilzeit und den damit verringerten Wärmeübergang in das Filamentmaterial zurückzuführen. Während dies im Düsenteil ohne aktive Heizung bereits messbar ist, gleicht das Heizelement im Fall von 240 °C Heizblocktemperatur den Temperaturunterschied innerhalb der Messdauer aus, sodass kein signifikanter Unterschied im Mittelwert erkennbar ist. Das Heizverhalten wird in der folgenden Abbildung 6-37 bei einer Einzugsgeschwindigkeit von 50 mm min<sup>-1</sup> gegenüber den Temperaturverläufen in Abbildung 6-38 bei 300 mm min<sup>-1</sup> ersichtlich.

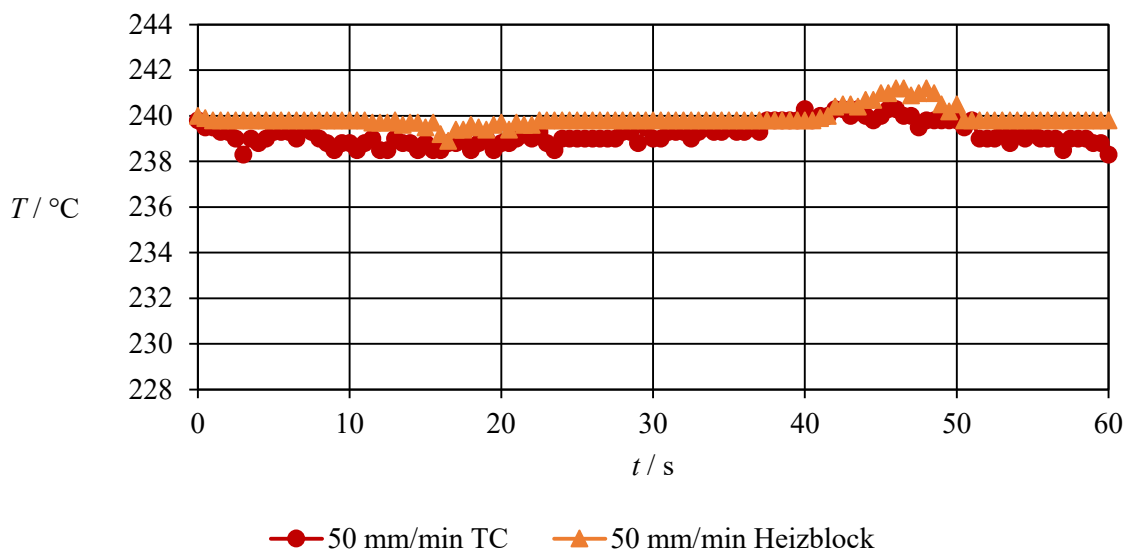


Abbildung 6-37: Temperaturverläufe bei 240 °C Heizblocktemperatur und 50 mm min<sup>-1</sup> Einzugsgeschwindigkeit in der Düse 1 des ABS-Materials Novodur H605

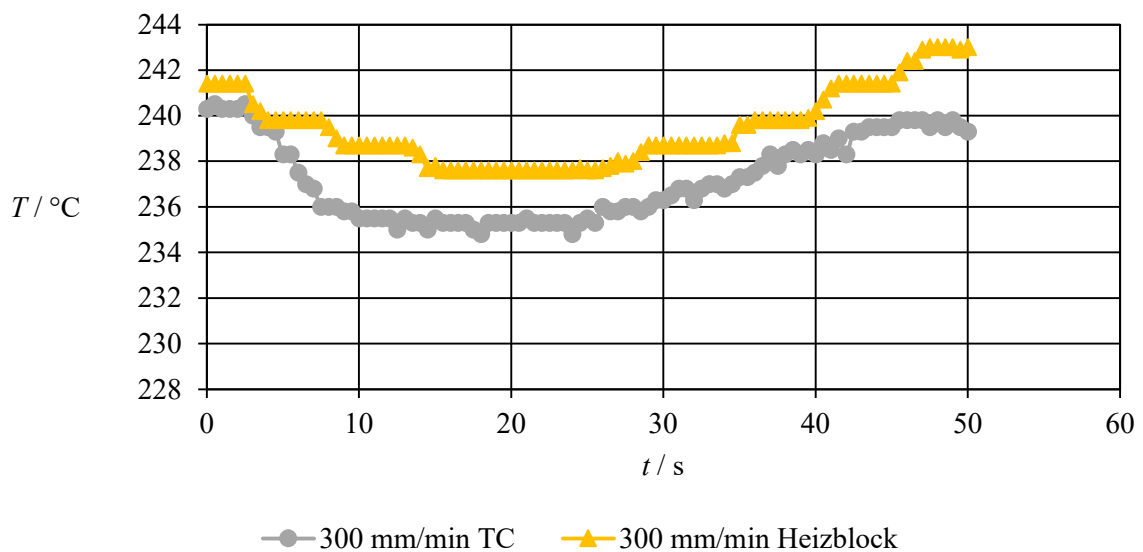


Abbildung 6-38: Temperaturverläufe bei 240 °C Heizblocktemperatur und 300 mm min<sup>-1</sup> Einzugs- geschwindigkeit in der Düse 1 des ABS-Materials Novodur H605

Lediglich bei der eingestellten 280 °C Heizblocktemperatur ist ebenfalls die Abnahme der Temperatur bei steigenden Einzugs- geschwindigkeiten in der Thermistormessung zu beobachten. In diesem Fall reicht die 30 W Heizleistung des Hotends nicht aus, um den Temperaturunterschied schnell genug auszugleichen, sodass dieser auch in den Mittel- werten ersichtlich wird (siehe Abbildung 6-39 und Abbildung 6-40).

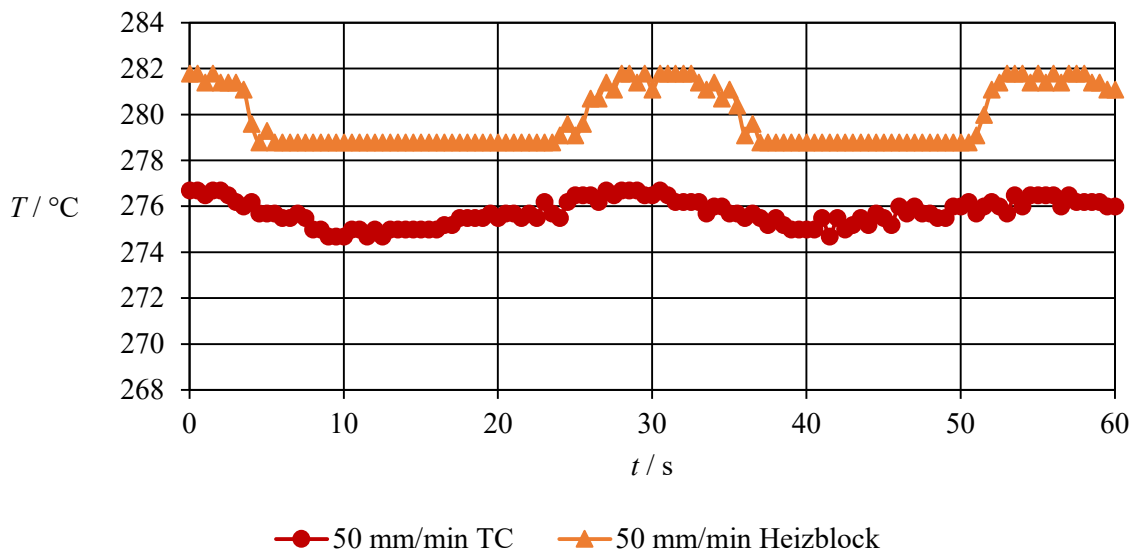


Abbildung 6-39: Temperaturverläufe bei 280 °C Heizblocktemperatur und 50 mm min<sup>-1</sup> Einzugs- geschwindigkeit in der Düse 1 des ABS-Materials Novodur H605

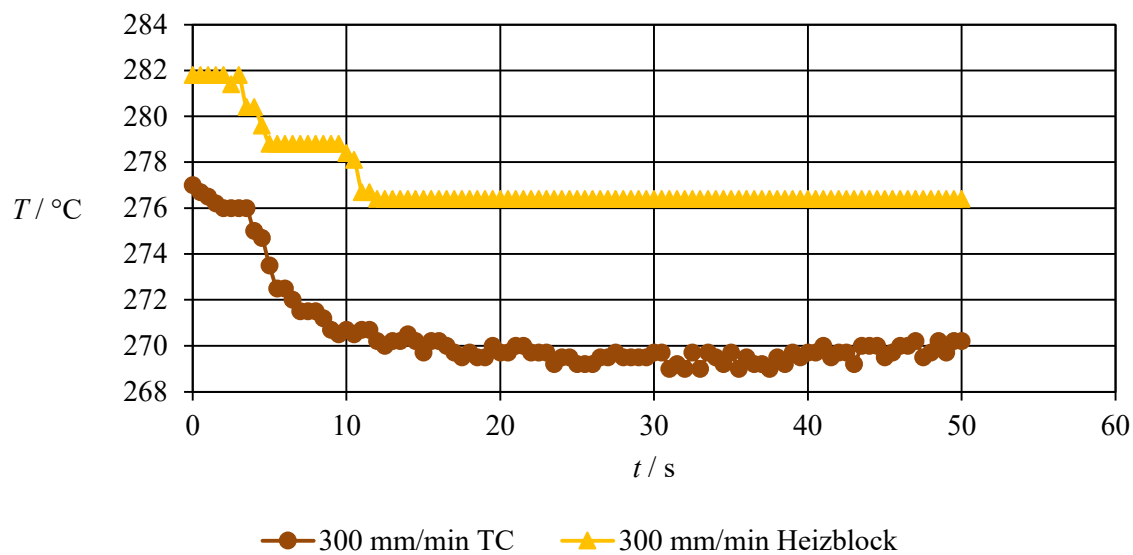


Abbildung 6-40: Temperaturverläufe bei 280 °C Heizblocktemperatur und 300 mm min<sup>-1</sup> Einzugsgeschwindigkeit in der Düse 1 des ABS-Materials Novodur H605

Diese Ergebnisse verdeutlichen, dass die wandbündige Messung des Thermo Couples stark durch die Heizblocktemperatur beeinflusst wird und keine direkte Messung der Massetemperatur des Strangs möglich ist. In Abschnitt 4.5.2 wurde auf die Möglichkeit einer besseren Temperaturregelung anhand des Thermo Couple-Elements anstelle der bisherigen Thermistor-Regelung eingegangen. Da allerdings erst innerhalb des instabilen Prozessfensters ein Auseinanderdriften der Daten zwischen Thermistor und Thermo Couple-Element zu beobachten ist, und die Messungen stark abhängig von der Heizblocktemperatur sind, stellt eine Änderung der Regeltechnik voraussichtlich keine wesentliche Verbesserung für den Prozess dar. Ein längeres Thermo Couple-Element, welches in den Strömungskanal hineinreicht und in die Schmelze eintaucht, könnte die Messwerte zwar verbessern, allerdings ist davon auszugehen, dass durch den entsprechenden Strömungswiderstand der Druckprozess beeinflusst wird. Zusätzlich ist aufgrund des geringen Durchmessers des Elements mit Verschleiß und somit einer begrenzten Lebensdauer des Messaufbaus zu rechnen, was einen dauerhaften Einsatz im Druckkopf ohnehin ausschließt.

Allerdings kann aus den beobachteten Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Temperatur des Heizblocks bei hohen Geschwindigkeiten (siehe Abbildung 6-38 und Abbildung 6-40) lässt sich ableiten, dass die Verwendung höherer Heizleistungen, als den standardmäßig verwendeten 30 W Heizpatronen, für die Optimierung der Druckgeschwindigkeit im FFF-auch bei Standardmaterialien von Bedeutung ist. Darüber hinaus wird gezeigt,



dass insbesondere in den kraftlimitierenden Zonen, der Contraction- und Capillaryzone, ein Absinken der Massetemperatur bei hohen Geschwindigkeiten stattfindet. Damit wird der Druckvorgang gerade in den Bereichen, in denen der Durchmesser der Strömungsgeometrie abnimmt und damit der größte Druckverbrauch stattfindet, durch fehlende Heizelemente zusätzlich erschwert.

Zusammenfassend konnte keine geeignete Methode zur Messung der wahren Massetemperatur im Hotend identifiziert werden. Die Oberflächenmessung mit der Thermokamera war aufgrund der geringen Masse des extrudierten Strangs und der damit verbundenen hohen Abkühlgeschwindigkeit nicht möglich. Die Temperaturmessungen mit dem wandbündigen Thermo Couple-Element dagegen zeigten Abhängigkeiten von der Heizblocktemperatur, wodurch keine direkte Messung der Massetemperatur realisiert werden konnte.

### 6.3 Aufschmelzuntersuchungen

Wie bereits in den vorherigen Abschnitten erwähnt, muss für ein umfassendes Verständnis der Vorgänge in der FFF-Hotend und die korrekte Interpretation der Messergebnisse das Aufschmelzverhalten untersucht werden.

Im Folgenden werden daher die Ergebnisse der Feststofflängen aus den Aufschmelzanalysen nach Abschnitt 4.6.2, gegliedert nach Düsengeometrien, diskutiert.

#### 6.3.1 Düse 1: V6-NOZZLE-175-0400

Die Abbildung 6-41 bis Abbildung 6-44 zeigen die aufgezeichneten durchschnittlichen Feststofflängen  $L_{\text{Kegel}}$  bei unterschiedlichen Einzugsgeschwindigkeiten der vier untersuchten Materialien, sowie die identifizierten kritischen Einzugsgeschwindigkeiten (siehe Abschnitt 6.1), die den jeweiligen eingestellten Heizblocktemperaturen entsprechen. Darüber hinaus zeigen sie den Startpunkt der Contractionzone von Düse 1.

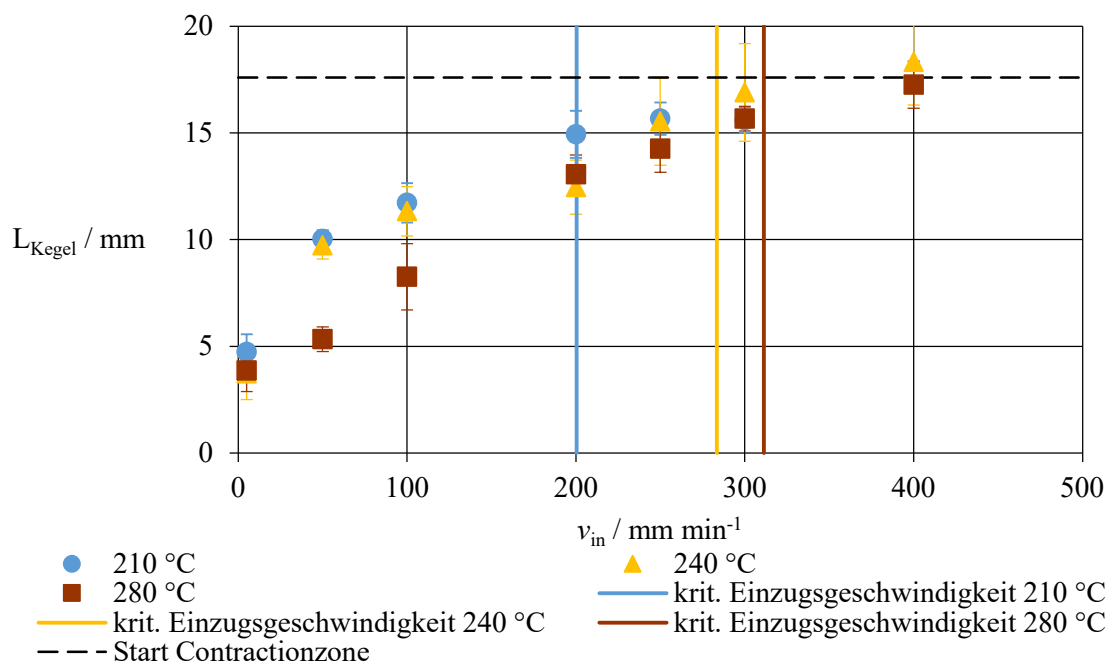


Abbildung 6-41: Ermittelte Feststofflängen des ABS Novodur H605 in Düse 1 [27]

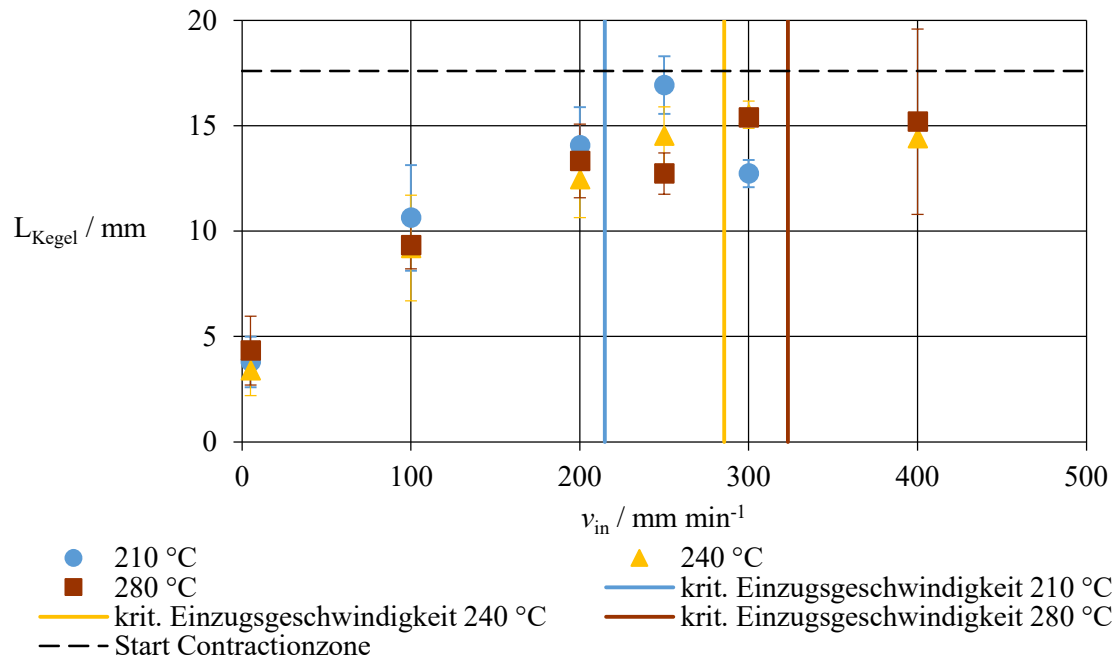


Abbildung 6-42: Ermittelte Feststofflängen des ABS Novodur P2H-AT in Düse 1 [27]

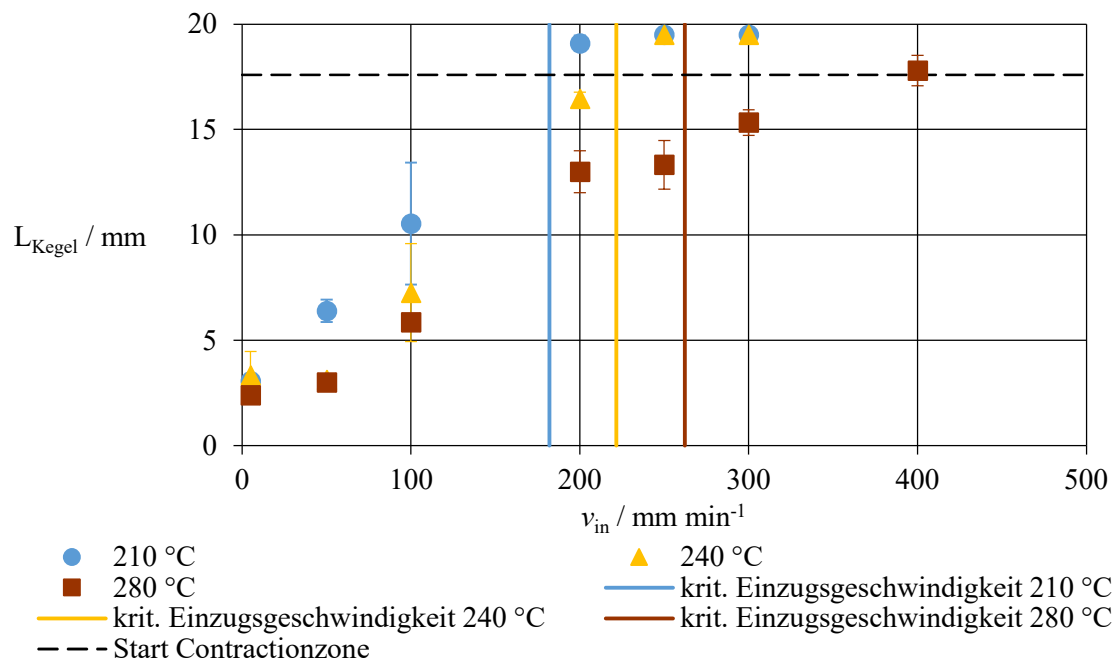


Abbildung 6-43: Ermittelte Feststofflängen des PP CP393 in Düse 1 [27]

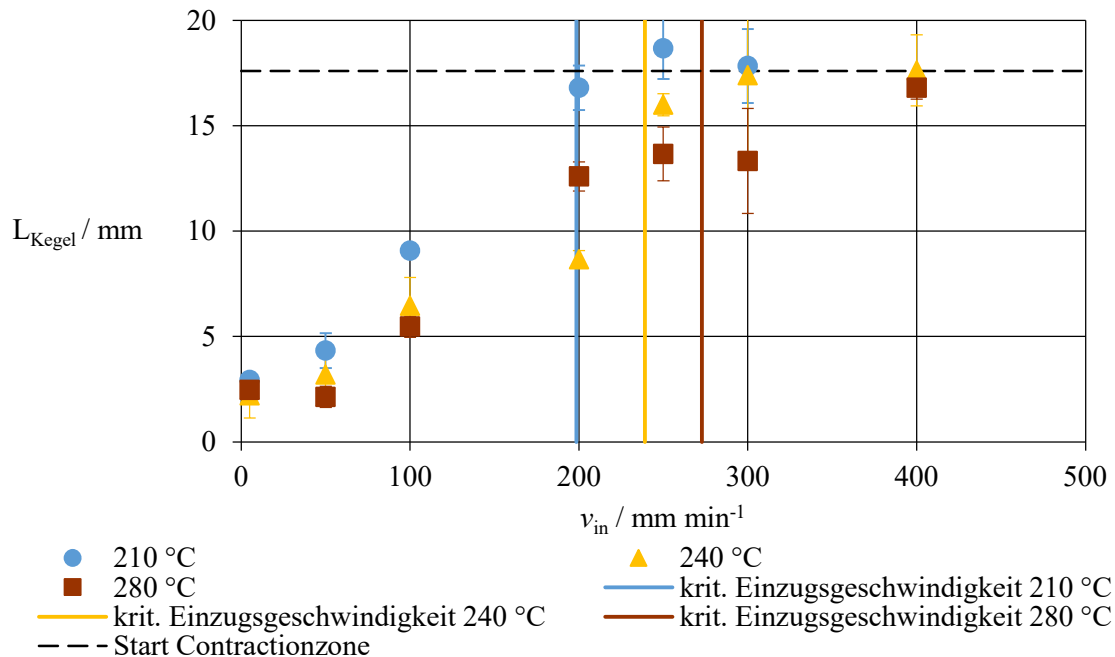


Abbildung 6-44: Ermittelte Feststofflängen des PP DR7037.01 in Düse 1 [27]

Die Diagramme zeigen eine direkte Beziehung zwischen steigenden Einzugsgeschwindigkeiten und dem entsprechenden Wachstum der Feststofflänge. Dieser Trend folgt in der Regel einem linearen Verlauf, der durch die Gesamtlänge der Geometrie von 19,5 mm begrenzt wird. Darüber hinaus ist ersichtlich, dass höhere Temperaturen erwartungsgemäß zu kürzeren Feststofflängen führen.

Bei der Betrachtung der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten zeigt sich ein klarer Zusammenhang mit den Feststofflängen. So erreichen die Materialien ihre kritische Einzugsgeschwindigkeit, sobald der unaufgeschmolzene Filamentanteil in den Bereich der Contractionzone von etwa 15 bis 17 mm fällt. Damit beginnt der instabile Extrusionsbereich, wie in den Kraftmessungen identifiziert, mit dem Eindringen von unaufgeschmolzenem Material in die Düsenverengung. Insbesondere bei PP-Materialien ist eine größere Steigung des Feststofflängen-Verlaufs festzustellen. Während bei niedrigen Einzugsgeschwindigkeiten die Feststofflängen ähnlichen denen der ABS-Materialien sind, erreichen sie dann abrupt das Ende der Düsengeometrie.

Diese Beobachtung lässt sich erneut auf die erforderliche Schmelzenthalpie bei der Extrusion von teilkristallinem PP zurückführen. Reicht die Verweilzeit für einen ausreichenden Wärmeübergang nicht aus, um die Schmelzenthalpie zu überwinden, bleibt das Material weitgehend unaufgeschmolzen. Im Gegensatz dazu verläuft der Aufschmelzprozess bei

amorphem ABS allmählich, was zu einer eher linearen Beziehung zur Einzugsgeschwindigkeit führt.

Diese Ergebnisse stimmen daher mit der früheren Schlussfolgerung überein, dass die Steigungsänderung der Kraftwerte auf eine Ansammlung von zunehmend ungeschmolzenem oder nicht plastifiziertem Material in der Contractionzone zurückzuführen ist. Dies führt schließlich zu Unregelmäßigkeiten beim Extrusionsvorgang.

### 6.3.2 Düse 2: V6-NOZZLE-175-0800

Die Ergebnisse der Dead-Stop-Tests mit Düse 2 sind in Abbildung 6-45 und Abbildung 6-46 dargestellt. In den nachfolgenden Abbildungen wird auf die Darstellung der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten aufgrund der Übersichtlichkeit verzichtet. Diese wurden im Detail in Abschnitt 6.1 diskutiert. Düse 2 weist eine längere Capillaryzone gegenüber Düse 1 auf (siehe Tabelle 4-1), weshalb die betrachtete Länge bis zum Start der Contractionzone kürzer ist. Da die Trends innerhalb der Materialsysteme identisch sind, wird exemplarisch auf die Materialien ABS Novodur H605 und PP CP393 eingegangen.

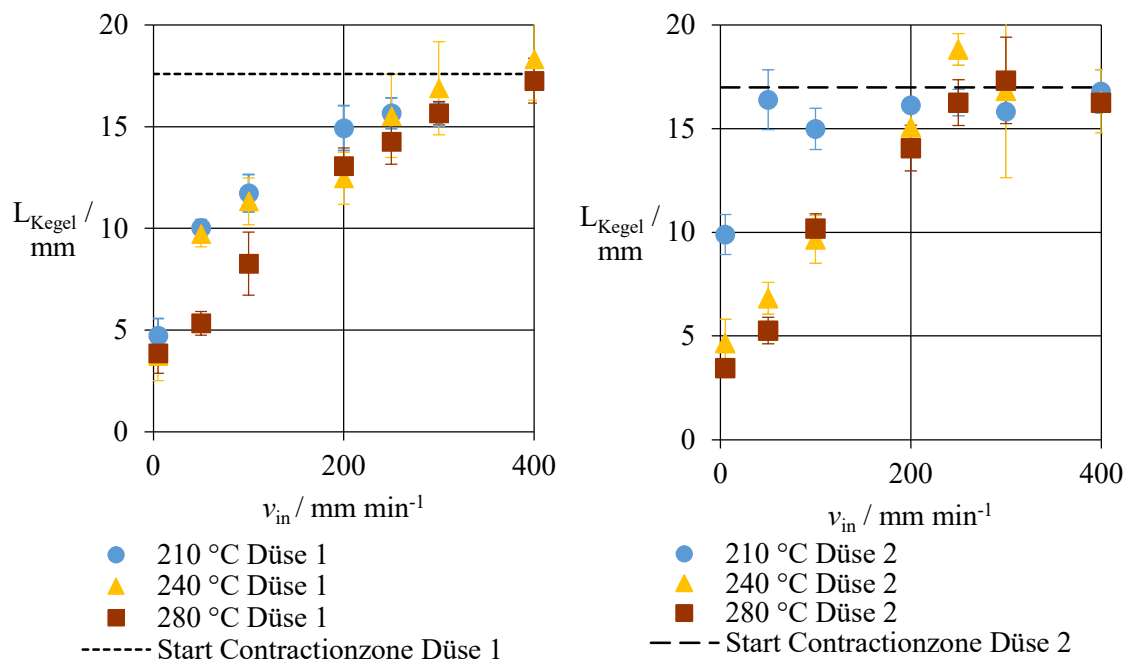


Abbildung 6-45: Vergleich der ermittelten Feststofflängen des ABS Novodur H605 in Düse 1 (links) und Düse 2 (rechts)

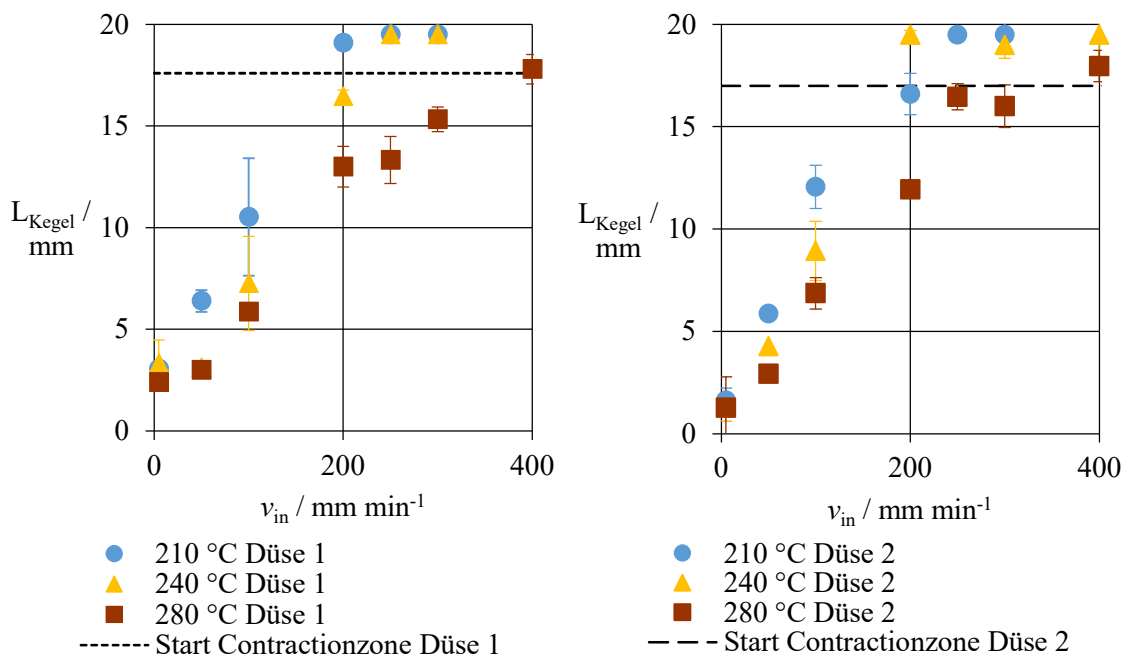


Abbildung 6-46: Vergleich der ermittelten Feststofflängen des PP CP393 in Düse 1 (links) und Düse 2 (rechts)

Der Verlauf der Festkörperlängenprofile ist bei Düse 2 angesichts der Genauigkeit der Methode vergleichbar zu den Ergebnissen aus Düse 1. Diese Beobachtung deckt sich mit den Ergebnissen hinsichtlich der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten, bei denen nur geringe Abweichungen beim Vergleich von Düse 1 und Düse 2 festgestellt wurden (siehe Abschnitt 6.1). Eine Ausnahme von diesem Trend ist lediglich bei ABS-Material Novodur H605 mit einer Heizblocktemperatur von 210 °C zu beobachten, wo sich bei niedrigen Geschwindigkeiten deutlich verlängerte Feststofflängen zeigen.

### 6.3.3 Düse 3: VOLCANO-NOZZLE-175-0400

Die VOLCANO-Baureihe zeichnet sich durch ihre längere Liquefierzone aus, wobei die Längen der Contraction- und Capillaryzone analog zu ihren Pendants der V6-Baureihe bemaßt sind. Damit beträgt die Länge der Gesamtgeometrie 28,1 mm. In Abbildung 6-47 und Abbildung 6-48 sind erneut die Ergebnisse des ABS-Materials Novodur H605 und PP-Materials CP393 im Vergleich zu Düse 1 dargestellt. Dabei werden die Ordinaten entsprechend ihrer maximalen Geometrielänge orientiert, um das relative Aufschmelzverhalten darstellen zu können.

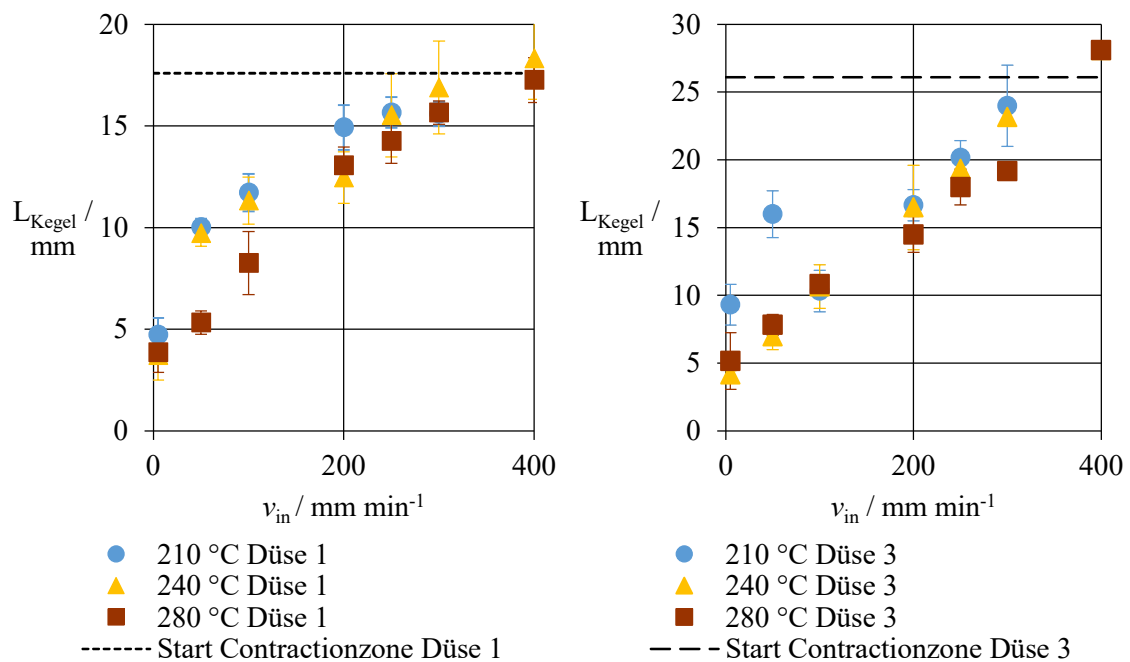


Abbildung 6-47: Vergleich der ermittelten Feststofflängen des ABS Novodur H605 in Düse 1 (links) und Düse 3 (rechts)

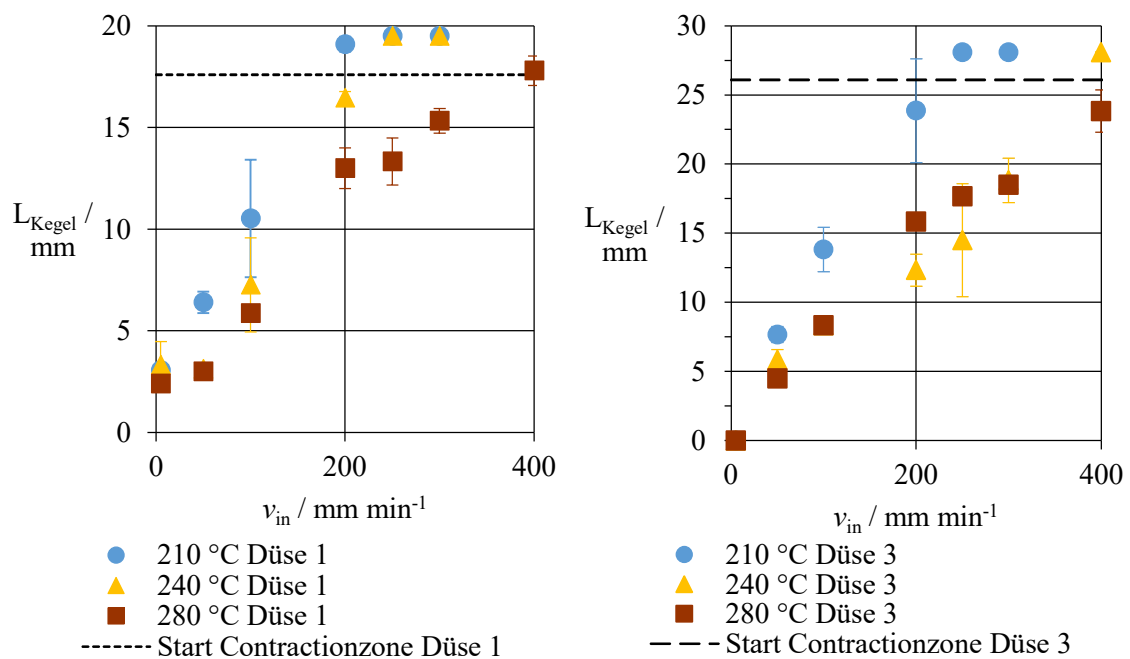


Abbildung 6-48: Ermittelte Feststofflängen des PP CP393 in Düse 3

Im Vergleich zu der V6-Baureihe fällt auf, dass die Feststofflänge innerhalb des definierten Prozessbereichs erst bei höheren Einzugs geschwindigkeiten die Contractionzone erreicht. Diese Beobachtung bestätigt die Annahme, dass eine verlängerte Liquefierzone einen höheren Aufschmelzgrad ermöglicht und zu höheren kritischen Einzugs geschwindigkeiten führt, wie in Abschnitt 6.1 postuliert.

### 6.3.4 Düse 4: VOLCANO-NOZZLE-175-0800

Die Ergebnisse der mit Düse 4 durchgeführten Dead-Stop-Tests sind in Abbildung 6-49 für Novodur H605 und Abbildung 6-50 für CP393 im Vergleich zu den Ergebnissen aus Düse 3 dargestellt. Düse 4 besitzt im Vergleich zu Düse 3 eine verlängerte Capillaryzone und den doppelten Auslassdurchmesser von 0,8 mm.

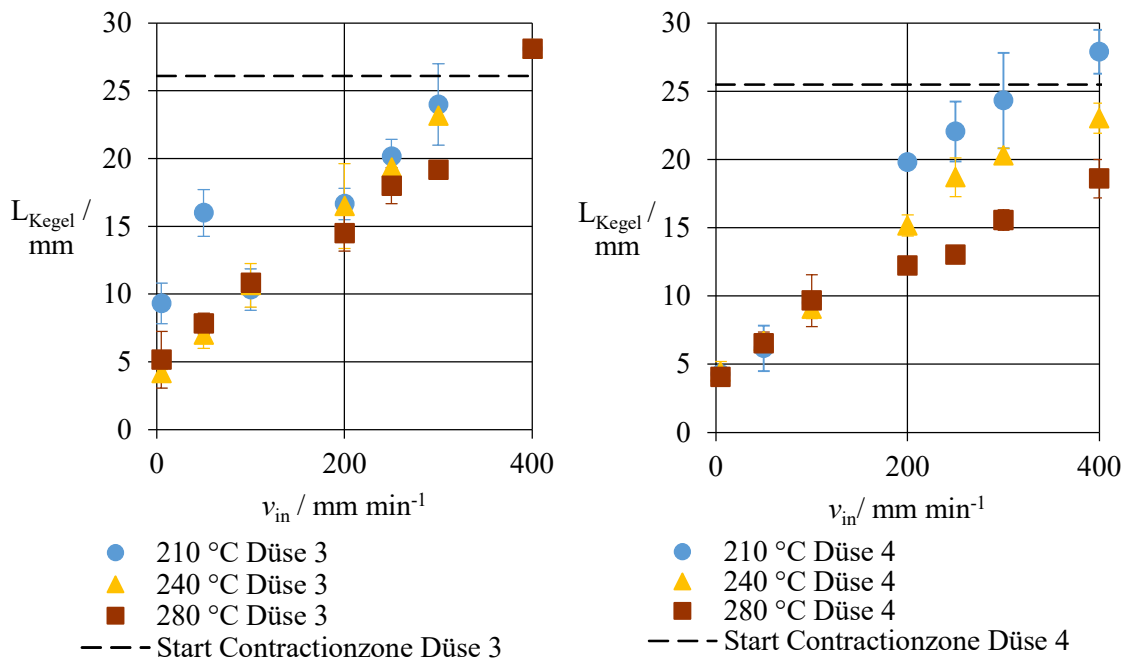


Abbildung 6-49: Vergleich der ermittelten Feststofflängen des ABS Novodur H605 in Düse 3 (links) und Düse 4 (rechts)



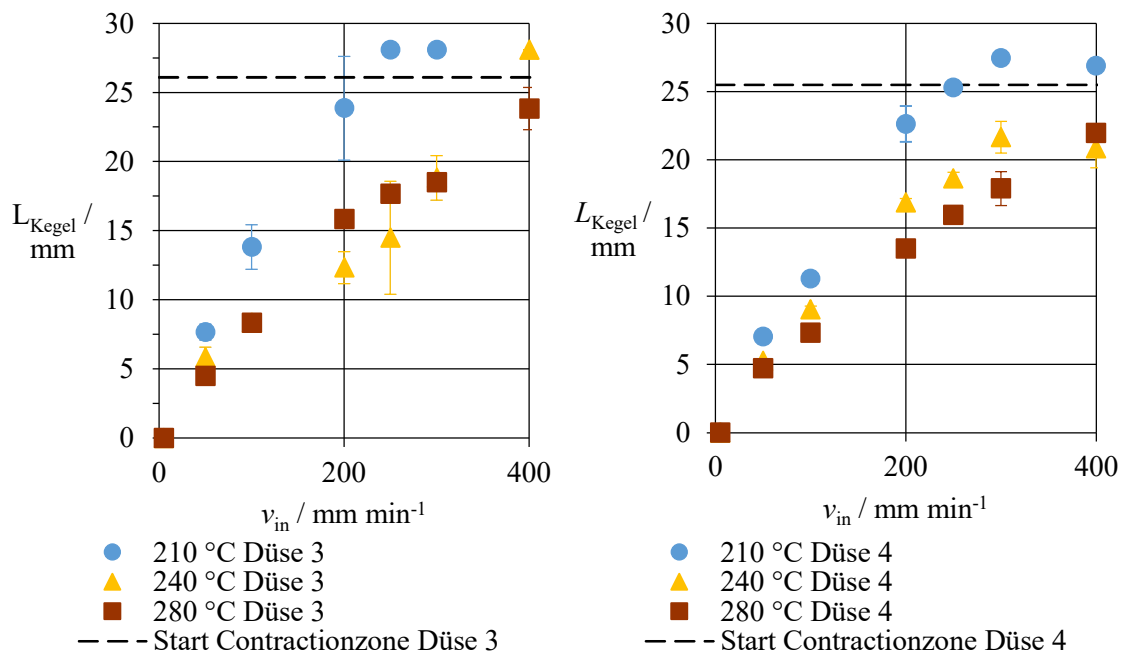


Abbildung 6-50: Vergleich der ermittelten Feststofflängen des PP CP393 in Düse 3 (links) und Düse 4 (rechts)

Wie bereits in Abschnitt 6.1 diskutiert, führt der Wechsel von Düse 3 zu Düse 4 in der VOLCANO-Baureihe, anders als beim Übergang von Düse 1 auf Düse 2, zu einer signifikanten Erhöhung der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten. In dem Verlauf der Feststofflängen wirkt sich dies in einer flacheren Steigung der Werte über die Einzugsgeschwindigkeiten und ein späteres Erreichen der Contractionzone aus.

Eine mögliche Erklärung hierfür könnte die reduzierte Schmelzerückströmung an Düse 4 aufgrund der geringeren, entgegen der Extrusionsrichtung wirkenden Vorschubkräfte sein. Die zwischen Düsenwand und Filament zurückgeströmte Schmelze haftet bei den Aufschmelzuntersuchungen an dem Feststoffkegel an, daher können die Rückstromlängen den Bildaufnahmen in Abbildung 6-51 als grüne Mischungen in der Schmelze identifiziert werden.

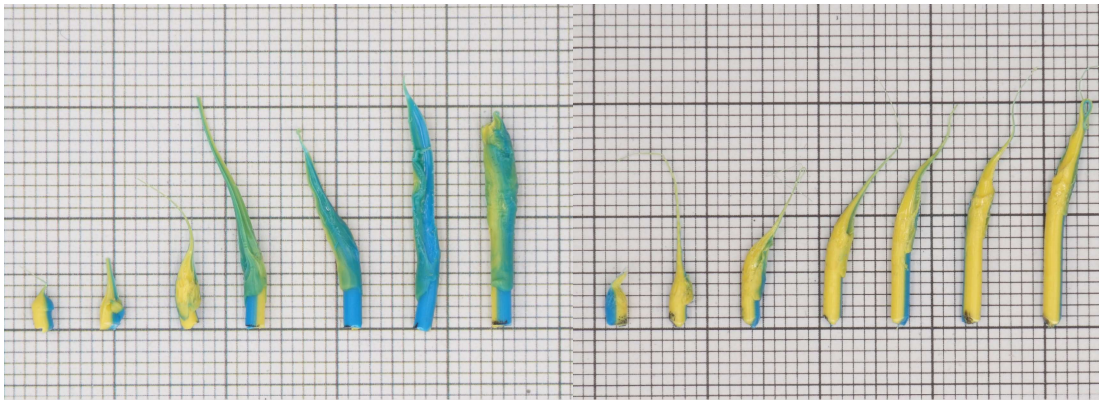


Abbildung 6-51: Gegenüberstellung der Feststoffkegel aus den Aufschmelzuntersuchungen der Düse 3 (links) und Düse 4 (rechts) bei 280 °C Heizblocktemperatur

Da aus den Messungen mit dem Thermo Couple-Element bekannt ist, dass bei höheren Geschwindigkeiten eine niedrigere Massetemperatur im Vergleich zur Heizblocktemperatur auftritt (siehe Abschnitt 6.2.2), könnte dies zu einer geringeren Erwärmung des Filaments führen, als sie durch die beheizte Düsenwand erfolgt. Dies würde schließlich den beobachteten flacheren Verlauf der Feststofflängen über die Einzugsgeschwindigkeit und die erhöhten kritischen Einzugsgeschwindigkeiten zur Folge haben.

Zusammenfassend konnten die Annahmen von *Serdeczny* et al. [13] sowie die Schlussfolgerungen aus Tabelle 6-2 in den Aufschmelzuntersuchungen bestätigt werden. Die kritische Einzugsgeschwindigkeit wird erreicht, wenn festes Material im Bereich der Contractionzone vorliegt. Der geringe Aufschmelzgrad in der Düsenzone führt zum instabilen Extrusionsverhalten, welches in den Vorschubkraftmessungen (Abschnitt 6.1) beobachtet werden konnte. Die Haupteinflussfaktoren auf den Aufschmelzgrad bzw. die Feststofflängen sind prozessseitig die eingestellte Heizblocktemperatur und die Einzugsgeschwindigkeit und damit Verweilzeit. Je höher die Einzugsgeschwindigkeiten, desto weniger Zeit steht für den Aufschmelzvorgang zur Verfügung und desto geringer sind die beobachteten Aufschmelzgrade. Durch die Wahl höherer Heizblocktemperaturen können die Aufschmelzgrade hin zu höheren Werten verschoben werden. Beim Einsatz einer längeren Liquefiezzone im Fall der VOLCANO-Baureihe werden aufgrund der längeren beheizten Prozessstrecke höhere Aufschmelzgrade, auch unter Berücksichtigung der verlängerten Geometrie, und damit höhere kritische Einzugsgeschwindigkeiten beobachtet. Materialseitig führt die Schmelzenthalpie der teilkristallinen PP-Materialien zu verrin-

gerten Feststofflängen bei gleicher Einzugsgeschwindigkeit, was erneut mit den Beobachtungen der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten in Abschnitt 6.3.3 und 6.3.4 übereinstimmt.

## 7 Aufbau der numerischen Simulation<sup>b</sup>

Wie in Abschnitt 3 beschrieben, werden die gesammelten experimentellen Daten unter anderem für die Modellbildung einer CFD-Simulation zur Beschreibung des FFF verwendet werden. Dies ermöglicht neben der Formulierung von Handlungsempfehlungen für die Weiterentwicklung des FFF und der damit verbundenen Materialentwicklung auch quantitative Vorhersagen für die Prozess- und Materialauslegung zu treffen. Die Arbeiten zur Modellbildung der CFD-Simulation wurden dabei vom LS3 der TU Dortmund in der open-source Software FeatFlow (<http://www.featflow.de>) durchgeführt.

### 7.1 Numerische Methoden

Die Basis für die Erstellung des CFD-Modells ist die sogenannte inkompressible Navier-Stokes Gleichung mit Boussinesq-Näherung:

$$\rho[\mathbf{u}_t + (\mathbf{u} \cdot \nabla)\mathbf{u}] = -\nabla p + \nabla \cdot (\eta(\gamma, T)\mathbf{D}) + \rho \mathbf{g} \quad (27)$$

mit  $\nabla \cdot \mathbf{u} = 0$

$$\rho c_p(T)[T_t + (\mathbf{u} \cdot \nabla)T] = k \nabla^2 T + k_2(\mathbf{D} : \mathbf{D}), \quad (28)$$

Mit drei prozessspezifischen Parametern, der Geschwindigkeitsvektor  $\mathbf{u}$ , dem Druck  $p$ , der Temperatur  $T$  und vier Materialparametern, die Dichte  $\rho$ , die Viskosität  $\eta$ , die Wärmekapazität  $c_p$  und, sowie dem Deformationsgeschwindigkeitsgradienten  $\mathbf{D}$ , dem Materialparameter für die Energiegleichung  $k_2$ , der Erdbeschleunigung  $\mathbf{g}$  und der Zeit  $t$ . Besonders anspruchsvoll ist die Aufgabe, das Gesamtsystem mit Hilfe von finiten Elementen zu lösen, insbesondere wenn die Materialparameter nicht konstant sind, sondern von Temperatur- und Scherrate abhängen. Der entscheidende Faktor liegt in der Auswahl des geeigneten Einphasenmodells, um mögliche numerische Schwierigkeiten zu minimieren und die Rechenzeit zu optimieren. In diesem Zusammenhang werden viereckige Elemente mit einer quadratischen FEM-Ansatzfunktion (Finite-Elemente-Methode), Q2, zur Diskretisierung der Geschwindigkeits- und Temperaturfelder verwendet. Diese Elemente

---

<sup>b</sup> Teile der für dieses Kapitel verwendeten Inhalte sind dem Abschlussbericht des IGF-Projekts Nr. 20845 N entnommen worden. [27] Die Arbeiten zum Aufbau der numerischen Simulation wurden vollständig vom LS3 durchgeführt.

sind bekannt für ihre hohe Genauigkeit, kombiniert mit dem linearen Druck, der für strukturviskose Materialmodelle, wie im Fall der Kunststoffschmelzen, von großer Bedeutung ist. Wie in Abbildung 7-1 dargestellt, handelt es sich bei diesen Elementen um 2D-Finite-Elemente.

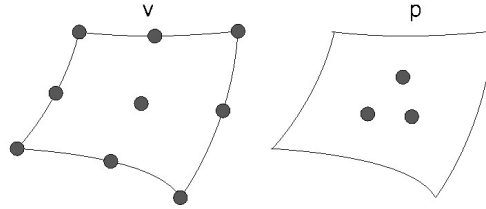


Abbildung 7-1: Q2 und P1 Finite Element [27]

Die aus der Diskretisierung mittels FEM resultierenden Systeme sind miteinander verknüpft und werden mit einer spezialisierten monolithischen Newton-Methode simultan behandelt. Das Newton-Verfahren ist eine iterative Methode zur Lösung nichtlinearer Gleichungssysteme, in diesem Kontext werden in jeder Iterationsschleife lineare Näherungen verwendet [98]. Die monolithische Newton-Methode, die das System als Ganzes behandelt, ist oft notwendig, wenn wie in diesem Fall die Wechselwirkungen zwischen verschiedenen Variablen innerhalb eines Systems sehr stark sind und Standard-Iterationsverfahren, die die Teilsysteme unabhängig voneinander behandeln, nicht anwendbar sind [98, 99]. Daher wird in dieser Arbeit die Methode der finiten Differenzen verwendet, um Ableitungsmatrizen zu berechnen, was besonders nützlich ist, wenn komplexe Materialmodelle mit strukturviskosen Eigenschaften behandelt werden müssen [27, 100]. Das detaillierte Vorgehen wird von *Damanik et. al.* in [99] beschrieben.

Daraus ergibt sich das folgende gekoppelte System von Gleichungen, bei denen die Unbekannten Temperatur, Geschwindigkeit und Druck nach

$$\begin{pmatrix} \mathbf{A}_u & \hat{\mathbf{H}} & \mathbf{B} \\ \mathbf{H}_u & \mathbf{A}_T & \mathbf{0} \\ \mathbf{B}^T & \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{u} \\ \mathbf{T} \\ p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \text{rhs}_u \\ \text{rhs}_T \\ \text{rhs}_p \end{pmatrix}, \quad (29)$$

bestimmt werden. Dabei stellen  $\mathbf{A}_u, \mathbf{A}_T$  lineare Operatoren der Geschwindigkeit und Temperatur,  $\mathbf{B}, \mathbf{B}^T$  Gradienten-Operator und Divergenz-Operator dar.  $\mathbf{H}_u, \hat{\mathbf{H}}$  sind schließlich die Linearisierungen der Viskositätsfunktion und spezifischen Wärmekapazität.

Die Operatoren der Ableitungsmatrix werden dabei aus den gegebenen Beschreibungen der physikalischen Parameter des Systems bestimmt. Sie repräsentieren die mathematische Modellierung der physikalischen Zusammenhänge im System, einschließlich Trans-

portphänomenen wie Strömung, Temperaturverteilung und Druck in der Polymerströmung für die verschiedenen diskreten Punkte oder Knoten in den finiten Elementen. Die rechte Seite der Gleichung enthält die Navier-Stokes-Gleichungen, aber auch andere Gleichungen oder Terme, die das Verhalten des Systems beschreiben. Diese Terme repräsentieren die Einflüsse von außen auf das System, wie beispielsweise die Quellterme oder die Randbedingungen, die in Abschnitt 7.3 beschrieben werden.

## 7.2 Geometriebeschreibung

Die rotationssymmetrische Geometrie der zu analysierenden FFF-Düse bietet eine weitere Möglichkeit zur Reduzierung der Rechenzeit. Im Gegensatz zu herkömmlichen Extrusionsmethoden, bei denen 3D-Effekte wie der rotierende Materialvorschub durch die Schneckenbewegung berücksichtigt werden müssen, ist es bei der FFF nicht notwendig, solche Effekte zu integrieren. Daher ist hier eine Vereinfachung in 2D besser möglich. Die verschiedenen Düsenkonfigurationen werden dazu in ein achsensymmetrisches 2D-Berechnungsgebiet umgewandelt (siehe Abbildung 7-2). Dies führt zu einer erheblichen Verringerung der Anzahl der Unbekannten im Vergleich zu einer umfassenden 3D-Simulation.

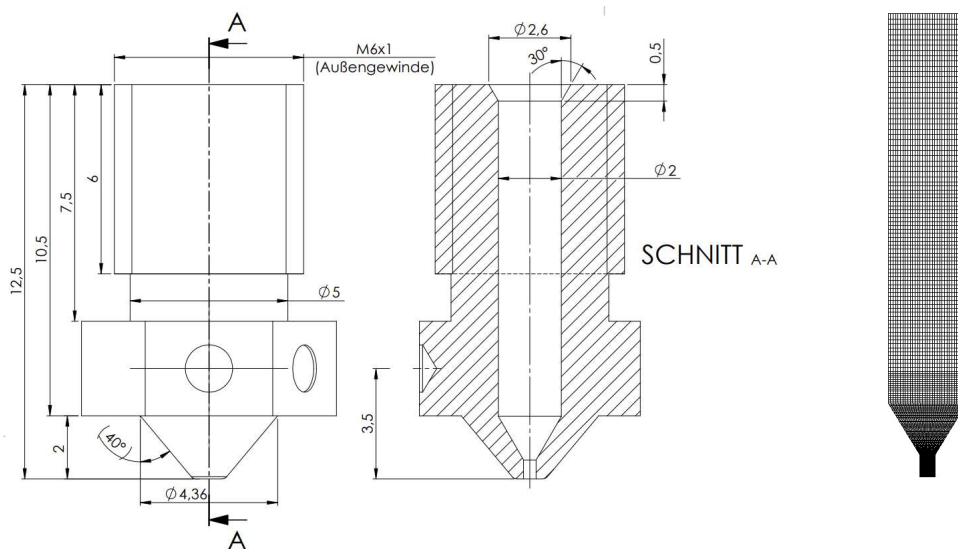


Abbildung 7-2: Düsengeometrie (links) und viereckigem FE-Netz (rechts), adaptiert aus [27]

### 7.3 Festlegung von Randbedingungen

Um die CFD-Simulationen zu erstellen, wurden die in Abschnitt 5 gewonnenen Materialdaten mathematisch als Funktionen der Temperatur definiert. Die Wahl der Viskositätsmodellierung basiert auf der Übereinstimmung mit den experimentellen Daten und erfolgt über einen Carreau-Ansatz. Auch für die Modellierung der Wärmekapazität wurde eine

geeignete Anpassungsfunktion bestimmt, die den Verlauf der Schmelzenthalpie im teilkristallinen PP genau darstellt (siehe Abbildung 5-4).

Für die thermodynamischen Daten wie Dichte, Temperaturleitfähigkeit und Wärmekapazität von amorphem ABS wird vereinfachend angenommen, dass diese Parameter konstant bleiben (siehe Tabelle 5-1). Dieser Ansatz wird auch bei Simulationen in der Extrusion verfolgt [80].

Der Phasenübergang in den rheologischen Daten wird mithilfe der in Abbildung 5-3 dargestellten kontinuierlichen Sprungfunktion beschrieben. Da die isoparametrische Finite-Elemente-Methode verwendet wird, um das Temperaturfeld und den Phasenübergang zu modellieren, ist die Kontinuität der Sprungfunktion entscheidend, um Genauigkeit und Stabilität der numerischen Simulation sicherzustellen.

Schließlich ist die geeignete Wahl der geeigneten Randbedingungen für die Darstellung der Temperaturen an der Filamentoberfläche von großer Bedeutung. Eine Möglichkeit den thermischen Kontakt zu modellieren, die in numerischen Simulationen oft verwendet wird, ist der Dirichlet-Ansatz [99, 100]. Dabei werden die Temperaturwerte an der Kontaktgrenze, hier die beheizte Düsenwand und die Filamentoberfläche, als fester Wert vorgegeben. Dies erleichtert die Berechnung der Temperaturfelder für Fälle bei denen der thermische Kontakt als bekannt angesehen werden kann, beispielsweise die vorgegebene Heizblocktemperatur.

Allerdings ist die Anwendung der Dirichlet-Bedingungen im gegebenen Fall nur teilweise möglich, da der Durchmesser des Filaments kleiner ist als der des Hotend-Eingangs, entsteht ein Luftspalt zwischen dem Filament und der Düsenwand. In diesen Spaltbereichen gibt es daher nur minimalen oder gar keinen thermischen Kontakt der beiden Oberflächen, was bei der Festlegung der Temperaturrandbedingungen beachtet werden muss.

Die Entwicklung der Temperatur an der Oberfläche des Filaments wird daher, wie in Abbildung 7-3 schematisch dargestellt, in zwei Bereiche unterteilt, die jeweils als Grenzfallbetrachtungen dienen.

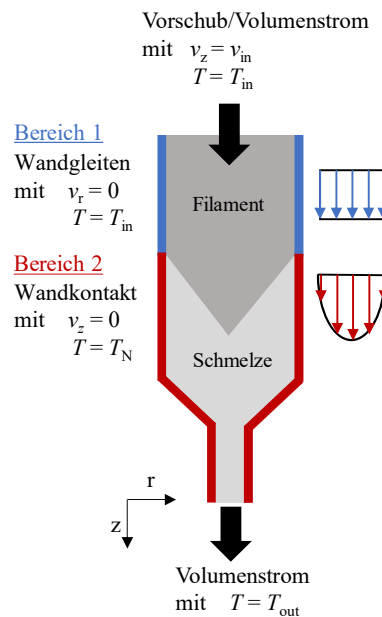


Abbildung 7-3: Schematische Darstellung der Randbedingungen für den Dirichlet-Ansatz, adaptiert aus [101]

Im ersten Bereich, in dem das feste Filament an der Wand vorbei gleitet, entspricht die Randtemperatur der Raumtemperatur ( $T_{in}$ ). Hier wird von Wandgleitbedingungen und einer Blockströmung durch den Feststoffvorschub ausgegangen. Im zweiten Bereich, in dem das Filament aufschmilzt und in Kontakt mit der Düsenwand steht, entspricht die Randtemperatur der eingestellten Heizblocktemperatur und ein parabolisches Strömungsprofil bildet sich in der Schmelze aus.

Die Länge bzw. Anteile der beiden Bereiche in Extrusionsrichtung ist dabei nach den Aufschmelzuntersuchungen in Abschnitt 6.3 eine Funktion der Einzugsgeschwindigkeit. Während bei niedrigeren Einzugsgeschwindigkeiten der Wandgleitbereich mit dem festen Filamentkegel sich hauptsächlich in der Nähe des Düseneingangs oder kurz davor im Heatbreak befindet, erstreckt er sich bei höheren Einzugsgeschwindigkeiten bis weit in die Düsengeometrie hinein.

Um diesen Grenzübergang zu modellieren, werden spezifische Randbedingungen unter Verwendung einer exponentiellen Funktion eingeführt. Aus den in Abbildung 7-4 dargestellten Feststofflängen  $L_{Kegel}$  aus Düse 1 und 2 ist ein annähernd linearer Zusammenhang mit der Einzugsgeschwindigkeit  $v_{in}$  bis ca.  $200 \text{ mm min}^{-1}$  für alle Materialien zu erkennen.

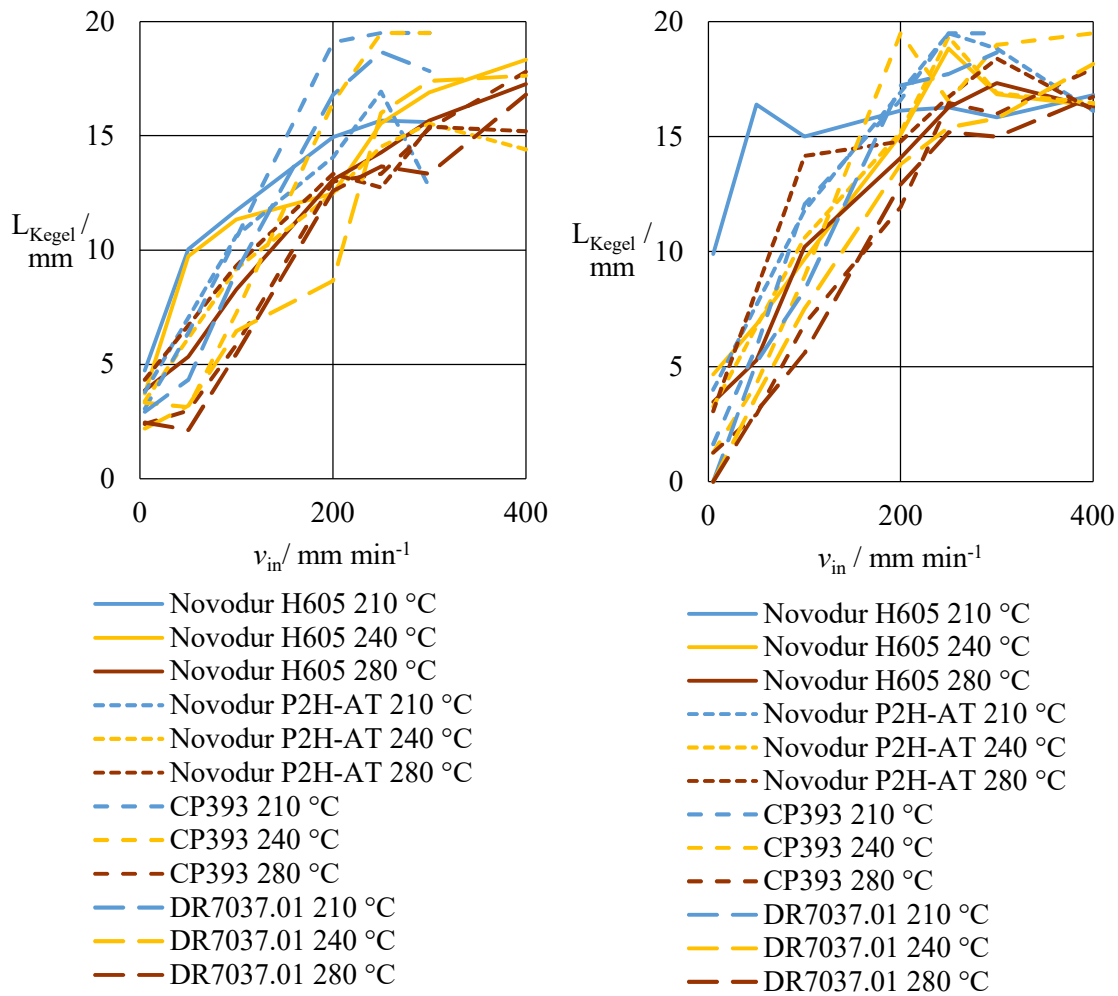


Abbildung 7-4: Verlauf der Aufschmelzlängen aller Materialien für Düse 1 (links) und Düse 2 (rechts)

Folglich wurde im FFF-Modell der Übergang von Raumtemperatur zur vorgegebenen Betriebstemperatur bzw. Heizblocktemperatur als lineares Modell angenommen. Das heißt, die Beschreibung des Übergangs vom ersten Bereich mit vollem Wandgleiten zu einer No-Slip-Randbedingung im zweiten Bereich während der Strömung erfordert die Einbeziehung sowohl einer linearen Charakteristik in  $v_{in}$  als auch eine kontinuierlichen Sprungfunktion in Bezug auf den Phasenwechsel. Dieser Ansatz lässt sich mithilfe der folgenden Funktion beschreiben:

$$T = 0,5 \cdot (T_N + T_{in}) + 0,5 \cdot (T_N - T_{in}) \cdot \tanh \left( \frac{2}{L^*} \left( z - L_5 \cdot \frac{v_{in}}{v_{max}} \right) \right). \quad (30)$$

Dabei werden die eingestellte Düsentemperatur  $T_N$ , die Geometrielänge  $L_5$  (siehe Tabelle 4-3), die lokale Position  $z$  in Fließrichtung, die Standardlänge  $L^* = 1$  mm, sowie die Ein-



zugsgeschwindigkeit  $v_{\text{in}}$  berücksichtigt. Hierbei steht  $v_{\text{max}}$  für die maximale Einzugs-  
geschwindigkeit, bei der der Feststoffkegel, das heißt der erste Bereich mit vollem Wand-  
gleiten, die gesamte Geometrie einnimmt. In den folgenden Berechnungen wird dieser  
zunächst als konstanter Wert mit  $v_{\text{max}} = 400 \text{ mm min}^{-1}$  angenommen. Die Funktion wird  
dann in den Neumann-Ansatz für die Beschreibung der Wärmeübertragung in das Innere  
der Düse integriert mit

$$\dot{Q} = h(T_N - \left[ 0,5 \cdot (T_N + T_{\text{in}}) + 0,5 \cdot (T_N - T_{\text{in}}) \cdot \tanh \left( \frac{2}{L^*} \left( z - L_5 \cdot \frac{v_{\text{in}}}{v_{\text{max}}} \right) \right) \right]). \quad (31)$$

Die nahezu identische Methode wird ebenfalls für die axiale Geschwindigkeit an der Dü-  
senwand  $v_z$  angewendet:

$$v_z = 0,5 \cdot (\|\mathbf{u}\|) - 0,5 \cdot (\|\mathbf{u}\|) \cdot \tanh \left( \frac{2}{L^*} \left( z - L_5 \cdot \frac{v_{\text{in}}}{v_{\text{max}}} \right) \right). \quad (32)$$

Dabei wird die Gleitgeschwindigkeit  $\|\mathbf{u}\|$  mithilfe einer linearen Navier-Slip-Beschrei-  
bung modelliert

$$\|\mathbf{u}\| = k_1 \left( \eta(\dot{\gamma}, T) \frac{du}{dz} \right), \quad (33)$$

mit  $k_1$  als materialspezifischer Navier-Slip-Koeffizient. Ein Beispiel für den Fall  $v_{\text{in}} = 200 \text{ mm min}^{-1}$  ist in Abbildung 7-5 dargestellt.

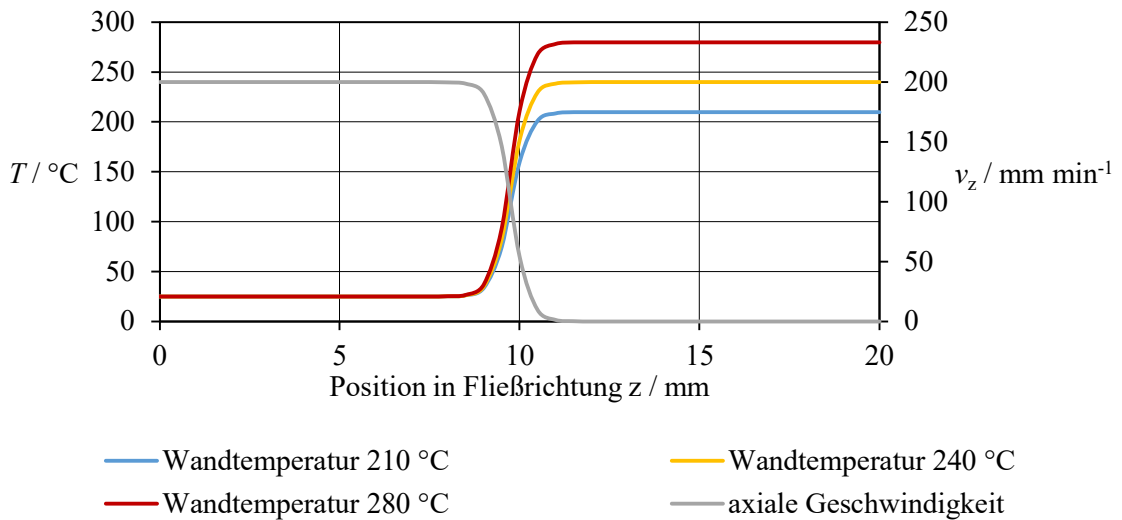


Abbildung 7-5: Modellierung der Neumann- für die Temperatur und Dirichlet-Randbedingung  
für die axiale Geschwindigkeit bei einer Einzugs geschwindigkeit  $v_{\text{in}} = 200 \text{ mm min}^{-1}$  [27]

Die Ergebnisse der CFD-Simulation umfassen dabei nicht nur alle drei numerischen Felder (Geschwindigkeit, Temperatur, Druck), sondern auch die sogenannten Post-Processing-Daten. Diese können beispielsweise Kräfte oder numerische Felder an spezifischen Positionen sein, wie die Temperatur am Auslass.

Zur Berechnung der im Experiment ermittelten Vorschubkraft wird dabei das Integral der Schubspannung  $\sigma$  über die festgelegte Geometrie fläche  $\Gamma$  wie folgt verwendet:

$$F = \int_{\Gamma} (\sigma_{zx}n_x + \sigma_{zy}n_y + \sigma_{zz}n_z) d\Gamma \quad (34)$$

Dabei gehen  $\sigma_{zx}$ ,  $\sigma_{zy}$  und  $\sigma_{zz}$ , als Komponenten des Spannungstensors in einem dreidimensionalen Raum und die Komponenten des Einheitsnormalenvektors ( $n$ )  $n_x$ ,  $n_y$  und  $n_z$  ein. Das Integral erstreckt sich dabei entlang der Begrenzung des Domänenbereichs. Da diese Begrenzung zunächst unbekannt und von der Zylinderart abhängt, wird das Begrenzungsintegral nicht spezifisch angegeben.

Bei der Annahme einer achsensymmetrischen Zylindergeometrie und einer Strömung in Richtung der  $z$ -Achse erfolgt die nachfolgende Koordinatentransformation:

$$u_r = u(r, z), u_{\theta} = 0, u_z = u(r, z), p = p(r, z) \quad (35)$$

mit  $\mathbf{u} = (u_r, u_{\theta}, u_z)^T$  und  $p$  der Druck in  $z$ - bzw. Richtung zur Drehachse  $r$ . Die berechnete Vorschubkraft wird dann auf die folgende Weise beschrieben:

$$F = 2\pi \int_{\Gamma} (\sigma_{zr}n_r + \sigma_{zz}n_z)r d\Gamma. \quad (36)$$

## **8 Validierung der numerischen Ergebnisse**

Nachfolgend werden einige Beispiele der Ergebnisse von Viskositäts-, Druck- und Temperatursimulationen präsentiert und primär mit den Resultaten der Aufschmelzuntersuchungen verglichen, da Temperatur und Druck nicht orts aufgelöst gemessen werden können. Im Anschluss erfolgt die Validierung der integralen numerischen Ergebnisse anhand der Vorschubkräfte.

### **8.1 Parametrische Darstellungen**

In Abbildung 8-1 sind die Simulationsergebnisse für das ABS-Material Novodur H605 hinsichtlich der Temperatur-, Druck- und Viskositätsverteilungen bei drei Heizblocktemperaturen und einer Einzugsgeschwindigkeit von  $200 \text{ mm min}^{-1}$  sowie die dazugehörigen Ergebnisse aus den Aufschmelzuntersuchungen gegenübergestellt.

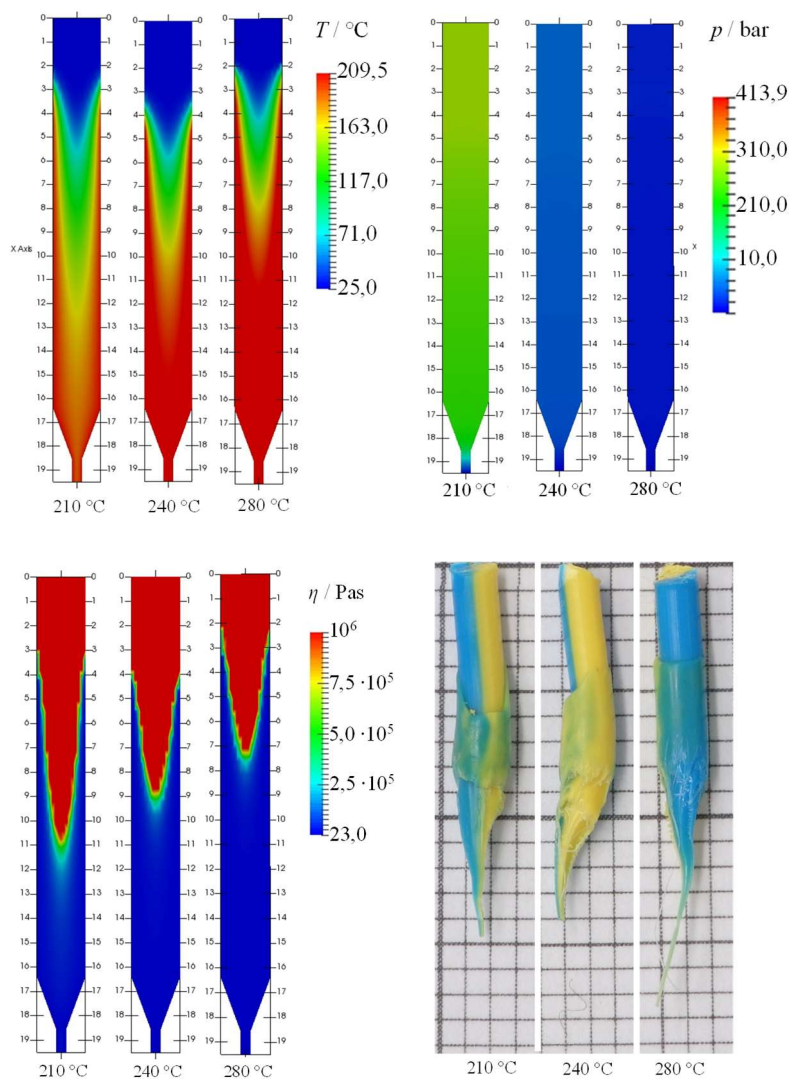


Abbildung 8-1: Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse der Parameter  $T$ ,  $p$  und  $\eta$  für ABS Novodur H605, Düse 1,  $200 \text{ mm min}^{-1}$  mit den experimentellen Beobachtungen aus den Dead-Stop-Versuchen.

Die experimentellen Beobachtungen werden in den numerischen Daten in guter Übereinstimmung widergespiegelt. Die in der Simulation beobachteten verringerten Druckprofilwerte stehen im Einklang mit den verringerten Vorschubkräften in Abschnitt 6.1.1 bei steigender Heizblocktemperatur. Ebenso werden die verringerten Feststofflängen in Form der Viskositätswerte von  $\eta = 10^6 \text{ Pas}$  bei steigender Heizblocktemperatur widergespiegelt. Letztere weisen allerdings, trotz den übereinstimmenden Trends, tendenziell niedrigere Feststofflängen auf, als sie in den Aufschmelzuntersuchungen aus Abschnitt 6.3.1 beobachtet wurden.

In Abbildung 8-2 sind die Simulationsergebnisse für PP anhand des CP393 dargestellt.

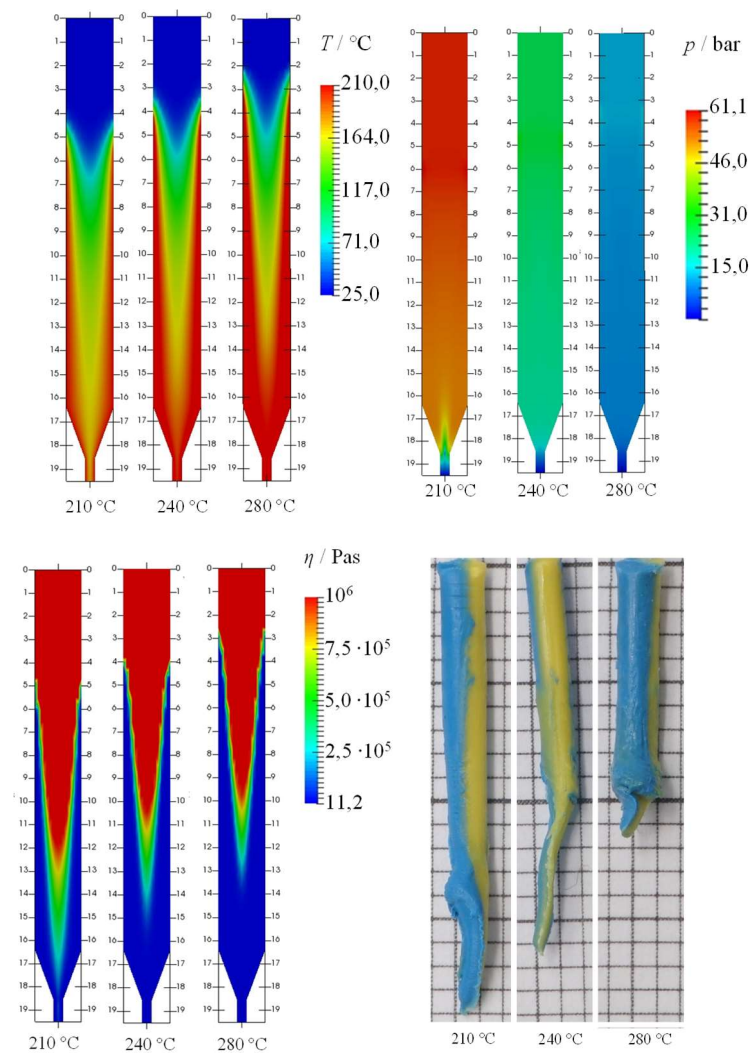


Abbildung 8-2: Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse für PP CP393, Düse 1, 200 mm min<sup>-1</sup> mit den experimentellen Beobachtungen aus den Dead-Stop-Versuchen.

Hier wird der geringere Druck bei der Extrusion des PP im Vergleich zum ABS ersichtlich, was den Beobachtungen aus den Vorschubkraftmessungen entspricht. Erneut kann die verringerte Feststofflänge bei steigender Heizblocktemperatur reproduziert werden. Im Vergleich zum ABS werden hier jedoch bessere Übereinstimmungen zwischen Simulation und Experiment hinsichtlich der absoluten Feststofflängen festgestellt. Daher liegt die Vermutung nahe, dass die Beschreibung des Aufschmelzverhaltens im Modell bei teilkristallinen Thermoplasten mit scharfem Schmelzpunkt besser zutrifft als beim amorphen ABS.

Generell lässt sich zusammenfassen, dass in der Simulation physikalisch sinnvolle Ergebnisse erzielt werden, die in ihren Tendenzen bzw. Trends mit den experimentellen Daten übereinstimmen. Die Auswertung der Viskositätsverteilung in der Düse ermöglicht zudem den Vergleich der experimentellen Feststofflängen mit der Numerik. Im folgenden

Abschnitt zur Validierung der Modelle wird näher auf die integralen Daten von Kraft- und Temperatur eingegangen.

## **8.2 Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse**

Die Überprüfung der simulativen Ergebnisse erfolgt durch die Vergleichsanalyse der gemessenen und simulierten Vorschubkräfte sowie der Massetemperaturen an ausgewählten Betriebspunkten der vier Materialien und drei von vier Düsengeometrien. Dabei konnte Düse 4 aus Zeitgründen nicht mehr bei den numerischen Untersuchungen berücksichtigt werden.

### **8.2.1 Vorschubkräfte**

Im Folgenden werden die simulierten und experimentell ermittelten Vorschubkräfte in Abhängigkeit von den untersuchten Düsengeometrien miteinander verglichen.

#### **Düse 1: V6-NOZZLE-175-400**

Der Vergleich der simulierten und experimentellen Daten der beiden ABS-Materialien in Abbildung 8-3 und Abbildung 8-4 zeigt, dass die Zunahme der Vorschubkraft und der Übergang vom stabilen in den instabilen Extrusionsbereich grundsätzlich korrekt wiedergegeben werden kann. Ebenso kann die temperaturabhängige Abnahme der Kraft dargestellt werden, wobei die Kraft bei 210 °C für beide ABS-Materialien überschätzt wird und keine Steigungsänderung ab einer kritischen Einzugsgeschwindigkeit beobachtet werden kann.

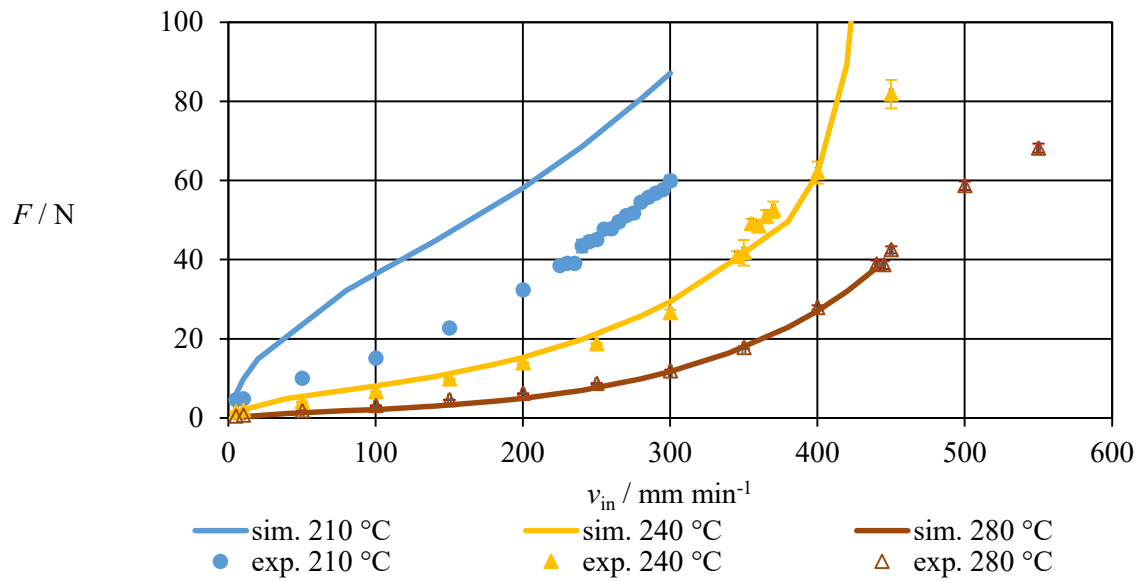


Abbildung 8-3: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim ABS No-vodur H605 in Düse 1 [27]

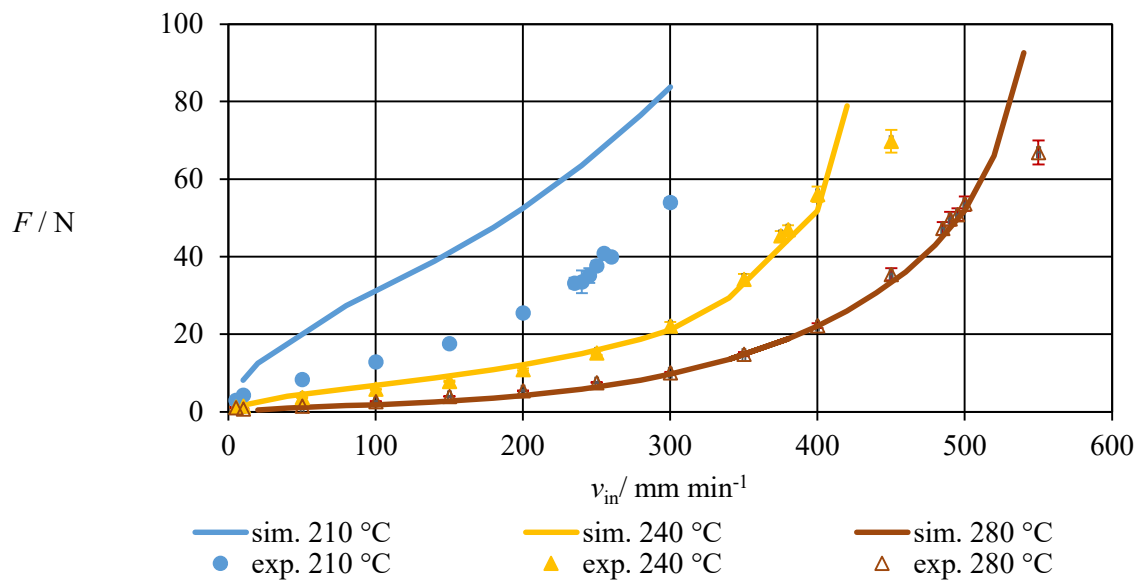


Abbildung 8-4: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim ABS No-vodur P2H-AT in Düse 1 [27]

Im Falle der beiden PP-Materialien kann festgestellt werden, dass die Kurven bei 210 °C mit ausreichender Genauigkeit dargestellt werden können (siehe Abbildung 8-5 und Ab-

bildung 8-6). Diejenigen Kraftpunkte bei denen der Bucking-Effekt im Experiment aufgetreten ist, wie in Abbildung 8-5 bei 210 °C oberhalb 235 mm min<sup>-1</sup> im Diagramm zu sehen, wurden nicht für die Validierung berücksichtigt.

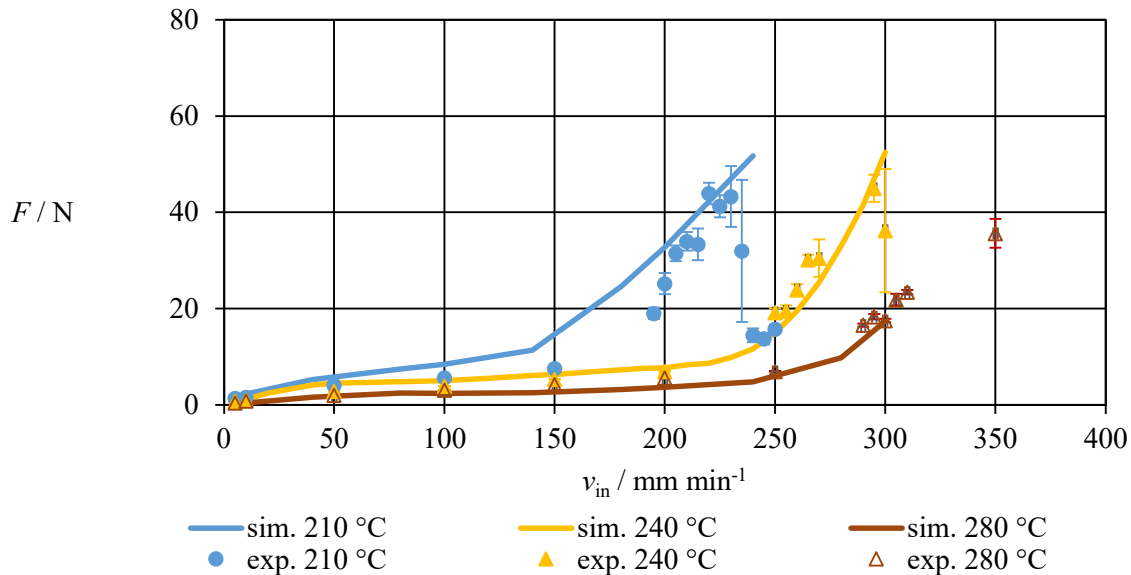


Abbildung 8-5: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim PP CP393 in Düse 1 [27]

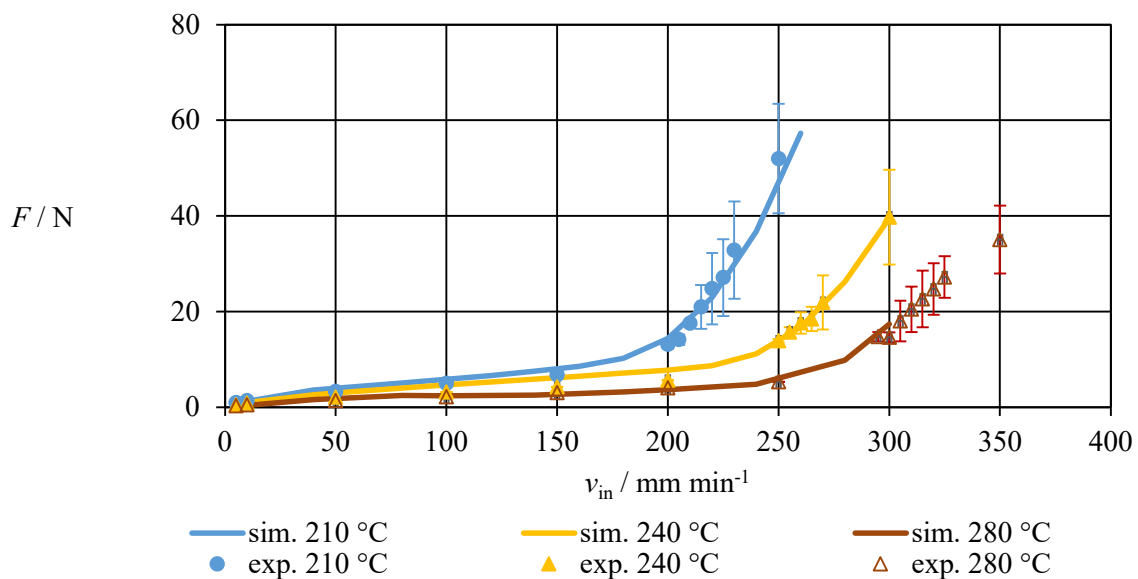


Abbildung 8-6: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim PP DR 7037.01 in Düse 1 [27]

Die letztgenannte Schlussfolgerung, dass nicht nur die Wahl der maximalen Viskosität, sondern auch die Lage des Wendepunktes in der Viskositätsfunktion entscheidend ist, erscheint daher naheliegend. Da bei teilkristallinen Materialien der Phasenwechsel am de-



finierten Schmelzpunkt vollzogen wird, ist hier die Modellierung einer plötzlichen Viskositätsabnahme realistisch. Anders verhält es sich bei den amorphen Thermoplasten wie ABS, bei denen ein stetes Erweichen und Aufschmelzen des Materials ab der Glasübergangstemperatur auftritt. In diesem Fall könnte eine alternative Modellierung der Viskositätsänderung über den Phasenwechsel möglicherweise zielführend sein.

### **Düse 2: V6-NOZZLE-175-800**

Vergleichbare Ergebnisse zur Düsengeometrie 1 sind für die zweite Düsengeometrie in Abbildung 8-7 bis Abbildung 8-10 zu beobachten. Auch hier sind die Abweichungen bei 210 °C Heizblock-Temperatur bei den ABS-Materialien am höchsten, während die Daten für höhere Temperaturen und die PP-Materialien, insbesondere im stabilen Prozessfenster, gut übereinstimmen.

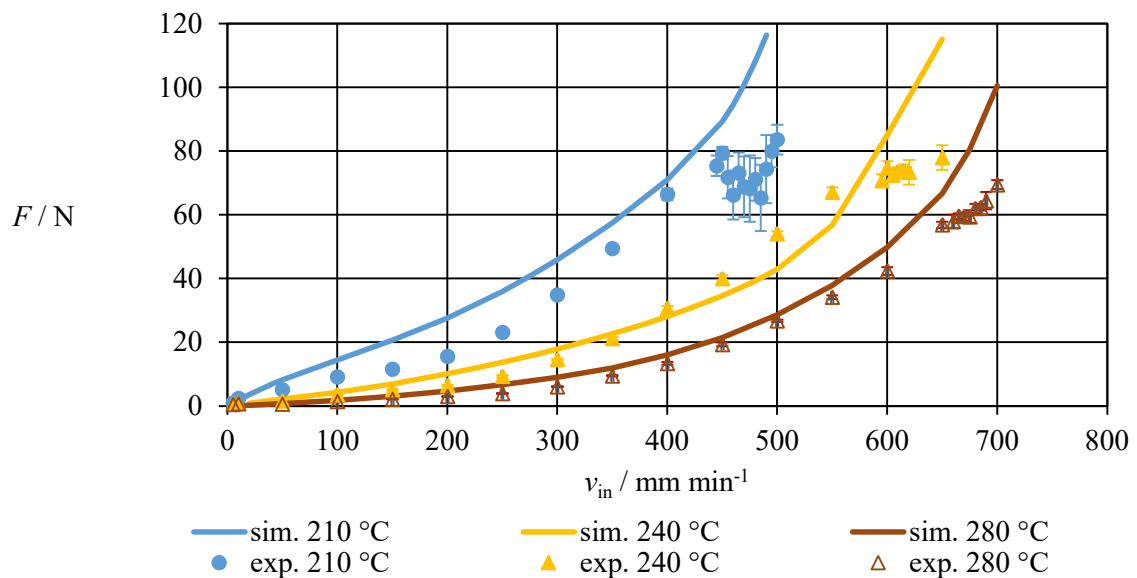


Abbildung 8-7: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim ABS No-vodur H605 in Düse 2 [27]

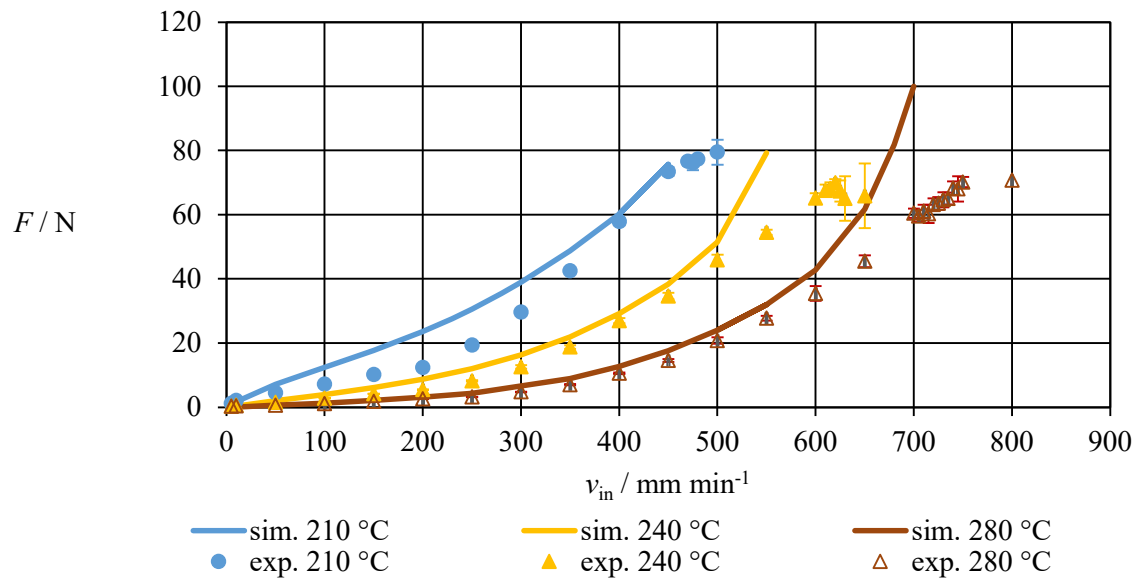


Abbildung 8-8: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim ABS No-vodur P2H-AT in Düse 2 [27]

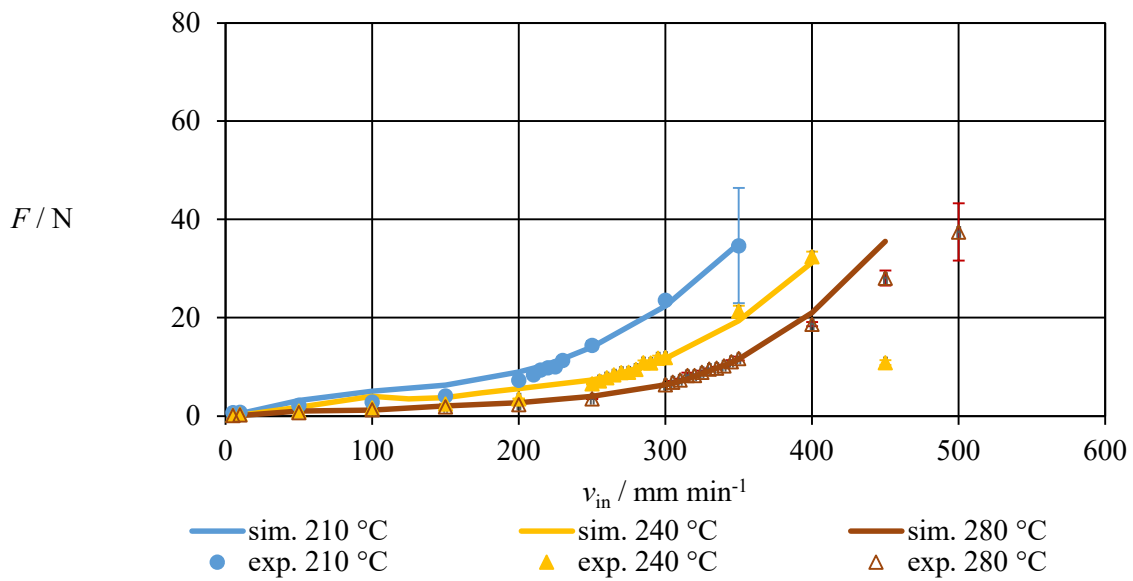


Abbildung 8-9: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim PP CP393 in Düse 2 [27]

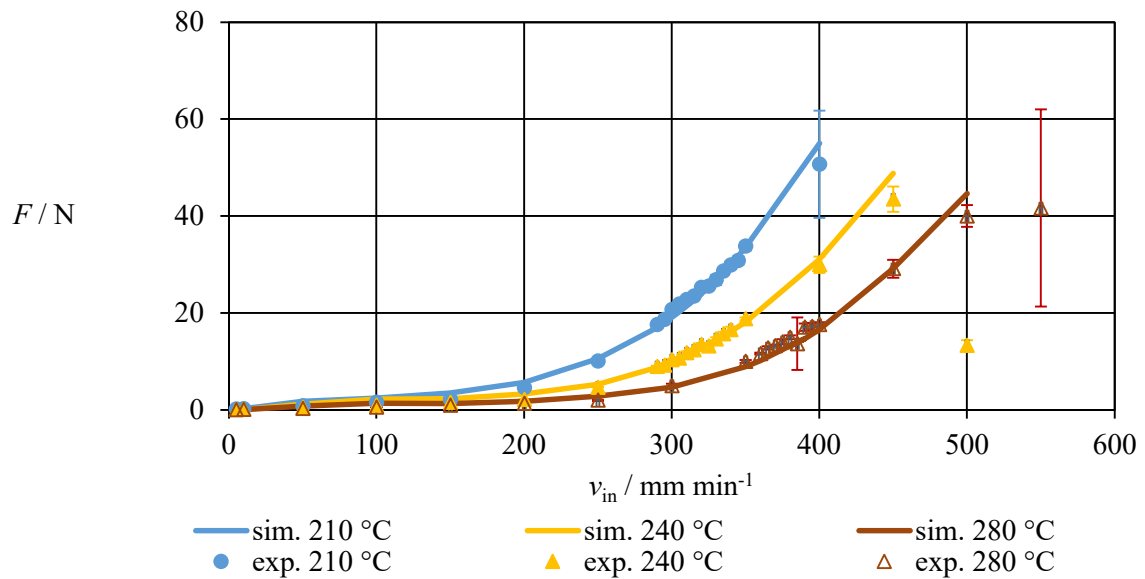


Abbildung 8-10: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim PP DR 7037.01 in Düse 2 [27]

### **Düse 3: VOLCANO-NOZZLE-175-400**

Im Fall der dritten Düsengeometrie, die bis auf die Liquefierlänge baugleich zur Düse 1 ist, sind etwas höhere Abweichungen bei ABS in den Abbildungen Abbildung 8-11 und Abbildung 8-12 zu beobachten. Insbesondere im stabilen Extrusionsbereich sind die Abweichungen der Simulationsergebnisse gering. Insbesondere der Steigungswechsel am Übergang von stabilen zu instabilen Extrusionsbereich wird nicht korrekt modelliert. Da die Position des Übergangs durch die Modellierung des Wechsels von Wandgleit- und No-Slip-Bedingung bestimmt wird, liegt nahe, dass für diese Geometrie eine andere maximale Einzugsgeschwindigkeit als  $400 \text{ mm min}^{-1}$ , gewählt werden müsste. Damit könnte die Simulationsgüte für den instabilen Bereich der VOLCANO-Düse verbessert werden. Zu den simulierten Daten ist anzumerken, dass die Simulationsbereiche auf der Grundlage der vorherigen V6-Baureihe ausgewählt wurden. Aus diesem Grund sind simulierte Kraftwerte nicht für den gesamten Einzugsgeschwindigkeitsbereich der experimentellen Daten verfügbar.

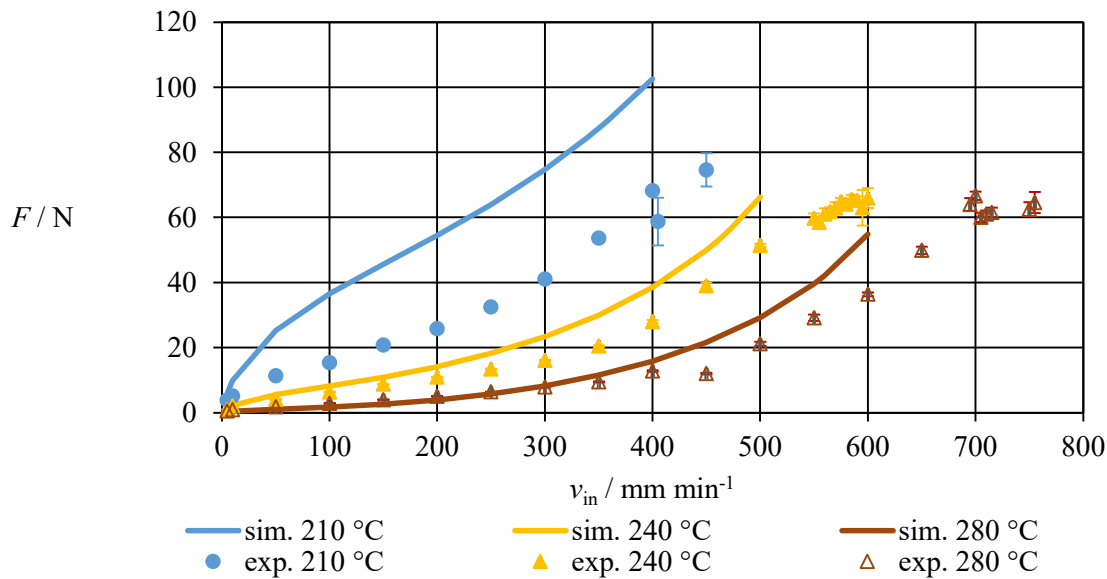


Abbildung 8-11: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim ABS Novodur H605 in Düse 3

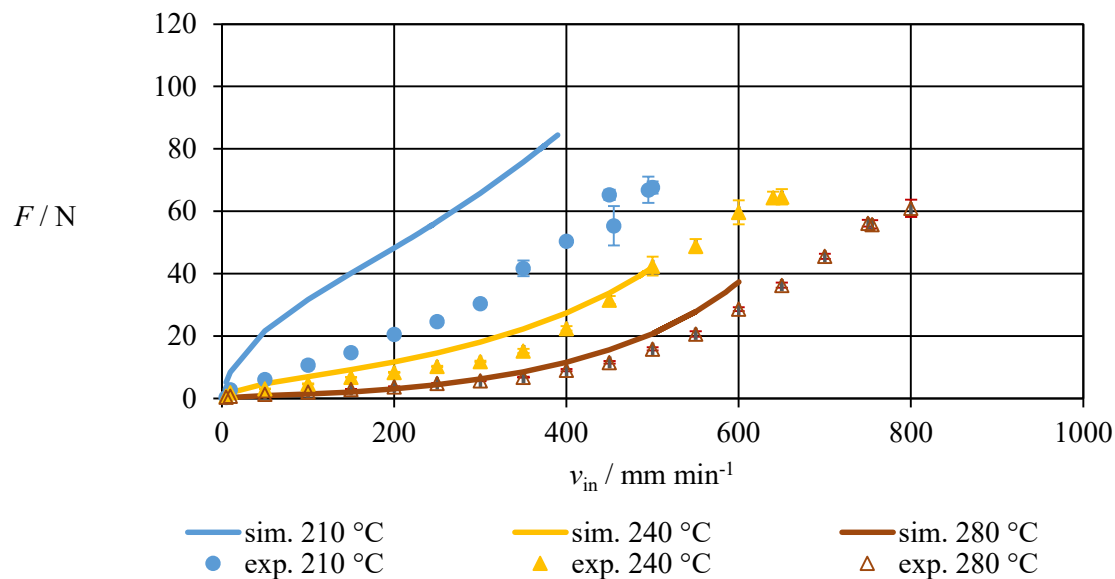


Abbildung 8-12: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim ABS Novodur P2H-AT in Düse 3

Gleiches ist auch in den simulierten PP-Daten (vgl. Abbildung 8-13 und Abbildung 8-14) zu beobachten, hier reichen die Werte der Simulationsberechnungen besonders bei niedrigen Heizblocktemperaturen oftmals nicht bis in den instabilen Extrusionsbereich hinein. Dennoch wird aus den Kurven des Material CP393 und des DR7037.01 bei 280 °C ersichtlich, dass erneut der Übergang in den instabilen Bereich nicht korrekt modelliert wurde und deshalb insbesondere die Daten jenseits des stabilen Prozessfensters die höchsten Abweichungen aufweisen. Daher ist zu vermuten, dass die maximale Einzugs- geschwindigkeit wie bereits im ABS-Fall als zu niedrig angenommen wurde.

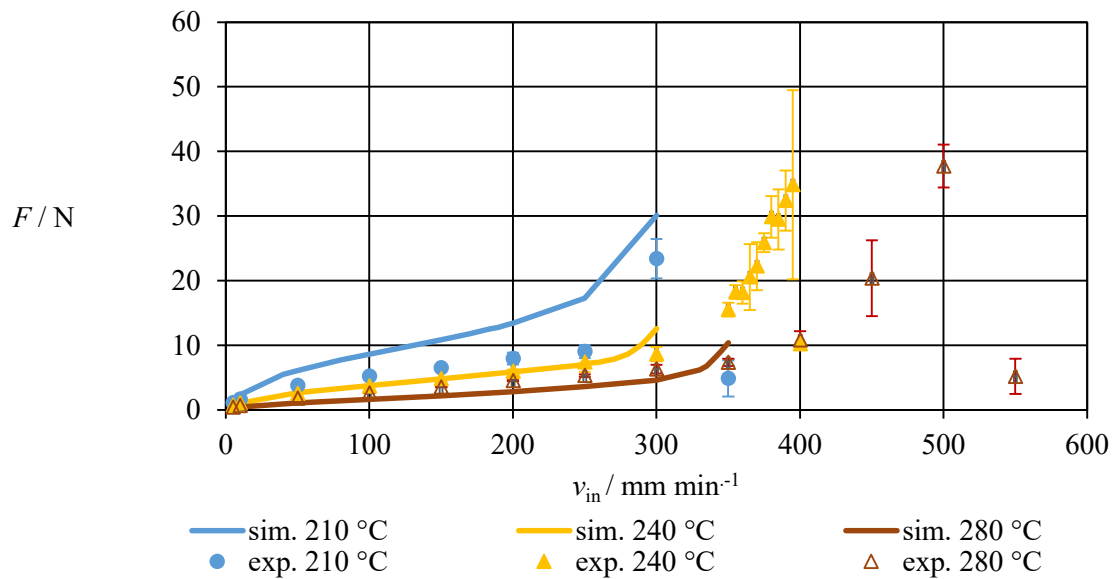


Abbildung 8-13: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim PP CP393 in Düse 3

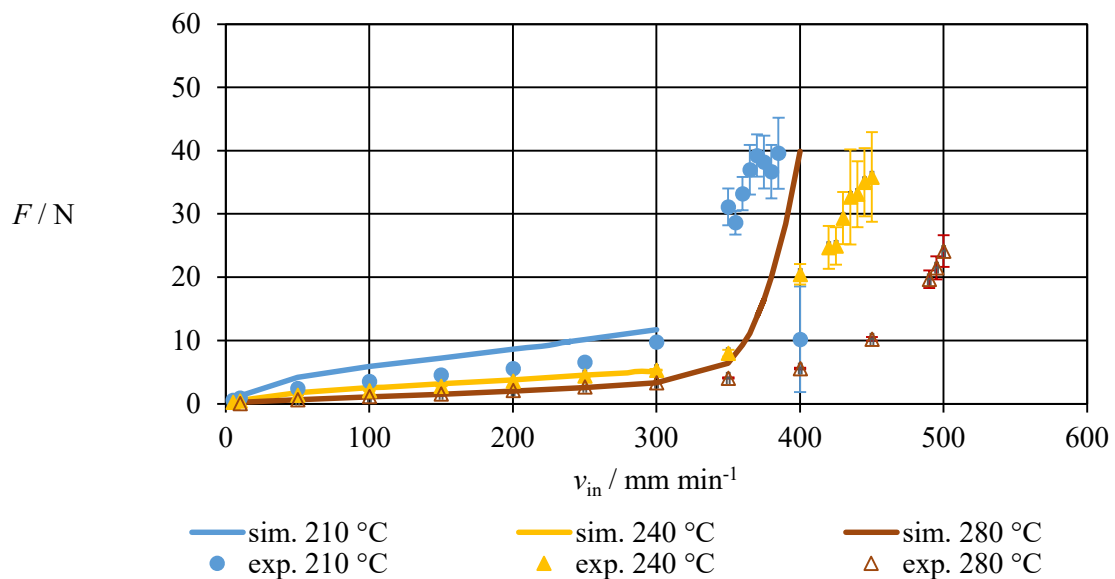


Abbildung 8-14: Vergleich zwischen simulierten und experimentellen Kraftwerten beim PP DR 7037.01 in Düse 3

Zusammenfassend zeigen die Ergebnisse, dass das reale Verhalten gut reproduziert und insbesondere in den stabilen Prozessbereichen wiedergegeben werden kann. Es können auch große Abweichungen auftreten, deren Ursachen noch nicht komplett geklärt sind. Die Daten deuten jedoch darauf hin, dass vor allem die Wahl der maximalen Einzugsge-  
 schwindigkeit entscheidend für die Modellierung des Übergangs in den instabilen Extrusionsbereich ist.

Dennoch ermöglichen die Simulationen die nötigen Vorschubkräfte im stabilen Extrusionsbereich vorherzusagen. Somit können qualitative Aussagen zur Ermittlung möglicher Prozessfenster für die Druckmaterialien getroffen werden, auch wenn deren kritische Einzugsgeschwindigkeiten quantitativ nicht exakt vorhergesagt werden können.

### 8.2.2 Massetemperaturen

In Abbildung 8-15 ist beispielhaft ein Vergleich zwischen den simulierten und den mit einer Thermokamera gemessenen Austrittstemperaturen für das ABS Novodur H605 in Düse 1 dargestellt. Dabei wird deutlich, dass die simulierten und experimentellen Temperaturverläufe über die Einzugsgeschwindigkeit hinweg, wie zu erwarten, nicht miteinander vergleichbar sind.

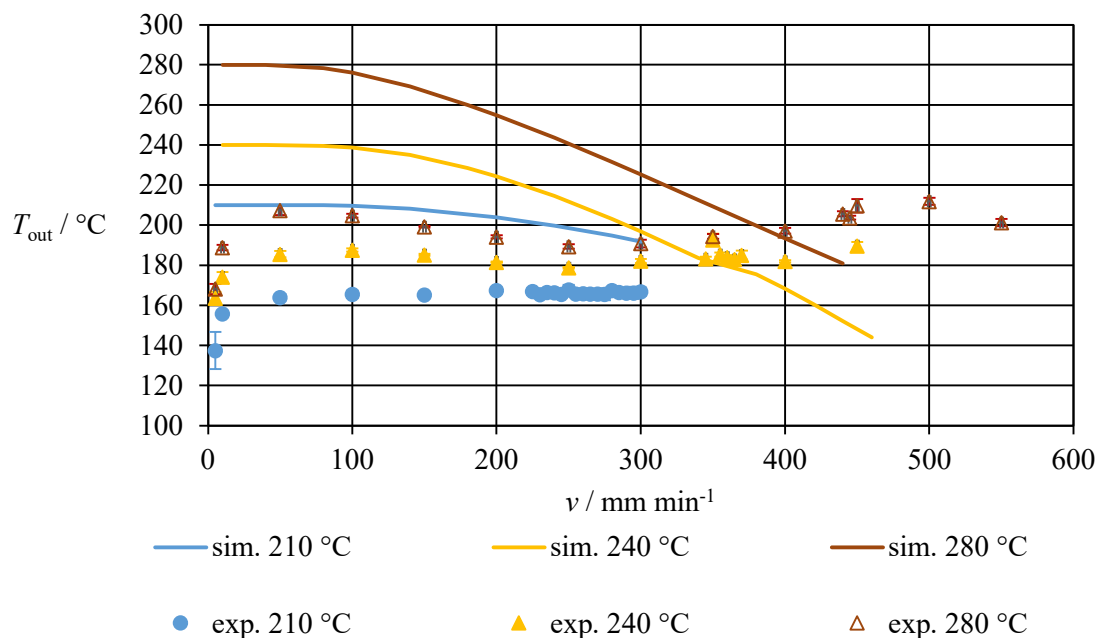


Abbildung 8-15: Gegenüberstellung der simulierten und den mit der Thermokamera experimentell bestimmten Massetemperaturen des ABS Novodur H605 in Düse 1 [27]

Es ist davon auszugehen, dass der Verlauf der simulierten Massetemperaturen physikalisch sinnvoll ist und gut die Realität widerspiegelt, wie in Abschnitt 4.5.1 beschrieben. Aus den Aufschmelzuntersuchungen (Abschnitt 6.3) geht hervor, dass große Anteile des Filaments in der Düse bei steigenden Einzugsgeschwindigkeiten unaufgeschmolzen vorliegen und daher unterhalb ihrer Fließ- bzw. Aufschmelztemperatur erwärmt wurden. Dementsprechend sind sinkende Massetemperaturen bei steigenden Geschwindigkeiten zu erwarten, während bei niedrigen Einzugsgeschwindigkeiten aufgrund der langen Verweilzeiten die Massetemperaturen die eingestellten Heizblocktemperaturen erreichen.

Daher ist, wie bereits in Abschnitt 6.2.1 beschrieben, davon auszugehen, dass die Messmethode mit der Thermokamera ungeeignet ist, um die Extrudattemperatur zu bestimmen und die experimentellen Daten nicht zur Validierung der Simulationsergebnisse genutzt werden können.

Die Messungen der Thermo Couple-Daten in Abbildung 8-16 bestätigen zwar tendenziell die Abnahme der Massetemperatur mit steigender Geschwindigkeit, allerdings ist es aufgrund des starken Einflusses der Wandtemperatur, wie in Abschnitt 6.2.2 beschrieben, auch mit dieser Messmethode nicht möglich, die tatsächlichen Massetemperaturen zu bestimmen und damit auch die simulierten Daten zu validieren.

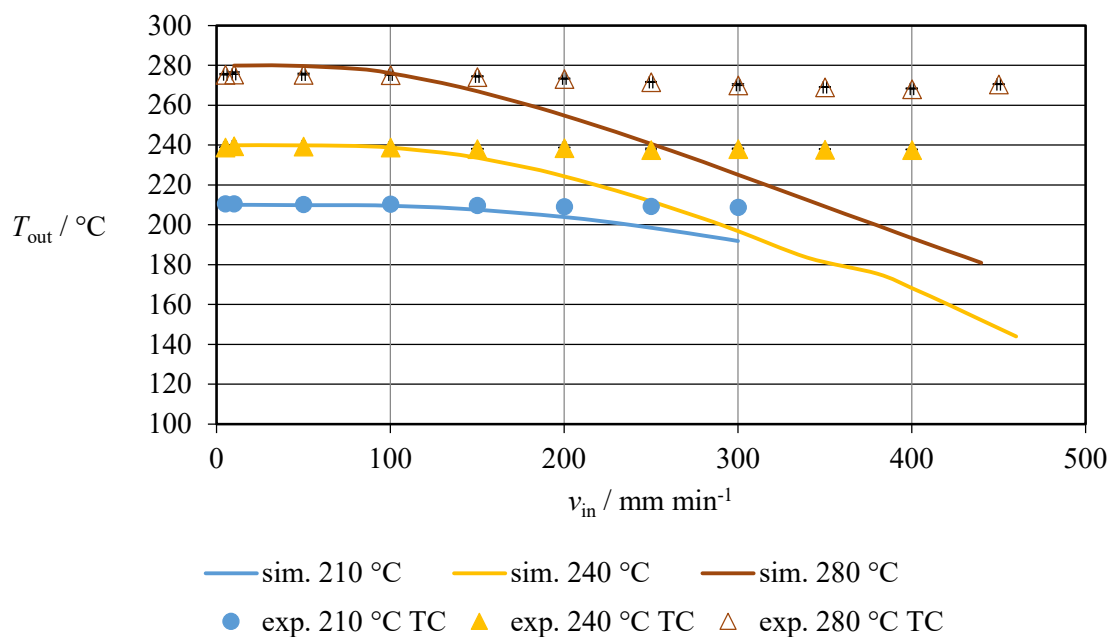


Abbildung 8-16: Gegenüberstellung der simulierten und den mit dem Thermo Couple experimentell bestimmten Massetemperaturen des ABS Novodur H605 in Düse 1

Daher erweisen sich beide erprobten Methoden als ungeeignet zur Bestimmung der Massetemperaturen und zur Validierung der simulierten Daten. Obwohl der Verlauf der simulierten Kurven voraussichtlich grundsätzlich die Realität widerspiegelt, kann aufgrund der fehlenden experimentellen Daten keine Aussage darüber getroffen werden, in welcher Genauigkeit die Simulation die Austrittstemperatur beim FFF-Druck vorhersagen kann.

## 9 Erweiterung der Modellbeschreibung für den Wärmeübergang

Wie aus dem vorangegangenen Kapitel hervorgeht, sind die getroffenen Annahmen für die numerische Modellierung geeignet, den Kraftverlauf in den verschiedenen Druckerdüsen mit ausreichender Genauigkeit wiederzugeben.

Für die angenommene Randbedingung zur Beschreibung der Düsenwandtemperatur (Abschnitt 7.3) ist jedoch bisher noch die maximale Einzugsgeschwindigkeit  $v_{\max}$  erforderlich. Hier ist unklar, inwieweit der bisher als konstant angenommene Wert von  $400 \text{ mm min}^{-1}$  die Ergebnisse beeinflusst und wie man hier einen realistischen Wert schätzen kann. Daher ist es notwendig, das Modell um eine Berechnung der maximalen Einzugsgeschwindigkeit zu erweitern, um die Simulationsmodelle auf unbekannte Materialien und Aufschmelzsysteme übertragen zu können.

### 9.1 Berechnungsansätze

Im Folgenden werden zwei Ansätze für die Modellierung des Wärmeübergangs zwischen beheizter Düsenwand und Filamentmaterial gegenübergestellt. Ziel ist es zunächst möglichst allgemeingültige Wärmeübergangskoeffizienten der verschiedenen Düsengeometrien zu ermitteln, anhand derer eine Berechnung der maximalen Einzugsgeschwindigkeit möglich ist.

In Fall 1 wird der Wärmeübergangskoeffizient als Fitting-Parameter bei gegebenen maximalen Einzugsgeschwindigkeiten ermittelt, wobei eine mittlere Massetemperatur angenommen wird. In Fall 2 wird das von Phan et al. [77] vorgeschlagene Modell zur Berechnung eines durchschnittlichen Wärmeübergangskoeffizienten verwendet. In beiden Fällen wird angenommen, dass der Wärmestrom von der Düsenwand in das Filamentmaterial der Enthalpieänderung des Materials entspricht. Die beiden Methoden unterscheiden sich daher nur hinsichtlich der angenommenen mittleren Massetemperatur und des Vorgehens zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten.

Aufgrund der Aufschmelzuntersuchungen kann zunächst davon ausgegangen werden, dass die maximale Einzugsgeschwindigkeit hauptsächlich durch den Aufschmelzgrad bzw. das Erwärmungsverhalten des Filamentmaterials bestimmt wird. Auf Basis der experimentellen Beobachtungen wird für die Berechnung die Annahme getroffen, dass die maximale Förderleistung erreicht ist, wenn die mittlere Massetemperatur des Filaments am Ende der Liquefierzone seiner Fließtemperatur  $T_f$  im amorphen Fall und seiner Schmelztemperatur  $T_m$  im teilkristallinen Fall entspricht (siehe Abbildung 9-1).



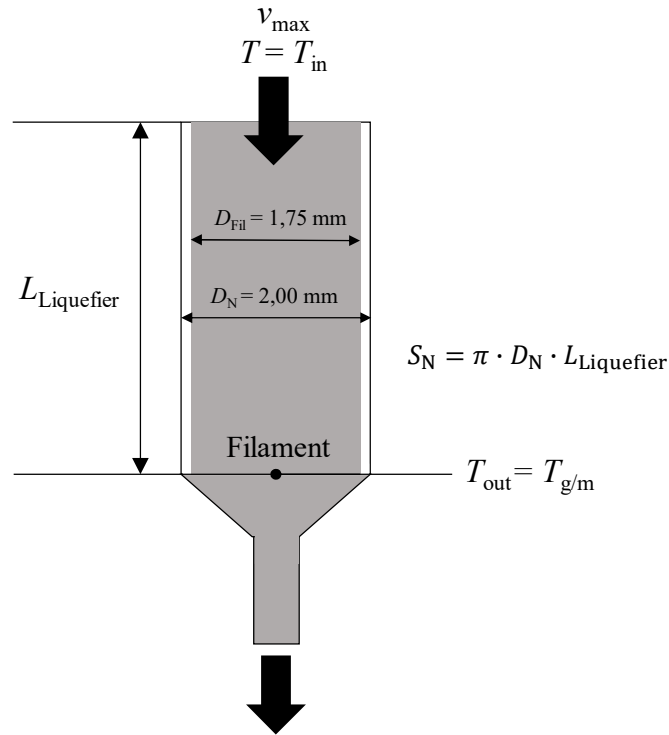


Abbildung 9-1: Schematische Darstellung der getroffenen Annahmen

Im Fall 1 wird der Wärmestrom zwischen der beheizten Düsenwand mit der Heizblocktemperatur  $T_N$ , und dem Filament mit Raumtemperatur  $T_{in}$ , unter Annahme einer mittleren Massetemperatur von  $\bar{T} = \frac{1}{2}(T_{out} + T_{in})$  nach

$$\dot{Q}_{Nozzle} = S_N \cdot \alpha_{N,Fit} \cdot (T_N - \bar{T}) \quad (37)$$

berechnet. Unter der Annahme  $T_{out} = T_{f/m}$  wird die Enthalpieerhöhung zwischen dem Eintritt des Filaments in die Düse  $h_{in}$  und seinem Austritt in die Contractionzone  $h_{out}$  wie folgt berechnet

$$\dot{m} \cdot [h(T_{out}) - h(T_{in})] = \rho \cdot c_p \cdot \dot{V} \cdot (T_{out} - T_{in}). \quad (38)$$

Dabei entspricht  $\dot{m}$  dem Massenstrom,  $\rho$  der Dichte,  $\dot{V}$  dem Volumenstrom und  $S_N$  der Fläche des betrachteten Düsenabschnitts vom Düsen Eintritt bis zum Beginn der Contractionzone (siehe Abbildung 9-1). Unter der Annahme, der Wärmestrom entspreche der Enthalpieerhöhung des Materials, ergibt sich mit

$$v_{in} = \frac{4\dot{V}}{\pi \cdot D_{Fil}^2}, \quad (39)$$

die Gleichung (40) zur Berechnung der maximalen Einzugs geschwindigkeit nach

$$v_{\max, \text{calc}} = \frac{4}{\pi \cdot D_{\text{Fil}}^2} \frac{S_N \cdot \alpha_{N, \text{Fit}} \cdot (T_N - \bar{T})}{[h(T_{\text{out}}) - h(T_{\text{in}})] \cdot \rho} \quad (40)$$

Bei gegebenem  $v_{\max}$  bekannter Materialsysteme aus den Experimenten ist es nun möglich, den durchschnittlichen Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_{N, \text{Fit}}$  für jede spezifische Düsengeometrie bzw. jedes Aufschmelzsystem mithilfe der Quadratsummenminimierung der Fehlerwerte zu fitten. Ist dieser bekannt, können schließlich die maximalen Einzugsgeschwindigkeiten neuer Materialsysteme oder auch beliebiger, nicht experimentell untersuchter Heizblocktemperaturen berechnet werden.

Im Fall 2 wird die Methode nach *Phan et al.* [77], beschrieben in Abschnitt 2.3.1, verfolgt und der Wärmeübergangskoeffizient anhand der gegebenem  $v_{\max}$  gemäß

$$\alpha_{N, \text{calc}} = \frac{2\dot{m} \cdot c_{p, \text{solid}}}{\pi \cdot L_{\text{Liquefier}} \cdot D_N} \left[ \frac{T_{\text{out}} - T_{\text{in}}}{(T_N - T_{\text{in}}) + (T_N - T_{\text{out}})} \right] \quad (41)$$

für jede Düsen-Material-Temperatur-Kombination berechnet und je Düsengeometrie der Mittelwert bestimmt.

Dabei wird sowohl für den teilkristallinen als auch für den amorphen Fall wird eine durchschnittliche  $c_{p, \text{solid}}$  für die feste Phase angenommen (siehe Abbildung 9-2).

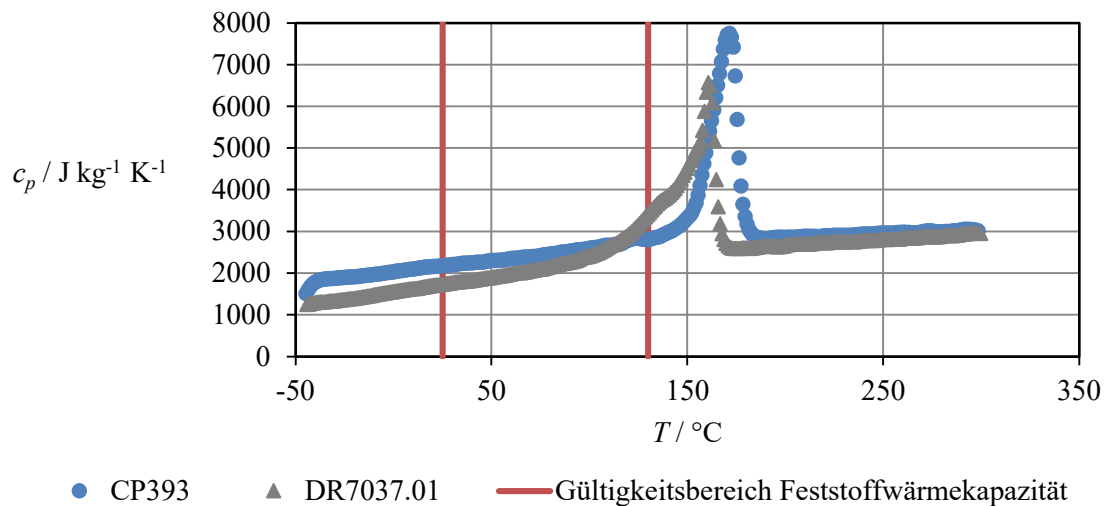


Abbildung 9-2: Bestimmung Feststoffwärmekapazität für die Wärmeübergangskoeffizientberechnung der teilkristallinen PP-Materialien

Die verwendeten Materialparameter sind in Tabelle 9-1 aufgelistet. Für das ABS wurde die gleiche Fließtemperatur gewählt, wie sie schon in der Numerik in Tabelle 5-1 zum Einsatz kam. Die Einlauftemperatur  $T_{\text{in}}$  wird dabei mit 25 °C und die Auslauftemperatur  $T_{\text{out}} = T_{\text{fm}}$  angenommen.

Tabelle 9-1: Parameter für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten

	ABS Novodur H605	ABS Novodur P2H-AT	PP CP393	PP DR7037.01
$T_{fm} / ^\circ\text{C}$	130	130	157	165
$\rho / \text{kg m}^{-3}$	1050	1050	900	895
$c_{p,\text{solid}} / \text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	1500	1500	2400	2500
$h(T_{in}) / \text{kJ kg}^{-1}$	52,3	98,1	93,0	105,1
$h(T_{out}) / \text{kJ kg}^{-1}$	176,0	272,0	399,8	458,8

## 9.2 Ergebnisse der Modellbildung

Aus den vorgestellten Modellansätzen ergeben sich schließlich die in Tabelle 9-2 aufgelisteten Wärmeübergangskoeffizienten. Da es sich im Fall 1 um das Ergebnis aus einem Fitting und bei den nach Fall 2 berechneten Daten um berechnete Mittelwerte handelt, werden lediglich bei letzteren Standardabweichungen angegeben.

Tabelle 9-2: Berechnete Wärmeübergangskoeffizienten

Beschreibung	$\alpha_N / \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$			
Düse	1	2	3	4
Fall 1	229	351	188	318
Fall 2	$285 \pm 58,3$	$382 \pm 26,8$	$239 \pm 41,0$	$410 \pm 104,2$

Dabei sind niedrigere Werte beim Fitting der Daten nach Fall 1 festzustellen. Dies ist vor allem auf die Wahl der mittleren Massetemperatur unter den getroffenen Annahmen zurückzuführen, da im Fall 1 die mittlere Düsentemperatur niedriger angenommen wird und sich daher bei gleicher Verweilzeit ein niedrigerer Wärmeübergangskoeffizient ergibt.

Da es sich bei den berechneten Wärmeübergangskoeffizienten um Mittelwerte einer großen Datenmenge von sowohl amorphen als auch teilkristallinen Materialien handelt, soll die Genauigkeit der Methode für die tatsächliche Beschreibung des Einzelfalls betrachtet werden. Dafür werden in der folgenden Abbildung 9-3 die anhand der mittleren Wärmeübergangskoeffizienten nach Fall 1 gemäß Gleichung (40) berechneten  $v_{\max}$  den tatsächlich experimentell bestimmten Werten gegenübergestellt. Damit soll abgeschätzt werden, welcher Fehler aus der Mittelwertbildung des Wärmeübergangskoeffizienten entsteht.

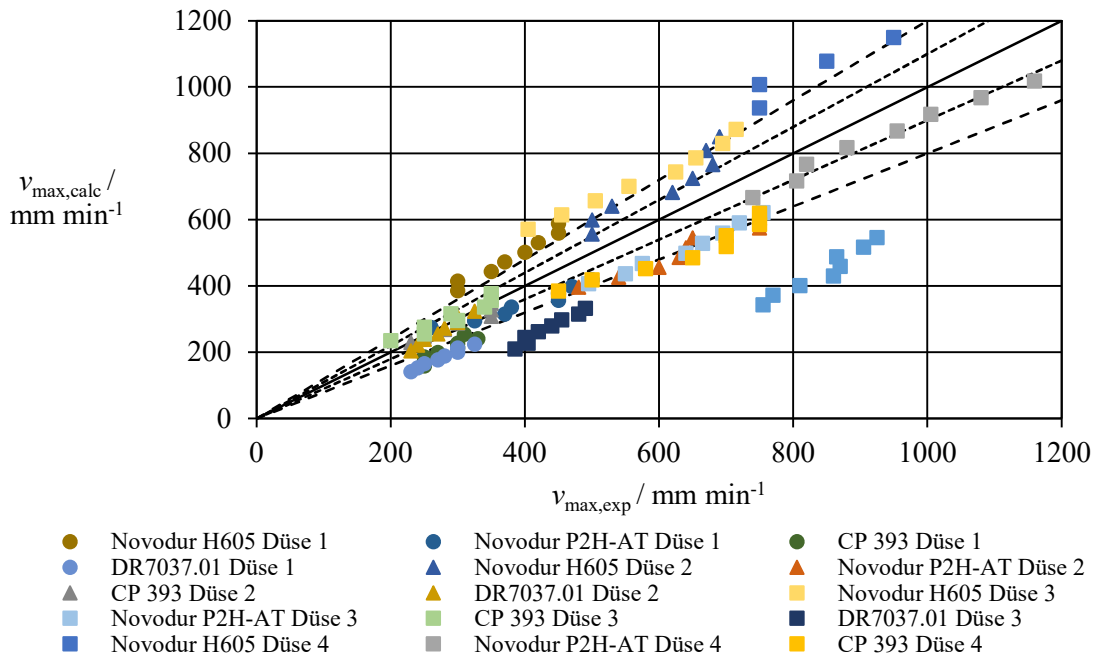


Abbildung 9-3: Gegenüberstellung der berechneten und experimentellen maximalen Einzugs-  
geschwindigkeiten nach Fall 1

In dem Diagramm sind sowohl alle untersuchten Materialien als auch Düsengeometrien bei den 7 Temperaturstufen von 210 bis 280 °C Heizblocktemperatur dargestellt. Es zeigt sich, dass die meisten experimentell bestimmten maximalen Einzugs-  
geschwindigkeiten trotz der starken getroffenen Vereinfachungen bei der Modellierung und der Mittelung von amorphen und teilkristallinen Daten in guter Übereinstimmung dargestellt werden können. Lediglich die Versuchsreihen des Materials DR7037.01 in der VOLCANO-Bau-  
reihe weichen deutlich mehr als 20 % von den experimentellen Daten ab. Generell werden die maximalen Einzugs-  
geschwindigkeiten für PP eher unterschätzt. Dies könnte damit zusammenhängen, dass aufgrund der geringen Viskosität des PP vor dem Erreichen des Schmelzpunkts die Extrusion zum Teil bereits möglich ist. Da allerdings der Großteil der Daten in ausreichender Genauigkeit dargestellt werden kann, eignet sich die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten nach Fall 1 für die Beschreibung der maximalen Ein-  
zugs-  
geschwindigkeit.

In Abbildung 9-4 sind die Ergebnisse der Berechnung nach Fall 2 dargestellt. Die maxi-  
malen Einzugs-  
geschwindigkeiten wurden entsprechend Gleichung (41) wie folgt berech-  
net

$$v_{\max} = \frac{2 \cdot \alpha_{N,\text{calc}} \cdot L_{\text{Liquefier}} \cdot D_N}{\rho \cdot D_{\text{Fil}}^2 \cdot c_{p,\text{solid}}} \left[ \frac{(T_N - T_{\text{in}}) + (T_N - T_{\text{out}})}{T_{\text{out}} - T_{\text{in}}} \right]. \quad (42)$$

Dabei zeigen sich insgesamt ähnliche Abweichungen bei der Berechnung eines mittleren Wärmeübergangskoeffizienten als beim Fitting desselben, wie in Fall 1.

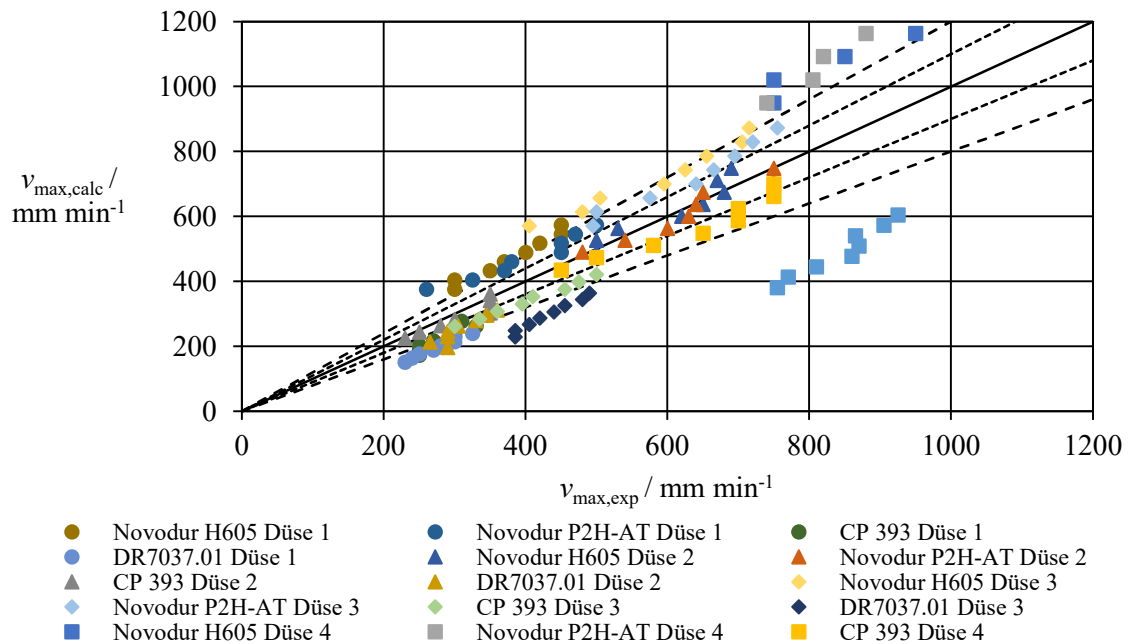


Abbildung 9-4: Gegenüberstellung der berechneten und experimentellen maximalen Einzugsge-  
schwindigkeiten nach Fall 2 [102]

### 9.3 Anwendbarkeit für weiteres Material (PLA)

Im Folgenden soll die Übertragbarkeit der ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten auf weitere Materialsysteme anhand des PLA-Filamentmaterial Luminy Lx575, Fa. Total Corbion PLA, geprüft werden. Dafür wurden die die Modellierung nötigen Materialdaten anhand der in Abschnitt 4.1 beschriebenen Methoden am Filament bestimmt.

In der  $c_p$ -Messung des Materials in Abbildung 9-5 zeigen sich neben dem Aufschmelzpeak bei 165 °C in der DSC-Kurve weitere thermodynamische Phänomene unterhalb von 100 °C. Diese Beobachtungen sind bei der thermodynamischen Analyse von PLA nicht unbekannt und darauf zurückzuführen, dass das Material in Abhängigkeit von den Abkühlbedingungen in zwei verschiedenen Kristallstrukturen kristallisiert. Nach *Righetti et al.* [103] bilden sich bei Schmelzetemperaturen oberhalb von 140 °C die sogenannten  $\alpha$ -Kristalle, während unterhalb von 100 °C die metastabilen  $\alpha'$ -Kristalle geformt werden. Im Temperaturbereich zwischen 100 und 140 °C hingegen wachsen beide Strukturen.

Es wurde bereits in einigen Veröffentlichungen nachgewiesen, dass bei typischen Heizraten in der DSC, in diesem Fall von 10 K min<sup>-1</sup>, eine Umkristallisation von  $\alpha'$ - zu  $\alpha$ -

Kristallen während der Messung erfolgt, die in der Wärmekapazitätskurve beobachtet werden kann [104, 105]. Analog zu den Untersuchungen von *Righetti et al.* [103] können in der hier aufgenommenen  $c_p$ -Kurve in Abbildung 9-5 entsprechend mehrere Aufschmelzereignisse beobachtet werden.

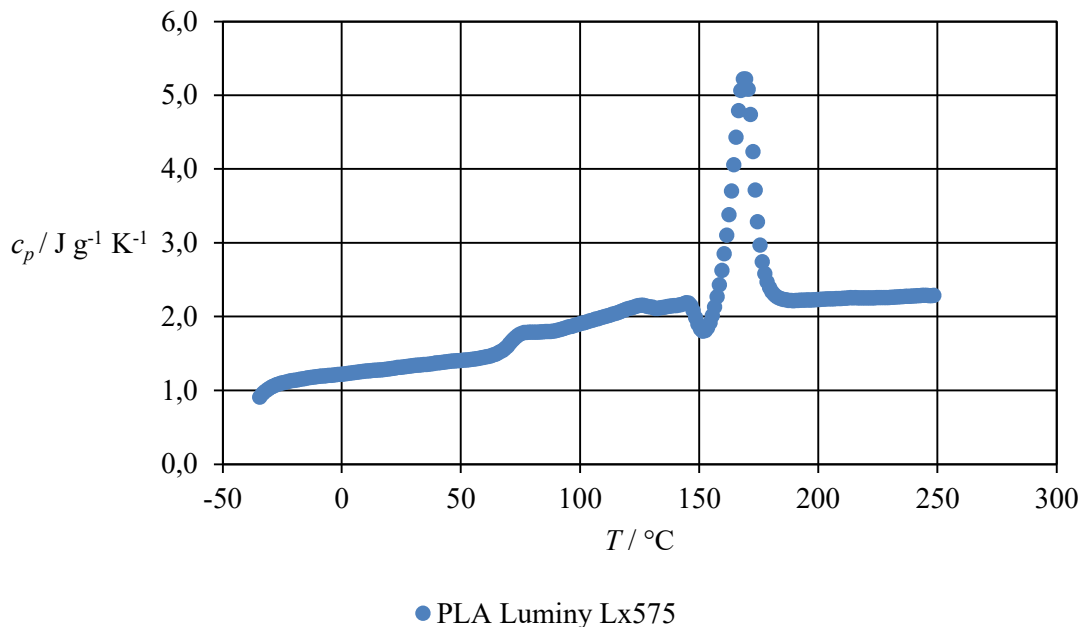


Abbildung 9-5: Spezifische Wärmekapazität des Materials PLA Luminy Lx575

Bei steigender Temperatur ist zunächst ein erstes teilweises Aufschmelzen ab ca. 80 °C zu beobachten, welches den Peak des Glasübergangs bei ca. 60 °C überlagert. Es folgt ein geringer exothermer Peak bei ca. 150 °C, der typischerweise mit der Umordnung von  $\alpha'$ - zu  $\alpha$ -Kristallen einhergeht. Schließlich ist ein deutlicher Schmelzpeak bei 165 °C zu erkennen, der mit dem Aufschmelzen der  $\alpha$ -Kristalle in Zusammenhang steht [103]. Welche der beobachteten Effekte materialabhängig und welche abhängig von den Abkühlbedingungen sind, könnte über eine zweite Aufheizung und eine Änderung der Heizrate in den relevanten Temperaturbereichen ermittelt werden. Da die Kristallisationsverhältnisse allerdings nicht im Fokus dieser Arbeit stehen, wird an dieser Stelle auf detailliertere Untersuchungen verzichtet.

Es ist allerdings festzuhalten, dass in diesem Fall der Schmelzpunkt von 165 °C nicht eindeutig als Fließtemperatur festgelegt werden kann. Einen alternativen Anhaltspunkt, das Erweichungsverhalten zu identifizieren bietet die sogenannte Vicaterweichungstemperatur nach DIN EN ISO 306 [106]. Sie stellt diejenige Temperatur dar, bei der ein kreisförmiger Eindringkörper unter genormter Belastung 1 mm in die Probe eindringt.

Sie bietet daher eine Abschätzung über das tatsächliche Erweichungsverhalten des Materials zu treffen. Im Fall der beiden ABS-Materialien Novodur H605 und P2H-AT entspricht die für die Berechnungen angenommene Fließtemperatur  $T_f$  der Vicaterweichungstemperatur + 30 °C (siehe Tabelle 9-3).

Tabelle 9-3: Charakteristische Temperaturen der ABS-Materialien

	ABS Novodur H605	ABS Novodur P2H-AT
$T_f / ^\circ\text{C}$	130	130
$T_{\text{vicat}} / ^\circ\text{C}$ (50N, 50 °C/h)	101	98
$T_g / ^\circ\text{C}$	110	108

Wird die zuvor getroffene Annahme von ABS für das PLA mit einer Vicaterweichungstemperatur von 107 °C weiterverfolgt, ergeben sich daraus für die Modellierung die in Tabelle 9-4 aufgelisteten Materialdaten. Neben der angenommenen Fließtemperatur soll auch die Schmelztemperatur betrachtet werden.

Tabelle 9-4: Materialdaten PLA

Parameter	PLA Luminy Lx575	
$T_{f/m} / ^\circ\text{C}$	165	123
$T_{\text{vicat}} / ^\circ\text{C}$ (50N, 120 °C/h)		107
$T_g / ^\circ\text{C}$		60
$\rho / \text{kg m}^{-3}$		1240
$h(T_{\text{in}}) / \text{kJ kg}^{-1}$		72,1
$h(T_{\text{out}}) / \text{kJ kg}^{-1}$	335,4	172,7

In Abbildung 9-6 sind die Ergebnisse der experimentellen und berechneten maximalen Einzugsgeschwindigkeiten für drei Temperaturen anhand des bestimmten Wärmeübergangskoeffizienten für Düse 1 gegenübergestellt.

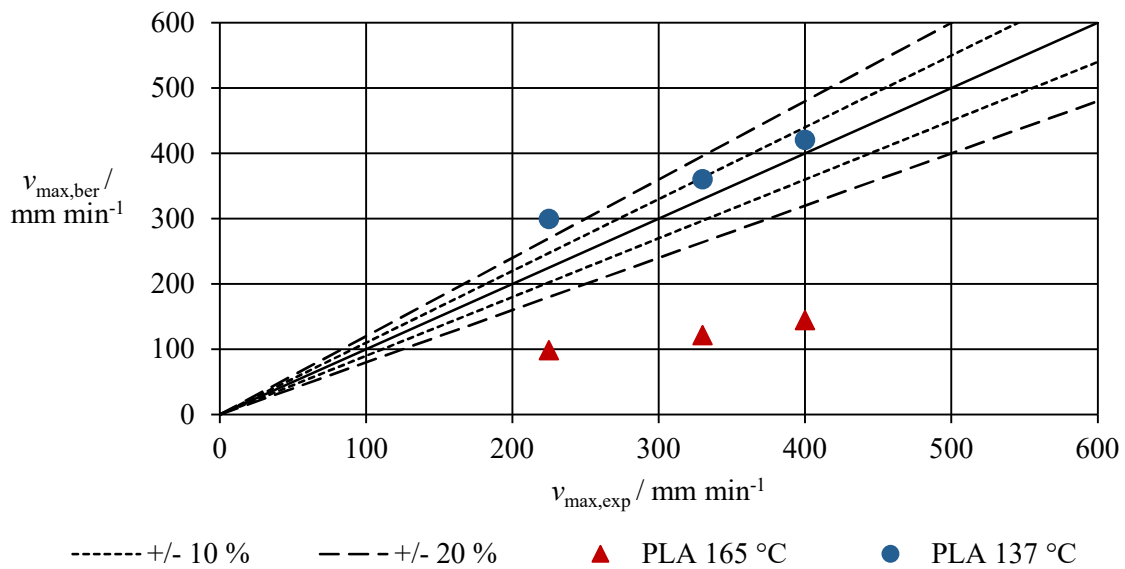


Abbildung 9-6: Gegenüberstellung der berechneten und experimentellen maximalen Einzugs- geschwindigkeiten nach Fall 1 für PLA in Düse 1

Dabei fällt auf, dass die Wahl der Schmelztemperatur bzw. Fließtemperatur entscheidend für die Berechnung der maximalen Einzugs- geschwindigkeit ist. Die Modellgenauigkeit für die Wahl der Fließtemperatur von 137 °C ist dabei höher als beim ABS Novodur H605 für Düse 1 (siehe Abbildung 9-7).

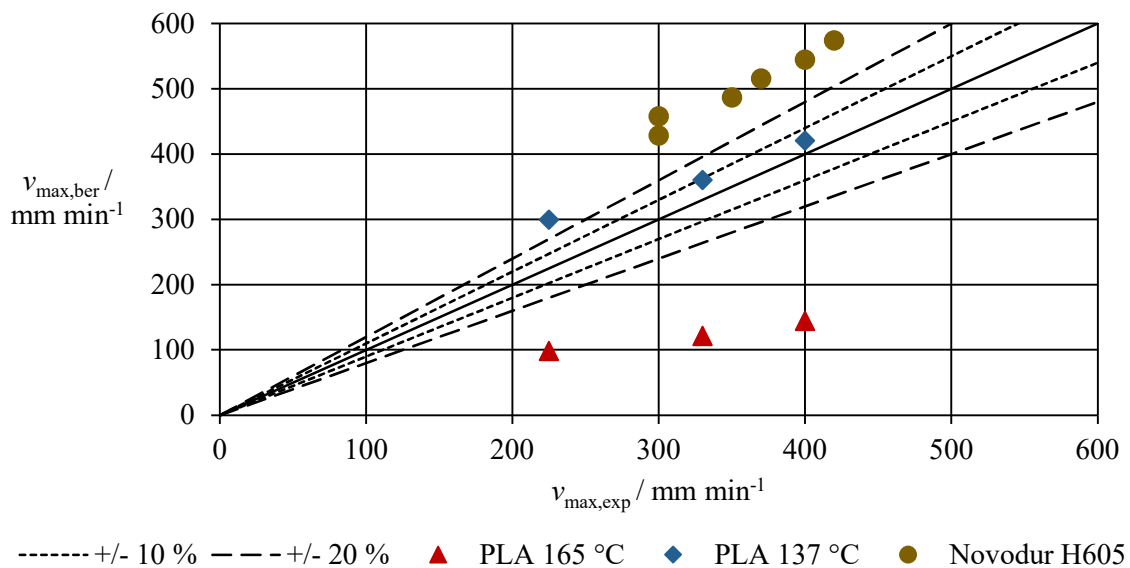


Abbildung 9-7: Gegenüberstellung der berechneten und experimentellen maximalen Einzugs- geschwindigkeiten nach Fall 1 für alle Materialien in Düse 1



Aus den Daten wird ersichtlich, dass die Methode auf unbekannte Materialsysteme grundsätzlich übertragbar ist und die maximalen Einzugs geschwindigkeiten in mindestens vergleichbarer Güte abgeschätzt werden können.

#### 9.4 Simulationsergebnisse

Da die Abweichungen der berechneten maximalen Einzugs geschwindigkeiten für den Fall 1 geringfügig geringer waren, wurden diese exemplarisch für die numerische Simulation von ABS-Material Novodur H605 und PP-Material CP393 in Düse 1 und 3 bei 240 °C Heizblocktemperatur eingesetzt, um die Simulationsgüte beim Einsatz der Modellerweiterung zu überprüfen. Die resultierenden Kurven der berechneten und experimentell bestimmten Vorschubkräfte sind in Abbildung 9-8 und Abbildung 9-9 dargestellt.

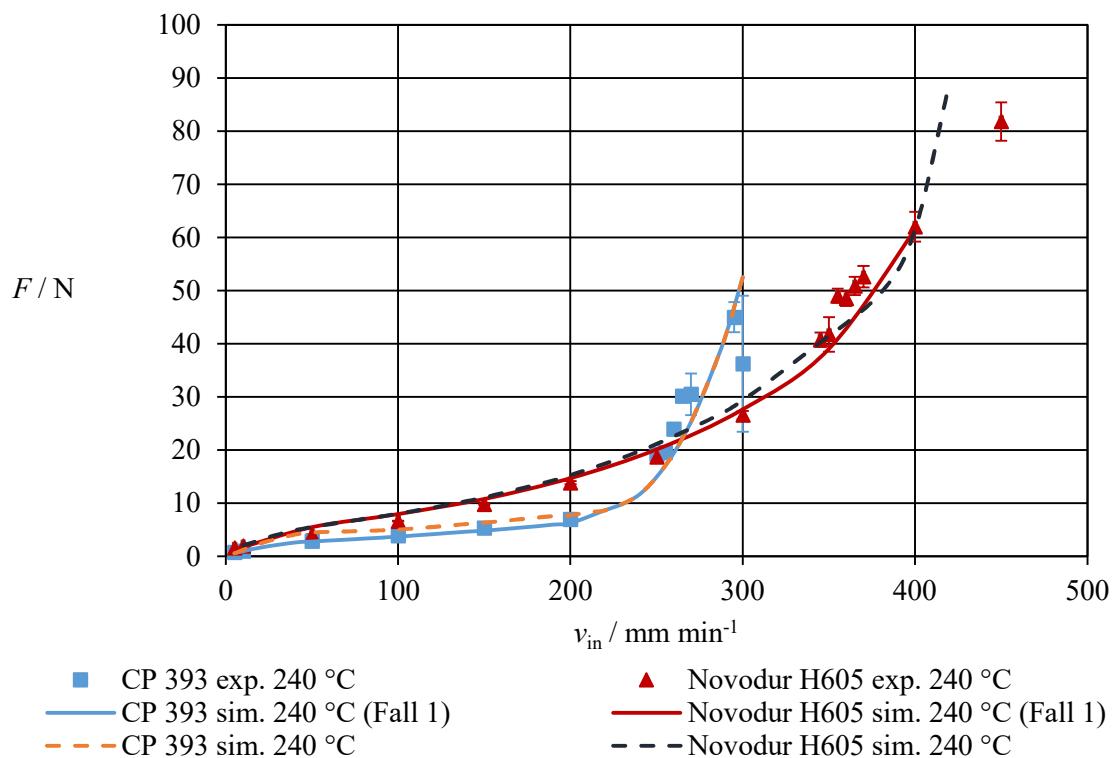


Abbildung 9-8: Simulationsergebnisse Düse 1 bei 240 °C, gestrichelte Linie: simuliert mit  $v_{\text{max}} = 400 \text{ mm min}^{-1}$ , durchgezogene Linie: simuliert mit  $v_{\text{max}}$  bestimmt nach Fall 1

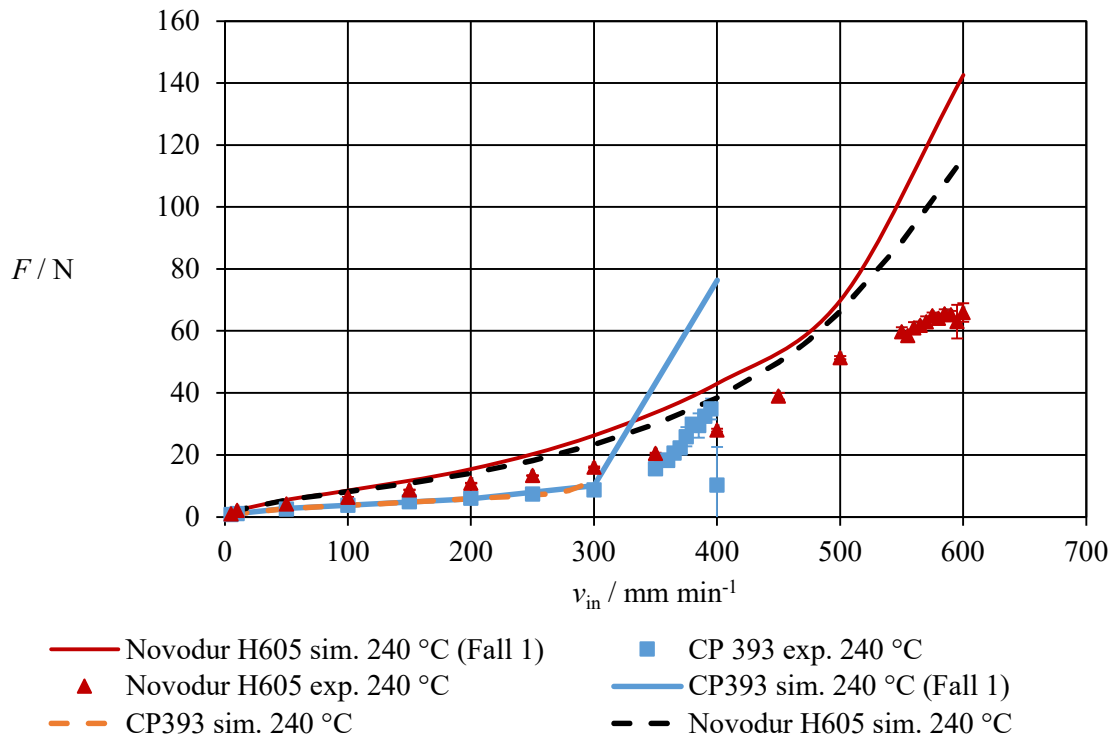


Abbildung 9-9: Simulationsergebnisse Düse 3 bei 240 °C, gestrichelte Linie: simuliert mit  $v_{max} = 400 \text{ mm min}^{-1}$ , durchgezogene Linie: simuliert mit  $v_{max}$  bestimmt nach Fall 1

Aus den Kurven kann geschlossen werden, dass die Vorschubkräfte mit der vorgestellten Methode zur Wärmeübergangsmodellierung numerisch gut reproduziert werden können. Gerade im Falle der VOLCANO-Düse (Düse 3) ist jedoch zu erkennen, dass die zuvor beobachteten Abweichungen bestehen bleiben und die Simulationsgüte daher durch die Modellerweiterung nicht signifikant verbessert wird. Die Genauigkeit der zuvor angenommenen maximalen Einzugsgeschwindigkeit von  $400 \text{ mm min}^{-1}$  ist somit für eine simulative Beschreibung der Prozessbedingungen des untersuchten Hotends grundsätzlich ausreichend. Allerdings ist unklar, ob dies auch für andere Hotendsysteme oder Materialien der Fall sein muss. Die vorgestellte Methodik ermöglicht die Bestimmung des gerätespezifischen Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit bekannter Standardmaterialien bei geringem experimentellem Aufwand und kann schließlich zur Abschätzung der maximalen Einzugsgeschwindigkeiten beliebiger unbekannter Materialsysteme genutzt werden. Zumal die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten eine Kennzahl für die Beurteilung der Effektivität des Aufschmelzsystems darstellt, welche die Schlussfolgerungen zu den geometrischen Einflüssen aus Tabelle 6-2 ergänzt.

## 10 Zusammenfassung und Ausblick

Die Bedeutung von AF-Verfahren in der modernen Produktentwicklung nimmt stetig zu. Damit steigen auch die Anforderungen an die gedruckten Bauteile. Früher wurden generative Verfahren hauptsächlich für die Prototypenherstellung eingesetzt. Der Trend geht jedoch immer mehr zur (Klein)Serienfertigung von Bauteilen. Die Herausforderung besteht darin, die für die geplante Endanwendung erforderlichen mechanischen Eigenschaften zu erzielen. Diese sind einerseits auf die Materialeigenschaften des Baumaterials, andererseits auf die entsprechende Prozessauslegung zurückzuführen. Oftmals reichen die bisher eingesetzten Standardmaterialien, für die die Prozesse ursprünglich ausgelegt wurden, nicht aus, um die nötigen Anforderungen zu erfüllen. Für die Weiterentwicklung der Verfahren ist es daher notwendig die Wirkzusammenhänge zwischen Materialcharakteristik, Druckverhalten und Prozesseinflüssen zu identifizieren, um neue angepasste Fertigungsprozesse für neue Materialsysteme optimal auslegen zu können.

In dieser Arbeit wurde daher eine experimentell gestützte, simulative Vorhersage des Extrusionsprozesses im Hotend der FFF entwickelt, um die materialspezifischen optimalen Druckparameter für neue Materialsysteme vorhersagen zu können.

Dazu wurden umfassende experimentelle Untersuchungen zum Aufschmelz- und Fließverhalten für die Materialien ABS und PP anhand der Hotendsysteme von e3d-online durchgeführt und auf deren Basis ein numerisches Simulationsmodell aufgebaut. Erweitert um eine Methode zur Ermittlung des mittleren Wärmeübergangskoeffizienten für das Hotendsystem, ist die Simulation nicht nur für unbekannte Materialsysteme anwendbar, sondern theoretisch auch universal übertragbar für verschiedene Hotendsysteme.

Für die experimentellen Untersuchungen wurde der FFF-Druckkopf mit einer Plattformwägezelle ausgestattet, um die nötige Vorschubkraft bei unterschiedlichen Druckparametern und Düsengeometrien zu erforschen. Die Vorschubkraft stellt dabei einen geschwindigkeitslimitierenden Faktor in der FFF dar und ist deshalb essenziell zur Ermittlung von geeigneten Prozessparametern. Für die spätere Strangqualität ist zudem die Massetemperatur der extrudierten Stränge entscheidend. Dazu wurden zwei verschiedene Messsysteme entwickelt und deren Eignung für die Temperaturmessung im FFF erprobt. Zunächst kam dafür eine Thermokamera zum Einsatz, die grundsätzlich einfach in jedes Drucker-System implementierbar ist und die Temperatur an der Strangoberfläche aufzeichnet. Im weiteren Verlauf der Arbeit wurde für eine der untersuchten Düsengeometrien ein Themo

Couple-Element wandbündig in die Düse eingebracht und in den Druckeraufbau implementiert. Ziel dabei war eine direkte Temperaturmessung im Schmelzekontakt. Im Gegensatz zur Thermokamera ist hier allerdings der nötige Aufwand für den Anwender größer, da die Düsen entsprechend gefertigt werden müssen und das Messsystem nicht einfach in bestehenden Aufbauten integriert werden kann. Im Ergebnis zeigte sich, dass beide Methoden nicht geeignet sind, die Massetemperatur in ausreichender Qualität abzubilden. Die Messungen mit der Thermokamera erwiesen sich als ungeeignet aufgrund der schnellen Abkühlung des geringen Strangdurchmessers. Die aufgezeichneten Temperaturen wichen um bis zu 50 °C von den eingestellten Massetemperaturen ab. Das Thermo Couple-Element eignete sich ebenfalls nicht dafür die tatsächliche Massetemperatur zu bestimmen, da durch die wandbündige Messung die Daten stark beeinflusst von der eingestellten Heizblocktemperatur stark beeinflusst waren. Trotzdem wurde aus den Messungen grundsätzlich ersichtlich, dass die Massetemperatur mit steigender Einzugs geschwindigkeit im instabilen Prozessfenster abnimmt, was mit den Beobachtungen aus den Aufschmelzuntersuchungen einhergeht. Abschließend kann allerdings keine der beiden Methoden für die Aufzeichnung der Massetemperatur im FFF-Hotend, wie in Abschnitt 6.2 beschrieben, empfohlen werden. Neben der Vorschubkraft stellt auch der Aufschmelzgrad einen entscheidenden geschwindigkeitslimitierenden Faktor beim FFF dar, der häufig in den vorgestellten Veröffentlichungen erwähnt, aber bisher nicht experimentell erfasst wurde. Um diesen zu ermitteln, wurden an ausgewählten Betriebspunkten Dead-Stop-Versuche mithilfe von zweifarbigen Filamenten zur Bestimmung des Aufschmelzgrades durchgeführt.

Die Untersuchungen identifizierten ein stabiles Prozessfenster unter Berücksichtigung der Einzugs geschwindigkeit. Dieses Fenster ist abhängig von Faktoren wie dem Aufschmelzverhalten des Materials, der Temperatur und der Düsengeometrie. Die kritische Einzugs geschwindigkeit, welche das Ende des stabilen Extrusionsbereich darstellt, ist dabei insbesondere abhängig vom Aufschmelzgrad des Materials. Aus den Aufschmelzuntersuchungen wurde ersichtlich, dass die kritische Einzugs geschwindigkeit erreicht wird, wenn festes Filament in die Contractionzone eintritt, in der der Durchmesser der Strömungsgeometrie abnimmt. Die kritische Einzugs geschwindigkeit ist daher auf die unzureichende Wärmeübertragung für den Phasenübergang des Materials zurückzuführen. Dies konnte auch im Vergleich der teilkristallinen PP- mit den amorphen ABS-Materialien beobachtet werden. Aufgrund der nötigen Schmelzenthalpie beim PP verlaufen die

Feststofflängenprofile in Abhängigkeit der Einzugsgeschwindigkeit deutlich steiler als beim ABS, sie erreichen daher die Contractionzone bereits bei geringeren Einzugsgeschwindigkeiten. Dies resultierte schließlich in einem deutlich engeren Prozessfenster mit niedrigeren kritischen Einzugsgeschwindigkeiten. Die absolute benötigte Vorschubkraft dagegen wird im Wesentlichen vom Druckverlust in der Düse und damit der Materialviskosität bestimmt und ist entscheidend für die Auswahl des Antriebssystems. Darüber hinaus ist zu beachten, dass die erforderliche Vorschubkraft immer geringer sein muss als die Knickkraft des Materials, um den Druck zu ermöglichen.

Aus den experimentellen Untersuchungen konnten eine Reihe von Handlungsempfehlungen hinsichtlich der Materialeigenschaften, Düsengeometrieparametern und Prozessgrößen abgeleitet werden. Darüber hinaus konnten die genauen Zusammenhänge zwischen den vorherrschenden physikalischen Bedingungen, den Fertigungsprozessen und den spezifischen Materialeigenschaften aufgezeigt und nachvollzogen werden.

In der numerischen Simulation lag der Schwerpunkt auf der Darstellung der Wärmeübergänge und des Zwei-Phasensystems, bestehend aus festem Filament und Schmelze. Um die Viskosität des Feststoffs zu beschreiben, wurde angenommen, dass der Feststoff sich wie eine hochviskose Flüssigkeit verhält. Dazu wurde ihm eine Viskosität von  $10^6 \text{ Pa s}$  zugewiesen. Um den Eintritt des festen Filaments mit Abstand zur Wand zu beschreiben, wurde ein Modell für die Temperaturrandbedingung entwickelt, das den Übergang von einer Wandgleitbedingung ohne Reibung und Wärmeverlust zu einer No-Slip-Bedingung zum Aufschmelzbeginn als kontinuierliche Sprungfunktion beschreibt. Dadurch war es möglich, in der Simulation die Bewegung des festen Filaments in Richtung des Düsenausgangs bei zunehmender Einzugsgeschwindigkeit zu modellieren und den Übergang von stabilen zu instabilen Extrusionsbereichen korrekt darzustellen. Diese Modellierung basiert auf der Annahme einer konstanten maximalen Einzugsgeschwindigkeit von  $v_{\max} = 400 \text{ mm min}^{-1}$ , die sich aus den ersten experimentellen Messreihen mit der V6-Baureihe ergeben hatte. Die Wahl der maximalen Einzugsgeschwindigkeit ist dabei entscheidend für die Position des Wendepunkts zwischen Wandgleit- und No-Slip-Bedingung. Daher konnten die Vorschubgeschwindigkeiten für die V6-Reihe in ausreichender Genauigkeit bestimmt werden. Jedoch wiesen die simulierten Ergebnisse in der VOLCANO-Reihe insbesondere bei der Modellierung der kritischen Einzugsgeschwindigkeiten starke Abweichungen auf.

Da gerade der Übergang in den instabilen Extrusionsbereich für die Prozessauslegung entscheidend ist, wurde zur Verbesserung der Anwendbarkeit der Simulationen eine Modellerweiterung vorgenommen, die eine geometrie- und materialabhängige Bestimmung der maximalen Einzugsgeschwindigkeit ermöglicht. Hierfür wurden zwei verschiedene Methoden untersucht, mit derer es möglich ist bei gegebenen experimentellen maximalen Einzugsgeschwindigkeiten einen mittleren Wärmeübergangskoeffizienten für das Druckersystem zu ermitteln, der übertragbar für unbekannte Materialsysteme ist. Die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten ermöglichen dabei die Berechnung der maximalen Einzugsgeschwindigkeiten in ausreichend guter Genauigkeit, sodass die Simulationsgüte der simulierten Vorschubkräfte unter Berücksichtigung der neuen maximalen Einzugsgeschwindigkeiten erhalten blieb. Damit wurde eine Vorgehensweise entwickelt, die es erstmals ermöglicht, die numerische Simulationsumgebung über die untersuchten Hotendsysteme hinaus auf beliebige Druckersysteme zu übertragen. Die Ergebnisse zeigten allerdings auch, dass die einfache Annahme von  $400 \text{ mm min}^{-1}$  für die maximale Einzugsgeschwindigkeit im Falle des verwendeten Hotendsystems ebenfalls gute Übereinstimmungen liefert.

Insgesamt wurde daher das Ziel der Arbeit erfolgreich umgesetzt und es ist nun möglich mit dem beschriebenen Vorgehen materialabhängige simulative Vorhersagen für den FFF-Druck zu treffen, welche grundsätzlich universell für verschiedene Hotendsysteme anwendbar sind. Hinzu kommt, dass durch die experimentellen Beobachtungen die Prozesszusammenhänge beleuchtet und mithilfe der numerischen Simulationen visuell aufbereitet wurden, was zu einem verbesserten Verständnis der Wirkungszusammenhänge in der FFF beiträgt. Die hier beschriebenen Arbeiten setzen damit einen weiteren Schritt zur Schließung der bestehenden Wissenslücke hinsichtlich des Prozessverständnisses und der Simulationsfähigkeiten in der FFF im Vergleich zum Stand der Technik anderer Fertigungsverfahren. Die Ergebnisse und erarbeiteten Ansätze dieses Projekts legen außerdem eine Basis für künftige Forschungs- und Entwicklungsarbeiten in diesem Bereich. Da noch Abweichungen im Bereich niedriger Temperaturen für amorphe Materialsysteme und die Beschreibung des Verhaltens im instabilen Bereich insbesondere in der VOLCANO-Baureihe bestehen, gilt es die Modellierung in der numerischen Simulation weiter zu optimieren, um den gesamten Prozessbereich mit hinreichender Genauigkeit abzubilden. Denkbar wären dabei Optimierungsschleifen hinsichtlich der Wahl der Fließ-

temperatur, das heißt dem Wendepunkt der Sprungfunktion oder auch der Feststoffviskosität, um die Beschreibung zu verbessern. Grundsätzlich könnten auch andere Beschreibungen der physikalischen Daten erprobt werden, wie beispielsweise das melt-fraction-Modell nach *Karrenberg et. al.* (siehe Abschnitt 2.3.2). Genauso sind für die Beschreibung weiterer funktionaler Materialsysteme, wie beispielsweise hochgefüllte oder glasfaserverstärkte Thermoplaste, Erweiterungen um komplexere Materialmodelle nötig, wobei die vorgestellten experimentellen Methoden für die Validierung genutzt werden können.

Die analytischen Ansätze in Abschnitt 9 wurden erst im späteren Verlauf dieser Arbeit formuliert, da zunächst eine breite experimentelle Datenbasis erzeugt und auf Grundlage der Validierung der numerischen Modelle das Verständnis der Prozesszusammenhänge erarbeitet werden musste. In den vorgestellten Berechnungsansätzen sind daher noch recht viele vereinfachende Annahmen getroffen und bieten das Potential für weitere Untersuchungen. Im ersten Schritt wurde der Modellierungsansatz aufgebaut, um zu überprüfen, ob durch eine materialabhängige Abschätzung der maximalen Einzugsgeschwindigkeit eine Verbesserung der Simulationsergebnisse gegenüber der Annahme von einem festen  $v_{\max} = 400 \text{ mm min}^{-1}$  erreicht werden kann. Zudem sollte ein physikalischer Zusammenhang erarbeitet werden, mit dem eine Abschätzung der maximalen Einzugsgeschwindigkeit möglich ist, um weitestgehend experimentell unabhängig die Simulation aufbauen zu können. Die postulierte Allgemeingültigkeit der entwickelten Modelle für andere Aufschmelzsysteme gilt es hierbei noch zu überprüfen. Wie in Abschnitt 2.2.2 beschrieben, existiert eine Vielzahl an möglichen Kombinationen der Einzelkomponenten des Druckkopfs, die kommerziell im FFF eingesetzt werden. Eignet sich die entwickelte Simulation zur Beschreibung weiterer Systeme wäre es möglich, gemeinsam mit den beschriebenen Versuchsmethoden, die Einflüsse der Einzelkomponenten im Druckkopf zu identifizieren. Ein Beispiel hierfür könnte ein Bimetall-Heatbreak sein, durch dessen Einsatz, wie in Abschnitt 2.2.2 vorgestellt, eine Verbesserung des Aufschmelzverhaltens angenommen wird. Die Arbeiten tragen daher nicht nur zur Materialentwicklung und der Prozessauslegung, sondern auch zur technischen Weiterentwicklung des FFF bei.

Eine weitere Möglichkeit ist allerdings auch, die Modellbasis zu verwenden, um nicht die maximale Einzugsgeschwindigkeit abzuschätzen, sondern die kritische Einzugsgeschwindigkeit. Dementsprechend müsste die Annahme insoweit geändert werden, dass

das Erreichen der kritischen Einzugsgeschwindigkeit mit der Fließ- bzw. Schmelztemperatur beim Eintritt in die Contractionzone einhergeht. Dies würde zu niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten in der Berechnung führen und zu einer veränderten Grundannahme der analytischen Beschreibung, bietet aber das Potenzial direkt die Begrenzung des stabilen Prozessfensters abschätzen zu können. Dadurch könnte die Modellierung nicht nur für die Ermittlung der Randbedingungen in der Numerik genutzt werden, sondern auch, um die Prozessparameter vorab einzugrenzen. Inwieweit dafür allerdings weitere Modell Anpassungen erfolgen müssten, um gute Übereinstimmungen mit den experimentellen Daten erzielen zu können, gilt es zu überprüfen. Die Ergebnisse der vorgestellten Arbeiten bieten aber an dieser Stelle eine hervorragende Ausgangsbasis für weitere analytische als auch numerische Modellierungen im Bereich der FFF.



## 11 Literaturverzeichnis

- [1] R. Lachmayer, R. B. Lippert (Hrsg.): *Entwicklungsmethodik für die Additive Fertigung*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg **2020**.
- [2] S. Richter, S. Wischmann, *Additive Fertigungsverfahren – Entwicklungsstand, Marktperspektiven für den industriellen Einsatz und IKT-spezifische Herausforderungen bei Forschung und Entwicklung. Autonomik Industrie 4.0* **2016**.
- [3] E. Witt, C. Anton (Hrsg.): *Additive Fertigung: Entwicklungen, Möglichkeiten und Herausforderungen Stellungnahme*, Deutsche Akademie der Naturforscher Leopoldina e.V. - Nationale Akademie der Wissenschaften; Union der deutschen Akademien der Wissenschaften e. V; acatech - Deutsche Akademie der Technikwissenschaften e. V, Halle (Saale), Mainz, München **2020**.
- [4] E. Marquardt: *Additive Manufacturing geht in Serie*.  
<https://www.vdi.de/news/detail/additive-manufacturing-geht-in-serie>. Abrufdatum: 17.12.2021.
- [5] M. Thum: *Additive Fertigung wächst: Prognose bis 2029 deutet auf starkes Wachstum hin*. <https://www.3d-grenzenlos.de/magazin/marktforschung/marktprognose-bis-2029-fuer-additive-fertigung-271038983/>. Abrufdatum: 27.09.2023.
- [6] S. C. Daminabo, S. Goel, S. A. Grammatikos, H. Y. Nezhad, V. K. Thakur, *Fused deposition modeling-based additive manufacturing (3D printing): techniques for polymer material systems. Materials Today Chemistry* **2020**, 16, S. 100248.
- [7] A. Jaisingh Sheoran, H. Kumar, *Fused Deposition modeling process parameters optimization and effect on mechanical properties and part quality: Review and reflection on present research. Materials Today: Proceedings* **2020**, 21, S. 1659–1672.
- [8] R. Korner: *Vom Hobby zur Industrielösung: Hubs veröffentlicht 3D-Druck-Trendbericht für 2023 – das sind die Ergebnisse*. <https://www.3d-grenzenlos.de/magazin/marktforschung/hubs-3d-druck-trendbericht-2023-271019063/>. Abrufdatum: 07.11.2023.
- [9] D. Vaes, P. van Puyvelde, *Semi-crystalline feedstock for filament-based 3D printing of polymers. Progress in Polymer Science* **2021**, 118, S. 101411.
- [10] R. Lachmayer, R. B. Lippert, S. Kaierle (Hrsg.): *Konstruktion für die Additive Fertigung 2018*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg **2020**.
- [11] M. E. Mackay, *The importance of rheological behavior in the additive manufacturing technique material extrusion. Journal of Rheology* **2018**, 62 (6), S. 1549–1561.
- [12] V. Nienhaus, K. Smith, D. Spiehl, E. Dörsam, *Investigations on nozzle geometry in fused filament fabrication. Additive Manufacturing* **2019**, 28, S. 711–718.
- [13] M. P. Serdeczny, R. Comminal, D. B. Pedersen, J. Spangenberg, *Experimental and analytical study of the polymer melt flow through the hot-end in material extrusion additive manufacturing. Additive Manufacturing* **2020**, 32, S. 100997.

- [14] M. Moretti, A. Rossi, N. Senin, *In-process simulation of the extrusion to support optimisation and real-time monitoring in fused filament fabrication*. *Additive Manufacturing* **2021**, 38, S. 101817.
- [15] J. Kattinger, T. Ebinger, R. Kurz, C. Bonten, *Numerical simulation of the complex flow during material extrusion in fused filament fabrication*. *Additive Manufacturing* **2022**, 49, S. 102476.
- [16] F. Pigeonneau, D. Xu, M. Vincent, J.-F. Agassant, *Heating and flow computations of an amorphous polymer in the liquefier of a material extrusion 3D printer*. *Additive Manufacturing* **2020**, 32, S. 101001.
- [17] S. Bakrani Balani, F. Chabert, V. Nassiet, A. Cantarel, *Influence of printing parameters on the stability of deposited beads in fused filament fabrication of poly(lactic) acid*. *Additive Manufacturing* **2019**, 25, S. 112–121.
- [18] H. S. Ramanath, C. K. Chua, K. F. Leong, K. D. Shah, *Melt flow behaviour of poly-epsilon-caprolactone in fused deposition modelling*. *Journal of materials science. Materials in medicine* **2008**, 19 (7), S. 2541–2550.
- [19] J. Go, S. N. Schiffres, A. G. Stevens, A. J. Hart, *Rate limits of additive manufacturing by fused filament fabrication and guidelines for high-throughput system design*. *Additive Manufacturing* **2017**, 16 (May (2)), S. 1–11.
- [20] A. Verma, P. Vishnoi, V. Sukhotskiy, E. P. Furlani: *Numerical Simulation of Extrusion Additive Manufacturing : Fused Deposition Modeling*, in *TechConnect briefs 2017* (Hrsg.: M. Laudon, B. Romanowicz), TechConnect, Danville, CA, U.S.A. **2017**, S. 118–121.
- [21] D. D. Phan, J. S. Horner, Z. R. Swain, A. N. Beris, M. E. Mackay, *Computational fluid dynamics simulation of the melting process in the fused filament fabrication additive manufacturing technique*. *Additive Manufacturing* **2020**, 33, S. 101161.
- [22] M. P. Serdeczny, R. Comminal, M. T. Mollah, D. B. Pedersen, J. Spangenberg, *Numerical modeling of the polymer flow through the hot-end in filament-based material extrusion additive manufacturing*. *Additive Manufacturing* **2020**, 36, S. 101454.
- [23] R. Lachmayer, R. B. Lippert, T. Fahlbusch (Hrsg.): *3D-Druck beleuchtet: Additive Manufacturing auf dem Weg in die Anwendung*, Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg **2016**.
- [24] A. Gebhardt: *3D-Drucken: Grundlagen und Anwendungen des Additive Manufacturing (AM)*, Hanser, München **2014**.
- [25] A. Gebhardt, J. Kessler, A. Schwarz: *Produktgestaltung für die additive Fertigung*, Hanser, München **2019**.
- [26] M. Kumke: *Grundlagen der additiven Fertigung*, in *Methodisches Konstruieren von additiv gefertigten Bauteilen* (Hrsg.: M. Kumke), Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden **2018**, S. 7–23.
- [27] R. Wolff, M. Bastian, T. Hochrein, S. Turek, B. Baudrit, J. Rudloff, H. Malatyali et al.: *Simulation des Hotends in der Fused Filament Fabrication: Experimentelle*

- und simulative Studien zum Aufschmelz- und Fließprozess von Kunststofffilamenten, 1. Auflage, Shaker, Düren **2022**.
- [28] M. Schmid: *Selektives Lasersintern (SLS) mit Kunststoffen: Technologie, Prozesse und Werkstoffe*, Hanser, München **2015**.
- [29] D. Nikolay, W. Kollenberg, *Additiv oder subtraktiv - eine wirtschaftliche Betrachtung*. *Keram. Z.* **2020**, 72 (3), S. 24–29.
- [30] A. Kirchheim, H.-J. Dennig, L. Zumofen: *Why Education and Training in the Field of Additive Manufacturing is a Necessity*, in *Industrializing Additive Manufacturing - Proceedings of Additive Manufacturing in Products and Applications - AMPA2017* (Hrsg.: M. Meboldt, C. Klahn), Springer International Publishing, Cham **2018**, S. 329–336.
- [31] F. Knoop, T. Lienenke, V. Schöppner: *Reproduzierbarkeit der Maßhaltigkeit im Fused Deposition Modeling*, in *Rapid.Tech – International Trade Show & Conference for Additive Manufacturing* (Hrsg.: M. Kynast, M. Eichmann, G. Witt), Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München **2017**, S. 51–66.
- [32] C. Schumacher, V. Schöppner: *Anwendungen additiver Fertigungsverfahren und die Erschließung neuer Anwendungsbereiche durch neue Materialien*, in *Wissenschaft im Angesicht »großer gesellschaftlicher Herausforderungen«* (Hrsg.: B. Riegraf, A.-L. Berscheid), transcript Verlag **2018**, S. 97–110.
- [33] V. Nienhaus *Untersuchung und Modellierung von Kunststoffextrusionssystemen in der Fused Filament Fabrication*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Druckmaschinen und Druckverfahren, Dissertation **2021**.
- [34] M. Hoque, H. Kabir, M. H. Jony, *Design And Construction Of A Bowden Extruder For A FDM 3D Printer Uses 1.75 mm Filament*. *International Journal of Technical Research & Science* **2018**, 3 (VIII).
- [35] N. Venkataraman, S. Rangarajan, M. J. Matthewson, B. Harper, A. Safari, S. C. Danforth, G. Wu et al., *Feedstock material property – process relationships in fused deposition of ceramics (FDC)*. *Rapid Prototyping Journal* **2000**, 6 (4), S. 244–253.
- [36] e3d-online: *Chimera+*. <https://e3d-online.com/products/chimera>. Abrufdatum: 20.07.2023.
- [37] e3d-online: *Cyclops+*. <https://e3d-online.com/products/cyclops>. Abrufdatum: 20.07.2023.
- [38] P. Zhao, Z. Ye, M. Xu, L. Yang (Hrsg.): *Advanced Graphic Communication, Printing and Packaging Technology*, Springer Singapore, Singapore **2020**.
- [39] A. Fischer, D. Achten, M. Launhardt: *Kunststoff-Wissen für die additive Fertigung: Eigenschaften, Formulierung und Einsatzgebiete von Thermoplasten*, Hanser, München **2023**.
- [40] S. S. Crump: *Apparatus and method for creating three-dimensional objects* **1989** (US5121329A).
- [41] e3d-online: *E3D Help Centre*. <https://e3d-online.zendesk.com/hc/en-us>. Abrufdatum: 20.07.2023.

- [42] RepRap contributors: *List of Firmware*. [https://reprap.org/wiki/List\\_of\\_Firmware](https://reprap.org/wiki/List_of_Firmware). Abrufdatum: 03.07.2023.
- [43] RepRap: *RepRap*. <https://reprap.org/wiki/RepRap>. Abrufdatum: 20.07.2023.
- [44] Ultimaker: *UltiMaker Cura*. <https://ultimaker.com/software/ultimaker-cura/>. Abrufdatum: 20.07.2023.
- [45] J. Průša: *The state of open-source in 3D printing in 2023*. [https://blog.prusa3d.com/the-state-of-open-source-in-3d-printing-in-2023\\_76659/](https://blog.prusa3d.com/the-state-of-open-source-in-3d-printing-in-2023_76659/). Abrufdatum: 20.07.2023.
- [46] *Fachkunde Metall*, 44. Auflage, Verl. Europa-Lehrmittel, Haan-Gruiten **2008**.
- [47] e3d-online: *Standard Heater Cartridge*. <https://e3d-online.com/products/standard-heater-cartridge?variant=40924222160955>. Abrufdatum: 20.07.2023.
- [48] e3d-online: *Prusa V6 HotEnd (MK2 & MK3 variants)*. [https://e3d-online.com/products/prusa-v6-hotend?\\_pos=13&\\_sid=091e6b39f&\\_ss=r](https://e3d-online.com/products/prusa-v6-hotend?_pos=13&_sid=091e6b39f&_ss=r). Abrufdatum: 20.07.2023.
- [49] F. Bernhard (Hrsg.): *Technische Temperaturmessung: Physikalische und meßtechnische Grundlagen, Sensoren und Meßverfahren, Meßfehler und Kalibrierung ; Handbuch für Forschung und Entwicklung, Anwendungspraxis und Studium ; mit 297 Tabellen und 202 Berechnungsbeispielen*, Springer, Berlin **2004**.
- [50] E. Hering, G. Schönfelder (Hrsg.): *Sensoren in Wissenschaft und Technik: Funktionsweise und Einsatzgebiete*, 2. Auflage, Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Wiesbaden **2018**.
- [51] K. Irrgang: *Altes und Neues zu thermoelektrischen Effekten und Thermoelementen*, 2. Auflage, Springer Berlin, Berlin **2023**.
- [52] F. X. Eder: *Arbeitsmethoden der Thermodynamik: Band 1: Temperaturmessung*, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg **1981**.
- [53] e3d-online: *V6 Stainless Steel HeatBreak*. <https://e3d-online.com/products/v6-heat-break>. Abrufdatum: 20.07.2023.
- [54] e3d-online: *V6 Titanium HeatBreak*. [https://e3d-online.com/products/v6-titanium-heat-break?pr\\_prod\\_strat=use\\_description&pr\\_rec\\_id=e57280502&pr\\_rec\\_pid=4343319593019&pr\\_ref\\_pid=4343323754555&pr\\_seq=uniform](https://e3d-online.com/products/v6-titanium-heat-break?pr_prod_strat=use_description&pr_rec_id=e57280502&pr_rec_pid=4343319593019&pr_ref_pid=4343323754555&pr_seq=uniform). Abrufdatum: 20.07.2023.
- [55] Bondtech: *Copperhead MK10 Heat Break*. <https://www.bondtech.se/product/copperhead-mk10-heat-break/>. Abrufdatum: 20.07.2023.
- [56] H. K. Dave, J. P. Davim (Hrsg.): *Fused Deposition Modeling Based 3D Printing*, 1. Auflage, Springer International Publishing; Imprint Springer, Cham **2021**.
- [57] J. Wächter, E. Moritzer: *Einfluss eines beheizten Bauraums auf die Schweißnahtqualität*. <https://www.plastverarbeiter.de/verarbeitungsverfahren/einfluss-eines-beheizten-bauraums-auf-die-schweissnahtqualitaet.html>. Abrufdatum: 06.04.2021.

- [58] V. Shanmugam, D. J. J. Rajendran, K. Babu, S. Rajendran, A. Veerasimman, U. Marimuthu, S. Singh et al., *The mechanical testing and performance analysis of polymer-fibre composites prepared through the additive manufacturing*. *Polymer Testing* **2021**, 93, S. 106925.
- [59] A. Klope *Untersuchung der Werkstoff-, Prozess- und Bauteileigenschaften beim Fused Deposition Modeling Verfahren*, Dissertation **2015**.
- [60] F. Bähr (Westkämper, Engelbert): *Methode zur modellierungsbasierten, präventiven Qualitätssicherung im Material Extrusion Verfahren*. Universität Stuttgart, Dissertation **2020**.
- [61] J. Butzke *Verfahrenstechnische Weiterentwicklung des Fused Layer Manufacturing zur Reduzierung der Anisotropie im Bauteil*. Technische Universität Berlin, Dissertation **2018**.
- [62] V. Schöppner, C. Schumacher, J. Guntermann, *Beurteilung der Schweißnahtfestigkeiten verschiedener Kunststoffe im FDM-Prozess*. *Jahresmagazin Kunststofftechnik* **2017**, 1 (1), S. 108–114.
- [63] C. Schumacher *Erarbeitung eines methodischen Vorgehens zur merkmalspezifischen Charakterisierung der Verarbeitungseignung von nicht verstärkten und faserverstärkten Kunststoffen im Fused Deposition Modeling am Beispiel von Polyamid 6*. Shaker Verlag, Dissertation **2020**.
- [64] F. Knoop *Untersuchung der mechanischen und geometrischen Eigenschaften von Bauteilen hergestellt im Fused Deposition Modeling Verfahren*, Dissertation **2020**.
- [65] A. Gebhardt: *Additive Fertigungsverfahren: Additive Manufacturing und 3D-Drucken für Prototyping - Tooling - Produktion*, 5. Auflage, Hanser; Ciando, München **2016**.
- [66] Filament2Print: *Hochgeschwindigkeits-3D-Druck*. [https://filament2print.com/de/blog/184\\_hochgeschwindigkeits-3d-drucken.html](https://filament2print.com/de/blog/184_hochgeschwindigkeits-3d-drucken.html). Abrufdatum: 03.07.2023.
- [67] Klipper3d: *Klipper documentation. Resonance Compensation*. [https://www.klipper3d.org/Resonance\\_Compensation.html#technical-details](https://www.klipper3d.org/Resonance_Compensation.html#technical-details). Abrufdatum: 03.07.2023.
- [68] H. Bikas, P. Stavropoulos, G. Chryssolouris, *Additive manufacturing methods and modelling approaches: a critical review*. *Int J Adv Manuf Technol* **2016**, 83 (1-4), S. 389–405.
- [69] B. N. Turner, R. Strong, S. A. Gold, *A review of melt extrusion additive manufacturing processes: I. Process design and modeling*. *Rapid Prototyping Journal* **2014**, 20 (3), S. 192–204.
- [70] A. Bellini, S. Gucceri, M. Bertoldi, *Liquefier Dynamics in Fused Deposition*. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* **2004**, 126 (2), S. 237–246.
- [71] H. S. Ramanath, M. Chandrasekaran, C. K. Chua, K. F. Leong, K. D. Shah, *Modelling of Extrusion Behaviour of Biopolymer and Composites in Fused Deposition Modelling*. *KEM* **2007**, 334-335, S. 1241–1244.

- [72] N. Mostafa, H. M. Syed, S. Igor, G. Andrew, *A study of melt flow analysis of an ABS-Iron composite in fused deposition modelling process. Tinshhua Sci. Technol.* **2009**, 14 (S1), S. 29–37.
- [73] M. E. Mackay, Z. R. Swain, C. R. Banbury, D. D. Phan, D. A. Edwards, *The performance of the hot end in a plasticating 3D printer. Journal of Rheology* **2017**, 61 (2), S. 229–236.
- [74] W. Michaeli: *Extrusion dies for plastics and rubber: Design and engineering computations ; 15 tables*, 2. Auflage, Hanser, Munich, Vienna **1992**.
- [75] S. C. Danforth: *Thermal Analysis Of Fused Deposition*, International Solid Freeform Fabrication Symposium **1997**.
- [76] R. L. Boles, H. L. Davis, D. C. Bogue, *Entrance flows of polymeric materials: Pressure drop and flow patterns. Polym. Eng. Sci.* **1970**, 10 (1), S. 24–31.
- [77] D. D. Phan, Z. R. Swain, M. E. Mackay, *Rheological and heat transfer effects in fused filament fabrication. Journal of Rheology* **2018**, 62 (5), S. 1097–1107.
- [78] T. A. Osswald, J. Puentes, J. Kattinger, *Fused filament fabrication melting model. Additive Manufacturing* **2018**, 22, S. 51–59.
- [79] S. Eilbracht: *Vorsprung durch Simulation*. <https://www.plastverarbeiter.de/verarbeitungsverfahren/vorsprung-durch-simulation.html>. Abrufdatum: 22.04.2022.
- [80] G. Karrenberg, *CFD-Simulation der Kunststoffplastifizierung in einem Extruder mit durchgehend genutetem Zylinder und Barrierieschnecke. Zeitschrift Kunststofftechnik* **2016**, 1, S. 205–238.
- [81] A. Gebhardt, J.-S. Hötter: *Additive manufacturing: 3D printing for prototyping and manufacturing*, Hanser Publications; Hanser Publishers, Cincinnati, OH, Munich, Cincinnati **2016**.
- [82] A. Gebhardt: *Understanding Additive Manufacturing*, Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München **2011**.
- [83] J.-Z. Liang, *Influence of die angles on pressure drop during extrusion of rubber compound. J. Appl. Polym. Sci.* **2001**, 80 (8), S. 1150–1154.
- [84] H. Herwig, A. Moschallski (Hrsg.): *Wärmeübertragung*, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden **2014**.
- [85] M. D. Monzón, I. Gibson, A. N. Benítez, L. Lorenzo, P. M. Hernández, M. D. Marrero, *Process and material behavior modeling for a new design of micro-additive fused deposition. Int J Adv Manuf Technol* **2013**, 67 (9-12), S. 2717–2726.
- [86] J. Zhang, B. van Hooreweder, E. Ferraris, *T4F3: temperature for fused filament fabrication. Prog Addit Manuf* **2022**, 7 (5), S. 971–991.
- [87] S. F. Costa, F. M. Duarte, J. A. Covas, *Thermal conditions affecting heat transfer in FDM/FFE: a contribution towards the numerical modelling of the process. Virtual and Physical Prototyping* **2015**, 10 (1), S. 35–46.
- [88] J. A. A. Alfaro, E. Grünschloß, S. Eppe, C. Bonten, *Analysis of a Single Screw Extruder with a Grooved Plasticating Barrel – Part I: The Melting Model. International Polymer Processing* **2015**, 30 (2), S. 284–296.

- [89] J. Rudloff, M. Wilhelm, M. Lang, P. Heidemeyer, M. Bastian: *Analysis and Simulation of the Melting Behavior of Polymer Materials in Co-Kneaders*, Ilmenau Scientific Colloquium **2017**.
- [90] M. Bastian *Plastifizierung und Morphologie von inkompatiblen Polymerblends bei der Herstellung mit Gleichdrall-Doppelschneckenextrudern*. Universität Paderborn, Institut für Kunststofftechnik, Dissertation **2000**.
- [91] H. Jung, J. L. White, *Investigation of Melting Phenomena in Modular Co-rotating Twin Screw Extrusion*. *International Polymer Processing* **2003**, 18 (2), S. 127–132.
- [92] K. J. Westhues *Entwicklung eines Modells zur Berechnung der initialen Aufschmelzvorgänge in gleichläufigen Doppelschneckenextrudern*. Shaker Verlag, Dissertation **2019**.
- [93] D. S. Christen: *Strömungslehre*, in *Praxiswissen der chemischen Verfahrenstechnik* (Hrsg.: D. S. Christen), Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg **2010**, S. 163–200.
- [94] M. Iben Habba (Betreuerin Rebecca Wolff): *Untersuchungen zum Aufschmelzprozess von Filamentsträngen in der Fused Filament Fabrication*. Hochschule für angewandte Wissenschaften Würzburg-Schweinfurt, Fakultät Kunststofftechnik und Vermessung, unveröffentlichte Bachelorarbeit **2020**.
- [95] J.-F. Agassant, D. R. Arda, C. Combeaud, A. Merten, H. Münstedt, M. R. Mackley, L. Robert et al., *Polymer Processing Extrusion Instabilities and Methods for their Elimination or Minimisation*. *International Polymer Processing* **2006**, 21 (3), S. 239–255.
- [96] N. Ghahramani, G. C. Georgiou, E. Mitsoulis, S. G. Hatzikiriakos, J.G. Oldroyd's early ideas leading to the modern understanding of wall slip. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* **2021**, 293, S. 104566.
- [97] A. Allal, A. Lavernhe, B. Vergnes, G. Marin, *Relationships between molecular structure and sharkskin defect for linear polymers*. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* **2006**, 134 (1-3), S. 127–135.
- [98] U. Küttler *Effiziente Lösungsverfahren für Fluid-Struktur-Interaktions-Probleme*. Technische Universität München, Lehrstuhl für Numerische Mechanik, Dissertation **2009**.
- [99] H. Damanik, J. Hron, A. Ouazzi, S. Turek, *A monolithic FEM-multigrid solver for non-isothermal incompressible flow on general meshes*. *Journal of Computational Physics* **2009**, 228 (10), S. 3869–3881.
- [100] R. Grundmann *Numerische Methoden (CFD)*. TU Dresden, Institut für Luft- und Raumfahrttechnik, Lehrbrief **2000**.
- [101] R. Wolff, A. Fatima, H. Damanik, S. Turek, J. Rudloff, M. Lang, T. Hochrein et al., *Mit Simulation zu neuen Materialien: Schnell optimale Prozessparameter für 3D-Druck-Werkstoffe ermitteln*. *Kunststoffe* **2021** (9), S. 102–105.
- [102] R. Wolff, H. Damanik, A. Fatima, S. Turek, H. Malatyali, J. Rudloff, B. Baudrit et al.: *Heat Transfer Modelling for Predicting Maximum Feeding Rates in Material*

- Extrusion*, in *AIP Conference Proceedings*, 38th International Conference of the Polymer Processing Society (PPS), noch nicht veröffentlicht.
- [103] M. C. Righetti, M. Gazzano, M. L. Di Lorenzo, R. Androsch, *Enthalpy of melting of  $\alpha'$ - and  $\alpha$ -crystals of poly(l-lactic acid)*. *European Polymer Journal* **2015**, 70, S. 215–220.
- [104] M. L. Di Lorenzo, *Calorimetric analysis of the multiple melting behavior of poly(L -lactic acid)*. *J. Appl. Polym. Sci.* **2006**, 100 (4), S. 3145–3151.
- [105] M. C. Righetti, P. Cinelli, N. Mallegni, C. A. Massa, S. Bronco, A. Stähler, A. Lazzeri, *Thermal, Mechanical, and Rheological Properties of Biocomposites Made of Poly(lactic acid) and Potato Pulp Powder*. *International journal of molecular sciences* **2019**, 20 (3).
- [106] *DIN EN ISO 306:2023-03, Kunststoffe - Thermoplaste - Bestimmung der Vicat-Erweichungstemperatur (VST) (ISO 306:2022); Deutsche Fassung EN ISO 306:2022*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.



## **12 Symbol- und Abkürzungsverzeichnis**

### **12.1 Abkürzungen**

ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
AF	Additive Fertigung
AM	Additive Manufacturing
CAD	Computer-Aided Design
CFD	Computational Fluid Dynamics
DSC	Differenzkalorimetrie
FDM	Fused Deposition Modelling
FFF	Fused Filament Fabrication
HKR	Hochdruckkapillarrheometer
LFA	Laser-Flash-Analyse
LS3	Lehrstuhl für angewandte Mathematik und Numerik der TU Dortmund
NTC	Halbleitermaterial mit negativen Temperaturkoeffizienten
PLA	Polylactid
PP	Polypropylen
PS	Polystyrol
PTFE	Polytetrafluorethylen
STL	Standard Triangulation Language
TC	Thermo Couple
TU	Technische Universität
WLF	Williams-Landel-Ferry

## 12.2 Römische Symbole

$A$	Nullviskosität
$a$	Modellparameter Wärmekapazitätsfunktion
$a_1$	Modellparameter Sprungfunktion
$a_2$	Modellparameter Sprungfunktion
$a_3$	Modellparameter Sprungfunktion
$a_c$	Modellparameter Carreau II-Ansatz
$\mathbf{A}_T$	Linearer Operator Temperatur
$a_T$	Temperaturverschiebungsfaktor
$\mathbf{A}_u$	Linearer Operator Geschwindigkeit
$B$	Modellparameter Carreau I-Ansatz
$b$	Modellparameter Wärmekapazitätsfunktion
$\mathbf{B}$	Gradientenoperator
$Bi$	Biot-Zahl
$\mathbf{B}_T$	Gradientenoperator Temperatur
$C$	Modellparameter Carreau I-Ansatz
$c$	Modellparameter Wärmekapazitätsfunktion
$C_1$	Modellparameter WLF-Ansatz
$C_2$	Modellparameter WLF-Ansatz
$c_p$	Spezifische Wärmekapazität
$c_{p,solid}$	Mittlere spezifische Wärmekapazität im Feststoffbereich
$d$	Modellparameter Wärmekapazitätsfunktion
$\mathbf{D}$	Deformationsgeschwindigkeitsgradienten
$D_F$	Filamentdurchmesser
$D_N$	Düsendurchmesser
$D_{out}$	Düsenauslassdurchmesser
$E_a$	Aktivierungsenergie
$E_p$	E-Modul Polymer
$F$	Vorschubkraft
$F_A$	Andruckkraft
$F_K$	Knickkraft
$F_p$	Prozesskraft
$g$	Erdbeschleunigung

$Gz$	Graetz-Zahl
$h$	Enthalpie
$h_{pen}$	Eindringtiefe Antriebsrad
$\hat{H}$	Linearisierung spezifische Wärmekapazität
$H_u$	Linearisierung Viskositätsfunktion
$I$	Flächenträgheitsmoment Filamentquerschnitt
$j$	Iterationsvariable
$j_{step}$	Übergangseinzugsgeschwindigkeit
$K$	Potenzgesetz-Materialparameter
$k$	Wärmeleitfähigkeit Polymer
$k_1$	Materialspezifischer Navier-Slip-Koeffizient
$k_2$	Materialparameter Energiegleichung
$L$	Länge
$L^*$	Standardlänge
$L_1$	Länge Heatbreak unbeheizt
$L_2$	Länge Heatbreak beheizt
$L_3$	Länge Düse beheizt
$L_4$	Gesamtlänge Düse
$L_5$	Gesamtlänge Düse mit Heatbreak
$L_{Capillary}$	Länge Capillaryzone
$L_{Contraction}$	Länge Contractionzone
$L_{Kegel}$	Feststofflänge
$L_{Liquefier}$	Länge Liquefierzone
$L_N$	Länge vereinfachte Heizgeometrie
$M$	Drehmoment
$m$	Fließindex
$\dot{m}$	Polymerdurchsatz
$n$	Potenzgesetz-Materialparameter
$n_c$	Modellparameter Carreau II-Ansatz
$n_F$	Gesamtanzahl der Kraftdatenpunkte
$n_\mu$	Anzahl Kraftmesspunkte in einer Messreihe
$n_{zx}$	Komponente Einheitsnormalenvektor
$n_{zy}$	Komponente Einheitsnormalenvektor

$n_{zz}$	Komponente Einheitsnormalenvektor
$Nu$	Nusselt-Zahl
$p$	Druck
$Pr$	Prandtl-Zahl
$\dot{Q}$	Wärmestrom
$r$	Radius
$R$	Allgemeine Gaskonstante
$Re$	Reynoldszahl
$S_N$	Liquefioberfläche
$t$	Zeit
$T$	Temperatur
$T_0$	Bezugstemperatur
$T_g$	Glasübergangstemperatur
$T_{in}$	Massetemperatur Eintritt
$T_m$	Schmelztemperatur
$T_N$	Heizblocktemperatur
$T_{out}$	Massetemperatur Auslass
$\mathbf{u}$	Geschwindigkeitsvektor
$v$	Fließgeschwindigkeit
$v_{in}$	Einzugsgeschwindigkeit
$v_{in,ist}$	Ist-Einzugsgeschwindigkeit
$v_{in,soll}$	Soll-Einzugsgeschwindigkeit
$v_{krit}$	Kritische Einzugsgeschwindigkeit
$v_{max}$	Maximale Einzugsgeschwindigkeit
$\dot{V}$	Volumenstrom
$\hat{y}$	Kraftwert Regressionsfunktion
$y_i$	Aktueller Kraftwert
$\Delta P_1$	Druckverlust Liquefierzone
$\Delta P_2$	Druckverlust Contractionzone
$\Delta P_3$	Druckverlust Capillaryzone
$z$	Position in Fließrichtung

### 12.3 Griechische Symbole

$\alpha$	Öffnungswinkel Düsenkanal
$\alpha_{\text{Luft}}$	Wärmeübergangskoeffizient Luft-Polymer
$\alpha_{\text{N}}$	Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient
$\alpha_{\text{N,calc}}$	Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient nach Fall 2
$\alpha_{\text{N,Fit}}$	Mittlerer Wärmeübergangskoeffizient nach Fall 1
$\dot{\gamma}$	Scherrate
$\eta$	Viskosität
$\lambda$	Temperaturleitfähigkeit
$\lambda_{\text{C}}$	Modellparameter Carreau II-Ansatz
$\mu_{\text{i}}$	Mittelwert
$\rho$	Dichte
$\sigma$	Gesamtstandardabweichung
$\sigma_{\text{i}}$	Standardabweichung Messreihe
$\sigma_{\text{zx}}$	Komponente Spannungstensor
$\sigma_{\text{zy}}$	Komponente Spannungstensor
$\sigma_{\text{zz}}$	Komponente Spannungstensor
$\Gamma$	Zweidimensionale Fläche Strömungsgeometrie

## 13 Anhang

### A1. Materialdatenbestimmung

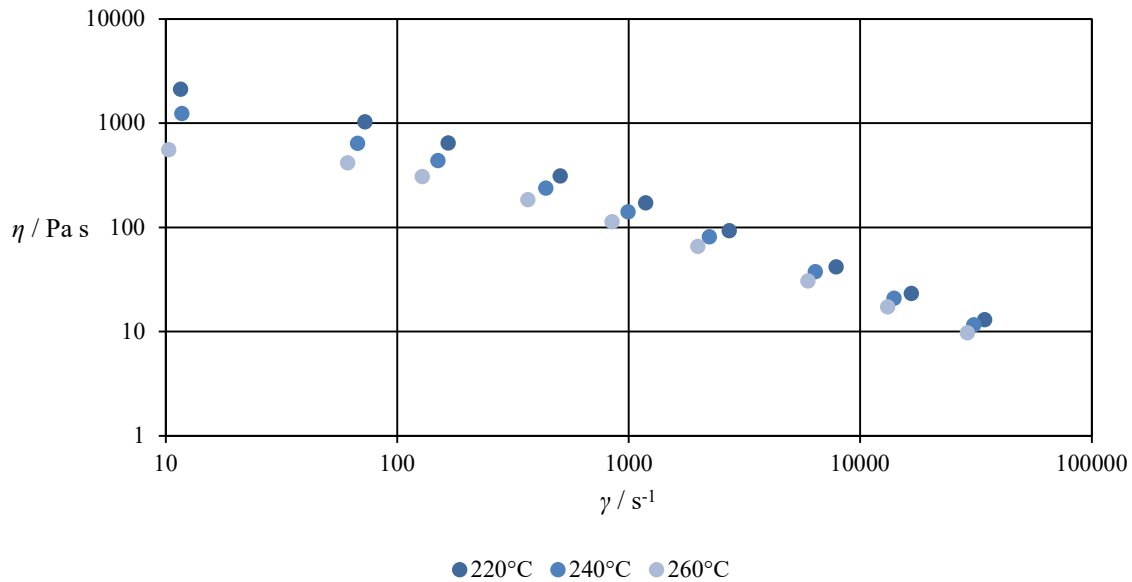


Abbildung 13-1: Viskositätskurven des ABS Novodur H605 gemessen am Filament bei drei verschiedenen Temperaturen [27]

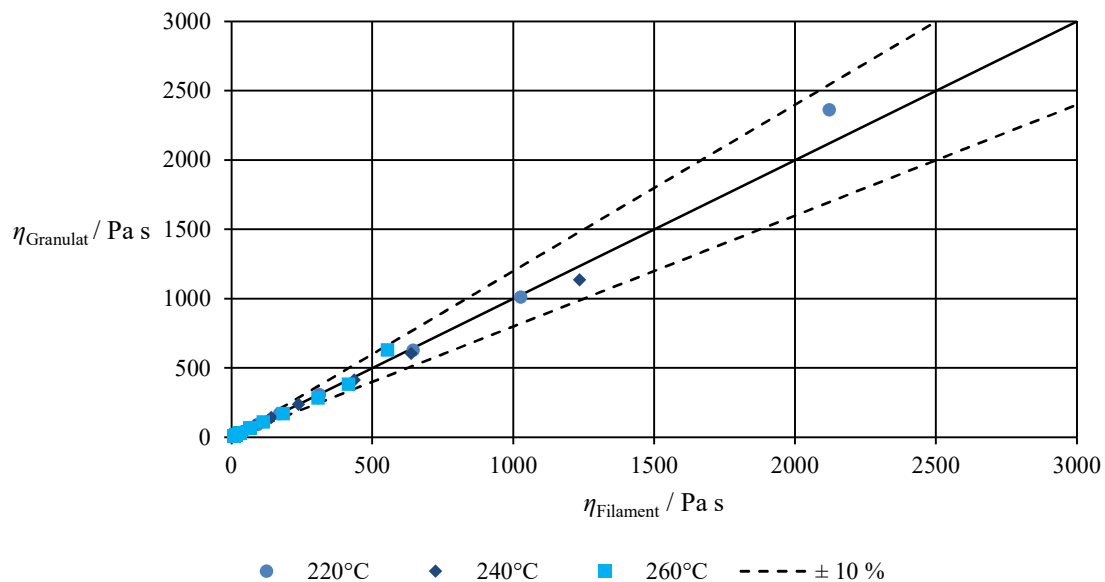


Abbildung 13-2: Gegenüberstellung der Viskositätsmessungen an Filament und Granulat von Novodur H605 [27]

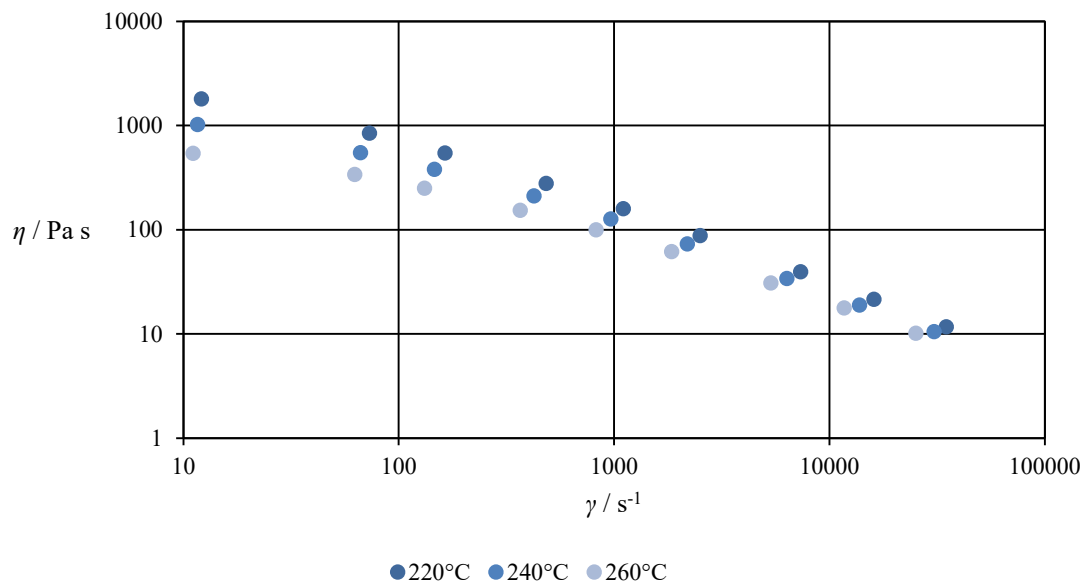


Abbildung 13-3: Viskositätskurven des ABS Novodur P2H-AT gemessen am Filament bei drei verschiedenen Temperaturen [27]

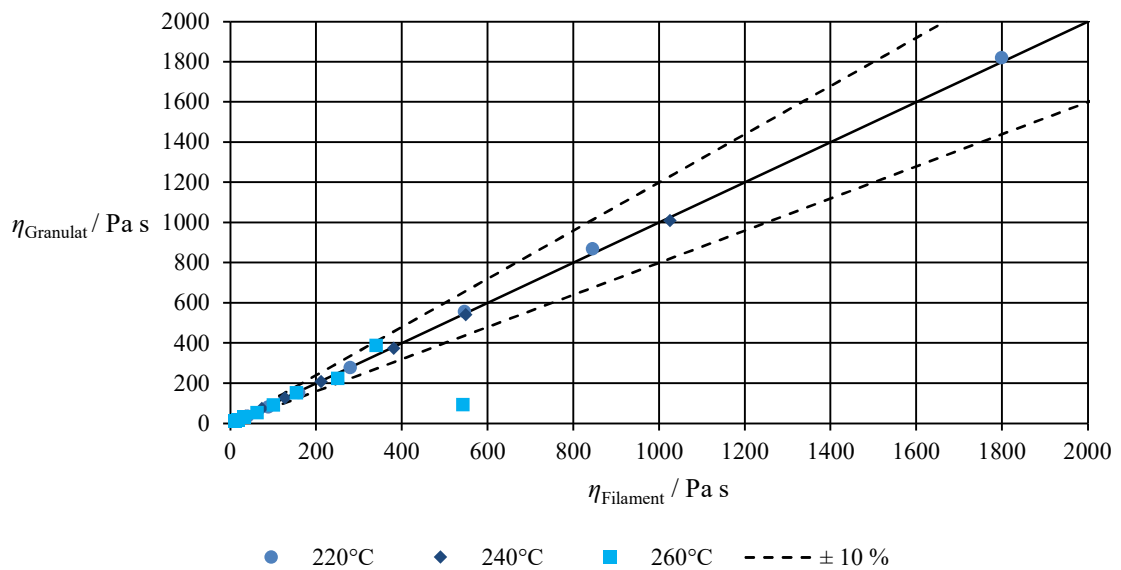


Abbildung 13-4: Gegenüberstellung der Viskositätsmessungen an Filament und Granulat von Novodur P2H-AT [27]

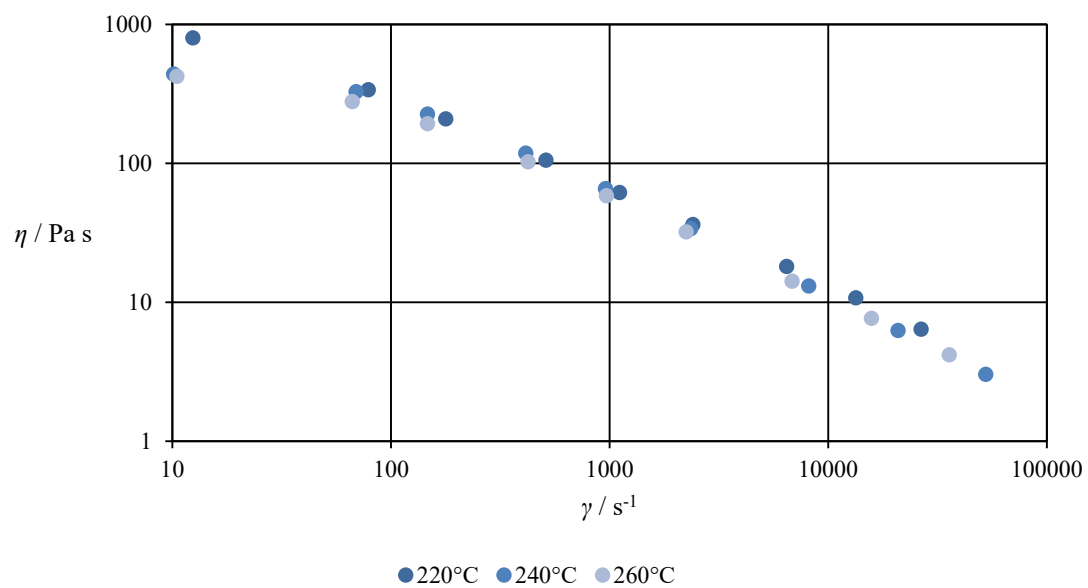


Abbildung 13-5: Viskositätskurven des PP CP393 gemessen am Filament bei drei verschiedenen Temperaturen [27]

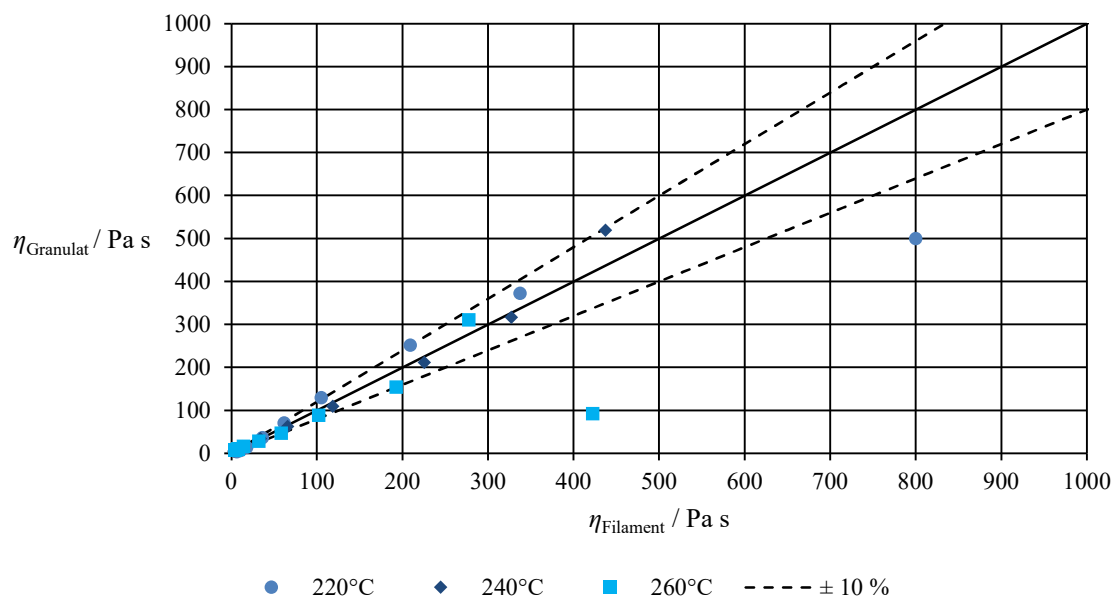


Abbildung 13-6: Gegenüberstellung der Viskositätsmessungen an Filament und Granulat von PP CP393 [27]



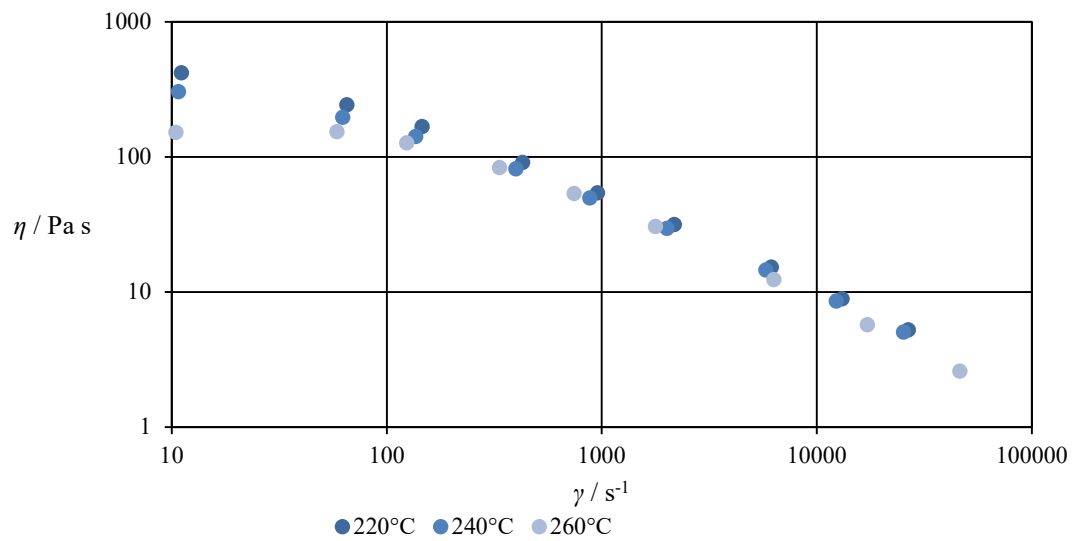


Abbildung 13-7: Viskositätskurven des PP DR7037.01 gemessen am Filament bei drei verschiedenen Temperaturen [27]

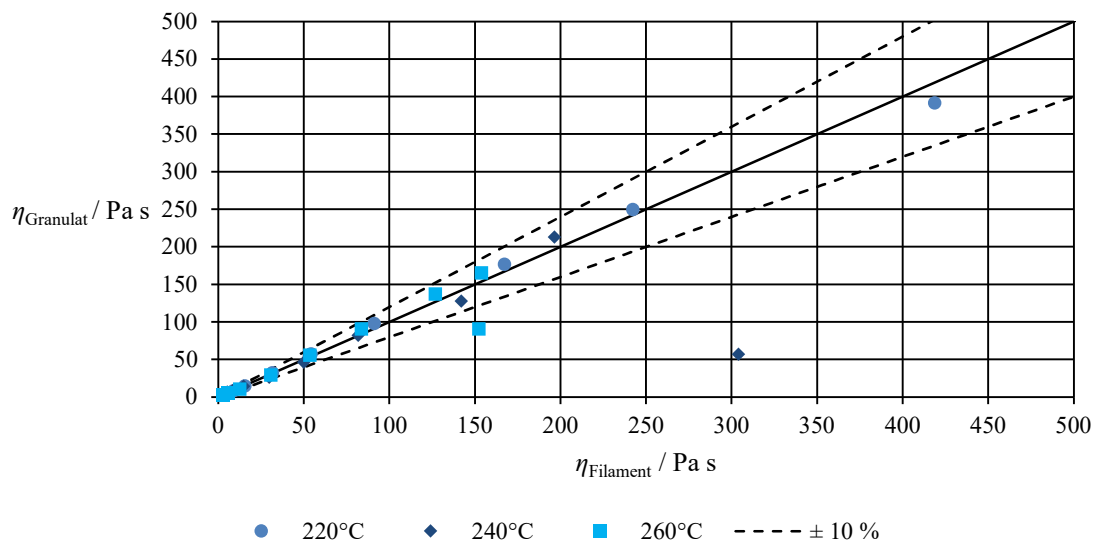


Abbildung 13-8: Gegenüberstellung der Viskositätsmessungen an Filament und Granulat von PP DR7037.01 [27]

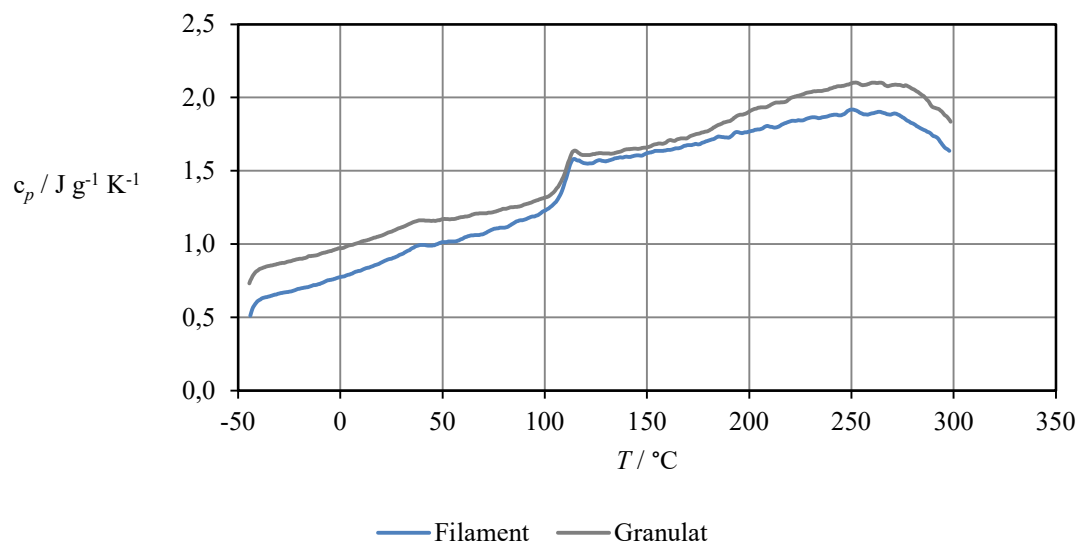


Abbildung 13-9: Gegenüberstellung der  $c_p$ -Messwerte von Filament und Granulat von ABS Novodur H605 [27]

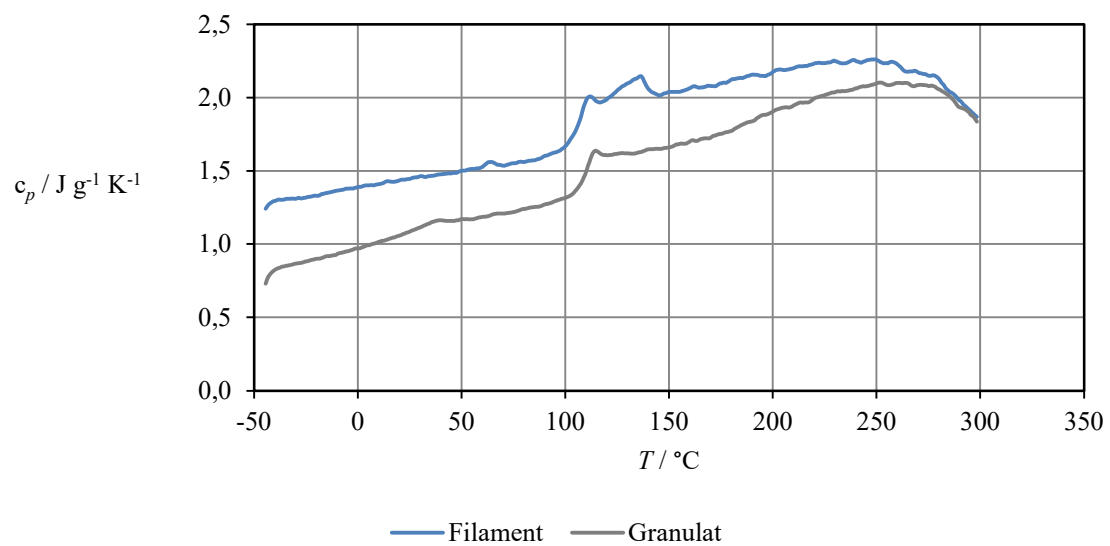


Abbildung 13-10: Gegenüberstellung der  $c_p$ -Messwerte von Filament und Granulat von ABS Novodur P2H-AT [27]

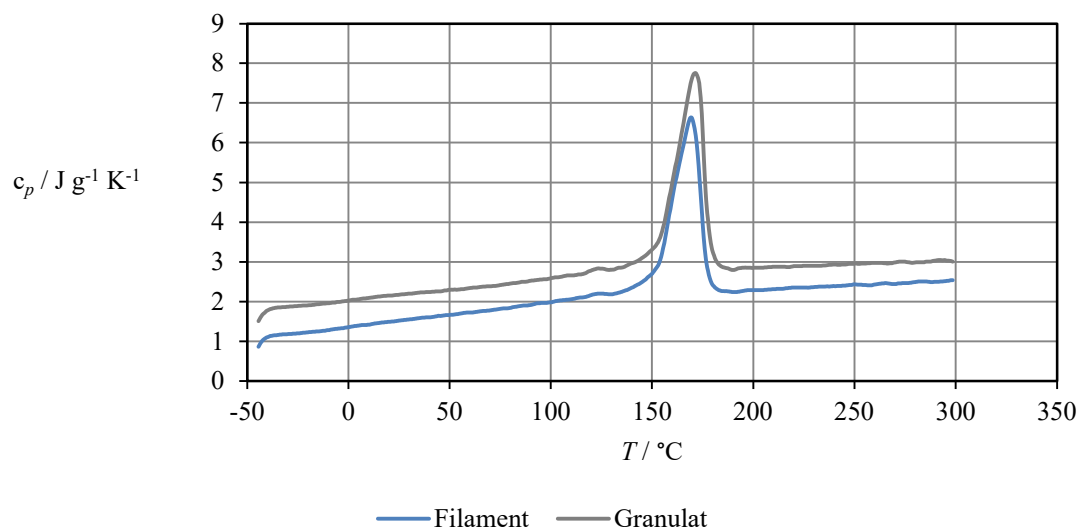


Abbildung 13-11: Gegenüberstellung der  $c_p$ -Messwerte von Filament und Granulat von PP CP393 [27]

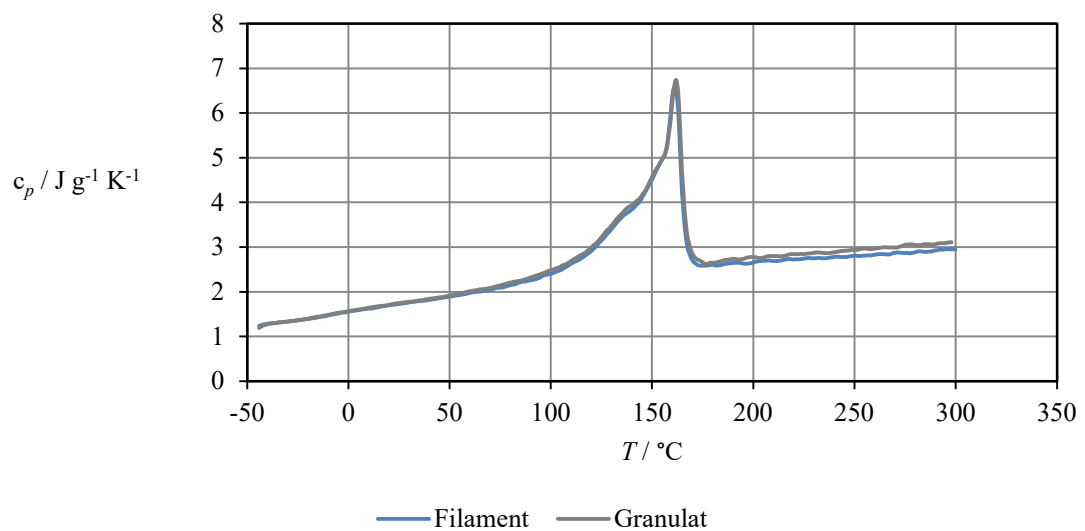


Abbildung 13-12: Gegenüberstellung der  $c_p$ -Messwerte von Filament und Granulat von PP DR7037.01 [27]

## A2. Ergebnisse der Kraftmessungen

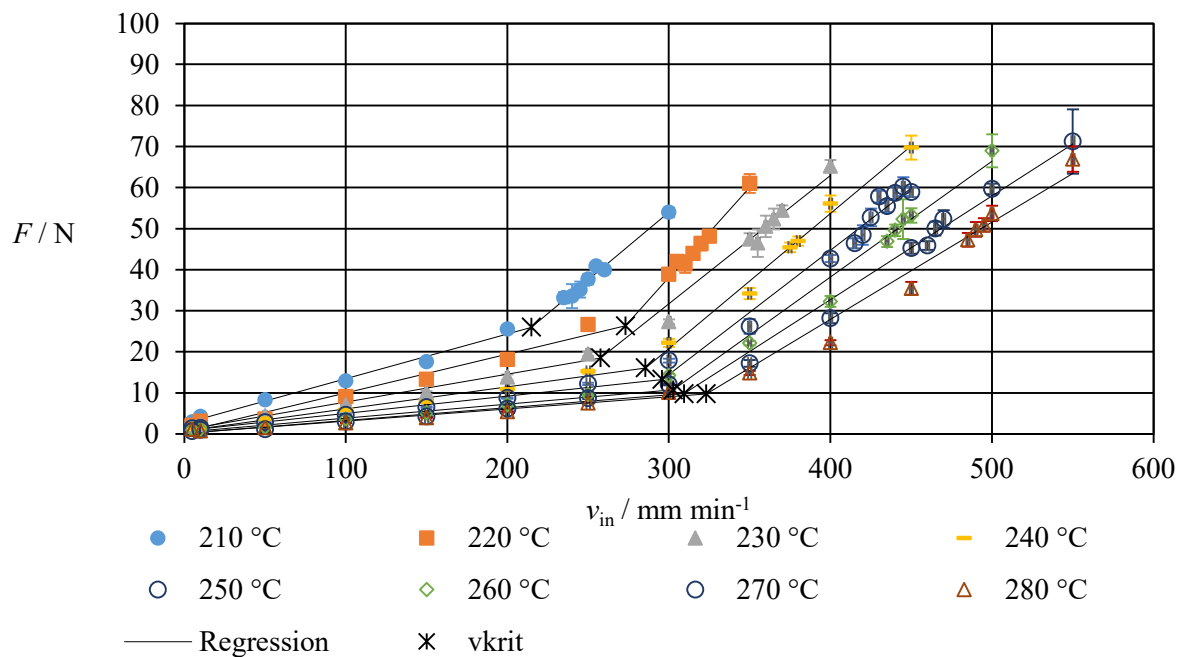


Abbildung 13-13: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von Novodur P2H-AT bei Düse 1

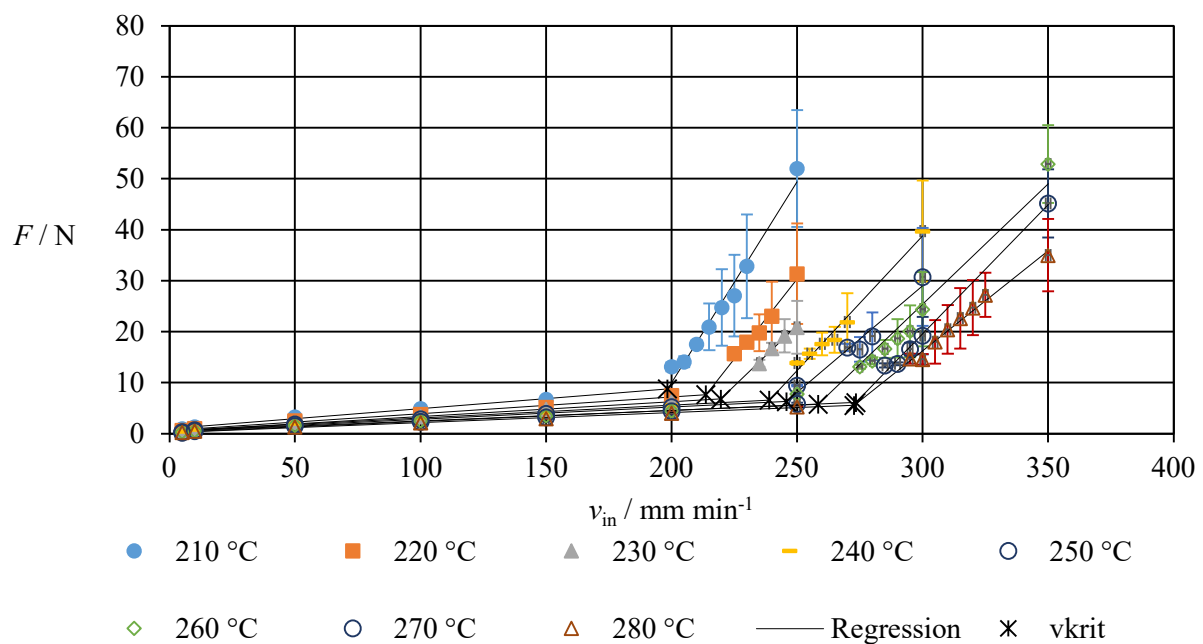


Abbildung 13-14: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von DR7037.901 bei Düse 1

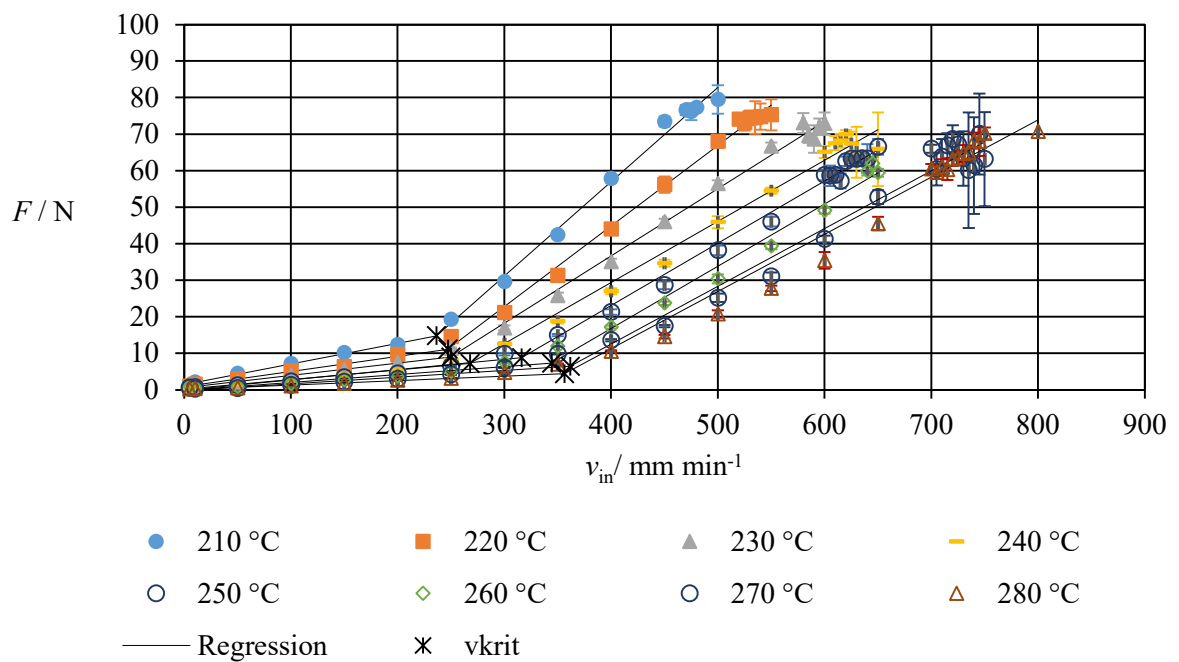


Abbildung 13-15: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von Novodur P2H-AT bei Düse 2

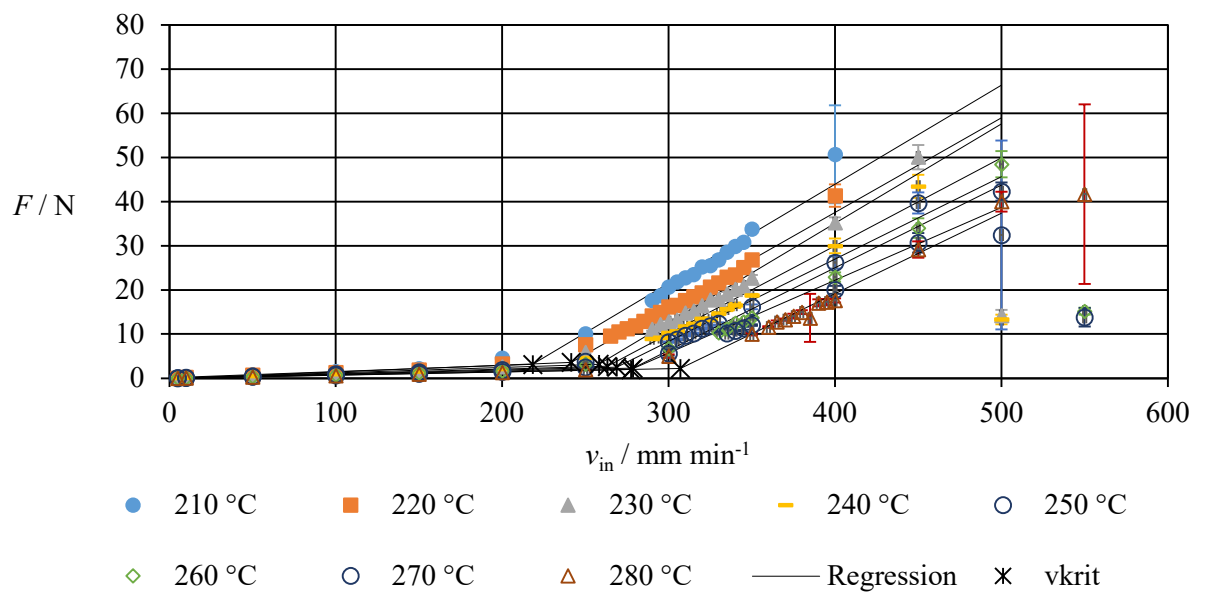


Abbildung 13-16: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von DR7037.01 bei Düse 2

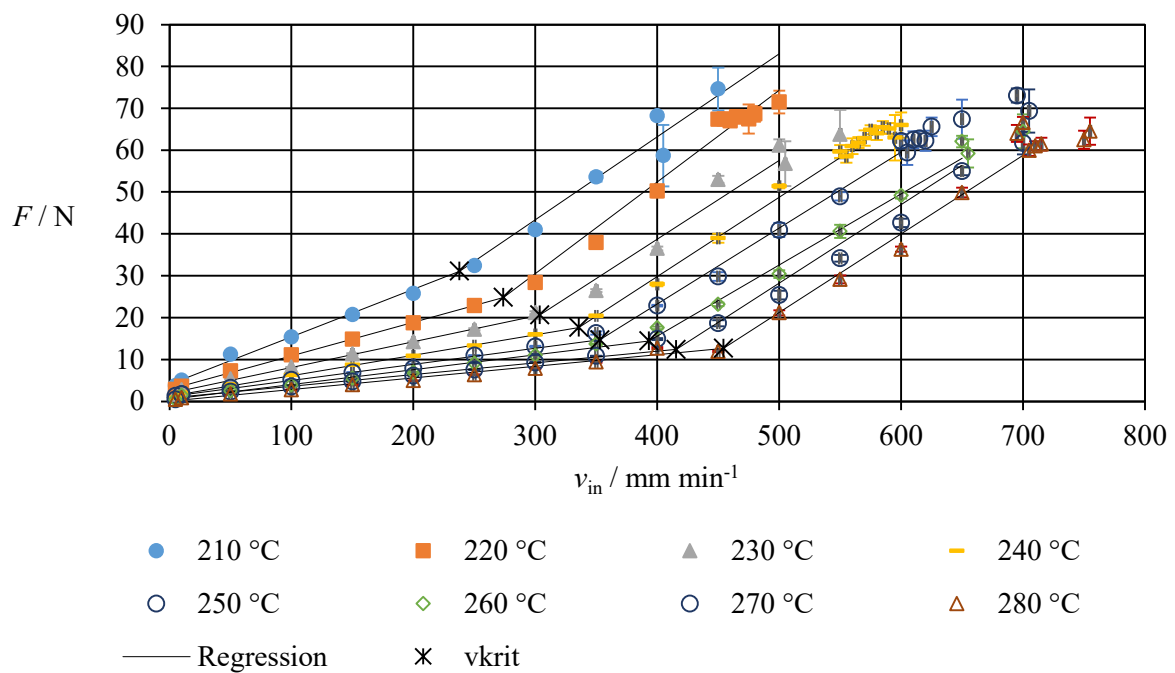


Abbildung 13-17: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von Novodur H605 bei Düse 3

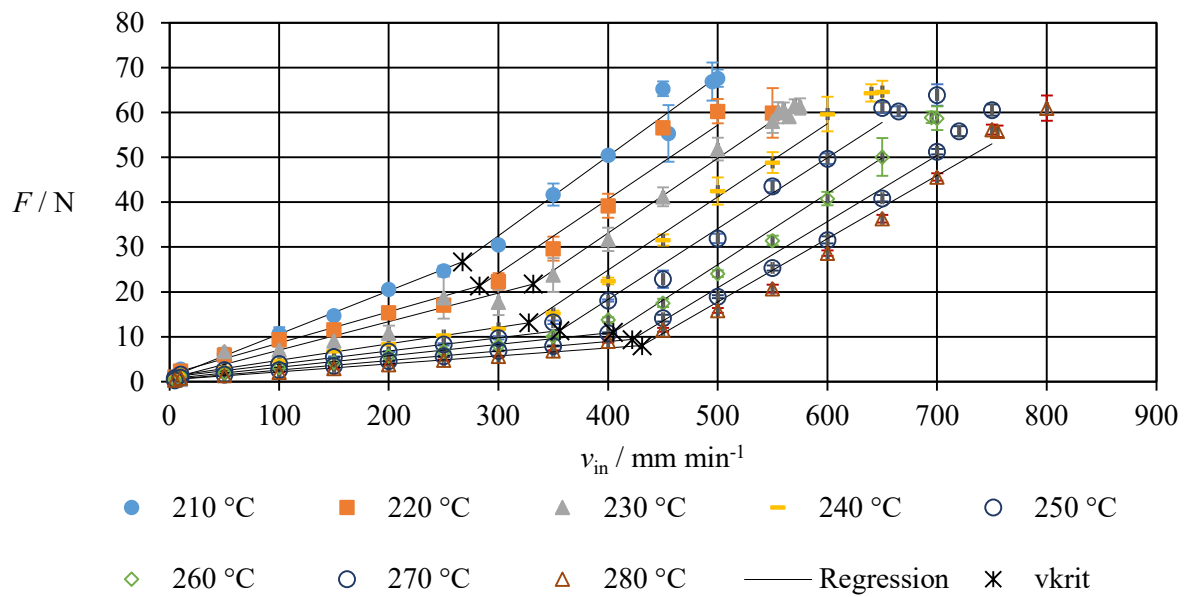


Abbildung 13-18: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von Novodur P2H-AT bei Düse 3

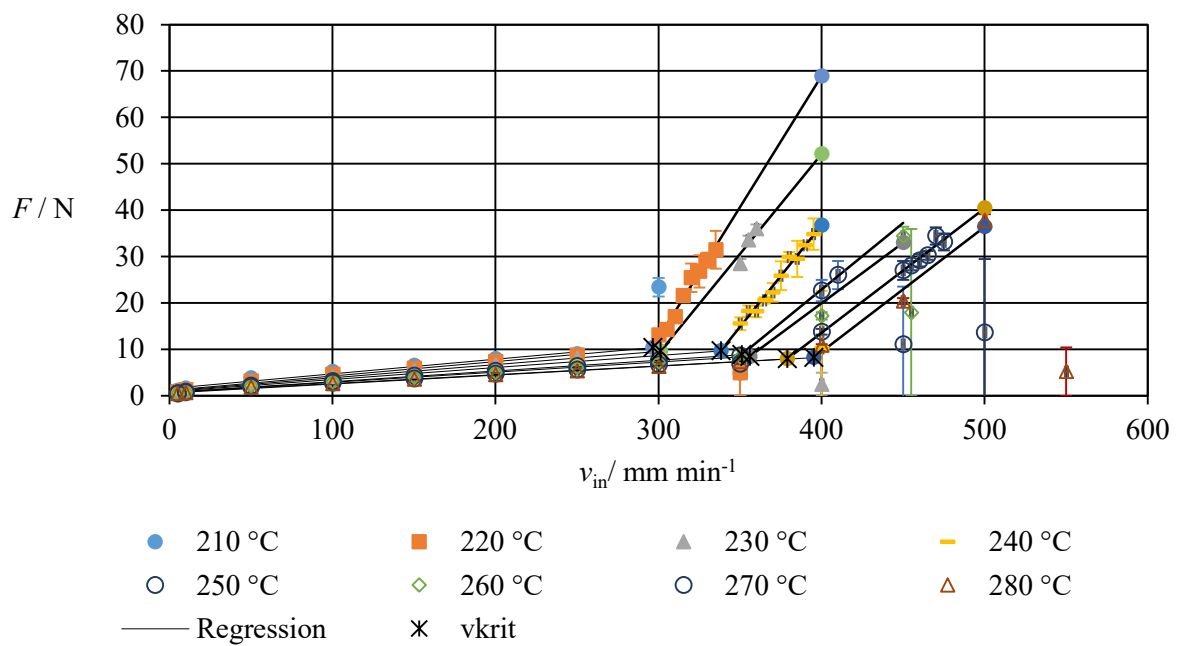


Abbildung 13-19: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von CP393 bei Düse 3

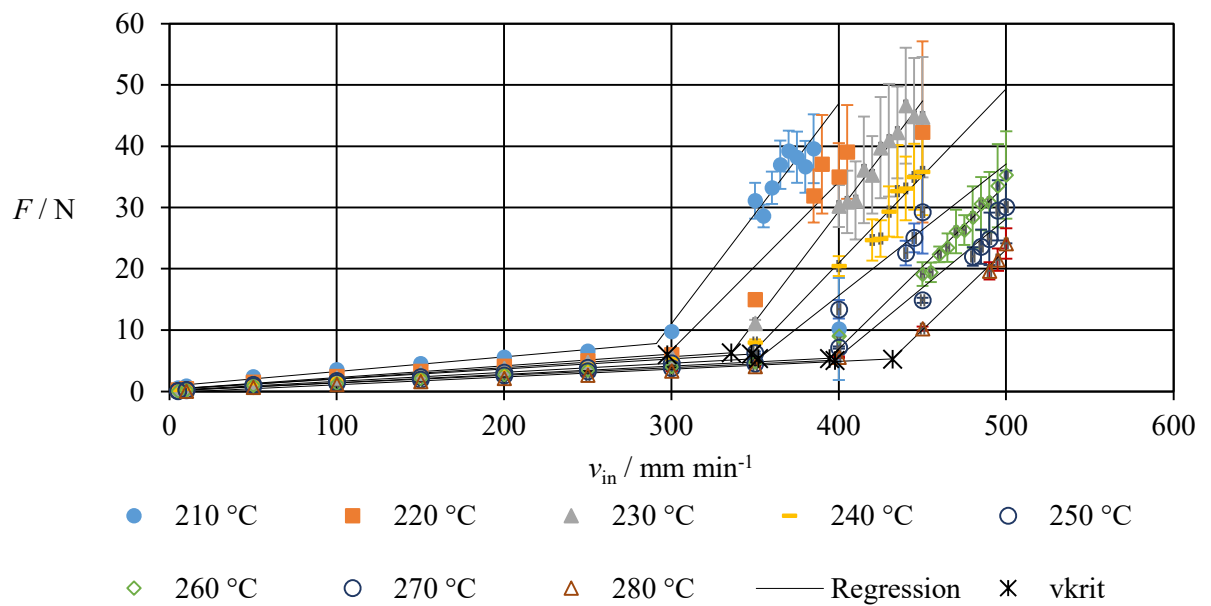


Abbildung 13-20: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von DR7037.01 bei Düse 3

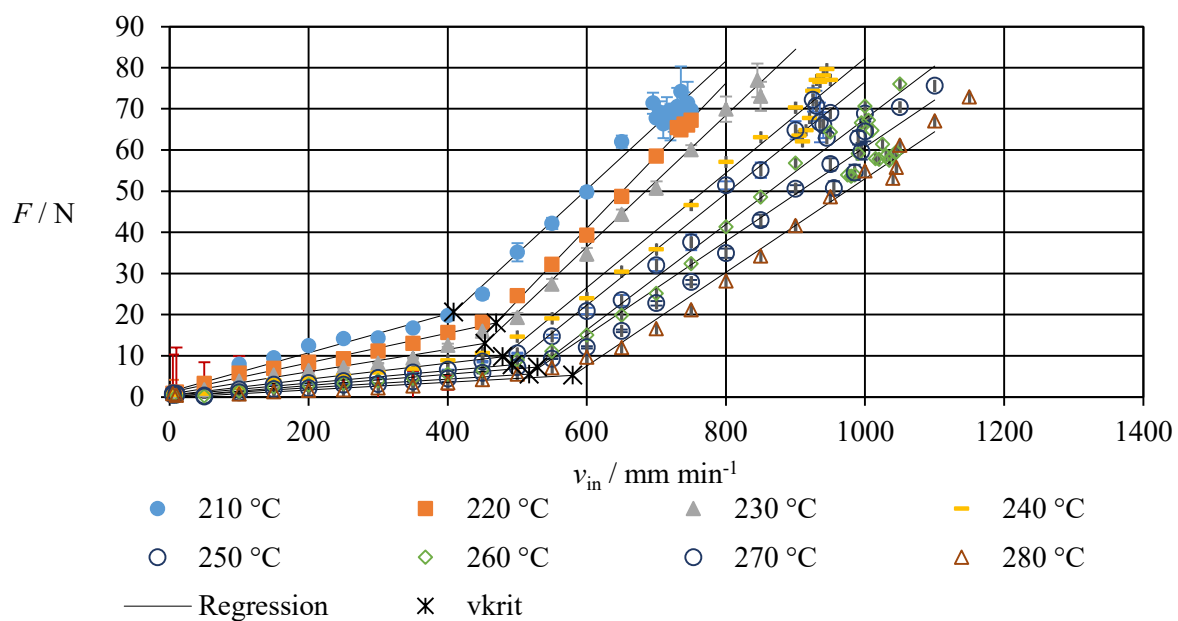


Abbildung 13-21: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von Novodur H605 bei Düse 4

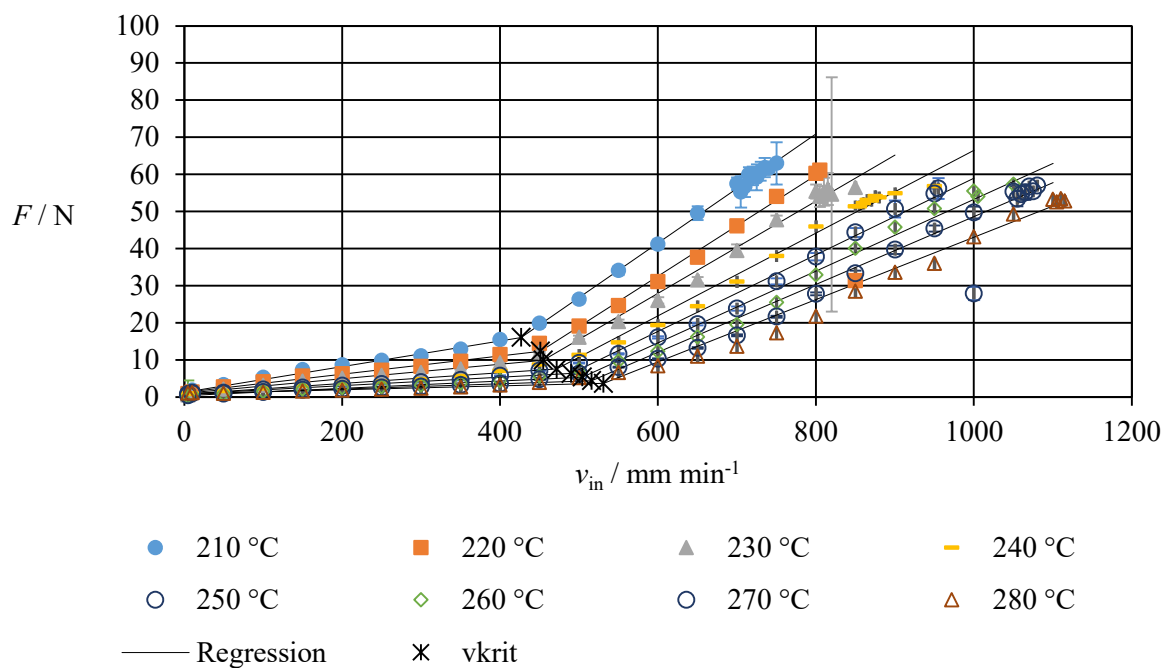


Abbildung 13-22: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von Novodur P2H-AT bei Düse 4



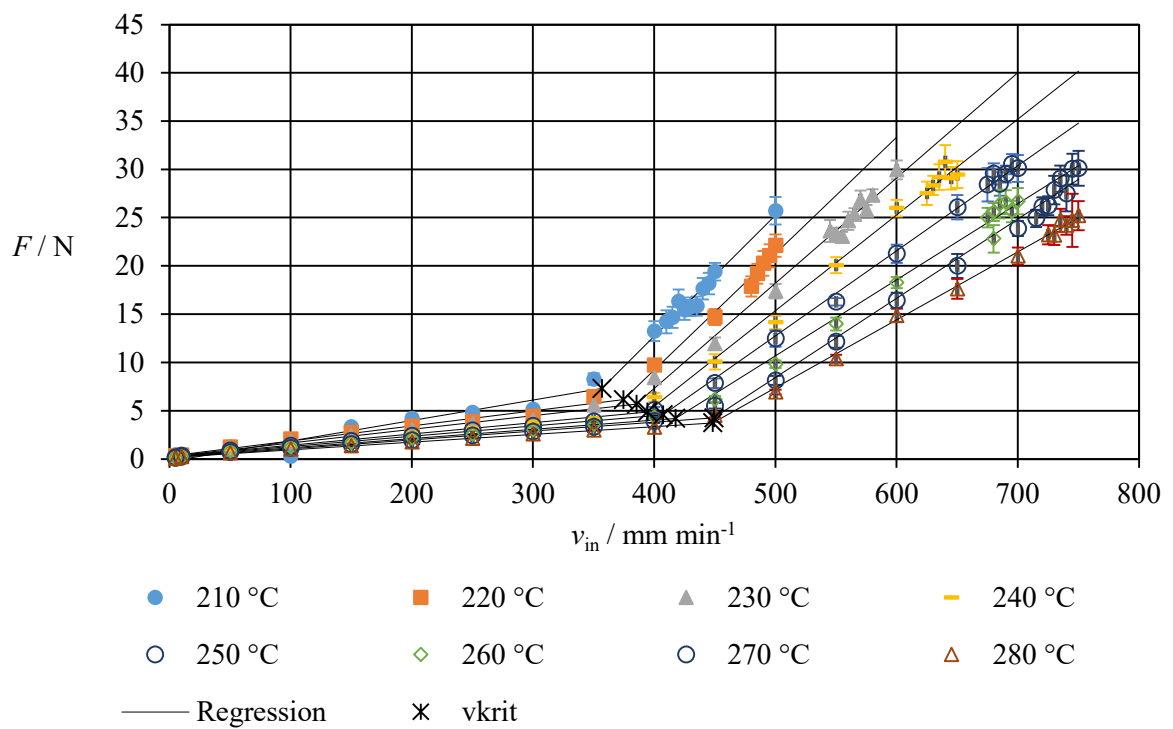


Abbildung 13-23: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von CP393 bei Düse 4

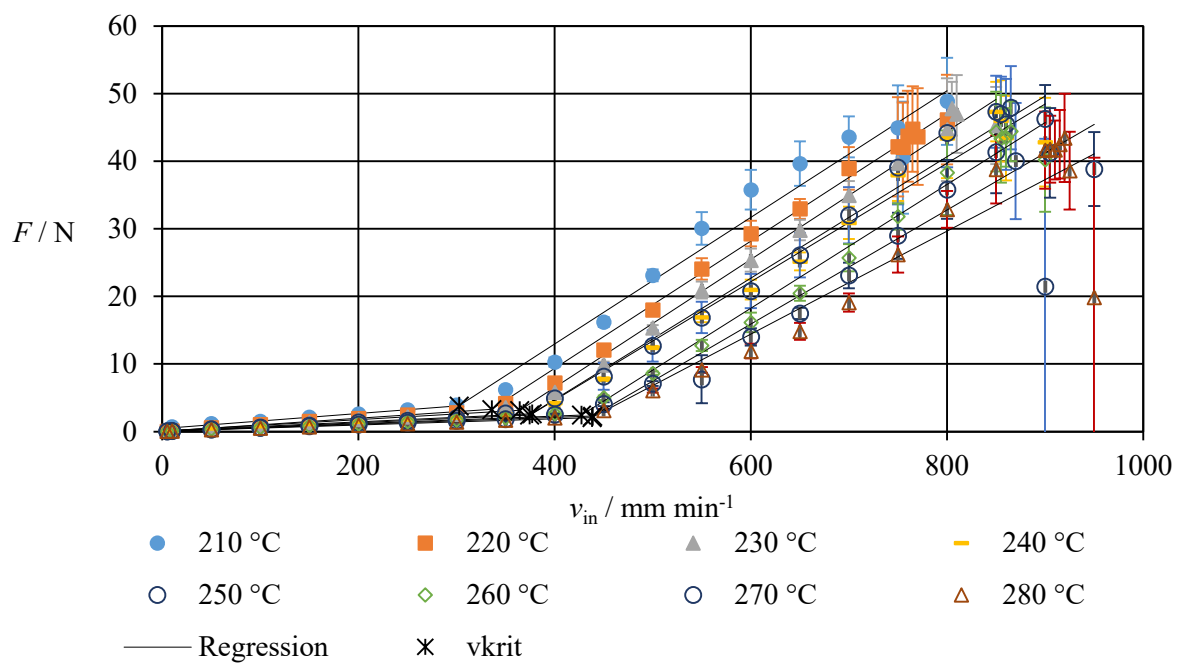


Abbildung 13-24: Verlauf der Vorschubkraft  $F$  in Abhängigkeit der Heizblocktemperatur  $T$  und Einzugsgeschwindigkeit  $v$  von DR7037.01 bei Düse 4

### A3. Wiederholbarkeit der Kraftmessungen

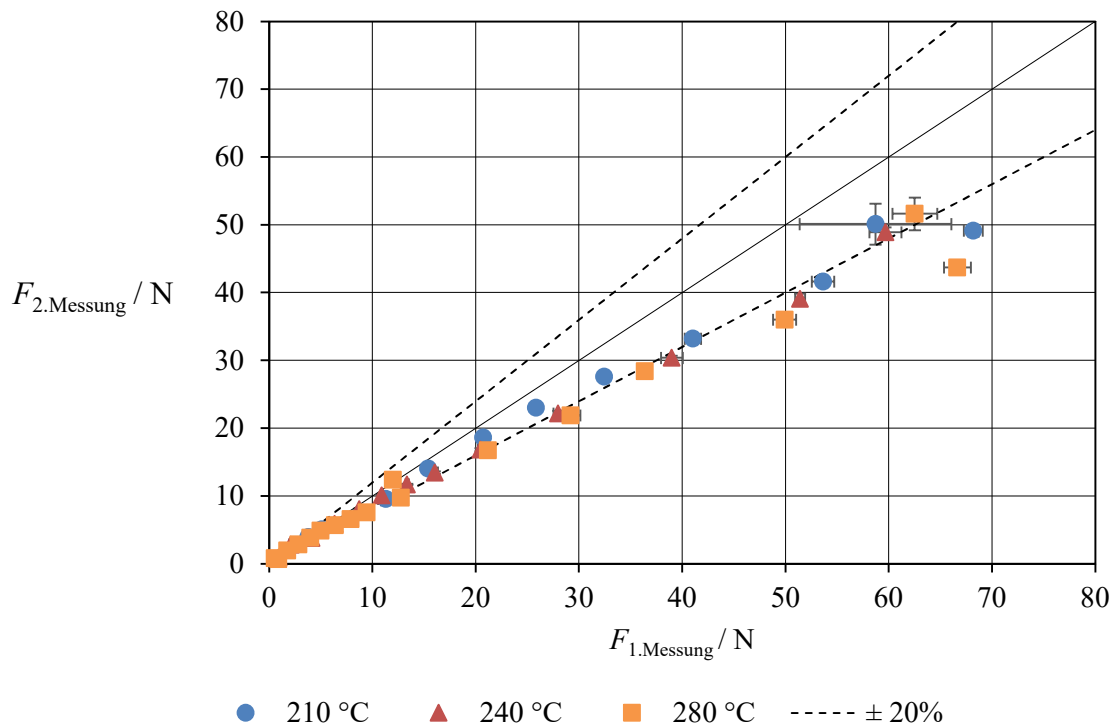


Abbildung 13-25: Vergleich zweier Messungen des gleichen Düsentyps VOLCANO-175-NOZZLE-0400, Düse 3 als 1. Messung und Düse 3.1 als 2. Messung (Reproduzierungsmessung), siehe Abschnitt 6.1

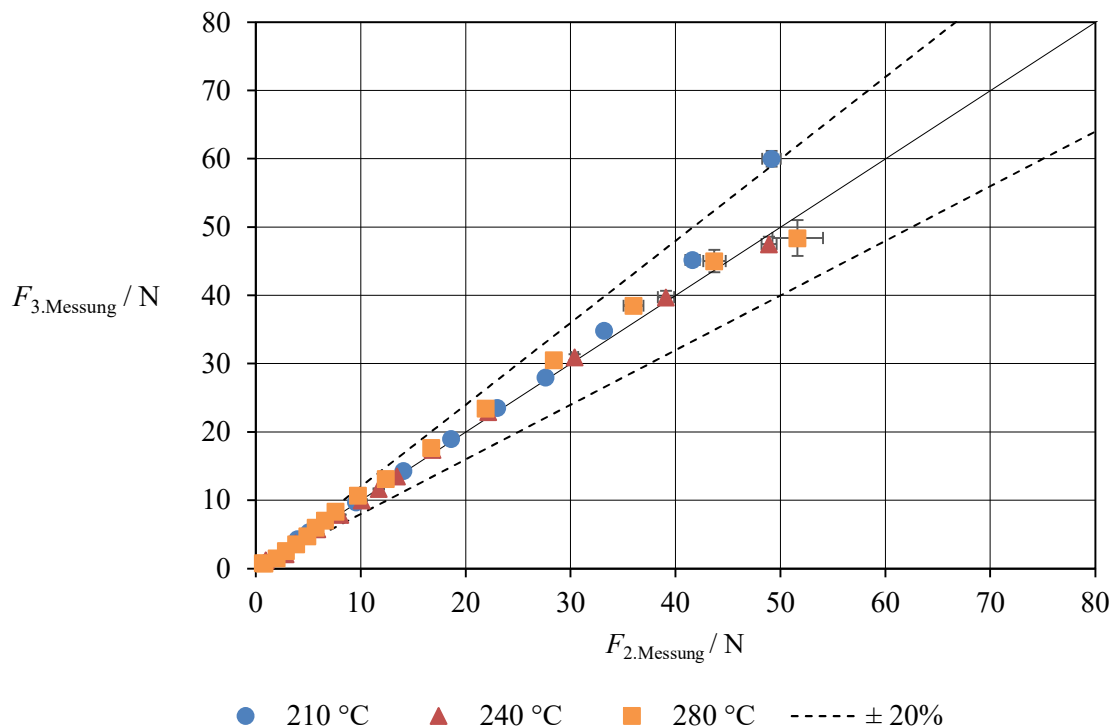


Abbildung 13-26: Vergleich zweier Messungen bei gleicher Düse 3.1 (Wiederholungsmessung)

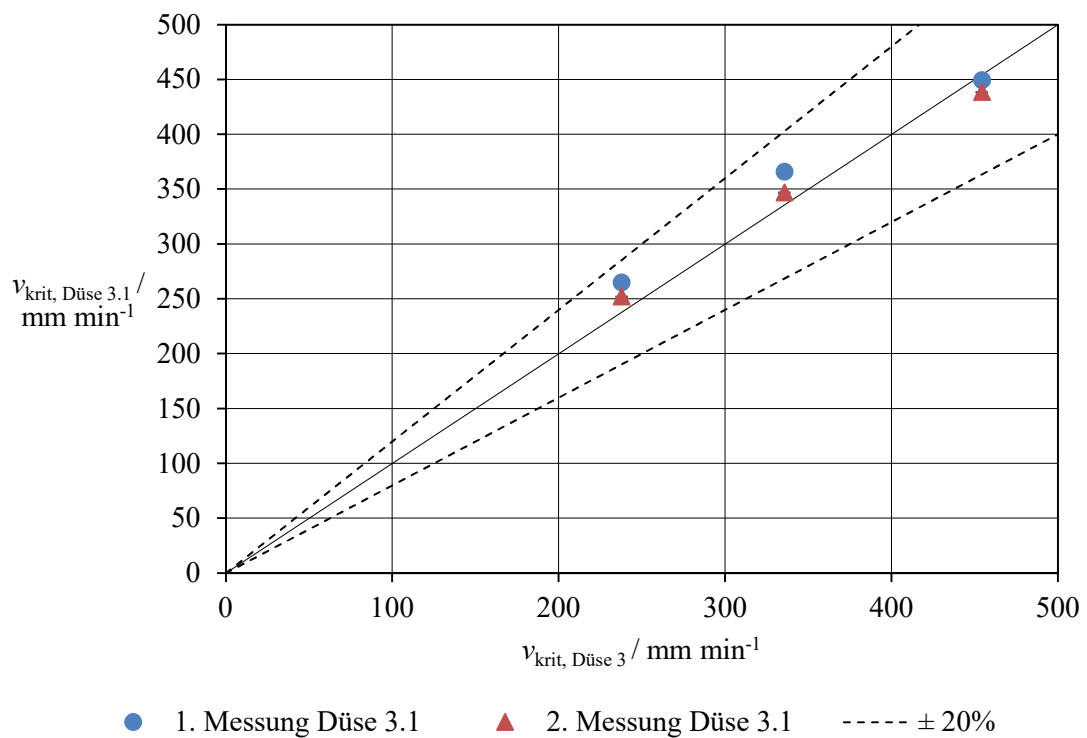


Abbildung 13-27: Vergleich der bestimmten kritischen Einzugschwindigkeiten von Düse 3 und Düse 3.1, sowie der Wiederholungsmessung

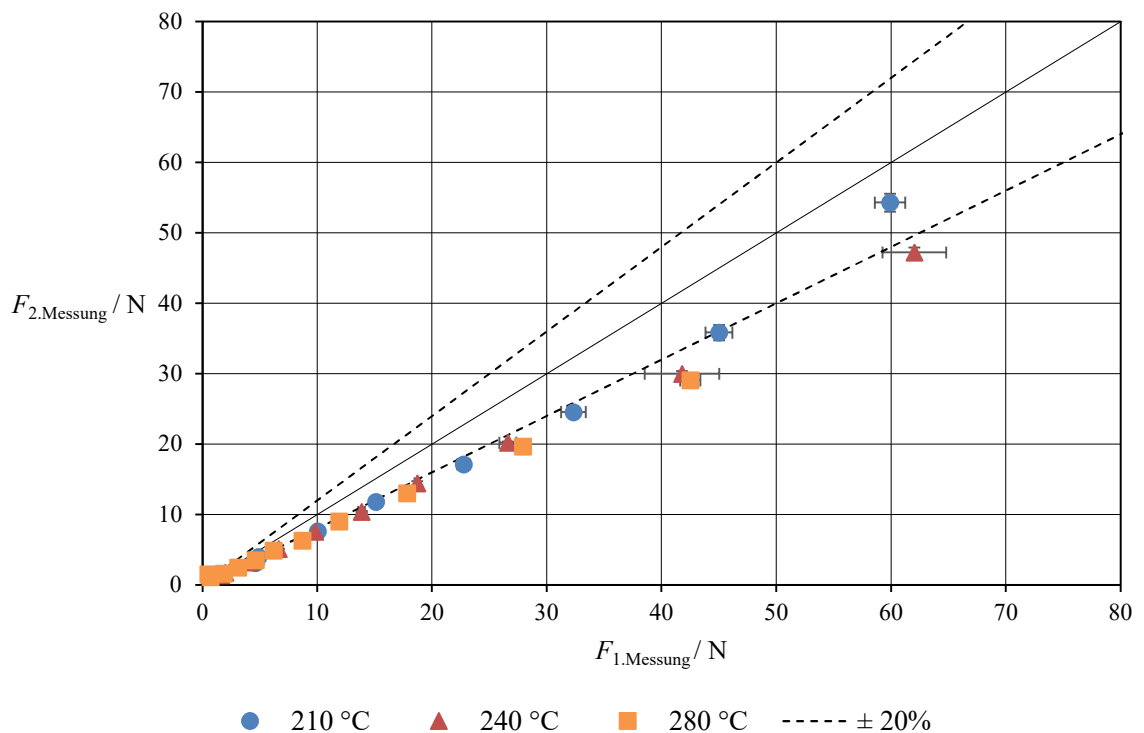


Abbildung 13-28: Vergleich zweier Messungen der Düse 1 ohne Thermo Couple als „1. Messung“ und Düse 1 mit Thermo Couple als „2. Messung“ mit ABS Material No-vodur H605, siehe Abschnitt 6.2.2

#### A4. Ergebnisse Temperaturmessung Thermokamera

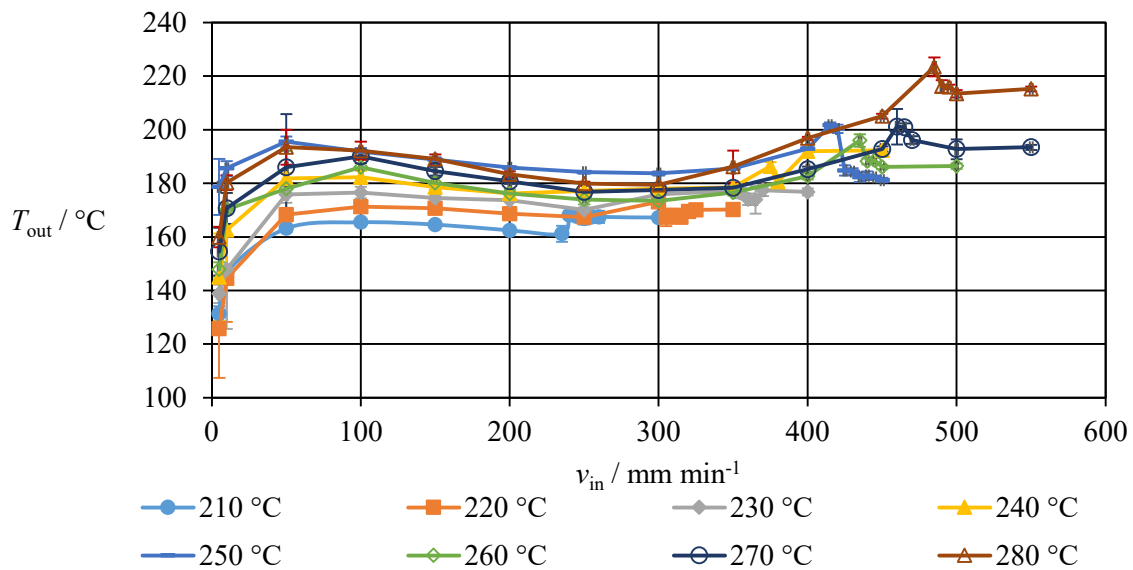


Abbildung 13-29: Austrittstemperatur in Abhängigkeit der Einzugs geschwindigkeit und eingestellten Heizblocktemperatur des ABS Materials Novodur P2H-AT in Düse 1

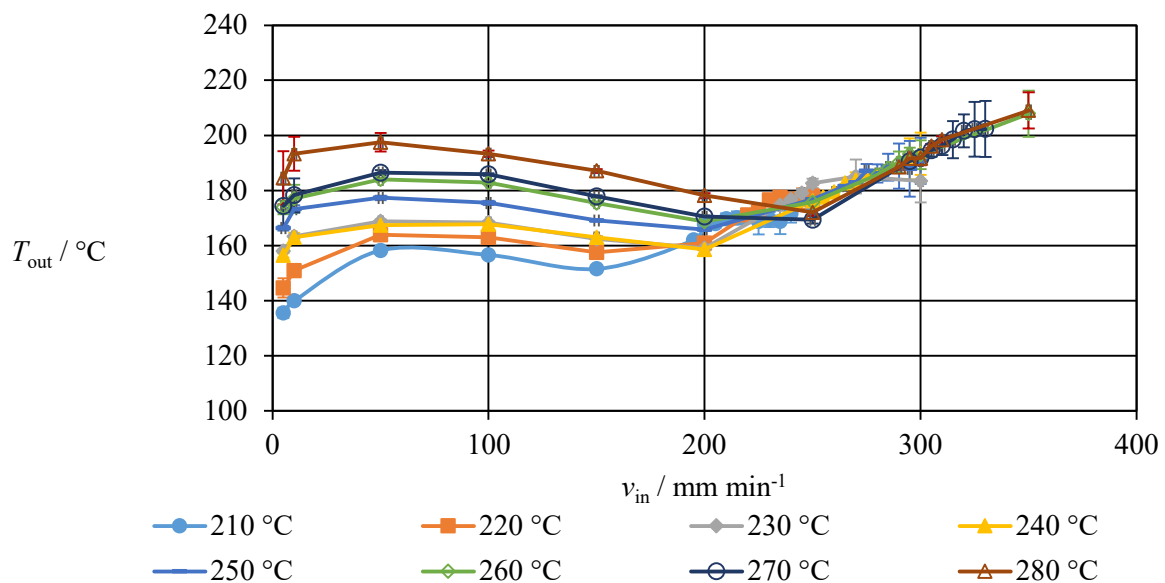


Abbildung 13-30: Austrittstemperatur in Abhängigkeit der Einzugs geschwindigkeit und eingestellten Heizblocktemperatur des PP Materials CP393 in Düse 1

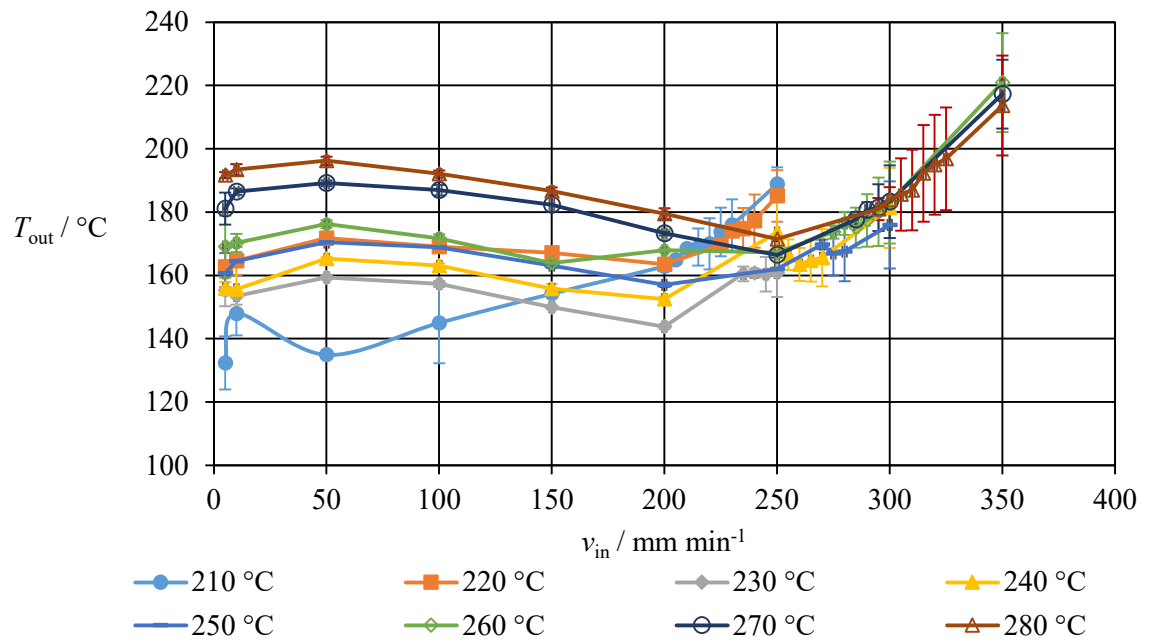


Abbildung 13-31: Austrittstemperatur in Abhängigkeit der Einzugs geschwindigkeit und eingestellten Heizblocktemperatur des PP Materials DR7037.01 in Düse 1

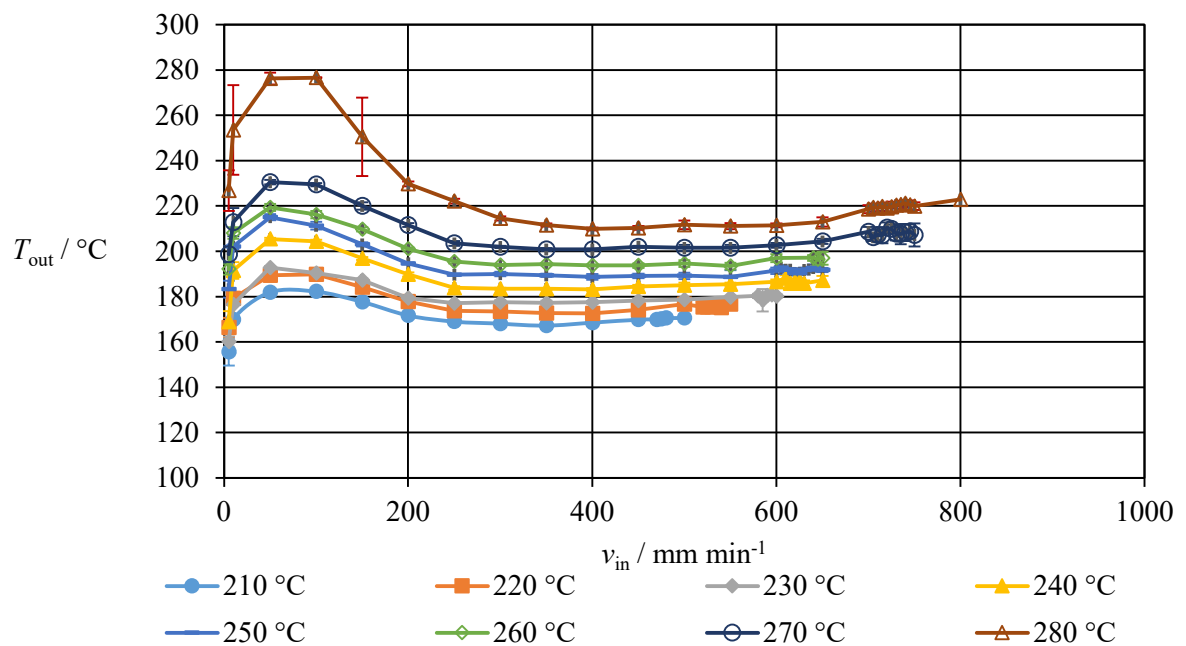


Abbildung 13-32: Austrittstemperatur in Abhängigkeit der Einzugs geschwindigkeit und eingestellten Heizblocktemperatur des ABS Materials Novodur P2H-AT in Düse 2

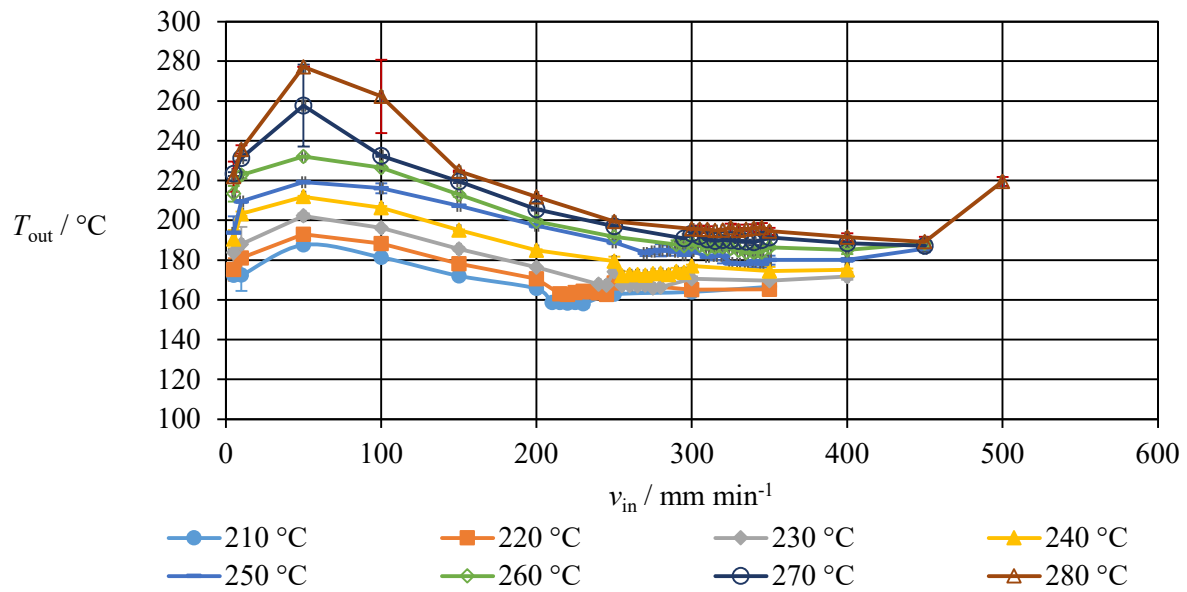


Abbildung 13-33: Austrittstemperatur in Abhängigkeit der Einzugs geschwindigkeit und eingestellten Heizblocktemperatur des PP Materials CP393 in Düse 2

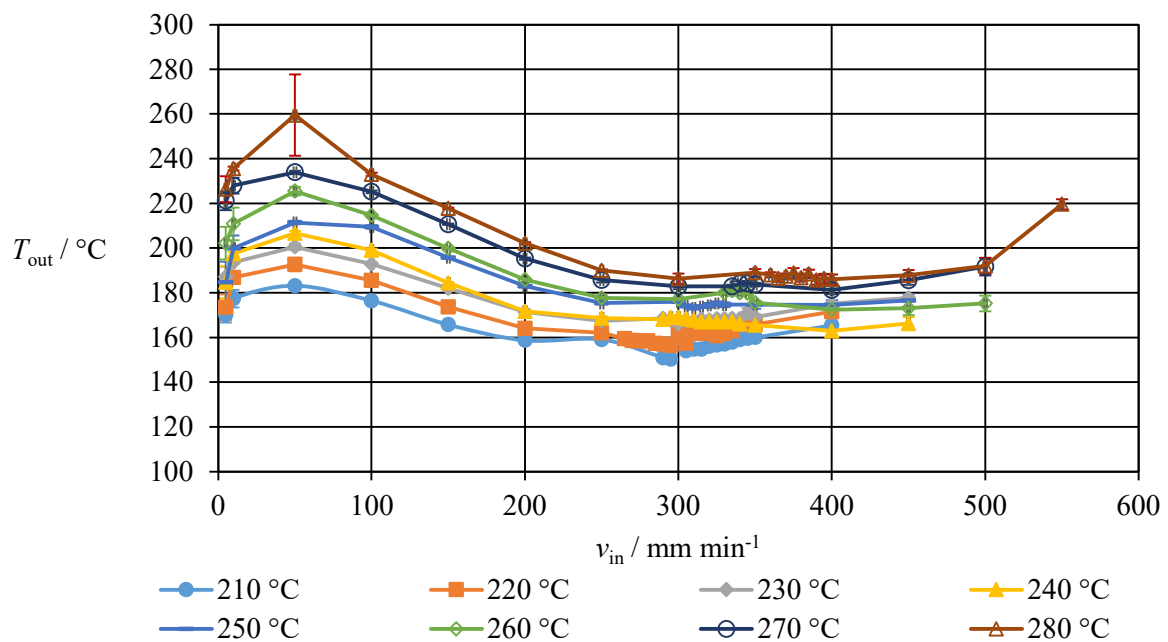


Abbildung 13-34: Austrittstemperatur in Abhängigkeit der Einzugs geschwindigkeit und eingestellten Heizblocktemperatur des PP Materials DR7037.01 in Düse 2

### A5. Ergebnisse Temperaturmessung Thermo Couple

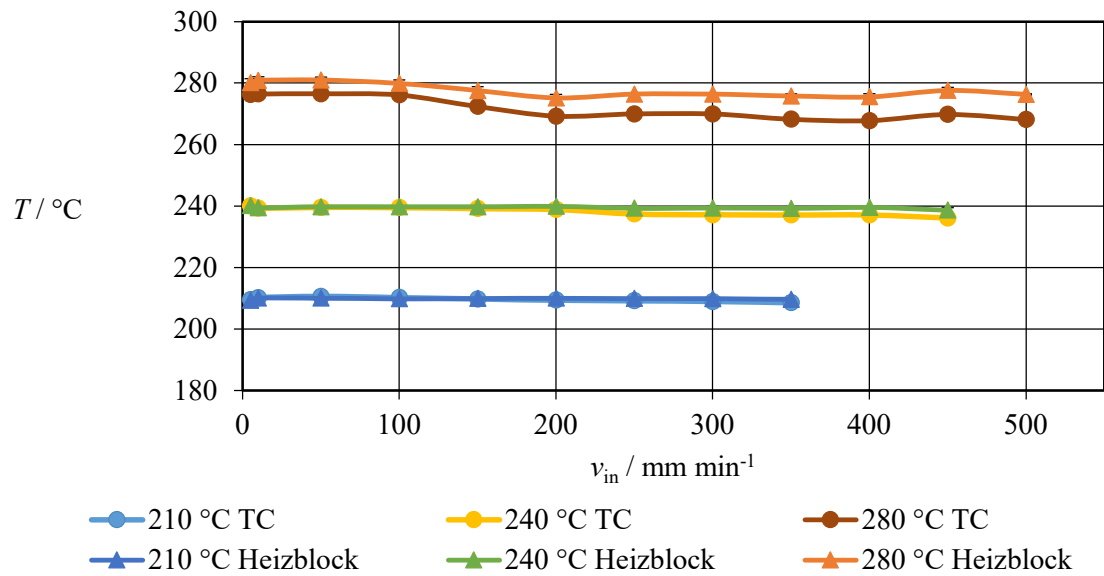


Abbildung 13-35: Temperaturmessung des Thermistors im Heizblock und Thermo Couple (TC) in der Düse 1 des ABS Materials Novodur P2H-AT

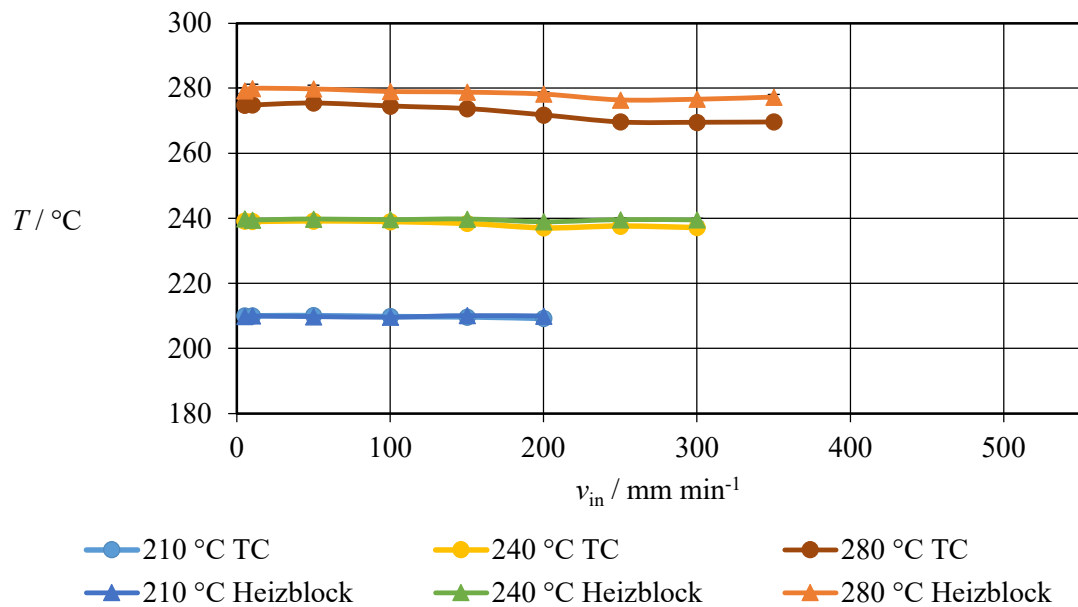


Abbildung 13-36: Temperaturmessung des Thermistors im Heizblock und Thermo Couple (TC) in der Düse 1 des PP Materials CP393

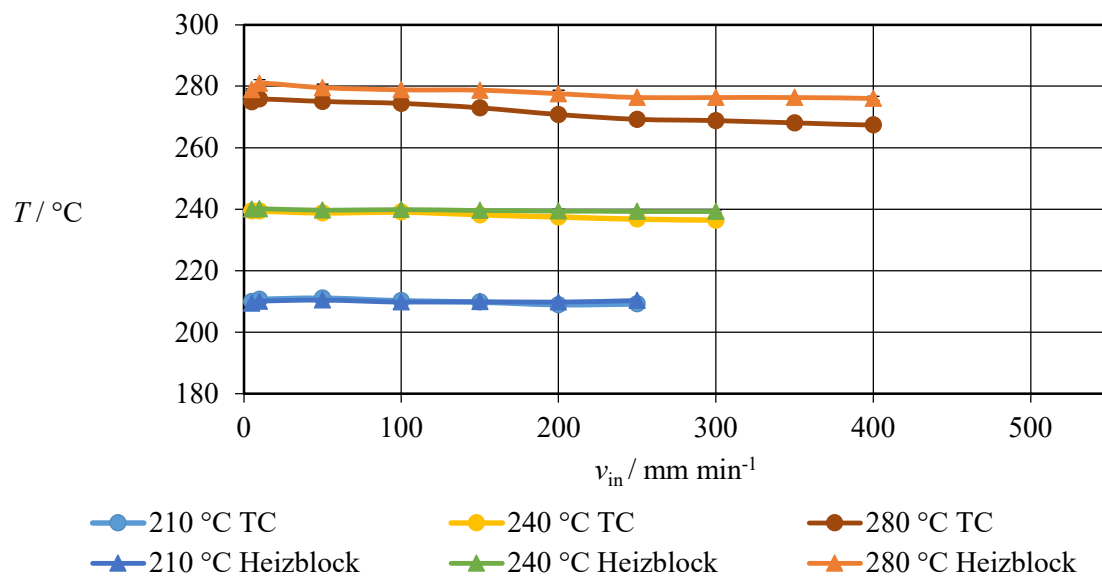


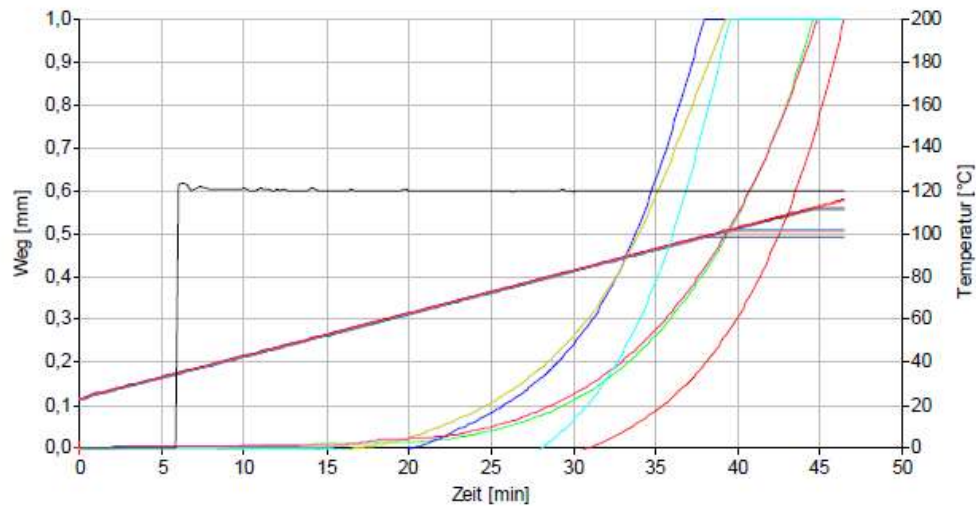
Abbildung 13-37: Temperaturmessung des Thermistors im Heizblock und Thermo Couple (TC) in der Düse 1 des PP Materials DR7037.01



# Bestimmung der Vicat-Erweichungstemperatur nach nach DIN EN ISO 306: 03.2023



Prüfmittel: / 970



Datei: C:\Öko-Vicat\DATA\233531\_WH.DAT

SerNr.: 072773

Heizvorrichtung: Direktkontakt

Auftrag: 233531

Starttemperatur: 23 °C

Auftraggeber: SKZ-KFE (PS: 61119)

Gradient: 120 K/h

Material: PLA LuminyLX575

Wartezeit: 00:00:00

Anzahl der Stapel: Proben wurden nicht gestapelt

Haltezeit: 00:05:00

Zeit: 10:12:04

Datum: 26.01.2024

Prüfer: Schi

Station	1	2	3	4	5	6
Methode	Vicat_B	Vicat_B	Vicat_B	Vicat_B	Vicat_B	Vicat_B
Belastung	50 N	50 N	50 N	50 N	50 N	50 N
Breite	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm	10 mm
Dicke	4,94 mm	4,9 mm	4,85 mm	4,89 mm	4,9 mm	4,77 mm
Eindringtiefe	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm	1 mm
VST	115,4 °C	111,1 °C	98,6 °C	101,1 °C	112 °C	101,6 °C
	Mittelwert 106,6 °C	Streuung 16,8 °C		Std.-Abw. 7,02 °C		

Abbildung 13-38: Messprotokoll Vicaterweichungstemperatur für PLA Luminy LX575

**14 Erklärung zur Zitation von Inhalten aus studentischen Arbeiten**

In Ergänzung zu meinem Antrag auf Zulassung zur Promotion in der Fakultät für Maschinenbau der Universität Paderborn erkläre ich gemäß §11 der Promotionsordnung und unter Beachtung der Regelung zur Zitation studentischer Arbeiten:

Die von mir vorgelegte Dissertation habe ich selbstständig verfasst, und ich habe keine anderen als die dort angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt. Es sind Inhalte studentischen Ursprungs (studentische Arbeiten) in dieser Dissertation enthalten.

Ich habe die verwendeten Arbeiten entsprechend der Regelung „Zitation aus studentischen Arbeiten in Dissertationen“ zitiert.

Würzburg, 07.02.2024

Rebecca Wolff