

Numerische Untersuchungen eines freikinematischen Umformprozesses

Simulation eines freikinematischen Umformprozesses

B.-A. Behrens, K. Dröder, H. Wester, A. Huerkamp, J. Uhe, V. Ekanayaka, J. Holt

ZUSAMMENFASSUNG Es wird ein Prozess zur Analyse der Herstellbarkeit von belastungsangepassten Bauteilen aus Metall- und faserverstärkten Hybridstrukturen unter Verwendung eines Industrieroboters untersucht. Dadurch können bislang bestehende kinematische Begrenzungen in Umformprozessen umgangen und mittels freikinematischer Umformung hohe Bauteilflexibilitäten erreicht werden.

Numerical investigation of the manufacturability of hybrid metal and fibre-reinforced-plastics structures using a multidirectional forming process

ABSTRACT A process for analysing the manufacturability of stress-adapted components made of metal and fibre-reinforced hybrid structures using an industrial robot is being investigated. The use of an industrial robot makes it possible to circumvent previous kinematic limitations in forming processes. Free kinematic forming thus enables a high degree of component flexibility to be achieved.

STICHWÖRTER

Produktionstechnik, Umformtechnik, Hybridstrukturen

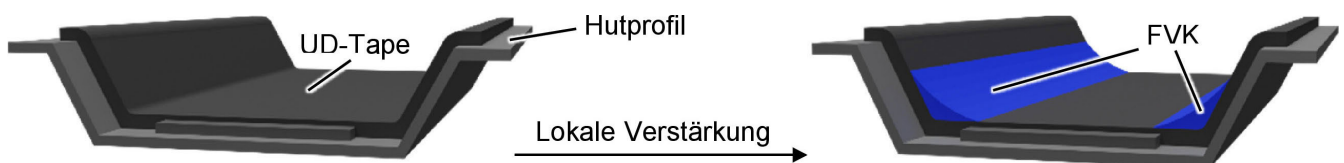


Bild 1 Schematische Darstellung eines möglichen Ergebnisses des freikinematischen Umformprozesses. Die Ecken des Hutprofils werden lokal durch einen faserverstärkten Kunststoff verstärkt. Grafik: IFUM Hannover

1 Einleitung und Stand der Technik

Die Reduktion von CO₂-Emissionen und der effiziente Einsatz von Ressourcen zählen zu den zentralen Herausforderungen der heutigen Industriegesellschaft. Besonders im Mobilitätssektor sind innovative Ansätze nötig, um den steigenden Anforderungen an Energieeffizienz, Emissionsminderung und Nachhaltigkeit gerecht zu werden [1]. Der Leichtbau stellt in diesem Kontext einen vielversprechenden Lösungsansatz dar. Eine Reduktion der Fahrzeugmasse kann sowohl den Kraftstoffverbrauch konventionell angetriebener Fahrzeuge senken als auch die Reichweite elektrischer Fahrzeuge erhöhen [2].

Die Umsetzung von Leichtbauprinzipien wird jedoch durch sicherheitsrelevante Anforderungen, insbesondere durch die Fahrgastsicherheit begrenzt [3]. Um das Leichtbaupotenzial dennoch weiter zu fördern, rückt die Kombination metallischer Werkstoffe mit faserverstärkten Kunststoffen (FVK) in den Fokus aktueller Entwicklungen. Während FVK durch ihr geringes spezifisches Gewicht und ihre Korrosionsbeständigkeit überzeugen, zeichnen sich metallische Werkstoffe durch hohe Festigkeit und Duktilität aus. Durch eine gezielte Kombination beider Materialien können sowohl das Gewicht reduziert als auch die mechanische Leistungsfähigkeit gezielt gesteigert werden [4].

Die Herstellung solcher hybrider Strukturen stellt aufgrund der stark unterschiedlichen Materialeigenschaften eine technologische Herausforderung dar. Konventionelle Umformprozesse sind häufig durch aufwendige Werkzeuggeometrien, eine eingeschränkte Umformbarkeit der Hybridmaterialien sowie hohe Anforderungen an die Prozesssteuerung limitiert [5]. Besonders bei der Umformung von faserverstärkten Kunststoffen treten infolge linearer Werkzeugbewegungen regelmäßig Defekte wie Luftporeneinschlüsse, Faserverschiebungen oder ein Reißen der Fasern auf [6].

Vor diesem Hintergrund wird im Rahmen dieses Beitrags ein innovativer freikinematischer Umformprozess untersucht. Durch den Einsatz eines Industrieroboters wird eine flexible Werkzeugkinematik ermöglicht, mit der lokal hochbelastete Bauteilbereiche gezielt verstärkt werden können. Dies ermöglicht nicht nur eine beanspruchungsgerechte Materialverteilung sowie eine hohe Variantenflexibilität, sondern trägt gleichzeitig zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften bei. **Bild 1** zeigt schematisch den Prozess am Beispiel eines Hutprofils, das mit zuvor drapierten unidirektionalen Tapes an definierten Stellen durch ein FVK-Inlay verstärkt wird.

Im Gegensatz zu konventionellen Umformverfahren erfolgt die Umformung beim freikinematischen Ansatz durch eine zyklische Wälzbewegung des Oberwerkzeugs entlang des Bauteils.

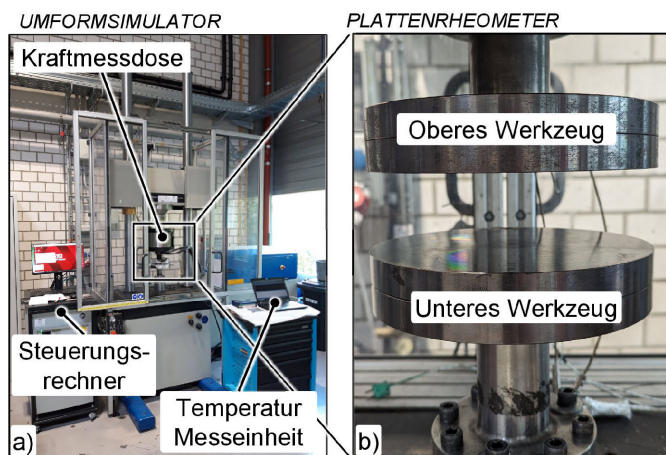


Bild 2 a) Werkzeugaufbau zur Ermittlung des Reibkoeffizienten, b) detaillierte Darstellung des oberen und unteren Werkzeuges, c) schematische Darstellung des Versuchsaufbaus mit Einfluss der Reibung, d) schematische Darstellung des reibungsfreien Versuchsaufbaus. Grafik: IFUM Hannover

Dabei befindet sich jeweils nur ein kleiner Werkzeugabschnitt im Kontakt mit dem Werkstück, sodass die Endkontur inkrementell in mehreren Teilhüben erzeugt wird [7]. Diese kinematische Besonderheit ermöglicht nicht nur eine signifikante Reduktion der Umformkräfte um circa den Faktor 10, sondern erlaubt auch die Herstellung komplexer Geometrien mit Hinterscheidungen [7, 8]. Zudem kann der Spannungszustand im Werkstück gezielt beeinflusst werden, was sich positiv auf die Homogenisierung von Fasern und Matrix auswirken kann [9].

Erste numerische Untersuchungen zum freikinematischen Umformen wurden von Behrens *et al.* durchgeführt [10]. Dabei konnte eine gezielte lokale Verstärkung nachgewiesen werden. Jedoch wurden prozessrelevante Einflussgrößen wie die Reibung sowie der temperatur- und druckabhängige Wärmeübergang nicht berücksichtigt. Diese Aspekte sind aber essenziell für eine realitätsnahe Prozessauslegung. Deshalb werden in diesem Beitrag eine umfassende Materialcharakterisierung und -modellierung vorgestellt sowie erste numerische Ergebnisse zur Umformung hybrider Strukturen präsentiert.

2 Material und Methoden

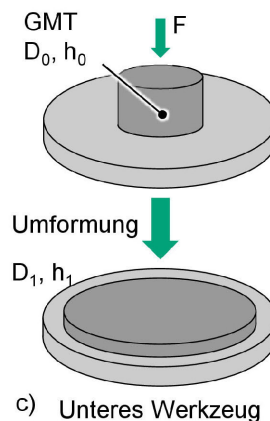
In den folgenden Unterkapiteln werden die experimentellen Versuchsaufbauten zur Materialcharakterisierung und die verwendeten Materialmodelle vorgestellt. Darüber hinaus erfolgt die Beschreibung des Aufbaus der numerischen Simulation sowie der Bahnplanung unter Anwendung eines generischen Algorithmus.

2.1 Experimenteller Aufbau zur Ermittlung des Reibwertes

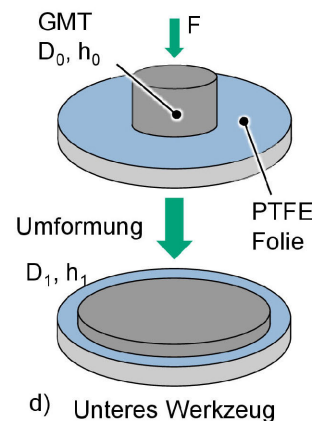
Die experimentellen Daten für die Modellierung des Reibwertes wurden mit einem Umformsimulator „DYNJS5590“ (Firma Instron) aufgenommen. Es wurden Versuche mit einem Plattenrheometer durchgeführt, bei denen jeweils zwei Proben des glas-mattenverstärkten Thermoplasten (GMT) zwischen beheizbaren ebenen Stauchbahnen gelegt und anschließend gestaucht wurden (**Bild 2**). Mit einer Kraftmesszellen wurden die Kraft-Weg-Verläufe aufgezeichnet und anschließend ausgewertet.

Der untersuchte GMT besteht aus einer Polypropylen-Matrix mit 40 % Glasfaserverstärkung („StrongLite GMT RD40“, BÜFA GmbH & Co. KG) mit einer Dicke von 4 mm. Er wurde in zylindrische Proben mit einem Durchmesser von 50 mm geschnitten.

AUFBAU MIT REIBUNG



AUFBAU REIBUNGSFREI



drische Proben mit einem Durchmesser von 50 mm geschnitten. Das GMT wurde isotherm bei Temperaturen zwischen 180 °C und 220 °C getestet um das industrielle Verarbeitungsfenster abzubilden. Dazu wurde das GMT zunächst in einem Umluftofen außerhalb des Versuchsstandes auf die entsprechende Temperatur erhitzt und dann in den Versuchsstand transferiert. Die Werkzeugplatten wurden ebenso auf die entsprechende Versuchstemperatur erwärmt. Es wurden Pressgeschwindigkeiten zwischen 0,05 und 2 mm/s untersucht. Um den Reibungskoeffizienten numerisch experimentell ermitteln zu können, wurden zwei verschiedene Reibungszustände untersucht. Mit einer antiadhäsiven Polytetrafluorethylen-Folie wurde zunächst ein möglichst reibungsfreier Zustand hergestellt. Für den reibungsbehafteten Zustand wurde das GMT direkt zwischen die Werkzeugplatten ($R_a < 0,8 \mu\text{m}$) gelegt. Jede Parameterkombination wurde dreimal wiederholt.

Anhand des Vergleiches der Kraft-Weg-Verläufe bei ansonsten identischen Bedingungen, konnte anhand von **Gleichung 1** die reibungsbedingte Differenz der Kraft-Weg-Verläufe ermittelt werden. Dabei wurde für jedes Inkrement s ein lokaler Reibkoeffizient $\mu(s)$ anhand der Differenz des Kraftverlaufes mit Reibung F_R und des Kraftverlaufes ohne Reibung F_{OR} bestimmt. Anschließend wurde für die Simulation der Mittelwert des lokal aufgelösten Reibwertverlaufes gebildet.

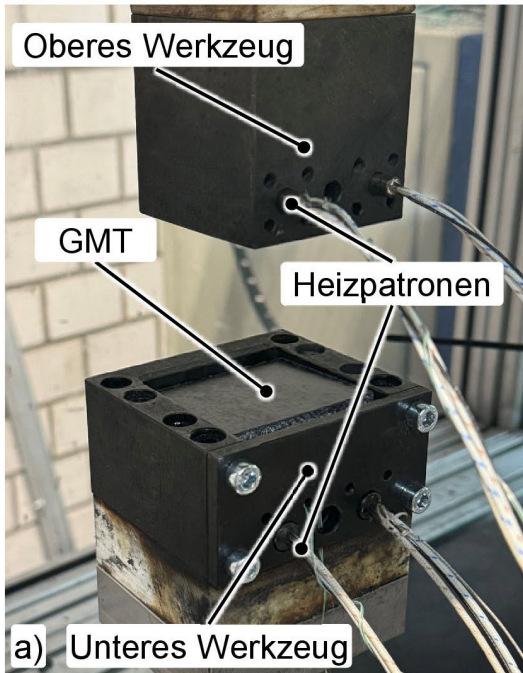
$$\mu(s) = \frac{\Delta F(s)}{F_N} = \frac{F_R(s) - F_{OR}(s)}{F_R(s)} \quad (1)$$

2.2 Experimenteller Aufbau zur Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten

Die Versuche zur Ermittlung des druck- und temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten (WÜK) wurden ebenfalls an dem Umformsimulator DYNJS5590 durchgeführt. Zu diesem Zweck wurde ein modifiziertes Plattenrheometer (**Bild 3**) verwendet.

Im Rahmen der Versuche wurden der Erwärmungsvorgang analysiert und die Temperatur-Zeit-Verläufe dokumentiert. Die GMT-Temperatur wurde mittig in der Probe gemessen. Die obere und untere Werkzeugtemperatur wurde während der Versuchsdurchführung auf die entsprechende Temperatur eingestellt, geregelt und durch ein Thermoelement oberflächennah gemessen.

PLATTENRHEOMETER



SCHEMATISCHER AUFBAU

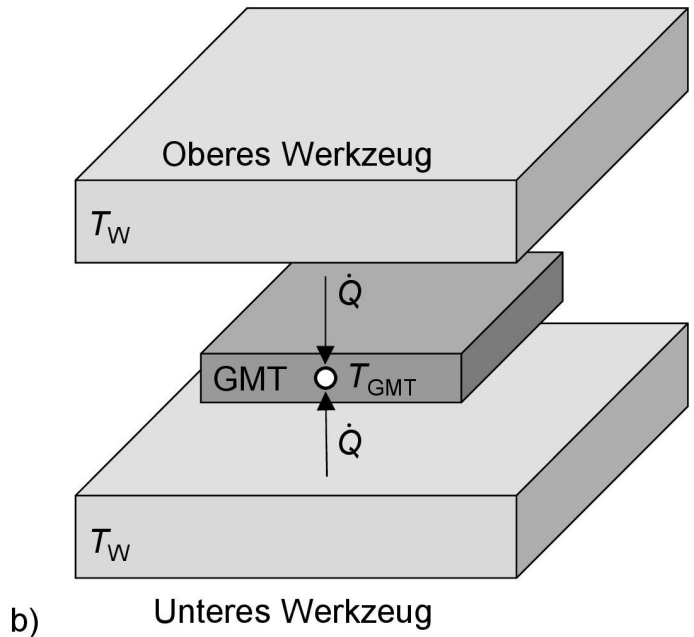


Bild 3 a) Werkzeugaufbau zur Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten, GMT = glasmatteverstärkter Thermoplast, b) schematischer Aufbau des Werkzeuges. Grafik: IFUM Hannover

Tabelle 1 Thermophysikalische Eigenschaften des glasmatteverstärkten Thermoplasten [12].

Parameter	Einheit	Fest	Schmelzflüssig
Dichte	kg/m ³	1180	
Spezifische Wärmekapazität	J/(kg*K)	1400	2000
Spezifische Wärmeleitfähigkeit	W/(m*K)	0,28	0,2

Es wurden Temperaturen im Bereich von 180 °C – 220 °C und Prozessdrücke im Bereich von 0,3–1 MPa untersucht. Durch eine Kraftregelung wurde der Druck während der Versuchsdurchführung konstant gehalten. Da das GMT einen Schmelzpunkt von 165 °C hat, trat während der Versuchsdurchführung eine Phasenänderung von fest zu flüssig auf. Durch das Schmelzen der Polymermatrix floss das GMT in die Mikrokavitäten der Werkzeugo-oberfläche, wodurch die effektive Wärmeübertragungsfläche vergrößert wurde.

Um diesen Effekt abbilden zu können, wurde dieser Bereich separat betrachtet. Daher wurden pro Temperatur-Zeit-Verlauf jeweils zwei druck- und temperaturabhängige Funktionen für den festen und schmelzflüssigen Zustand des GMT abgeleitet. Die Beschreibung der thermophysikalischen Eigenschaften, wie der Wärmeleitfähigkeit, der spezifischen Wärmekapazität und der Dichte, wurde anhand von [11] mit Literaturwerten in Abhängigkeit des Zustandes definiert und in **Tabelle 1** [12] zusammengefasst.

Zur Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten wurden die experimentell ermittelten Zeit-Temperatur-Verläufe herangezogen und ausgewertet. Der Wärmefluss in der Probe wurde mithilfe der Wärmeleitungsgleichung in **Gleichung 2** beschrieben, wobei ρ_{GMT} die Dichte des GMT, $c_{v, GMT}$ die spezifische Wärmekapazität, T_{GMT} die Temperatur des GMT und $\lambda_{th, GMT}$ die thermische Leitfähigkeit des GMT ist [13].

$$\rho_{GMT} c_{v, GMT} \frac{\partial T_{GMT}}{\partial t} = - \frac{\partial (\lambda_{th, GMT} \frac{\partial T_{GMT}}{\partial z})}{\partial z} \tag{2}$$

Mithilfe der Finiten-Volumen-Methode wurde Gleichung 2 diskretisiert und anschließend über das Probenvolumen integriert (**Gleichung 3**).

$$\int_{V_{GMT}} \rho_{GMT} c_{v, GMT} \frac{\partial T_{GMT}}{\partial t} dV = - \int_{V_{GMT}} \frac{\partial (\lambda_{th, GMT} \frac{\partial T_{GMT}}{\partial z})}{\partial z} dV = -A \tag{3}$$

Die Wärmeströme in das Material werden mithilfe des WÜK α zwischen Proben- und Werkzeugo-oberfläche A und der Werkzeugtemperatur T_w abgebildet [13]. Der WÜK α ist eine Funktion des Druckes p und der gemittelten Temperatur T , welche aus der Werkzeugtemperatur T_w und T_{GMT} gebildet wird. Daher wird **Gleichung 4** zu einer nichtlinearen inhomogenen Differentialgleichung, deren Lösung von den Parametern c_i abhängt.

$$m_{GMT} c_{v, GMT} \dot{T}_{GMT} = 2A\alpha(T_w - T_{GMT}) \tag{4}$$

Zur Bestimmung der Parameter wurde ein Optimierungsproblem $I(c_1, c_2, c_3, \dots) \rightarrow \min$ in **Gleichung 5** formuliert. Dessen Lösung

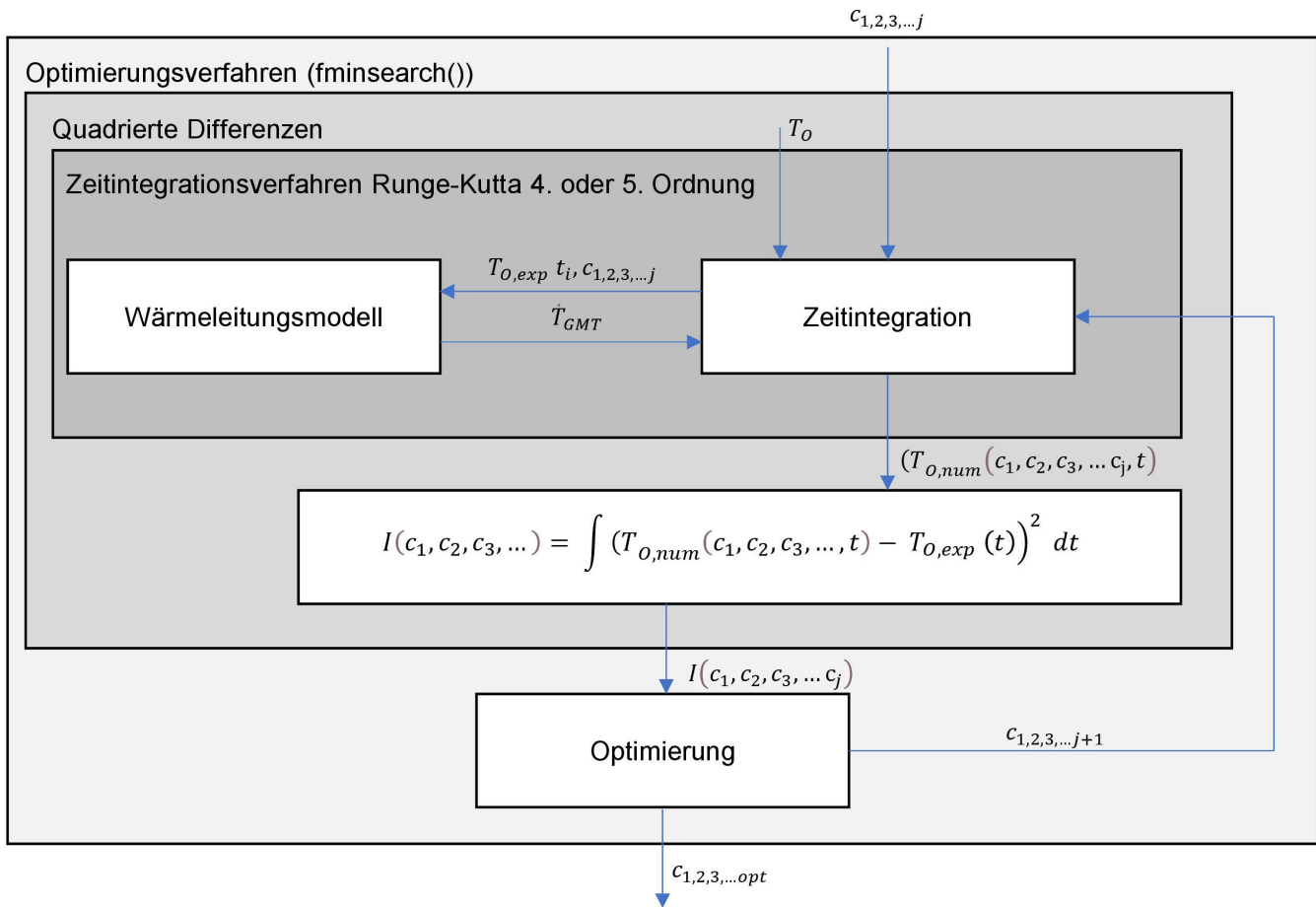


Bild 4 Optimierungsalgorithmus zur numerischen Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten. Grafik: IFUM Hannover

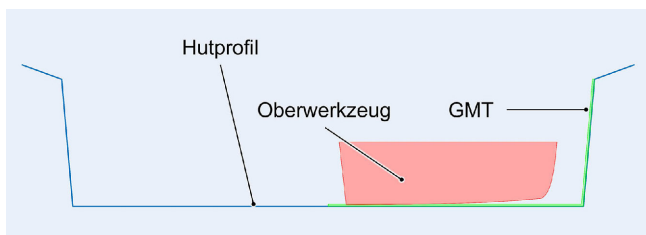


Bild 5 Werkzeuggeometrie und Profilgeometrie. Grafik: IWF Braunschweig

ist die optimale Annäherung der numerisch ermittelten Temperaturverteilung $T_{o,num}(c_1, c_2, c_3, \dots, t)$ an die experimentell gemessene Temperaturverteilung $T_{o,exp}(t)$.

$$I(c_1, c_2, c_3, \dots) = \int (T_{o,num}(c_1, c_2, c_3, \dots, t) - T_{o,exp}(t))^2 dt \rightarrow \min \tag{5}$$

Die Berechnung des numerischen WÜK erfolgte mithilfe eines Python-Skriptes. Der Aufbau des Skriptes ist in **Bild 4** dargestellt und besteht aus einem Optimierungsalgorithmus, einem explizitem Integrationsalgorithmus (Runge-Kutta-Verfahren 4. oder 5. Ordnung.) und zwei weiteren Funktionen, die zum einen das Wärmeleitungsmodell darstellen und zum anderen eine quadrierte Differenzfunktion.

Der Optimierungsalgorithmus berechnet eine numerische Temperaturverteilung, die im Anschluss durch mehrere Iteratio-

nen mithilfe der quadrierten Differenzfunktion minimiert wird. Der Wärmeübergangskoeffizient wird dabei als eine lineare Funktion der folgenden Form definiert mit den Optimierungsparametern $c_{1,2,3}$ (**Gleichung 6**).

$$\alpha(p, T) = c_1 + c_2 * T + c_3 * p \tag{6}$$

2.3 Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften des unidirektionalen Tapes

Zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften im prozessrelevanten Bereich des unidirektionalen Tapes (UD-Tape) wurden uniaxiale Zugversuche angelehnt an DIN EN ISO 527-1 [14] sowie DIN EN ISO 527-5 [15] durchgeführt. Die Prüfungen erfolgten an der Zugprüfmaschine "S100/ZD" (Firma Dyna-Mess Prüfsysteme GmbH). Das untersuchte UD-Tape besteht aus einer Polypropylenmatrix mit einem Glasfaseranteil von 60 Vol.-% und weist eine Dicke von 0,25 mm auf. Aufgrund der Einspannung in der Zugprüfmaschine wurde im Vergleich zur DIN EN ISO 527-5 die Gesamtprobenlänge von 250 mm auf 230 mm angepasst, wobei der Prüfbereich unverändert blieb.

Die Versuche wurden bei Temperaturen im Bereich von Raumtemperatur bis 220 °C mit einer konstanten Prüfgeschwindigkeit von 2 mm/min durchgeführt. Die Dehnung wurde mithilfe des optischen Messsystems „Aramis 4M“ der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH erfasst. Die Messdaten wurden anschlie-

ßend ausgewertet, um das mechanische Verhalten in Faserrichtung zu bestimmen.

2.4 Bestimmung der Bahnplanung

Zur Bestimmung der Bahnplanung wurde ein Ansatz der eingeschränkten nichtlinearen Optimierung verwendet [16]. Der Prozess bildet die Modellierung der Werkzeuggeometrie, der GMT-Verteilung und des hutförmigen Profils, wie in **Bild 5** dargestellt, ab.

Für die Modellierung und Optimierung wurde „Matlab“ verwendet. Im ersten Schritt wurden die 2D-Formen der GMT-Verteilung und der Halbwerkzeuggeometrie als Polyshapes erstellt. Es wurde eine Funktion entwickelt, um die Translation und Rotation der Werkzeuggeometrie um ihren Werkzeugmittelpunkt (TCP) durchzuführen.

Im nächsten Schritt der Optimierung wurde eine Zielfunktion definiert. Für einen Satz von y -Koordinaten (vertikale Positionen), die das Werkzeug vom unteren zum oberen Ende des Hutprofils bewegen, wurden die entsprechenden x -Werte (horizontale Positionen) und ϕ -Werte (Drehwinkel) bestimmt. Diese Werte wurden in die Zielfunktion eingegeben, um die durch die Bewegung zwischen dem Werkzeug und dem Hutprofil erzeugte Polygonform zu berechnen. Im Idealfall sollte diese Form mit der Polygonform übereinstimmen, welche die gewünschte GMT-Verteilung definiert, wobei die Differenzfläche zwischen den beiden Formen den Skalarwert darstellt, der minimiert werden muss. Nach der Auswertung der Zielfunktion wurde die Gradientenabstiegsmethode angewendet, um die Eingaben (x - und ϕ -Werte) zu berechnen, die diese Fläche minimieren. Für den Minimierungsprozess wurde die integrierte Matlab-Funktion „fmincon“ verwendet.

Zusätzlich wurde der Verlustfunktion eine weitere Einschränkung hinzugefügt. Jedes Mal, wenn das Werkzeug das Hutprofil schnitt oder an einer Stelle positioniert war, an der kein Kontakt mit dem GMT bestand, wurde eine Strafe verhängt. Dadurch wird sichergestellt, dass sich das Werkzeug so bewegt, dass eine optimale GMT-Verteilung erreicht wird.

Schließlich wurde der Werkzeugweg gespeichert, wobei die Zeilen der Anzahl der Punkte in der Trajektorie entsprachen und drei Spalten die x -Koordinate, die y -Koordinate und den ϕ -Wert an jedem Punkt darstellten. Der Innenwinkel des Hutprofils wurde variiert, und der Werkzeugweg wurde für drei verschiedene Hutprofilgeometrien unter Verwendung derselben Werkzeuggeometrie generiert. Diese Daten wurden dann als Eingabe für die Finite-Elemente-Simulation verwendet.

2.5 Aufbau der Simulation

Die Modellierung des dehnraten- und temperaturabhängigen Fließverhaltens des GMT wurde in [17] beschrieben und in „Abaqus“ tabellarisch hinterlegt. Der Wärmeübergangskoeffizient wurde ebenfalls temperatur- und druckabhängig implementiert und der Reibkoeffizient als Mittelwert der inkrementellen Reibwerte. Weitere Materialparameter für das GMT wie die Dichte, der E-Modul und die spezifische Wärmekapazität wurden anhand von Literaturdaten gewählt und sind in **Tabelle 2** dargestellt.

Das Simulationsmodell mit den durch die Bahnplanung generierten Werkzeuggeometrien ist in **Bild 6** dargestellt.

Tabelle 2 Materialparameter GMT.

Materialparameter	Wert
Dichte in g/mm ³	1,18 g/cm ³ [12]
E-Modul	6000 MPa [17]
Poission Zahl	0,3 [17]
Wärmekapazität	1400 J/kg*K [12]
Wärmeleitfähigkeit	0,28 W /m*K [12]

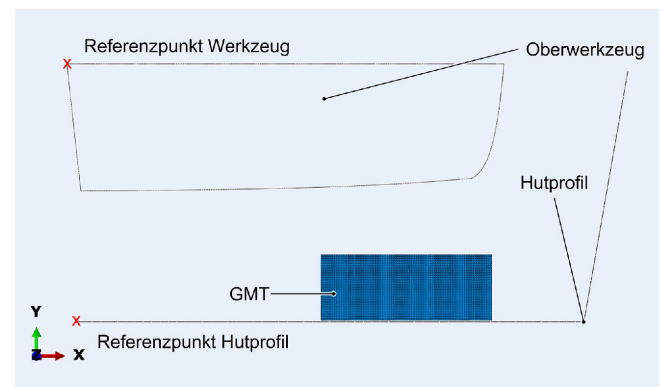


Bild 6 Aufbau des Simulationsmodells. Grafik: IFUM Hannover

Sowohl das Oberwerkzeug, als auch das Hutprofil wurden als „discrete rigid“ 2D-Parts definiert und mit einer Netzgröße von 0,1 mm vernetzt. Das GMT wurde als „deformable“ 2D-Part implementiert und mit einer Netzgröße von 0,1 mm und CPE8RT-Elementen vernetzt. Sowohl das Oberwerkzeug, als auch das Hutprofil wurden über eine Randbedingung mit Referenzpunkten fixiert. Die Freiheitsgrade des Hutprofils wurden über den Referenzpunkt „Hutprofil“ mit einer „Encastre Boundary Condition“ zu null gesetzt. Der Wärmeübergang wurde über eine „surface to surface film condition“ zwischen Oberwerkzeug und GMT abgebildet.

Die Bahnplanung wurde über den Referenzpunkt „Werkzeug“ in die Simulation implementiert. Durch eine „rigid body constraint“ wird der Referenzpunkt mit dem Stempel verbunden. Die berechnete Bahnplanung anhand des zuvor beschriebenen Vorgehens wurde über „rotation“ und „displacement boundary conditions“ anhand einer csv Datei ausgelesen und auf den Referenzpunkt „Werkzeug“ appliziert.

3 Ergebnisse

3.1 Auswertung der elastischen Eigenschaften des unidirektionalen Tapes

Bild 7 stellt die Auswertung der Spannungs-Dehnungs-Kurven der uniaxialen Zugversuche dar.

Es ist zunächst ein linearer Anstieg der Spannung erkennbar, der auf das elastische Verhalten des UD-Tapes in Faserrichtung zurückzuführen ist. Im weiteren Verlauf tritt ein charakteristisches Schwanken der Spannungs-Dehnungs Kurven auf, das auf eine gestaffelte Versagensabfolge einzelner Fasern innerhalb des Verbundes zurückzuführen ist. Die Matrix bleibt dabei noch teilweise tragfähig, sodass der Gesamtverbund nicht unmittelbar vollständig versagt. Mit steigender Temperatur ist eine Reduktion

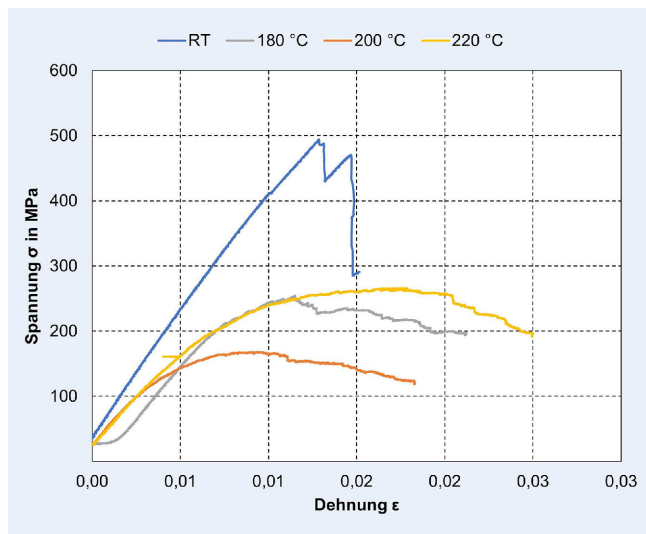


Bild 7 Spannungs-Dehnungs-Diagramm im Bereich von Raumtemperatur bis 220 °C. Grafik: IFUM Hannover

Tabelle 3 Temperaturabhängiges E-Modul von UD-Tape.

Temperatur in °C	E-Modul in GPa
Raumtemperatur	37,01
180	33,61
200	29,13
220	28,13

der maximalen Zugfestigkeit zu beobachten. Dieses Verhalten lässt sich durch das thermisch bedingte Erweichen beziehungsweise Schmelzen der Polypropylenmatrix erklären, wodurch die stützende Wirkung im Faserverbund nachlässt.

Ein eindeutiger Trend in Abhängigkeit der Temperatur ist nicht erkennbar. Da vor allem die Glasfasern in dem Verbund für die Zugfestigkeit verantwortlich sind, sollte keine signifikante Veränderung der Zugfestigkeit bei Temperaturen im Bereich von 180–220 °C auftreten. Aufgrund des Aufschmelzens der thermoplastischen Matrix kommt es zudem zu einem leichten Durchrutschen der Proben in der Einspannung bei hohen Kräften. Dadurch wird die maximale Zugfestigkeit zu höheren Dehnungen verschoben. Dabei ist anzunehmen, dass durch das Durchrutschen auch die maximal gemessene Zugfestigkeit beeinflusst wird.

Da der Bereich für die Bestimmung des Elastizitätsmoduls ausschließlich im linearen Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Kurven liegt und dieser nicht von dem Durchrutschen und Versagensverhalten der einzelnen Fasern betroffen ist, wird die Auswertung dieses Bereiches als valide angesehen. Die berechneten E-Modul-Werte sind in **Tabelle 3** für die jeweiligen Prüftemperaturen dargestellt.

Es ist zu erkennen, dass der E-Modul bei Raumtemperatur mit 37,01 GPa am höchsten ist. Mit zunehmender Temperatur nimmt der E-Modul leicht ab, ist jedoch immer noch in einer ähnlichen Größenordnung. Es ist ein leichter Trend zu einem sinkenden E-Modul mit zunehmender Temperatur zu erkennen, der sich durch die zuvor beschriebenen Effekte erklären lässt.

3.2 Bahnplanung

Mithilfe des Optimierungsalgorithmus konnten die in **Bild 8** dargestellte Oberwerkzeuggeometrie, ein entsprechendes Hutprofil und die dargestellte Werkzeugbahn generiert werden.

Durch die Neigung der Pfeile in **Bild 8 a)** wird die Rotation des Werkzeuges dargestellt. Anhand der numerischen Untersuchungen kann anschließend die Herstellbarkeit der Geometrien untersucht werden. Das numerisch-iterative Vorgehen ermöglicht die Generierung einer hohen Variantenflexibilität an Bauteilen und eine bedarfsgerechte Auslegung des Werkzeugs. Dadurch wird eine lokale, belastungsangepasste Verstärkung der Bauteile ermöglicht.

3.3 Reibkoeffizient zwischen Werkzeugoberfläche und GMT

Bild 9 zeigt exemplarisch die Kraft-Weg-Verläufe eines Fließpressversuchs zur Bestimmung des Reibkoeffizienten bei einer Umformtemperatur von 200 °C und einer Umformgeschwindigkeit von 0,5 mm/s.

Zu Beginn des Versuchs weisen die Kraftverläufe in beiden Kurven einen flachen Anstieg auf, was charakteristisch für das Umformverhalten faserverstärkter Kunststoffe oberhalb der Schmelztemperatur ist. In diesem Temperaturbereich befindet sich die Polymermatrix in einem schmelzflüssigen Zustand, wodurch die Glasfasern gemeinsam mit der Matrix nahezu spannungsfrei fließen können. Ab einer Werkzeugverschiebung von etwa 13 mm tritt in beiden Verläufen ein signifikanter Anstieg der Umformkraft auf. In diesem Bereich treten die Fasern in Kontakt miteinander und zum Werkzeug. Somit ist eine zunehmende Materialverdichtung nicht mehr möglich und es kommt zu dem beschriebenen Kraftanstieg. Die Kraftverläufe des Versuchs mit Reibung liegen in diesem Abschnitt deutlich über dem der reibungsfreien Variante.

Für die Auswertung des Reibkoeffizienten ist dieser Abschnitt jedoch weniger relevant, da die Umformung nicht mehr primär durch Reibkontakt, sondern durch Werkstoffverdrängung dominiert wird [18]. Die Bestimmung des Reibwerts erfolgt daher ausschließlich im Bereich von 0 bis 13 mm Werkzeugweg. In diesem Abschnitt zeigt sich kein eindeutiger Trend bezüglich der Kraftverläufe: Sowohl mit als auch ohne Reibreduktion treten lokal schwankende Kräfte auf. Diese werden dem sogenannten Stick-Slip-Effekt zugeschrieben, bei dem das Material lokal an der Werkzeugoberfläche anhaftet und anschließend ruckartig weiterfließt. Dadurch entstehen charakteristische Abfälle und Anstiege in den Kraftverläufen. Auch bei Verwendung einer Polytetrafluorethylen-Folie zur Reduktion der Reibung sind derartige Effekte noch in abgeschwächter Form zu beobachten [19]. Die Ergebnisse für die jeweiligen Versuchsreihen gibt **Tabelle 4** wieder.

Es ist zu erkennen, dass die Reibung in allen Fällen auf einem sehr niedrigen Niveau liegt. Dies ist typisch für die Umformung schmelzflüssiger FVK-Systeme, bei denen die Matrix einen Großteil der Reibung überbrückt und die Fasern weitgehend ohne Relativbewegung zur Werkzeugoberfläche von der Matrix mitgezogen werden [20].

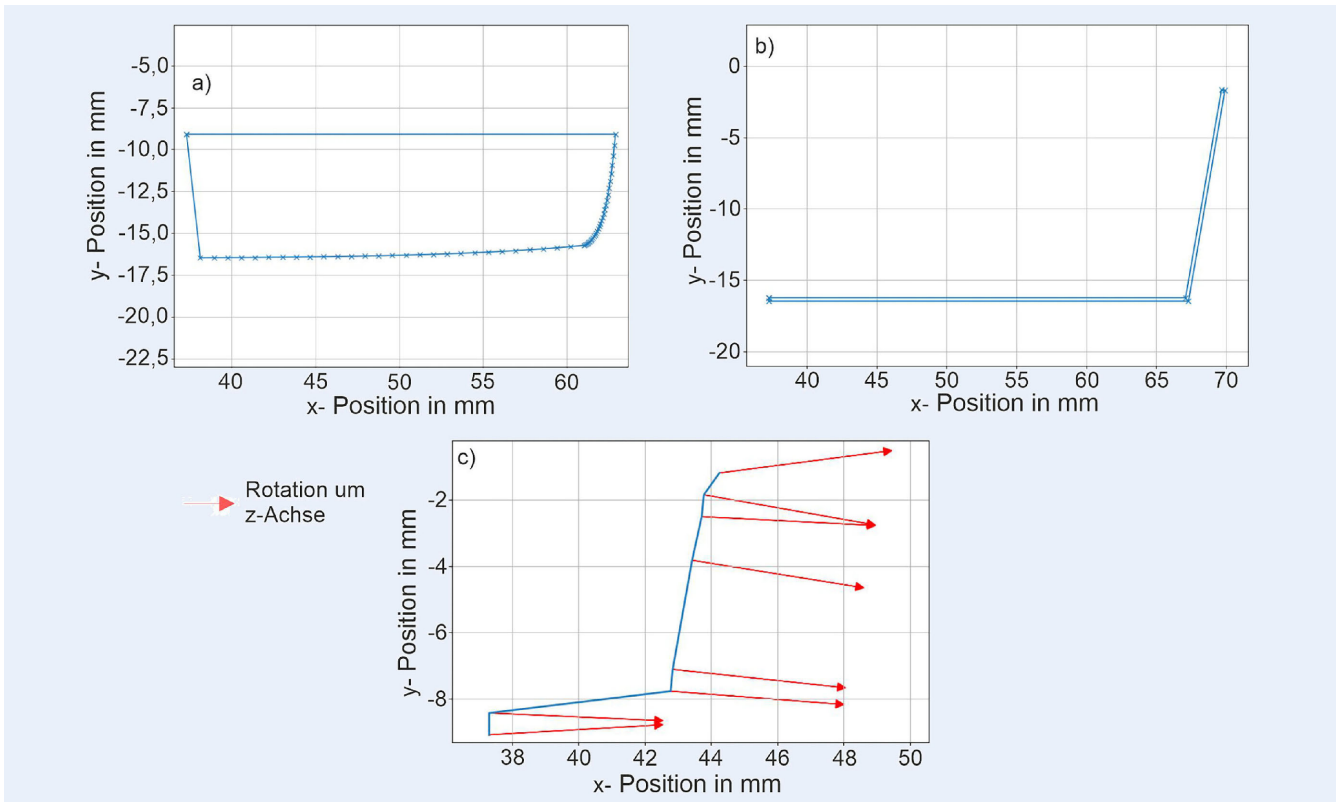


Bild 8 Übersicht über die Werkzeuggeometrie und Profilgeometrie: a) Oberwerkzeuggeometrie, b) Hutprofil, c) Werkzeugbahn. Grafik: IFUM Hannover

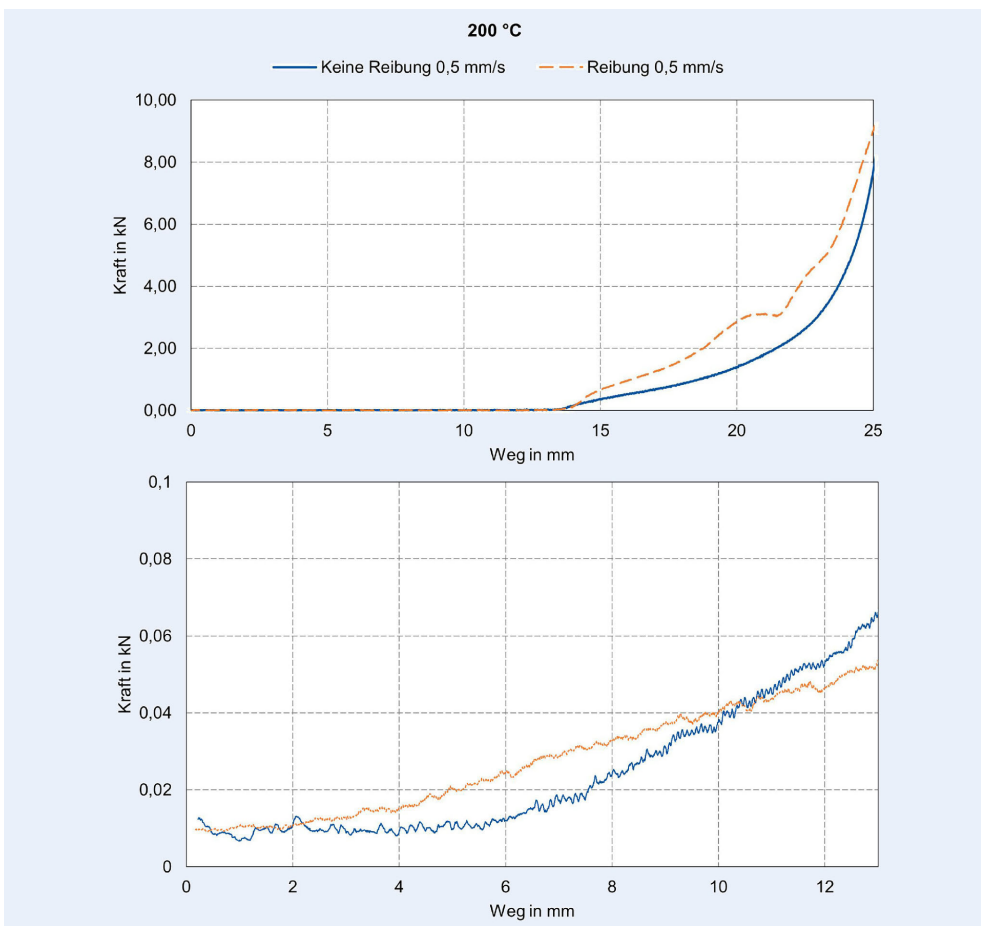


Bild 9 Kraft-Weg-Verlauf für eine Temperatur von 200 °C und einer Umformgeschwindigkeit von 0,5 mm/s, b) detaillierte Ansicht des Kraft-Weg-Verlaufes zwischen 0 mm und 13 mm Verschiebung. Grafik: IFUM Hannover

Tabelle 4 Übersicht der gemittelten Reibkoeffizienten zwischen Werkzeug und GMT.

Umformgeschwindigkeit \ Temperatur	180 °C	200 °C	220 °C
0,05 mm/s	0,096	0,088	0,142
0,5 mm/s	0,115	0,121	0,075
2 mm/s	0,146	0,105	0,132

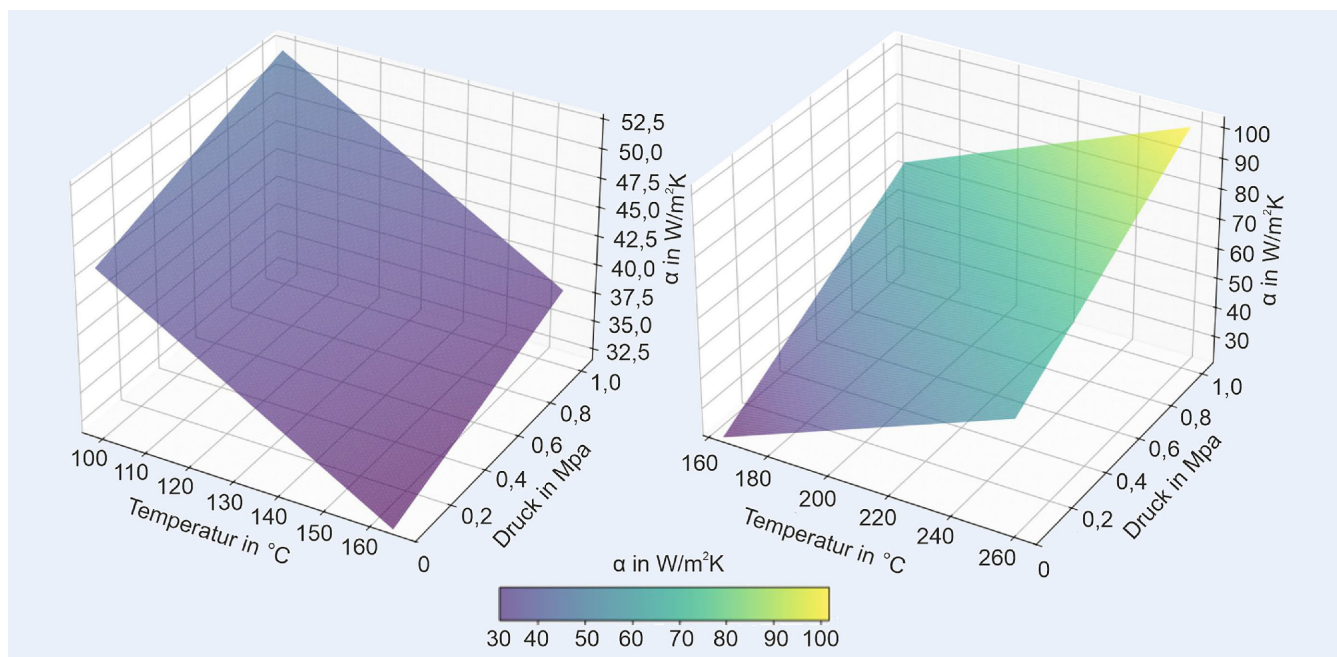


Bild 10 a) Wärmeübergangskoeffizient zwischen GMT und Werkzeug für den festen Zustand in Abhängigkeit der Temperatur und des Druckes. b) Wärmeübergangskoeffizient zwischen GMT und Werkzeug für den flüssigen Zustand in Abhängigkeit der Temperatur und des Druckes. Grafik: IFUM Hannover

Tabelle 5 Parameter für den Fit des Wärmeübergangskoeffizienten.

Parameter	Fest	Schmelzflüssig
c1	68,2068	-41,7602
c2	-0,2198	0,3895
c3	6,2450e-06	4,2310e-04

3.4 Auswertung des temperatur- und druckabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten

Die Ergebnisse der numerischen Berechnung des druck- und temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten sind in **Bild 10** für den festen sowie den schmelzflüssigen Zustand des GMT dargestellt.

In beiden Zuständen zeigt sich ein Anstieg des WÜK mit zunehmendem Druck. Dieses Verhalten lässt sich darauf zurückführen, dass der erhöhte Prozessdruck das GMT verstärkt in mikroskopische Unebenheiten und Kavitäten der Werkzeugoberfläche presst, wodurch die effektive Kontaktfläche und damit die Wärmeübertragung verbessert werden.

Ein ähnlicher Zusammenhang ist auch im schmelzflüssigen Zustand zu beobachten. Mit Erreichen des Schmelzpunktes bei circa 165 °C verflüssigt sich die Polypropylenmatrix, sodass das Material, unterstützt durch den Prozessdruck, verstärkt in die Kavitäten der Werkzeugoberfläche fließt. Dadurch wird eine zusätzliche Erhöhung des WÜK begünstigt.

Während im festen Zustand ein fallender Trend des WÜK mit zunehmender mittlerer Temperatur zu erkennen ist, kehrt sich dieser Trend im schmelzflüssigen Bereich um. Ab dem Schmelzpunkt führt die viskose Fließfähigkeit der Matrix zu einer verbesserten Adaption an die Werkzeugkontur, was wiederum zu einer steigenden Wärmeübertragung führt. Die dargestellten Flächen werden durch die Gleichung 6 beschrieben. Die Parameter c_1 , c_2 und c_3 sind für die jeweiligen Zustände in **Tabelle 5** dargestellt.

In **Bild 11** ist der Vergleich des numerisch berechneten und des experimentellen Temperatur-Zeit-Verlaufs exemplarisch dargestellt. Es ist eine sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse mit maximalen Abweichungen kleiner als 2 % zu erkennen.

3.5 Numerische Simulation

Die Ergebnisse der numerischen Simulation zur GMT-Verteilung nach dem freikinematischen Umformen zeigt **Bild 12**.

Es ist zu erkennen, dass das GMT nicht wie zuvor definiert die entsprechende Geometrie (vergleiche Bild 5) ausfüllt. Im Bereich des Winkels des Hutprofils ist die Simulation aufgrund einer unzureichenden Wärmeverteilung im GMT abgebrochen. Anhand der Knotentemperatur ist zu erkennen, dass im GMT ein Temperaturgradient vorhanden ist. Während das GMT im mittleren Bereich noch eine Temperatur von circa 200 °C hat, ist der Randbereich bereits auf Raumtemperatur abgekühlt. Durch die Werkzeuge und des inkrementellen Kontaktes des Werkzeuges mit dem GMT kann eine schnellere Abkühlung des GMT in den Randbereichen erfolgen, wodurch eine vollständige Umformung nicht möglich ist. Weiterhin kann die initiale Positionierung des GMT einen Einfluss auf die Temperaturverteilung im GMT haben. Durch eine größere Kontaktfläche zwischen Werkzeug und GMT kann eine höhere Temperatur länger gehalten werden.

4 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde ein numerisches Verfahren zur Bewertung der Herstellbarkeit lokal verstärkter Hybridstrukturen unter Anwendung eines freikinematischen Umformprozesses vorgestellt. Durch die Kombination eines metallischen Hutprofils mit einem glasmattemverstärkten Thermoplast (GMT) kann die Herstellung belastungsangepasster lokal verstärkte Bauteile realisiert werden.

Für eine realitätsnahe Abbildung des Umformverhaltens im numerischen Modell wurde eine umfangreiche experimentelle Materialcharakterisierung durchgeführt. Die Reibwerte wurden unter Variation von Temperatur und Umformgeschwindigkeit bestimmt. Insgesamt wurden Reibwerte im Bereich von 0,075–1,146 ermittelt, die in Übereinstimmung mit vergleichbaren Literaturwerten sind. Schwankungen in den Kraft-Weg-Verläufen deuten auf Stick-Slip-Reibung hin. Der druck- und temperaturabhängige Wärmeübergangskoeffizient wurde mithilfe einer inversen Modellierung und eines Optimierungsalgorithmus in Python berechnet. Die berechneten Temperaturverläufe zeigten

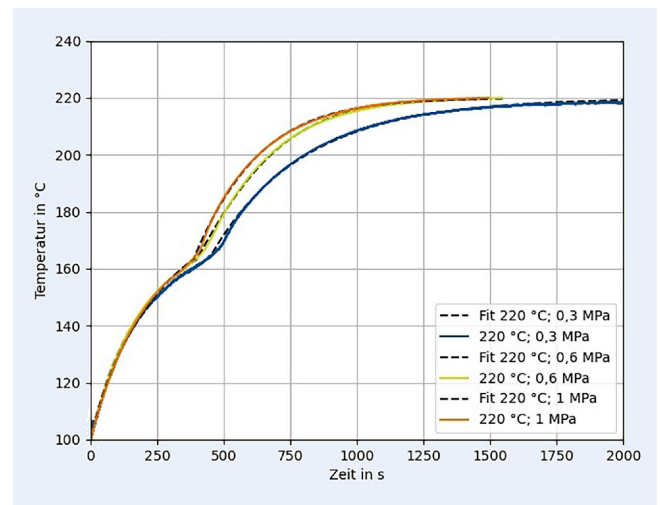


Bild 11 Vergleich des numerischen und experimentellen Temperatur-Zeit-Verlaufs. Grafik: IFUM Hannover

eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell erfassten Messdaten.

Die Bahnplanung für das Werkzeug wurde auf Basis eines geometriebasierten Optimierungsalgorithmus umgesetzt und in die Finite-Elemente-Simulation integriert. In den Simulationsergebnissen konnten erste Erkenntnisse aus der zuvor definierten Bahnplanung gewonnen werden. Anhand der Temperaturverteilung konnte eine erste Aussage über die Herstellbarkeit der Strukturen getroffen werden.

In folgenden Arbeiten werden die numerischen Ergebnisse und der Bahnplanungsalgorithmus weiterentwickelt und anhand experimenteller Versuche validiert. Auch bietet eine Erweiterung des Modells zur Berücksichtigung dreidimensionaler Geometrien Potenzial zur Steigerung der Anwendbarkeit der freikinematischen Umformung.

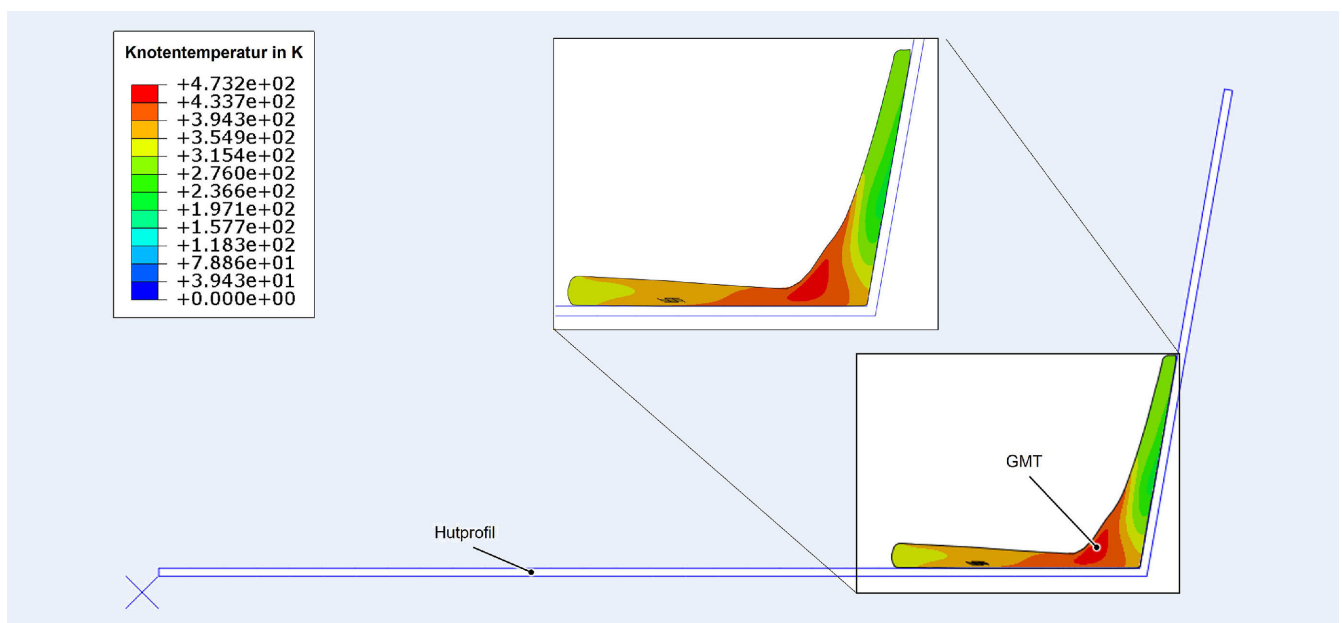


Bild 12 Temperaturverteilung in den Simulationsergebnissen. Grafik: IFUM Hannover

L I T E R A T U R

- [1] Waisman, H.-D.; Guivarch, C.; Lecocq, F.: The transportation sector and low-carbon growth pathways: modelling urban, infrastructure, and spatial determinants of mobility. *Climate Policy* 13 (2013), pp. 106–129
- [2] Mohammadi, H.; Ahmad, Z.; Mazlan, S. A. et al.: Lightweight Glass Fiber-Reinforced Polymer Composite for Automotive Bumper Applications: A Review. *Polymers* 15 (2022) 1, #193
- [3] Rajak, D. K.; Pagar, D. D.; Menezes, P. L. et al.: Fiber-Reinforced Polymer Composites: Manufacturing, Properties, and Applications. *Polymers* 11 (2019) 10, #1667
- [4] Althaus, P.; Wester, H.; Rosenbusch, D. et al.: Rheological characterisation and modelling of a glass mat reinforced thermoplastic for the simulation of compression moulding. *Materials Research Proceedings* 41 (2024), pp. 411–421
- [5] Link, T.; Behnisch, F.; Rosenberg, P. et al.: Hybrid Composites for Automotive Applications – Development and Manufacture of a System-integrated Lightweight floor Structure in multi-material Design. SPE 19th Annual Automotive Composites Conference & Exhibition, ACCE 2019, doi.org/10.24406/publica-fhg-405892
- [6] Seidlitz, H.; Tsombanis, N.; Kuke, F.: Advanced joining technology for the production of highly stressable lightweight structures, with fiber-reinforced plastics and metal. *Technologies for Lightweight Structures (TLS)* 1 (2017) 2, pp. 54–67
- [7] Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*. Heidelberg: Springer 2016
- [8] Heinrich Schmidt AG: *Verfahrensbeschreibung für das Taumelpressen*. Firmenbroschüre, Jona, Schweiz, o. J.
- [9] Standing, P. M.: The significance of nutation angle in rotary forging. In: *Advanced Technology of Plasticity. Proceedings of the 6th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP)*. Nürnberg, 1999, vol III, pp. 1739–1744
- [10] Dröder, K.; Behrens, B.-A.; Bohne, F. et al.: Numerical and Experimental Investigation of Thermoplastics in Multi-Axis Forming Processes. *Procedia CIRP* 85 (2019), pp. 96–101
- [11] Farkas, M.: *Reliable specific heat capacity measurements of thermoplastic composites with differential scanning calorimetry*. Thesis, University of Twente, 2023
- [12] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC) (Hrsg.): *VDI-Wärmeatlas*. Heidelberg: Springer 2006
- [13] Bohne, F.; Behrens, B.-A.: *Lagrange'sche Methoden für die numerische Abbildung von gekoppelten Drapier- und Fließpressprozessen*. Dissertation, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, 2022
- [14] DIN EN ISO 527-1: *Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 1: Allgemeine Grundsätze (ISO 527-1:2019)*. Ausgabe Dezember 2019
- [15] DIN EN ISO 527-5: *Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe (ISO 527-5:2021)*. Ausgabe Mai 2022
- [16] Ekanayaka, V.; Hürkamp, A.; Dröder, K.: Development of a kinematic model for a free kinematic forming process to compute the tool trajectory. *PAMM* 24 (2024), doi.org/10.1002/pamm.202400193
- [17] Holt, J.; Gopfauf, M.; Wester, H. et al.: A novel method for manufacturing of hybrid structures made of metal and fiber reinforced plastics using a multidirectional forming process. *METAL Conference Proceedings 2024*, pp. 456–460, doi.org/10.37904/metal.2024.4904
- [18] Ning, X.; Lovell, M. R.: On the Sliding Friction Characteristics of Unidirectional Continuous FRP Composites. *Journal of Tribology* 124 (2002), pp. 5–13
- [19] Han, C. D.; Lamonte, R. R.: A study of polymer melt flow instabilities in extrusion. *Polymer Engineering & Science* 11 (1971), pp. 385–394
- [20] Sudhagar, S.; Kumar, S. S.: Determination of Wear, Friction Behavior and Characterization of Carbon Fiber Reinforced Epoxy Composites for Transport Applications. *Materials Research* 23 (2020) 6, doi.org/10.1590/1980-5373-MR-2020-0268


Prof. Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens 

Prof. Dr.-Ing. Klaus Dröder 

Hendrik Wester, M.Sc. 

Dr.-Ing. André Hürkamp 

Dr.-Ing. Johanna Uhe 

Virama Ekanyaka, M.Sc. 

Johannes Holt, M.Sc. 

holt@ifum.uni-hannover.de

Leibniz Universität Hannover
Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen IFUM
An der Universität 2, 30823 Hannover
www.ifum.uni-hannover.de

L I Z E N Z



Dieser Fachaufsatz steht unter der Lizenz Creative Commons
Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0)