

eingereicht/handed in: 01.12.2020  
angenommen/accepted: 13.01.2021

**Daniel Hesse, M.Sc.<sup>1</sup>, Patrick Hohenberg, M.Sc.<sup>1</sup>, Prof. Dr.-Ing. Markus Stommel<sup>2</sup>**  
**<sup>1</sup>Lehrstuhl für Kunststofftechnologie, Technische Universität Dortmund, <sup>2</sup>Institut  
Polymerwerkstoffe, Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V.**

## **Entwicklung eines rechnergestützten Ansatzes zur Abbildung des Strangablegens in der extrusionsbasierten additiven Fertigung**

*Im Rahmen des Beitrags wird eine Prozesssimulationsumgebung für das additive Schmelzschichtungs-verfahren vorgestellt. Diese erlaubt die Abbildung eines extrudierten Schmelzestranges abhängig von Prozessgrößen, die in der additiven Fertigung von der Anlage vorgegeben werden und deren Einfluss aktuell nicht prädiktiv und rechnergestützt bestimmt werden kann. Die Herausforderung liegt dabei auf der Implementierung druck- und temperaturabhängiger Eigenschaften, da diese in gängigen CFD-Umgebungen strömungsmechanisch nicht vorgesehen sind. Die Validierung der in OpenFOAM entwickelten Prozesssimulation erfolgt anhand von experimentellen Thermografieanalysen.*

## **Development of a Computer-Aided Approach for Modelling the Strand Deposition in Extrusion-Based Additive Manufacturing**

*The article presents a process simulation environment for the additive fused layer modeling process. It allows the simulation of an extruded melt strand as a function of process parameters which are specified by the machine in additive manufacturing and whose influence cannot currently be predicted and computer-aided determined. The challenge here is the implementation of pressure and temperature dependent properties, since these are not provided for in common CFD environments in terms of fluid mechanics. The validation of the process simulation developed in OpenFOAM is based on experimental thermographic analysis.*

# Entwicklung eines rechnergestützten Ansatzes zur Abbildung des Strangablegens in der extrusionsbasierten additiven Fertigung

D. Hesse, P. Hohenberg, M. Stommel

## 1 EINLEITUNG

Die additiven Fertigungsverfahren (kurz: AM, von engl. Additive Manufacturing) verzeichnen nach wie vor eine zunehmende Präsenz in der Wertschöpfungskette industriell gefertigter Produkte. Dabei werden immer neue Anwendungen etabliert, sei es für die Endproduktfertigung oder auch für die Einbindung additiver Fertigungsverfahren in bestehende Verfahren und Abläufe. Im Vergleich zu konventionellen Verfahren basiert die Auslegung additiv gefertigter Bauteile noch immer weitestgehend auf Erfahrungswerten. Einheitliche oder genormte Prüfmethode werden gegenwärtig entwickelt und eine rechnergestützte Auslegung ist weiterhin fast ausschließlich Gegenstand von Forschungs- und Entwicklungsprojekten und nicht als gängige Praxis etabliert. Zu den Folgen gehören bspw. verschiedene Fehlbilder, die erst während oder nach der Produktion erkannt werden können. Außerdem werden kurzfaserverstärkte Kunststoffe zur Reduzierung der Schwindung genutzt, wo ein größeres Prozessverständnis den Einsatz unverstärkter Werkstoffe zulässig machen könnte. Aus diesen beispielhaften Gründen wird sich im Rahmen eigener Forschungsbestrebungen mit der rechnergestützten Betrachtung der extrusionsbasierten additiven Fertigung (kurz: EBAM, von engl. Extrusion-Based Additive Manufacturing) beschäftigt. Genauer geht es um die Abbildung des Ablegens der Kunststoffschmelze im Fused-Layer-Modeling-Verfahren (kurz: FLM), bei dem ein Kunststofffilament in einem Extruder plastifiziert und durch eine Düse als Schmelzestrang sequentiell auf ein beheiztes Druckbett oder das aufgebaute Bauteil abgelegt wird. In der nachfolgend dargestellten Untersuchung werden die ersten Schritte einer Prozesssimulation vorgestellt, die in der frei verfügbaren Computational Fluid Dynamics (kurz: CFD) Software OpenFOAM programmiert und mit experimentellen Daten verglichen wird.

Bei OpenFOAM (Abk. für: Open Field Operation And Manipulation) handelt es sich um eine auf der Programmiersprache C++ basierende Software-Bibliothek zur Lösung bspw. strömungsmechanischer, thermischer oder auch strukturmechanischer Problemstellungen. Diese Bibliothek ist frei zugänglich, wodurch Nutzer alle zur Verfügung stehenden Grundsolver und Hilfsprogramme nutzen, modifizieren und erweitern können. Neben der freien Zugänglichkeit ist ein häufig genannter Vorteil der Aufbau der Syntax, da sich diese an der partiellen Differentialschreibweise orientiert. Zur Diskretisierung der Gleichungssysteme wird, wie häufig in der numerischen Strömungsberechnung,

die Finite-Volumen-Methode (kurz: FVM) verwendet. Der Strömungsbereich wird dafür in ein Rechengitter bestehend aus einzelnen Kontrollvolumen bzw. (Rechen-)Zellen überführt. An den Seitenflächen dieser Elemente werden die konvektiven und diffusen Flüsse berechnet, in ein- und austretende Größen unterteilt und für alle Zellen bilanziert. Da OpenFOAM kein grafisches Userinterface besitzt, erfolgt das Pre-Processing bestehend aus der Erstellung des Rechengitters und der Definition von Randbedingungen in Textdateien und das Post-Processing zur Visualisierung und Analyse der Berechnungsergebnisse in der Software ParaView. Diese ist für OpenFOAM angepasst und in der Linux-Umgebung ebenfalls frei zugänglich.

OpenFOAM ist ursprünglich zur Berechnung von Strömungsproblemen für gasförmige und flüssige Phasen entwickelt worden. Die Verwendung von OpenFOAM für Phasenübergänge von flüssig bzw. schmelzeförmig zu fest sowie die Abbildung in der Kunststofftechnik auftretender, diskontinuierlicher Prozesse sind Gegenstand aktueller Forschungsbestrebungen. Aus diesem Grund sind die ersten Ansätze zur Entwicklung von Prozesssimulationen für das FLM-Verfahren mit verschiedenen, kommerziellen Softwares umgesetzt worden. In [1] wird bspw. die Software COMSOL Multiphysics (COMSOL Inc., Schweden, Stockholm) genutzt, um den Wärmetransfer und die temperaturabhängige Viskosität zu berücksichtigen und die Auswirkungen auf die Prozessführung zu bewerten. Alternativ dazu wird in [2] ANSYS Fluent (ANSYS Inc., USA, Pennsylvania, Canonsburg) genutzt, um das strukturviskose Fließverhalten der Kunststoffschmelze unter isothermen und inkompressiblen Randbedingungen abzubilden. In [3, 4] wird die Prozesssimulation des FLM-Verfahrens auf den dreidimensionalen Raum übertragen, um eine höhere Abbildungsgüte des realen Verhaltens zu erzielen. Inkompressibles und isothermes Verhalten zählen weiterhin zu den Randbedingungen bzw. Vereinfachungen. Außerdem wird das strukturviskose durch ein Newton'sches Fließverhalten mit einer implementierten Verfestigung ersetzt. Eine Validierung erfolgt anhand der Betrachtung von Strangquerschnitten resultierend aus rechnergestützt und experimentell ermittelten Ergebnissen.

Unabhängig von den etablierten CFD-Softwares lassen sich weitere Ansätze zur Modellierung des Prozesses aufzeigen. In [5, 6] wird eine selbstentwickelte Umgebung beschrieben, bei der mit dem Cross-WLF-Modell ein inkompressibles, nicht-isothermes Verhalten unter Berücksichtigung der Verfestigung und der Volumenänderung infolge von Temperaturänderungen simuliert werden kann. Ähnliches wird in [7] in einer selbstentwickelten Simulationsumgebung von FLOW-3D erreicht. In [8] wird mithilfe der CIMLib-CFD-Bibliothek (CEMEF, Frankreich, Sophia Antipolis) unter isothermen und inkompressiblen Randbedingungen für eine als Newton'sch angenommene Schmelze eine weitere Simulationsumgebung vorgestellt. Mit dieser wird der Einfluss der Verfahrgeschwindigkeit der Düse auf die Bahnbreite und -höhe untersucht.

Die CFD-Software OpenFOAM wird ebenfalls zur Abbildung des FLM-Verfahrens genutzt. In [9, 10] wird diese Thematik im zweidimensionalen Raum betrachtet. Vorgestellt wird dort der Solver viscoelasticInterFoam, der eine

Zweiphasenströmung bestehend aus einer Kunststoff- und einer Luftphase berechnet. Zunächst wird in [9] das Fließverhalten der Schmelze durch das Ausströmen aus der Düse bzgl. der Strangaufweitung bewertet. In der aufbauenden Arbeit [10] wird das viskoelastische Materialmodell weiterentwickelt und hinsichtlich verschiedener Strömungsphänomene validiert. In [11] wird der Solver viscoelasticMeltInterDyMFoam vorgestellt, der im zweidimensionalen Raum die Strömung der Kunststoffschmelze innerhalb und außerhalb der Düse berechnet. Diese wird anhand verschiedener Strömungsphänomene und der simulierten Extrusion von einer und zwei Lagen validiert. Parallel zu der hier vorgestellten Arbeit ist in [12] ein alternativer Ansatz entwickelt worden. Im dreidimensionalen Raum werden unter nicht-isothermen Bedingungen Viskositätsmodelle implementiert und mit experimentellen Daten sowie einigen der zuvor genannten Arbeiten in anderen CFD-Umgebungen verglichen.

Bei der Betrachtung all dieser Beiträge ist festzustellen, dass die Strömungssituation innerhalb der Düse sowie während des Ablegens des Stranges noch nicht ausreichend verstanden worden ist, um vereinfachende Annahmen zum Aufbau ganzer Bauteile treffen zu können. Deshalb wird im Rahmen dieses Beitrags eine Grundlagenuntersuchung beschrieben, die in erster Linie den Einfluss der temperaturabhängigen Eigenschaften untersucht und bewertet. Dafür wird der Grundsolver interFoam von OpenFOAM als Ausgangssituation genutzt und erweitert. Der weiterentwickelte Solver wird im Anschluss zur Simulation eines Stranges genutzt. Die Validierung erfolgt anhand thermografischer Analysen während eines realen Fertigungsprozesses unter gleichen Bedingungen.

## 2 GRUNDLAGEN DER NUMERISCHEN STRÖMUNGSMECHANIK

Strömungsvorgänge können mathematisch durch die Erhaltungssätze von Masse, Impuls und Energie beschrieben werden. Zusammengefasst werden diese im sogenannten Transportmodell

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \phi) + \nabla \cdot (\rho \underline{u} \phi) = \nabla \cdot (D \nabla \phi) + Q_{\phi} \quad (1).$$

Dabei beschreibt  $\rho$  die Dichte und  $\phi$  definiert eine Strömungsgröße wie bspw. die Strömungsgeschwindigkeit  $\underline{u}$  oder die Temperatur  $T$ . Der Ausdruck  $\nabla \cdot (\rho \underline{u} \phi)$  beschreibt den konvektiven Fluss der Strömungsgröße  $\phi$ , der durch den Transport von  $\phi$  aufgrund einer Strömung verursacht wird. Der Ausdruck  $\nabla \cdot (D \nabla \phi)$  mit  $D$  als Diffusionskoeffizienten stellt den diffusen Fluss der Strömungsgröße  $\phi$  dar, der sich aus Konzentrationsunterschieden in der räumlichen Verteilung von  $\phi$  ergibt. Alle anderen Quellen und Senken des Strömungsvorgangs werden durch den Quellterm  $Q_{\phi}$  beschrieben. Durch Angabe der Strömungsgröße  $\phi$  und der zur Beschreibung des konvektiven und

diffusen Flusses verwendeten Begriffe können die Gleichungen des allgemeinen mathematischen Modells einer Strömung abgeleitet werden. Daraus ergibt sich die Kontinuitätsgleichung

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \underline{u}) = 0 \quad (2)$$

und der Impulserhaltungssatz

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \underline{u}) + \nabla \cdot (\rho \underline{u} \underline{u}) = \nabla \cdot \underline{\underline{\tau}} - \nabla p + \rho \underline{g} \quad (3),$$

wobei  $\underline{\underline{\tau}}$  den Schubspannungstensor,  $p$  den Druck und  $\underline{g}$  die Erdbeschleunigung beschreiben. [13]

Der Energieerhaltungssatz ist in allgemeiner Form wie folgt definiert:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h) + \nabla \cdot (\rho \underline{u} h) = -\nabla \cdot \underline{q}'' + \frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (\underline{\underline{\tau}} \cdot \underline{u}) \quad (4).$$

$h$  entspricht der Enthalpie und  $\underline{q}''$  der Wärmestromdichte. [13]

Zusätzlich zu den Erhaltungssätzen werden thermodynamische Zustandsgleichungen sowie materialspezifische Materialgesetze zur Beschreibung eines strömungsmechanischen Problems verwendet, die weitere Beziehungen zwischen den Strömungsgrößen  $\rho$ ,  $\underline{u}$ ,  $\underline{\underline{\tau}}$ ,  $p$ ,  $h$  und  $\underline{q}''$  definieren. Bekannte Beispiele sind die thermische Zustandsgleichung eines idealen Gases

$$p = \rho R T \quad (5)$$

mit der Gaskonstanten  $R$  und die kalorische Zustandsgleichung

$$dh = c_p dT \quad (6),$$

wobei  $c_p$  die spezifische Wärmekapazität für einen konstanten Druck beschreibt. [13]

Beispiele für materialspezifische Gesetze sind zum einen das Fourier-Gesetz der Wärmeleitung

$$\underline{q}'' = -k \nabla T \quad (7)$$

mit der Wärmeleitfähigkeit  $k$  und zum anderen das Newton'sche Fließgesetz

$$\underline{\underline{\tau}} = \eta \left[ 2 \underline{\underline{S}} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \underline{u}) \underline{\underline{\delta}} \right] \quad (8),$$

wobei  $\eta$  die materialspezifische dynamische Viskosität der Flüssigkeit definiert, welche die Beziehung zwischen dem Schubspannungstensor  $\underline{\underline{\tau}}$  und dem Geschwindigkeitsgradienten  $\underline{\underline{S}}$  beschreibt. Die Variable  $\underline{\underline{\delta}}$  entspricht dem sogenannten Kronecker-Delta. [13]

In aktuellen CFD-Simulationsumgebungen ist die FVM die am häufigsten verwendete Lösungsmethode für die numerische Berechnung der oben genannten Gleichungen. Das Grundprinzip der FVM basiert auf der lokalen

Bilanzierung der strömungsmechanischen Modellgleichungen innerhalb diskreter Teilbereiche, die durch ein Gitter definiert sind. Bild 1 zeigt den grundlegenden Ansatz der FVM schematisch für einen zweidimensionalen Fall.

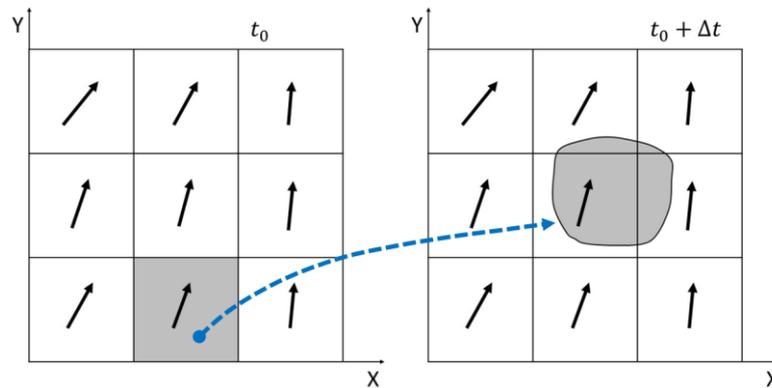


Bild 1: Schematische zweidimensionale Darstellung eines räumlich diskretisierten Strömungsgebietes und der zeitabhängigen Verschiebung eines Fluidelementes [14]

Bei der Verschiebung eines Fluidelements durch eine eintretende Strömung transportiert dieses die Größen Masse, Impuls und Energie entsprechend der Erhaltungssätze von der Ausgangsposition zum Zeitpunkt  $t_0$  zur neuen Position zum Zeitpunkt  $t_0 + \Delta t$ . Die Bilanzierung der konvektiven und diffusen Flüsse der gegebenen Erhaltungsgrößen erfolgt lokal an den Seitenflächen zwischen den Zellen durch Integration von Gleichung 1 über die Kontrollvolumen  $CV$ :

$$\int_{CV} \frac{\partial}{\partial t} (\rho \phi) dV = \int_{CV} (\nabla \cdot (D \nabla \phi) - \nabla \cdot (\underline{u} \rho \phi) + Q_\phi) dV \quad (9).$$

Durch Anwendung des Gauß'schen Integralsatzes werden die Volumenintegrale der konvektiven und diffusen Terme durch Oberflächenintegrale ersetzt, sodass die Berechnung der konvektiven und diffusen Strömungen durch die Oberfläche des Kontrollvolumens mit der Flächennormalen  $\hat{n}$  durchgeführt werden kann:

$$\int_{CV} \frac{\partial}{\partial t} (\rho \phi) dV = \oint_A (D \nabla \phi) \cdot \hat{n} dA - \oint_A (\underline{u} \rho \phi) \cdot \hat{n} dA + \int_{CV} Q_\phi dV \quad (10).$$

Durch Integration über das Zeitintervall  $\Delta t$  folgt:

$$\int_{CV} \left( \int_{t_0}^{t_0+\Delta t} \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} dt \right) dV = \int_{t_0}^{t_0+\Delta t} \left( \int_A \hat{n} \cdot (D \nabla \phi) dA \right) dt - \int_{t_0}^{t_0+\Delta t} \left( \int_A \hat{n} \cdot (\underline{u} \rho \phi) dA \right) dt + \int_{t_0}^{t_0+\Delta t} \left( \int_{CV} Q_\phi dV \right) dt \quad (11).$$

In OpenFOAM werden die resultierenden Gleichungen mit numerischen Methoden wie der expliziten und impliziten Euler-Methode und dem Crank-Nicolson-Verfahren diskretisiert und unter vorgegebenen Randbedingungen iterativ gelöst.

### 3 EBAM-PROZESSSIMULATION IN OpenFOAM

Der entwickelte Solver interTempFoam basiert auf dem von OpenFOAM bereitgestellten Grundsolver interFoam. Dieser ist für die Betrachtung instationärer, isothermer Strömungsvorgänge von zwei nicht-mischbaren, inkompressiblen Fluiden bzw. Phasen geeignet. Bei den hier relevanten Phasen handelt es sich um eine flüssige Kunststoffphase und eine gasförmige Luftphase. Letztere hat auf die Simulation der Kunststoffschmelze nur einen untergeordneten Einfluss, ist jedoch für die Modellierung der Phasengrenzen und resultierender Übergangsbedingungen notwendig. Außerdem wird diese Bedingung für die Ausbreitung der Schmelze benötigt, da diese in ein von Luft gefülltes Kontrollvolumen einströmt. Durch die Anwendung der FVM können einzelne Zellen von zwei Phasen besetzt sein, weshalb die Navier-Stokes-Gleichungen für ein Ersatzfluid mit gemittelten Stoffgrößen gelöst werden und die Zuweisung zur Phase anschließend durch bekannte Volumenanteile  $\alpha$  stattfindet. In Bild 2 ist dieser Zusammenhang veranschaulicht.

0	0	0	0
0	0	0	0
0,05	0,25	0,25	0,05
0,7	1	1	0,7

*Bild 2: Graphische Darstellung des Phasenvolumenanteils  $\alpha$  je Zelle für die grau dargestellte Phase*

Innerhalb des Grundsolvers wird eine konvektive Transportgleichung für den Phasenanteil gelöst und die Oberflächenspannung an der Phasengrenze als volumetrische Kraft innerhalb der Impulserhaltung einbezogen. Außerdem wird an der Grenzfläche ein zusätzlicher Kompressionsterm berücksichtigt, sodass folgt:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \underline{u}) + \lambda_m \nabla \cdot (a \cdot (1 - a) \underline{u}_c) = 0 \quad (12).$$

Die ersten beiden Summanden beschreiben das konvektive Transportmodell. Bei dem dritten Term handelt es sich um den Kompressionsterm. Dieser wird benötigt, da die Grenzfläche eine numerische Diskontinuität darstellt und numerische Diffusionsvorgänge die Folge wären. Hierzu wird die Relativgeschwindigkeit zwischen den beiden Phasen  $\underline{u}_c$  als resultierende Größe aus der gemittelten Dichte und Viskosität genutzt. In OpenFOAM wird diese mit dem sogenannten MULES-Verfahren (Abk. für: Multidimensional Universal Limiter for Explicit Solution) numerisch gelöst. Dieses Verfahren ist gängig bei der Beschreibung konvektiver Transportvorgänge. Die Erhaltungsgleichungen werden explizit gelöst. Nur so ist eine Begrenzung der Phasenanteile im physikalisch plausiblen Bereich zwischen den Werten 0 und 1 möglich.

Für eine möglichst realitätsnahe Modellierung des Fließverhaltens der Kunststoffschmelze ist die Implementierung entsprechender temperaturabhängiger Stoffgrößen entscheidend. Der verwendete Grundsolver interFoam ist jedoch für isotherme Strömungen ausgelegt und weist entsprechend keine temperaturabhängigen Gleichungssysteme auf. Diese werden für die Abbildung einer kompressiblen Strömung benötigt, sodass das für Kunststoffschmelzen wichtige pvT-Verhalten implementiert werden kann. Hierdurch lassen sich bspw. Rückschlüsse auf das Schwindungsverhalten während der Fertigung ableiten. Außerdem hat die Temperatur einen Einfluss auf die Viskosität der Schmelze, sodass temperaturabhängige rheologische Eigenschaften im entwickelten Solver interTempFoam ebenfalls berücksichtigt werden können.

Zu den thermischen Eigenschaften zählen die spezifische Wärmekapazität, die Glasübergangstemperatur und die Wärmeleitfähigkeit. Erstere ist im Grundsolver als Konstante zur Lösung der Gleichungssysteme berücksichtigt, wird hier jedoch mit temperaturabhängigen Messdaten zu einer Variablen geändert. Die Messdaten werden mit einer durchgeführten dynamischen Leistungs-Differenzkalorimetrie ermittelt, für die das Prüfgerät DSC8500 (PerkinElmer, Inc., USA, Massachusetts, Waltham) genutzt wird. Es lassen sich kalorische Effekte durch einen Vergleich mit einer Referenz unter der Annahme auszuschließender Reaktions- und/oder Umwandlungswärmeströme messen. Durch die bekannte Heizrate  $\frac{dT}{dt}$ , die Probenmasse  $m$  und die gemessene Wärmestrombilanz  $\Delta\dot{Q}$  folgt die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  zu

$$c_p = \frac{\dot{Q}_{Probe} - \dot{Q}_{Referenz}}{\frac{dT}{dt} \cdot m} \quad (13).$$

Genutzt wird für diese Messung die von PerkinElmer, Inc. entwickelte StepScan™-Messroutine, bei der sich eine isotherme Haltephase an eine Temperaturänderung anschließt. Im Rahmen dieses Beitrags wird eine Schrittweite von 2 °C bei einer Heizrate von 10 °C/min gewählt. Die Dauer der Haltephase hängt von der Angleichung der Proben temperatur an die Solltemperatur ab. Ein Abbruchkriterium bzw. eine Gleichgewichtsbedingung begrenzt die Dauer auf 180 s. Zusätzlich wird die Probe aufgeheizt und abgekühlt, da unterschiedliche Verläufe denkbar sind und eine entstehende

Stufe des Verlaufs im Bereich des Glasübergangs so genauer abgebildet wird. Für das hier verwendete Acrylnitril-Butadien-Styrol (kurz: ABS) der Produktfamilie Novodur® (INEOS Styrolution Group GmbH, Deutschland, Frankfurt am Main) folgt der in Bild 3 dargestellte Verlauf der spezifischen Wärmekapazität über der Temperatur. Der durch die Stufe sichtbare Glasübergangsbereich erstreckt sich von 90 °C bis 124 °C. Nach DIN 53765 und DIN EN ISO 11357 lässt sich die Glasübergangstemperatur als halbe Stufenhöhe bei Vernachlässigung der Relaxationspeaks zu 107 °C bestimmen.

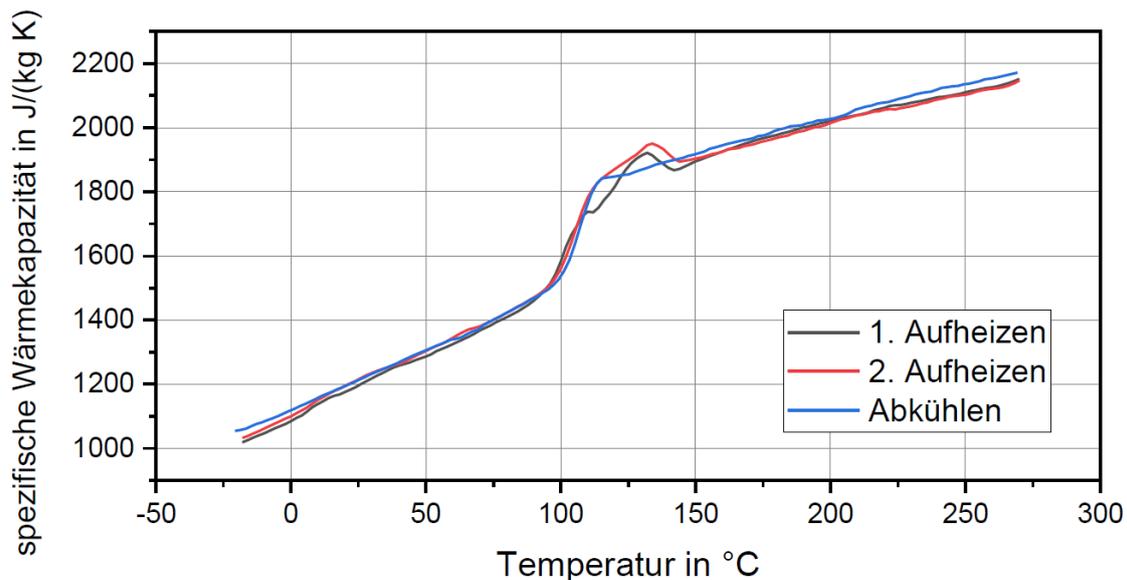
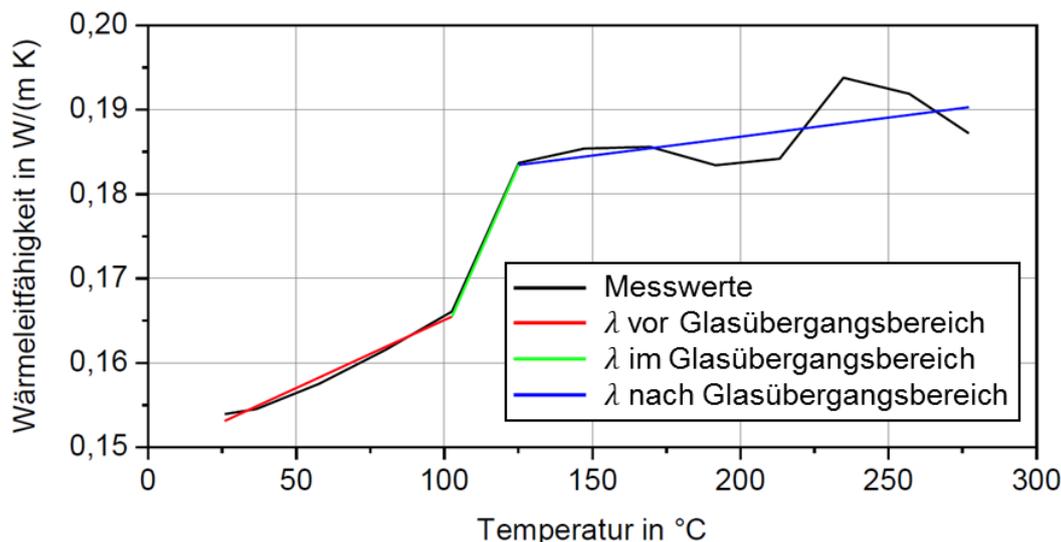


Bild 3: Spez. Wärmekapazität über der Temperatur für Aufheiz- und Abkühlvorgänge des betrachteten ABS

Die letzte, hier relevante thermische Größe ist die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ . Diese ist als Wärmemenge  $Q$  definiert, die durch eine Schicht der Fläche  $A$  mit der Schichtdicke  $s$  innerhalb von 1 s strömt, während zwischen den gegenüberliegenden Flächen ein Temperaturunterschied  $\Delta T$  von 1 K anliegt. Nach DIN 1341 lässt sie sich wie folgt bestimmen:

$$\lambda = \frac{Q \cdot s}{A \cdot \Delta T} \quad (14).$$

Diese Größe wird innerhalb der hier beschriebenen Prozesssimulation für den Wärmetransport innerhalb einer einzigen Phase benötigt. Die Messwerte werden dabei aus der Materialdatenbank der Software Moldflow® (Autodesk, Inc., USA, Kalifornien, San Rafael) entnommen, die mit der Line-Source-Methode bestimmt und dort hinterlegt ist. In Bild 4 ist das entsprechende Diagramm der Wärmeleitfähigkeit über der Temperatur dargestellt. Implementiert werden diese Messdaten über die drei in rot, grün und blau dargestellten Geraden vor, während und nach dem Glasübergangsbereich als vereinfachende Approximation.



**Bild 4:** Verlauf der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur des betrachteten ABS aus der Datenbank der Software Autodesk Moldflow®

Die kompressiblen Eigenschaften der Kunststoffphase werden nicht als pvT-Datensatz, sondern als Modell implementiert. Diesbezüglich ist das Tait-Modell etabliert, das die Berechnung des spezifischen Volumens abhängig von Druck und Temperatur ermöglicht. Dieses Modell ist zur Abbildung des pvT-Verhaltens amorpher wie auch teilkristalliner Kunststoffe zulässig. Das spezifische Volumen  $v$ , welches den Kehrwert der Dichte  $\rho$  darstellt, ist wie folgt zu ermitteln:

$$v(T, p) = \frac{1}{\rho(T, p)} = v_0(T) \cdot \left( 1 - C \cdot \ln \left( 1 + \frac{p}{B(T)} \right) \right) + v_t(T, p) \quad (15).$$

Der Parameter  $C$  wird in diesem Modell als konstant mit einem Wert von 0,0894 angenommen. Die übrigen Parameter  $v_0(T)$ ,  $v_t(T, p)$  und  $B(T)$  werden mit den Zusammenhängen in Tabelle 1 bestimmt. Dabei ist der Bereich ober- und unterhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$  zu unterscheiden. Diese Temperatur ist druckabhängig und deshalb für jeden Druck vorab zu bestimmen. Die Anpassung der 13 Modellparameter erfolgt mittels nichtlinearer Regression und wird im Rahmen dieses Beitrags ebenfalls aus der Materialdatenbank der Software Moldflow® für denselben ABS-Kunststoff entnommen.

$$T_g(p) = b_5 + b_6 \cdot p \quad (16)$$

$T \geq T_g$	$T < T_g$
$v_0 = b_{1m} + b_{2m} \cdot (T - b_5) \quad (17)$	$v_0 = b_{1s} + b_{2s} \cdot (T - b_5) \quad (20)$
$B(T) = b_{3m} \cdot e^{-b_{4m} \cdot (T - b_5)} \quad (18)$	$B(T) = b_{3s} \cdot e^{-b_{4s} \cdot (T - b_5)} \quad (21)$
$v_t(T, p) = 0 \quad (19)$	$v_t(T, p) = b_7 \cdot e^{(b_8 \cdot (T - b_5)) - (b_9 \cdot p)} \quad (22)$

**Tabelle 1:** Gültigkeitsbedingungen und Gleichungen des Tait-Modells

In Bild 5 ist das resultierende  $p$  $v$  $T$ -Diagramm dargestellt. Für das FLM-Verfahren ist der Druckbereich von 1 bar bis 10 bar relevant. Dieser Umstand wird innerhalb der hier durchgeführten Simulationen bestätigt. Sichtbar wird nur ein marginaler Unterschied der zugehörigen Kurven, sodass hier eine Vereinfachung des Modells unter Ausschluss der Druckabhängigkeit zugunsten eines reduzierten Rechenaufwands bei zukünftigen Untersuchungen abzuwägen ist.

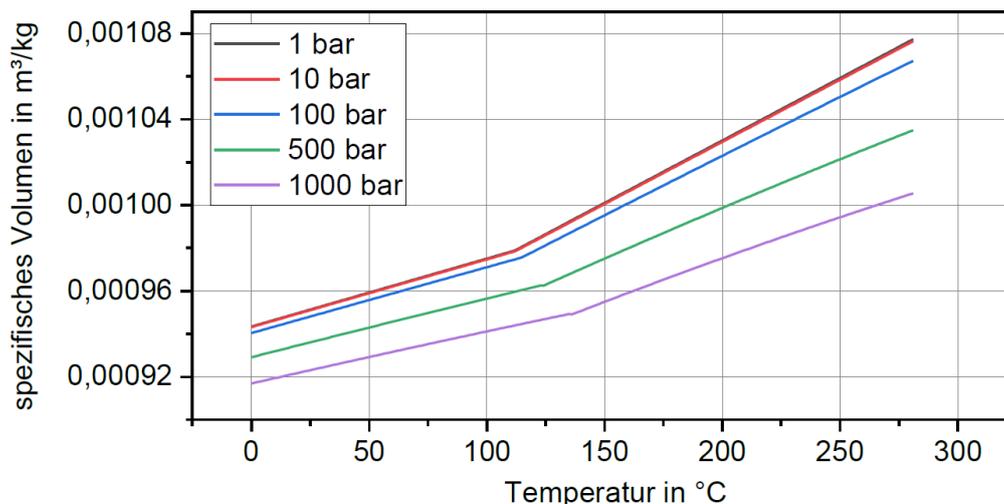


Bild 5:  $p$  $v$  $T$ -Diagramm des betrachteten ABS aus der Datenbank der Software Autodesk Moldflow®

Des Weiteren werden in den Grundsolver rheologische Eigenschaften implementiert. Diese beschreiben allgemein das Verformungs- und Fließverhalten der Kunststoffschmelze. Eine typische Kenngröße ist hier die dynamische Viskosität, die den Widerstand des Kunststoffes gegen eine während des Fließens einwirkende, äußere Kraft beschreibt.

Auch bei dieser Eigenschaft liegt eine Druck- und Temperaturabhängigkeit vor. Außerdem ist eine charakteristische Eigenschaft thermoplastischer Kunststoffe, im unteren Schergeschwindigkeitsbereich ein Newton'sches Fließverhalten aufzuweisen und bei höheren Schergeschwindigkeiten in ein strukturviskoses, scherverdünnendes Verhalten überzugehen. Auch an dieser Stelle wird auf Daten aus der Materialdatenbank der Software Moldflow® zurückgegriffen. Der Datensatz ist in Bild 6 in einem Diagramm dargestellt.

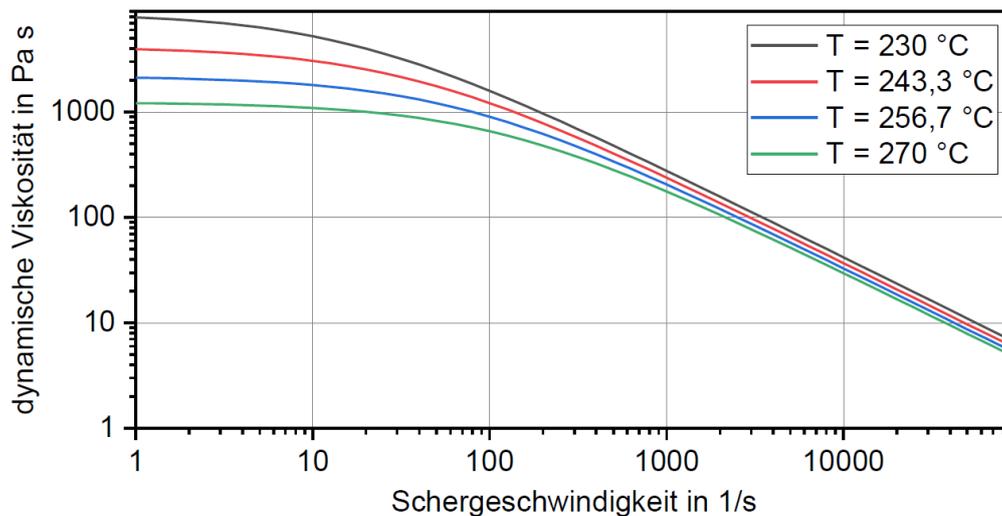


Bild 6: Doppellogarithmische Darstellung der dynamischen Viskositäten über der Schergeschwindigkeit für das ABS aus der Datenbank der Software Autodesk Moldflow®

Aufgetragen sind vier temperaturabhängige Verläufe der dynamischen Viskosität  $\eta$  über der Schergeschwindigkeit  $\dot{\gamma}$ . Diese folgen aus dem Cross-WLF-Modell, dessen Modellparameter in Moldflow® hinterlegt sind. Berechnet werden die Verläufe mit folgender Gleichung:

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0 \cdot \dot{\gamma}}{\tau^*}\right)^{1-n}} \quad (23).$$

Der Parameter  $\eta_0$  entspricht der Nullviskosität im sog. Newton'schen Plateau bei geringen Schergeschwindigkeiten,  $\tau^*$  wird als kritische Spannungsebene verstanden und beschreibt den Übergang vom Newton'schen zum strukturviskosen Fließverhalten.  $n$  entspricht der konstanten Steigung der Kurven bei doppellogarithmischer Auftragung im strukturviskosen Fließbereich. Der für das FLM-Verfahren relevante Bereich liegt bis zu einer Schergeschwindigkeit von 100 1/s innerhalb der Düse vor [11]. Da diese im Rahmen dieses Beitrags nicht betrachtet wird, sind lediglich Schergeschwindigkeiten bis 10 1/s zu beobachten. Die rheologischen Eigenschaften werden deshalb im Rahmen dieses Beitrags als Newton'sches Fließverhalten unter Berücksichtigung der Temperatur vereinfacht.

Neben diesen materialspezifischen Eigenschaften ist noch der Phasenübergang von flüssig bzw. schmelzeförmig zu fest in die numerische Berechnung zu implementieren. Ein solcher Phasenübergang existiert in diesem Solver nicht, weshalb sich meist mit der deutlichen Erhöhung der Viskosität beholfen wird. Diese führt zwar bei der Abnahme der Temperatur zu gleichen Ergebnissen während der Betrachtung eines einzigen Stranges, allerdings ist die Strömung nicht gestoppt und führt bei größeren Simulationszeiträumen zu deutlichen Abweichungen und zu einem erheblichen Rechenaufwand. Ein plötzlicher Übergang von flüssig zu fest führt außerdem zu

einer Diskontinuität und verringert die Stabilität der Simulation. Aus diesem Grund wird der Parameter  $\beta$  als temperaturabhängiger Flüssigkeitsanteil eingeführt:

$$\beta = \frac{T - T_s}{T_l - T_s} \quad (24).$$

Die Indizes der Parameter stehen für solid (engl. für: fest) und liquid (engl. für: flüssig) und sind im Rahmen dieses Beitrags als Glasübergangstemperatur und initiale Schmelztemperatur definiert. Die Werte dieser dimensionslosen Größe liegen im Bereich von 0 (fest) bis 1 (flüssig). Der Flüssigkeitsanteil  $\beta$  wird in folgender Gleichung berücksichtigt, die nach [15] aus der Carman-Kozeny-Gleichung folgt:

$$A = C \frac{(1 - \beta)^2}{(\beta^3 + q)} \quad (25).$$

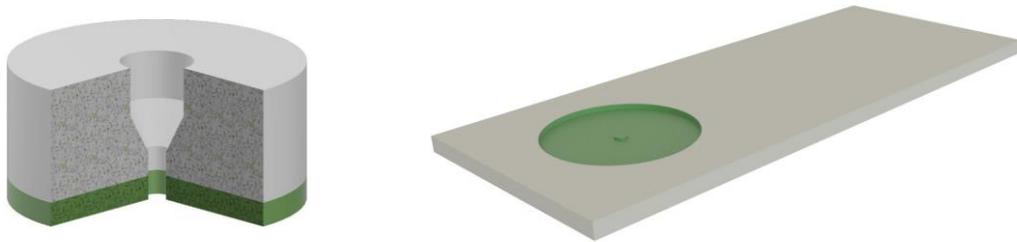
Der Parameter  $C$  ist materialabhängig und wird nach [15] mit dem Wert  $1,6 \cdot 10^3$  übernommen. Für einen gegen Null strebenden Flüssigkeitsanteil  $\beta$  wird der Parameter  $q$  eingeführt und gleich dem Wert 0,001 gesetzt, damit eine Division durch Null ausgeschlossen wird. Mit der Größe  $A$  wird anschließend ein Senkenterm  $S_u$  der Impulsgleichung hinzugefügt:

$$S_u = A \cdot v \quad (26).$$

Für eine flüssige Phase mit  $\beta = 1$  strebt  $A$  und entsprechend der Senkenterm  $S_u$  gegen 0, wodurch die Impulserhaltungsgleichung nicht verändert wird. Durch eine abnehmende Temperatur wird der Parameter  $A$  größer. Im Bereich der Erstarrungstemperatur dominiert der Senkenterm  $S_u$  die Impulsgleichung mit dem Effekt einer sich Null annähernden Geschwindigkeit.

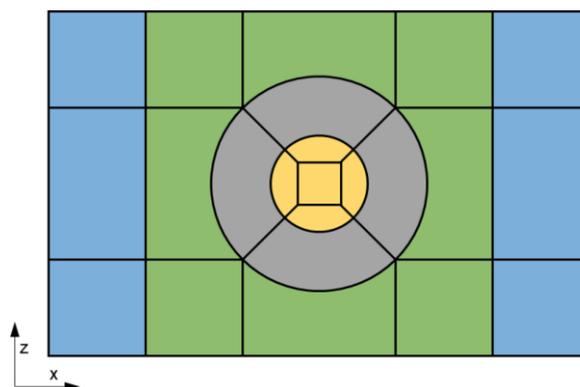
## 4 SIMULATION, VALIDIERUNG UND DISKUSSION

Das wesentliche Ziel der hier dargestellten Prozesssimulation ist die Steigerung des Verständnisses für die extrusionsbasierten additiven Fertigungsverfahren während des Materialaustrags. Während der Abkühlung treten die wesentlichen materialspezifischen Effekte im FLM-Verfahren auf, die zu geometrischen Abweichungen, Verwerfungen oder zur Delamination und damit ggf. zum Prozessabbruch führen. Aus diesem Grund liegt der Fokus auf dem Moment des Ablegens des Schmelzestranges, sodass die Prozesssimulation ab dem Zeitpunkt des Austritts der Schmelze aus der Düse beginnt.



*Bild 7: Referenzdüse mit in Grün markiertem, simuliertem Bereich (links) und gesamter Simulationsraum (rechts)*

In Bild 7 ist eine schematische Darstellung der Düse sowie des in Grün markierten und bei der Berechnung betrachteten Bereiches abgebildet. Die Geometrie basiert auf einer am Lehrstuhl für Kunststofftechnologie der TU Dortmund erprobten Düse, die einen Austrittsdurchmesser von 1 mm und eine zylindrische anstelle der üblicherweise konischen Außengeometrie aufweist. Durch die auf 12 mm vergrößerte, ebene Fläche am Austritt führt eine Überextrusion zu einer bis zu 6 mm breiten Bahn, die auch im Rahmen dieses Beitrags betrachtet wird. Die Übertragung dieser Düsengeometrie ergibt den in Bild 7 rechts abgebildeten Simulationsraum. Neben den bekannten Abmessungen der Düse weist dieser Raum eine Länge von 120 mm, eine Breite von 20 mm und eine Höhe von 1,5 mm auf. Der Abstand zwischen Düse und Druckbett bzw. Unterseite des Simulationsraumes beträgt 1 mm und entspricht der Dicke des simulierten Stranges. Die Aufmaße des Simulationsraumes im Vergleich zum simulierten Strang werden zur Stabilisierung der numerischen Berechnung benötigt. An den Rändern werden Annahmen getroffen, die in der Realität nicht vorliegen. Um den Einfluss der zusätzlichen Wandrandbedingungen auf das Fließverhalten zu minimieren, erweisen sich diese Aufmaße gemessen an der Plausibilität der Ergebnisse als zielführend.



*Bild 8: Strukturierung des Simulationsraumes in einzelne Blöcke*

Weiterhin wird der Simulationsraum in Blöcke strukturiert. Dies ist notwendig, um ein konsistentes Rechengitter zu generieren und die Simulationsgüte zu erhöhen. Außerdem ermöglicht dies die Parallelisierung der Berechnung auf mehreren Rechenkernen. Die Strukturierung ist in Bild 8 in einer Draufsicht

dargestellt. Die Farben markieren verschiedene Bereiche der räumlichen Diskretisierung des Berechnungsgitters. In Gelb ist der Düsenaustrittsbereich dargestellt. Eine Vernetzung von runden Geometrien mit hexaedrischen Elementen ist mit dieser Strukturierung in fünf Blöcke konsistent umzusetzen. Der anschließende, graue Bereich kennzeichnet die ebene Düsenoberfläche als mögliche Kontaktfläche des extrudierten Stranges. Der grüne Bereich dient zur Verknüpfung der runden Kontur mit dem quaderförmigen Simulationsraum, der mit dem blauen Bereich dargestellt wird. In dieser Version der Prozesssimulation kann der blaue Bereich beliebig vergrößert werden. Dies hat einen direkten Einfluss auf die maximale Stranglänge bei einer Extrusion in x-Richtung.

Als Gittergenerator wird blockMesh genutzt. Dieser ist ebenfalls Bestandteil der OpenFOAM-Umgebung und ermöglicht die Vernetzung mit Hexaedern. Eine Teilansicht des blockstrukturierten Rechengitters ist in Bild 9 dargestellt. Die Elementgröße orientiert sich vor allem an der Courant-Zahl

$$Cou = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x} < 1 \quad (27).$$

Diese beschreibt einen Zusammenhang zwischen der lokalen Geschwindigkeit der Strömung  $u$ , dem Zeitschritt  $\Delta t$  und dem Ortsschritt  $\Delta x$ . Eine Diskretisierung nach dem expliziten Euler-Verfahren gilt nur für  $Cou < 1$  als stabil. Im Rahmen einer erweiternden Konvergenzanalyse zur Untersuchung des Einflusses der Elementgröße auf das Simulationsergebnis erweist sich das dargestellte Rechengitter als geeignet zur Abbildung des Strömungsproblems.

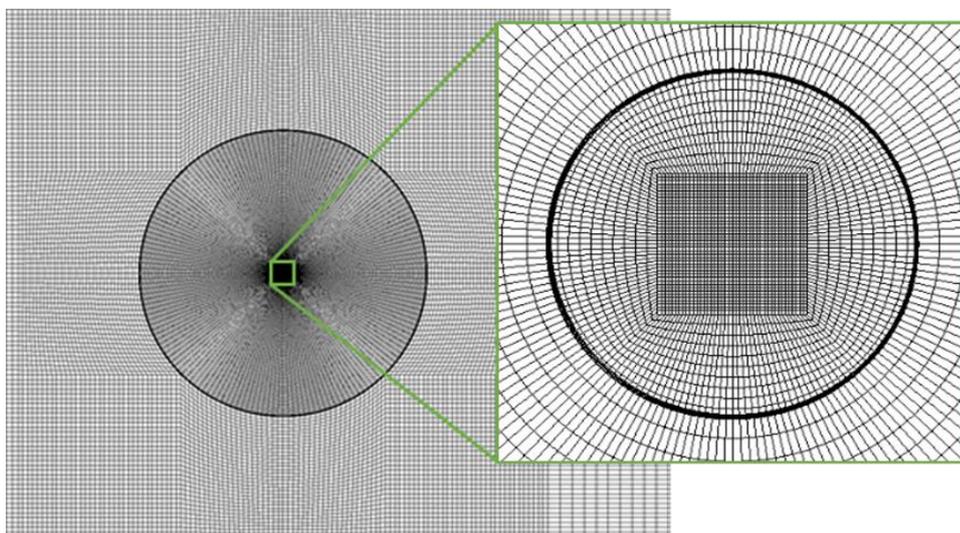
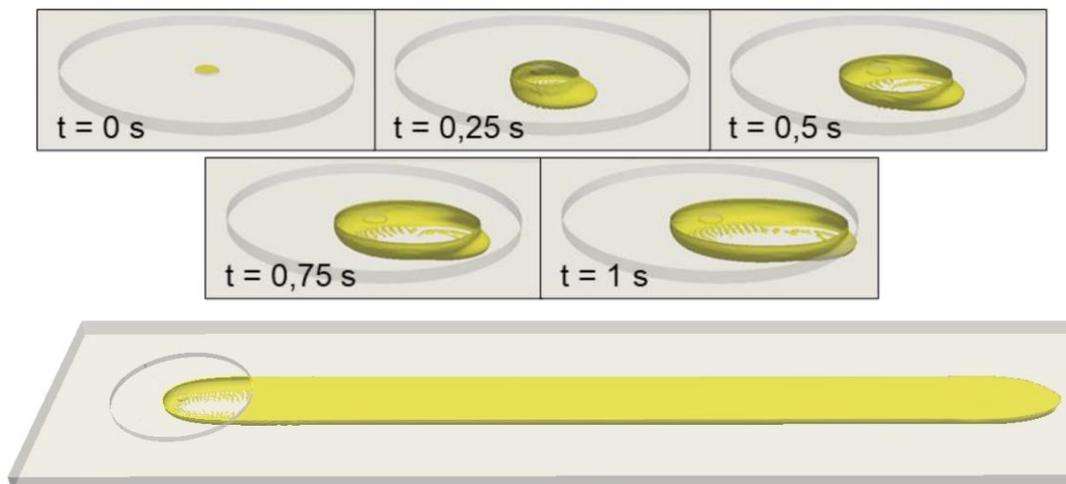


Bild 9: Darstellung einer Teilansicht des mit blockMesh erstellten Rechengitters

Initiiert wird die Simulation mit einem vollständig mit Luft gefüllten Simulationsraum. Einzig der Bereich des Düsenaustrittes ist mit der Kunststoffphase gefüllt. Die Temperatur der Luftphase beträgt 190 °C, da diese Bedingung zu einer schnelleren Stabilisierung im Bereich zwischen dem

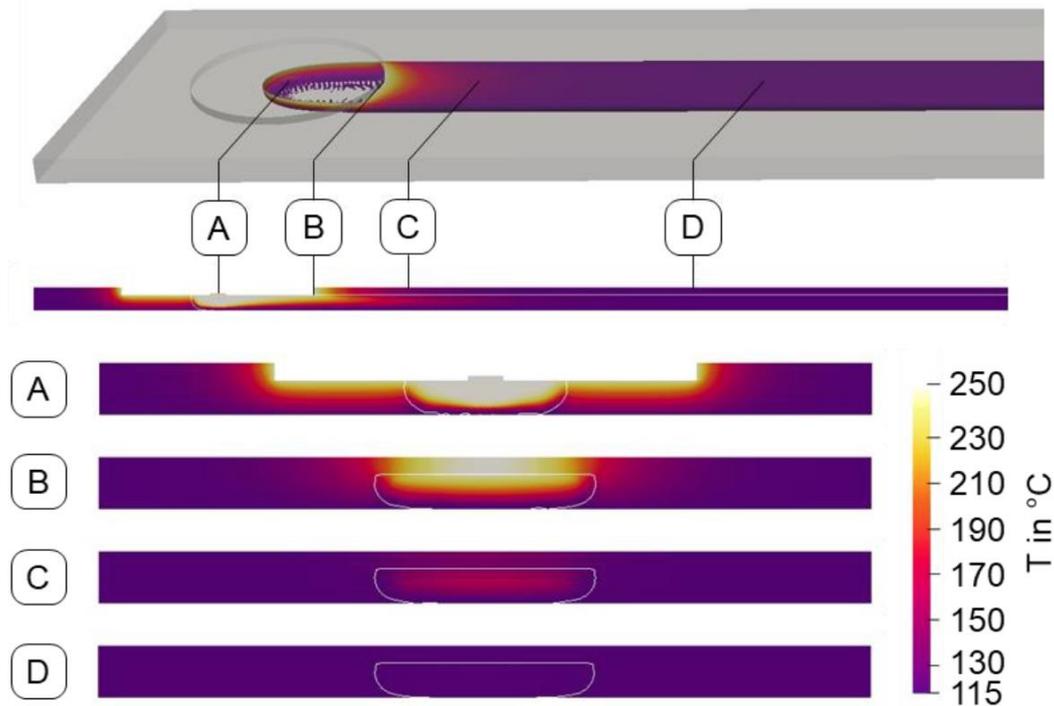
Druckbett und der wärmeren Düse führt. Die Düsen- und Schmelzetemperatur wird mit 250 °C festgelegt.



*Bild 9: Ausgewählte Zeitpunkte der Simulation mit dem Schmelzestrang unterhalb der Düse (oben) und das Endresultat der Simulation (unten)*

Der Druck entspricht dem Atmosphärendruck von 1 bar. Weiterhin werden die Randflächen des Simulationsraumes mit einem Druckgradienten von Null definiert. Das Druckbett bzw. die Unterseite des Simulationsraumes wird mit 115 °C initiiert und erlaubt keinen Ein- und Austritt der Phasen. Außerdem wird diese Simulationsraumbegrenzung mit einer Geschwindigkeit entsprechend der realen Fertigungsbedingungen versehen. Im Vergleich zu einer sich bewegenden Düse wird kein dynamisches Rechengitter benötigt und bei ähnlichen Ergebnissen Rechenzeit eingespart. Die Geschwindigkeit des Druckbettes beträgt 37 mm/s und die Schmelze tritt mit 5 mm/s in den Simulationsraum ein bzw. aus der Düse aus.

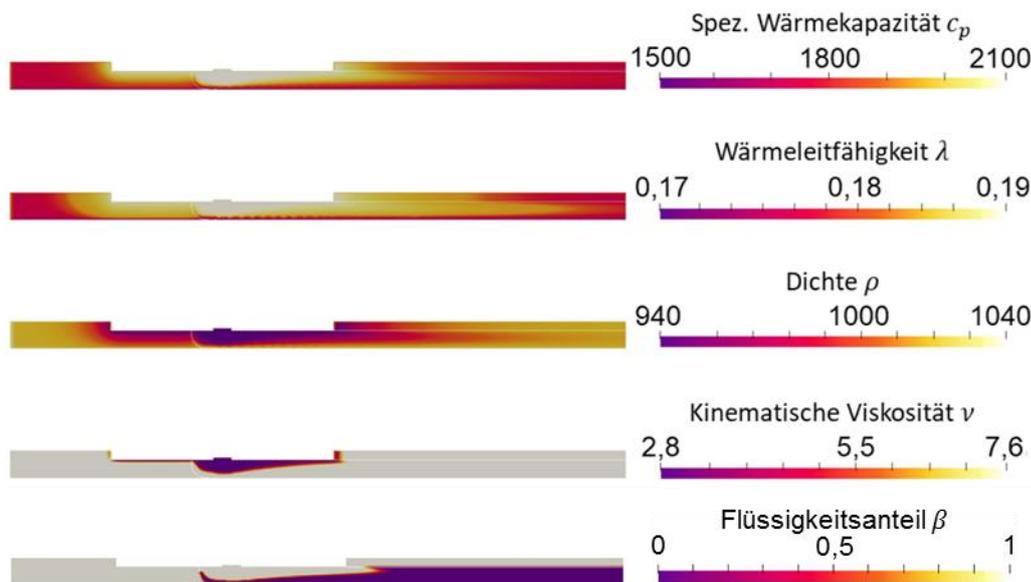
Mit diesen Randbedingungen werden die Simulationen durchgeführt. In Bild 9 sind fünf Zeitpunkte vom Beginn der Simulation bis zu 1 s dargestellt. Der sichtbare Ring entspricht dem Durchmesser der ebenen Düsenoberfläche. In Gelb ist der extrudierte Strang bzw. die Phasengrenze als Oberfläche zwischen Kunststoff und Luft dargestellt, sodass der Strang hohl erscheint. Zudem ist Bild 9 der gesamte Strang mit einer Länge von 110 mm, einer Breite von 6 mm und einer Höhe bzw. Schichtdicke von 1 mm zu entnehmen.



*Bild 10: Temperaturverteilung innerhalb des abkühlenden Stranges von oben, im Längsschnitt sowie in vier Querschnitten A bis D*

In Bild 10 sind die mithilfe der Prozesssimulation berechneten Temperaturverteilungen dargestellt. Sichtbar werden eine unter einem Winkel angestellte Draufsicht analog zu Bild 9 unten sowie ein Längsschnitt. Weiterhin sind vier Querschnitte A bis D quer zum abgelegten Strang abgebildet. Anhand der Skalierung wird die Schmelztemperatur von 250 °C in den weißgelben sowie die Druckbetttemperatur von 115 °C in den violetten Bereichen deutlich. Erstere trifft auf die Düsengeometrie sowie auf die in A ausströmende Schmelze zu. Nach 6 mm wird bei B im unteren Bereich eine deutliche Abkühlung des Stranges infolge des Kontakts zum kälteren Druckbett sichtbar, sodass der Strang nur noch im Kontaktbereich zur Düse eine Temperatur von 250 °C aufweist. Außerhalb dieses Bereichs wird bei C nach 12 mm eine auf etwa 160 °C reduzierte Maximaltemperatur ersichtlich. Nach 28 mm wird bei D ein vollständig auf Druckbetttemperatur abgekühlter Strang berechnet. In den Schnittansichten ist mit der weißen Kontur der Strangquerschnitt verdeutlicht. Dieser verändert sich von B nach C infolge der Ablösung von der Düse marginal und von C nach D nicht mehr signifikant.

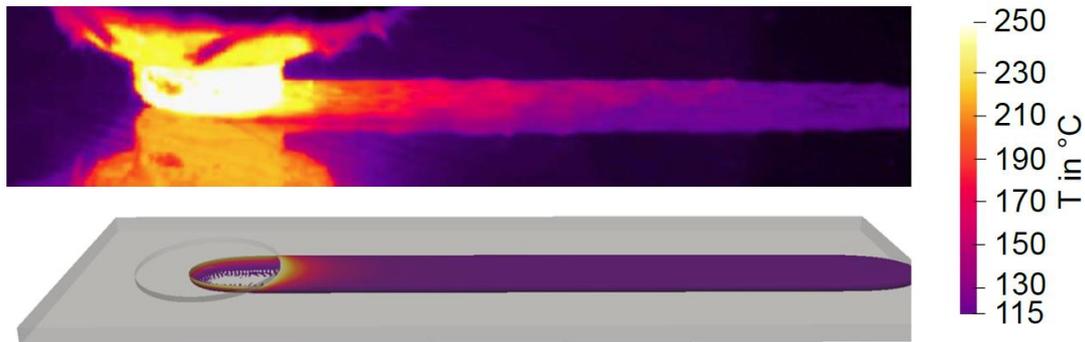
Darüber hinaus lassen sich für den Längsschnitt aus Bild 10 die implementierte Temperaturabhängigkeit in Form der materialspezifischen Eigenschaften auswerten. Dargestellt sind diese in Bild 11.



**Bild 11:** Darstellung der implementierten, temperaturabhängigen Eigenschaften: Spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit, Dichte, Kinematische Viskosität, Flüssigkeitsanteil

Analog zu obiger Temperaturverteilung wird eine von dieser abhängigen Verteilung der spezifischen Wärmekapazität, der Wärmeleitfähigkeit, der Dichte sowie der kinematischen Viskosität deutlich. Außerdem ist der Flüssigkeitsanteil abhängig von der Temperatur dargestellt. Anhand der letzten beiden Verteilungen wird eine Erstarrung des Schmelzestranges unmittelbar nach dem Ausströmen aus der Düse sichtbar. Im Kontaktbereich mit der Düse verbleibt die Schmelze bei einer Temperatur von 250 °C, sodass die Erstarrung über den gesamten Querschnitt entsprechend erst nach Entfernung der Düsengeometrie erfolgt.

Unter denselben Bedingungen hinsichtlich der Materialeigenschaften und Prozessparameter wird eine experimentelle Untersuchung zur Validierung der Simulation durchgeführt. Dabei wird der Fertigungsprozess mit dem IR-Thermografiesystem Imager 8320 hp S (InfraTec GmbH, Deutschland, Dresden) messtechnisch erfasst. Die Kalibrierung des Emissionskoeffizienten erfolgt dabei taktill mit einem Thermoelement. Eine Momentaufnahme der erfassten Wärmestrahlung für einen 60 mm langen, 6 mm breiten und 1 mm hohen Strang ist in Bild 12 oben dargestellt. Darunter ist eine Abbildung des Simulationsergebnisses aufgeführt. Die Skalierung der Farben und Temperaturen sind für beide Ansichten identisch. Der weißgelbe Bereich entspricht der Düse und der extrudierte Strang verläuft nach rechts. Der orangene Bereich unterhalb der Düse resultiert aus einer Reflexion der austretenden IR-Strahlung am Druckbett, sodass es sich um eine zu vernachlässigende Spiegelung handelt.



*Bild 12: Vergleich der experimentell ermittelten Verteilung der Oberflächentemperatur (oben) und der Ergebnisse der numerischen Prozesssimulation (unten)*

Unmittelbar hinter der Düse sind die gemessenen und simulierten Temperaturen vergleichbar. Im Versuch weist der Strang eine langsamer abkühlende Oberfläche auf, sodass eine homogene Temperatur von 115 °C erst nach etwa 22 mm anstatt des simulierten Weges von 13 mm gemessen wird. In dem nachfolgenden Bild 13 wird dies in vergleichenden Verläufen verdeutlicht. Die Temperatur wird beginnend bei der Düse entlang dreier oberflächlicher Pfade über den Weg aufgetragen. Die unterbrochenen Linien kennzeichnen die Temperaturverläufe der Simulation, die durchgezogenen die der realen Versuche. Diese schwanken um einen exponentiellen Verlauf infolge der Veränderung der Oberflächenbeschaffenheit und daraus resultierender, lokal unterschiedlicher Emissionszahlen.

Bei den schwarzen Verläufen, die einem Pfad mittig auf der Oberfläche folgen, beginnen sowohl die Simulation als auch der Versuch bei 250 °C. Die Temperatur fällt in der Realität jedoch deutlich langsamer ab. In der Simulation wird die in den Randbedingungen vorgegebene Grenztemperatur von 115 °C nach 13 mm erreicht. Im Versuch wird diese Grenze erstmalig nach 22 mm unterschritten. Gleiches gilt für die Verläufe am Rand, die infolge der bereits vorliegenden Distanz zur Düse eine niedrigere Starttemperatur aufweisen und bei 20 mm die Druckbetttemperatur unterschreiten. In der Simulation wird dieser Grenzwert mit 11 mm (rot) und 7 mm (blau) wesentlich früher erreicht. Im weiteren Verlauf der Versuche fällt außerdem eine Unterschreitung der Druckbetttemperatur auf. Diese ist aufgrund des untemperierten Bauraumes möglich. Eine Unterschreitung wird in der Simulation durch die getroffenen Annahmen und Randbedingungen unterbunden.

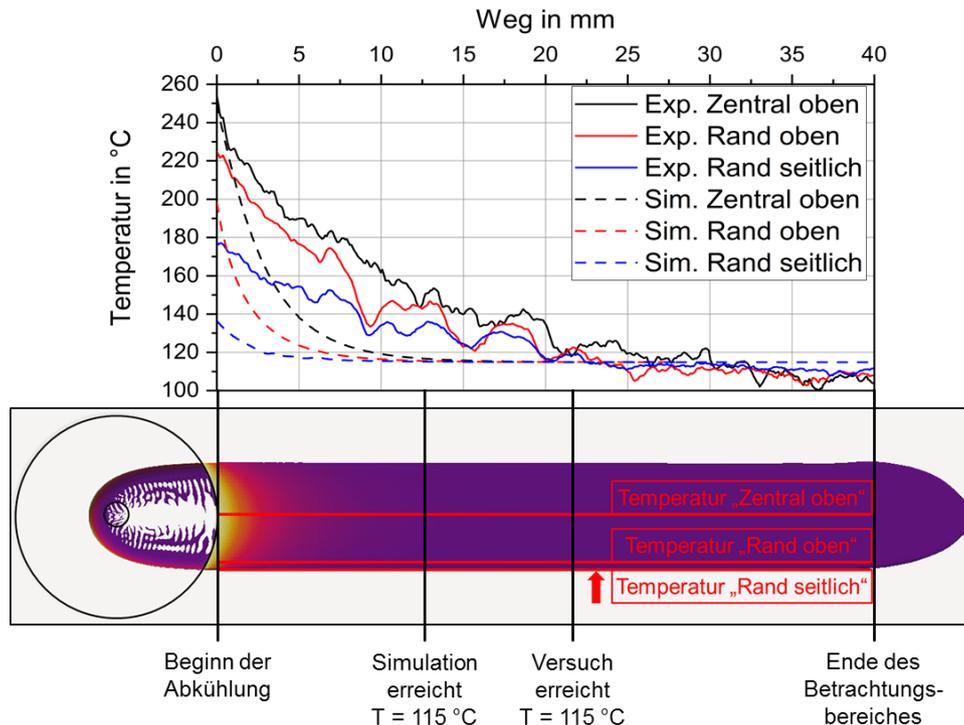


Bild 13: Temperaturverläufe entlang dreier Pfade beginnend bei der Düse bis zur Annäherung an Grenzwerte

Die Abweichungen sind auf zwei wesentliche Ursachen zurückzuführen. Zum einen ist die schneller erhaltete Oberfläche auf die Lösung der implementierten Energieerhaltungsgleichung zurückzuführen. An der Phasengrenze wird die vorliegende Energie infolge der phasenanteiligen Mittelung der Stoffgrößen verfälscht. Somit wird an der Oberseite mehr Energie abgeführt, sodass eine Implementierung realitätsnäherer Wärmeübergangsbedingungen notwendig ist. Zum anderen ist in der Realität zu erwarten, dass die auf dem Druckbett abgelegte Schmelze eine lokale Erwärmung des Druckbettes hervorruft. Die Randbedingungen der Prozesssimulation erlauben diese Erwärmung bisher nicht, da das Druckbett eine erzwungene und konstante Temperatur von 115 °C aufweist. Dies erklärt bspw. den Verlauf des Flüssigkeitsanteils in Bild 11, da eine erstarrte Schicht direkt unterhalb des Düsenaustritts in dieser Ausprägung nicht zu erwarten ist.

Deutlicher wird es bei Betrachtung der Auswirkungen auf die resultierende Stranggeometrie. In Bild 14 werden der berechnete mit dem experimentell ermittelten Querschnitt verglichen. Durch die getroffene Randbedingung wird übermäßig viel Wärme aus der Kunststoffphase abgeführt und der Wärmeübergang zwischen Kunststoffphase und Druckbett verfälscht abgebildet. Die Abkühlung der Schmelze findet beschleunigt statt und verändert das Fließverhalten zu den Rändern. Während die maximale Breite im Experiment etwa bei der halben Stranghöhe erreicht wird, verschiebt sich dieser Punkt in der Simulation nach oben, da die Schmelze dort noch nicht erstarrt ist.

Außerdem ist in der Simulation eine breitere Bahn zu beobachten, da eine Randbedingung aus identischen Volumenströmen besteht.



Bild 14: Vergleich der realen (gelb mit schwarzem Rand) mit der rechnergestützt ermittelten Stranggeometrie (rote Kontur)

Letztlich macht dies die Definition eines an das reale Druckbett angelehnten Wärmestromes anstelle der Temperatur als Optimierung des Berechnungsmodells erforderlich. Die ausgeprägtere Wärmeentwicklung bzw. -leitung im Inneren des simulierten Stranges zeigt hingegen die Plausibilität des numerischen Berechnungsmodelles der entwickelten Prozesssimulation.

## 5 ZUSAMMENFASSUNG

Viele additive und besonders die extrusionsbasierten Fertigungsverfahren werden bisher nach dem Trial-and-Error-Prinzip angewendet. Das Prozessverständnis basiert häufig auf Erfahrungswerten und folgt selten geometrie- oder werkstoffunabhängigen Kennwerten. Bei anderen Fertigungsverfahren sind prädiktive, rechnergestützte Hilfsmittel fest in der Wertschöpfungskette etabliert, weshalb im Rahmen dieses Beitrags ein Ansatz zur Abbildung der EBAM-Verfahren am Beispiel des FLM-Verfahrens vorgestellt wird. Als Simulationsumgebung wird die frei verfügbare Software OpenFOAM genutzt. Darin wird ein Solver für nicht-mischbare Zweiphasenströmungen aus Luft und einer Kunststoffschmelze unter Berücksichtigung thermischer und kompressibler Vorgänge entwickelt. Basierend auf ermittelten und implementierten, materialspezifischen Kenngrößen wird der Ablagevorgang eines einzelnen Schmelzestranges auf ein beheiztes Druckbett simuliert und mit thermografischen Analyseverfahren eines realen Versuchs validiert. Neben ähnlichen geometrischen Abmessungen des resultierenden Stranges bei identischen Eingangsmassenströmen weichen die Temperaturverteilungen noch vergleichsweise weit voneinander ab. Diese Abweichung ist eine Folge der vereinfachten Wärmeübergangsbedingungen zwischen Druckbett und Kunststoff sowie Kunststoff und Luft. An dieser Stelle sind weitere Untersuchungen anzuknüpfen und eine realistischere Abbildung des Prozesses anzustreben. Auch kann nach diesem Schritt der Einfluss überlagerter Effekte wie bspw. der numerischen Diffusion untersucht und bewertet werden. Die Erweiterung des Simulationsraumes um den Bereich innerhalb der sich verengenden Düse ist künftig zu berücksichtigen. Eine Ablage mehrerer

Stränge auf- und nebeneinander zur prädiktiven Abbildung des entstehenden Schichtverbunds ist ebenfalls Gegenstand zukünftiger Vorhaben. Hieraus lassen sich Erkenntnisse hinsichtlich der adhäsiven Bindungen zwischen den Bahnen und Schichten ableiten. Außerdem ist die Simulation auf Kunststoffe mit ausgeprägtem und typischerweise problematischem Schwindungsverhalten anzuwenden, sodass sich die rechnergestützt ermittelten Schwindungsdaten auf mechanische Eigenschaften wie Eigenspannungen im Bauteil übertragen ließen.

## LITERATUR

- [1] Shahriar, B.B.; Arthur, C.; France, C.; Valérie, N. Influence of parameters controlling the extrusion step in fused filament fabrication (FFF) process applied to polymers using numerical simulation  
AIP Conference Proceedings 1960 (2018)  
DOI: 10.1063/1.5034995
- [2] Comminal, R.B.; Hattel, J.H.; Spangenberg, J. Numerical Simulations of Planar Extrusion and Fused Filament Fabrication of Non-Newtonian Fluids  
Nordic Rheology Society Annual Transactions (2017) 25, S. 263 - 270
- [3] Serdeczny, M.P.; Comminal, R.B.; Pedersen, D.B.; Spangenberg, J. Experimental validation of a numerical model for the strand shape in material extrusion additive manufacturing  
Additive Manufacturing (2018) 24, S. 145 - 153  
DOI: 10.1016/j.addma.2018.09.022
- [4] Serdeczny, M.P.; Comminal, R.B.; Pedersen, D.B.; Spangenberg, J. Numerical simulations of the mesostructure formation in material extrusion additive manufacturing  
Additive Manufacturing (2019) 28, S. 419 - 429  
DOI: 10.1016/j.addma.2019.05.024
- [5] Xia, H.; Lu, J.; Dabiri, S.; Tryggvason, G. Fully Resolved Numerical Simulations of Fused Deposition Modeling. Part I – Fluid Flow  
Rapid Prototyping Journal (2018) 24  
DOI: 10.1108/RPJ-12-2016-0217
- [6] Xia, H.; Lu, J.; Tryggvason, G. Fully Resolved Numerical Simulations of Fused Deposition Modeling. Part II – Solidification, Residual Stress and Modeling of the Nozzle  
Rapid Prototyping Journal (2018) 24  
DOI: 10.1108/RPJ-11-2017-0233

- [7] Verma, A.; Vishnoi, P.; Sukhotskiy, V.; Furlani, E.P. Numerical Simulation of Extrusion Additive Manufacturing: Fused Deposition Modeling TechConnect Briefs 2018 (2018) 4, S. 118 - 121
- [8] Agassant, J.-F.; Pigeonneau, F.; Sardo, L.; Vincent, M. Flow analysis of the polymer spreading during extrusion additive manufacturing Additive Manufacturing (2019) DOI: 10.1016/j.addma.2019.100794
- [9] Favero, J.L.; Cardozo, N.S.M.; Secci, A.R.; Jasak, H. Simulation of Free Surface Viscoelastic Fluid Flow Using the viscoelasticInterFoam Solver Computer Aided Chemical Engineering (2010) 28, S. 31 - 36 DOI: 10.1016/S1570-7946(10)28006-9
- [10] Habla, F.; Marschall, H.; Hinrichsen, O.; et al. Numerical simulation of viscoelastic two-phase flows using openFOAM Chemical Engineering Science (2011) 66, S. 5487 - 5496 DOI: 10.1016/j.ces.2011.06.076
- [11] Liu, J.; Anderson, L.; Sridhar, N. Direct Simulation of Polymer Fused Deposition Modeling (FDM) – An Implementation of the Multi-Phase Viscoelastic Solver in OpenFOAM Int. J. Comput. Methods (2020) 17 DOI: 10.1142/S0219876218440024
- [12] Behdani, B.; Senter, M.; Mason, L.; et al. Numerical Study on the Temperature-Dependent Viscosity Effect on the Strand Shape in Extrusion-Based Additive Manufacturing J. Manuf. Mater. Process. (2020) 4 DOI: 10.3390/jmmp4020046

- [13] Schwarze, R.      CFD-Modellierung – Grundlagen und Anwendungen bei Strömungsprozessen.  
Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2013
- [14] Stanko, M.;  
Stommel, M.      Digital Twin of the Polyurethane Rotational Moulding Process  
Advances in Polymer Processing (2020)  
DOI: 10.1007/978-3-662-60809-8\_27
- [15] Voller, V.R.      A fixed grid numerical modelling methodology for convection-diffusion mushy region phase-change problems  
International Journal Heat Mass Transfer (1987) 30  
DOI: 10.1016/0017-9310(87)90317-6

### **Bibliography**

DOI 10.3139/O999.02032021  
Zeitschrift Kunststofftechnik / Journal of Plastics  
Technology 17 (2021) 3; page 152–177  
© Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG  
ISSN 1864 – 2217

**Stichworte:**

**Additive Fertigung, Materialextrusion, Fused Layer Modeling, Prozesssimulation, OpenFOAM**

**Keywords:**

**Additive Manufacturing, Materialextrusion, Fused Layer Modeling, Process Simulation, OpenFOAM**

**Autor / author:**

Daniel Hesse, M.Sc. (1. Autor)  
Patrick Hohenberg, M.Sc. (2. Autor)  
Lehrstuhl für Kunststofftechnologie  
Technische Universität Dortmund  
Leonhard-Euler-Str. 5  
44227 Dortmund

E-Mail: [daniel2.hesse@tu-dortmund.de](mailto:daniel2.hesse@tu-dortmund.de)  
Webseite: [www.lkt.mb.tu-dortmund.de](http://www.lkt.mb.tu-dortmund.de)  
Tel.: +49 (0)231/755-6199  
Fax: +49 (0)231/755-5736

Prof. Dr.-Ing. Markus Stommel (3. Autor)  
Institut Polymerwerkstoffe  
Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden e.V.  
Hohe Str. 6  
01069 Dresden

E-Mail: [stommel@ipfdd.de](mailto:stommel@ipfdd.de)  
Website: [www.ipfdd.de](http://www.ipfdd.de)  
Tel.: +49 (0)351/4658-360  
Fax: +49 (0)351/4658-362

**Herausgeber / Editors:**Editor-in-Chief

Prof. em. Dr.-Ing. Dr. h.c. Gottfried W. Ehrenstein  
Lehrstuhl für Kunststofftechnik  
Universität Erlangen-Nürnberg  
Am Weichselgarten 9  
91058 Erlangen  
Deutschland  
Tel.: +49 (0)9131/85 - 29703  
Fax: +49 (0)9131/85 - 29709  
E-Mail: [ehrenstein@lkt.uni-erlangen.de](mailto:ehrenstein@lkt.uni-erlangen.de)

Europa / Europe

Prof. Dr.-Ing. Dietmar Drummer, verantwortlich  
Lehrstuhl für Kunststofftechnik  
Universität Erlangen-Nürnberg  
Am Weichselgarten 9  
91058 Erlangen  
Deutschland  
Tel.: +49 (0)9131/85 - 29700  
Fax: +49 (0)9131/85 - 29709  
E-Mail: [drummer@lkt.uni-erlangen.de](mailto:drummer@lkt.uni-erlangen.de)

Amerika / The Americas

Prof. Prof. hon. Dr. Tim A. Osswald, verantwortlich  
Polymer Engineering Center, Director  
University of Wisconsin-Madison  
1513 University Avenue  
Madison, WI 53706  
USA  
Tel.: +1 608/263 9538  
Fax: +1 608/265 2316  
E-Mail: [osswald@engr.wisc.edu](mailto:osswald@engr.wisc.edu)

**Verlag / Publisher:**

Carl-Hanser-Verlag GmbH & Co. KG  
Wolfgang Beisler  
Geschäftsführer  
Kolbergerstraße 22  
D-81679 München  
Tel.: +49 (0)89/99830-0  
Fax: +49 (0)89/98480-9  
E-Mail: [info@hanser.de](mailto:info@hanser.de)

**Redaktion / Editorial Office:**

Dr.-Ing. Eva Bittmann  
Jannik Werner, M.Sc.  
E-Mail: [redaktion@kunststofftech.com](mailto:redaktion@kunststofftech.com)

**Beirat / Advisory Board:**

Experten aus Forschung und Industrie, gelistet unter  
[www.kunststofftech.com](http://www.kunststofftech.com)