

# **Experimentelle Untersuchungen zur Fluid-Struktur-Interaktion im Wet Compression Molding Prozess**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)**

von der KIT-Fakultät für  
Maschinenbau  
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

**DISSERTATION**

von

**M.Sc. Fabian Albrecht**

geb. in Lörrach

Tag der mündlichen Prüfung:

22.09.2022

Hauptreferent:

Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

Korreferent:

Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf



# Kurzfassung

Der Wet Compression Molding Prozess und dessen Prozesskette, zur großvolumigen Herstellung kontinuierlich faserverstärkter Verbundbauteile mit duromerer Matrix, ist seit 2013 in der Serienproduktion im Einsatz. Geringere Zykluszeiten lassen sich aufgrund des gleichzeitigen Drapierens des mit Matrix benetzten textilen Halbzeugs in Kombination mit der Parallelisierung der Prozessschritte Aushärtung und Matrixapplikation realisieren. Während des Kompressionsschritts findet, zusätzlich zur Umformung des initial getränkten textilen Halbzeugs, eine erzwungene Fluidausbreitung der Matrix sowohl über der, als auch durch die permeable Faserstruktur statt. In Abhängigkeit der Prozessparameter können sich Fluid-Struktur-Interaktionen ergeben, die zu Verschiebungen von Fasern, als auch zur Beeinflussung der Faserimprägnierung führen können. Beides beeinflusst die Bauteilqualität negativ. So führen bereits geringe Änderungen der Faserorientierung in Relation zur Lastrichtung zur Minderung der mechanischen Performance. Gleichzeitig kann eine inhomogene Tränkung die Häufigkeit von Lufteinschlüssen und somit Poren innerhalb der Bauteilstruktur erhöhen. Dementsprechend ist das **Ziel** dieser Arbeit die Identifizierung kritischer Prozessparameter während des Kompressionsschritts beim WCM Prozess. Des Weiteren sollen Mechanismen, die zur Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen führen, evaluiert werden. Im weiteren Verlauf der Arbeit folgt eine vergleichende Betrachtung der Fluidausbreitung beim WCM Prozess mit und ohne simultane Umformung des textilen Halbzeugs. Hierzu wird die Fluidausbreitung mit Hilfe eines transparenten Werkzeugs anhand einer generischen Geometrie auf Prüfstandebene visualisiert. Zur weiteren Analyse der Formfüllung findet abschließend eine makroskopische Betrachtung der Fluidausbreitung mit und ohne simultaner Umformung anhand eines komplexen generischen Demonstrators statt.



# Abstract

The wet compression molding (WCM) process provides high-volume production potential for continuously fiber-reinforced composite components with thermoset matrix. Lower cycle times are enabled by simultaneous infiltration, draping and consolidation in a single process step. During compression, the applied matrix is forced over and through the porous fiber stack, which can lead to undesired fiber displacements. This is especially important since already minor changes in fiber orientation can reduce the mechanical performance. To be able to prevent such undesired process effects, the compression step is comprehensively evaluated in this study to explore relations between process control parameters, such as closing speed, and superficial flow-induced fiber displacements. Depending on the process parameters, fluid-structure interaction can influence the fiber impregnation, leading to inhomogeneous fluid dispersion which can increase the amount of voids. Accordingly, this work aims to identify critical process parameters during the compression step of the WCM-process. Furthermore, mechanisms leading to the development of fluid-induced fiber displacement are to be evaluated. In the further course of the work, the fluid dispersion during the WCM process with and without simultaneous forming of the fibrous stack will be compared. For this purpose, the fluid propagation is visualized. For further analysis of the mold filling, a macroscopic observation of the fluid propagation with and without simultaneous forming takes place using a complex generic demonstrator.



# Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in der Zeit meiner Tätigkeiten als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Leichtbautechnologie (FAST-LBT) des Karlsruher Institut für Technologie (KIT) sowie am Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie (ICT) in Pfinztal.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Frank Henning für die ausgezeichneten Arbeitsbedingungen und die Förderung der Arbeit sowie die Möglichkeit zu selbstständigem und eigenverantwortlichem Arbeiten und dem mir stets entgegengebrachten Vertrauen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Middendorf danke ich für die Übernahme des Mitberichtes und das Interesse an meiner Arbeit sowie für die angenehme Unterstützung.

Den Kollegen der Abteilung Polymer Engineering am Fraunhofer ICT gilt mein Dank für die wissenschaftliche, produktive sowie die menschlich kollegiale Arbeitsatmosphäre. Besonders danke ich den Kollegen der Forschungsgruppe Strukturleichtbau für die tolle und motivierte Zusammenarbeit, die Diskussionen beim gemeinsamen Aufbau neuer Themenfelder und für unzählige gemeinsame Stunden im Technikum. Besonderer Dank gilt dabei Dr.-Ing. Bernd Thoma und Dr.-Ing. Philipp Rosenberg für die Unterstützung meiner Arbeit als Gruppenleiter. Rainer Wendel, Felix Behnisch, Tobias Link, Julian Hüttl und Michael Wilhelm gilt mein Dank für die Unterstützung und die vielen gemeinsamen Projekte, die wir zusammen akquiriert, geleitet und stets erfolgreich abgeschlossen haben. Den Kollegen Cahit Arik, Markus Reeb, Hartmut Kempf, Ingo Anschütz und Marco Becker danke ich für die Unterstützung bei gemeinsamen Versuchen in den letzten Jahren.

Den Kollegen am Lehrstuhl für Leichtbautechnologie am KIT-FAST danke ich ebenso. Besonders hervorzuheben ist die hervorragende Zusammenarbeit und gemeinsame Gestaltung des Themenfeldes mit Dr. Christian Poppe vom KIT-FAST. Erst durch sein Engagement in der Methodenentwicklung und der gegenseitigen Motivation wurden einige Inhalte dieser Arbeit ermöglicht.

Den Studenten und Hiwis, die mit Ihrem Engagement zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, danke ich ebenso. Besonderer Danke gilt Patrick Conrad, Vladimir Sauerwein und Tim Tiemann.

Nicht zuletzt bedanke ich mich bei meiner Familie und meinen Freunden für den Freiraum, den Rückhalt, das entgegengebrachte Verständnis und den nötigen privaten Ausgleich. Der größte Dank gilt meiner Frau Sarah und meiner Tochter Leonie, die mir immer, auch in der finalen Phase des Promotionsvorhabens, die notwendige Kraft gaben.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzfassung</b> . . . . .	<b>i</b>
<b>Abstract</b> . . . . .	<b>iii</b>
<b>Vorwort</b> . . . . .	<b>v</b>
<b>Abkürzungen und Symbole</b> . . . . .	<b>xi</b>
<b>1 Einleitung</b> . . . . .	<b>1</b>
1.1 Motivation . . . . .	3
1.2 Stand der Forschung und Technik . . . . .	3
1.2.1 Fasern, Halbzeuge und Preforming . . . . .	4
1.2.2 Matrixsysteme . . . . .	7
1.2.3 Der Wet Compression Molding Prozess . . . . .	9
1.2.4 Analyse der Fluidausbreitung im WCM Prozess . . . . .	13
1.2.5 Einfluss der Fluidausbreitung auf die Bauteilqualität . . . . .	21
1.3 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit . . . . .	27
<b>2 Materialcharakterisierung</b> . . . . .	<b>33</b>
2.1 Vorstellung der Versuchswerkstoffe . . . . .	33
2.2 Bestimmung der Permeabilität des textilen Halbzeugs . . . . .	35
2.3 Bestimmung der Halbzeugkompaktierung . . . . .	40
2.4 Bestimmung der Matrixviskosität . . . . .	43
2.5 Bestimmung der Viskosität des Matrixersatzsystems . . . . .	47
<b>3 Grundlagenuntersuchungen auf Prüfstandebene</b> . . . . .	<b>49</b>
3.1 Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen <sup>1</sup> . . . . .	49
3.1.1 Versuchsaufbau, -durchführung und -einstellungen . . . . .	50

3.1.2	Visualisierung der Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen . . . . .	53
3.1.3	Einfluss der Schließgeschwindigkeit und der Fluidviskosität . . . . .	57
3.1.4	Korrelation zur Fluidgeschwindigkeit . . . . .	61
3.1.5	Einfluss der Fluidgeschwindigkeit auf die lokale Halbzeugquerdehnung . . . . .	66
3.2	Fluidausbreitung mit und ohne simultane Halbzeugumformung . . . . .	70
3.2.1	Versuchsaufbau, -durchführung und -einstellungen . . . . .	70
3.2.2	Bestimmung der Formfüllung . . . . .	74
3.2.3	Einfluss der Schließgeschwindigkeit und der Fluidviskosität . . . . .	75
3.2.4	Ermittlung der interlaminaeren Fluidverteilung . . . . .	82
3.3	Zusammenfassung und Diskussion . . . . .	86
<b>4</b>	<b>Prozessuntersuchungen und Validierung der Grundlagenuntersuchungen . . . . .</b>	<b>91</b>
4.1	Charakterisierung fluidinduzierter Faserverschiebungen beim WCM Prozess <sup>1</sup> . . . . .	91
4.1.1	Anlagentechnik . . . . .	92
4.1.2	Analyse und Sequenzierung des WCM Kompressionsschritts . . . . .	97
4.1.3	Bewertung fluidinduzierter Faserverschiebungen auf Bauteilebene . . . . .	100
4.1.4	Einfluss des Kompressionsschritts . . . . .	110
4.1.5	Einfluss der Matrixposition und der Schließgeschwindigkeit $v_{z,I}$ . . . . .	117
4.1.6	Korrelation zum Kavitätsdruck . . . . .	121
4.2	Untersuchung der Formfüllung anhand des komplexen Demonstrators <sup>2</sup> . . . . .	124
4.2.1	Versuchsaufbau, -planung und -durchführung . . . . .	125
4.2.2	Vergleich der Formfüllung in Abhängigkeit der WCM Prozessvariante . . . . .	133
4.2.3	Einfluss der WCM Prozessvariante auf die Bauteilqualität . . . . .	142
4.3	Zusammenfassung der Prozessuntersuchungen . . . . .	145
<b>5</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick . . . . .</b>	<b>149</b>
5.1	Zusammenfassung . . . . .	149

5.2 Ausblick . . . . .	154
<b>A Anhang . . . . .</b>	<b>157</b>
<b>Abbildungsverzeichnis . . . . .</b>	<b>165</b>
<b>Tabellenverzeichnis . . . . .</b>	<b>175</b>
<b>Literaturverzeichnis . . . . .</b>	<b>176</b>
<b>Eigene Veröffentlichungen . . . . .</b>	<b>191</b>
Journalartikel . . . . .	191
Konferenzbeiträge . . . . .	191
Andere Veröffentlichungen . . . . .	192
Betreute Abschlussarbeiten . . . . .	193



# Abkürzungen und Symbole

## Abkürzungen

<b>ANOVA</b>	Analysis of Variance
<b>CF</b>	Kohlenstofffaser
<b>CFD</b>	Computational Fluid Dynamics
<b>CFK</b>	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
<b>DoE</b>	Design of Experiments
<b>FAST</b>	Institut für Fahrzeugsystemtechnik
<b>FE</b>	Finite Elemente
<b>Fps</b>	Frames per second
<b>FSI</b>	Fluid-Struktur-Interaktion
<b>FVK</b>	Faserverstärkter Kunststoff
<b>HP</b>	High Pressure
<b>ICT</b>	Institut für Chemische Technologie
<b>ITM</b>	Internes Trennmittel
<b>KIT</b>	Karlsruher Institut für Technologie
<b>LBT</b>	Lehrstuhl für Leichtbautechnologie

<b>LCM</b>	Liquid Composite Molding
<b>PTV</b>	Particle Tracking Velocimetry
<b>RGB</b>	Rot-Grün-Blau
<b>RTM</b>	Resin Transfer Molding
<b>TFP</b>	Tailored Fiber Placement
<b>UD</b>	Unidirektional
<b>WCM</b>	Wet Compression Molding

## Konstanten

$\pi$	Kreiszahl Pi: 3,14159 . . .
-------	-----------------------------

## Lateinische Symbole und Variablen

$A_{\text{inf.}}$	infiltrierte Fläche
$\Delta \bar{A}_{\text{inf.}}$	Tränkungsinhomogenität
$B$	Breite
$D_0$	initiale Halbzeugdicke
$f_{\text{Fourier}}$	Fourier Funktion
$f_d$	Fluid drag force
$f_{\text{gh}}$	schwerkraftbedingter Druckgradient innerhalb des Fluids
$f_M$	Halbzeugsteifigkeit des Materials
$f_P$	effektiver Flüssigkeitsdruck

---

$f_T$	Summe der auf ein poröses Medium bei dessen Durchströmung wirkenden Kräfte
$F_N$	Kompaktierkraft/ Normalkraft
$F_{Sq}$	Kraft Squeeze-Flow
$F_{Netto}$	Nettopresskraft
$H, h$	Höhe
$h_s$	Squeeze Gap
$h_{Laminat}$	Laminathöhe
$h_{Kav.}$	Kavitätshöhe
$K$	Permeabilität
$K_{[0/90/0]_s}$	Permeabilität des Lagenaufbaus [0/90/0] <sub>s</sub>
$K_{eq.}$	äquivalente Permeabilität
$K_x$	Permeabilität des Halbzeugs in $x$ -Richtung
$K_y$	Permeabilität des Halbzeugs in $y$ -Richtung
$K_z$	Permeabilität des Halbzeugs in $z$ -Richtung
$L, l$	Länge
$m_{Fläche}$	Flächengewicht
$n_{Lagen}$	Lagenanzahl
$p$	Druck
$p_{Inj.}$	Injektionsdruck
$p_{Kav.}$	Kavitätsdruck
$p_U$	Umgebungsdruck

$p_{,x}$	linear approximierter Druckgradient in $x$ -Richtung
$p_{,y}$	linear approximierter Druckgradient in $y$ -Richtung
$p_A$	Flächenpressung
$q_i$	Filtergeschwindigkeit
$R, r$	Radius
$R_0$	initialer Fluidradius
$R^2$	Bestimmtheitsmaß
$s$	Restspalt
$t_{\text{inf.}}$	Zeit zur Infiltration
$t_{\text{FI}}$	Zur Formfüllung benötigte Zeit
$t_P$	Periodendauer
$t_W$	Wartezeit
$T$	Temperatur
$u$	Verschiebung
$u_i$	Verschiebung bei $i$ , mit $i = 1 \dots n$
$u_{i,\text{Kor.}}$	Bereich räumlicher Korrektur, mit $i = 1 \dots n$
$u_{\text{max.}}$	maximale Verschiebung
$u^{\text{rel}}$	relativer Abstand
$\bar{u}_W$	gewichtete mittlere Verschiebung
$\bar{u}_{W,K}$	kumulierte gewichtete mittlere Verschiebung
$w_i$	Gewichtungsfaktor, mit $i = 1 \dots n$
$v_i$	Geschwindigkeit in Richtung $i$

---

$\bar{v}_i$	Volumengemittelte Geschwindigkeit in Richtung $i$
$\vec{v}_l$	Vektor der Fluidgeschwindigkeit (liquid)
$\vec{v}_s$	Vektor der Festkörpergeschwindigkeit (solid)
$\vec{v}_x$	Vektor der Geschwindigkeit in $x$
$\vec{v}_y$	Vektor der Geschwindigkeit in $y$
$v_p$	Partikelgeschwindigkeit
$\bar{v}_p$	mittlere Partikelgeschwindigkeit
$V_f$	Faservolumengehalt

### Griechische Symbole und Variablen

$\alpha_0$	initiale Faserschieflage
$\alpha$	Schlupf nach Beavers-Joseph
$\beta$	Schlupf nach LeBars&Worster
$\dot{\gamma}$	Scherrate
$\delta$	Schlupf nach Laun et al.
$\varepsilon_{\perp}$	Halbzeugquerdehnung
$\bar{K}_w$	mittlere Krümmung
$\eta$	Viskosität
$\phi$	Porosität
$\rho_{\text{Faser}}$	Faserdichte
$\tau_S$	Schubspannung
$\tau_R$	Reibkraft/ Reibwiderstand

$\tau_{RL}$  Reibwiderstand zwischen den einzelnen Halbzeuglagen

$\tau_{RW}$  Reibwiderstand zwischen Halbzeug und Werkzeug

# 1 Einleitung

Der interdisziplinäre Leichtbau bietet antriebsstrang- und bewegungsmittelunabhängig ein großes Potential zur Steigerung der Systemeffizienz bewegter Massen [1? ]. Bedingt durch internationale politische Abkommen zur Begrenzung des menschengemachten Klimawandels [2] gilt er als wesentliche Schlüsseltechnologie des 21. Jahrhunderts [3, 4]. Neben dem Systemleichtbau bietet der Stoffleichtbau in Kombination mit dem Strukturleichtbau ein großes Gewichtseinsparungspotential [5]. Beim Systemleichtbau wird das System als Ganzes betrachtet, sodass ökonomische Faktoren wie Zeit (Zykluszeit), Kosten (Gesamtbauteilkosten) und Qualität (Reproduzierbarkeit) sowie ökologische Faktoren im Sinne der Nachhaltigkeit (Einsatz und Wiederverwertung von Rohstoffen - Recycling) gekoppelt betrachtet werden [5, 6]. Dem angeschlossen sind die Ziele des Stoff- und Strukturleichtbaus eine Gewichtsreduktion durch Substitution eines Werkstoffs mit einem Werkstoff geringerer Dichte sowie die Verbesserung der Materialausnutzung in Relation zur Belastung [3]. Aufgrund hervorragender materialspezifischer Kennwerte bieten kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) unter Nutzung ihrer anisotropen Materialeigenschaften ein herausragendes Leichtbaupotential [7]. Endlosfaserverstärkte Materialsysteme besitzen dabei das höchste Leichtbaupotential und sind bei strukturell stark beanspruchten Komponenten von besonderem Interesse [7, 5, 8]. Trotz erster serientechnischer Anwendungen (z. B. BMW i3 [9, 10]) wirken eine Reihe von technologischen sowie finanziellen Randbedingungen immer noch hemmend auf eine weitreichende Verbreitung von CFK-Bauteilen im Automobilbau [4]. Grund sind neben den hohen Materialkosten, dem Mangel an kostengünstigen Herstellungs- [11], Verarbeitungs-

[4], Füge- [12] sowie Recyclingtechnologien [13, 14] unter anderem nicht hinreichend beantwortete Fragestellungen zu Mechanismen und deren Auswirkungen auf fertigungstechnische sowie qualitätsbeeinflussende Prozessparameter [6].

Ein hohes Potenzial zur kosteneffizienten Herstellung monolithischer Verbundwerkstoffe mit duromerer Matrix und trockenen Faserhalbzeugen weisen Flüssigharzimpregniervverfahren (engl. Liquid Composite Molding - LCM) auf [5]. Der wohl bekannteste Vertreter der LCM-Verfahren ist der Resin Transfer Molding (RTM) oder dessen Weiterentwicklung der High Pressure Resin Transfer Molding (HP-RTM) Prozess. Beim HP-RTM Prozess werden trockene Faserhalbzeuge in eine temperierte Werkzeugkavität eingelegt. Im Anschluss wird die Matrix unter hohem Druck ( $\geq 20$  bar) in die evakuierte Werkzeugkavität injiziert [5, 15, 6]. Durch das Aushärten der Matrix wird die Formstabilität der dreidimensionalen Bauteilkontur gewährleistet. Insbesondere bei großflächigen Bauteilen ergeben sich lange Fließwege, die zu hohen Injektionszeiten und somit zur Zunahme der Gesamtzykluszeit führen. Des Weiteren ist dem Injektions- und Konsolidierprozess ein Drapierprozess, das sogenannte Preforming vorgeschaltet, bei dem das Faserhalbzeug in eine endkonturnahe Form drapiert wird [12, 6].

Aufgrund taktzeitbedingter Vorteile wird zunehmend der Wet Compression Molding (WCM) Prozess eingesetzt [16, 17, 18]. Erste Ansätze zur Anwendung des WCM Prozesses in der Produktion finden sich bei Bauteilen des BMW i3 [9, 10] sowie des BMW 7er der 6. Generation [19, 10]. Beim WCM Prozess findet der Matrixauftrag außerhalb der Presse statt [16, 18]. Die Matrix wird oberflächlich auf das trockene Faserhalbzeug appliziert. Innerhalb der Werkzeugkavität findet eine vollständige Imprägnierung der permeablen Faserstruktur durch die Matrix während des Kompressionsschritts statt. Aufgrund der hierbei stattfindenden Zweiphasenströmung (freier und permeabler Fluidfluss) sowie der zusätzlichen Umformung der textilen Halbzeuglagen ergeben sich komplexe Mechanismen bei der Tränkung jener Faserhalbzeuge [20], welche die Bauteilqualität maßgeblich beeinflussen können [21].

## 1.1 Motivation

Trotz erster Erfolgsbeispiele wie bei der BMW i-Serie [9, 10] konnten sich endlosfaserverstärkte CFK-Bauteile aufgrund hoher Material- und Verarbeitungskosten bisher nicht am Massenmarkt durchsetzen [4]. Der wissenschaftliche Forschungsstand zum WCM Prozess zeigt erste Zusammenhänge zwischen Fluidausbreitung [22, 21], Umformmechanismen [23, 20] und Bauteilqualität [16, 18]. Dennoch fehlt ein tiefgründiges Verständnis über den Zusammenhang zwischen den Prozesseingangsparametern während des Kompressionsschritts auf die sich ergebende Fluidausbreitung und die hieraus resultierende Bauteilqualitäten. Entsprechend ist es erforderlich, den WCM Prozess sowie dessen prozesstechnische Wechselwirkungen detailliert zu analysieren, um technologische Anforderungen aufzuzeigen. Nur so ist es möglich, den Prozess weiterzuentwickeln und ihn hinsichtlich seiner spezifischen Vor- und Nachteile bestmöglich bei der Fertigung endlosfaserverstärkter CFK-Bauteilstrukturen mit duromerer Matrix einsetzen zu können.

Die Motivation der vorliegenden Arbeit liegt darin, prozesstechnische Wechselwirkungen der Fluid-Struktur-Interaktion und deren Effekt auf die resultierende Bauteilqualität aufzuzeigen. Hierzu sollen Prozessparameter zur Reduzierung von fluidinduzierten Faserverschiebungen identifiziert und deren Wirkmechanismen während des Kompressionsschritts beim WCM Prozesses evaluiert werden. Des Weiteren sollen Prozessparameter und deren Einfluss auf die Homogenität der Fluidausbreitung bei simultaner Umformung und Tränkung textiler Halbzeuge hinsichtlich der resultierenden Bauteilqualität bewertet werden.

## 1.2 Stand der Forschung und Technik

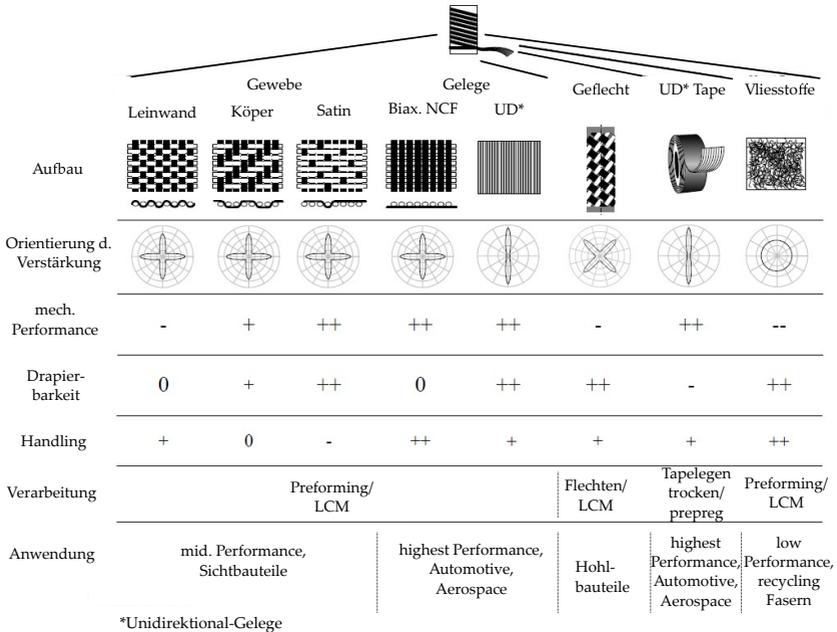
Innerhalb dieses Kapitels sollen die zum Verständnis der Arbeit benötigten Grundlagen sowie der gegenwärtige Stand der Forschung und Technik dargestellt werden. Hierzu werden zunächst die zur Composite Herstellung benötigten Faser- und Matrixmaterialien erläutert. Dem angeschlossen wird die WCM-Prozesskette detailliert beschrieben. Zur Erweiterung des Verständnisses der, bei einer Kompression

im WCM Prozess, erzwungenen Fluidausbreitung, werden analytische Lösungen zur Bestimmung der Fluidgeschwindigkeit sowie des Fluiddrucks sowohl innerhalb einer freien Fluidströmung (Stokes-Strömung), als auch einer Fluidströmung im permeablen Medium (Darcy-Strömung) dargestellt. Da es beim WCM Prozess zu Wechselwirkungen an der Grenzschicht zwischen freiem und permeablem Fluidfluss kommen kann, werden Ansätze zur Kontinuität der Geschwindigkeit an der Grenzfläche vorgestellt. Des Weiteren werden Ansätze zur analytischen Bestimmung der vom Fluid auf das Halbzeug übertragenen Kräfte dargelegt.

### 1.2.1 Fasern, Halbzeuge und Preforming

Grundbestandteil aller textilen Halbzeuge sind einzelne Fasern (Filamente) deren Durchmesser im Mikrometerbereich liegt [7, 1]. Mehrere Filamente miteinander zusammengefasst werden als Roving bezeichnet, der durch die Feinheit der Faser und die verwendete Filamentanzahl definiert wird. Die Feinheit ergibt sich aus dem Gewicht eines Rovings auf 1 km Länge. Die Anzahl der Filamente innerhalb eines Rovings wird bei Kohlenstofffasern mit der K-Zahl angegeben, wobei ein 1K 1000 Filamenten entspricht [5, 1]. Hierbei gilt, je höher die Filamentanzahl eines Rovings, desto kosteneffizienter ist dieser [24].

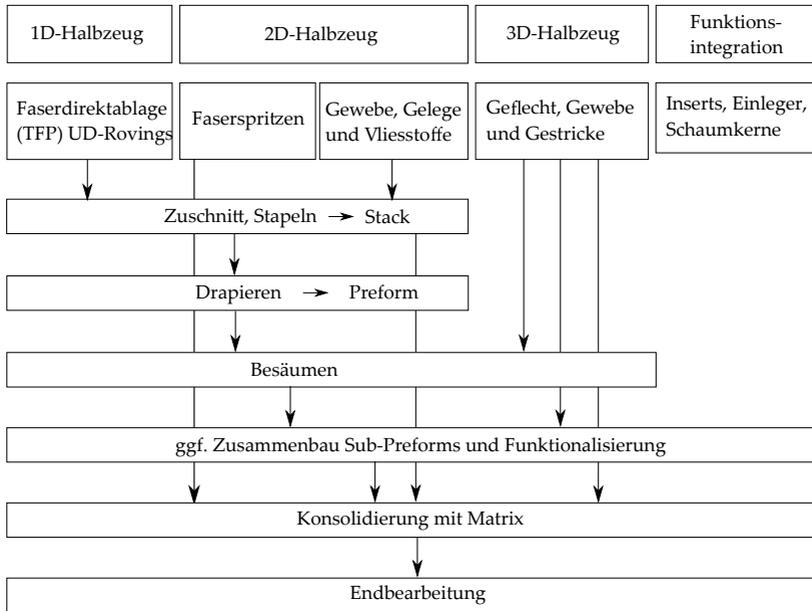
Ausgehend von den Ausgangsfasern werden Halbzeuge in ein-, zwei und dreidimensionaler Ausprägung gefertigt [7, 8, 1]. Die gängigste Halbzeugform zur weiteren Verarbeitung zum Composite mittels LCM-Verfahren sind 2D Halbzeuge [6]. Ein Überblick der gängigsten Varianten sowie deren Besonderheiten und Anwendungsgebiete sind in Abbildung 1.1 skizziert. 2D Halbzeuge unterscheiden sich in Gewebe, unidirektionale oder multiaxiale Gelege sowie Vliesstoffe [7, 5, 8]. Trockene oder bereits vorimprägnierte Tapes (sogenannte Prepregs) begünstigen eine konturnahe Ablage des Halbzeuges. Die kann zu Einsparungen beim verwendeten Material führen [25, 11]. Generell können sämtliche Halbzeuge entsprechend ihrer jeweiligen Vor- und Nachteile im Bereich Performance, Drapierbarkeit und Kosten individuell eingesetzt werden [22].



**Abbildung 1.1:** Übersicht der gängigsten 2D Faserhalbzeuge inklusive deren Eigenschaften (adaptiert von [22]-S.40)

2D Halbzeuge erlauben aufgrund der erweiterten Gestaltungsmöglichkeiten die Realisierung formstabiler Vorformlinge, die als Preform bezeichnet werden. Diese Preforms werden in einem nachgeschalteten Prozess mit Matrix getränkt (z. B. im RTM oder WCM Prozess) und somit zum Composite konsolidiert [8, 26, 12, 6]. Abbildung 1.2 zeigt einen Überblick über Preformherstellungsvarianten, untergliedert nach Halbzeugart.

Eine der verbreitetsten Methoden zur sequenziellen Drapierung und somit zur Herstellung von Preforms ist der Stempelumformprozess [8, 12]. Hierbei werden 2D Halbzeuge, unter Zugabe thermoplastischer oder reaktiver Bindersysteme in temperierten Umformwerkzeugen drapiert [12]. Verwendete Bindermaterialien liegen hauptsächlich als Binderpulver oder netzartiges Bindervlies vor. Durch flächigen Auftrag dieser Bindersysteme lässt sich eine chemische Fixierung zwischen



**Abbildung 1.2:** Prozessschritte hin zur Konsolidierung unterteilt nach Halbzeugvariante (adaptiert von [6]-S.6 und nach [27, 5, 28, 8])

den einzelnen Halbzeuglagen, im Anschluss an die thermische Aktivierung, realisieren [26]. Ein formstabiler dreidimensionaler Preform lässt sich entsprechend mit einer Drapierung unter Temperatur und Druck erzeugen [26, 12, 6]. Untersuchungen zeigen, dass die Bindermenge grundsätzlich gering zu halten ist, da eine Drittphase in den Verbundwerkstoff eingebracht wird. Diese kann sich negativ auf die Infiltrierbarkeit sowie auf die späteren mechanischen Bauteileigenschaften auswirken [13]. Komplexe Bauteile, die nicht aus einem einzigen zweidimensionalen Lagenaufbau umgeformt werden können, müssen durch Aufteilen der Halbzeugstruktur in sogenannte Sub-Preforms separat vorgeformt werden. Die Sub-Preforms werden anschließend zur Gesamtpreform zusammengebaut. Diese kann im Anschluss an einen optionalen Besäumvorgang zum Composite imprägniert werden. [12, 6]

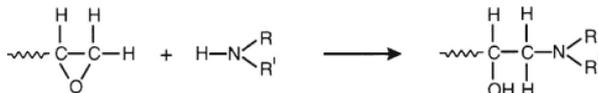
## 1.2.2 Matrixsysteme

Obwohl Fasern die mechanische Leistung von faserverstärkten Werkstoffen überwiegend beeinflussen, kann die allgemeine Funktionalität nur in Kombination mit einem geeigneten Matrixmaterial erreicht werden. Unter dem Begriff Matrix wird eine Bettungsmasse verstanden. Die Fasern werden von der Matrix umschlossen, so dass sich ein formstabiles Bauteil ergibt. Matrixwerkstoffe werden nach ihren Hafteigenschaften mit den Fasern und der hierauf applizierten Schlichte, der Zähigkeit gegenüber dynamischen Belastungen, der Temperatur- und Chemikalienbeständigkeit, den elektrischen Eigenschaften sowie dem Verhalten unter zeitabhängigen Belastungen ausgewählt [29]. Die Matrix gilt oft als Schwachpunkt des Verbundwerkstoffes, da diese nicht für die Aufnahme der Belastung, sondern für die Einleitung der Kraft zuständig ist [7]. Gleichzeitig muss die Matrix den Zusammenhalt und Minimalabstand der Fasern gewährleisten und die Fasern vor Umgebungseinflüssen schützen. [7, 30, 1]

Bei Faserkunststoffverbunden bildet der Kunststoff die Matrix. Kunststoffe lassen sich durch die Art der Struktur und Bindungsmechanismen der Makromoleküle in Thermoplaste, Elastomere und Duromere unterteilen. Thermoplaste bestehen aus langen linearen Makromolekülen, die durch Erwärmung aufgeschmolzen werden können und sich in einem bestimmten Temperaturbereich einfach verformen lassen. Elastomere sind weitmaschig vernetzt und daher flexibel. Sie können große Verformungen reversibel aufnehmen. Duromere sind Polymere bestehend aus einem engmaschigen kovalenten 3D Netzwerk. Sie entstehen durch Vernetzung der meist flüssigen Ausgangsmaterialien in einem Härtingsprozess. Bei Reaktionsharzen erfolgt die Härtung über eine Polyaddition, Polykondensation oder eine radikalische Kettenpolymerisation. Diese irreversible Reaktion kann durch Erhitzen, Oxidationsmittel, energiereiche Strahlung oder den Einsatz von Katalysatoren initiiert bzw. beschleunigt werden. [7, 5]

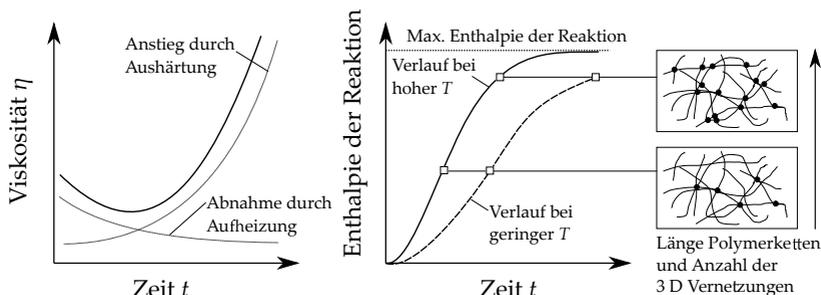
Die **Epoxidharze** zählen zu den meistverwendeten Matrixwerkstoffen in Hochleistungsanwendungen [5]. Die Epoxid-Gruppe, eine Verbindung zwischen zwei C-Atomen und einem O-Atom, ist der Namensgeber dieser Reaktionsharze [7]. Unter der Ausbildung einer Hydroxylgruppe wird der Epoxidring bei Zugabe des

Härter geöffnet, wobei ein Wasserstoffatom in die Epoxidgruppe wandert [31]. Von der Beweglichkeit des an der Umlagerung beteiligten Wasserstoffatoms hängt die Reaktionsgeschwindigkeit der Polyaddition ab (vgl. Abbildung 1.3). Es ergeben sich Systeme mit variiertem Topfzeit, die auf schnell ( $\geq 1$  min) oder langsam (mehrere Tage) ablaufende Reaktionssysteme zurückzuführen sind [31].



**Abbildung 1.3:** Schematischer Reaktionsablauf der Polyadditionsreaktion mit einer Epoxid- (links) und einer Amin-Komponente (mitte) (adaptiert von [31])

Bei der Aminhärtung werden die Wasserstoffatome über den Härter, z. B. ein Diamin mit vier aktiven Wasserstoffatomen, in die Reaktion eingebracht. Die Reaktion erfordert äquivalente Konzentrationen der Epoxid- und der Amin-Komponenten. Werden nun multifunktionelle Epoxid-Gruppen mit multifunktionellen Härtern gemischt, ergibt sich in einer fortlaufenden Polyaddition ein dreidimensionales, kovalentes Netz aus C-Atomen [7, 31].



**Abbildung 1.4:** Qualitativer Zusammenhang zwischen Viskositätsanstieg und Reaktionsenthalpie während der Aushärtung duromerer Kunststoffe (adaptiert von [32]-S.21; [21]-S.12)

Die Viskosität der Matrix ist ein wichtiger Parameter für deren Verarbeitung, wobei diese vorwiegend von der Temperatur und vom aktuellen Aushärtungsgrad des Polymers abhängt [32, 21]. Die sich überlagernden Effekte der Viskositätsabnahme durch erhöhte Temperatur und Mischung der Harz-Härter-Komponenten

und dem hierauf angeschlossenen Viskositätsanstieg, aufgrund der voranschreitenden Aushärtung durch Polyaddition, führen zu einem parabelförmigen Verlauf der Viskosität in Abhängigkeit der Zeit (vgl. Skizze in Abbildung 1.4).

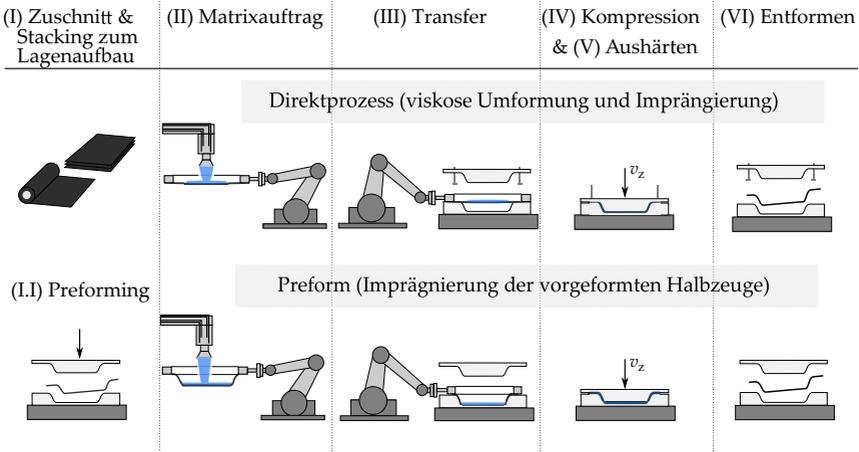
### 1.2.3 Der Wet Compression Molding Prozess

Der Wet Compression Molding (WCM) Prozess zählt zu der Gruppe der vollautomatischen Pressverfahren [16]. Im Gegensatz zu den Injektionsverfahren, wie z.B. dem RTM oder dem HP-RTM Prozess, findet keine Injektion in eine geschlossene Kavität, sondern ein oberflächlicher Auftrag des reaktiven Matrixsystems auf das Faserhalbzeug vor dem eigentlichen Pressprozess statt [16, 1, 18, 11]. Der Prozess lässt sich in zwei Varianten [18, 33] einteilen. Abbildung 1.5 skizziert beide Varianten des Prozesses.

Beim WCM Direktprozess wird das duromere Harzsystem im Anschluss an den Zuschnitt und das Stacking (I) der Halbzeuglagen zum zweidimensionalen Lagenaufbau appliziert (II). Der mit Matrix benetzte Lagenaufbau wird anschließend zum Presswerkzeug transferiert (III). Sobald dieser seine definierte Position im Presswerkzeug erreicht hat und das entsprechende Transportsystem sich aus dem Pressenraum entfernt hat, findet durch das Schließen des Werkzeugs sowohl eine Drapierung des zweidimensionalen Lagenaufbaus zur dreidimensionalen Bauteilkontur, als auch die vollständige Imprägnierung der permeablen Faserstruktur mit Matrix statt (IV). Aufgrund der Halbzeugdrapierung im getränkten Zustand wird hier auch von viskoser Drapierung [34] gesprochen.

Innerhalb des temperierten Presswerkzeugs härtet das stöchiometrisch dosierte Harz-Härter-Gemisch unter konstant anliegender Presskraft aus (V) und sichert somit die Formstabilität der eingebetteten Fasern. Im Anschluss an die Aushärtung des Matrixsystems kann das 3D Rohbauteil entformt werden (VI).

Im Unterschied zum Direktprozess wird beim WCM Prozess mit Preformimprägnierung das 2D Halbzeug im Anschluss an den Zuschnitt und das Stacking der Lagenaufbau zu einer Preform drapiert (I.I) [18, 33]. Analog zum Direktprozess



**Abbildung 1.5:** Prozessvarianten mit viskoser Formung (oben) im Direktprozess sowie Prozessvariante zur Imprägnierung der vorgeformten Halbzeuge/ Preforms (unten) - (in Anlehnung an [18, 33])

findet anschließend an die Preformherstellung der Matrixauftrag (II) statt. Der benetzte Preform wird zum Presswerkzeug transferiert (III), wobei nach dessen Positionierung der Pressvorgang (IV) beginnt. Die Imprägnierung der Preform erfolgt durch die sich verkleinernde Kavität des Presswerkzeugs bis zum Erreichen der finalen Bauteildicke. Unter Einwirkung von Druck und Temperatur härtet das Matrixsystem aus (V), bevor das fertige Bauteil entformt werden kann (VI).

Erste experimentelle Untersuchungen zur Evaluierung der Bauteilqualität in Abhängigkeit der Prozessparameter des WCM Prozess haben Bergmann et al. [16, 35, 36] durchgeführt. So werden Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern Stacklagerzeit und Werkzeugtemperatur auf die Bauteilqualität anhand von Oberflächenmerkmalen wie Falten und Trockenstellen identifiziert. Eine Methodik zur virtuellen Absicherung der formgebenden Operationen innerhalb des WCM Prozess für Gelege-Mehrschichtverbunde wird von Senner entwickelt [17]. Diese beinhaltet eine experimentelle Charakterisierung und Modellierung von UD-Fasern sowie der Maschenstruktur des Nähfadens. Unter Einbeziehung von Prozessrandbedingungen wird der Verformungszustand analysiert und modelliert.

Unterschiede zwischen verschiedenen Ausführungen von Wanddickenübergängen bei lokalen Dickensprüngen im WCM Prozess werden von Stanglmaier untersucht [22]. So zeigt er, dass ein Voreilen der Matrix, bei der Formfüllung von Bauteilen mit lokalen Dickensprüngen, durch eine optimierte Auslegung des Fließkanals, vermieden werden kann.

Der Einfluss von Matrixmenge und Infiltrationszeit auf das Strukturverhalten von Bauteilen die mittels WCM Prozess hergestellt werden, wird von Heudorfer et al. untersucht [18]. So zeigen sie, dass vor allem die Matrixmenge entscheidend für eine gute Laminatqualität bei der Verwendung eines WCM-Werkzeugs mit seitlichem Matrixüberlauf ist. Dieser Überlauf begünstigt beim WCM Prozess ein Austreten der Luft aus der Kavität und senkt somit den Porengehalt innerhalb des Bauteils. Hierbei können Porengehalte von unter 2 % erreicht werden. Zusätzlich untersuchte mechanische Festigkeitskennwerte ließen keine eindeutige Abhängigkeit auf bestimmte Prozessparameter erkennen.

Bockelmann [21] untersucht den Einfluss der Werkzeugschließgeschwindigkeit, Werkzeugtemperatur und Tränkungszeit auf den Matrixfluss beim WCM Prozess. Zur Minimierung des freien oberflächlichen Fluidflusses wird von Bockelmann ein Prozess mit Trägerkavitäten vorgestellt. Hierbei wird die Matrix in eine Folie mit integrierten Füllvolumina appliziert. Die mit Matrix gefüllte Folie befindet sich während des Pressprozesses unter der zu benetzenden Faserstruktur. Durch das Schließen des Werkzeugs imprägniert die Matrix die Faserstruktur aus den sich leerenden Füllvolumina innerhalb der Folie. Die Folie wird entsprechend mit verpresst und kann im Anschluss an die Aushärtung vom Bauteil entfernt werden.

Die Implementierung eines WCM Prozesses unter Verwendung von Glasfasergeweben mit lokal verstärkten C-Fasern wird von Fial et al. [37] untersucht. Hierbei sollen mit Hilfe eines entwickelten Niederhalte- und Umformkonzepts die Verstärkungsfaser während des WCM Kompressionsschritts derart manipuliert werden, dass diese im Anschluss an den Kompressionsschritt einem idealen, lastpfadgerechten Verlauf folgen. Dabei kann im Rahmen der Untersuchungen gezeigt werden, dass eine direkte Garnmanipulation während des Umformprozesses das Auftreten von Drapierfehlern vermindern kann. Gleichzeitig kann, in Verbindung

mit einem auf Silikonkautschuk basierenden Stempel, eine gute Bauteilqualität der hergestellten WCM-Bauteile mit lokal verstärkten C-Fasern erreicht werden. Die Bauteilqualität ist hierbei abhängig von der Shore-Härte des eingesetzten Silikonkautschuk-Stempels, da insbesondere eine geringe Shore-Härte zum Ausbleiben von Reinharzbereichen im umliegenden Bereich der Verstärkungsfasern führt.

Die Brandbeständigkeit mittels WCM Prozess hergestellter CFK-Bauteile für den Einsatz in Luftfahrtanwendungen wird von Behnisch et al. [38] untersucht. Im Rahmen der Untersuchungen zeigen sie, dass eine Matrix aus Polyurethan mit zusätzlichen 9 Gew.-% Phosphorpolyol dazu im Stande ist, die hohen Brandschutzanforderungen der Luftfahrtindustrie zu erfüllen.

Untersuchungen hinsichtlich der zweidimensionalen Fluidausbreitung (in Anlehnung an den WCM Prozess) während der Kompression eines fluidgetränkten, permeablen Mediums (ohne oberflächlichen Fluidfluss) werden von Muthuvel et al. [39] durchgeführt. Sie zeigen, dass die anfängliche Benetzung (Einsickern) hauptsächlich durch die wirkende Schwerkraft sowie Kapillarkräfte getrieben wird. Darüber hinaus zeigen sie eine Abhängigkeit des Benetzungsprozesses von der Viskosität des verwendeten Testfluids. In ihrer aktuellen Veröffentlichung untersuchen Muthuvel et al. [40] unter anderem den Matrixauftrag- und Konsolidierschritt beim WCM Prozess. Hierbei zeigen sie, dass die untersuchten Parameter Haltezeit, Matrixmasse, Faserklemmkonzept und Pressprofil die Höhe des Fluiddrucks nach Abschluss des Kompressionsschritts beeinflussen.

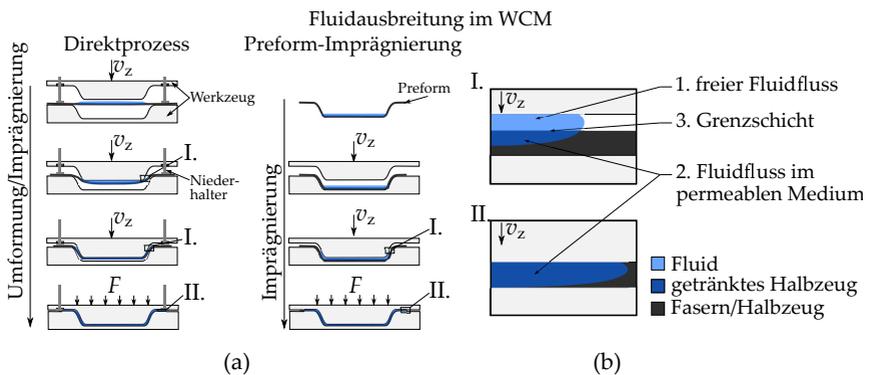
Eine Analyse der Impakteigenschaften von, mittels WCM Prozess hergestellten Verbundwerkstoffen, wird von Lee et al. [41] vorgestellt. Sie zeigen, dass gute Impakteigenschaften bei Realisierung eines geringen Porengehalts erreicht werden können.

Mehrere experimentelle und numerische Studien, die gegenseitigen Wechselwirkungen zwischen der Halbzeugumformung und der Fluidinfiltration (die beim viskosen Drapieren auftreten) untersuchen, werden von Poppe et al. [34, 42, 43, 23, 20, 44] durchgeführt. Diese zeigen, dass wichtige Verformungsmechanismen

des Halbzeugs direkt durch die Gegenwart des Fluids beeinflusst werden. Entsprechend kann eine Viskositäts- und Geschwindigkeitsabhängigkeit der viskosen Umformung mit signifikantem Einfluss auf den Prozess und das sich ergebende Bauteil gezeigt werden. Neben der Untersuchung des viskosen Membran- [34], Biege- [42] und Grenzflächenverhaltens [43] wird eine gekoppelte numerische Methode entwickelt, die gleichzeitig eine simulative Umformung und Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts im WCM Prozess abbildet [20].

### 1.2.4 Analyse der Fluidausbreitung im WCM Prozess

Während der Kompression des mit Matrix benetzten textilen Lagenaufbaus ergeben sich verschiedene Phasen der Fluidausbreitung, die wiederum an den Fortschritt des Kompressionsschritts, den Umformzustand und die Permeabilität des Halbzeugs sowie an die initiale Position und Viskosität des Fluids gekoppelt sind [45, 20]. Abbildung 1.6 skizziert die Fluidausbreitung beim erstmaligen Kontakt des Oberwerkzeugs mit der oberflächlich applizierten flüssigen Matrix. Da es



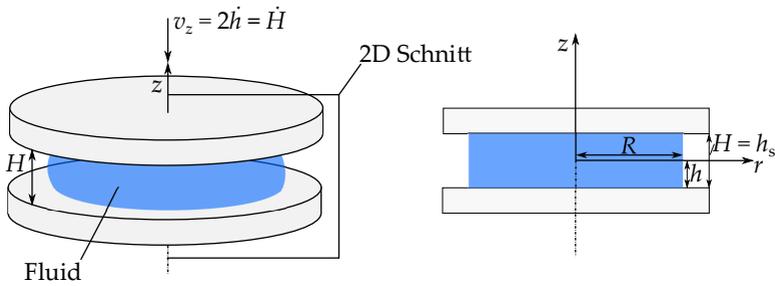
**Abbildung 1.6:** Skizzierte Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts beim WCM Prozess (a); Freie und permeable Fluidausbreitung (I.), permeable Fluidausbreitung (II.) (b)

sich bei dem in Abbildung 1.6 skizzierten Fall (I.) um eine Kombination aus Fluidfluss über, als auch durch die permeable Faserstruktur handelt, wird eine

Fallunterscheidung zur Darstellung der jeweils relevanten physikalischen Größen durchgeführt. Die skizzierte Fluidausbreitung (**I.**) wird in die Bereiche freier (1.) und permeabler Fluidfluss (2.) unterteilt. Zu Beschreibung der Kontinuität von Druck- und Geschwindigkeit des Fluids an der Grenzschicht (3.) werden geeignete Ansätze vorgestellt.

## 1. Freier Fluidfluss

Die Erhaltung des Impulses sowie der Masse bilden die Grundlage der nachfolgend vorgestellten Zusammenhänge zur Fluidausbreitung beim Squeeze-Flow [46, 47]). Der **Squeeze-Flow** beschreibt den Effekt der Fluidausbreitung eines viskosen Fluids zwischen zwei sich aufeinander zu bewegendes Platten [48, 46, 47]. Abbildung 1.7 skizziert einen Squeeze-Flow des Radius  $R$ , der Höhe  $h_s$  und der Schließgeschwindigkeit  $v_z$ .



**Abbildung 1.7:** Beispiel eines Squeeze-Flow's (newtonsches Fluid) zwischen zwei festen Oberflächen (in Anlehnung an [46, 47])

Eine analytische Lösung zur Bestimmung der Geschwindigkeits- und Druckverteilung beim Squeeze-Flow unter Miteinbeziehung des Schlupf  $\delta$  wird von Laun et al. postuliert [46].

$$\delta \equiv \frac{h v_s}{(-\dot{h})R} \in 0 \leq \delta \leq 0,5 \quad (1.1)$$

Innerhalb Formel 1.1 ist  $v_s$  die Schlupfgeschwindigkeit bei  $z = +h$ ,  $z = -h$  und  $r = R$  [47]. Die Variable  $\delta$  ist zwischen 0 und 0,5 bestimmt, wobei  $\delta \rightarrow 0$  keinem Schlupf und  $\delta \rightarrow 0,5$  vollständigem Schlupf entspricht [46, 47]. Die Fluidgeschwindigkeit  $v$  in Abhängigkeit von  $r$  und  $z$  ergibt sich wie folgt zu:

$$v(r, \varphi, z) = \frac{-\dot{h}}{h} \left\{ \begin{array}{c} r \left( \delta + \frac{3}{4}(1-2\delta) \left( 1 - \left( \frac{z}{h} \right)^2 \right) \right) \\ 0 \\ -\frac{3}{2}(1-2\delta)z \left( 1 - \left( \frac{z}{h} \right)^2 - 2\delta \right) \end{array} \right\}_{(r, \varphi, z)} \quad (1.2)$$

Hierbei ist  $2h$  die aktuelle Höhe des Spalts und  $v_z = 2\dot{h}$  die Schließgeschwindigkeit des Werkzeugs. Nach Laun et al. ergibt sich die Druckverteilung unabhängig von  $z$  und lediglich als Funktion von  $r$  mit zusätzlicher Abhängigkeit der Viskosität  $\eta$  und des Umgebungsdrucks  $p_U$  [46].

$$p(r) = \frac{3\dot{h}}{4h} \eta R^2 \left( (1-2\delta) \left( 1 - \frac{r^2}{R^2} \right) + \frac{2h^2}{R^2} \left( 1 - \frac{r^2}{R^2} \right) \right) - p_U \quad (1.3)$$

Die senkrecht auf die Platte wirkende Normalkraft  $F_N$ , die beim Squeeze-Flow einer newtonschen Flüssigkeit zu deren Verdrängung benötigt wird, wird durch Integration des Druckfelds (vgl. von Formel 1.3) über die Fläche bestimmt [46, 47].

$$F_N = -\frac{3\dot{h}\pi\eta R^4}{8h^3} \left( (1-2\delta) + \frac{4h^2}{R^2} (1+d\delta) \right) \quad (1.4)$$

Die Wandschubspannung beim Fluidfluss über eine Oberfläche ergibt sich für den Squeeze-Flow entsprechend der Multiplikation der Viskosität mit der Änderung der radialen Geschwindigkeit  $v_r$  in Abhängigkeit des Schlupfs  $\delta$  auf Höhe der Wand  $z = h$  zu [46, 49]:

$$\tau_S = \eta \frac{\partial v_r(\delta)}{\partial z} \Big|_{z=h} \quad (1.5)$$

## 2. Fluidfluss im permeablen Medium

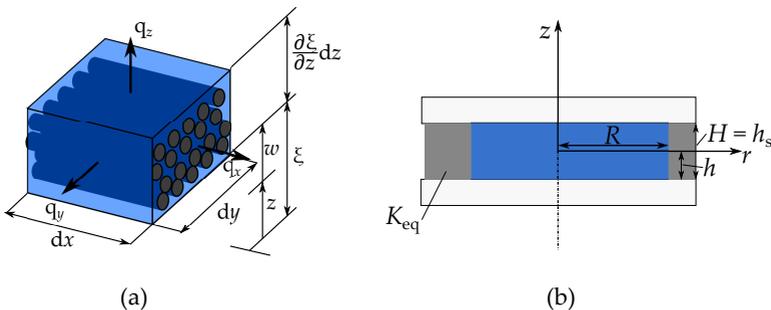
Das Fließverhalten innerhalb eines permeablen Mediums kann mit dem Gesetz von Darcy beschrieben werden (vgl. Formel 1.6) [50]. Hierbei ist  $\bar{v}_i$  die volumengemittelte Geschwindigkeit des Fluids,  $K(V_f)_i$  die Permeabilität des Halbzeugaufbaus innerhalb der Kavität in Abhängigkeit des Faservolumengehalts  $V_f$ ,  $\eta$  die Viskosität der Matrix und  $\Delta p_i$  der Druckgradient zwischen dem durchströmten Volumen [50, 6].

$$\bar{v}_i = - \frac{K(V_f)_i \Delta p_i}{\eta \phi} \quad (1.6)$$

Die Porosität  $\phi$  und somit der Faservolumengehalt  $V_f$  sind bestimmbar aus der Anzahl der Halbzeuglagen  $n_{\text{Lagen}}$  und dem Flächengewicht  $m_{\text{Fläche}}$  geteilt durch die Dichte der Fasern  $\rho_{\text{Faser}}$  sowie der Höhe des Laminats  $h_{\text{Laminat}}$ .

$$\phi = 1 - V_f = 1 - \frac{n_{\text{Lagen}} m_{\text{Fläche}}}{\rho_{\text{Faser}} h_{\text{Laminat}}} \quad (1.7)$$

Eine analytische Lösung zur Ermittlung der Filtergeschwindigkeiten  $q_i$  in  $x, y$  und  $z$ -Richtung beim **Squeeze-Flow** innerhalb eines permeablen Mediums wird von Gutowski et al. [51] unter Erweiterung Darcy's empirisch ermittelten Gesetzes [50], postuliert.



**Abbildung 1.8:** In  $z$ -Richtung deformierbares Geometrieelement (adaptiert von [51]) und Beispiel eines Squeeze-flow eines newtonschen Fluid zwischen zwei festen Oberfläche (in Anlehnung an [46, 47])

Um die Verformung des permeablen Mediums zu berücksichtigen, wird  $w$  als Verschiebung der Ebene, die durch  $z$  gegeben ist, entsprechend Abbildung 1.8 (a) eingeführt ( $\xi = w + z$ ). Die Filtergeschwindigkeit  $q_i$  ergibt sich in Abhängigkeit der Viskosität  $\eta$ , des Permeabilitätstensors  $K_i$  und der Änderung des Drucks  $\frac{\partial p}{\partial i}$  für die entsprechende Koordinatenrichtung:

$$\begin{Bmatrix} q_x \\ q_y \\ q_z \end{Bmatrix} = - \begin{bmatrix} K_x/\eta & 0 & 0 \\ 0 & K_y/\eta & 0 \\ 0 & 0 & K_z/\eta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial p}{\partial x} \\ \frac{\partial p}{\partial y} \\ \frac{\partial p}{\partial \xi} \end{Bmatrix} \quad (1.8)$$

Die Druckverteilung innerhalb des Fluids lässt sich, unter der Annahme, dass der Fluidfluss lediglich in  $x$ - und  $y$ -Richtung stattfindet ( $q_z = 0$ ), der Druck gleichmäßig über der Höhe  $H$  verteilt ist ( $p(z) = \text{konstant}$ ) und der Permeabilitätstensor nicht rotiert, mit folgender Differentialgleichung darstellen [51]:

$$K_x \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + K_y \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} + \eta \frac{\dot{V}_f}{V_f} = 0 \quad (1.9)$$

Dieser Ansatz wird von Bickerton [52] und Hautefeuille et al.[53] erweitert. Abbildung 1.7 (b) skizziert einen Squeeze-Flow im permeablen Medium. Die Druckverteilung  $p(r)$  des Fluids beim permeablen Squeeze-Flow des Radius  $R$ , der Höhe  $H$ , der Schließgeschwindigkeit  $\dot{H}$ , der Viskosität  $\eta$  und der in  $x,y$ -Richtung äquivalenten Permeabilität ( $K_{\text{eq}} = \sqrt{K_x K_y}$ ) lässt sich in Abhängigkeit der Variable  $r$  darstellen [53, 54].

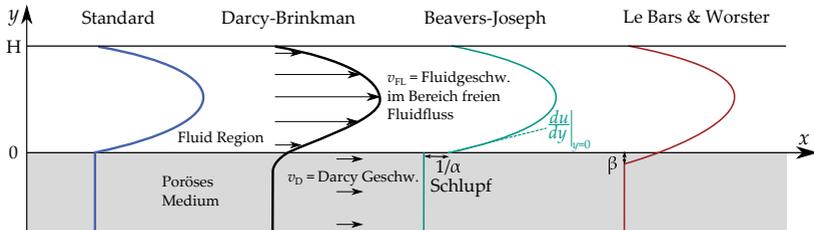
$$p(r) = - \frac{\eta \dot{H}}{4H K_{\text{eq}} (V_f)} (R^2 - r^2). \quad (1.10)$$

Die entsprechend wirkende Kraft  $F_{\text{Sq}}$  zur Verdrängung des Fluids im Squeeze Flow mit konstanter Schließgeschwindigkeit erhält man durch Integration des fluiden Druckfeldes über die Kompressionsfläche von 0 bis  $R$  [53, 54].

$$F_{Sq} = \int_0^R 2\pi R p(r) dr = -\frac{\eta \dot{h} \pi R^4}{8K_{eq}(V_f)h} \quad (1.11)$$

### 3. Grenzschicht - Fluidfluss über eine permeable Schicht

Geeignete Ansätze zur Beschreibung physikalischer Wechselwirkungen im Bereich der Grenzschicht zwischen freiem und permeablem Fluidfluss (entsprechend Abbildung 1.6) werden von Ehrhardt zusammengefasst [55]. Die Ausbildung des Geschwindigkeitsprofils im stationär durchströmten Fall mit freier (Poiseuille-Strömung) und permeabler Fluidströmung ist für diverse Ansätze in Abbildung 1.9 skizziert. Abgebildet ist das Geschwindigkeitsprofil für den Standard- (Kopplung Navier-Stokes und Darcy) [50], den Darcy-Brinkman-, den Beavers-Joseph- [56] und den LeBars-Worster- [57] Ansatz.



**Abbildung 1.9:** Gegenüberstellung verschiedener Interface-Modelle während eines stationären Fluidflusses (Poiseuille Strömung). Von links nach rechts: Standard Fall [55]: Kein Schlupf an der Fluid-Porösen Grenzschicht; Darcy-Brinkman [58]: Übergangsbereich innerhalb des porösen Mediums; Beavers-Joseph [59]: Schlupf  $1/\alpha$  an der Grenzschicht; Le Bars & Worster [57]: Schlupf  $\beta$  ins poröse Medium (Abbildung nach [57]-S.6 und [55]-S.5)

Nach Ehrhardt [55] ist der häufigste und schwierigste Fall eine Kopplung der Navier-Stokes-Gleichung im Bereich des freien Fluids, gekoppelt über eine Grenzfläche mit der Darcy-Gleichung. Da es sich bei diesen beiden Modellen um völlig unterschiedliche Systeme von partiellen Differentialgleichungen handelt, ist nicht klar, welche Art von Bedingungen an der Grenzfläche zwischen diesen beiden Bereichen gilt. Nach Ehrhardt sind Kopplungsbedingungen für ein nicht viskoses

Fluid die Stetigkeit des Drucks und der Normalgeschwindigkeit an der Grenzfläche. Für viskose Strömungen wird zusätzlich das Verschwinden der Tangentialgeschwindigkeit an der Grenzfläche angenommen. [55]

Eine Erweiterung dieses Modells um eine Übergangszone zur Anpassung der Fluidgeschwindigkeit stellt das Darcy-Brinkman-Modell dar [58]. Dieses wird üblicherweise bei hoher Porosität des porösen Medium [55] eingesetzt. Beavers und Joseph [56] führen zur Erklärung ihrer durchgeführten Experimente einen empirischen Schlupf-Koeffizienten  $\alpha$  an der Grenzschicht ein. Dieser Schlupfkoeffizient  $\alpha$  ist abhängig von Materialparametern, die die Struktur des durchlässigen Materials im Grenzbereich charakterisieren. LeBars und Worster [57] definieren eine viskose Übergangszone. Innerhalb dieser gilt die Stokes-Gleichung noch bis zu einer Tiefe  $\beta$ , wobei die Kontinuität von Druck und Geschwindigkeit an der Position  $y = -\beta$  (vgl. Abbildung 1.9) gegeben ist [57].

Ansätze zur Modellierung der Fluidausbreitung in der gekoppelten Phase des freien und permeablen Fluidflusses bei konstanter Kavitätshöhe finden sich in den Arbeiten von Shojaei et al. [60], Pacquat et al. [61] und Zaytoon et al. [62]. Dabei wird die freie Fluidströmung bei offenem Spalt bei Shojaei et al. [60] durch Darcy und unter Verwendung einer äquivalenten Permeabilität mittels Kontrollvolumen-/Finite-Elemente-Methode modelliert. Pacquat et al. [61] stellen eine Strategie zur Lösung des gekoppelten Stokes-Darcy Problems vor. Im Bereich des freien Fluidflusses fließt das Fluid entsprechend dem Navier-Stokes-Ansatz, während die Fluidausbreitung innerhalb des permeablen Mediums mit Darcy abgebildet wird. Unter Zuhilfenahme des, von Beavers-Joseph-Saffmann [56] postulierten, Schlupffaktors  $\alpha$  an der Grenzflächen werden die Stokes- und Darcy-Gleichungen durch eine gemischte Geschwindigkeits-/Druck Finite-Elemente-Methode über der gesamten Grenzschicht gelöst. Zaytoon et al. [62] untersuchen in ihrer Arbeit ein Strömung durch einen Kanal konstanter Höhe, der unten durch eine poröse/permeable Schicht begrenzt wird. Hier wird eine in  $z$ -variable Durchlässigkeitsfunktion zur Beschreibung des permeablen Mediums abgeleitet und das resultierende variable Geschwindigkeitsprofil innerhalb beider Fluidregionen analytisch abgebildet.

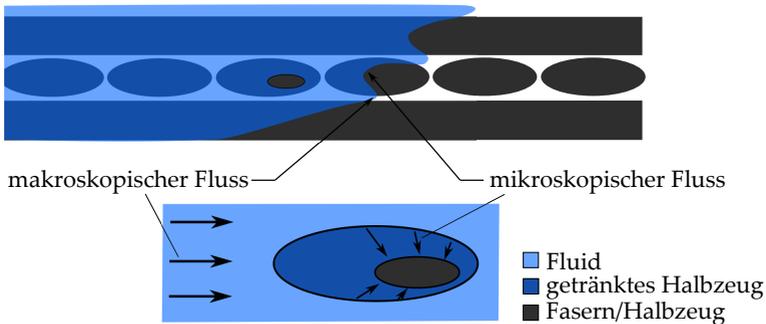
Der Squeeze-Flow zwischen einer porösen Oberfläche und einer geschlossenen Oberfläche wird von Prakash und Vij untersucht [63]. Sie leiten Beziehungen zwischen Normalkraft, Zeit und Squeeze-Gap ab. So zeigen sie, dass eine geringere Porosität zu einer höheren Normalkraft bei der Kompression führt. Weitere Untersuchungen des Squeeze-Flow zwischen einer geschlossenen und einer porösen Oberfläche bei geringen Schließgeschwindigkeiten ( $10 - 70 \mu\text{m}/\text{s}$ ) werden von Majhi et al. [64] durchgeführt. Zur Analyse der experimentellen Beobachtungen und Ermittlung der resultierenden Kompaktierkraft werden zwei theoretische Modelle miteinander verglichen (1. Annahme einer schlupfbehafteten freien Fluidströmung ohne Betrachtung der Fluidausbreitung im permeablen Medium; 2. Annahme eines freien und permeablen Fluidflusses nach Prakash und Vij [63]). Die Ergebnisse zeigen, dass beide Modelle zur Abschätzung der Kompaktierkraft beim Squeeze-Flow mit freiem und permeablen Fluidfluss geeignet sind.

### 1.2.5 Einfluss der Fluidausbreitung auf die Bauteilqualität

Der Fluidfluss während des Kompressionsschritts beim WCM Prozess wird durch die mikro- und makroskopische geometrische Beschaffenheit des Halbzeugs, die zeit- und temperaturabhängige Viskosität der Matrix, sowie der zur Fluidausbreitung nötigen Druckdifferenz beeinflusst. Negative Einflüsse der Fluidausbreitung auf die sich ergebende Bauteilqualität ergeben sich durch Trockenstellen bei nicht vollständiger Tränkung, einzelne oder gehäufte Lufteinschlüsse in Form von Poren innerhalb der Laminatstruktur sowie Faserfehlstellung aufgrund ungewollter drapier- oder strömungsinduzierter Verschiebungen [16, 35, 36, 17, 6, 22].

#### Trockenstellen und Lufteinschlüsse

Untersuchungen zur Optimierung der Fluidausbreitung in der Phase des permeablen Fluidflusses (vgl. II. aus Abbildung 1.6) werden größtenteils vor dem Hintergrund einer minimierten Porenbildung durchgeführt [65, 66, 67, 68, 69, 70, 71]. Rudd et al. [72] unterteilen den Fluidfluss in einen makroskopischen sowie mikroskopischen Fluss (vgl. Abbildung 1.10).



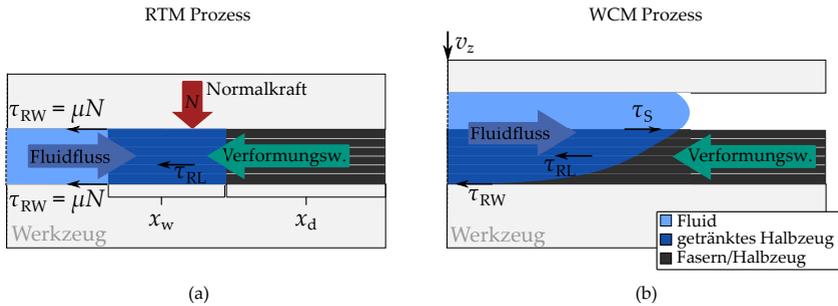
**Abbildung 1.10:** Skizze des makroskopischen und mikroskopischen Fluidflusses bei der Tränkung permeabler Faserstrukturen (in Anlehnung an [72, 67, 69, 26, 71])

Ruiz et al. [67] zeigen, dass hohe Fluidgeschwindigkeiten einen makroskopischen Fluidfluss und somit Mikroporen begünstigen. Aufgrund der Differenz des Fließwiderstands innerhalb der Rovingstruktur und den offenen Fluidkanälen zwischen den einzelnen Faserrovings entstehen bei hohen Fluidgeschwindigkeiten vermehrt mikroskopische Hohlräume innerhalb der Rovings. Auf der Gegenseite führen niedrige Fluidgeschwindigkeiten zu dominierender mikroskopischer Fluidausbreitung zwischen den Filamenten innerhalb der Rovings. Erfolgt der mikroskopische Fluss innerhalb der Rovings schneller als der makroskopische Fluss zwischen der Faserstruktur, so führt dies zunehmend zur Bildung von Makroporen zwischen einzelnen Faserrovings [67]. Des Weiteren wird ein Strömungsmodell postuliert. Dieses modelliert die Strömung in Abhängigkeit der Kapillarzahl, die von der makroskopischen Fluidgeschwindigkeit, der Viskosität des Fluids, der Oberflächenspannung sowie des Kontaktwinkels zwischen Fasern und Fluid abhängt. Untersuchungen mit dem Modell zeigen, dass es ein Optimum sowohl der Fluidgeschwindigkeit als auch der Kapillarzahl gibt, das sowohl die Entstehung von Mikro- als auch von Makroporen während der Injektion im RTM Prozess minimiert. Leclerc et al. [68] identifizieren bei den von ihnen gewählten Randbedingungen eine optimale Geschwindigkeit der Fließfront von 0.0075 m/s. Park et al. [69] postulieren die These, dass die Bildung von Mikro-Poren durch ein Konfrontation der mikroskopischen Strömung mit der makroskopischen Fluidströmung zunimmt.

DaValve et al. [70] stellen ein numerisches Modell zur Untersuchung der Zweiphasenströmung (makro- und mikroskopisch) bei der Injektion eines Leinwandgewebes vor. Die Ergebnisse der numerischen Simulationen werden angewandt, um die Orte des Lufteinschlusses innerhalb der Faserarchitektur zusammen mit einer quantitativen Vorhersage der Entwicklung und der endgültigen Größe der eingeschlossenen Luftporen darzustellen. Die durchschnittlichen und maximalen Volumina der eingeschlossenen Luftporen im stationären Zustand werden hierbei über die Reynolds- und Kapillarzahlen verglichen. Ihre Studien zeigen, dass es ein Optimum der Reynolds- und Kapillarzahl gibt, bei der die Porenhäufigkeit ihr Minimum erreicht.

## Fluidinduzierte Faserverschiebungen

Seong et al. [73] weisen experimentell nach, dass zwei Arten von fluidinduzierten Verformungen zu unterscheiden sind. Zur Veranschaulichung der von Seong et al. [73] eingeführten Zusammenhänge zur Entstehung von fluidinduzierten Faserverschiebungen skizziert Abbildung 1.11 (a) die Kräfteverhältnisse zwischen Halbzeug und Fluid während der Injektion beim RTM Prozess. Seong et al. zei-



**Abbildung 1.11:** Kräfteverhältnis zwischen Halbzeug und Fluid: beim RTM Prozess [73, 74, 23] (a) und beim WCM Prozess (b)

gen, dass bei einer Injektion Normalkräfte und Reibungsverhältnisse im trockenen ( $x_d$  - dry) und imprägnierten ( $x_w$  - wet) Bereich von hoher Relevanz sind. Eine lokale, fluidinduzierte Verformung ist zu erwarten, wenn die Fluidkräfte den Verformungswiderstand des Materials  $f_M$  übersteigen und die Reibungswiderstände zwischen Werkzeug und Lagenaufbau  $\tau_{RW}$  ausreichend hoch sind. Ein globales Gleiten des Lagenaufbaus wird begünstigt, wenn die Fluidkräfte den Reibungswiderstand an den Grenzflächen zwischen Werkzeugoberfläche und Lagenaufbau  $\tau_{RW}$  sowie zwischen den einzelnen Halbzeuglagen  $\tau_{RL}$  übersteigen. Strukturelle Faktoren, wie z. B. der Faservolumenanteil, die Faserorientierung sowie Prozessbedingungen in Form des Volumenstroms beeinflussen hauptsächlich die Art der Verformung. Ein niedriger Faservolumenanteil sowie ein größerer Orientierungswinkel zur Flussrichtung führen laut Seong et al. eher zu lokalen Verformungen der Halbzeuglagen.

Die Kräfteverhältnisse während des Kompressionsschritts beim WCM Prozess sind in der Abbildung 1.11 (b) beispielhaft dargestellt. Da während des Kompressionsschritts nur bedingt Normalkräfte auf das Halbzeug übertragen werden können, sind die der Verschiebung entgegengesetzten Reibungswiderstände beim WCM Prozess geringer als bei RTM Prozess. Dieser Zusammenhang wird von Poppe et al. [44] im Rahmen einer durchgeführt Parameterstudie bestätigt. Innerhalb der Parameterstudie wird der Einfluss des Reibungswiderstands zwischen Halbzeug und Werkzeuoberfläche  $\tau_{RW}$  auf die Ausbildung der Halbzeugquerdehnungen während eines WCM-Kompressionsschritts mit vollständig getränkten UD-Gelege untersucht. Hierbei zeigen die Ergebnisse, dass die sich ausbildende Halbzeugquerdehnungen maßgeblich von den angenommen Reibungswiderständen  $\tau_{RW}$  abhängen.

Aufgrund des Überströmens wirkt auf die oberste Faserlage zusätzlich zu der beim Durchströmen wirkenden Kraft, die Schubkraft  $\tau_S$  (vgl. Formel 1.5) an der Grenzfläche zwischen freiem Fluidfluss und porösem Halbzeug. Die auf eine poröse Struktur beim Durchströmen wirkende Kraft  $f_T$  wird nach Tucker et al. [75] als resultierende der Addition dreier Einzelkräfte dargestellt: Die vom Fluid auf die Faserstruktur ausgeübte Kraft (fluid drag)  $f_d$ , den durch die Schwerkraft verursachten Druckgradienten in der Flüssigkeit  $f_{gh}$  und der effektive Flüssigkeitsdruck (Formwiderstand)  $f_P$  [75, 54].

$$f_T = f_d + f_{gh} + f_P \quad (1.12)$$

Beim Squeeze-Flow ist der schwerkraftbedingte Druckgradient  $f_{gh}$  vernachlässigbar. Mit Annahme eines inkompressiblen Materials, kann der Druck  $f_P$  selbst nicht zu einer Verformung führen [23]. Entsprechend vereinfacht sich die Formel zu:  $f_T \approx f_d$ . Slattery et al. [76] leiten innerhalb einer konstitutiven Modellierung den fluid drag  $f_d$  als Funktion der Porosität  $\phi$ , der Viskosität  $\eta$ , der Permeabilität  $K$  sowie der Differenz aus der Geschwindigkeit des Fluids  $\vec{v}_1$  relativ zur Geschwindigkeit des Festkörper  $\vec{v}_s$  ab. Hautefeuille et al. [53] stellen die Funktion, unter Einbeziehung von Darcy ( $\vec{v}_1 - \vec{v}_s = -\frac{K}{\eta} \nabla P$ ), wie folgt auf:

$$f_d = \phi \eta K^{-1} (\vec{v}_1 - \vec{v}_s) = -\phi \vec{\nabla} p \quad (1.13)$$

Hierbei ergibt sich der fluid drag  $f_d$  aus Multiplikation der Porosität, gegeben durch  $\phi = 1 - V_f$ , mit dem Druckgradienten  $\vec{\nabla} p$  für die entsprechende Raumrichtung. Korrelationen zwischen der Fluidausbreitung und fluidinduzierten Faserverschiebungen werden bisher hauptsächlich bei Injektionsverfahren wie dem RTM oder dem HP-RTM Prozess untersucht. Bewegungen von Fasern innerhalb der Ebene während des RTM Prozesses mit Injektionsdrücken von ( $p_{\text{Inj.}} \leq 2.5$  bar) werden von Richardson [77] mit Hilfe eines transparenten Werkzeugs visualisiert. Zur Reduzierung fluidinduzierter Faserverschiebungen schlagen Khoun et al. [78] die Verwendung von Binder vor, um die in-plane Reibung zwischen den Faserlagen (Ply-ply) zu erhöhen. Der maximale Injektionsdruck als Funktion des Faservolumenanteils für biaxiale Glasfasergelege wird von Endruweit et al. [32] durch Visualisierung der in-plane Verschiebung während der Injektion quantifiziert. Gourichon [79] und Bodagih [74] zeigen Korrelationen zwischen einem hohen Fluiddruck während der Injektion im RTM-Prozess ( $p_{\text{Inj.}} \geq 10$  bar) und auftretenden fluidinduzierten Faserverschiebungen. Des Weiteren präsentieren Bodagih et al. [74] ein verallgemeinertes eindimensionales Spannungsmodell für die fluidinduzierte Faserverschiebungen in Form eines globalen Starrkörpergleiten. Anhand des Spannungsmodells kann aufgezeigt werden, dass vor allem die auf das Halbzeug wirkenden Normalkräfte sowie Reibungsverhältnisse im trockenen, als auch im nassen Bereich des Faserhalbzeugs von großer Bedeutung für das Auftreten fluidinduzierter Faserverschiebungen sind. Des Weiteren zeigt sich, dass die auf die Faserstruktur wirkenden Spannungen zu Beginn der Matrixinjektion sehr hoch sind und mit fortschreitendem Harzfluss abnehmen. Anhand der durchgeführten experimentellen Versuche kann außerdem gezeigt werden, dass die resultierenden fluidinduzierten Verschiebungen an der, dem Injektionspunkt nächstgelegenen Kante des Lagenaufbaus eingeleitet werden. Untersuchungen zur Änderung der Faserorientierung während eines Kompressionsprozesses mit thermoplastischer Matrix werden von Blei et al. [80] durchgeführt. Hierbei entwickeln sie ein Modell, welches durch Eingabe von Verarbeitungsparametern (z. B. der Kompressionsgeschwindigkeit und der Viskosität des Polymers) Änderungen der

Faserorientierung von UD-Glas-Polypropylen-Hybridgarnen während des thermoplastischen Hot-Press-Prozesses prognostizieren kann.

Untersuchungen zur fluidinduzierten Faserverschiebung im WCM Prozess werden von Bockelmann [21] durchgeführt. Seiner Schlussfolgerung nach ist in erster Linie die Werkzeug- und somit die Matrixtemperatur für eine erhöhte Faserverschiebung verantwortlich, da sie zu einem höher viskosen oberflächlichen Matrixfilm führen kann. Wenn der viskose Film in die Faserstruktur eindringt, ist der Widerstand gegen die Strömung größer, was zu erhöhten Faserverschiebungen sowie zu höheren Werkzeuginnendrücken führt.

Untersuchungen zur Visualisierung fluidinduzierter Faserverschiebungen während der Kompression von getränkten Faserlagen (vollständig gesättigt) werden von Hautefeuille et al. [53] durchgeführt. So zeigen die Untersuchungen, bei denen die transiente in-plane Faserbewegung während der Kompression visualisiert und gemessen wird, dass sich die in-plane Permeabilität verändert, sobald sich die Fasern verschieben. Des Weiteren zeigen sie, dass die Bewegung der Faserstrukturen über die mechanische Reaktion (Kompressionskraftantwort) während der Kompression und eine analytische Berechnung der in-plane-Permeabilität in der Ebene nachweisbar ist. Die Permeabilität steigt lokal an, da die fluidinduzierte Deformation Strömungskanäle öffnet. In ihrer aktuellen Veröffentlichung zeigen Hautefeuille et al. [54], dass der Beginn der fluidinduzierten Faserverschiebungen am Anfang des Kompressionsschritts liegt, da die Gleitreibungskräfte nicht groß genug sind, um die Fluid-Festkörper-Widerstandskraft auszugleichen (Gleichung 1.13). Darüber hinaus zeigen sie Korrelationen zwischen der Faserbewegung, der Kompressionsrate und der Viskosität während experimenteller Kompressionsversuche in getränkten Geweben mit Leinwandbindung.

## **1.3 Zielsetzung und Aufbau der Arbeit**

Die Literaturrecherche zeigt, dass die während des Kompressionsschritts erzwungene Fluidausbreitung und somit stattfindende Fluid-Struktur-Interaktion (FSI)

zwischen Matrix und Halbzeug die Bauteilqualität bei der Herstellung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen beim WCM Prozess signifikant beeinflussen kann [16, 21, 20]. So können zu hohe Fluidgeschwindigkeiten zu Poren innerhalb der Rovingstruktur [67, 68, 69, 81] und zu schnelle Injektions- oder Kompressionsgeschwindigkeiten zu fluidinduzierten Faserverschiebungen [74, 21, 53, 54, 23] und Trockenstellen [6] führen, was wiederum eine Verminderung der Bauteilqualität [82] und somit Erhöhung von Ausschussteilen zur Folge hat [16, 35, 36]. Eine Korrelation der Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen mit steigendem fluid drag  $f_d$  innerhalb vollständig getränkter Halbzeuge zeigen Hautefeuille et al. [53, 54].

Abgeleitet aus dem Stand der Forschung und Wissenschaft ist das **Ziel** der vorliegenden Arbeit, die Schaffung eines grundlegenden Verständnisses wirkender Zusammenhänge der FSI während des Kompressionsschritts im WCM Prozess. Hierbei soll der Einfluss der oberflächlich applizierten Matrix und des während des Kompressionsschritt entstehenden freie oberflächlichen Fluidfluss sowohl auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen als auch auf die Formfüllung im WCM Prozess untersucht werden. Da die FSI während des Kompressionsschritts stattfindet, wird folgende Forschungsfrage zur Erreichung der Zielsetzung definiert:

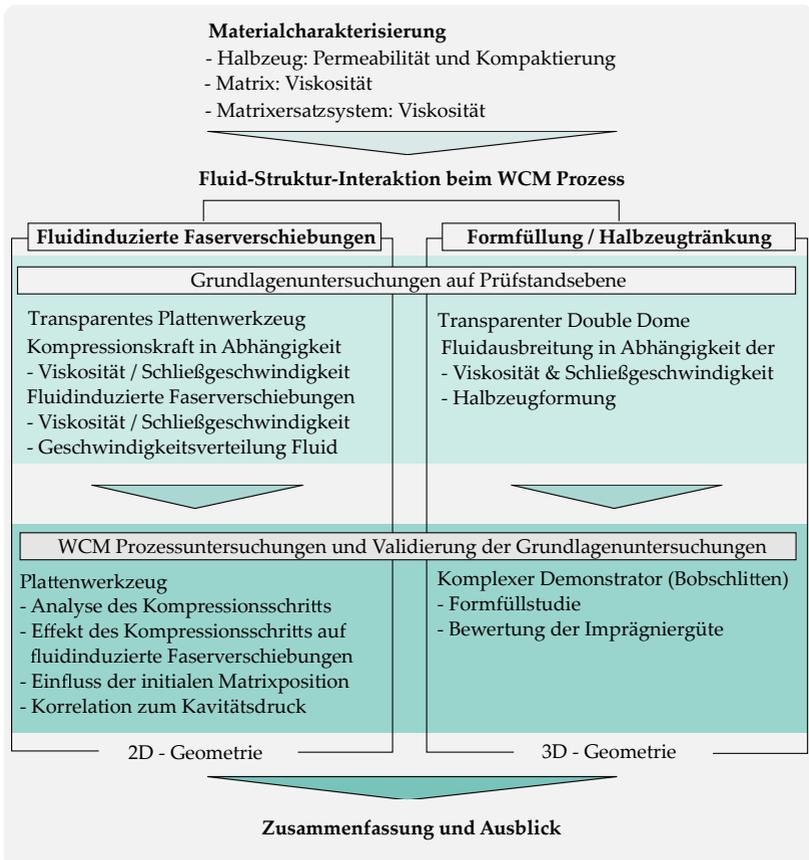
**Lässt sich durch Kenntnis der Wirkmechanismen der Fluid-Struktur-Interaktionen eine für den WCM Prozess günstige Fluidausbreitung durch einen optimierten Kompressionsschritt realisieren?**

Zur Erreichung der Zielsetzung und Beantwortung der Forschungsfrage werden folgende **Forschungshypothesen** postuliert:

- Die oberflächliche freie Fluidausbreitung beeinflusst die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen in der obersten Halbzeuglage beim WCM Prozess
- Die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen beim WCM Prozess korrelieren mit steigendem fluid drag  $f_d$

- Im Vergleich zur Preformimprägnierung begünstigt die Fluidausbreitung mit simultaner Halbzeugumformung eine über die Halbzeuglagen homogene Formfüllung und verbessert somit die Bauteilqualität

Zur Überprüfung der postulierten Forschungshypothesen wird die in Abbildung 1.12 dargestellte methodische Vorgehensweise verfolgt. Hierzu sollen zu-



**Abbildung 1.12:** Methodische Vorgehensweise zur Untersuchung der Fluid-Struktur-Interaktionen beim WCM Prozess

nächst die verwendeten Materialien entsprechend der für die Fluidausbreitung relevanten Größen charakterisiert werden. Hierbei wird die Permeabilität und die zur Kompaktierung benötigte Kraft des verwendeten unidirektionalen Kohlenstofffasergeleges bestimmt. Da die Viskosität der Matrix einen entscheidenden Einfluss auf die FSI hat, wird diese im prozessrelevanten Bereich experimentell bestimmt. Zur Evaluierung von FSI ohne den aushärtebedingten Anstieg der Viskosität von Epoxidharzsystemen werden Silikonöle definierter Viskosität als Matrixersatzsystem verwendet. Deren Viskosität wird in Abhängigkeit der Scherrate bestimmt. Dessen angeschlossen sollen auf Prüfstandebene sowohl die Entstehung **fluidinduzierter Faserverschiebungen** als auch Unterschiede bei der **Formfüllung** im WCM Prozess unter Berücksichtigung der Prozessvariante mit und ohne simultane Halbzeugumformung evaluiert werden. Der Einfluss eines oberflächlichen freien Fluidflusses auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen wird anhand eines transparenten Plattenwerkzeugs (2D Ebene) evaluiert. Zur Untersuchung der Formfüllung mit und ohne simultane Umformung des textilen Halbzeugs wird ein transparentes Double-Dome Werkzeug (generische 3D Geometrie) verwendet.

Aufbauend auf den erkannten Wirkmechanismen der Prüfstandversuche wird im nächsten Schritt die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen auf Prozessebene untersucht. So wird zunächst der Kompressionsschritt bei der Herstellung von Bauteilen mittels WCM Prozess auf einem Plattenwerkzeug analysiert. Zur Ermittlung von kritischen Prozesseingangsparametern, die zur Entstehung von fluidinduzierten Faserverschiebungen führen, wird der Kompressionsschritt in einzelne Sektionen unterteilt. Der Effekt der Prozesseingangsparameter der jeweiligen Sektion des Kompressionsschritts auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen wird anhand eines statistischen Versuchsplans systematisch untersucht. Des Weiteren soll anhand der Auswertung der kavitätensensoren gezeigt werden, ob auf Prozessebene eine Abhängigkeit fluidinduzierter Faserverschiebungen vom fluid drag  $f_d$  identifiziert werden kann. Zur Überführung und Validierung der auf Prüfstandebene erkannten Zusammenhänge der Formfüllung beim WCM Prozess werden Formfüllversuche an einem komplexen Demonstrator (Bobschlitten) durchgeführt. Hierbei sollen Unterschiede der

Formfüllung bei beiden Prozessvarianten Direktprozess und Preformimprägnierung verglichen sowie die finale Bauteilqualität in Abhängigkeit des Kompressionschritts bewertet werden. Abschließend werden die gewonnenen Erkenntnisse zusammengefasst und ein Ausblick auf mögliche weitere zu untersuchende Forschungsbereiche des WCM Prozess wird gegeben.



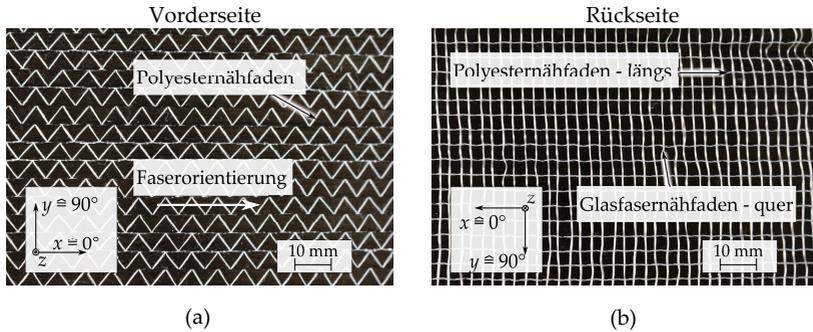
## 2 Materialcharakterisierung

In diesem Kapitel werden zunächst die verwendeten Versuchsmaterialien bestehend aus Faserhalbzeug und Matrixsystem vorgestellt. Dessen angeschlossen wird die Permeabilität des verwendeten Faserhalbzeugs in, quer sowie transversal zur Faserorientierung bestimmt. Bei Faser-Struktur-Interaktionen ist die temperatur- und zeitabhängige Viskosität der Matrix während der Formfüllung ausschlaggebend. Sie wird daher im prozessrelevanten Bereich bestimmt. Auf Basis der ermittelten Viskosität werden zur Untersuchung der Fluid-Struktur-Interaktionen während des Kompressionsschritts Silikonöle definierter Viskosität beschafft. Deren Viskosität wird in Abhängigkeit der Scherrate charakterisiert.

### 2.1 Vorstellung der Versuchswerkstoffe

**Halbzeug:** Als textiles Faserhalbzeug wird das kommerziell erhältliche ZOLTEK Gelege des Typ´s UD300 [83] verwendet. Die im Faserhalbzeug verwendete Panex PX35 Kohlenstofffaser ist den High-Tension Fasern zuzuordnen. Der Kohlenstoffanteil beträgt 95 % bei einem durchschnittlichen Filamentdurchmesser von  $7,2 \mu\text{m}$  und einer Dichte  $\rho_{\text{Faser}}$  von  $1,81 \text{ g/cm}^3$ . Die Zugfestigkeit des Faserfilaments misst  $4136 \text{ MPa}$  bei einem E-Modul von  $24 \text{ GPa}$ . Die Breite der Rovings innerhalb des textilen Halbzeugs beträgt  $5 \pm 0,5 \text{ mm}$  bei einer unkomprimierten Dicke von  $0,6\text{-}0,9 \text{ mm}$  [83]. Die Vorder- und Rückseite des verwendeten textilen Faserhalbzeugs ist in Abbildung 2.1 dargestellt.

Um die Reibung zwischen den Faserlagen (intra-ply) während der Umformung im Werkzeug nicht zu behindern, wird ein binderfreies Halbzeug eingesetzt. Das



**Abbildung 2.1:** Vorder- (a) und Rückansicht (b) des verwendeten Kohlenstofffasergelege UD300 (ohne Binder) bestehend aus PX35-Fasern der Firma ZOLTEK

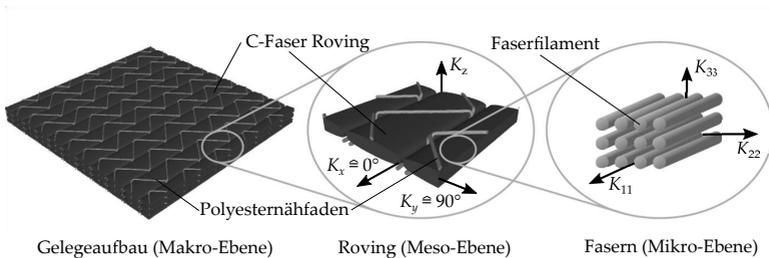
Flächengewicht misst  $333 \text{ g/m}^2$ . Die Rovings sind mittels Trikot-Stich miteinander verwirkt. Das Zick-Zack-Muster des rovingumschließenden Polyester Nähfadens der Trikot-Stich Bindung zeigt Abbildung 2.1 (a). Innerhalb Abbildung 2.1 (b) sind die quer- (Glasfaser) und längsverlaufenden (Polyesterfaden) Nähfäden der Trikot-Stich Bindung dargestellt.

**Matrixsystem:** Das kommerziell erhältliche Epoxidharzsystem Voraforce 5300 der Firma DOW Chemicals wird als Matrixsystem verwendet. Dieses besteht aus dem Harz Voraforce 5310, dem Härter Voraforce 5350 sowie einem internen Trennmittel der Bezeichnung Voraforce 5370. Das Mischungsverhältnis der Komponenten beträgt 100:16,2:2 (Gew.-%) Harz, Härter und Internes Trennmittel (ITM). Es handelt sich um ein Epoxidharzsystem mit aminbasiertem Härter. Unter Einhaltung des stöchiometrischen Mischungsverhältnisses beträgt die Verarbeitungszeit (Gelzeit) bei 120 bis 130 °C Werkzeugtemperatur ca. 25 bis 37 s. [84]

**Matrixersatzsystem (Silikonöl):** Unter Ausschluss eines aushärtebedingten Viskositätsanstiegs werden zur Untersuchung der Fluidausbreitung auf Prüfstandebene kommerziell erhältliche Silikonöle der Firma Optimal Products als Matrixersatzsysteme eingesetzt. Es werden Silikonöle der Viskosität 20, 100 und 500 mPas beschafft. Zur Erhöhung des Kontrasts zwischen den farblosen Silikonölen und den schwarzen Kohlenstofffaserhalbzeugen werden lösliche fluoreszierende Pulver der Firma Wtrcsv beigemischt. Je 400 ml Silikonöl werden 8 g fluoreszierendes Pulver beigemischt.

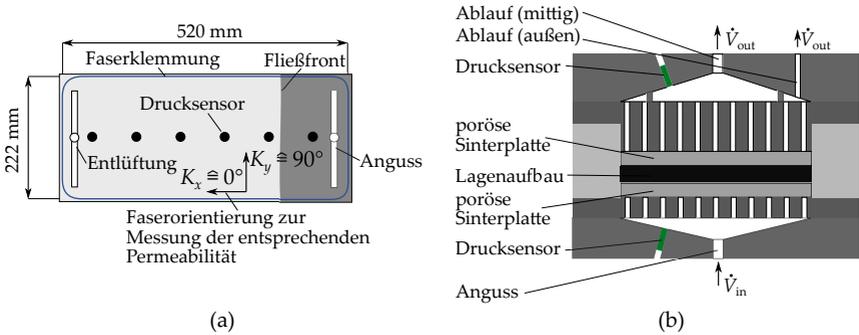
## 2.2 Bestimmung der Permeabilität des textilen Halbzeugs

Die Permeabilität wird zur Quantifizierung der Durchlässigkeit von porösen Faserstrukturen herangezogen [85]. Abbildung 2.2 skizziert den unidirektionalen Gelegeaufbau des 2D Halbzeugs. Zu sehen sind die aus Faserfilamenten bestehenden Rovings, die durch den Nähfaden fixiert werden. Neben dem geometrischen Aufbau auf Makro-, Meso- und Mikroebene ist die in dieser Arbeit verwendete Permeabilitätsnotation in  $K_x$ , quer  $K_y$  sowie transversal  $K_z$  zur Faserorientierung dargestellt [22].



**Abbildung 2.2:** Makro, Meso- und Mikroebene eines unidirektionalen Faserhalbzeugs (adaptiert von [22]-S.40)

Zur Bestimmung der Permeabilität werden Prüfstände verwendet, bei denen die Fluidausbreitung im gegebenen Spalt über die im Prüfstand verbaute Sensorik in Abhängigkeit der Zeit ausgewertet wird [85, 86, 87, 88]. Zur Bestimmung der Permeabilität des Halbzeugs in 0°- ( $K_x$ ) und 90°- ( $K_y$ ) Richtung wird der in Abbildung 2.3 (a) skizzierte und bereits etablierter Prüfstand eingesetzt [26, 89, 6]. Bei diesem Prüfstand wird das textile Halbzeug der Größe 520 x 222 mm<sup>2</sup> (LxB) in einer Kavität definierter Höhe  $h$  platziert. Mittels Drucktopf wird ein Matrixersatzsystem konstanter Viskosität bei konstantem Druck (5 bar) in die Kavität injiziert. Ein Linienanguss sowie eine rechteckige Silikondichtung, die als Faserklemmung fungiert, soll die Ausbreitung einer gleichmäßigen Fließfront begünstigen und ein seitliches Voreilen des Fluids verhindern. Mittels Drucksensoren, die entlang der Fließrichtung eingebracht sind, wird die Permeabilität entsprechend Formel 1.6, durch Auswertung der Druckdifferenz zwischen den Sensoren bestimmt. Aufgrund der gegebenen Kavitätshöhe des Prüfstands erfolgen die Messungen mit variiertem Faservolumengehalt durch eine Anpassung der Lagenanzahl innerhalb der Kavität (vgl. Tabelle 2.4). Zur Ermittlung der transversalen Permeabilität  $K_z$



**Abbildung 2.3:** Prüfaufbau zur Messung der in-plane Permeabilität in  $K_x$  und quer  $K_y$  zur Faserorientierung - nach [26, 90, 6] (a), Versuchsaufbau zur Bestimmung der transversalen Permeabilität  $K_z$  nach Graupner et al. [91] (b)

des Halbzeugs werden externe Messungen am Fraunhofer IGCV mit dem von Graupner et al. [91] entwickelten Prüfstand durchgeführt. Das Halbzeug wird,

wie in Abbildung 2.3 (b) skizziert, in die Kavität eingebracht, wobei die Kavitätshöhe stufenlos einstellbar ist. Um eine möglichst homogene Halbzeugstruktur zu gewährleisten, werden 12 Halbzeuglagen gleicher Faserorientierung in der Kavität platziert. Ein Videoextensometer wird verwendet, um eine konstante Kavitätshöhe während der Prüfung zu gewährleisten. Um einen homogene Faservolumengehalt  $V_f$  und somit ein gleichmäßiges transversales Strömungsprofil zu gewährleisten, ist auf beiden Seiten der Kavität eine Sintermetall-Verteilerstruktur angebracht. Die hochpermeable Sinterstruktur ist in der Lage, die Flüssigkeit auf die gesamte Fläche des Prüfkörpers zu verteilen, ohne dass die Faserstruktur, aufgrund zu großer Durchflussöffnungen, seine Dicke lokal verändert und damit zur Verfälschung des Ergebnisses führt. Zur Vermeidung eines voreilenden Fluidflusses (Race-Tracking) am Rande des eingelegten textilen Halbzeugs wird der Randfluss vom inneren Fluidfluss getrennt. Der Fluiddruck wird vor und nach dem permeablen Medium im stationär durchflossenen Zustand ( $\dot{V}_{in} = \dot{V}_{out}$ ) erfasst. Bei gegebener Porosität (Faservolumengehalt) und Viskosität des Fluids wird mittels aufgezeichneter Druckdifferenz die transversale Permeabilität  $K_z$  ermittelt. Die Versuchskonfigurationen für die jeweiligen Prüfstände sind in Tabelle 2.1 aufgeführt. Je Prüfstand wird die Permeabilität für variierte Faservolumina anhand der angegebenen Anzahl an gültigen Versuchsmessungen bestimmt.

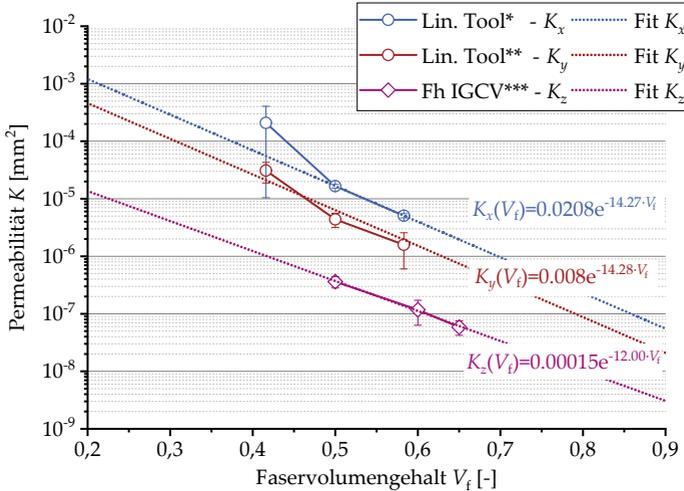
**Tabelle 2.1:** Darstellung der durchgeführten Versuche zur Bestimmung der Permeabilität

Prüfstand	$V_f$ [%]	41,6	50,0	58,3	60,0	65,0
<b>Lin. Tool</b> ( $K_x$ )	Wdh.	2*	2**	2***		
<b>Lin. Tool</b> ( $K_y$ )	Wdh.	2*	2**	2***		
<b>Fh IGCV</b> ( $K_z$ )	Wdh.		5****		4****	2****

\* 5 Lagen, \*\* 6 Lagen, \*\*\* 7 Lagen, \*\*\*\* 12 Lagen

Abbildung 2.4 zeigt die experimentell ermittelten Werte der Permeabilität in  $K_x$ , quer  $K_y$  sowie transversal  $K_z$  zur Faserorientierung des verwendeten Faserhalbzeugs. Die Permeabilität  $K$  ist in Abhängigkeit des Faservolumengehalts  $V_f$  auf

einer logarithmischen Skala dargestellt. Exponentielle Fitfunktionen sind zur Darstellung der Abhängigkeit der Permeabilität vom Faservolumengehalt  $K(V_f)$  für die entsprechenden Orientierungen aufgeführt.



**Abbildung 2.4:** Permeabilität  $K$  des Halbzeugs in Abhängigkeit des Faservolumengehalts  $V_f$

Wie erwartet zeigt sich eine Abhängigkeit der Permeabilität sowohl vom Faservolumengehalt  $V_f$  als auch der Faserorientierung. Die höchste Permeabilität (geringster Fließwiderstand) ergibt sich in Faserrichtung  $K_x$ . Die geringsten Werte weist die transversale Permeabilität  $K_z$  auf. Hierbei nimmt die Permeabilität in, quer und transversal zur Faserrichtung mit zunehmendem Faservolumengehalt ab. Die Fitfunktion der transversalen Permeabilität verhält sich nahezu parallel zur Fitfunktion von  $K_x$  und  $K_y$ . Limitierender Faktor zur Bestimmung der Permeabilität ist der Faservolumengehalt, da für geringe Faservolumina keine homogene Verteilung der Fasern angenommen werden kann. Respektive ergeben sich ab Faservolumina von ungefähr  $< 40\%$  lokale Fließkanäle, die keine reproduzierbare Ermittlung der Permeabilität erlauben.

Zur Bestimmung der Permeabilität des verwendeten Lagenaufbaus [0/90/0]s jeweils in 0°- und 90°-Richtung werden die ermittelten exponentiellen Fitfunktion für die Einzellagen entsprechend Formel 2.1 und Formel 2.2 ermittelt [92]. Hierbei entspricht  $K_x(V_f)$  der Permeabilität eines reinen 0° Lagenaufbaus, während  $K_y(V_f)$  die Permeabilität eines Lagenaufbaus in 90°-Richtung angibt. Zur Bestimmung der Permeabilität des Lagenaufbaus [0/90/0]s in 0°-Richtung werden die anteiligen Lagen in und quer zur Orientierung entsprechend Formel 2.1 bestimmt [92].

$$K_{[0/90/0]s} \text{ in } 0^\circ = \frac{2}{3}K_x(V_f) + \frac{1}{3}K_y(V_f) \quad (2.1)$$

Die Permeabilität des Lagenaufbaus [0/90/0]s in 90°-Richtung wird entsprechend mit Formel 2.2 ermittelt [92].

$$K_{[0/90/0]s} \text{ in } 90^\circ = \frac{1}{3}K_x(V_f) + \frac{2}{3}K_y(V_f) \quad (2.2)$$

Die errechnete Permeabilität des Lagenaufbaus [0/90/0]s in 0°- und 90°-Richtung in Abhängigkeit der Kavitätshöhe  $h$  bzw. der Dicke des Lagenaufbaus zeigt Abbildung 2.5. Des Weiteren sind die Messpunkte zur Bestimmung der Permeabilität in  $x$ - und  $y$ -Richtung aufgetragen.

Es zeigt sich, dass die Permeabilität  $K$  des verwendeten Lagenaufbaus in 0°- und 90°-Richtung mit steigendem Faservolumengehalt exponentiell abnimmt. Die Unterschiede der Permeabilität des verwendeten Lagenaufbaus [0/90/0]s in 0°- und 90°-Richtung sind gering. Ein Vergleich zu der ermittelten transversalen Permeabilität des Faserhalbzeugs (vgl. Abbildung 2.4) lässt den Schluss zu, dass die in-plane Fluidausbreitung dominiert, während die Fluidausbreitung in Dickenrichtung subordiniert.

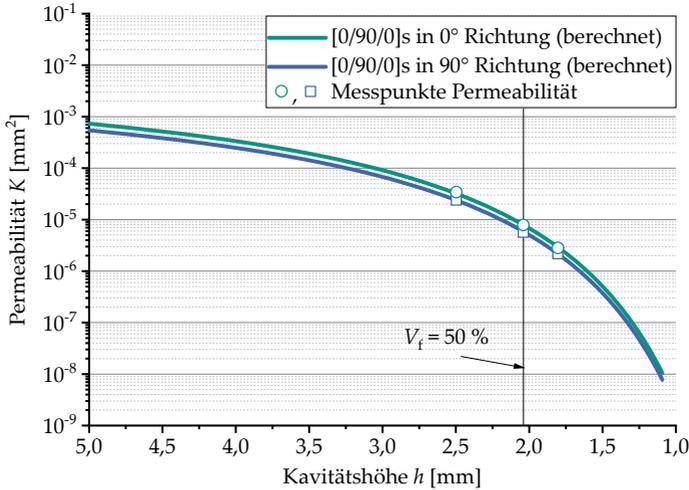


Abbildung 2.5: Permeabilität  $K$  des Lagenaufbaus [0/90/0]<sub>s</sub> in Abhängigkeit der Kavitätshöhe  $h$

### 2.3 Bestimmung der Halbzeugkompaktierung

Zur Ermittlung der nötigen Flächenpressung zur Kompaktierung des Lagenaufbaus wird ein Kompaktierprüfstand aufgebaut. Die Kompaktierung des Lagenaufbaus wird zwischen zwei parallelen Stahlplatten, die innerhalb einer Standardprüfmaschine der Firma Zwick 1476-70 montiert sind, bestimmt. Abbildung 2.6 skizziert den aufgebauten Kompaktierversuch.

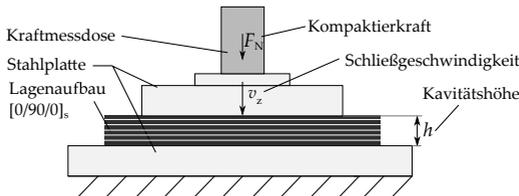


Abbildung 2.6: Skizze des Versuchsaufbaus zur Bestimmung der Kompaktierkraft  $F_N$  bzw. der Flächenpressung  $p_A$  in Abhängigkeit der Kavitätshöhe  $h$

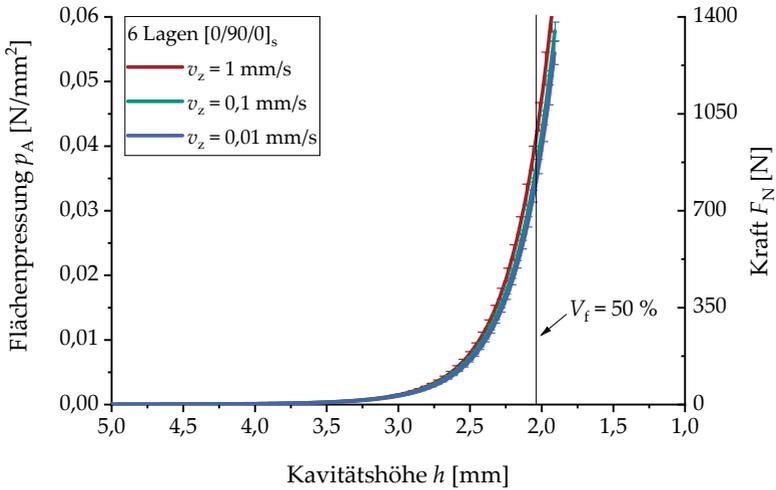
Die Kompaktierung wird innerhalb einer Fläche von 150 mm x 160 mm (L x B) ermittelt. Der Lagenaufbau [0/90/0]s wird mit variierter Schließgeschwindigkeit  $v_z$  (1, 0,1 und 0,01 mm/s) weggeegelt bis zum Erreichen einer Kavitätshöhe  $h$  von 1,8 mm komprimiert. Bei sechs Halbzeuglagen entspricht dies einem Faservolumengehalt von ca. 60 %. Die zur Kompaktierung des Lagenaufbaus benötigte Kraft  $F_N$  wird mittels Kraftmessdose aufgezeichnet. Die Kavitätshöhe  $h$  und der Nullpunkt werden vor Versuchsbeginn via Referenzfahrt definiert. Für jeden Versuch wird ein neuer Lagenaufbau erstellt, in den Prüfstand eingelegt und die Startposition bei einer Kavitätshöhe von  $h = 5$  mm angefahren. Die Versuchseinstellungen fasst Tabelle 2.2 zusammen.

**Tabelle 2.2:** Versuchseinstellungen zur Kompaktierung des Lagenaufbaus [0/90/0]s

Schließgeschw.	$v_z \left[ \frac{mm}{s} \right]$	1,0	0,1	0,01
Lagenaufbau [0/90/0]s	Wdh.	4	4	4

**Konstante Parameter:** textiles Halbzeug (UD-300), Zuschnitt (L x B) von 150 x 160 mm<sup>2</sup>, Gewicht Lagenaufbau  $m = 66,73 \pm 0,4$  g

Die erforderliche Flächenpressung  $p_A$  zur Kompaktierung des Lagenaufbaus [0/90/0]s mit variierter Schließgeschwindigkeit  $v_z$  zeigt Abbildung 2.7. Der entsprechende Faservolumengehalt in Abhängigkeit der Kavitätshöhe  $h$  kann dem Anhang entnommen werden (vgl. Abbildung A.1). Abbildung 2.7 zeigt, dass die nötige Flächenpressung zur Kompaktierung des Halbzeugs exponentiell ansteigt. Hierbei kann anhand des dargestellten Verlaufs keine eindeutige Abhängigkeit der Kompaktierung von der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  gezeigt werden. Die Unterschiede im Verlauf der Kompression liegen bis ca. 2,4 mm im Bereich der Standardabweichung der Versuchskonfigurationen. Erst gegen Ende der Kompression, ab einer Kavitätshöhe von ca. 2,4 mm, ergeben sich Unterschiede bei der zur

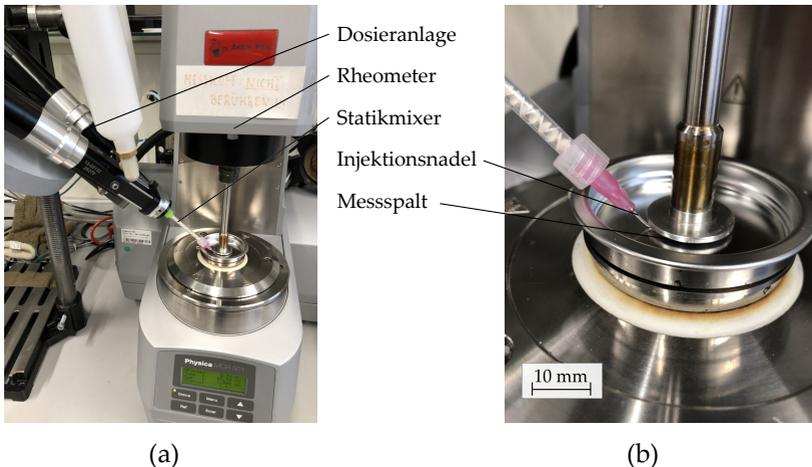


**Abbildung 2.7:** Benötigte Flächenpressung  $p_A$  zur Kompaktierung des Lagenaufbaus  $[0/90/0]_s$  in Abhängigkeit der Kavitätsgröße  $h$  und der Kompressionsgeschwindigkeit  $v_z$

Kompaktierung benötigten Flächenpressung. So steigt die maximale Flächenpressung zur Komprimierung auf eine Kavitätsgröße von 1,91 mm auf 0,64, 0,57 und 0,054  $\text{N/mm}^2$  für die Schließgeschwindigkeiten  $v_z$  1,0, 0,1 und 0,01 mm/d an.

## 2.4 Bestimmung der Matrixviskosität

Da die Matrixviskosität eine wichtige Kenngröße bei der Formfüllung von permeablen Strukturen darstellt [89, 6, 93], werden zur Ableitung eines Prozessfensters geringer Viskosität isotherme Viskositätsmessungen durchgeführt. Aufgrund des, bei hohen Temperaturen ( $T > 100\text{ °C}$ ), abrupten Viskositätsanstiegs schnellaushärtender Matrixsystemen, kann die Mischviskosität bei klassischen Platte-Platte-Rheometerversuchen experimentell nur schwer erfasst werden [6, 94]. Grund sind zeitaufwändige Versuchsvorbereitungen, in dessen Durchlauf bis zu 60 s vom Anmischen bis zur eigentlichen Messung vergehen können. Zur Vermeidung des Zeitversatzes zwischen Anmischen und Messen stellen Bernath et al. [94] einen Prüfstand zur Direktinjektion des Harz-Härter-Gemisches in den Messspalt des Rheometers vor. Abbildung 2.8 (a) zeigt den zur Bestimmung der isothermen Viskosität verwendeten Prüfaufbau [94].



**Abbildung 2.8:** Prüfaufbau zur Messung der Viskosität mittels Direktinjektion nach Bernath et al. [94] (a), Nahaufnahme der Injektionsnadel und des beheizten Messspalts (b)

Der Prüfstand besteht aus einem Rheometer des Typ's MCR501 der Firma Anton Paar GmbH sowie der Dosieranlage Viscotec V4/4. Die Dosieranlage wiederum besteht aus der Bedieneinheit ViscoDos4000 sowie der eigentlichen Dosiereinheit Dispenser ViscoDuoV4/4. Mittels Statikmischer werden die Komponenten vermischt und über eine Injektionsnadel direkt in den Platte-Platte-Messspalt des Rheometers [94, 95] injiziert (vgl. Abbildung 2.8 (b)). Zur Erhöhung der Mischgüte und Verringerung des Pumpendrucks wird die Harztemperatur mittels zusätzlich angebrachter Heizelemente erhöht und entsprechend die Harzviskosität herabgesetzt. Hierbei wird das Harz vor der Dosierung, in Anlehnung an die Prozesstemperatur, auf 60 °C vortemperiert. Der Härter verbleibt bei Raumtemperatur. Mittels rotatorischer Messung wird die Scherkraft und somit die Viskosität, ab Erstkontakt mit dem reaktiven Gemisch bestimmt. Die verwendete Versuchseinstellung der isothermen oszillierenden und rotatorischen Messung zur Bestimmung der Matrixviskosität fasst Tabelle 2.3 zusammen.

**Tabelle 2.3:** Versuchskonfigurationen der isothermen oszillierenden und rotatorischen Messung der Matrixviskosität

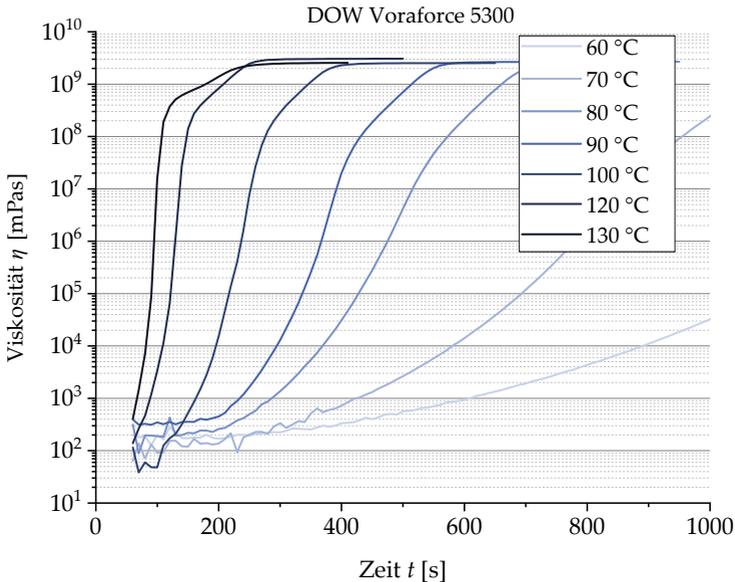
<b>DOW Voraforce 5300</b>		$T$ [°C]						
		60	70	80	90	100	120	130
<b>Messung Viskosität (osz.*)</b>	<b>Wdh.</b>	1	1	1	1	1	1	1
<b>Messung Viskosität (rot.**)</b>	<b>Wdh.</b>	-	-	-	-	3	3	3

\* oszillierende Messung, \*\* rotatorische Messung mit Direktinjektion in den Messspalt (nach Bernath et al. [94])

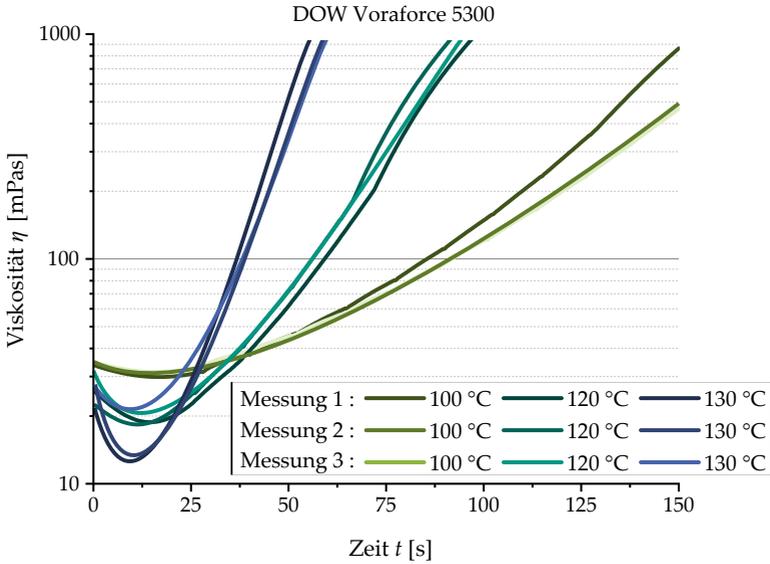
Abbildung 2.9 zeigt den zeitlichen Verlauf der Viskosität der durchgeführten isothermen oszillierenden Rheometerversuche in Abhängigkeit der Messspalttemperatur  $T$  für das verwendete Matrixsystem (DOW Voraforce 5300).

Die Zeitdifferenz zwischen dem händischem Anmischen der Harz-Härter Komponenten und dem Start der eigentlichen Messungen führt zur abgebildeten Zeitdiskrepanz von  $\approx 60$  s. Die Ergebnisse zeigen, dass für geringe Temperaturen ( $\approx 60$  °C) ein Zeitfenster von mehreren Minuten zur Verfügung steht, bis sich

ein Viskositätsanstieg erkennen lässt. Auf der Gegenseite lässt sich anhand Abbildung 2.9 zeigen, dass der (theoretisch prognostizierte [32]) Viskositätsabfall direkt nach dem Anmischen der Komponenten, insbesondere für hohe Temperaturen ( $T \leq 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ), nur bedingt darstellbar ist. Aufgrund der hohen Vernetzungsgeschwindigkeit des Harz-Härter-Gemisches befindet sich die Viskosität bei Temperaturen über  $120\text{ }^{\circ}\text{C}$  bei Messbeginn bereits in einer Phase des kontinuierlichen Anstiegs. Da insbesondere die zeitabhängige Viskosität des Matrixsystems ab Erstkontakt mit dem temperierten Werkzeug von besonderem Interesse ist, gilt es, die Viskosität innerhalb der ersten Sekunden nach Kontakt mit einer beheizten Oberfläche möglichst genau zu bestimmen. Die Ergebnisse der Versuche mittels Direktinjektion in den Messspalt des Rheometers sind in Abbildung 2.10 dargestellt. Zur besseren Visualisierung des prozessrelevanten Bereichs



**Abbildung 2.9:** Isotherme Messung der Viskosität (oszillierender Messung): Zeitlicher Verlauf der Viskosität  $\eta$  bei variierten Messspalttemperatur  $T$



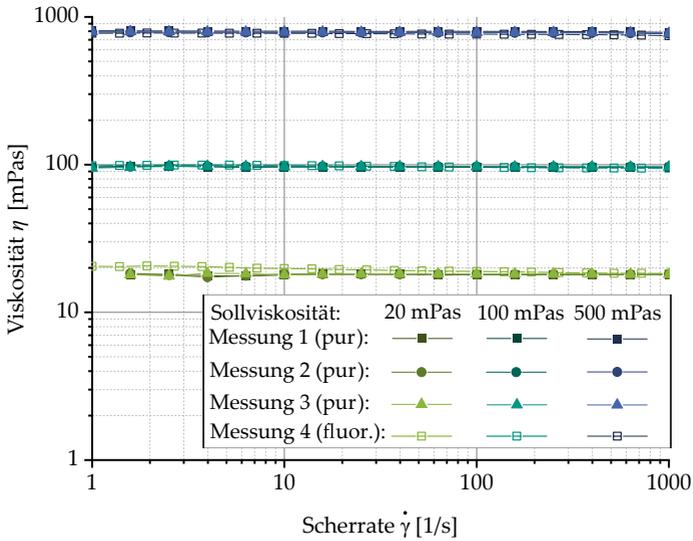
**Abbildung 2.10:** Verlauf der Viskosität  $\eta$  im prozessrelevanten Bereich. Isotherme Messung mittels Direktinjektion in den Messspalt

kurz nach Messbeginn werden die Verläufe mittels Savitzky-Golay-Filter geglättet. Der zeitliche Verlauf der Viskosität (rotatorische Messung) ist bei variiertem Messspalttemperatur  $T$  aufgetragen. Die Ergebnisse der Messungen zeigen den prognostizierten temperaturbedingten Viskositätsabfall in den ersten Sekunden ( $\leq 25$  s) der Messung. Für Temperaturen größer  $120$  °C werden Viskositätswerte  $\leq 20$  mPas ermittelt. Das Zeitfenster innerhalb dem die Viskosität  $\leq 20$  mPas verbleibt ist wiederum abhängig von der Temperatur. So ergibt sich bei  $120$  °C ein Zeitfenster von  $\approx 30$  s bei dem die Viskosität  $\leq 30$  mPas verbleibt, bevor sie vernetzungsbedingt schnell ansteigt.

## 2.5 Bestimmung der Viskosität des Matrixersatzsystems

Zur Evaluierung des Einflusses der Viskosität auf die Entstehung fluidinduzierte Faserverschiebungen sowie auf die Fluidausbreitung bei gleichzeitiger Umformung des Halbzeugs werden Silikonöle konstanter Viskosität eingesetzt. Eine Untersuchung zur Eignung newtonscher Fluide zur Abschätzung des Fließverhaltens von Epoxidharzsystemen wird von Meier [96] durchgeführt. Unterschiede zur strukturviskosen Betrachtung (scherverdünnend) wie sie bei Epoxidharzsystemen auftreten, ergeben sich nach seinen Studien vornehmlich im Mikroflussbereich. Bei makroskopischem Fluss zeigen sich im Rahmen einer durchgeführten Parameterstudie (CFD-Simulation) bei der scherverdünnendes Fließverhalten und newtonschen Fließverhalten verglichen wird, Unterschiede bei der Strömungsgeschwindigkeit von  $\leq 15\%$ . Seine Studien zeigen außerdem, dass scherverdünnendes Fließverhalten die Entstehung von Poren aufgrund verstärkt auftretender unterschiedlicher Fließgeschwindigkeiten im Mikro- und Makroflussbereich fördert. Um entsprechend das strukturviskose Verhalten der verwendeten Silikonöle zu evaluieren, wird die Viskosität bei Raumtemperatur ( $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) in Abhängigkeit der Scherrate bestimmt. Hierzu wird das in Abbildung 2.8 dargestellte Rheometer verwendet. Zur besseren Visualisierung der Fluidausbreitung vor dem schwarzen Hintergrund der Kohlenstofffasern werden die Silikonöle in Kapitel 3 mit fluoreszierendem Pulver gefärbt. Je 400 ml werden 8 g fluoreszierendes Pulver im Silikonöl aufgelöst. Zur Evaluierung des Einflusses des Färbemittels wird die Viskosität des Silikonöls sowohl pur als auch für den gefärbten Zustand bestimmt. Die Viskosität  $\eta$  des Matrixersatzsystems in Abhängigkeit der Scherrate  $\dot{\gamma}$  zeigt Abbildung 2.11. Aufgeführt sind Silikonöle der Viskosität 20, 100 und 500 mPas (Herstellerangaben).

Abbildung 2.11 zeigt, dass die ausgewählten Silikonöle im untersuchten Bereich keine Abhängigkeit zur Scherrate aufweisen. Das Einmischen von färbenden fluoreszierenden Pulvern hat ebenfalls keinen nennenswerten Einfluss auf die ermittelte Viskosität. Anzumerken ist, dass die Viskositätsangabe des Herstellers beim



**Abbildung 2.11:** Viskosität  $\eta$  des verwendeten Matrixersatzsystems in Abhängigkeit der Scherrate  $\dot{\gamma}$  (rotatorische Messung)

Silikonöl der Viskosität 500 mPas um mehr als 200 mPas von diesem Wert abweicht. Das Silikonöl der Viskosität 500 mPas wird fortan mit der entsprechend real gemessenen Viskosität von 770 mPas betitelt.

## 3 Grundlagenuntersuchungen auf Prüfstandebene

Innerhalb der Grundlagenuntersuchungen sollen Wechselwirkungen der Fluid-Struktur-Interaktion sichtbar gemacht werden. Hierzu wird zunächst die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen untersucht. Zur Bestimmung von Wechselwirkungen der Formfüllung ohne aushärtebedingten Viskositätsanstieg wird anschließend die Fluidausbreitung mit und ohne simultane Halbzeugumformung innerhalb einer Double-Dome Geometrie erforscht.

### 3.1 Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen<sup>1</sup>

Um die Entstehung von fluidinduzierten Faserverschiebungen genauer untersuchen zu können, wird ein Versuchsaufbau mit transparentem Werkzeug aufgebaut. Ziel ist eine Erfassung des Entstehungsprozesses fluidinduzierter Faserverschiebungen. Hierbei soll der Einfluss der Schließgeschwindigkeit des Werkzeugs sowie der Viskosität und Geschwindigkeit des Fluids auf die Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen während des Kompressionsschritts ermittelt werden.

---

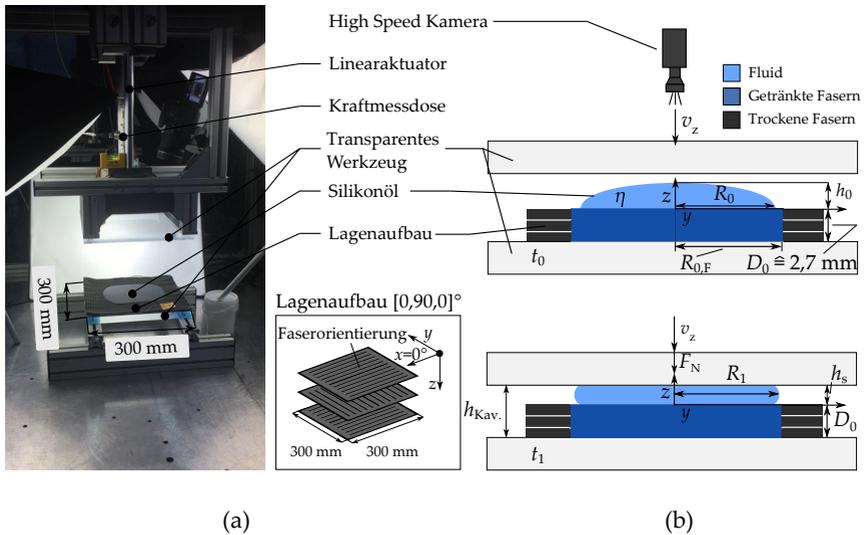
<sup>1</sup> Kapitel 3.1 enthält Auszüge aus: Albrecht, F., Poppe, C., Tiemann, T., Sauerwein, V., Rosenberg, P. and Henning, F.: Flow-induced fiber displacement in non-bindered UD-NCF during Wet Compression Molding - Analysis and implications for process control, Composite Science and Technology, 228:109574, 2022 [97].

### 3.1.1 Versuchsaufbau, -durchführung und -einstellungen

**Versuchsaufbau:** Abbildung 3.1 (a) zeigt den zur Untersuchung fluidinduzierter Faserverschiebungen verwendeten Versuchsaufbau. Zum reproduzierbaren Anfahren definierter Wegpositionen wird ein Linearaktuator der Firma Festo verwendet. Dieser setzt sich aus einem Servomotor des Typ 's EMMS-AS-140-L-HS-RSB und einem Elektrozylinder ESBF-BS-100-400-5P der Firma Festo zusammen. Ein Festo Dünnfilmmesssensor SKDA-17-AB (Messabweichung von 0,2%) wird zur Bestimmung der Kompressionskraft verwendet. Die Versuche werden mit einer Hochgeschwindigkeitskamera Phantom V12.1 der Firma Vision Research Inc. aufgezeichnet. Die Hochgeschwindigkeitskamera erlaubt das Aufzeichnen der Versuche mit 1000 fps (frames per second - Bilder pro Sekunde). Ein verzerrungsarmes Objektiv wird zur Vermeidung nachträglicher Bildkorrekturen verwendet. Die Bildauflösung beträgt ca. 0,2 mm/px. Die Kavität wird zwischen zwei transparenten Plexiglasplatten der Maße (LxB) 300 mm x 300 mm gebildet. Als Halbzeug wird das eingangs beschriebene, unidirektionale Kohlenstofffaserlege UD300 der Firma ZOLTEK verwendet (vgl. Kapitel 2). Dieses wird im Lagenaufbau [0/90/0] innerhalb des Werkzeugs platziert.

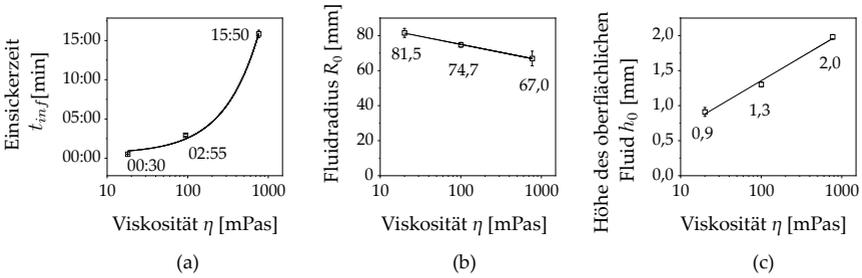
Abbildung 3.1 (b) skizziert die Versuchsdurchführung. Der Abstand der beiden Platten zueinander wird als Kavitätshöhe  $h_{Kav}$  definiert. Diese wird mittels einer Referenzfahrt ermittelt. Die initiale Dicke des dargestellten Lagenaufbaus  $D_0$  beträgt 2,7 mm. Für eine Kavitätshöhe  $h_{Kav} > 2,7$  mm lässt sich keine Kompaktierung des Lagenaufbaus feststellen. Die Höhe des Squeeze Gaps  $h_s$  ergibt sich aus der Differenz der Kavitätshöhe  $h_{Kav}$  und der initialen Dicke des Lagenaufbaus  $D_0$ . Der Squeeze Gap  $h_s$  bildet entsprechend die Höhe des oberflächlich verdrängten Fluids.

**Versuchsdurchführung:** Vor Versuchsbeginn werden die quer zur Faserorientierung verlaufenden Nähfäden der obersten Halbzeuglage entfernt. Die hierbei entstehende Verringerung der Quersteifigkeit des Halbzeugs soll die Faserverschiebung im Versuch, unter Beibehaltung der oberflächlichen Rovingarchitektur



**Abbildung 3.1:** Versuchsaufbau (a) sowie skizzierte initiale Fluidausbreitung zum Zeitpunkt  $t_0$  sowie während der Kompression  $t_1$  (b) [97]

erleichtern und somit den Einfluss prozesskritischer Parameter auf die Faserdeformation verstärken. Die Halbzeuglagen werden anschließend gewogen und auf der Werkzeugunterseite entsprechend Abbildung 3.1 (a) platziert. Im Anschluss werden 30 ml eines Silikonöls der Viskosität  $\eta$  auf den Lagenaufbau aufgetragen. Das Fluid sickert in den Lagenaufbau ein, wobei die radiale Fluidausbreitung innerhalb des Lagenaufbaus mit  $R_{0,F}$  beschrieben wird. Die Zeit, die zum Einsickern von 30 ml Silikonöl benötigt wird, wird für jeden Versuch bestimmt (vgl. Abbildung 3.2 (a)). Sobald das Fluid vollständig im Stack eingesickert ist, werden weitere 30 ml Silikonöl mittig aufgetragen. Der Fluidauftrag auf dem bereits gesättigten Halbzeug führt zur Ausbildung einer oberflächlichen Fluidansammlung, mit deren Hilfe der oberflächliche Fluidfluss während des Kompressions schritts reproduzierbar dargestellt werden kann. Die Höhe  $h_0$  und der initiale Radius  $R_0$  des oberflächlich applizierten Fluids vor Versuchsbeginn (Zeitpunkt  $t_0$ ) zeigen die Abbildung 3.2 (b) und Abbildung 3.2 (c).



**Abbildung 3.2:** Zeit  $t_{inf}$  die 30 ml Fluid benötigen um in den Lagenaufbau [0/90/0] vollständig einzusickern (a), initialer Fluidradius  $R_0$  (b) und initiale Höhe  $h_0$  des oberflächlichen Fluids (c) in Abhängigkeit der Fluidviskosität  $\eta$  [97]

So zeigt sich anhand Abbildung 3.2, dass die Einsickerzeit  $t_{inf}$  mit steigender Viskosität exponentiell zunimmt. Die Verwendung eines Fluids geringerer Viskosität führt, beim Auftrag auf ein bereits gesättigtes Halbzeug, zur Ausbildung eines größeren Fluidradius  $R_0$ , wobei die Höhe des oberflächlichen Fluids  $h_0$  abnimmt.

Zwischen dem oberflächlichen Fluidauftrag und dem Start des definierten Schließprofils (Tabelle 3.1) wird eine Wartezeit von  $t_W = 12$  s eingehalten. Der Start des Schließprofils löst gleichzeitig die Hochgeschwindigkeitskamera aus, wodurch der Nullpunkt für die Videoaufnahmen gesetzt wird. Das Oberwerkzeug schließt, je nach Versuch, mit dem in Tabelle 3.1 definierten Schließprofil. Der Linearaktuator schließt bis zur vorgegebenen Ausfahrposition von 322,8 mm. Dies entspricht einer Kavitätshöhe  $h_{Kav}$  von 2,7 mm (=  $D_0$ ). Im Anschluss an eine Haltezeit  $t$  von 10 s fährt das Oberwerkzeug in seine Ursprungsposition zurück. Ab einer

**Tabelle 3.1:** Schließprofil des Linearaktuators

Position Aktuator in $z$	Squeeze gap $h_s$	Geschwindigkeit $v_z$
[mm]	[mm]	[mm/s]
0 - 300	321,9 - 21,97	100
300 - 315	21,97 - 6,97	15
315 - 322,88	6,97 - $\approx 0$	5/10

Kavitätshöhe  $h_{\text{Kav.}}$  von  $3,6 \pm 0,1$  mm (20 mPas) bis  $5,7 \pm 0,2$  mm (770 mPas) trifft die Werkzeuoberseite auf das Silikonöl. Dieses breitet sich aufgrund der kleiner werdenden Kavität radial nach außen aus. Der Radius des sich ausbreitenden Fluids ist Abhängig von der initialen Fluidverteilung ( $R_0$  und  $h_0$ ) sowie von der Kavitätshöhe bzw. der Höhe des verbleibenden Squeeze Gaps  $h_s$  zwischen Oberwerkzeug und Halbzeug. Der Radius, des sich ausbreitenden Fluids im Anschluss an den Kompressionsschritts zum Zeitpunkt  $t_1$ , wird als  $R_1$  definiert. Neben dem Einfluss der Fluidviskosität  $\eta$  soll innerhalb der Versuche der Einfluss der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  des Werkzeugs auf die Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen untersucht werden. Die variierten Versuchs konfigurierungen fasst Tabelle 3.2 zusammen.

**Tabelle 3.2:** Versuchsmatrix zur Untersuchung fluidinduzierter Faserverschiebung

Versuchsbez.		V1	V2	V3	V4
Schließgeschwindigkeit $v_z$	[mm/s]	5	5	10	10
Viskosität $\eta$	[mPas]	20	770	20	770

**Konstante Parameter:** Zoltek UD-300 im Lagenaufbau [0/90/0],  
Volumen Silikonöl  $V_s$  2x30 ml, Zeitversatz zwischen dem Auftrag  
des oberflächlichen Fluid und dem Versuchsbeginn  $t_w = 12$  s,  
Versuchswiederholungen 3

### 3.1.2 Visualisierung der Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen

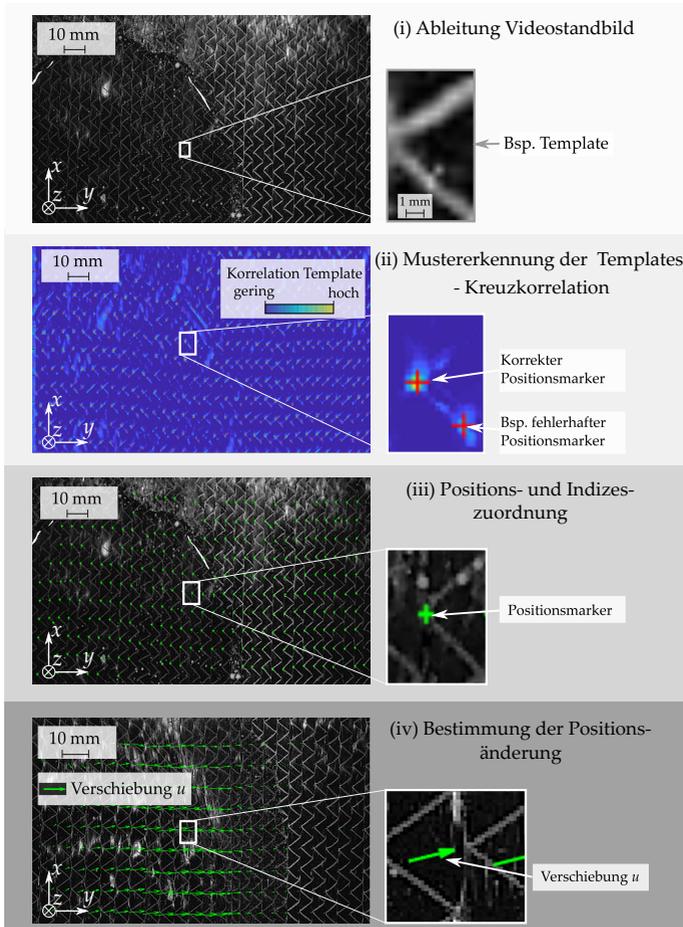
Zur Visualisierung und Erfassung der, während des Kompressionsschritts entstehenden, fluidinduzierten Faserverschiebungen ist eine Methode zur Bildauswertung der aufgezeichneten Versuche erforderlich. Vor Darstellung der Ergebnisse, wird nachfolgend zunächst die entwickelte Methode zur Visualisierung der

Rovingposition und Bestimmung der fluidinduzierten Verschiebungen im Verlauf des Kompressionsschritts beschrieben. Hierbei wird zur Visualisierung der fluidinduzierten Faserverschiebungen die Positionsänderung der Rovings erfasst. Das hierzu entwickelte Matlab-Tool erfasst die Position der Rovings anhand der limitierenden Trikotbindung des weißen Nähfadens. Diese hebt sich deutlich von den schwarzen Kohlenstofffasern innerhalb der Rovingstruktur ab. Anhand einer Korrelation der Position vor und nach dem Kompressionsschritt lässt sich die Positionsänderung (Verschiebung  $u$ ) sowie die Querdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  der Rovings innerhalb des Halbzeugs bestimmen. Die Arbeitsschritte des entwickelten Matlab-Tools zeigt Abbildung 3.3.

**Ableitung Videostandbild (i):** Zur Erfassung der fluidinduzierten Verschiebung  $u$  der Rovings werden Standbildaufnahmen der aufgezeichneten Videos ausgewertet. Hierbei wird die Position der Rovings vor und nach dem Kompressionsschritt ausgewertet. Die Position der Rovings kann zusätzlich zu jedem beliebigen Zeitschritt während des Kompressionsschritts erfasst werden.

**Mustererkennung mittels Kreuzkorrelation (ii):** Durch Kreuzkorrelation werden Bildausschnitte der charakteristischen Trikotbindung (Zick-Zack-Musters des Nähfadens) als Templates hinterlegt und mit der Bilddatei des Videostandbildes verglichen (siehe Beispiel Template in Abbildung 3.3 (ii)). Der hinterlegte Algorithmus zur Kantenerkennung identifiziert das gesuchte Muster (Wendepunkte der Trikotbindung) mittels Grauwertabgleich. Jeder Bildbereich mit entsprechend angeordneter Grauwertveränderung des Videostandbildes, der mit den hinterlegten Templates korreliert, wird als Positionsmarker gespeichert. Ein Farb-Kontur-Plot jener Bildbereiche, die eine hohe Korrelation zu den definierten Templates erfassen, zeigt Abbildung 3.3 (ii). Hierbei wird eine hohe Korrelation mit gelb und eine geringe Korrelation in blau dargestellt.

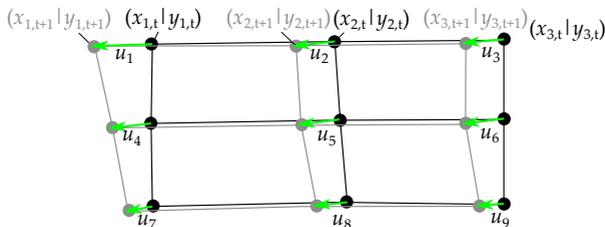
**Positionszuweisung (iii):** Durch eine manuelle Korrektur können Punkte hinzugefügt oder entfernt werden, bevor jedem Positionsmarker eindeutige Indizes zugeordnet werden (siehe Abbildung 3.3 (iii)). Der Algorithmus weist jedem Positionsmarker eine Nummer sowie die entsprechenden Ortskoordinaten zu. Diese Nummer bleibt im Verlauf des Kompressionsschritts unverändert. Entsprechend



**Abbildung 3.3:** Methodenentwicklung zur Erfassung der Verschiebung  $u$ : Videostandbild (i), Mustererkennung - Kreuzkorrelation (ii), Definition der Positionsmarker (iii), Bestimmung der Positionsänderung (iv) (in Anlehnung an [97])

gehen weder Positionsmarker verloren, noch kommen welche hinzu. Die Gitterauflösung von  $5 \times 10 \text{ mm}^2$  ergibt sich aus der Rovingbreite sowie der vertikalen Schrittweite des Nähfadens. Die Messabweichung beträgt bei einer Bildauflösung von  $0,2 \text{ mm/px}$  ca.  $\pm 0,4 \text{ mm}$ .

**Positionsänderung (iv):** Abbildung 3.4 veranschaulicht die Ermittlung der Verschiebungen  $u_i$  für die Punkte  $(x_i|y_i)$  mit  $i = 1 \dots 9$  zwischen den Zeitschritten  $t$  und  $t + 1$ .

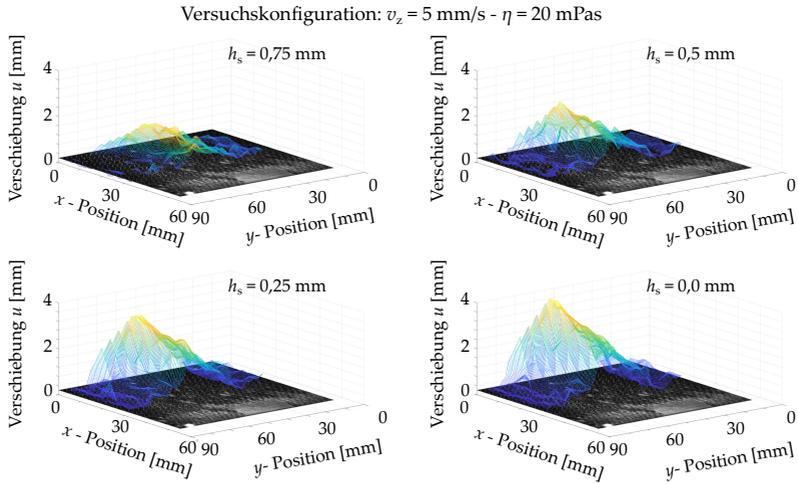


**Abbildung 3.4:** Veranschaulichung der Verschiebung  $u_i$  zwischen den Zeitschritten  $t$  und  $t + 1$

Die Verschiebung  $u_i$  wird analog zu Formel 3.1 bestimmt. Sie ergibt sich aus der Änderung der Position des Punktes  $(x_i|y_i)$  zum Zeitpunkt  $t$  und der Position des Punktes  $(x_i|y_i)$  zum Zeitpunkt  $t + 1$ . Die Verschiebung  $u_i$  der erfassten Punkte  $(x_i|y_i)$  kann zwischen beliebigen Zeitschritten erfasst werden.

$$u_i = \sqrt{(x_{i,t+1} - x_{i,t})^2 + (y_{i,t+1} - y_{i,t})^2} \text{ mit } i \dots n \text{ und } t = 0 \dots m \quad (3.1)$$

Als Ergebnis lässt sich die Verschiebung  $u$  der Rovings für beliebige Zeitpunkte innerhalb des Kompressionsschritts dreidimensional visualisieren. Abbildung 3.5 zeigt beispielhaft die dreidimensionale Visualisierung der Verschiebung  $u$  der Rovings während des Kompressionsschritts. Dargestellt ist ein Versuch bei dem die Kavität mit einer Schließgeschwindigkeit  $v_z$  von 5 mm/s geschlossen wird. Als Fluid wird ein Silikonöl der Viskosität  $\eta = 20$  mPas verwendet. Dargestellt ist die ermittelte Verschiebung  $u$  bei diskreten Squeeze Gaps  $h_s$  von 0,75, 0,5, 0,25 und 0 mm.



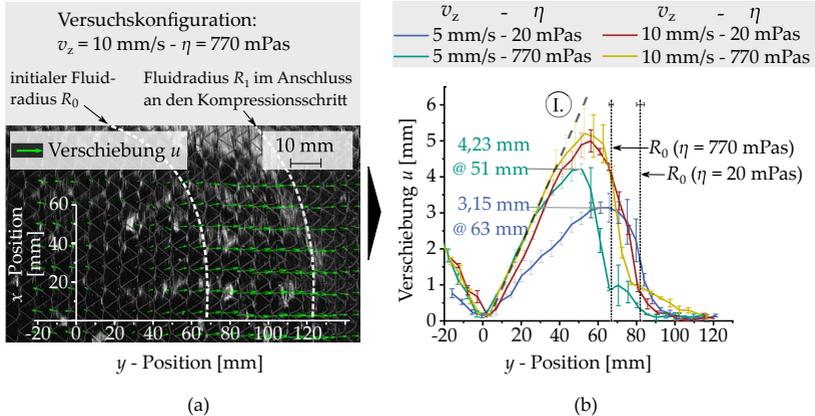
**Abbildung 3.5:** Dreidimensionale Darstellung der fluidinduzierten Verschiebungen  $u$  in Abhängigkeit des Kompressionsfortschritts

Abbildung 3.5 zeigt, dass erste fluidinduzierte Faserverschiebungen bereits bei einem Squeeze Gap von  $h_s = 0,75 \text{ mm}$  erfasst werden. Im weiteren Verlauf des Kompressionsfortschritts nehmen diese kontinuierlich zu. Das Maximum der fluidinduzierten Verschiebungen wird am Ende des Kompressionsschritts bei  $h_s = 0 \text{ mm}$  erfasst. Für den dargestellten Versuch beträgt die maximale Verschiebung  $u_{\max}$  im Vergleich zur initialen Rovingposition  $3,7 \text{ mm}$ . Die maximalen Verschiebungen bilden sich hierbei entlang der  $y$ -Achse bei  $x = 0$  aus.

### 3.1.3 Einfluss der Schließgeschwindigkeit und der Fluidviskosität

Die vektorielle Verschiebung  $u$  eines Versuchs der Versuchskonfiguration  $v_z = 5 \text{ mm/s}$  und  $\eta = 20 \text{ mPas}$  ist in Abbildung 3.6 (a) dargestellt. Zusätzlich ist der initiale Fluidradius sowie der Fluidradius im Anschluss an den Kompressionsschritt des Versuchs dargestellt. Der Verlauf der Verschiebung  $u$  im Anschluss

an den Kompressionsschritt bei Variation der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  und der Fluidviskosität  $\eta$  entlang der  $y$ -Position (bei  $x = 0$ ) zeigt Abbildung 3.6 (b). Das Zentrum des mittig aufgebracht Fluids befindet sich bei  $x = y = 0$ .



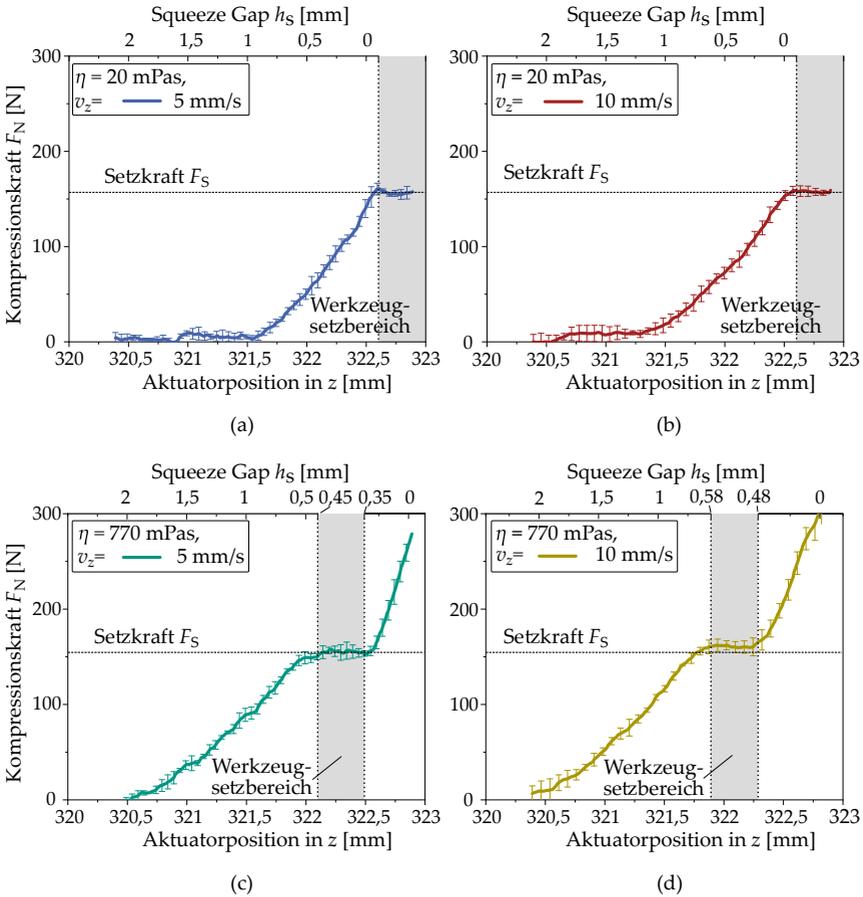
**Abbildung 3.6:** Vektorielle Darstellung der fluidinduzierten Verschiebungen  $u$  im Bereich initialer und maximaler Fluidausbreitung (a), Verschiebung  $u$  der Versuche variiert Schließgeschwindigkeit  $v_z$  und Fluidviskosität  $\eta$  entlang der  $y$ - Achse bei  $x = 0$  (b) (in Anlehnung an [97])

Trotz der radialen Fluidausbreitung ist anhand Abbildung 3.6 (a) ersichtlich, dass die Vektoren der Verschiebung  $u$  vornehmlich in  $y$ -Richtung orientiert sind. Als Grund ist neben der höheren Kraftangriffsfläche des fluid drags  $f_d$  quer zur Faser- bzw. Rovingorientierung eine, im Vergleich zur Dehnung in  $y$ -Richtung, erschwerte Verschiebung der Trikot-Stich-Bindung in  $x$ -Richtung zu nennen. Die Ausbildung der Verschiebungen  $u$  in Abbildung 3.6 (b) zeigt für alle untersuchten Versuchskonfigurationen einen, vom Zentrum der initialen Fluidverteilung, linear ansteigenden Verlauf entlang der  $y$ -Achse. Mit Ausnahme der Versuchskonfiguration  $v_z = 5 \text{ mm/s}$  und  $\eta = 20 \text{ mPas}$  nimmt die Verschiebung entsprechend der eingezeichneten lineare Vergleichsgerade **L** mit einer Steigung von ca.  $0,1 [-]$  bis zu einer  $y$ -Position von ca.  $25 \text{ mm}$  hin zu. Die höchsten Verschiebungen  $u_{\max}$  von

5,1 mm werden bei den Versuchen der Versuchskonfiguration mit hoher Schließgeschwindigkeit  $v_z = 10$  mm/s und hoher Fluidviskosität  $\eta = 770$  mPas erfasst. Nachfolgend zeigen die Versuche der Versuchskonfiguration  $v_z = 10$  mm/s und  $\eta = 20$  mPas die zweithöchsten maximalen Verschiebungen der Versuchsreihe. Diese liegen mit einer maximalen Verschiebung  $u_{\max}$  von 4,9 mm nur geringfügig unter der maximalen Verschiebung der Versuchskonfiguration gleicher Schließgeschwindigkeit mit höherer Fluidviskosität. Dessen angeschlossen zeigen die Versuche der Versuchskonfiguration  $v_z = 5$  mm/s und  $\eta = 770$  mPas eine maximale Verschiebung von 4,23 mm. Die Verschiebung der Versuchskonfiguration  $v_z = 5$  mm/s und  $\eta = 20$  mPas zeigen eine geringere Steigung beim initialen Aufbau der Verschiebungen hin zu dessen Maxima bei 3,15 mm.

Die zur Kompression des getränkten Lagenaufbaus benötigte Kraft  $F_N$  kann zur Abschätzung des Fluiddrucks herangezogen werden (vgl. Formel 1.4). Abbildung 3.7 zeigt die gemessene Kraft  $F_N$  während der Kompression des getränkten Lagenaufbaus in Abhängigkeit der Ausfahrposition des Linearaktuators und des verbleibenden Squeeze Gaps  $h_s$ . Abbildung 3.7 (a) zeigt den Kraftverlauf für die Versuche mit einer Viskosität von 20 mPas und einer Schließgeschwindigkeit  $v_z$  von 5 mm/s. Die Versuche mit einer Schließgeschwindigkeit von 10 mm/s zeigt Abbildung 3.7 (b). Abbildung 3.7 (c) zeigt den Kraftverlauf der Versuche mit einer Viskosität von 770 mPas und einer Schließgeschwindigkeit  $v_z$  von 5 mm/s. Die Versuche mit einer Viskosität von 770 mPas und einer Schließgeschwindigkeit  $v_z$  von 10 mm/s zeigt Abbildung 3.7 (d). Die finale Ausfahrposition des Linearaktuators ist bei 322,89 mm erreicht.

Anhand Abbildung 3.7 zeigt sich, dass die Viskosität  $\eta$  des Fluids einen größeren Einfluss auf die Kompressionskraft hat, als die gewählte Schließgeschwindigkeit  $v_z$ . Des Weiteren wird aufgrund der höheren initialen Fluidhöhe  $h_0$  bei höherer Fluidviskosität der initiale Kraftanstieg bei höherem Squeeze Gap  $h_s$  erfasst. Ein erster Anstieg der Kompressionskraft  $F_N$  zeigt sich bei den Versuchen der Viskosität  $\eta = 20$  mPas und der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  von 5 und 10 mm/s ab einem Squeeze Gap  $h_s$  von 1,0 und 1,2 mm. Im Vergleich zu den Versuchen mit geringerer Fluidviskosität zeigt sich bei den Versuchen der Viskosität  $\eta = 770$  mPas, aufgrund der höheren initialen Fluidhöhe  $h_0$ , ein Anstieg der



**Abbildung 3.7:** Experimenteller Kraftverlauf während der Kompression des mit Fluid getränkten Stacks: Viskosität  $\eta = 20$  mPas mit Schließgeschwindigkeit  $v_z = 5$  mm/s (a) und Schließgeschwindigkeit  $v_z = 10$  mm/s (b), Viskosität  $\eta = 770$  mPas mit Schließgeschwindigkeit  $v_z = 5$  mm/s (c) und Schließgeschwindigkeit  $v_z = 10$  mm/s (d)

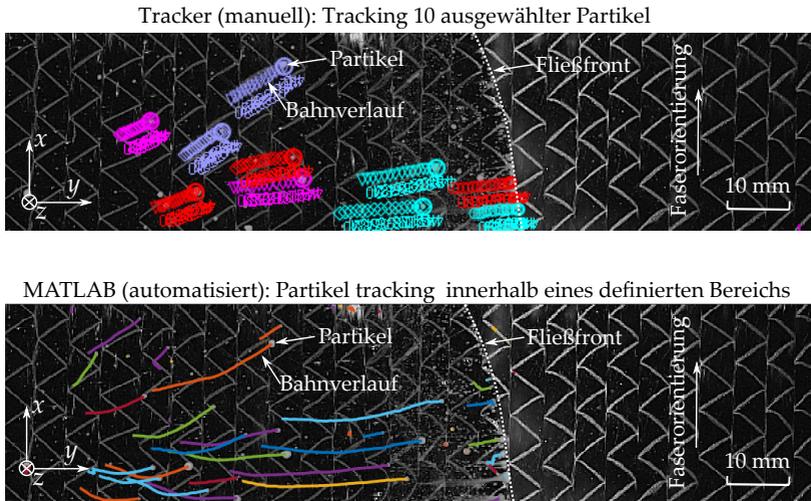
Kraft ab einem Squeeze Gap von 2 mm. Entsprechend können Fluidkräfte auf die Fasern übertragen werden, bevor diese durch Kompaktierungskräfte vom Werkzeug fixiert werden [74, 98, 23]. Im weiteren Verlauf des Kompressionsschritts steigt die Kraft bei beiden Versuchen geringer Viskosität  $\eta = 20$  mPas bis zum

Erreichen der Setzkraft  $F_S$  bei 158 N an. Aufgrund des elastischen Durchhängens des Werkzeugs am Kraftmesssensor, wird im Werkzeugsetzbereich trotz weiterer Auslenkung des Linearaktuator die Kavität nicht linear entsprechenden dem definierten Schließprofil verkleinert. Bei den Versuchen der Viskosität  $\eta = 770$  mPa s wird die Setzkraft bei einem höheren Squeeze Gap  $h_s$  erreicht. Auch hier zeigt sich ein Einfluss der Schließgeschwindigkeit  $v_z$ . So wird die Setzkraft  $F_S$  bei einem Squeeze Gap  $h_s$  von 0,35 ( $v_z = 5$  mm/s) und 0,48 mm ( $v_z = 10$  mm/s) erreicht. Dem Setzbereich angeschlossen steigt die Kompressionskraft  $F_N$  erneut bis auf 280 N ( $v_z = 5$  mm/s) und 300 N ( $v_z = 10$  mm/s) an. Die hier erfasste höhere maximale Kompressionskraft  $F_N$  lässt auf einen höheren Druck  $p_1(r)$  innerhalb des Fluids schließen. Entsprechend der Theorie zum Squeeze Flow [46] bildet sich der maximale Druck im Zentrum des Fluids und nimmt radial bis zur Fließfront ab (vgl. Formel 1.3). Eine von Poppe et al. [23] durchgeführte Parameterstudie zur Evaluierung des Einfluss der Kontaktformulierung auf die prognostizierte fluidinduzierte Halbzeugquerdehnungen innerhalb eines vollständig infiltrierten Halbzeugs (ohne oberflächlichen Fluidfluss) zeigt, dass bereits ein geringer Fluiddruck in Kombination mit einem geringen Reibfaktor ausreicht, um eine konstant hohe positive Querdehnung der Rovings zu erzeugen. Hierbei sinken die Reibkräfte  $\tau_R$  sowohl zwischen den einzelnen Faserlagen, als auch zwischen Halbzeug und Werkzeug aufgrund des effektiven Flüssigkeitsdrucks  $f_p$ . Dieser führt ebenfalls zu einer Reduktion der, das Halbzeug kompaktierenden, Kompressionskraft  $F_N$  [74]. Gleichzeitig führt die Imprägnierung zur Ausbildung einer Misch- oder sogar Fluidreibung, was die Verschiebung von Faser bzw. ganzen Rovings zusätzlich erleichtert [33, 99].

### 3.1.4 Korrelation zur Fluidgeschwindigkeit

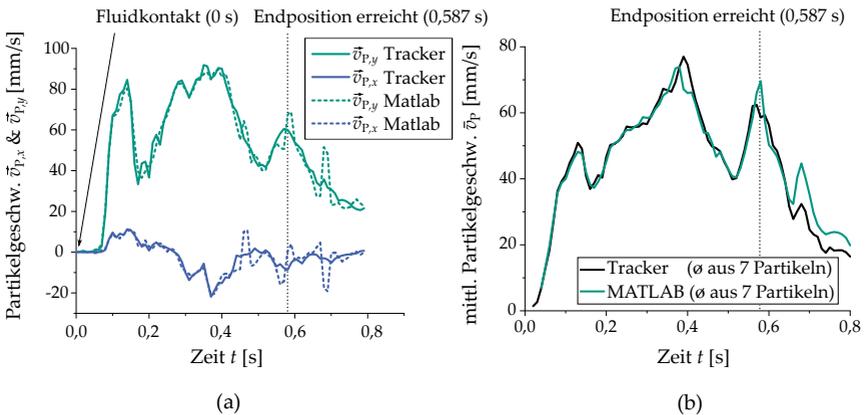
Nachfolgend wird der Einfluss der oberflächlichen Fluidgeschwindigkeit auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen detailliert ermittelt. Da die Geschwindigkeitsverteilung innerhalb eines sich ausbreitenden Fluids nicht direkt erfasst werden kann wird, zur Abschätzung der Fluidgeschwindigkeit, die Geschwindigkeit von auf dem Fluid aufgebrachtem Farbpunkt (Lebensmittelfarbe)

erfasst. Diese Partikel werden während des Kompressionsschritts simultan zum Fluid beschleunigt. Die Ausbreitung sowie die Geschwindigkeit der Partikel wird während des Kompressionsschritts mittels High-Speed-Kamera erfasst und ausgewertet. Zur Bestimmung der Partikelgeschwindigkeit wird die Particle Tracking Velocimetry (PTV) verwendet [100]. Die helle Farbe der applizierten Farbpartikel führt zu einem guten Kontrast im Vergleich zum dunklen Hintergrund der Fasern. Zur Berechnung des Bahnverlaufs der Farbpartikel wird eine auf Matlab basierende zweidimensionale Lagrangesche Partikelverfolgungssoftware des Environmental Complexity Lab der Stanford University [101] verwendet. Um die Ergebnisse zu validieren, werden die mittels Matlab ermittelten Partikelgeschwindigkeiten mit denen einer Software zur manuellen Partikelverfolgung verglichen. Bei der Software zur manuellen Partikelverfolgung handelt es sich um das Open-Source-Videoanalysetool Tracker von Open Source Physics [102].



**Abbildung 3.8:** Vergleich der Methoden zur manuellen und automatisiert Erfassung der Partikelgeschwindigkeit: Manuelles erfassen ausgewählter Partikel mittels des Videoanalysetools Tracker (oben) und automatisiertes erfassen sämtlicher Partikel im Bildbereich mittels Matlab-Tool (unten) (in Anlehnung an [97])

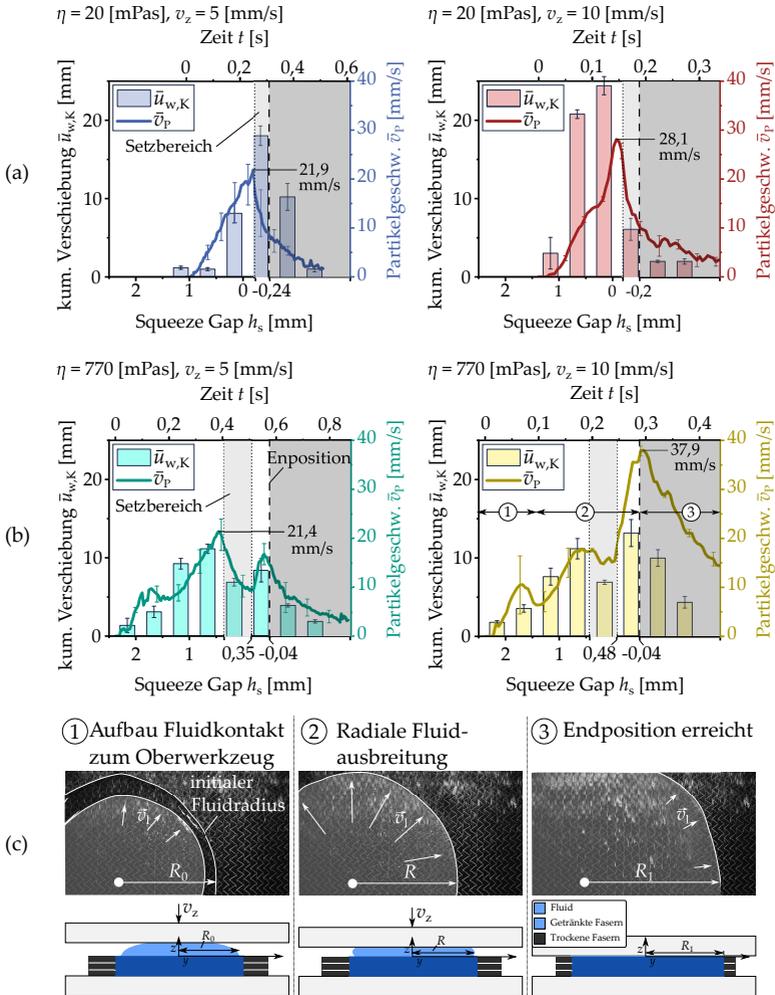
Abbildung 3.8 zeigt eine vergleichende Betrachtung beider Auswertemethoden zur Erfassung der Partikelgeschwindigkeit während eines Kompressionsschritts. Während das Tracker-Programm eine manuelle Auswahl von Partikeln für jedes Bild erfordert, wertet das Matlab-Programm automatisch alle erfassten Partikel im ausgewählten Bereich aus. Mittels hinterlegtem Skalierungsfaktor (Pixel in mm) kann die Positionsänderung der Partikel pro Frame (Zeitschritt) erfasst werden. Die Geschwindigkeit ergibt sich aus dem zurückgelegten Weg des Partikels pro Zeitschritt. Die zeitliche Auflösung für beide Erkennungsmethoden beträgt 10 ms. Innerhalb Abbildung 3.9 (a) wird der Geschwindigkeitsverlauf eines identischen Partikels in  $x$ -,  $y$ -Richtung bei manueller (Tracker) und automatisierter Partikelverfolgung (Matlab) verglichen. Es zeigt sich, dass beide Programme eine vergleichbare Geschwindigkeit  $\vec{v}_{P,y}$  und  $\vec{v}_{P,x}$  für ein isoliertes Partikel während des gesamten Verlaufs des Kompressionsschritts messen. Trotz geringer Abweichungen der Geschwindigkeit zeigt dessen Verlauf eine gute Übereinstimmung. Einen Vergleich zwischen der manuell und automatisiert erfassten mittleren Partikelgeschwindigkeit  $\bar{v}_P$  von sieben identisch ausgewählten Partikeln zeigt Abbildung 3.9 (b). Auch hier lässt sich festhalten, dass die mittlere Geschwindigkeit  $\bar{v}_P$



**Abbildung 3.9:** Vergleich des Geschwindigkeitsverlaufs  $\vec{v}_{P,y}$  und  $\vec{v}_{P,x}$  eines manuell und automatisiert erfassten Partikels (a), mittlere Partikelgeschwindigkeit von sieben manuell und automatisiert erfassten Partikeln im Verlauf des Kompressionsschritts (b) (in Anlehnung an [97])

von sieben Partikeln sowohl einen vergleichbaren Verlauf als auch vergleichbare Werte annimmt. Anhand des Vergleichs beider Methoden in Abbildung 3.9 (a) und (b) wird die automatisierte Auswertung mittels Matlab-Tool als valide bestimmt und zur weiteren Auswertung der Partikelgeschwindigkeit verwendet.

Zur Evaluierung des Einflusses der Fluidgeschwindigkeit auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen wird im Folgenden die Partikelgeschwindigkeit mit der Verschiebung der Rovings korreliert. Abbildung 3.10 (a) zeigt den Kompressionsschritt der Versuche mit variiertem Schließgeschwindigkeit  $v_z$  und der Fluidviskosität  $\eta = 20$  mPas. Die Versuche der Viskosität  $\eta = 770$  mPas bei variiertem Schließgeschwindigkeit  $v_z$  zeigt Abbildung 3.10 (b) (vgl. Tabelle 3.2). Aufgetragen ist die kumulierte mittlere Verschiebung  $\bar{u}_{w,K}$  innerhalb eines Zeitintervalls von 0,1 s ( $v_z = 5$  mm/s) und 0,05 s ( $v_z = 10$  mm/s). Die angegebenen Zeitintervalle entsprechen ungefähr einer Reduzierung des Squeeze Gaps  $h_s$  von 0,5 mm. Zusätzlich zur Verschiebung ist die mittlere Partikelgeschwindigkeit  $\bar{v}_p$  im Verlauf des Kompressionsschritts in Abhängigkeit der Zeit  $t$  aufgetragen. Der Setzbereich des Werkzeugs ist in hellgrau dargestellt. Innerhalb dieses Bereichs findet trotz weiterer linearer Auslenkung des Linearaktuators keine lineare Verkleinerung der Kavität und somit des Squeeze Gaps  $h_s$  statt. Mit Erreichen der Endposition (-0,24 bis -0,04 mm) stoppt das Oberwerkzeug. Entsprechend findet ebenfalls keine weitere Verkleinerung der Kavitätshöhe statt. Anhand der in Abbildung 3.10 (a) und Abbildung 3.10 (b) dargestellten Graphen lässt sich eine Abhängigkeit der kumulierten mittleren Verschiebung  $\bar{u}_{w,K}$  von der mittleren Partikelgeschwindigkeit  $\bar{v}_p$  während des Kompressionsschritts erkennen. So zeigen sich bei allen dargestellten Versuchskonfigurationen eine Zunahme der kumulierten Verschiebungen  $\bar{u}_{w,K}$  bei steigender mittlerer Partikelgeschwindigkeit  $\bar{v}_p$ . Auf der Gegenseite zeigen sich geringere mittlere kumulierte Faserverschiebungen in Bereichen stagnierender oder abnehmender mittlerer Partikelgeschwindigkeit  $\bar{v}_p$ . Hierbei ist anzumerken, dass lediglich der Verlauf, nicht jedoch der Wert der Partikelgeschwindigkeit  $\bar{v}_p$  vergleichbar zum Verlauf der mittleren kumulierten Verschiebung  $\bar{u}_{w,K}$  ist. Gründe sind sowohl eine variierende Anzahl an erfassten Partikeln je Versuch, als auch die Erfassung von Partikeln außerhalb des



**Abbildung 3.10:** Kumulierte Verschiebung  $\bar{u}_{w,K}$  sowie mittlere Partikelgeschwindigkeit  $\bar{v}_p$  in Abhängigkeit des Squeeze Gaps  $h_s$  und der Zeit  $t$ : Viskosität  $\eta = 20$  mPas mit variiertem Schließgeschwindigkeit  $v_z$  (a), Viskosität  $\eta = 770$  mPas mit variiertem Schließgeschwindigkeit  $v_z$  (b) und Bildausschnitt inkl. Skizze der Phasen der Fluidausbreitung (c) (in Anlehnung an [97])

Fluidradius, welche nicht die Fluidgeschwindigkeit widerspiegeln und somit den Absolutwert von  $\bar{v}_p$  negativ beeinflussen können.

Da die Fluidhöhe des oberflächlich applizierten Fluids mit steigender Viskosität aufgrund einer stärkeren Bindung der Fluidmoleküle zunimmt [103, 26, 97], zeigen sich insbesondere bei den Versuchen mit Fluid der Viskosität 770 mPas mehrere Phasen der Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts. Diese Phasen sind anhand der Versuchskonfiguration  $\eta = 770$  mPas und  $v_z = 10$  mm/s innerhalb Abbildung 3.10 (c) beispielhaft dargestellt. Während sich in der ersten Phase (1) der Kontakt des Fluids zum Oberwerkzeug ausbildet, findet in der zweiten Phase die radiale Ausbreitung des Fluids statt (2). Die Fluidbeschleunigung stagniert jedoch im Setzbereich des Werkzeugs, aufgrund der verringerten Relativbewegung der Werkzeughälften zueinander. Sobald die Endposition des Werkzeugs erreicht ist, sinkt die mittlere Partikelgeschwindigkeit  $\bar{v}_p$  aufgrund der Trägheit des zuvor beschleunigten Fluids asymptotisch ab (3). Bei den Versuchen mit Fluid der Viskosität  $\eta = 20$  mPas zeigt sich, aufgrund des geringeren Benetzungswinkels und der geringeren initialen Fluidhöhe, direkt die Phase der radialen Fluidbeschleunigung (2), wobei die Fluidgeschwindigkeit mit Erreichen des Setzbereichs und der hierauf angeschlossenen Endposition asymptotisch stagniert.

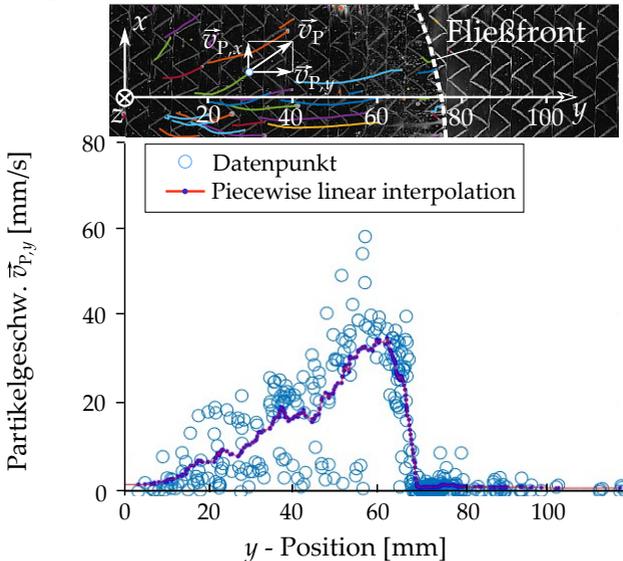
### 3.1.5 Einfluss der Fluidgeschwindigkeit auf die lokale Halbzeugquerdehnung

Zur Ermittlung des Einflusses der Fluidgeschwindigkeit auf eine Dehnung bzw. Stauchung des Halbzeugs innerhalb des initial getränkten Bereichs wird die Querdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  des Halbzeugs ermittelt und anschließend mit der Fluidgeschwindigkeit korreliert. Die Halbzeugquerdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  wird zwischen zwei beliebigen Zeitschritten  $t$  und  $t + 1$  entsprechen Formel 3.2 bestimmt (vgl. Abbildung 3.4).

$$\varepsilon_{\perp} = \frac{(y_{i+1,t+1} - y_{i,t+1}) - (y_{i+1,t} - y_{i,t})}{y_{i+1,t} - y_{i,t}} \text{ mit } i \dots n \text{ und } t = 0 \dots m \quad (3.2)$$

Die Querdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  des Halbzeugs errechnet sich aus der Differenz des  $y$ -Abstands zum Zeitpunkt  $t+1$  im Vergleich zum initialen  $y$ -Abstand bei  $t$  dividiert durch den initialen  $y$ -Abstand. Zur Bestimmung der örtliche Geschwindigkeitsverteilung, welche die Halbzeugquerdehnung beeinflusst, wird der  $y$ -Anteil der Partikelgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Entfernung vom Zentrum der initialen Fluidposition ( $x, y = 0$ ) bestimmt. Die Geschwindigkeit  $\vec{v}_{p,y}$  der Partikel wird zu diskreten Zeitschritten erfasst und ausgewertet. Abbildung 3.11 zeigt beispielhaft die momentane Geschwindigkeit  $\vec{v}_{p,y}$  der erfassten Partikel zum Zeitpunkt  $t = 0,18$  s in Abhängigkeit ihrer  $y$ -Position im Bereich  $0 \leq x \leq 25$  mm. Die Datenpunkte werden innerhalb einer Spanne von  $y = 25$  mm mittels der Matlab-Funktion *piecewise linear interpolation* interpoliert. Der durch Verbindung der interpolierten Werte erzeugte Graph wird nachfolgend zur Darstellung des Geschwindigkeitsprofils in Abhängigkeit der  $y$ -Position verwendet.

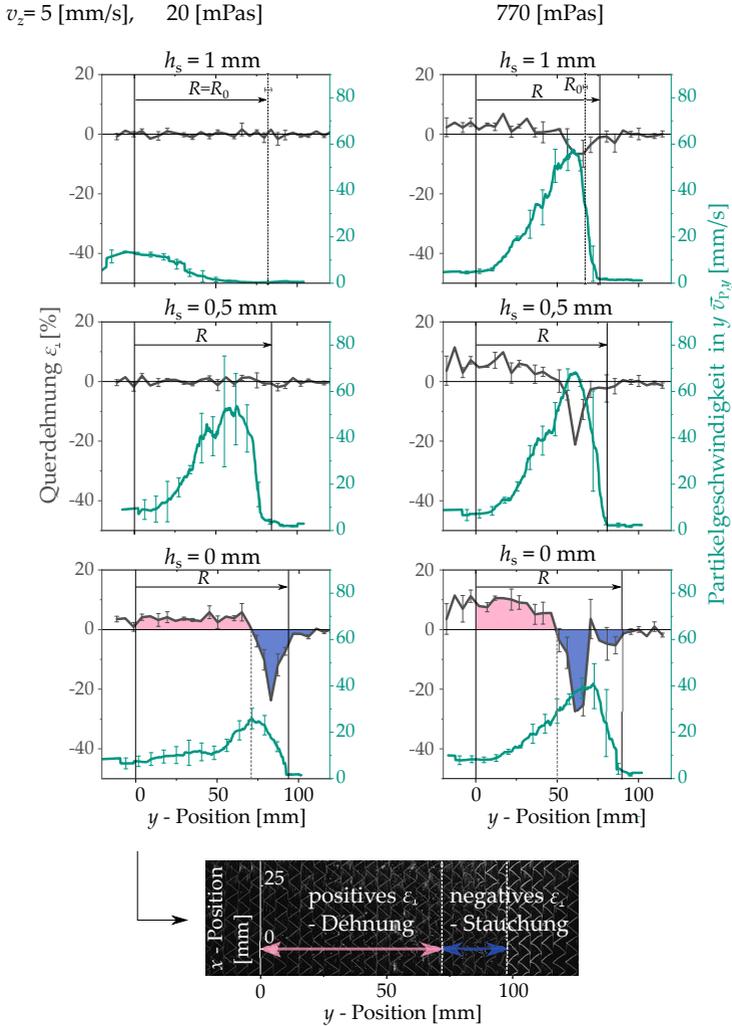
Zeitpunkt  $t = 0,18$  s



**Abbildung 3.11:**  $y$ -Anteil der Partikelgeschwindigkeit  $\vec{v}_{p,y}$  zum Zeitpunkt  $t=0,18$  s in Abhängigkeit der  $y$ -Position (in Anlehnung an [97])

Abbildung 3.12 zeigt die Querdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  des textilen Halbzeugs sowie den  $y$ -Anteil (quer zu Faserorientierung) der ermittelten Partikelgeschwindigkeit  $\vec{v}_{P,y}$  bei diskreten Squeeze Gaps  $h_s$  von 1,0, 0,5 und 0 mm. Dargestellt sind die Versuche der Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  mm/s sowie der Viskosität  $\eta = 20$  mPas und  $\eta = 770$  mPas. Des Weiteren ist die Zunahme des Fluidradius  $R$  sowie der initiale Fluidradius  $R_0$  des oberflächlich applizierten Fluids dargestellt.

Anhand Abbildung 3.12 lässt sich eine Korrelation aus steigender radialer Fluidgeschwindigkeit und einer positiven Halbzeugquerdehnung erkennen. So zeigt sich bei der Versuchskonfiguration  $v_z = 0,5$  mm und  $\eta = 20$  mPas eine Veränderung der Querdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  im Verlauf des Kompressionsschritts, wobei im zentrumsnahen Bereich positive Werte für die Querdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  bei  $h_s < 0$  überwiegen. In diesem Bereich kann simultan zur theoretischen Fluidgeschwindigkeit beim Squeeze Flow experimentell eine steigende Fluidgeschwindigkeit in radialer Richtung gezeigt werden. Auf der Gegenseite zeigen sich in äußeren Bereichen negative Querdehnungen, die mit einer Reduzierung der Partikelgeschwindigkeit  $v_{P,y}$  einhergehen. Dieser Zusammenhang lässt sich bei der Versuchskonfiguration erhöhter Viskosität ( $\eta = 770$  mPa) bereits bei einem Squeeze Gap  $h_s$  von 1,0 mm erkennen. Auch hier zeigt sich eine Korrelation der positiven Halbzeugquerdehnung in Bereichen steigender Partikelgeschwindigkeit  $v_{P,y}$ . Die positive als auch die negative Querdehnung nimmt mit zunehmender Verringerung des Squeeze Gaps zu. Beim Squeeze Gap  $h_s = 0$  mm zeigen sich positive Querdehnungen (Dehnung) von über 10 % des textilen Halbzeugs im Bereich  $y < 50$  mm. Dessen angeschlossen zeigt sich eine negative Querdehnung (Stauchung) im Bereich  $y > 50$  mm. Die Änderung der Halbzeugquerdehnung im Verlauf des Kompressionsschritts sämtlicher untersuchter Versuchskonfigurationen (vgl. Tabelle 3.2) sind im Anhang in der Abbildung A.2 aufgeführt.



**Abbildung 3.12:** Ausbildung der Querdehnung  $\epsilon_{\perp}$  und der Partikelgeschwindigkeit  $\vec{v}_{P,y}$  für die Versuche der Schließgeschwindigkeit  $v_z = 5$  mm/s entlang der  $y$ -Achse ( $x=0$ ) bei sich verringermendem Squeeze Gap  $h_s$ : Viskosität  $\eta = 20$  mPas (links), Viskosität  $\eta = 770$  mPas (rechts) (in Anlehnung an [97])

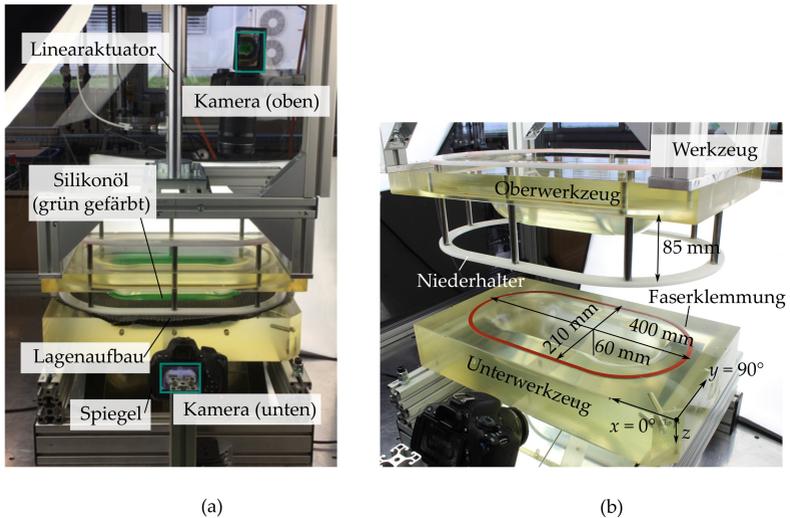
## 3.2 Fluidausbreitung mit und ohne simultane Halbzeugumformung

Zur Betrachtung der Fluidausbreitung in Abhängigkeit des Kompressionsfortschritts und ohne aushärtebedingten Anstieg der Viskosität werden Drapier- und Formfüllversuche mit Silikonöl konstanter Viskosität durchgeführt. Da insbesondere eine, in Bauteildickenrichtung inhomogene, Formfüllung zu erhöhter Porenbildung und somit zu einer verschlechterten Bauteilqualität führen kann [16, 21, 20], gilt es etwaige Wechselwirkungen zu identifizieren. Entsprechend sollen Wechselwirkungen der Formfüllung in Abhängigkeit der Halbzeugumformung (Direktprozess und Preformimprägning), der Werkzeugschließgeschwindigkeit sowie der Fluidviskosität aufgezeigt werden.

### 3.2.1 Versuchsaufbau, -durchführung und -einstellungen

**Versuchsaufbau:** Zur Bestimmung der Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts wird die Formfüllung des mit Fluid benetzten Halbzeugs durch ein transparentes Werkzeug erfasst und bewertet. Der hierzu verwendete Versuchsaufbau ist in Abbildung 3.13 (a) dargestellt. Zur reproduzierbaren Abbildung definierter Schließprofile wird der in Kapitel 3.1 eingeführte Linearaktuator verwendet. Die Versuchsaufzeichnung erfolgt über zwei Spiegelreflexkameras, welche die Formfüllung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite (Dickentränkung) dokumentieren. Die Abbildung 3.13 (b) zeigt das, bereits bei Poppe [23] veröffentlichte, transparente Versuchswerkzeug. Dieses bildet im geschlossenen Zustand eine generische Double-Dome Geometrie [104, 105]. Die Grundfläche ( $L \times B$ ) der Kontur innerhalb der Faserklemmung misst 400 mm x 21 mm bei einer Tiefe von 60 mm. Bei 2 mm Kavitätshöhe fasst die Kavität innerhalb der Faserklemmung 240 ml. Aufgrund der höheren Beständigkeit gegen Schläge und Stöße (im Vergleich zu Acrylglas) sind die Werkzeughälften aus einem Gussepoxydharz

gefertigt. Zur faltenfreien Halbzeugumformung wird ein Niederhalterahmen eingesetzt, der durch sein Eigengewicht (ca. 1,2 kg) den Lagenaufbau 15 mm vor dem Eintauchen des Oberwerkzeugs umlaufend fixiert. Zur Vermeidung eines Austritts des Fluids wird der Lagenaufbau bei einer Kavitätshöhe von 3 mm durch die im Ober- und Unterwerkzeug eingesetzte Faserklemmung (Vierkantelastomerdichtung  $B \times H = 7 \text{ mm} \times 7 \text{ mm}$ ) fixiert.



**Abbildung 3.13:** Versuchsaufbau zur Visualisierung der Fluidausbreitung mit und ohne simultane Halbzeugumformung (a), Nahaufnahme des transparenten Versuchswerkzeugs der generischen Double-Dome Geometrie (b) - Versuchsaufbau veröffentlicht bei [23]

**Versuchsdurchführung und -einstellungen:** Die Versuchsvorbereitung umfasst eine initiale Kalibrierung und Ausrichtung der Kameras. Anschließend werden die einzelnen Halbzeuglagen gewogen und entsprechend des Lagenaufbaus  $[0/90]_s$  auf dem Unterwerkzeug positioniert. Als textiles Halbzeug wird das in Kapitel 2 charakterisierte unidirektionale Kohlenstofffasergelege UD300 der Firma ZOLTEK verwendet. Zum Schutz des Werkzeugs wird die Maximalkraft des Linearaktuator auf 1200 N begrenzt. Die maximal aufzubringende Kraft zur Formung und

Kompaktierung von vier trockenen Halbzeuglagen beträgt beim Erreichen der Kavitätshöhe von 2 mm ca. 70 N. Bei einem Flächengewicht von 333 g/mm<sup>2</sup> pro Halbzeuglage entspricht die Kompaktierung auf 2 mm einem Faservolumengehalt von 37,5 %. Zur Erfassung der Fluidausbreitung ohne aushärtebedingten Anstieg der Viskosität werden die in Kapitel 2 charakterisierten Silikonöle definierter Viskosität verwendet. Diese werden zur Erhöhung des Kontrasts (im Vergleich zu den schwarzen Kohlenstofffasern) mit fluoreszierenden Partikeln grün gefärbt. Das Volumen der aufgetragenen Matrix wird mit 120 ml definiert. Dies entspricht 50 % des Kavitätsumfanges bei einer Kavitätshöhe von 2 mm. In Kombination mit vier Halbzeuglagen lässt sich im geschlossenen Zustand (Kavitätshöhe  $h_{Kav.} = 2$  mm, Werkzeugspalt  $s = 0$  mm) eine maximale Formfüllung von 87,5 % innerhalb der Faserklemmung erreichen.

Der Versuch startet, sobald das gefärbte Silikonöl in der Mitte des im Werkzeug positionierten Lagenaufbaus aufgetragen wird. Zwischen dem Applizieren des gefärbten Silikonöls und dem Starten des in Tabelle 3.3 definierten Schließprofils wird eine Wartezeit  $t_W = 12$  s eingehalten.

**Tabelle 3.3:** Schließprofil des Linearaktuators

<b>Position Aktuator</b>	<b>Kavitätshöhe <math>h_{Kav.}</math></b>	<b>Geschwindigkeit <math>v_z</math></b>
[mm]	[mm]	[mm/s]
0 - 179,96	229,16 - 49,2	15
179,96 - 217,96	49,2 - 11,2	10
217,96 - 227,96	11,2 - 2,0	0,5/5

Im Verlauf des Kompressionsschritts erfolgt sowohl eine Umformung des textilen Halbzeugs als auch eine Ausbreitung des Fluids innerhalb der sich verkleinerten Kavität zwischen Ober- und Unterwerkzeug (vgl. Abbildung 3.13 (a)). Zur Evaluierung der Fluidausbreitung bei der Imprägnierung der Preforms wird initial zum Fluidauftrag ein trockener Drapiervorgang auf 2 mm Kavitätshöhe durchgeführt. Dessen angeschlossen wird das Fluid mittig auf der Preform appliziert

und die Schließsequenz gestartet. Um den Einfluss der Schließgeschwindigkeit auf die Formfüllung evaluieren zu können, wird die Schließgeschwindigkeit des Linearaktuators ab einer Kavitätshöhe von 11,2 mm variiert (vgl. Tabelle 3.3). Nach Beendigung des Versuchs werden die Halbzeuglagen einzeln aus der Form genommen und gewogen. Die Versuchsnachbereitung beinhaltet eine Dokumentation der Fluidverteilung je Lage (Fotodokumentation unter UV-Licht). Tabelle 3.4 fasst die Versuchsparameter der durchgeführten Versuche zusammen.

**Tabelle 3.4:** Versuchsmatrix der Formfüll-/ Drieprierversuche innerhalb der Double-Dome Geometrie

Formung	Geschwindigkeit $v_z$	Viskosität $\eta$	Wdh.
	[mm/s]	[mPas]	
Direktprozess	0,5	20, 100, 770	3,3,3
	5,0	20, 100	2, 3
Preformimprägierung	0,5	20, 100, 770	3,2,2
	5,0	20, 100	2, 3

**Konstante Parameter:** ZOLTEK UD300 im Lagenaufbau [0/90]s, Volumen Silikonöl  $V_s$  120 ml, Zeitversatz zwischen dem Auftrag des oberflächlichen Fluid und dem Versuchsbeginn  $t_W = 12$  s

Für beide Prozessvarianten (Direktprozess und Preformimprägierung) wird sowohl eine langsame ( $v_z = 0,5$  mm/s) als auch eine hohe ( $v_z = 5$  mm/s) Schließgeschwindigkeit untersucht. Bei langsamer Schließgeschwindigkeit wird die Fluidausbreitung mit Fluiden der Viskosität 20, 100 und 770 mPas untersucht. Hierbei soll mit steigender Viskosität eine jeweils weiter vorangeschrittene Aushärtung der Matrix nachgebildet werden. Die hohe Schließgeschwindigkeit wird, aufgrund eines zu hohen Kraftanstiegs während des Kompressionsschritts der Variante  $\eta = 770$  mPas, lediglich mit Fluiden der Viskosität 20 und 100 mPas untersucht.

### 3.2.2 Bestimmung der Formfüllung

Zur Evaluierung von Unterschieden bei der Formfüllung mit und ohne simultane Halbzeugumformung in eine Double-Dome Geometrie wird die Fluidausbreitung mittels digitaler Bildauswertung in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$  während des Kompressionsschritts erfasst, verglichen und bewertet. Unterschiede der Formfüllung an der Werkzeuober- und Werkzeuguunterseite geben Aufschluss über die Dickenhomogenität der Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts. Die Vorgehensweise zur Auswertung der Videoaufnahmen ist in Abbildung 3.14 dargestellt.

**Ableitung Videostandbild (i):** Aus den aufgenommenen Videosequenzen werden zunächst Standbilder bei definiertem Werkzeugspalt  $s$  ausgeschnitten. Anschließend werden die extrinsischen und die intrinsischen Parameter der Kamera korrigiert (Objektivverzerrung). Die extrinsischen Parameter korrigieren den Ort

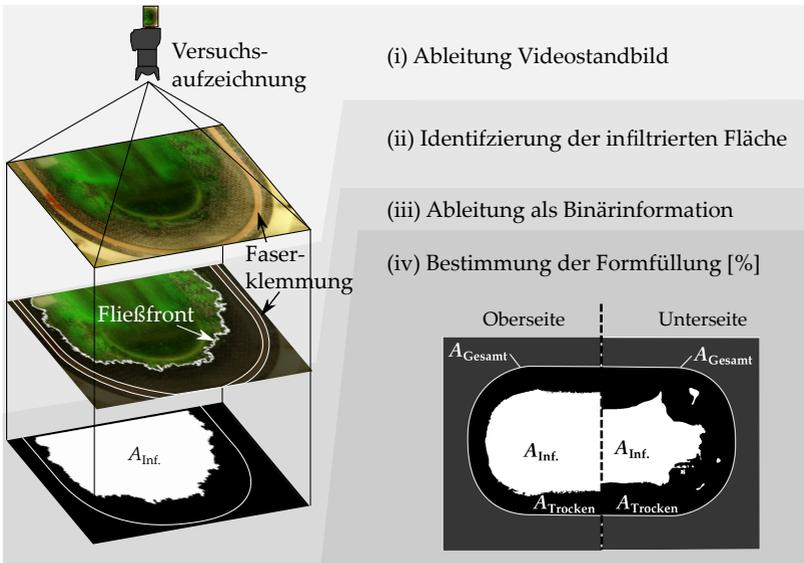


Abbildung 3.14: Vorgehensweise zur Bestimmung der Formfüllung

der Kamera in der dreidimensionalen Umgebung [106], während die intrinsischen Parameter den optischen Mittelpunkt und die Fokusslänge der Kamera korrigieren [106]. Die Verzerrung der Kameraobjektive wird über eine Bildkalibration mittels Matlab *cameraCalibrator App* [107, 108, 109] gemessen und korrigiert. Leichte Unterschiede in der Perspektive, die auf Positionsänderungen der Kamera zwischen den Versuchen hinweisen, werden mit Hilfe der *registrationEstimator App* [110] angeglichen.

**Identifizierung der infiltrierten Fläche (ii):** Die charakteristische grüne Farbe des Fluids wird für variierte Helligkeitsstufen im RGB-Raum herausgefiltert. Die aktuelle Fluidausbreitung innerhalb der Kavität ist somit eindeutig identifizierbar (siehe Abbildung 3.14 (ii)). Zur Glättung der Trennlinie zwischen der Fließfront und dem trockenem Halbzeug wird zusätzlich ein Savitzky-Golay-Filter [111] implementiert.

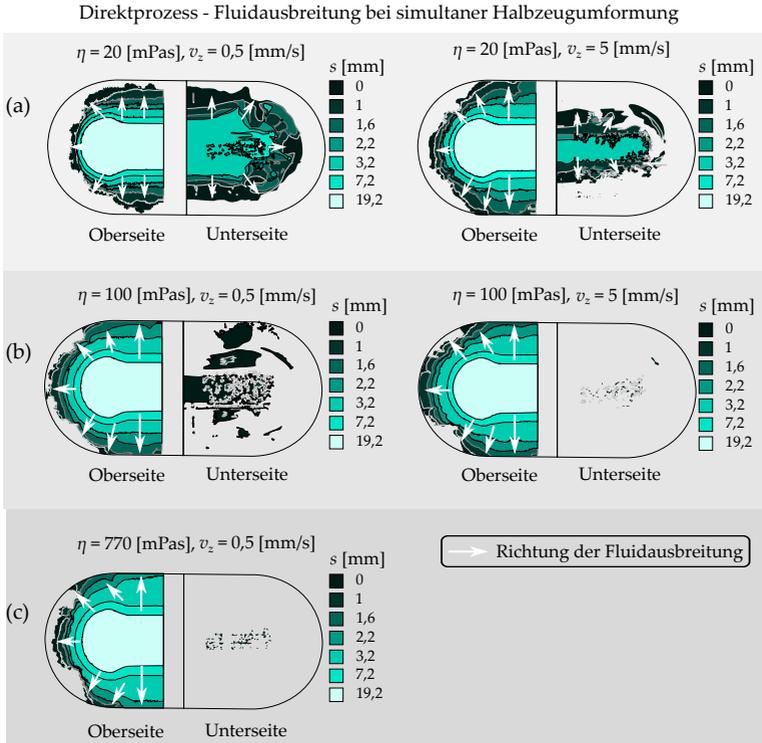
**Ableitung als Binärinformation (iii):** Es folgt ein zweidimensionales Binärbild (schwarz/weiß) wie es in Abbildung 3.14 (iii) zu sehen ist. Die Information infiltriert oder trocken ist für jeden Versuch in Abhängigkeit des Werkzeugspalts  $s$  anhand der Pixelfarbe eindeutig zuordenbar.

**Bestimmung der Formfüllung [%] (iv):** Die Formfüllung an der Werkzeuober- und Werkzeugunterseite wird als prozentuales Verhältnis (infiltrierte Fläche  $A_{\text{Inf}}$  zur Gesamtfläche  $A_{\text{Gesamt}}$ ) angegeben. Hierbei entspricht eine Formfüllung von 100 % einer vollständigen Fluidausbreitung bis hin zur umlaufenden Faserklemmung.

### 3.2.3 Einfluss der Schließgeschwindigkeit und der Fluidviskosität

Die Ergebnisse der Formfüllstudie mit simultaner Halbzeugumformung in eine Double-Dome Geometrie zeigt Abbildung 3.15. Dargestellt ist die Formfüllung für Fluide der Viskosität 20 mPas (a), 100 mPas (b) und 770 mPas (c) in Abhängigkeit der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  und des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$  während

des Kompressionsschritts. Innerhalb Abbildung 3.15 wird zusätzlich zwischen der Formfüllung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite unterschieden.



**Abbildung 3.15:** Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts im Direktprozess. Aufnahme der Fluidausbreitung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite: Viskosität  $\eta = 20$  mPas mit Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  und  $5$  mm/s (a), Viskosität  $\eta = 100$  mPas mit Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  und  $5$  mm/s (b) und Viskosität  $\eta = 770$  mPas mit Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  mm/s (c)

Anhand Abbildung 3.15 lässt sich eine Steigerung des oberflächlichen Fluidflusses sowohl bei steigender Viskosität  $\eta$  als auch bei steigender Schließgeschwindigkeit  $v_z$  erkennen. So zeigen die Ergebnisse der Versuchskonfiguration mit einer Viskosität  $\eta = 20$  mPas und einer Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  mm/s (vgl.

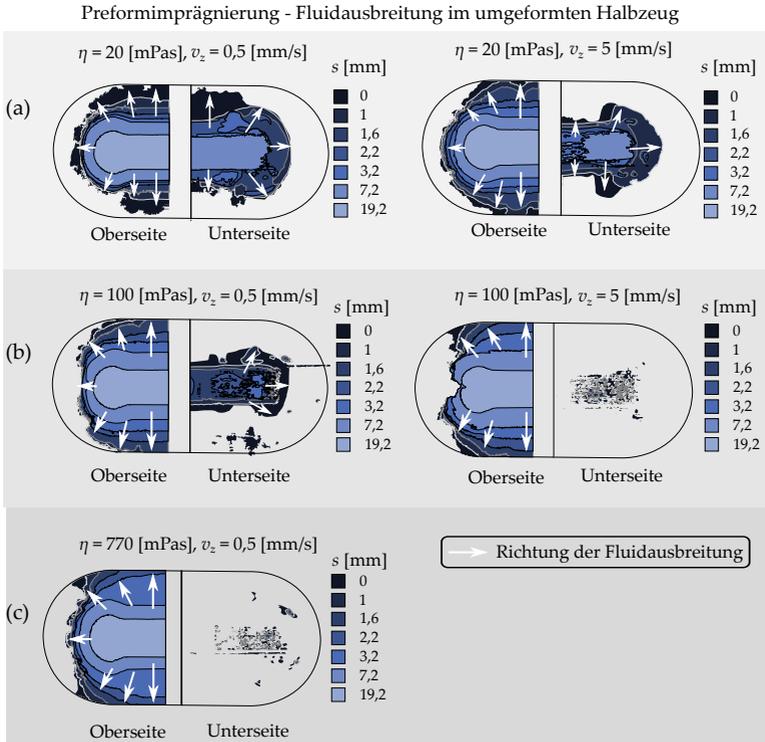
Abbildung 3.15 (a) links) eine vergleichbare Formfüllung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite. Bereits ab einem hohen Werkzeugspalt  $s$  von 19,2 mm kann Fluid an der Werkzeugunterseite erfasst werden. Ab einem Werkzeugspalt  $s$  von 3,2 mm lässt sich auf der Werkzeugunterseite eine durchgehend fließfront erkennen. Durch eine Erhöhung der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  auf 5 mm/s (Abbildung 3.15 (a) rechts) zeigt sich eine, im Vergleich zur Werkzeugunterseite, dominante Formfüllung an der Werkzeugoberseite. Beim Versuch erhöhter Schließgeschwindigkeit vergrößert sich die oberflächliche Formfüllung innerhalb des Schließvorgangs von 3,2 bis 1 mm verhältnismäßig stark, während auf der Werkzeugunterseite keine durchgehende Fließfront entsteht. Ab 1,7 mm Werkzeugspalt erreicht die oberflächliche Fluidausbreitung die limitierende Faserklemmung am Oberwerkzeug, wodurch sich das Fluid zunehmend entlang dieser ausbreitet.

Eine Steigerung der Viskosität auf 100 mPas führt ebenfalls zur einer dominierenden oberflächlichen Fluidausbreitung im Verlauf des Kompressionsschritts (vgl. Abbildung 3.15 (b)). Entsprechend steigt die Inhomogenität der Fluidausbreitung zwischen Ober- und Unterseite mit steigender Schließgeschwindigkeit  $v_z$ . Während beim Versuch der Konfiguration  $\eta = 100$  mPas und  $v_z = 0,5$  mm/s noch größere Bereiche an der Werkzeugunterseite getränkt werden, zeigen sich beim Versuch erhöhter Schließgeschwindigkeit nur vereinzelte getränkte Bereiche an der Werkzeugunterseite.

Eine weitere Erhöhung der Viskosität auf  $\eta = 770$  mPas führt selbst bei geringer Schließgeschwindigkeit  $v_z$  des Werkzeugs von 0,5 mm/s zu einer weiteren Steigerung der oberflächlichen Fluidausbreitung im Vergleich zu den Versuchen geringerer Viskosität. So wird die limitierende Faserklemmung an der Werkzeugoberseite ab einem Werkzeugspalt von 2,2 mm erreicht, wobei an der Werkzeugunterseite, selbst nach Vollendung des Kompressionsschritts, nur vereinzelte getränkte Bereiche erfasst werden.

Abbildung 3.16 zeigt die Formfüllung bei der Preformimprägnierung. Dargestellt sind die Ergebnisse der Formfülluntersuchungen für Fluide der Viskosität

100 mPas (a), 20 mPas (b) und 770 mPas (c) in Abhängigkeit der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  und des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$  während des Kompressionschritts. Es ist jeweils die Formfüllung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite abgebildet.



**Abbildung 3.16:** Fluidausbreitung während des Kompressionschritts bei der Preformimprägnierung. Aufnahme der Fluidausbreitung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite: Viskosität  $\eta = 20$  mPas, Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  und  $5$  mm/s (a); Viskosität  $\eta = 100$  mPas, Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  und  $5$  mm/s (b) und Viskosität  $\eta = 770$  mPas, Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  mm/s (c)

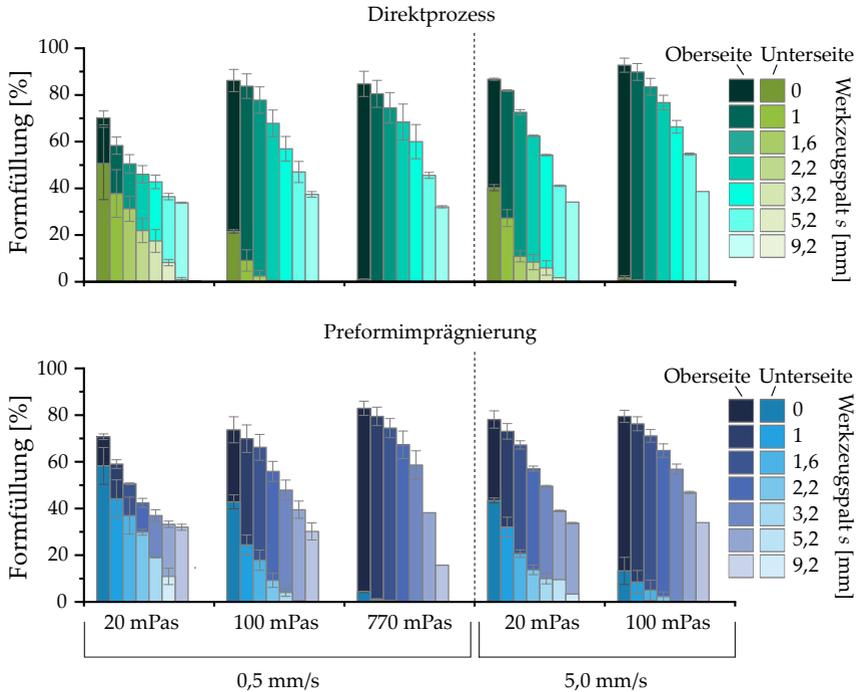
Die Formfüllung der Preforms zeigt mit dem Direktprozess vergleichbare Zusammenhänge der Fluidausbreitung, sowohl was den Einfluss der Viskosität  $\eta$  als auch der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  auf die sich ergebende Formfüllung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite angeht. So zeigen die Versuche der Viskosität  $\eta = 20$  mPas in Abbildung 3.16 (a) eine Zunahme der oberflächlichen Fluidausbreitung mit steigender Schließgeschwindigkeit  $v_z$ . Während beim Versuch der Konfiguration  $\eta = 20$  mPas und  $v_z = 0,5$  mm die limitierende Faserklemmung an der Oberseite bei einem Werkzeugspalt von 0 mm erreicht wird, zeigt sich beim Versuch erhöhter Schließgeschwindigkeit eine Steigerung der oberflächlichen Fluidausbreitung, die dazu führt, dass die limitierende Faserklemmung bereits bei einem Werkzeugspalt von 1 mm erreicht wird. Des Weiteren führt eine höhere Schließgeschwindigkeit zu einer geringeren Formfüllung an der Werkzeugunterseite. So zeigt sich beim Versuch erhöhter Schließgeschwindigkeit eine deutliche Reduzierung der Formfüllung an der Werkzeugunterseite im final geschlossenen Zustand.

Abbildung 3.16 (b) zeigt die Ergebnisse der Formfüllstudie bei Verwendung des Fluids der Viskosität  $\eta = 100$  mPas. Vergleichbar zur Formfüllung mit Fluiden der Viskosität  $\eta = 20$  mPas zeigen die Ergebnisse eine Zunahme der oberflächlichen Fluidausbreitung bei steigender Schließgeschwindigkeit. Dennoch zeigt sich aufgrund der höheren Viskosität sowohl eine Zunahme der oberflächlichen Fluidausbreitung als auch eine Reduzierung der Fluidausbreitung an der Werkzeugunterseite. So wird die limitierende obere Faserklemmung bereits bei 1,3 ( $v_z = 0,5$  mm/s) und 2,2 mm ( $v_z = 5$  mm/s) erreicht. Wird für den Kompressionsschritt eine langsame Schließgeschwindigkeit von  $v_z = 0,5$  mm/s gewählt, so bildet sich ab ca. 1,3 mm Werkzeugspalt eine durchgängige Fließfront an der Werkzeugunterseite aus. Im Gegensatz hierzu zeigen sich bei Verwendung einer erhöhten Schließgeschwindigkeit von  $v_z = 5$  mm/s lediglich vereinzelt getränkte Bereiche an der Werkzeugunterseite.

Abbildung 3.16 (c) zeigt die Formfüllung bei der Imprägnierung der Preforms mit Fluid der Viskosität  $\eta = 770$  mPas. Im Vergleich zu den Versuchen geringerer Viskosität zeigt sich eine erneute Zunahme der oberflächlichen Fluidausbreitung. Die

limitierende Faserklemmung wird bereits bei 2,2 mm Werkzeugspalt erreicht, wobei an der Werkzeugunterseite selbst nach Vollendung des Kompressionsschritts kaum Fluid erfasst werden kann.

Die Darstellung der Ergebnisse innerhalb Abbildung 3.17 gibt Aufschluss über den Verlauf sowie die Diskrepanz zwischen oberer und untere Formfüllung in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$ . Aufgetragen sind die Versuche variiert Viskosität  $\eta$  des applizierten Fluids und variiert Schließgeschwindigkeit  $v_z$  in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$ .



**Abbildung 3.17:** Formfüllung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite im Verlauf des Kompressionsschritts bei variiert Viskosität  $\eta$  des applizierten Fluids und variiert Schließgeschwindigkeit  $v_z$

Anhand Abbildung 3.17 lassen sich die zuvor beschriebenen Zusammenhänge, wonach eine geringe Schließgeschwindigkeit und eine geringer Fluidviskosität für beide Prozessvarianten zur geringsten Diskrepanz zwischen oberer und unterer Formfüllung führen, quantitativ bestätigen. Dabei beträgt die maximale obere Formfüllung der Versuche der Konfiguration  $v_z = 0,5$  mm/s und  $\eta = 20$  mPas bei 0 mm Werkzeugspalt sowohl beim Direktprozess als auch bei der Preformimprägnierung 70 %. Unterschiede zeigen sich lediglich beim Vergleich der unteren Formfüllung. So zeigt sich bei der Preformimprägnierung eine erhöhte Formfüllung an der Werkzeugunterseite im finalen Zustand (58 % Preformimprägnierung vs. 50 % Direktprozess bei  $s = 0$  mm). Eine Erhöhung der Viskosität  $\eta$  auf 100 mPas unter Beibehaltung der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  von 0,5 mm/s führt bei beiden Prozessvarianten zu einer Erhöhung der Diskrepanz zwischen oberer und unterer Formfüllung. Die Unterschiede zwischen oberer und unterer Formfüllung fallen jedoch bei der Imprägnierung von Preforms während des gesamten Kompressionsschritts geringer aus. Eine weitere Erhöhung der Viskosität auf  $\eta = 770$  mPas führt unter Beibehaltung der geringen Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  mm/s bei beiden Prozessvarianten zu einer Reduzierung der unteren Formfüllung und somit zu einer Erhöhung der Diskrepanz zwischen oberer und unterer Formfüllung. Ebenfalls zeigt sich bei der Versuchskonfiguration  $\eta = 770$  mPas und  $v_z = 0,5$  mm/s eine, im Vergleich zum Direktprozess, erhöhte Formfüllung an der Werkzeugunterseite bei der Preformimprägnierung.

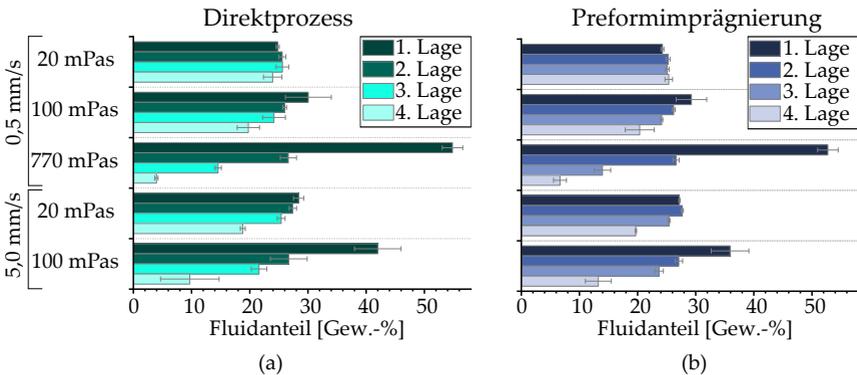
Eine Steigerung der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  von 0,5 auf 5 mm/s führt unter Verwendung eines Fluids geringer Viskosität von  $\eta = 20$  mPas bei beiden Prozessvarianten zu einer Vergrößerung der Diskrepanz zwischen oberer und unterer Formfüllung, die hauptsächlich auf eine erhöhte oberflächliche Formfüllung zurück zu führen ist. Wird zusätzlich zur hohen Schließgeschwindigkeit die Viskosität des Fluids erhöht, so führt dies zu einer weiteren Erhöhung der oberflächlichen Formfüllung ( $\eta = 100$  mPas und  $v_z = 5$  mm/s). Hierbei zeigt sich beim Direktprozess eine im Vergleich zur Preformimprägnierung dominanter oberflächliche Formfüllung sowie eine verringerte Formfüllung an der Werkzeugunterseite.

### 3.2.4 Ermittlung der interlaminaren Fluidverteilung

Den Formfüllversuchen mit und ohne simultane Halbzeugumformung angeschlossen, wird der prozentuale Fluidanteil je getränkter Halbzeuglage entsprechend Formel 3.3 bestimmt.

$$\text{Fluidanteil [\%]} = \frac{m_{H+Fl} - m_H}{m_{Fl,Gesamt}} \quad (3.3)$$

Hierzu werden die getränkten Halbzeuglagen  $m_{H+Fl}$  einzeln gewogen. Die Differenz zum initialen Gewicht der Halbzeuglage  $m_H$  bildet die Fluidmasse. Die Fluidmasse innerhalb einer Halbzeuglage wird anschließend in Relation zur Gesamtfluidmasse  $m_{Fl,Gesamt}$  des Versuchs gesetzt. Somit kann der prozentuale Fluidanteil je getränkter Halbzeuglage bestimmt werden. Abbildung 3.18 zeigt den prozentualen Fluidanteil je Halbzeuglage, wobei innerhalb Abbildung 3.18 (a) die Ergebnisse des Direktprozesses und innerhalb Abbildung 3.18 (b) die Ergebnisse der Preformimprägnerung dargestellt sind. Von oben nach unten sind die Ergebnisse steigender Viskosität  $\eta$  sowie steigender Schließgeschwindigkeit  $v_z$  aufgetragen. Anhand Abbildung 3.18 (a) zeigt sich, dass vorwiegend eine Stei-



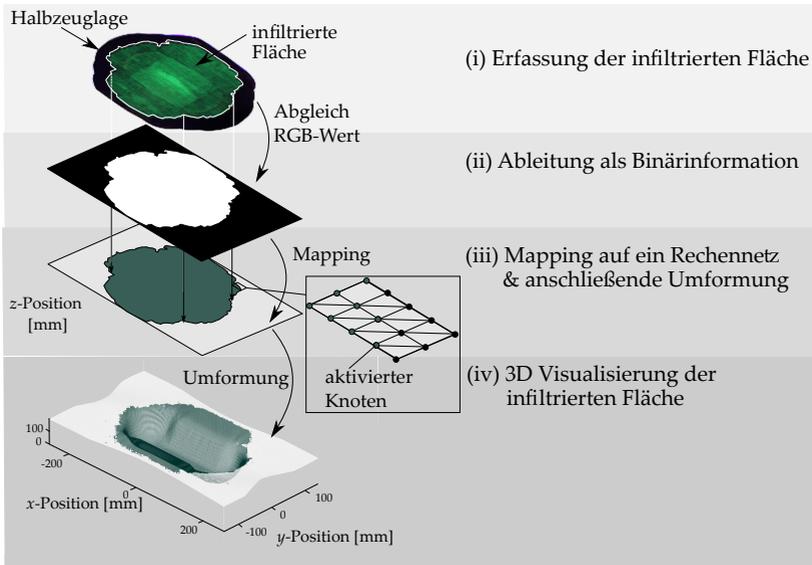
**Abbildung 3.18:** Interlaminarer Fluidanteil je Halbzeuglage im Anschluss an eine Imprägnierung mittels Direktprozess (a) und Preformimprägnerung (b)

gerung der Viskosität  $\eta$  zu einer Abnahme des Fluidanteils hin zu unteren Halbzeuglagen führt. So wird beim Versuch der Konfiguration  $\eta = 770$  mPas und  $v_z = 0,5$  mm/s mehr als 50% des Fluids innerhalb der obersten Halbzeuglage erfasst. Auf der Gegenseite wird innerhalb der untersten Halbzeuglage ein Fluidanteil von lediglich 4% gemessen. Eine Steigerung der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  führt ebenfalls zu einer Abnahme des Fluidanteils in den unteren Halbzeuglagen. Beim Vergleich der Versuche der Viskosität  $\eta = 100$  mPas bei geringer und hoher Schließgeschwindigkeit zeigt sich eine Zunahme des Fluidanteils in der obersten Faserlage von über 10%. Auf der Gegenseite zeigt sich auch hier eine Verringerung des Fluidanteils in der untersten Halbzeuglage um 11%. Beim Vergleich des Fluidanteils innerhalb der Halbzeuglagen zwischen Direktprozess und Preformimprägnierung zeigen sich vergleichbare Zusammenhänge. So lässt sich anhand Abbildung 3.18 (b) erkennen, dass vorwiegend die Viskosität des Fluids die Tränkung der Halbzeuglagen beeinflusst. Auch hier führt eine Steigerung der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  zu einer Abnahme des Fluidanteils in den unteren Halbzeuglagen.

Um mögliche Unterschiede bei der Imprägnierung der Lagen aufzuzeigen, wird zusätzlich zur Erfassung des Fluidanteils innerhalb der Halbzeuglagen, die örtliche Verteilung des Fluids innerhalb des Lagenaufbaus in Abhängigkeit der Versuchsparameter im Anschluss an die Umformung visuell dargestellt. Abbildung 3.19 zeigt die Vorgehensweise zur Überführung der Bildaufnahme der infiltrierten Halbzeuglagen in eine dreidimensionale Visualisierung des Imprägnierzustands.

**Erfassung der infiltrierten Fläche (i):** Im Anschluss an den Kompressionschritt, der Versuche zur Evaluierung der Fluidausbreitung mit und ohne simultane Halbzeugumformung innerhalb der generischen Double-Dome Geometrie, wird jede Halbzeuglage unter UV-Licht fotografiert. Aufgrund der Lösung aus Silikonöl und fluoreszierender Partikel lässt sich die infiltrierte Fläche (grün) unter UV-Licht eindeutig erkennen (vgl. Abbildung 3.19 (i)).

**Ableitung als Binärinformation (ii):** Die Bildaufnahme der infiltrierten Fläche je Halbzeuglage wird mittels Abgleich des RGB-Werts in ein zweidimensionales



**Abbildung 3.19:** Vorgehensweise zur dreidimensionalen Visualisierung der infiltrierten Fläche einer Halbzeuglage

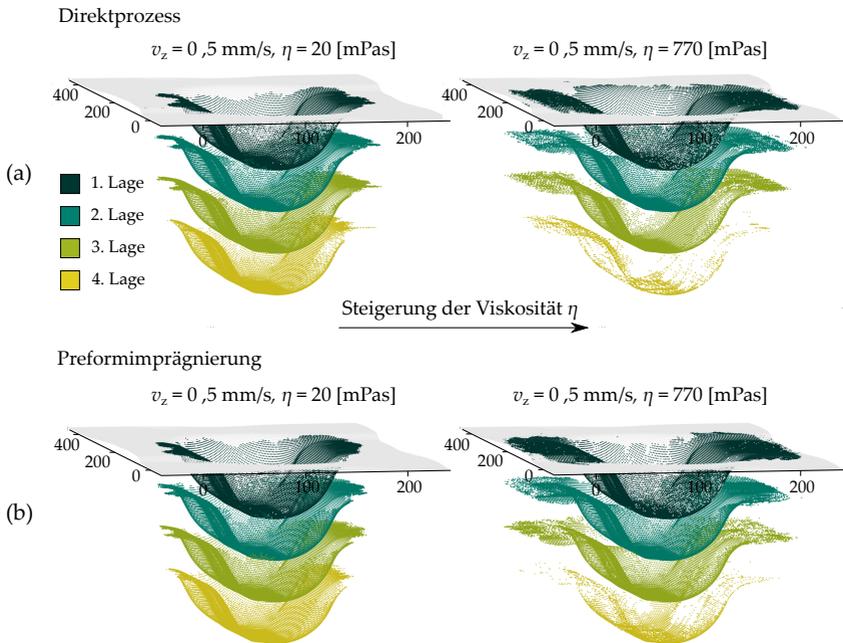
Binärbild (schwarz/weiß) überführt. Innerhalb dieses Binärbilds ist die Information zum Tränkungsstatus (infiltriert oder trocken) hinterlegt.

**Mapping auf ein Rechenetz und anschließende Umformung (iii):** Die Information zum Tränkungsstatus wird auf ein von Poppe et al. [42, 112] zur Verfügung gestelltes Rechenetz projiziert. Da die Positionen aller Knoten eindeutig durch ihre Indizes definiert sind, ist für jeden Knoten der Tränkungsstatus bestimmt (aktiver Knoten = infiltriert). Das Rechenetz und somit die Binärinformation des Tränkungsstatus werden anschließend in den Umformzustand der Double-Dome Geometrie bei komplett geschlossener Kavität überführt.

**3D Visualisierung der infiltrierten Fläche (iv):** Zur dreidimensionalen Visualisierung der infiltrierten Fläche wird jede Halbzeuglage des Versuchs entsprechend der vorgestellten Methode erfasst, auf das Rechenetz gemappt und umgeformt. Durch Positionierung der getränkten Halbzeuglage entsprechend der Position im

Versuch lässt sich die Tränkung des Lagenaufbaus in Abhängigkeit der Versuchsparameter dreidimensional visualisieren.

Die Ergebnisse der dreidimensionalen Fluidverteilung der Halbzeuglagen eins bis vier zeigt Abbildung 3.20. Dargestellt sind die Versuche der Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  mm/s bei variiert Fluidviskosität  $\eta$  im Anschluss eine Kompression mittels Direktprozess (a) und Preformimprägnierung (b). Die interlaminaire Fluidverteilung im Direktprozess und bei der Preformimprägnierung mit erhöhter Schließgeschwindigkeit  $v_z = 5$  mm/s sowie der Viskosität  $\eta = 100$  mPas sind im Anhang aufgeführt (Abbildung A.3 und Abbildung A.4).



**Abbildung 3.20:** Darstellung der dreidimensionalen Fluidverteilung innerhalb der Halbzeuglagen eins bis vier im Anschluss an eine Kompression mit variiert Fluidviskosität: Direktprozess (a) und Preformimprägnierung (b)

Anhand Abbildung 3.20 (a) zeigt sich, dass eine geringe Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  mm/s in Kombination mit einer geringen Viskosität  $\eta = 20$  mPas zu einer vergleichbaren Fluidverteilung der Halbzeuglagen eins bis vier führt. Alle Halbzeuglagen weisen nahezu die gleiche Fluidverteilung auf. Im Gegensatz hierzu zeigt sich, dass eine Steigerung der Viskosität auf  $\eta = 770$  mPas, selbst bei geringer Schließgeschwindigkeit von  $v_z = 0,5$  mm/s, zu einer inhomogenen Verteilung des Fluids in den Halbzeuglagen eins bis vier führt. So lassen sich an der untersten Halbzeuglage (Lage 4) lediglich vereinzelte getränkte Bereiche erkennen, während die oberste Halbzeuglage (Lage 1) nahezu vollständig infiltriert ist.

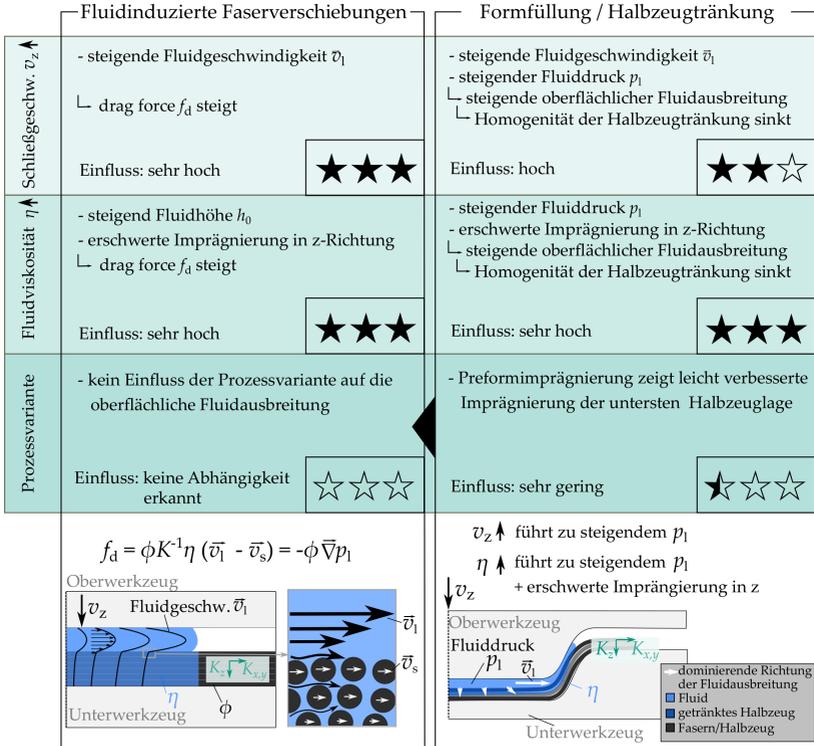
Die Fluidverteilung innerhalb der Halbzeuglagen eins bis vier im Anschluss an die Preformimprägnierung zeigt Abbildung 3.20 (b). Hierbei zeigen sich zum Direktprozess vergleichbare Zusammenhänge. So zeigt der Versuch geringer Schließgeschwindigkeit  $v_z = 0,5$  mm/s und geringer Fluidviskosität  $\eta = 20$  mPas die homogenste Fluidverteilung über alle vier Halbzeuglagen hinweg. Auf der Gegenseite führt eine Erhöhung der Viskosität zur verminderter Tränkung der untereren Halbzeuglagen. Unterschiede zwischen Direktprozess und Preformimprägnierung sind gering, zeigen sich jedoch beim Vergleich der Imprägnierung der untersten Halbzeuglage der Versuchskonfiguration  $v_z = 0,5$  mm/s und  $\eta = 770$  mPas. Hier lässt sich bei der Preformimprägnierung ein erhöhte Fluidverteilung innerhalb der untersten Halbzeuglage (Lage 4) erkennen.

## 3.3 Zusammenfassung und Diskussion

Abbildung 3.21 fasst die innerhalb dieses Kapitels erarbeiteten Erkenntnisse der Fluid-Struktur-Interaktion beim WCM Prozess zusammen. Zur Untersuchung der fluidinduzierten Faserverschiebungen mit freiem oberflächlichem Fluidfluss wird in Kapitel 3.1 ein transparenter Prüfstand konzipiert und aufgebaut. Während der Versuchsdurchführung wird eine Kompaktierung des getränkten Halbzeugs mit freiem oberflächlichem Fluidfluss bewusst provoziert. Die hierbei auftretenden fluidinduzierten Faserverschiebungen innerhalb der obersten Halbzeuglage sowie

die sich ergebenden Fluidgeschwindigkeiten werden mittels Hochgeschwindigkeitskamera erfasst und ausgewertet.

Fluid-Struktur-Interaktion beim WCM Prozess  
 - Erkenntnisse der Versuche auf Prüfstandebene



**Abbildung 3.21:** Zusammenhänge der Fluid-Struktur-Interaktion beim WCM Prozess: Einfluss der Schließgeschwindigkeit  $v_z$ , der Fluidviskosität  $\eta$  und der Prozessvariante auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen sowie die Formfüllung/ Halbzeugtränkung während des WCM Kompressionsschritts

Die Ergebnisse zeigen, dass die fluidinduzierten Faserverschiebungen mit zunehmender Schließgeschwindigkeit  $v_z$  ansteigen, da diese zu einer steigenden Fluidgeschwindigkeit  $\vec{v}_1$  führen. Eine steigende Differenz aus Fluidgeschwindigkeit  $\vec{v}_1$  zur Geschwindigkeit des Halbzeugs ( $\vec{v}_s$ ) führt bei konstanter Porosität, Permeabilität und Viskosität zur Erhöhung des fluid drag  $f_d$ . Da das Halbzeug in einer Phase des Kompressionsschritts mit oberflächlichem Fluidfluss nicht durch das Werkzeug kompaktiert wird, ist von einer erhöhten Porosität und Permeabilität  $K$  auszugehen. Der Einfluss der Viskosität  $\eta$  auf die Entstehung und Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen konnte ebenfalls experimentell nachgewiesen werden. So führt eine steigende Viskosität zu einer erschwerten Imprägnierung in  $z$ -Richtung (vgl. Darcy [50]). Gleichzeitig steigt die initiale Fluidhöhe  $h_0$  was eine frühere Beschleunigung des Fluids während des Kompressionsschritts hervorruft. Da der fluid drag  $f_d$  linear von der Viskosität  $\eta$  abhängt, führt dies bereits bei einer erhöhten Kavitätshöhe zu einer Einleitung dieses höheren fluid drags  $f_d$  in das textile Halbzeug. Innerhalb des gewählten Parameterraums ist sowohl der Einfluss der Schließgeschwindigkeit  $v_z$  als auch der Viskosität  $\eta$  auf die Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen als sehr hoch anzusehen. Der Einfluss der Prozessvariante auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen wird nicht direkt untersucht. Da sich jedoch keine Abhängigkeit der oberflächlichen Formfüllung von der Prozessvariante zeigt, ist mit keinem nennenswerten Einfluss der Prozessvariante auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen zu rechnen. Lediglich das Einbringen eines Binders könnte bei der Preformimprägnierung zu einer verbesserten Fixierung des Faser bzw. Rovings führen und somit der Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen entgegenwirken. Dieser Einfluss wird hier jedoch nicht explizit untersucht.

Zur Untersuchung der makroskopischen Fluidausbreitung im WCM Prozess wird ein Prüfstand mit transparentem Werkzeug konzipiert. Im geschlossenen Zustand bildet die Kavität eine generischen Double-Dome Geometrie [104]. Während des Schließvorgangs kann die Formfüllung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite visuell erfasst werden. Die Ergebnisse zeigen, dass sowohl für den Direktprozess als auch bei der Preformimprägnierung eine hohe Schließgeschwindigkeit  $v_z$  sowie eine hohe Viskosität  $\eta$  zu einer, im Verlauf des Schließens,

in  $z$ -Richtung inhomogenen Formfüllung führen. So führt sowohl eine höhere Schließgeschwindigkeit des Werkzeugs als auch eine höhere Viskosität (vgl. Formel 1.3) zu einem höheren Druck  $p_1$  innerhalb der fluiden Phase [46, 47]. Indes führt eine erhöhte Viskosität zusätzlich zu einer Erhöhung des nötigen Drucks zur Imprägnierung des textilen Halbzeugs [50]. Da das Fluid jedoch bei beiden Fällen (hohe Viskosität und hohe Schließgeschwindigkeit) der Imprägnierung des Halbzeugs in  $z$ -Richtung seitlich ausweichen kann, steigt das Voreilen des oberflächlichen Fluids. Dies führt zu einer inhomogenen Imprägnierung der Halbzeuglagen. So werden zunehmend zunächst die oberen Halbzeuglagen imprägniert, was aufgrund des oberflächlichen Voreilens des Fluids das Risiko von fluidinduzierten Faserverschiebungen [20, 97] sowie von Makroporen [72, 67] innerhalb der Laminatstruktur erhöht. Die erkannten Zusammenhänge des Einflusses der Schließgeschwindigkeit sowie der Fluidviskosität sind im gewählten Parameterraum ähnlich sensitiv auf die Formfüllung während des Kompressionschritts. Der Einfluss der Schließgeschwindigkeit auf die Formfüllung wird als hoch definiert. Da eine erhöhte Viskosität zusätzlich zu einer erschwerten Imprägnierung in  $z$ -Richtung führt, wird der Einfluss der Viskosität auf die Formfüllung sowie Halbzeugtränkung als sehr hoch bewertet. Hierbei ist die Formfüllung bei beiden Prozessvarianten ähnlich sensitiv von den Parametern Schließgeschwindigkeit und Fluidviskosität abhängig. Dennoch zeigen sich geringen Unterschiede bei der Formfüllung bzw. Halbzeugtränkung. So führt eine Formfüllung der Preforms mit einem Fluid hoher Viskosität zu einer, im Vergleich zum Direktprozess, erhöhten Tränkung der untersten Halbzeuglagen. Als Grund wird der höherer Fluidruck, der sich aufgrund von Matrixansammlungen in der Senke der Kontur ergibt, genannt. Der Einfluss der Matrixansammlungen in der Senke der Double-Dome Geometrie hat keinen bedeutenden Einfluss sowohl auf die Formfüllung als auch die Halbzeugtränkung im Anschluss an den Kompressionschritt. Der Einfluss der Prozessvariante auf die Formfüllung und die Halbzeugtränkung wird daher als gering eingestuft.



## 4 Prozessuntersuchungen und Validierung der Grundlagenuntersuchungen

Die innerhalb Kapitel 3.1 und Kapitel 3.2 gezeigten Zusammenhänge zwischen der oberflächlichen Fluidausbreitung und der Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen, sowie der Formfüllung mit und ohne simultane Halbzeugumformung, sollen nachfolgend auf Prozessebene untersucht und validiert werden. Hierzu wird zunächst der Kompressionsschritt des WCM Prozesses und dessen Auswirkungen auf die Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen charakterisiert. Dem angeschlossen wird anhand eines komplexen Demonstrators die Formfüllung sowie die sich hieraus ergebende Bauteilqualität in Abhängigkeit der Halbzeugumformung auf Prozessebene untersucht.

### 4.1 Charakterisierung fluidinduzierter Faserverschiebungen beim WCM Prozess<sup>1</sup>

Zur Charakterisierung fluidinduzierter Faserverschiebungen beim WCM Prozess wird der Einfluss von anlagentechnischen Prozesseingangsparametern während

---

<sup>1</sup> Kapitel 4.1 enthält Auszüge aus: Albrecht, F., Poppe, C., Tiemann, T., Sauerwein, V., Rosenberg, P. and Henning, F.: Flow-induced fiber displacement in non-bindered UD-NCF during Wet Compression Molding - Analysis and implications for process control, *Composite Science and Technology*, 228:109574, 2022 [97].

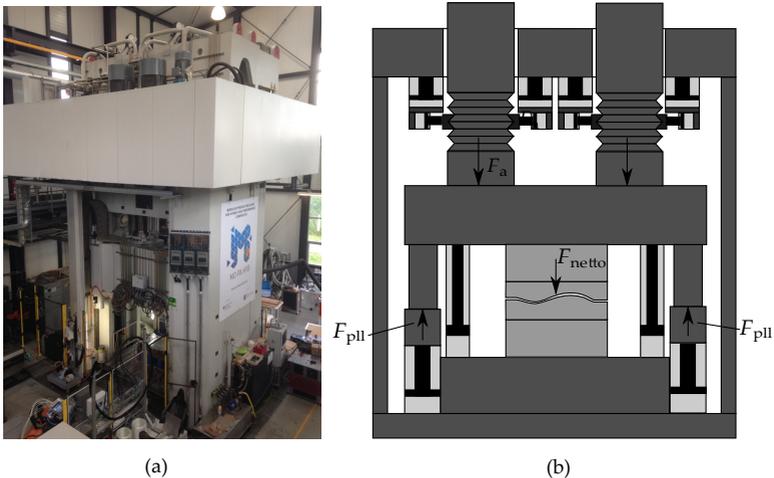
des WCM Kompressionsschritts auf die Intensität fluidinduzierter Faserverschiebungen herausgearbeitet. Hierzu wird zunächst die benötigte Anlagentechnik vorgestellt und beschrieben. Dessen angeschlossen wird der Kompressionsschritt beim WCM Prozess analysiert und sequenziert. Die Prozesseingangsparameter innerhalb definierten Sektionen des Kompressionsschritts werden anhand eines statistischen Versuchsplans systematisch variiert. Mit Hilfe einer entwickelten Methode zur Bewertung fluidinduzierter Faserverschiebungen auf Bauteilebene wird der Effekt der jeweiligen Prozesseingangsparameter des Kompressionsschritts auf die Intensität fluidinduzierter Faserverschiebungen aufgezeigt. Anhand der Auswertung des Kavitätsdrucks während des Kompressionsschritts wird ein beispielhaftes Schließprofil vorgestellt, das unter den gegebenen Bedingungen zur Verhinderung der Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen führen kann.

### **4.1.1 Anlagentechnik**

Zur Durchführung der WCM Versuche steht am Fraunhofer ICT die erforderliche, auf serielle Produktionsvolumina skalierbare, Anlagentechnik zur Verfügung. Diese besteht im wesentlichen aus einer hydraulischen Oberkolbenpresse, einer Matrixdosieranlage sowie dem WCM Versuchswerkzeug.

#### **Hydraulische Oberkolbenpresse**

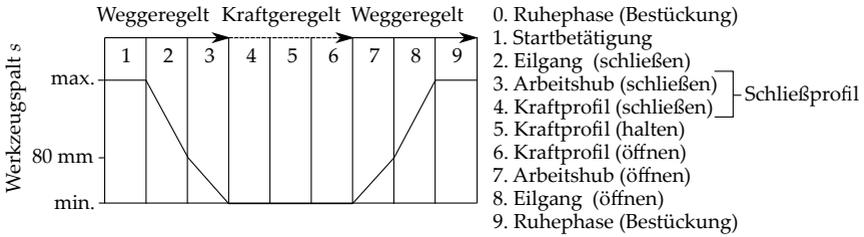
Die verwendete hydraulische Oberkolbenpresse vom Typ COMPRESS PLUS DCP-G 3600/3200 AS mit geregeltm Parallellauf- und Kurzhubsystem der Firma Dieffenbacher ist in der Abbildung 4.1 (a) zu sehen. Verschiedene Programmsequenzen können eingestellt werden, wobei zwischen weg- und kraftgeregeltm Schließen unterschieden wird. Zur Regelung der Parallelität während des Kompressionsschritts wird eine aktive Parallelhaltung eingesetzt. Mit einer maximalen Parallelhaltekraft von 4.000 kN wird selbst bei außermittig auftretenden Prozesskräften ein paralleles Schließen der Werkzeughälften zueinander gewährleistet [6]. Abbildung 4.1 (b) skizziert die wirkenden Kräfte im geschlossenen Zustand. Zum Öffnen und Schließen außerhalb der Arbeitsphase (vgl. Abbildung 4.2 Arbeitshub) werden vier Eilzylinder verwendet. Während der Arbeitsphase greifen die Klauen



**Abbildung 4.1:** Hydraulischen Oberkolbenpresse COMPRESS PLUS DCP-G 3600/3200 (a), Skiz-zierung des Pressenaufbaus sowie der wirkenden Kräfte während des Arbeitshubs bei aktiver Parallelhaltung (b) (in Anlehnung an [6])

in die Verzahnung der Arbeitskolben. Die eingekoppelten Kurzhub-Arbeitskolben können eine maximale Presskraft von 36.000 kN aufbauen. Die auf das Werkzeug wirkende Nettopresskraft  $F_{netto}$  ergibt sich aus der Kraft der Arbeitszylinder  $F_a$  subtrahiert der Kräfte der hydraulischen Zylinder der Parallelhaltung  $F_{p11}$ . Die Nettopresskraft wird während des Arbeitshubs sowie im geschlossenen Zustand aktiv von der Presse geregelt. Werkzeugfunktionen (z. B. Vakuumbausteine, Auswerfer etc.) können über hydraulische Kreisläufe am Pressenstößel und -tisch angesteuert werden [6, 15].

Die Arbeitsschritte innerhalb eines Presszyklus zeigt Abbildung 4.2. Im Anschluss an die Bestückung (1) und Startbetätigung beginnt der Pressenhub. Die Presse schließt zunächst im Eilgang (2) bis die Parallelhaltung ab einem Werkzeugspalt von ca. 80 mm erreicht wird. Mit Erreichen des Arbeitshubs (3) schließen die Klauen und die Parallelhaltung wird eingekoppelt. Innerhalb der nun folgenden Arbeitsschritte 3 bis 7 wird ein definiertes Weg-Zeit- und Kraft-Zeit-Profil abgearbeitet. Im Anschluss öffnet die Presse das Werkzeug im Eilgang weggeregelt

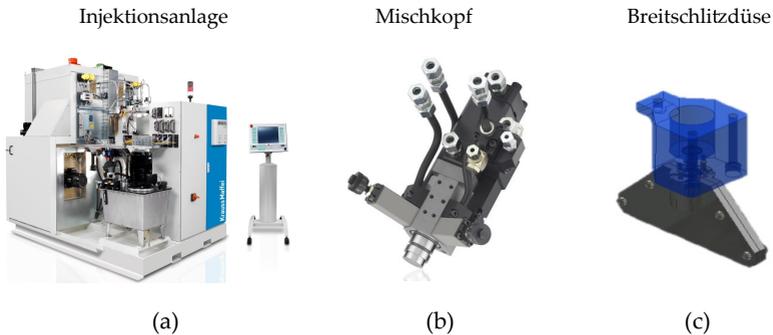


**Abbildung 4.2:** Arbeitsschritte der Presse während eines Pressenhubes. Unterteilung in weg- und kraftgeregeltes Verfahren (in Anlehnung an [6])

bis zum Erreichen des oberen Totpunkts (8). Anschließend kann das Bauteil entnommen werden und der Zyklus beginnt von neuem (9). [6]

### Hochdruckinjektionsanlage

Abbildung 4.3 (a) zeigt die Hochdruck-Injektionsanlage Model RTM 8/3,2K der Firma KraussMaffei. Die Anlage wird für das Dosieren, Vermischen und Ausstragen des Harz-Härter-Gemisches verwendet. Harz und Härter sind unabhängig temperierbar und zirkulieren in separaten Kreisläufen zum Mischkopf. Der verwendete selbstreinigende Mischkopf ist in Abbildung 4.3 (b) zu sehen. [15, 6]

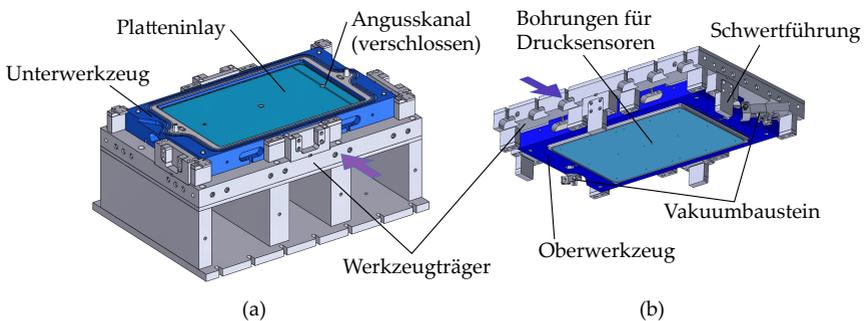


**Abbildung 4.3:** Hochdruck-Injektionsanlage Model RTM 8/3,2K der Firma KraussMaffei (a), Selbstreinigender Mischkopf (b), Breitschlitzdüse zur Matrixapplikation (c)

Bei geöffnetem Mischkopf wird der Druck der Einzelkomponenten in Bewegungsenergie umgewandelt und die Vermischung im Gegenstromprinzip realisiert. Der Komponentendruck wird über Nadelventile vor der Mischkammer eingestellt. Ein Trennmittel kann harzseitig zudosiert werden. Für die oberflächliche Matrixapplikation wird die in Abbildung 4.3 (c) dargestellte Breitschlitzdüse der Austragsbreite 150 mm am Mischkopf montiert. Die Breitschlitzdüse sorgt für eine gleichmäßige Verteilung der Matrix während des Austrags. [15, 6]

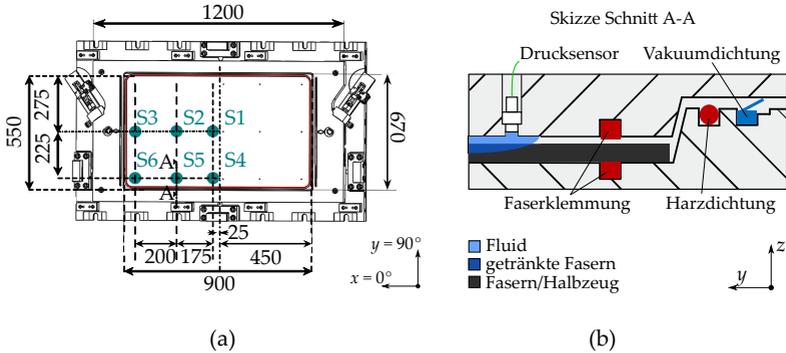
### Werkzeuginlay und Inlayträger

Abbildung 4.4 zeigt das CAD-Modell des am Fraunhofer ICT befindlichen Werkzeugträgers inklusive dem eingebauten, für die Plattenversuche verwendeten, Werkzeug mit Platteninlay. Das Inlay wird konduktiv vom Werkzeugträger temperiert. Die Regelung der Temperatur erfolgt durch Temperiergeräte P180-M der Firma Regloplast. Diese pumpen das Heizmedium (Öl) im kontinuierlichen Kreislauf durch Langlochbohrungen innerhalb des Werkzeugträgers. Das als HP-RTM Werkzeug konzipierte Platteninlay mit seitlichen Linienanguss wird für die WCM-Bauteilherstellung verwendet. Die Kavitätshöhe ist im geschlossenen Zustand von 1,7 bis 2,5 mm variierbar. Die initiale Kavitätshöhe in Abhängigkeit der Presskraft ist dem Anhang (vgl. Abbildung A.5) zu entnehmen. Der seitliche HP-RTM-Angusskanal wird mittels Blindstopfen verschlossen.



**Abbildung 4.4:** Unter- (a) und Oberseite (b) des WCM-Platteninlays inklusive Werkzeugträgers (in Anlehnung an [97])

Die Aufnahme von prozessrelevanten Daten erfolgt mittels Sensorik am und im Werkzeugeinlay. Zur Bestimmung kavitätsinterner Druckverhältnisse ( $p_{Kav.}$ ) während der Bauteilherstellung sind sechs Drucksensoren im Oberwerkzeug verbaut. Es handelt sich um piezoelektrische Sensoren vom Typ 6167AA der Firma Kistler. Abbildung 4.5 (a) zeigt die Maße der Kavität sowie die Position der im Oberwerkzeug verbauten Sensoren S1 bis S6. Abbildung 4.5 (b) skizziert die Einbauposition eines Drucksensors im Oberwerkzeug. Zusätzlich zum Dichtkonzept, bestehend aus zwei Vierkantelastomerdichtungen als Faserklemmung, einer Rundelastomerdichtung als Harzdichtung und einer Lippendichtung als Vakuumdichtung, skizziert die Abbildung 4.5 (b) die Erfassung des Fluiddrucks während der Kompressionsschritts im WCM Prozess. Aufgrund der ca. 0,5 mm nach oben versetzten Einbauposition des Drucksensors lässt sich der Fluiddruck ohne Überlagerung des benötigten Drucks zur Faserkompaktierung erfassen.



**Abbildung 4.5:** Position der Drucksensoren innerhalb des WCM-Platteninlays (a), Skizze des Dichtkonzepts des WCM-Platteninlays (b)

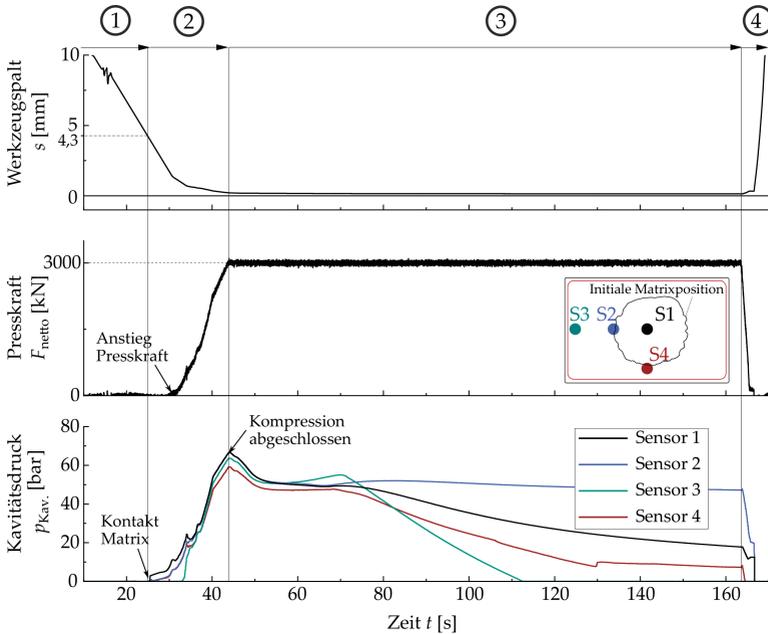
Mit Hilfe am Werkzeugträger angebrachter kapazitiver Wegmesssensoren vom Typ CS5 der Firma Micro-Epsilon wird der verbleibende Werkzeugspalt  $s$  zwischen Ober- und Unterwerkzeug ab einem Werkzeugspalt von  $s \leq 10$  mm erfasst. Die vier Sensoren sind an den Ecken des Werkzeugträgers installiert. Die Signale

der vier Wegmesssensoren werden in einer Messbox vom Typ capaNCDT 6230 der Firma Micro-Epsilon erfasst und der Pressensteuerung über eine EtherCAD Schnittstelle bereitgestellt. Durch die direkt am Werkzeugträger befindliche Spaltmessensorik können negative Einflüsse, wie die elastische Durchbiegung des Gesamtsystems Presse-Werkzeug, weitgehend eliminiert werden. Da die kapazitiven Sensoren zusätzlich eine besseren Messauflösung (0,005 mm) im Vergleich zur Positionserfassung der Presse erlauben, ersetzen diese die Positionserfassung der Pressensteuerung ab einem Werkzeugspalt von  $s \leq 10$  mm. [6, 113]

### 4.1.2 Analyse und Sequenzierung des WCM Kompressionsschritts

Zur Identifizierung von Wechselwirkungen zwischen dem Kompressionsschritt und der Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen während des WCM Prozesses, wird zunächst der Pressvorgang analysiert. Abbildung 4.6 zeigt den Verlauf des Werkzeugspalts  $s$ , der Presskraft  $F_{\text{netto}}$  sowie des Drucks  $p_{\text{Kav}}$  innerhalb der Kavität an den Sensoren 1 bis 4 am Beispiel des Versuchs A5.1 (vgl. Tabelle 4.2).

Der komplette Pressvorgang ist in die Teilprozessschritte **1. kontaktloses Schließen**, **2. Kompression**, **3. Aushärtung** und **4. Werkzeug öffnen** unterteilt. Nach der Positionierung des mit Matrix benetzten Lagenaufbaus innerhalb der Kavität erfolgt der kontaktlose Schließvorgang (1). Der Werkzeugspalt verringert sich wegeregelt in Abhängigkeit des vorgegeben Schließprofils. Hierbei wird weder eine Presskraft noch ein Fluidruck an den Sensoren erfasst. Die Verdrängung der Matrix und somit Kompression (2) des benetzten Halbzeugs beginnt, sobald ein erstes Signal an den Drucksensoren erfasst wird. Der Kavitätsdruck steigt an allen Sensoren im Verlauf des Kompressionsschritts an und erreicht sein Maximum mit dem Erreichen der vorgegebene Presskraft  $F_{\text{netto}}$  von 3000 kN. Dem Kompressionsschritt angeschlossen, erfolgt die Aushärtung (3). Hierzu wird die Presskraft für die komplette Aushärtezeit von 120 s konstant gehalten. Der Druck an den Sensoren sinkt aufgrund interner Fließvorgänge zunächst um etwa 10 bis 15 bar

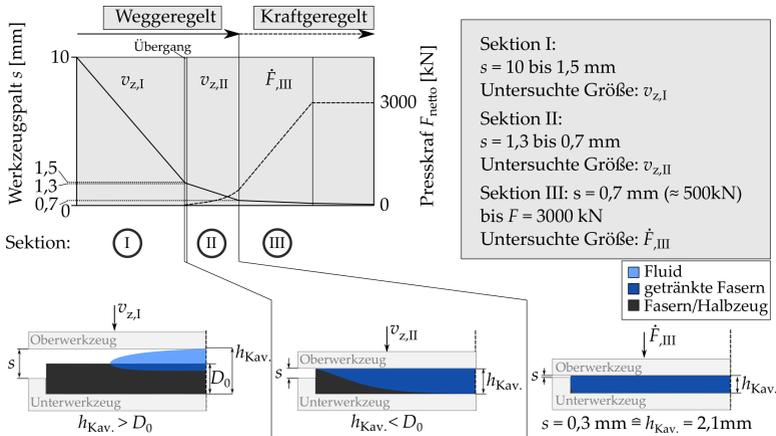


**Abbildung 4.6:** Werkzeugspalt  $s$ , Presskraft  $F_{\text{netto}}$  sowie Druckverlauf  $p_{\text{Kav.}}$  der Sensoren 1-4 während eines Pressenhubes beim WCM Prozess

ab. Bei ca. 70 s zeigen sich deutliche Änderungen des Druckverlaufs. Die reaktionsbedingte Schwindung führt zu einer Verringerung des Volumens innerhalb der Kavität. Aufgrund der zunehmenden Festkörpereigenschaften an einigen Sensoren kann der Druck nicht mehr auf den Sensor übertragen werden. Im Anschluss an die Aushärtung öffnet sich die Presse weggeregelt (4). Der Werkzeugspalt  $s$  vergrößert sich bei gleichzeitigem Kraft- und Druckabbau.

Da sich innerhalb des Kompressionsschritts die Bereiche weg- und kraftgeregelter Schließen überschneiden, wird der Kompressionsschritt in mehrere Sektionen aufgeteilt. Die Aufteilung erlaubt eine anlagentechnische Variation der Prozesseingangsparameter des Kompressionsschritts. Ziel ist die Identifizierung kritischer

Prozesseingangsparameter und eine Bestimmung des Einflusses auf die Intensität fluidinduzierter Faserverschiebungen. Abbildung 4.7 zeigt die Aufteilung des Kompressionsschritts in die Sektionen I, II und III.



**Abbildung 4.7:** Schließspalt  $s$ , Schließgeschwindigkeit  $v_z$ , Presskraft  $F_{\text{netto}}$  sowie Druckverlauf  $p_{\text{Kav.}}$  der Sensoren 1 bis 4 während eines Pressvorgangs beim WCM Prozess (in Anlehnung an [97])

**Sektion I:** Innerhalb Sektion I wird die Kavität mit der Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  ausgehend von einem Werkzeugspalt  $s = 10$  mm bis auf  $1,5$  mm weggeregelt geschlossen. Innerhalb Sektion I wird keine Zunahme der Presskraft erfasst. Entsprechend ist von einer zunächst oberflächlichen Fluidausbreitung auszugehen. Innerhalb einer Übergangsphase von  $0,2$  mm wird die Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  innerhalb Sektion I auf die Schließgeschwindigkeit innerhalb Sektion II angepasst.

**Sektion II:** Im Anschluss an die Anpassung der Schließgeschwindigkeit aus Sektion I beginnt ab einem Werkzeugspalt  $s$  von  $1,3$  mm Sektion II. Der Werkzeugspalt  $s$  verringert sich innerhalb dieser Sektion weggeregelt mit der Schließgeschwindigkeit  $v_{z,II}$  von  $1,3$  auf  $0,7$  mm bei gleichzeitigem Anstieg der Presskraft von  $0$  auf  $\approx 500$  kN. Aufgrund des Kraftanstiegs  $F_{\text{netto}}$ , wird von einer Kompaktierung

des Halbzeugs ausgegangen. Dies lässt darauf schließen, dass die Fluidausbreitung nun vornehmlich im permeablen Medium statt findet (Squeeze-Flow im permeablen Medium).

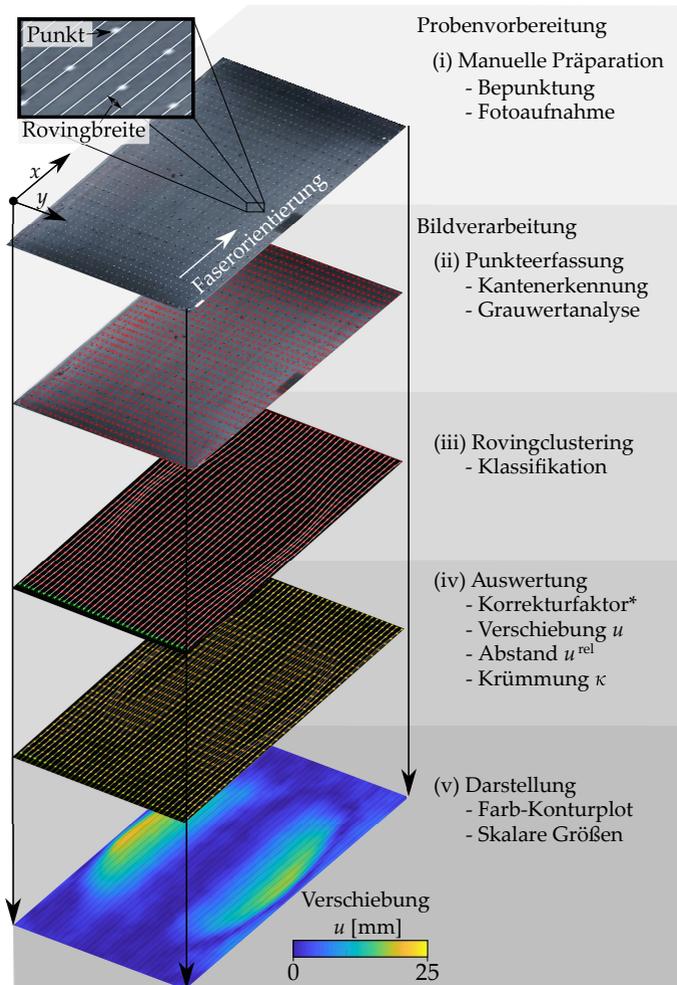
**Sektion III:** Sobald ein Werkzeugspalt  $s$  von 0,7 mm erreicht wird, schaltet die Presse auf kraftgeregelte Kompression um. Die Presskraft  $F_{\text{netto}}$  wird ausgehend vom aktuellen Wert mit definierter Kraftanstiegsrate bis auf 3000 kN erhöht. Der Werkzeugspalt verringert sich innerhalb dieser Sektion von 0,7 auf 0,3 – 0,2 mm. Ein Druckanstieg an allen Sensoren (vgl. Abbildung 4.6), lässt auf eine zunehmende Imprägnierung in Halbzeugdickenrichtung schließen.

### 4.1.3 Bewertung fluidinduzierter Faserverschiebungen auf Bauteilebene

Um den Einfluss des Kompressionsschritts auf die fluidinduzierten Faserverschiebungen der Decklage evaluieren zu können, ist eine Bewertung der hergestellten Bauteile erforderlich. Hierzu wird ein Matlab-Tool entwickelt, das mittels Bildauswertung die Rovingposition im Anschluss an eine manuelle Bauteilpräparation erfasst. Ziel ist es bauteilspezifische Merkmale zur Bewertung fluidinduzierter Faserverschiebungen (z. B. Verschiebung, relative Abstände und Krümmung der Rovings) bestimmen zu können. Abbildung 4.8 zeigt die Arbeitsschritte des entwickelten Matlab-Tools.

**Manuelle Präparation (i):** Zunächst werden die Rovingpositionen auf den hergestellten Bauteilen manuell entlang jedes dritten Rovings gekennzeichnet (weiße Punkte). Hierbei wird jeder Roving mit der gleichen Anzahl von Punkten markiert. Der Abstand zwischen den Punkten beträgt ca. 25 mm. Die gekennzeichneten Bauteile werden anschließend in einem Rahmen positioniert und fotografiert.

**Punkteerfassung (ii):** Ein Kantenerkennungsalgorithmus erfasst die anfängliche Faserschiefelage  $\alpha_0$  (vgl. Abbildung 4.10) zwischen der Bauteilkante und den Rovings innerhalb des Bildes. Mittels eines aufgebrauchten weißen Kalibrierungsmarkers (Aufkleber definierter Länge:  $l = 30$  mm) wird der Kalibrierungsfaktor



**Abbildung 4.8:** Vorgehensweise zur Quantifizierung fluidinduzierter Faserverschiebungen auf der Bauteiloberseite - in Anlehnung an [97] - (\* Implementierung des Korrekturfaktors siehe Abbildung 4.9)

zwischen Pixel und mm berechnet. Die Punktedetektion wird über eine pixelbasierte Segmentierung mit einem Grauwertanalyse-Algorithmus (Schwellenwert

von 0,6) durchgeführt. Diese Methode ist mit einem Flächen- und Exzentrizitätskriterium gekoppelt, um die Robustheit zu erhöhen. Für den Flächeninhalt der weißen Punkte wird als Filterkriterium eine Fläche von 15 bis 300 Pixel definiert. Zusätzlich wird ein Maß von 0 bis 0,95 als Exzentrizitätskriterium gesetzt. Die Filterkriterien helfen eine fehlerhafte Erkennung von Artefakte im Bereich der Faserklemmung, die zu fehlerhaften Punktedetektionen führen, zu vermeiden. Dessen angeschlossen erfolgt eine manuelle Überprüfung der erkannten Punkte.

**Rovingclustering (iii):** Die detektierten Punkte werden anschließend mit einem Klassifikationsalgorithmus zu Linien entsprechend des Rovingverlaufs zusammengefasst, sodass der Rovingverlauf entlang des Bauteils darstellbar ist. Dazu wird zunächst die Anzahl der zu erfassenden Rovings und der Punkte entlang eines jeden Rovings ermittelt. Der Algorithmus beginnt mit der Identifizierung des ersten Punkts eines jeden Rovings (siehe. Abbildung 4.8 (iii) - grüne Markierung). Ausgehend vom ersten Punkt des ersten Rovings ( $X_0/Y_0$ ) identifiziert der Algorithmus alle anderen Punkte von  $X_0$  nach  $X_n$  (links nach rechts). Der Algorithmus beginnt entsprechend oben links und endet unten rechts am Bauteil ( $X_n/Y_n$ ). Um die Robustheit zu erhöhen, werden Punkte die bereits einem Roving zugeordnet sind vom Detektionsprozess der noch folgenden Rovings ausgeschlossen. Dies ermöglicht das Clustern der Punkte in Rovings auch innerhalb stark deformierter Bereiche.

**Auswertung (iv):** Der nächste Schritt umfasst alle Korrekturen und Vorbereitungen die zur endgültigen Auswertung der gewonnenen Ortsdaten erforderlich sind. Aufgrund der optischen Bildverzerrung (Krümmung des Kameraobjektivs) ist eine Korrektur der detektierten Punkte erforderlich. Anhand eines Kalibrieremusters, bei dem die Positionen der Punkte eindeutig bekannt ist, wird eine räumliche Korrekturfunktion erstellt und den Positionsdaten innerhalb des Tools überlagert. Abbildung 4.9 zeigt das Vorgehen zur räumlichen Korrektur der Kameraverzerrung. Das Kalibrieremuster (1.) besteht aus 2100 Punkten, die mit einem  $x$ - und  $y$ -Abstand von 25 mm, gleichmäßig auf einem weißen Blatt Papier aufgedruckt sind. Die Größe des Kalibrieremusters entspricht der Plattenabmessung von 900x550 mm. Die Auswertung dieses Kalibrieremusters mittels des Matlab-Tools

zur Bewertung fluidinduzierter Faserverschiebungen sollte weder ein Verschiebung, noch eine Krümmung des Punkteverlaufs vorhersagen. Dennoch zeigt sich bei der Auswertung des Kalibrierungsmusters eine Verschiebung, die auf die Linsenkrümmung der Kamera zurück zu führen ist (2.). Um dies zu korrigieren, wird innerhalb eines Bereichs räumlicher Korrektur (roter Bereich) eine Korrekturfunktion  $u_{i,Kor.}$  (mit  $i = 1, 2, \dots, n$ ) eingefügt. Diese korrigiert die, durch die Linsenkrümmung hervorgerufene Verschiebungen in der nachfolgenden Programmschleife (3.). Als Resultat (4.) lassen sich weder Verschiebungen noch Krümmungen bei der erneuten Auswertung des Kalibrierungsmusters erkennen (vgl. Abbildung 4.9).

**Darstellung (v):** Als Ergebnis des Matlab-Tools werden Farb-Kontur-Plots für die Verschiebung  $u$  der Rovings zu deren jeweiliger initialen Position, den relativen Abständen  $u^{rel}$  der Rovings zueinander sowie der Krümmung  $\bar{\kappa}$  der approximierten Rovingverläufe abgeleitet. Die Ermittlung dieser Bauteilmerkmale wird nachfolgend detailliert erläutert.

### **Merkmale zur Bewertung fluidinduzierter Faserverschiebungen**

Zur Bewertung fluidinduzierter Faserverschiebungen auf Bauteilebene können mehrere Größen von Interesse sein. Neben der Verschiebung von Rovings in Abhängigkeit zu ihrer initialen Position, ist die Halbzeugquerdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  von Interesse. Sie gibt Aufschluss über Bereiche in denen das Halbzeug in-plane gestreckt oder gestaucht wird. Entsprechend Hautefeuille et al. [53, 54] ergeben sich in Bereichen erhöhter Halbzeugquerdehnungen erhöhte Permeabilitätswerte aufgrund der Öffnung von Fließkanälen. Auf der Gegenseite führen negative Halbzeugquerdehnungen zu einer in-plane Stauchung und somit zu einer Verringerung der entsprechenden in-plane Permeabilität. Die Halbzeugquerdehnung wird hierbei über die relativen Abstände der Rovings zueinander ermittelt. Als weitere relevante Größe wird die Krümmung der Rovings entlang des Bauteils bestimmt. Da die mechanischen Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen maßgeblich von der Faser- bzw. Rovingorientierung in Relation zur Lastrichtung abhängen, kann die Krümmung als Merkmal für eine geringere mechanische Festigkeit und Steifigkeit herangezogen werden [7, 5]. Entsprechend der aufgeführten Zusammenhänge

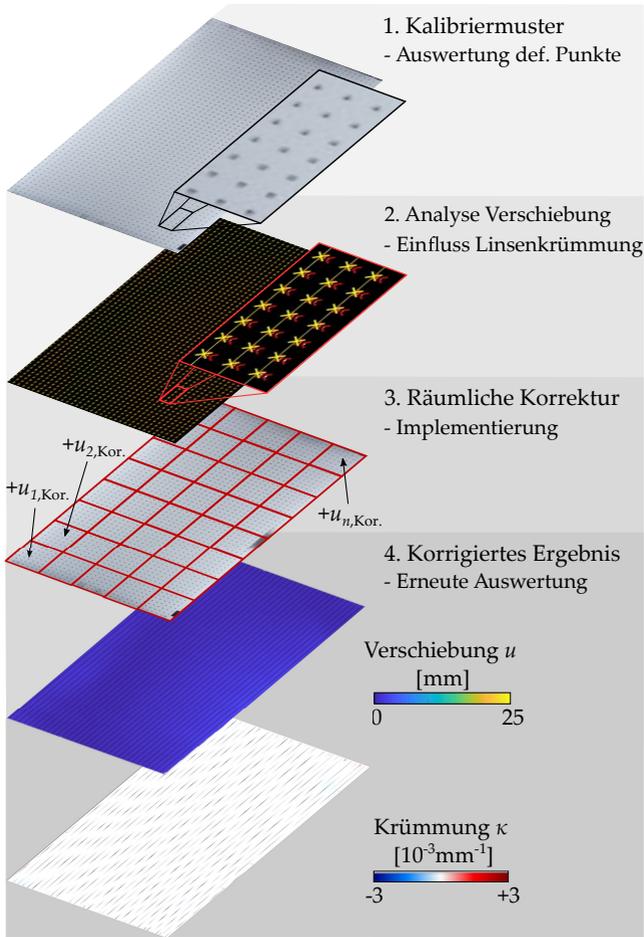
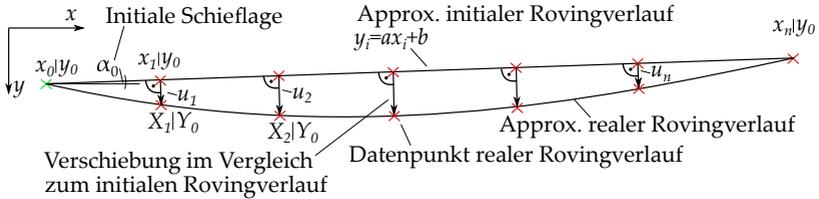


Abbildung 4.9: Implementierung eines Kalibrierfelds zur Korrektur der optischen Bildverzerrung

werden innerhalb des entwickelten Matlab-Tools die Auswertungsroutinen **Verschiebung**  $u$ , **relativer Abstand**  $u^{\text{rel}}$  und **Krümmung**  $\kappa$  implementiert.

Die **Verschiebungen**  $u_i$  werden über den Abstand der detektierten Punkte zum approximierten initialen Rovingverlauf berechnet (siehe Formel 4.1). Abbildung 4.10 skizziert die Vorgehensweise zur Bestimmung der Verschiebungswerte entlang eines Rovings  $Y_0$ . Da im Bauteilrandbereich aufgrund der Faserklemmung



**Abbildung 4.10:** Ermittlung der Verschiebung  $u_i$  mit  $i = 1 \dots n$  zwischen approximiertem initialem Rovingverlauf und approximiertem realem Rovingverlauf

keine Faserverschiebungen entstehen können, wird der initiale Rovingverlauf als Verbindung der äußersten Punkte durch die Geradengleichung  $y_i = a \cdot x_i + b$  definiert. Hierbei gibt  $a$  die Steigung und  $b$  den Schnittpunkt mit der Y-Achse an. Ausgehend von den manuell aufgebracht und vom Programm detektierten Punkten  $X_i$  entlang des Rovings  $Y_0$  bestimmt das Programm den minimalen Abstand zur Geradengleichung. Unter Miteinbeziehung des Werts  $u_{i,\text{Kor}}$ . (vgl. Abbildung 4.9) zur Korrektur der Linsenkrümmung wird  $u_1$  als Verschiebungswert zwischen  $(x_1/y_0)$  und  $(X_1/Y_0)$  bestimmt. Entsprechend wird für jeden detektierten Punkt  $(X_i/Y_i)$  mit  $i = 1 \dots n$  der Abstand  $u_i$  zum initialen Rovingverlauf  $y_i = a \cdot x_i + b$  bestimmt. Zur Darstellung im Farb-Konturplot wird der Verschiebungswert  $u_i$  auf seine initiale Position  $(x_i/y_i)$  projiziert.

$$u_i = \sqrt{(X_i - x_i)^2 + (Y_i - y_i)^2} + u_{i,\text{Kor}} \text{ mit } i = 1 \dots n \quad (4.1)$$

Zur Bildung eines skalaren Qualitätsmerkmal für die mittels WCM Prozess hergestellten Bauteile und unter gewichteter Miteinbeziehung der Verschiebungswerte

wird eine mittlere Verschiebung  $\bar{u}_w$  analog zu Formel 4.2 bestimmt. Der eingeführte Gewichtungsfaktor  $w_i = u_i/u_{i,\max}$  erhöht die Sensitivität des Werts mit zunehmenden Verschiebungen.

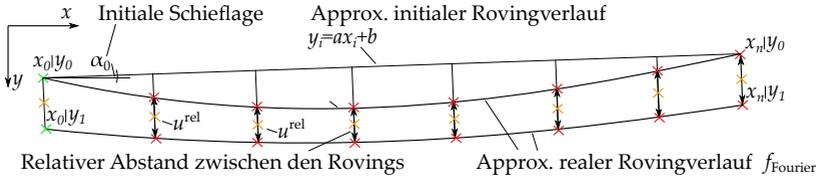
$$\bar{u}_w = \frac{\sum_{i=1}^n w_i u_i}{\sum_{i=1}^n w_i} \quad (4.2)$$

Für die Auswertung der relativen Abstände zwischen den Rovings sowie zur Auswertung deren Krümmung ist eine analytische Approximation der erfassten Datenpunkte erforderlich. Zu diesem Zweck wird eine Fourier-Funktion fünften Grades gemäß Gleichung 4.3 an die detektierten Punkte angepasst. Hierbei sind  $a_0$ ,  $a_n$  und  $b_n$  die Fourier-Koeffizienten und  $\omega = 2\pi/t_P$  die Kreisfrequenz, wobei  $t_P$  die Periodendauer angibt.

$$f_{\text{Fourier}}(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^5 a_n \cdot \cos(x \cdot \omega) + b_n \cdot \sin(x \cdot \omega) \quad (4.3)$$

Abbildung 4.11 skizziert die Vorgehensweise zur Bestimmung des **relativen Abstandes**  $u^{\text{rel}}$  zweier Rovings zueinander. Im Anschluss an die Funktionszuweisung wird die Steigung des unverformten Bezugssystems  $\alpha_0$  bestimmt. Der relative Abstand zwischen den markierten Rovings wird im rechten Winkel zur Steigung des Bezugssystems (also zur initialen Faserschieflage) bestimmt. Der Abstandswert wird mittig zwischen beiden Rovings positioniert (oranger Marker), wobei ein initialer Abstand zwischen drei Rovings von 15 mm durch Messung am textilen Halbzeug bestimmt wird.

Zur Ermittlung der, durch fluidinduzierte Verschiebungen resultierenden **Krümmungen**  $\kappa$  des Rovingverlaufs, werden die, an die Datenpunkte approximierten Fourier-Funktionen (Formel 4.3) verwendet. Mittels zweimaliger Ableitung der Fourier-Funktion kann entsprechend die Krümmung für jeden erfassten Roving ermittelt werden. Simultan zur gewichteten mittleren Verschiebung, wird eine gewichtete mittlere Krümmung  $\bar{\kappa}_w$  entsprechend Formel 4.4 je Bauteil bestimmt.

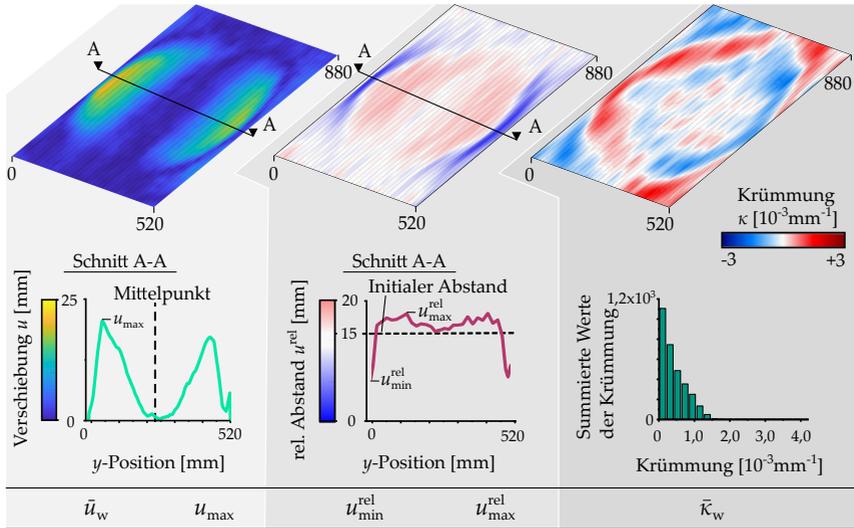


**Abbildung 4.11:** Skizzierung der Vorgehensweise zur Ermittlung des relativen Abstands  $u_{rel}$  zwischen zwei Rovings

Auch hier erhöht der eingeführte Gewichtungsfaktor  $w_i = \kappa_i / \kappa_{i,max}$  die Sensitivität des Werts mit zunehmenden Krümmungen.

$$\bar{\kappa}_w = \frac{\sum_{i=1}^n w_i \kappa_i}{\sum_{i=1}^n w_i} \quad (4.4)$$

Den Ergebniswerten werden Gitternetze (Gitterauflösung  $n_G = 300$ ) zur Darstellung als Farb-Kontur-Plot überlagert. Zur farblichen Differenzierung der Intensität der jeweiligen Merkmale erfolgt eine Aufteilung in 100 Inkrementlinien. Farb-Kontur-Plots der Auswertungsroutinen **Verschiebung**  $u$ , **relativer Abstand**  $u^{rel}$  und **Krümmung**  $\kappa$  sind in Abbildung 4.12 am Beispiel des Versuchs A2.1 visualisiert. Die Darstellung erlaubt die bauteilspezifische und globale Erfassung der Merkmale fluidinduzierter Faserverschiebungen. Aufgrund der durch die Faserklemmung induzierten Kompaktierung im Randbereich reduziert sich die auswertbare Fläche von ursprünglich  $900 \times 550 \text{ mm}^2$  auf  $880 \times 520 \text{ mm}^2$ . Zusätzlich zur globalen Darstellung zeigt der mittige Schnitt A-A Verschiebungen  $u$  sowie Änderungen der relativen Rovingabstände zueinander  $u^{rel}$  in Abhängigkeit der  $y$ -Position. Statistische Informationen der Auswertemethode werden über Histogramme, Mittel- und Extremwerte ermittelt und bereitgestellt. Hierbei werden als skalare Größen die gewichtete mittlere Verschiebung  $\bar{u}_w$ , die maximale Verschiebung  $u_{max}$ , der minimale  $u_{min}^{rel}$  und maximale  $u_{max}^{rel}$  relative Abstand sowie die mittlere Krümmung  $\bar{\kappa}_w$  je Bauteil ausgegeben.

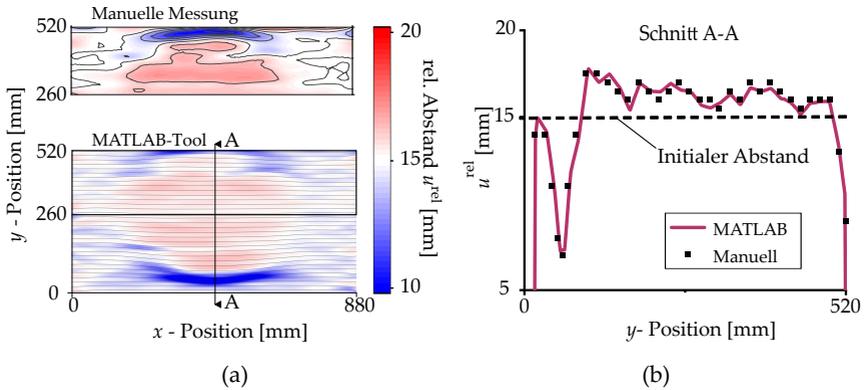


**Abbildung 4.12:** Farb-Kontur-Plots des entwickelten Matlab-Tools zur Darstellung fluidinduzierter Faserverschiebungen: Verschiebung  $u$ , relativer Abstand  $u^{\text{rel}}$  sowie Krümmung  $\kappa$ . Ableitbare skalare Größen: gewichtete mittleren Verschiebung  $\bar{u}_w$ , maximale Verschiebung  $u_{\text{max}}$ , minimaler  $u^{\text{rel}}_{\text{min}}$  und maximaler  $u^{\text{rel}}_{\text{max}}$  relativer Abstand zwischen den Rovings sowie mittlere Krümmung  $\bar{\kappa}_w$

## Validierung der Methodenentwicklung

Die entwickelte Methode wird validiert, indem der vom Matlab-Tool ermittelte relative Abstand zwischen drei Rovings mit manuellen Messergebnissen verglichen wird. Abbildung 4.13 zeigt den Farb-Kontur-Plot des Bauteils B3.2 mit manuell gemessenen Werten sowie die vom Matlab-Tool erzeugte Konturdarstellung (a). Zusätzlich werden manuell gemessene Werte (Messgenauigkeit  $\approx 0,5$  mm) mit Werten des Matlab-Tools entlang des Schnittes A-A verglichen (b).

Ein Vergleich manuell ermittelter Werte, mit denen des Matlab-Tools zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Abweichungen, wie sie entlang des Schnitts A-A entnommen werden können, befinden sich im Bereich von 0,5 mm und somit innerhalb der Messgenauigkeit, die beim Ablesen der manuellen Daten auftritt. Der Einfluss der manuellen Probenpräparation auf die Merkmale fluidinduzierter



**Abbildung 4.13:** Konturplot des Bauteils B3.2: Manuelle Messung der relativen Abstände (lineare Interpolation: Erhöhung der Gesamtpunktzahl auf 100, Glättungsfaktor = 0,01) und Farb-Kontur-Plot der relativen Abstände  $u^{\text{rel}}$  zwischen den Rovings des entwickelten Matlab-Tools (a), Vergleich der Werte entlang des Schnitts A-A (b) (in Anlehnung an [97])

Faserverschiebungen wird anhand der Bauteile B3.1-3 (vgl. Tabelle 4.2) genauer untersucht. Um die Güte und Reproduzierbarkeit der Auswertemethode zu ermitteln, wird die Routine zur Bestimmung der gewichteten mittleren Verschiebung anhand dieser Bauteile wiederholt. Nach der Probenpräparation wird die gewichtete mittlere Verschiebung  $\bar{u}_w$  mittels Matlab-Tool bestimmt. Im Anschluss werden die Punkte geschwärzt und neue Punkte aufgebracht, anhand derer wiederum die mittlere Verschiebung bestimmt wird. Tabelle 4.1 zeigt die ermittelten Werte bei wiederholten Messungen der Bauteile B3.1, B3.2 sowie B3.3. Des Weiteren ist der Mittelwert nach dreimaliger Messung inklusive Standardabweichung pro Probe aufgeführt. Am Beispiel der evaluierten Bauteile B3.1-3 (vgl. Tabelle 4.2) zeigt sich, dass sich reproduzierbare Ergebnisse für die gewichtete mittlere Verschiebung  $\bar{u}_w$  mittels der vorgestellten Methode bestimmen lassen. Die Werte der gewichteten mittleren Verschiebungen  $\bar{u}_w$  unterscheiden sich innerhalb eines Bauteils nach dreimaliger Messung um maximal 0,26 mm. Die maximale Standardabweichung der drei Messungen beträgt 0,107 mm (Bauteil B3.1). Aufgrund

**Tabelle 4.1:** Wiederholte manuellen Bepunktung entlang der Rovingstruktur

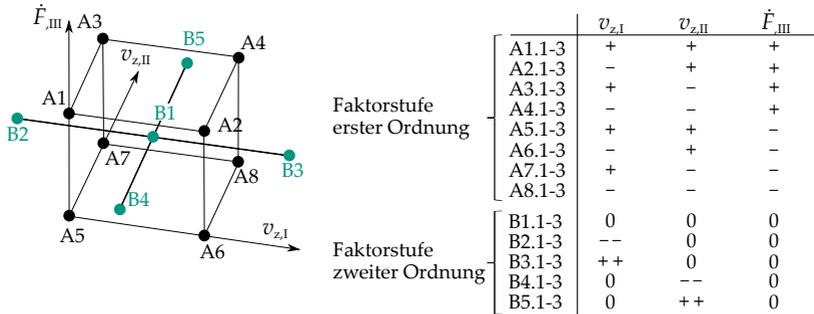
Bauteil	mittlere Verschiebung $\bar{u}_w$				St.Abw.
	Messung 1	Messung 2	Messung 3	Mittelwert	
<b>B3.1</b>	9,39	9,5	9,65	9,513	0,107
<b>B3.2</b>	8,84	8,64	8,68	8,72	0,086
<b>B3.3</b>	7,68	7,56	7,66	7,63	0,052

der hohen Reproduzierbarkeit und der geringen Standardabweichung wird die vorgestellte Methode als valide definiert und für die Bewertung der fluidinduzierten Verschiebungen der hergestellten Bauteile eingesetzt.

#### 4.1.4 Einfluss des Kompressionsschritts

Nachfolgend werden die Versuchseinstellungen sowie der Einfluss variiert Prozessparameter des Kompressionsschritts auf die Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen dargestellt.

**Versuchseinstellungen:** Zur Evaluierung des Effekts der jeweiligen Sektionen (vgl. Kapitel 4.1.2) des Kompressionsschritts auf die resultierenden fluidinduzierten Faserverschiebungen werden die Prozesseingangsparameter  $v_{z,I}$ ,  $v_{z,II}$  und  $\dot{F}_{,III}$  entsprechend des in Abbildung 4.14 dargestellten Versuchsplans systematisch variiert. Die dargestellte  $2^3$ -faktorielle Versuchsmatrix (schwarz), bestehend aus acht Versuchsläufen (A1 bis A8) der drei variierten Faktoren  $v_{z,I}$ ,  $v_{z,II}$  und  $\dot{F}_{,III}$ . Die Aufteilung in zwei Faktorebenen (-/+ ) erlaubt eine Bewertung der Wechselwirkungen zwischen Einflussfaktoren und Zielgrößen mit einer möglichst geringen Anzahl von Experimenten [114]. Um quadratische Zusammenhänge zwischen den Parametern  $v_{z,I}$  und  $v_{z,II}$  auswerten zu können, wird eine Faktorstufenkonfiguration zweiter Ordnung (- -/0/++) in Anlehnung an ein Central-Composite-Design [114] ergänzt (grün).



**Abbildung 4.14:** Geometrisches Modell der  $2^3$ -faktoriellen Versuchsmatrix (in Anlehnung an das Central-Composite-Design nach Siebertz [114])

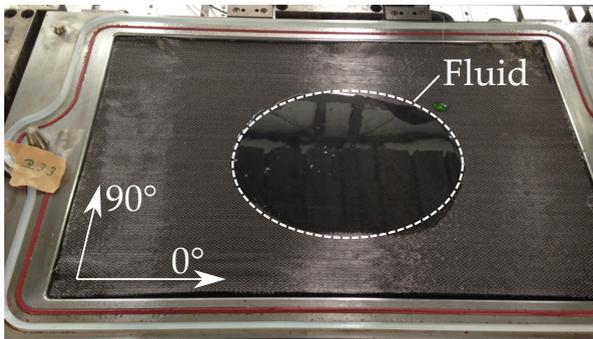
Die variierten sowie die konstanten Versuchsparameter zeigt Tabelle 4.2. Die Geschwindigkeit in der Sektion I wird von minimal 0,2 bis maximal 1,4 mm/s variiert. Innerhalb Sektion II wird die Schließgeschwindigkeit von minimal 0,1 bis maximal 0,5 mm/s variiert. Die Kraftanstiegsrate innerhalb Sektion III variiert von minimal 263 bis maximal 555 kN/s.

**Tabelle 4.2:** Variierte (vgl. Abbildung 4.14) sowie konstante Prozessparameter für die Bauteilherstellung mittels WCM Prozess

Parameter	[Einheit]	--	-	0	+	++
$v_{z,I}$	[mm/s]	0,2	0,5	0,8	1,1	1,4
$v_{z,II}$	[mm/s]	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$\dot{F}_{III}$	[kN/s]		263	357	555	

**Konstante Parameter:** Werkzeugtemperatur  $T_W = 120^\circ\text{C}$ , Matrixtemperatur (Harz/Härter/ITM)  $T_M = 60/22/22^\circ\text{C}$ , Mischungsverhältnis (Harz/Härter/ITM) 100/16,2/2 Gew.-%, Halbzeug ZOLTEK UD-300, Lagenaufbau [0/90/0]s, Gewicht Lagenaufbau  $m_F = 927 \pm 7,4\text{ g}$ , Matrixgewicht  $m_M = 600\text{ g}$ , Aushärtezeit  $t_H = 2\text{ min}$

Für die Durchführung der Untersuchungen werden sechs Lagen des eingangs beschriebenen ZOLTEK Kohlenstofffasergelege UD300 im Lagenaufbau  $[0/90/0]_s$  für die Herstellung der Bauteile verwendet (vgl. Kapitel 2)). Zur Sicherstellung eines symmetrischen Lagenaufbaus, wird die Halbzeugoberseite (Zick-Zack-Muster) bei den unteren drei Lagen nach unten gerichtet. Es werden 600 g des Matrixsystems Voraforce 5300 mittig auf dem Faserhalbzeug appliziert. Die initiale Matrixposition vor der Konsolidierung zum Composite mittels WCM Prozess zeigt Abbildung 4.15. Bei den Versuchen wird die Werkzeugtemperatur  $T_W$ ,



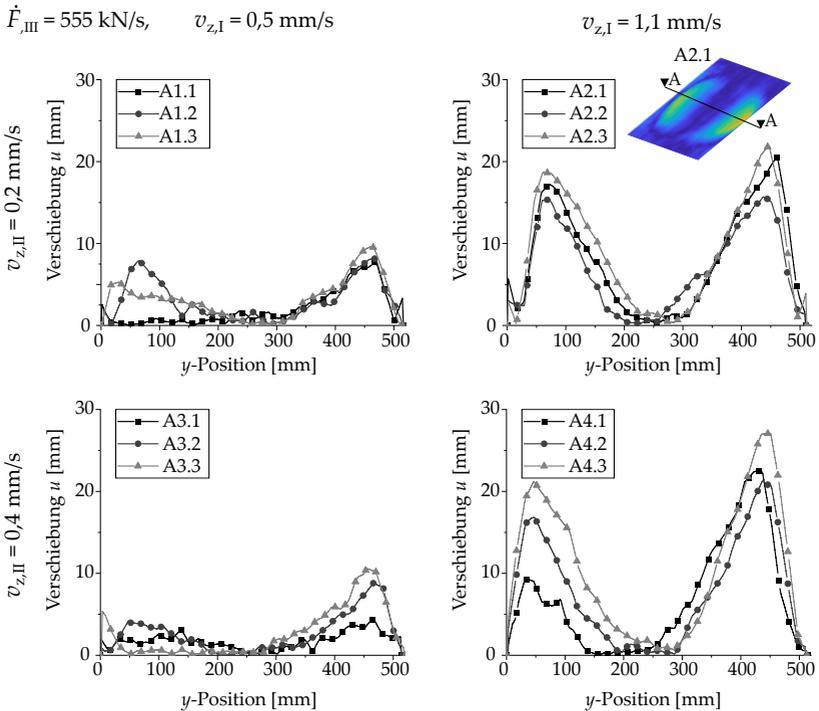
**Abbildung 4.15:** Initiale Matrixposition des im Werkzeuginlay positionierten Lagenaufbaus (in Anlehnung an [97])

die Matrixtemperatur  $T_M$ , die Matrixmenge  $m_M$ , die Matrixapplikationsstrategie sowie die, dem Kompressionsschritt angeschlossene, Aushärtezeit  $t_H$  konstant gehalten (vgl. Tabelle 4.2). Vor Versuchsbeginn wird eine Referenzfahrt der Presse mit dem eingebauten WCM Werkzeug durchgeführt. Hierbei wird der Nullpunkt des Werkzeugspalts  $s$  bei einer Presskraft  $F_{\text{netto}}$  von 3000 kN und ohne eingelegetes Halbzeug definiert. Die Kavitätshöhe des Platteninlays in Abhängigkeit der Presskraft ist dem Anhang zu entnehmen (vgl. Abbildung A.5).

### **Effekt der Prozesseingangsparameter**

Abbildung 4.16 zeigt die, mit Hilfe des entwickelten Matlab-Tools zur Quantifizierung der fluidinduzierten Faserverschiebungen, bestimmte Verschiebung  $u$

entlang des mittigen Bauteilschnitts A-A (vgl. Abbildung 4.13). Dargestellt sind die Versuchskonfiguration A1 bis A4 (Kraftanstieg  $\dot{F}_{III} = 555 \text{ kN/s}$ ) bei jeweils dreimaliger Versuchswiederholung. Die Abbildung zeigt, dass die fluidinduzier-



**Abbildung 4.16:** Fluidinduzierte Verschiebungen  $u$  entlang des Schnitts A-A (Mitte des Bauteils) der Versuche A1-A4 mit einer Kraftanstiegsrate  $\dot{F}_{III}$  von 555 kN/s

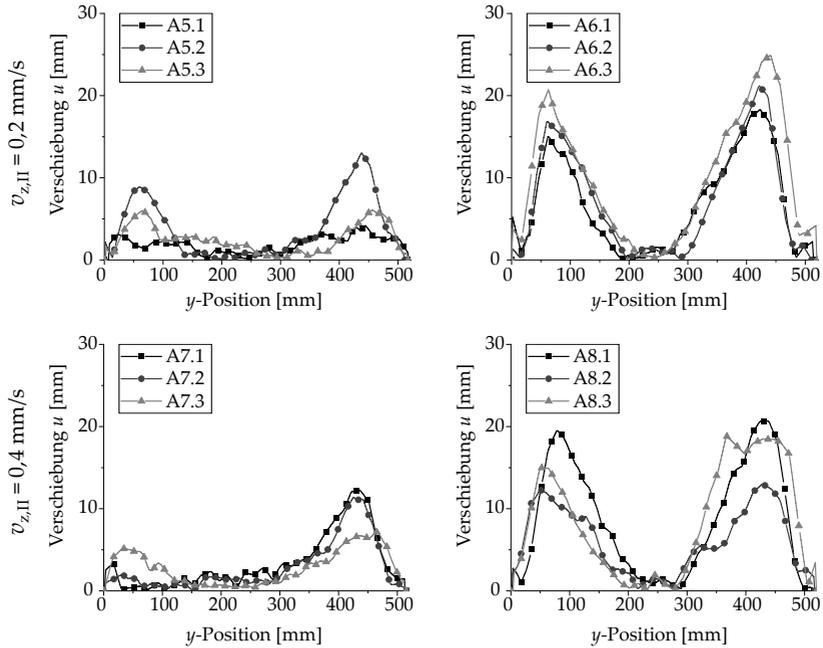
ten Verschiebungen  $u$  entlang des Schnitts A-A bei den abgebildeten Versuchen A1 bis A4 der charakteristische Form aus Kapitel 3.1 entsprechen. Ausgehend von der Bauteilmitte ( $y$ -Position = 250 mm) steigen die fluidinduzierten Verschiebungen  $u$  zum jeweiligen Maximum nach außen hin an, bevor diese anschließend stark abfallen. Die Höhe der maximalen fluidinduzierten Verschiebungen  $u_{max}$  variiert, je nach Prozesseingangsparameter. So zeigen die Versuche mit hoher

Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I} = 1,1$  mm/s höhere Verschiebungswerte als die der entsprechend geringeren Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I} = 0,5$  mm/s. Anhand Abbildung 4.16 kann kein eindeutiger Zusammenhang zwischen hohen und niedrigeren Werten der Schließgeschwindigkeit  $v_{z,II}$  innerhalb Sektion II ermittelt werden. Mit einer maximalen fluidinduzierten Verschiebung von 26 mm im Vergleich zur initialen Rovingposition zeigt der Versuch A4.3 den höchsten Verschiebungswert  $u_{\max}$  der Versuchsreihe. Trotz gleichbleibender Versuchsparameter unterscheiden sich die Verschiebungen bei den Bauteilen A4.1-3 einseitig. Hierbei zeigen sich Unterschiede der maximalen Verschiebungen  $u_{\max}$  im Bereich der  $y$ -Position zwischen 0-200 mm von mehr als 10 mm. Als Grund sind geringfügige Unterschiede bei der initialen Matrixposition zu nennen. Der Einfluss der initialen Matrixposition auf die Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen wird im nachfolgenden Kapitel 4.1.5 detailliert erläutert.

Die fluidinduzierten Verschiebungen  $u$  entlang des Schnitts A-A für die Versuche mit einem Kraftanstieg  $\dot{F}_{III}$  von 263 kN/s (A5 bis A8) sind in der Abbildung 4.17 dargestellt. Entsprechend der dreimaligen Versuchswiederholung sind die Einzelwerte der jeweiligen Versuche aufgetragen. Analog zu den Versuchen A1 bis A4 (vgl. Abbildung 4.16) zeigen sich bei den Bauteilen A5 bis A8 vergleichbare fluidinduzierte Verschiebungen  $u$  entlang des Schnitts A-A. Bei erhöhter Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  (Sektion I) treten höhere fluidinduzierte Verschiebungen  $u$  auf (siehe A6 und A8). Ein zusätzlicher Einfluss der Schließgeschwindigkeit  $v_{z,II}$  oder des Kraftanstiegs  $\dot{F}_{III}$  kann bei einem qualitativen Vergleich der Abbildung 4.16 und 4.17 nicht ermittelt werden.

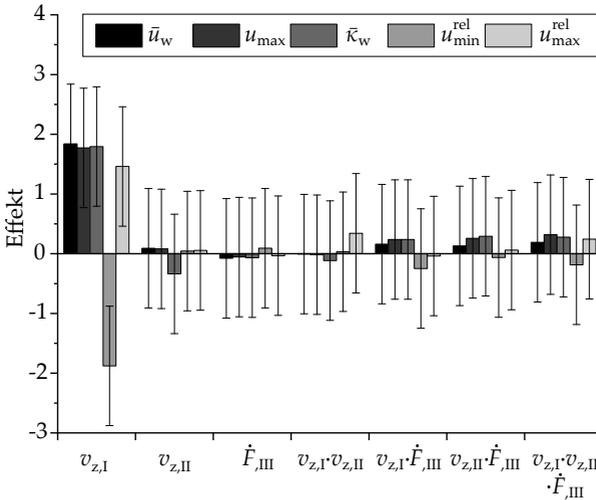
$$\dot{F}_{III} = 263 \text{ kN/s}, \quad v_{z,I} = 0,5 \text{ mm/s}$$

$$v_{z,I} = 1,1 \text{ mm/s}$$



**Abbildung 4.17:** Fluidinduzierte Verschiebungen  $u$  entlang des Schnitts A-A (Mitte des Bauteils) der Versuche A5-A8 mit einer Kraftanstiegsrate  $\dot{F}_{III}$  von 263 kN/s

Zur quantifizierbaren und statistisch abgesicherten Bestimmung des Effekts der Prozesseingangsparameter ( $v_{z,I}$ ,  $v_{z,II}$  und  $\dot{F}_{III}$ ) auf die Merkmale fluidinduzierter Faserverschiebungen wird eine Varianzanalyse (ANOVA)[114] durchgeführt. Der berechnete Effekt der einzelnen Prozesseingangsparameter  $v_{z,I}$ ,  $v_{z,II}$  und  $\dot{F}_{III}$  auf die Merkmale fluidinduzierter Faserverschiebungen zeigt Abbildung 4.18. Neben der Evaluierung von Einzeleffekten werden mögliche Wechselwirkungen zwischen den variierten Prozessparametern auf die Merkmale fluidinduzierter Faserverschiebung (gewichtete mittlere Verschiebung  $\bar{u}_w$ , maximale Verschiebung  $u_{max}$ , mittlere absolute Krümmung  $\bar{\kappa}_w$  sowie minimaler  $u_{min}^{rel}$  und maximaler  $u_{max}^{rel}$



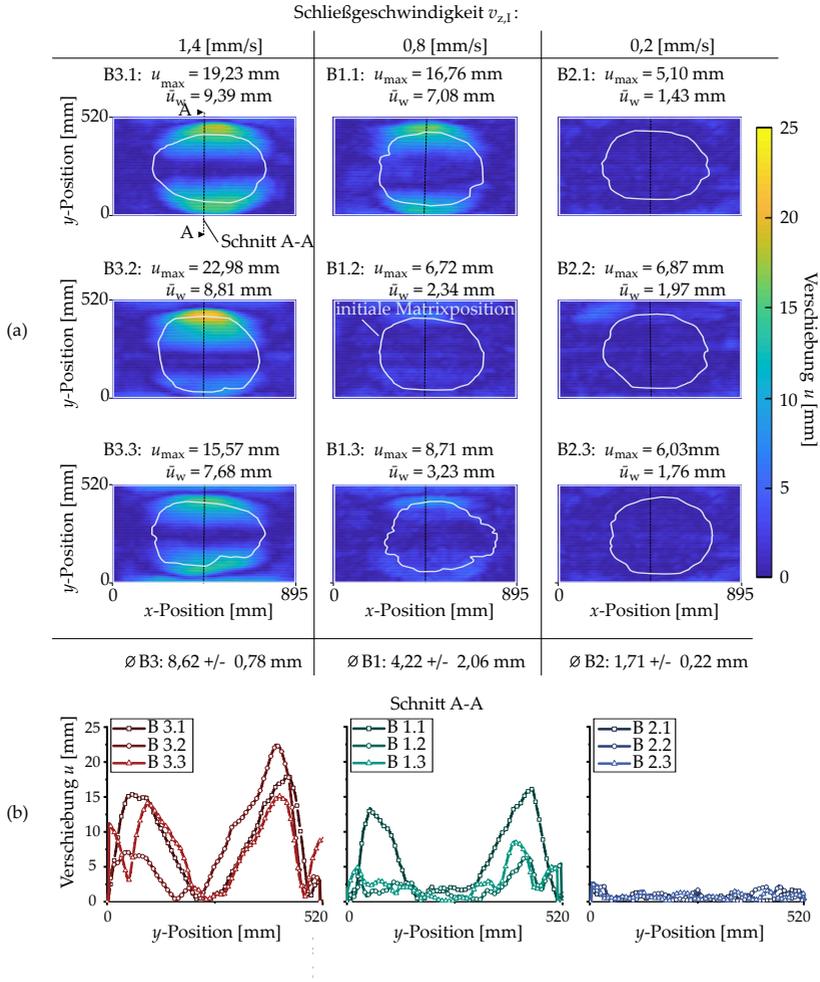
**Abbildung 4.18:** Effekt der Prozesseingangsparameter  $v_{z,I}, v_{z,II}$  und  $\cdot \dot{F}_{,III}$  auf die studentisierten Werte der gewichteten mittleren Verschiebung  $\bar{u}_w$ , der maximalen Verschiebung  $u_{max}$ , der mittleren Krümmung  $\bar{\kappa}_w$ , des minimalen  $u_{min}^{rel}$  und maximalen relativen Abstands  $u_{max}^{rel}$  der Versuche A1-A8 (in Anlehnung an [97])

relativer Abstand zwischen den Rovings) der Versuche A1 bis A8 in der Abbildung 4.18 aufgezeigt. So zeigt Abbildung 4.18, dass der Effekt von  $v_{z,I}$  auf die gewichtete mittlere Verschiebung  $\bar{u}_w$ , die maximale Verschiebung  $u_{max}$ , die mittlere Krümmung  $\bar{\kappa}_w$  sowie auf den maximalen relativen Abstand  $u_{max}^{rel}$  am höchsten ist. Gleichzeitig zeigt sich ein negativer Effekt von  $v_{z,I}$  auf den minimalen relativen Abstand  $u_{min}^{rel}$ . Ein positiver Effektwert gibt hierbei an, dass bei Erhöhung des Parameters  $v_{z,I}$  auch der Wert des entsprechenden Merkmals zur Beschreibung fluidinduzierter Faserverschiebungen steigt. Bei einem negativem Effekt sinkt der Wert des entsprechenden Merkmals zur Beschreibung fluidinduzierter Faserverschiebungen (hohes  $v_{z,I}$  führt zur Reduzierung des minimalen Abstands zwischen den Rovings  $u_{min}^{rel}$ ). Der studentisierte Effektwert gibt an, in wie fern Stichprobenstandardabweichungen höher ist als der Mittelwert der Gesamtversuchsreihe [115]. Im Fall der gewichteten mittlere Verschiebung  $\bar{u}_w$  (Effektwert  $\bar{u}_w = 1,84$ ) gibt dieser Wert an, dass die Stichprobenstandardabweichungen um das 1,84-fache höher

ist als der Mittelwert der Gesamtversuchsreihe [115]. Wechselwirkungen von  $v_{z,II}$  (Effektwert  $\bar{u}_w = 0,09$ ),  $\dot{F}_{,III}$  (Effektwert  $\bar{u}_w = -0,07$ ) sowie von  $v_{z,I} \cdot v_{z,II}$ ,  $v_{z,I} \cdot \dot{F}_{,III}$ ,  $v_{z,II} \cdot \dot{F}_{,III}$  und  $v_{z,I} \cdot v_{z,II} \cdot \dot{F}_{,III}$  auf die Ausbildung der Merkmale fluidinduzierter Faserverschiebung können nicht eindeutig bestimmt werden. Zur Bewertung der Aussagegüte sind in Tabelle A.1 im Anhang die mittels Drei-Wege-ANOVA ermittelten p-Werte aufgeführt. Das Überschreiten des p-Werts gibt Aufschluss über die statistische Irrtumswahrscheinlichkeit für die Entscheidung, den Effekt als wahr oder als scheinbaren Effekt einzustufen. Hierbei wird in der Literatur häufig ein Grenzwert von 0,05 verwendet [114]. Wird dieser Grenzwert überschritten, so gilt der Effekt als scheinbarer Effekt. Unabhängig der Merkmale zur Bewertung der Intensität fluidinduzierter Faserverschiebungen erreicht lediglich der Prozess-eingangparameter  $v_{z,I}$  einen p-Wert von unter 0,05. Entsprechend wird dieser Effekt als wahrer Effekt bestimmt. Die übrigen angedeuteten Zusammenhänge sind in diesem Sinne scheinbare Effekte, da ihre p-Werte die Grenze von 0,05 überschreiten. Der geringe p-Wert des Modells, weist diesem außerdem eine hohe Aussagegüte zu. [115, 114]

#### 4.1.5 Einfluss der Matrixposition und der Schließgeschwindigkeit $v_{z,I}$

Da sich innerhalb Kapitel 3.1 eine Korrelation zwischen den fluidinduzierten Verschiebungen und der initialen Matrixposition ergeben hat, sollen nachfolgend etwaige Zusammenhänge auf Prozessebene aufgezeigt werden. Abbildung 4.19 (a) zeigt die ermittelten globalen fluidinduzierten Verschiebungen  $u$  der Bauteile mit variiertes Werkzeugschließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$ . Die initiale Matrixposition, die für jeden Versuch mittels einer Bildaufnahme dokumentiert wird, ist innerhalb des Farb-Kontur-Plots für die Bauteile B3.1-3, B1.1-3 sowie B2.1-3 dargestellt. Des Weiteren zeigt die Abbildung die ermittelten Werte für die maximalen Verschiebung  $u_{max}$  sowie die gewichtete mittlere Verschiebung  $\bar{u}_w$ . In Abbildung 4.19 (b) ist die Verschiebung  $u$  entlang des Schnitts A-A der Versuche B3.1-3, B1.1-3 und B2.1-3 dargestellt. Anhand Abbildung 4.19 (a) lässt sich ein Zusammenhang sowohl zwischen der Verringerung der maximalen Verschiebung  $u_{max}$  als auch

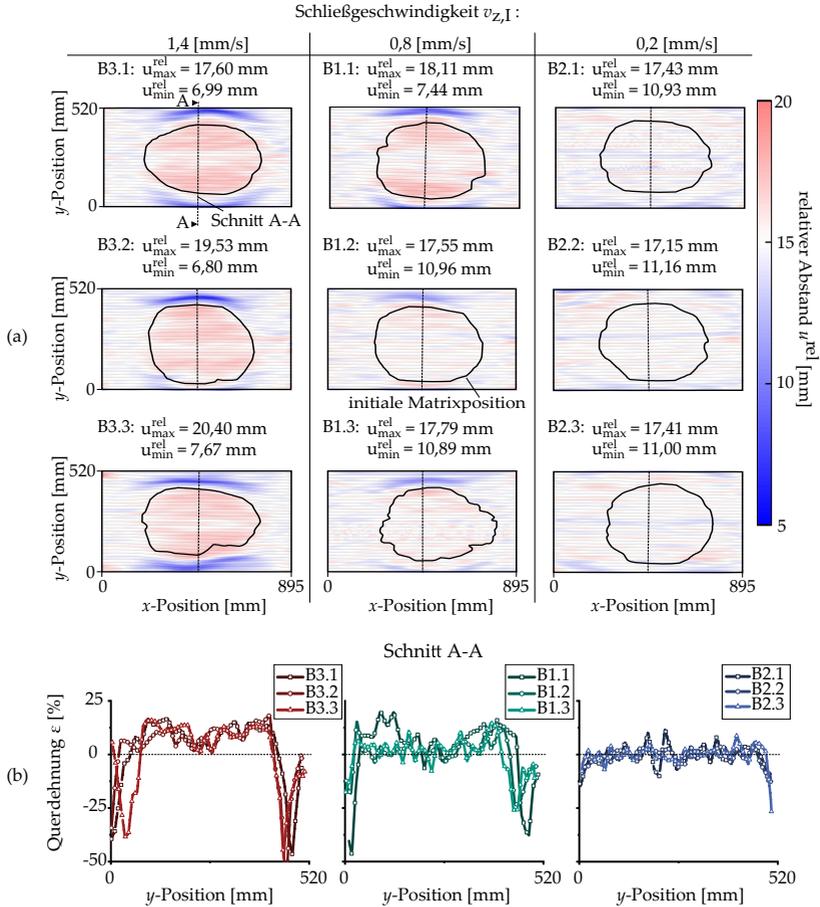


**Abbildung 4.19:** Globale Darstellung der fluidinduzierten Verschiebungen  $u$  und der initialen Matrixposition der Bauteile B3.1-3, B1.1-3 und B2.1-3 (a), Verschiebungen  $u$  entlang des Schnitts A-A der Versuche B1-B3 (in Anlehnung an [97])

der gewichteten mittleren Verschiebung  $\bar{u}_w$  hin zu geringeren Schließgeschwindigkeiten  $v_{z,1}$  erkennen. Eine Reduzierung von  $v_{z,1}$  von 1,4 auf 0,2 mm/s führt zu

einer Abnahme der gewichteten mittleren Verschiebung  $\bar{u}_w$  von durchschnittlich 8,62 auf 1,7 mm. Maximale Verschiebungen  $u_{\max}$  verringern sich von maximal 22,98 mm ( $v_{z,I} = 1,4$  mm/s) beim Versuch B3.2 auf 5,1 mm ( $v_{z,I} = 0,2$  mm/s). Trotz konsistentem Matrixauftrag zeigen sich Unterschiede in der Ausbildung der initialen Matrixposition. Anhand des Vergleichs der abgebildeten initialen Matrixposition zur Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen lassen sich für die Werkzeugschließgeschwindigkeiten  $v_{z,I} = 1,4$  mm/s und  $v_{z,I} = 0,8$  mm/s Verschiebungen insbesondere am Rand der initialen Matrixposition erkennen.

Zur Bewertung der Halbzeugquerdehnung in Korrelation zur initialen Matrixposition und zur Werkzeugschließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  zeigt Abbildung 4.20 (a) die relativen Rovingabstände der Bauteile B3.1-3, B1.1-3 sowie B2.1-3 mit den entsprechenden Maxima  $u_{\max}^{\text{rel}}$  und Minima  $u_{\min}^{\text{rel}}$  des relativen Abstands. Abbildung 4.20 (b) zeigt die, entlang des Schnitts A-A, ermittelte Halbzeugquerdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  der Versuche B3.1-3, B1.1-3 und B2.1-3. Die Halbzeugquerdehnung ergibt sich aus Division des gemessenen relativen Abstands durch den Sollabstand  $u^0$  von 15 mm ( $\varepsilon_{\perp} = \frac{u^{\text{rel}}}{u^0}$ ). Abbildung 4.20 (a) zeigt, dass eine Erhöhung der Werkzeugschließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  zu einer Zunahme des relativen Abstands der Rovings zueinander im Bereich der initialen Matrixposition führt. Die entsprechende Zunahme der Querdehnung innerhalb des  $y$ -Bereichs von 0 bis 520 mm ist in der Abbildung 4.20 (b) aufgeführt. So zeigt sich, dass die Halbzeugquerdehnung  $\varepsilon_{\perp}$  im mittigen Bereich der Platte ( $y$ -Position: 80 bis 440 mm) auf bis zu +20 % ansteigt, während im Randbereich ( $y$ -Position: 0 bis 80 und 440 bis 520 mm) negative Halbzeugquerdehnungen von bis zu -50 % erfasst werden. Die dargestellten Ergebnisse sind konsistent mit den innerhalb Kapitel 3.1 aufgezeigten Zusammenhängen einer steigenden Schließgeschwindigkeit und einer positiven Halbzeugquerdehnung im Bereich des initialen Fluids. So zeigen die Bauteile eine deutliche Zunahme der Halbzeugquerdehnung im Bereich initialer Matrixposition, wobei die Rovings am Rande der initialen Matrixposition in-plane gestaucht werden. Entsprechend der Vorversuche auf Prüfstandebene wird angenommen, dass die positive Querdehnung des Halbzeugs im Bereich initialer Matrixposition zur Verschiebung der Rovings führt.



**Abbildung 4.20:** Relativer Abstand der Rovings zueinander sowie der initialen Matrixposition der Versuche B3.1-3, B1.1-3 und B2.1-3 (a), Halbzeugquerdehnung  $\epsilon_{\perp}$  entlang des Schnitts A-A der Versuche B1-B3 (in Anlehnung an [97])

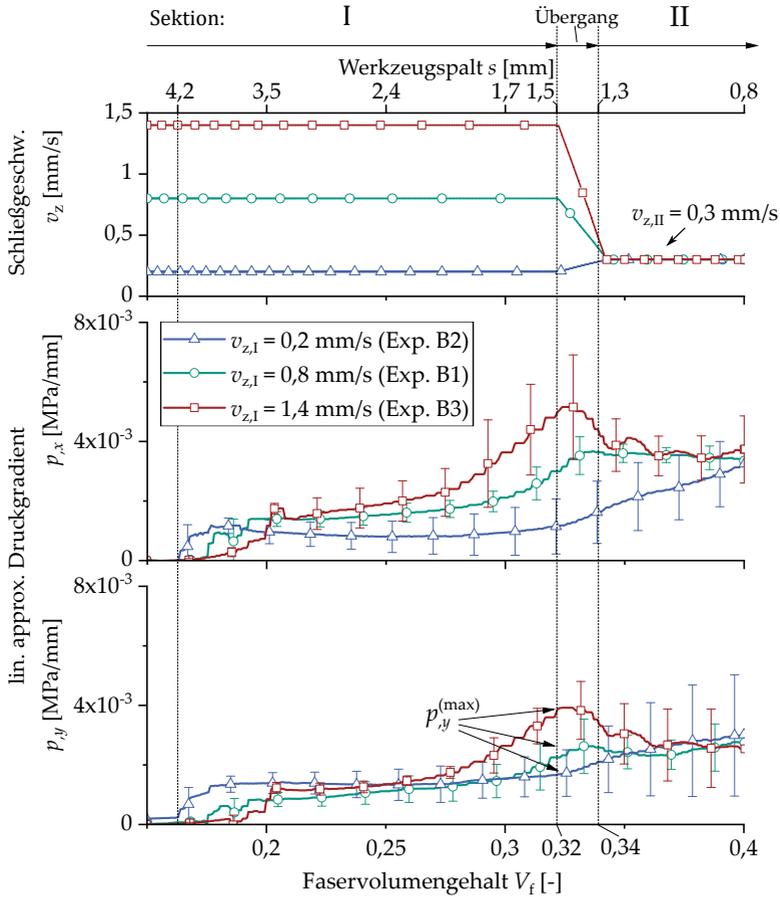
### 4.1.6 Korrelation zum Kavitätsdruck

Nachfolgend soll gezeigt werden, ob die Intensität fluidinduzierter Faserverschiebungen mit dem Kavitätsdruck während des Kompressionsschritts korreliert werden kann. Da der fluid drag  $f_d$  (vgl. Formel 1.13) abhängig vom Druckgradienten  $\vec{\nabla}p$  ist, wird der richtungsabhängige Druckgradient in ( $p_{,x}$ ) und quer ( $p_{,y}$ ) zur Faserorientierung mittels Finiter-Differenz-Methode anhand Formel 4.5 und Formel 4.6 linear approximiert.

$$\frac{\partial p}{\partial x} \approx \frac{\Delta p}{\Delta x} = \frac{p_{S1} - p_{S2}}{\Delta l_{S1-S2}} = p_{,x} \quad (4.5)$$

$$\frac{\partial p}{\partial y} \approx \frac{\Delta p}{\Delta y} = \frac{p_{S1} - p_{S4}}{\Delta l_{S1-S4}} = p_{,y} \quad (4.6)$$

Der linear approximierten Druckgradient ergibt sich entsprechend der Differenz der Sensoren  $S1$  und  $S2$  (in  $x$ ) sowie  $S1$  und  $S4$  (in  $y$ ) geteilt durch die entsprechende Distanz  $\Delta l$  zwischen den Sensoren (vgl. Abbildung 4.4). Abbildung 4.21 zeigt den Verlauf von  $p_{,x}$  und  $p_{,y}$  der Versuche mit variiertem  $v_{z,I}$  (B1, B2 und B3) im Verlauf des Kompressionsschritts. Je Experiment ist zusätzlich die Schließgeschwindigkeit innerhalb der Sektion **I** ( $v_{z,I}$ ) und Sektion **II** ( $v_{z,II}$ ) aufgetragen. Die Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  wird in der Sektion I von 1,4 über 0,8 bis 0,2 mm/s variiert. Innerhalb einer Übergangsphase von 0,2 mm wird die Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  innerhalb Sektion **I** auf die Schließgeschwindigkeit innerhalb Sektion **II** angepasst. Bis zu einem Werkzeugspalt  $s$  von 0,8 mm (Faservolumengehalt von 42 %) findet der Kompressionsschritt weggeregelt mit einer Schließgeschwindigkeit von 0,3 mm/s statt. Abbildung 4.21 zeigt, dass sich signifikante Unterschiede beim linear approximierten Druckgradienten  $p_{,x}$  und  $p_{,y}$  gegen Ende von Sektion **I** ergeben. Ein erster Anstieg sowohl von  $p_{,x}$  als auch von  $p_{,y}$  zeigt sich ab Kontakt mit dem oberflächlich applizierten Fluid, ab einem Werkzeugspalt von 4,2 mm. Im weiteren Verlauf des Kompressionsschritts steigt der Druckgradient  $p_{,x}$  weiter an, wobei sich gegen Ende von Sektion **I** der Druckgradient bei Verwendung der hohen Schließgeschwindigkeit ( $v_{z,I} = 1,4$  mm/s) im Vergleich zur

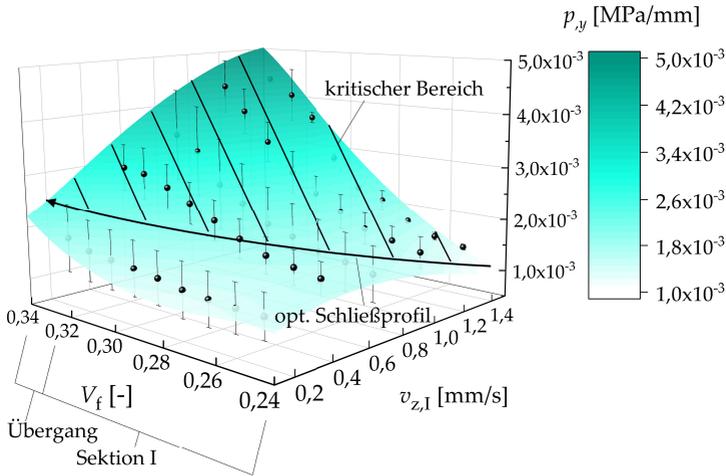


**Abbildung 4.21:** Linear approximierter Druckgradient in  $x$ - und  $y$ -Richtung in Abhängigkeit des steigenden Faservolumengehalts  $V_f$  während des Kompressionsschritts (in Anlehnung an [97])

langsameren Schließgeschwindigkeit ( $v_{z,I} = 0,2$  mm/s) mehr als verdoppelt. Beim Druckgradienten quer zur Faserorientierung (in  $y$ -Richtung) zeigt sich ebenfalls eine Zunahme des Druckgradienten  $p_{,y}$  gegen Ende von Section I. Der, innerhalb von Section I ermittelte, maximale Druckgradient  $p_{,y}^{(max)}$  verdoppelt sich in etwa

von 0,0018 MPa/mm ( $v_{z,I} = 0,2$  mm/s) auf über 0,0038 MPa/mm bei Verwendung der erhöhten Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I} = 1,4$  mm/s. Eine Erhöhung von  $p_{,y}$  zeigt sich ab einem Werkzeugspalt  $s$  von ca. 2,4 mm ( $V_f \approx 0,25$ ). Hierbei ist anzunehmen, dass nicht nur das Maximum des Druckgradient  $p_{,y}$  am Ende von Sektion **I** mit der Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen korreliert werden kann. Vielmehr ist anzunehmen, dass sich die fluidinduzierten Verschiebungen simultan zu den Prüfstanduntersuchungen innerhalb Kapitel 3.1 mit zunehmendem Verlauf des Kompressionsschritts ausbilden. Da sich im Verlauf des Kompressionsschritts der verbleibende Squeeze Gap kontinuierlich verkleinert, nimmt der Druckgradient hin zum Ende von Sektion **I** kontinuierlich zu. Der erhöhte Druckgradient quer zur Rovingorientierung führt indes zu erhöhten Halbzeugquerdehnungen und somit zu erhöhten fluidinduzierten Verschiebungen der Rovings.

Abbildung 4.22 fasst den Verlauf des linear approximierten Druckgradient  $p_{,y}$  in Abhängigkeit der Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  für sämtliche Versuche A1 bis A8 und B1 bis B5 zusammen. Die hierbei zugrundeliegenden Daten des Druckgradienten sind dem Anhang in den Abbildungen A.6, A.7 und A.8 zu entnehmen. Den Datenpunkten wird ein polynomialer Oberflächenfit überlagert. Hierbei zeigt sich, dass der Druckgradient  $p_{,y}$  gegen Ende von Sektion **I** mit steigender Schließgeschwindigkeit  $v_{z,I}$  bei sämtlichen Versuchen ansteigt. Zum Aufzeigen potenzieller Bereiche in denen vermehrt mit fluidinduzierten Faserverschiebungen zu rechnen ist, ist auf dem Oberflächenfit innerhalb Abbildung 4.22 ein kritischer Bereich markiert. Für die, innerhalb dieser Arbeit verwendeten, Materialien und Prozessrandbedingungen ist bei Überschreiten dieses kritischen Bereichs mit einer deutlichen Zunahme fluidinduzierter Faserverschiebungen zu rechnen. Um dennoch den Forderungen nach einer geringen Taktzeit durch einen schnellen Kompressionsschritt gerecht zu werden, ist ein beispielhaftes optimiertes Schließprofil abgebildet. Das beispielhafte Schließprofil ermöglicht unter den gegebenen Randbedingungen einen Kompressionsschritt innerhalb kürzester Zeit (minimale Viskosität) und ohne die Ausbildung hoher Druckgradienten quer zur Faserrichtung.



**Abbildung 4.22:** Linear approx. Druckgradient  $p_y$  bei variiert Werkzeugschließgeschwindigkeit  $v_{z,1}$  in Abhängigkeit des steigenden Faservolumenanteils  $V_f$  während des Kompressionsschritts - Beispielhaftes optimiertes Schließprofil zur Vermeidung kritischer Druckgradienten

## 4.2 Untersuchung der Formfüllung anhand des komplexen Demonstrators<sup>2</sup>

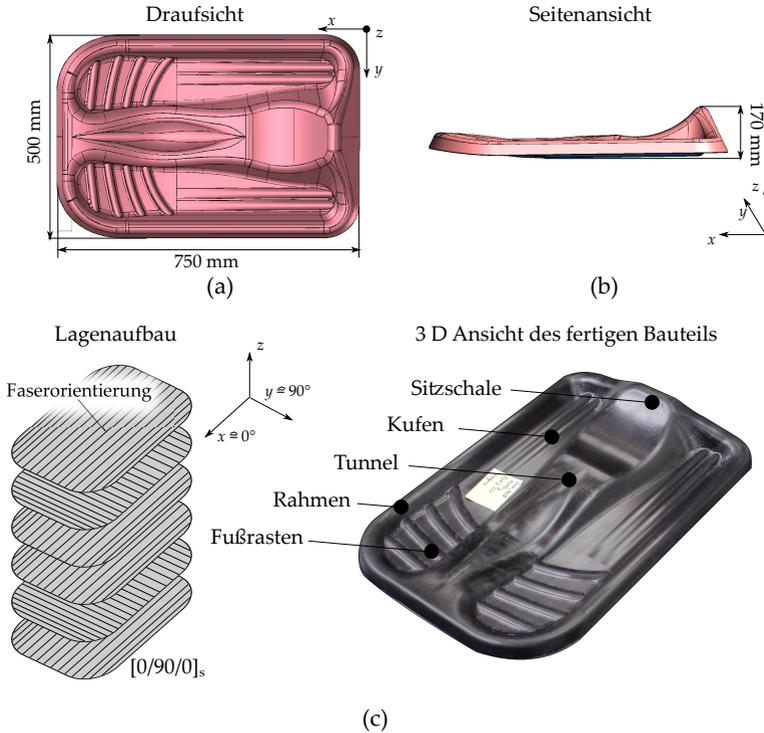
Zur Untersuchung inwiefern die Vorversuche zur Formfüllung mit und ohne simultaner Umformung des textilen Lagenaufbaus auf Prozessebene validiert werden können, wird eine Formfüllstudie am komplexen Demonstrator durchgeführt. Neben einer vergleichenden Betrachtung der Formfüllung mittels Untersuchung des Imprägnierfortschritt in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$ , findet ein Vergleich der Imprägniergüte in Abhängigkeit des Schließprofils für die Prozessrouten Direktprozess und Preformimprägnierung statt.

<sup>2</sup> Kapitel 4.2 enthält Auszüge aus: Albrecht, F., Poppe, C., Fial, J., Rosenberg, P., Middelndorf, P. and Henning, F.: Impact on process routing on part infiltration during wet compression molding (WCM). SAMPE Europe Conference Amsterdam - Netherlands 2020 [45].

### 4.2.1 Versuchsaufbau, -planung und -durchführung

**Vorstellung der Demonstratorgeometrie:** Die im Kapitel 3.2 identifizierten Zusammenhänge zwischen Fluidausbreitung und Formungszustand des Halbzeugs werden im folgenden anhand einer komplexen 3D Geometrie weiterführend auf Prozessebene untersucht. Die betrachtete Geometrie ist an einen Bobschlitten angelehnt und wird daher im folgenden als **Bobschlitten** bezeichnet. Die Bobschlitten-Geometrie vereint klassische Drapiermerkmale wie z.B. Sicken und Kofferecken und lässt sich ohne eine Unterteilung in Sub-Preforms oder Sub-Umformprozesse, direkt durch einen einzigen Drapierschnitt formen. Bei der definierten Bobschlitten-Geometrie werden vielfältige technologische Herausforderungen der WCM Technologie berücksichtigt, wobei ein Fokus auf der Fluidausbreitung sowie der entsprechenden Imprägniergüte im Anschluss an den Aushärteprozess liegt. Der Einfluss des Fluids auf die Umformmechanismen sowie ein Simulationsmodell, das die gekoppelten Mechanismen aus Umformung und Fluidausbreitung betrachtet, wird in einer parallel durchgeführten Dissertation durch den Entwicklungspartner am KIT Lehrstuhl für Leichtbautechnologie untersucht [20]. Abbildung 4.23 zeigt die Ansicht von oben (a) von der Seite (b) sowie eine dreidimensionale Darstellung inklusive dem Lagenaufbau des verwendeten UD-Kohlenstofffasergelege (c). Die geometrischen Abmessungen des Bauteils betragen 750 mm x 500 mm x 170 mm (LxBxH). In der Abbildung 4.23 (c) sind markante Bereiche der Geometrie benannt. Die Rückenlehne der Sitzschale bildet mit 170 mm den höchsten Punkt des Bauteils. Die Sitzschale geht über in den Tunnelaufbau, der im vorderen Teil des Schlittens in den Rahmen übergeht. Der umlaufende Rahmen erhöht die Steifigkeit des Bauteils. Des Weiteren sind Sicken in Form von Fußrasten an der Vorderseite sowie Kufen im hinteren Bereich neben der Sitzschale vorhanden.

**Material:** Zur Imprägnierung der Fasern wird das in Kapitel 2 charakterisierte DOW Voraforce 5300 Matrixsystem verwendet. Als Faserhalbzeug wird das unidirektionale Kohlenstofffasergelege UD300 mit einem Flächengewicht von 333 g/m<sup>2</sup> der Firma ZOLTEK verwendet. Der verwendete Lagenaufbau ist in der

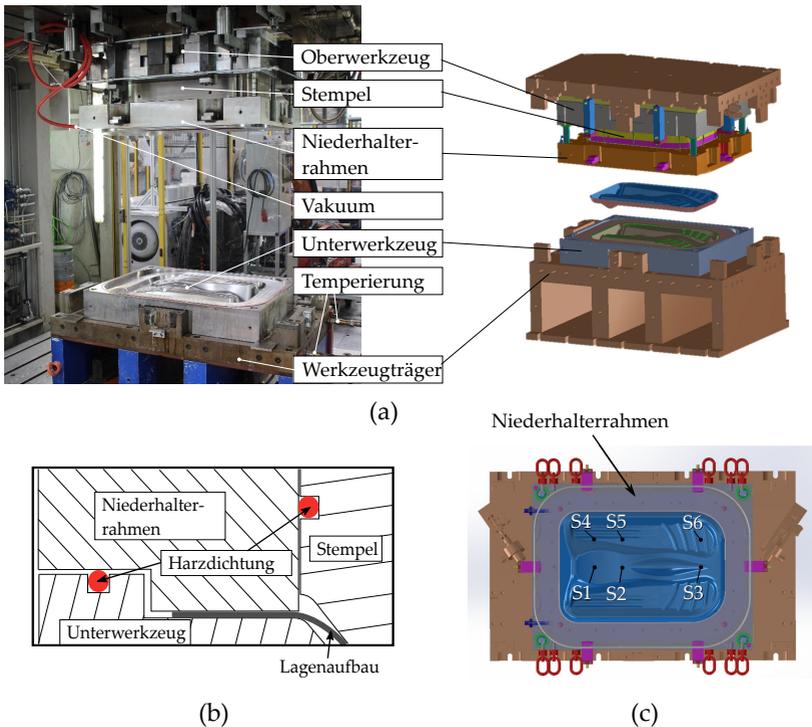


**Abbildung 4.23:** Drauf- (a), Seiten- (b) sowie 3D-Ansicht der Bobschlittengeometrie inklusive dem verwendeten Lagenaufbau (c) (in Anlehnung an [45])

Abbildung 4.23 (c) dargestellt. Dieser besteht aus sechs Faserlagen der Orientierung  $[0/90/0]_s$ .

**Versuchswerkzeug:** Abbildung 4.24 (a) zeigt das verwendete WCM Versuchswerkzeug in der Einbauposition. Zur Temperierung wird der in Kapitel 4.1 vorgestellte Werkzeugträger verwendet. Das Oberwerkzeug besteht aus einem Rahmen sowie einem innen liegenden Stempel. Der Stempel formt zusammen mit dem entsprechenden Bereich im Unterwerkzeug die eigentliche Kavität. Während des Schließprozesses eilt der Rahmen dem Stempel um 180 mm vor. Der eingelegte, mit Matrix benetzte, Lagenaufbau wird entsprechend, ab einem Werkzeugspalt

$s = 180 \text{ mm}$  umlaufend fixiert. Der voreilende Rahmen klemmt den eingelegten Lagenaufbau mittels seines Eigengewichts am äußeren Randbereich (vgl. Abbildung 4.24 (a)). Die Klemmung soll Spannung ins Textil einbringen und somit einen Faltenwurf während der Umformung verhindern. Eine Harzdichtung in

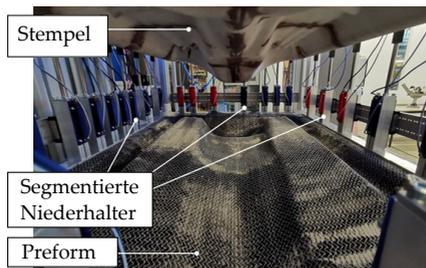


**Abbildung 4.24:** WCM-Werkzeug in Einbauposition und entsprechendes CAD-Modell (a), Schnitt zur skizzenhaften Darstellung des Niederhalter- und Dichtkonzepts (b), CAD-Modell der Werkzeugunterseite inklusive Position der im Oberwerkzeug verbauten Drucksensoren (c) (in Anlehnung an [45])

Form einer Silikonrundschnur mit 10 mm Durchmesser ist in die hierfür vorgesehene Nut im Werkzeug eingebracht. Zusätzlich wird eine Harzdichtung zwischen

Niederhalterraahmen und Stempel benötigt, um einen Matrixaustritt an dieser Stelle zu verhindern. Das Dichtkonzept erlaubt die Evakuierung der Kavität ab einem Werkzeugspalt  $s$  von  $< 18$  mm. Die Kavität wird mittels zwei Vakuumbausteinen und einer hieran angeschlossenen Vakuumpumpe evakuiert. Zur Erfassung des kavitätsinternen Drucks werden sechs Drucksensoren des Herstellers Kistler Instrument AG des Typs 6167 A im Oberwerkzeug installiert. Die entsprechenden Positionen sind in Abbildung 4.24 (c) dargestellt.

**Preforming:** Die Herstellung der Preforms erfolgt in einem geschlossenen Formprägeverfahren im Drapierprüfstand des Instituts für Flugzeugbau der Universität Stuttgart [45]. Es werden segmentierte Niederhalter (vgl. Abbildung 4.25) verwendet, die eine gleichmäßige Kraft auf alle vier Seiten des Geleges ausüben.



**Abbildung 4.25:** Preformwerkzeug mit sequenziellen Niederhaltern des Instituts für Flugzeugbau IFB der Universität Stuttgart [45]

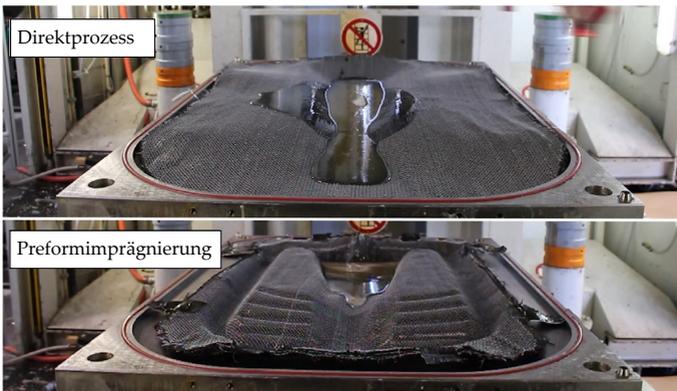
Die Umformung erfolgt bei Raumtemperatur mit einer Schließgeschwindigkeit von 1 mm/s. Zur Erreichung der Formstabilität der Preforms wird das duroplastische Bindersystem CeTePox AM XP 182-3, durch Temperierung der geschlossenem Form auf 110 °C, aktiviert. Der Preform wird im Anschluss an die Aktivierung des Binders entnommen.

**Aufbau einer WCM Fertigungszelle:** Zur Durchführung der Versuche mit komplexem Demonstrator wird eine robotergestützte WCM Fertigungszelle aufgebaut (siehe Abbildung 4.26). Die Fertigungszelle besteht im Wesentlichen aus einer



$p_{Kav}$ . an den Sensoren S1 bis S6) werden mit Versuchsbeginn aufgezeichnet und mittels des verwendeten DaysLab Programms in Echtzeit dargestellt (5.).

**Versuchsdurchführung:** Das Versuchswerkzeug wird beim Einrichten der Presse mit einer Presskraft von 3000 kN im temperierten Zustand und ohne eingelegtes Halbzeug referenziert. Bei anliegender Presskraft  $F_{netto}$  von 3000 kN wird der Nullpunkt des Werkzeugspalts  $s$  definiert. Entsprechend des vorgestellten Ablaufs (vgl. Abbildung 4.26) erfolgt im Anschluss an das Aufnehmen und die Matrixapplikation die Positionierung des mit Matrix benetzten zweidimensionalen Lagenaufbaus bzw. der benetzten Preform im Werkzeug. Die initiale Matrixposition des hieran angeschlossenen Kompressionsschritts zeigt Abbildung 4.27. Zwischen Matrixapplikation und Positionierung vergehen 10 bis 12 s.



**Abbildung 4.27:** Initiale Matrixposition vor dem Kompressionsschritt: Direktprozess (oben) und Preformimprägung (unten)

Im Anschluss an die Positionierung schließt die Presse das Werkzeug mit dem vordefinierten, geschwindigkeits- und kraftgesteuerten Schließprofil. Um den Einfluss des Schließprofils auf die Bauteilqualität (Imprägniergüte) in Abhängigkeit der Prozessvariante zu untersuchen, wird das Schließprofil im Bereich zwischen 20 und 3,5 mm Werkzeugspalt  $s$  variiert. Die während des Kompressionsschritts variierten Schließprofile 1 bis 3 sind in Abbildung 4.28 dargestellt. Beim Schließ-

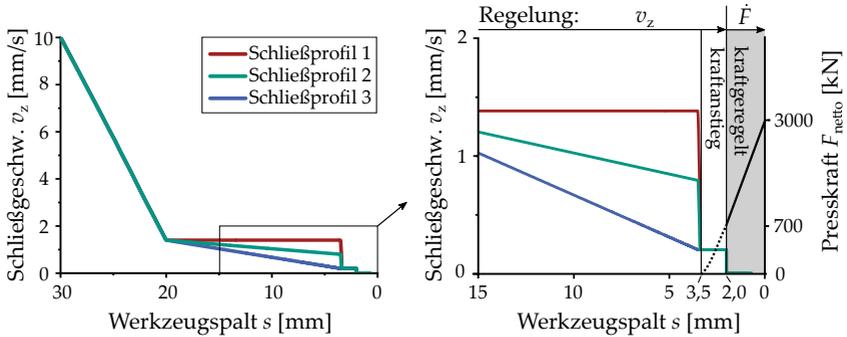


Abbildung 4.28: Schließprofil der Versuche A01-A10 und B01-B08

profil 1 schließt das Werkzeug von 20 bis 3,5 mm Werkzeugspalt mit einer Schließgeschwindigkeit  $v_z$  von 1,4 mm/s. Beim Schließprofil 2 wird die Schließgeschwindigkeit linear von 1,4 mm/s bei einem Werkzeugspalt von 20 mm auf 0,8 mm/s bei einem Werkzeugspalt von 3,5 mm reduziert. Beim Schließprofil 3 wird die Schließgeschwindigkeit ebenfalls im Bereich 20 bis 3,5 mm Werkzeugspalt linear reduziert. Innerhalb dieses Bereichs wird die Schließgeschwindigkeit von 1,4 auf 0,2 mm/s verzögert. Ab einem Werkzeugspalt  $s$  von 3,5 mm wird ein erster Anstieg der Presskraft erfasst. Die Presse schließt dennoch weggeregt mit einer Schließgeschwindigkeit von 0,2 mm bis zum Erreichen eines Werkzeugspalts  $s$  von 2,0 mm. Mit Erreichen dieses Werkzeugspalts, bei dem eine Presskraft von ca. 700 kN anliegt, schließt die Presse kraftgeregelt bis auf die vordefinierte Kraft  $F_{\text{netto}}$  von 3000 kN. Die Presskraft von 3000 kN wird im Verlauf der zweiminütigen Aushärtung konstant gehalten. Im Anschluss an die Aushärtung und das Öffnen der Presse kann das Bauteil entformt werden.

Da die Imprägnierung durch die erzwungene Kompression gegen Ende des Schließprofils induziert wird, wird die Fluidausbreitung durch Abbruch des Schließprofils an definierten Werten des Werkzeugspalts  $s$  untersucht. Wie in Tabelle 4.3 dargestellt, wird für beide Prozessvarianten ein Werkzeugspalt  $s$  von 10, 5, 2,5 und 0 mm angefahren und während der Aushärtung konstant gehalten. Jede Versuchskonfiguration wird mindestens zweimal wiederholt.

**Tabelle 4.3:** Versuchsmatrix zur Formfüllstudie am komplexen Bobschlitten Demonstrator

Versuchsbez.	Prozessvariante	Schließprofil	Werkzeugspalt* [mm]	Wdh.
A01	Direktprozess	1	10	2
A02	Direktprozess	1	5	2
A03	Direktprozess	1	2,5	2
A04-06	Direktprozess	1	0	1 + 2**
A07, A08	Direktprozess	2	0	2**
A09, A10	Direktprozess	3	0	2**
B01	Preformimp.	1	10	2
B02	Preformimp.	1	5	2
B03	Preformimp.	1	2,5	2
B04-06	Preformimp.	1	0	1 + 2**
B07, B08	Preformimp.	3	0	2**

**Konstante Parameter:** Werkzeugtemperatur  $T_W = 120\text{ }^\circ\text{C}$ , Matrixtemperatur (Harz/Härter/ITM)  $T_M = 60/22/22\text{ }^\circ\text{C}$ , Mischungsverhältnis (Harz/Härter/ITM) 100/16,2/2 Gew.-%, Halbzeug ZOLTEK UD-300, Lagenaufbau [0/90/0]s, Gewicht Lagenaufbau  $m_F = 1168 \pm 12\text{ g}$ , Matrixgewicht  $m_M = 1000\text{ g}$ , Aushärtezeit  $t_H = 2\text{ min}$

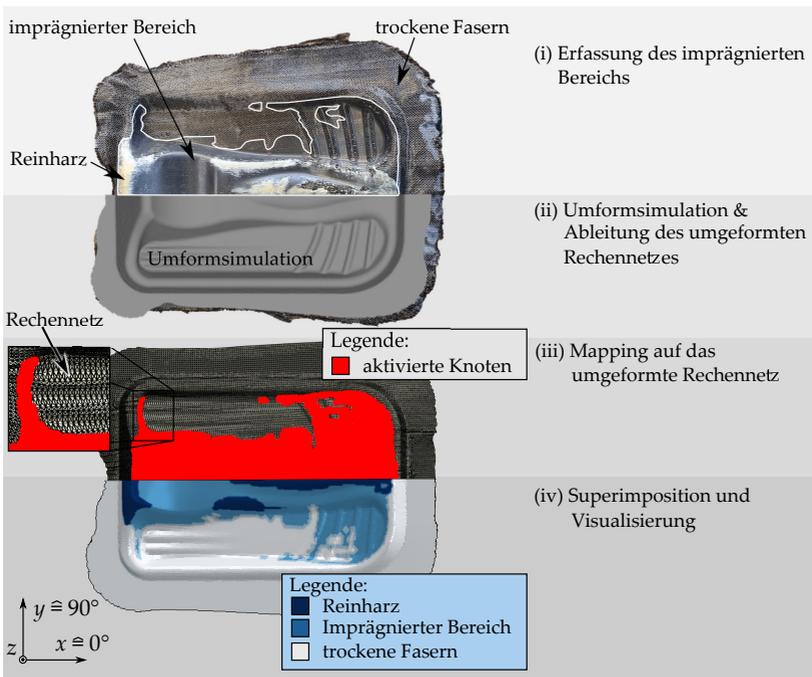
\* während der Aushärtung konstant gehalten

\*\* Nachträgliche Werkzeugänderung (Matrixgewicht 1200 g)

Bei den Versuchen wird die Werkzeugtemperatur  $T_W$ , die Matrixtemperatur  $T_M$ , die Matrixapplikationsstrategie sowie die dem Kompressionsschritt angeschlossene Aushärtezeit konstant gehalten (vgl. Tabelle 4.3). Werkzeugober- und Werkzeugunterseite werden für die Versuchsdurchführung auf  $120\text{ }^\circ\text{C}$  temperiert. Um die Mischqualität zu erhöhen, wird das Harz anlagentechnisch auf  $60\text{ }^\circ\text{C}$  vortemperiert. Härter und internes Trennmittel (ITM) verbleiben bei Raumtemperatur.

## 4.2.2 Vergleich der Formfüllung in Abhängigkeit der WCM Prozessvariante

Um einen direkten Vergleich der Formfüllung der beiden WCM Prozessrouten (Direktprozess vs. Preformimprägnierung) zu ermöglichen, ist es erforderlich die Imprägnierung in Abhängigkeit des Kompressionsfortschritts zu visualisieren. Daher wird für die Auswertung und den Vergleich der experimentellen Formfüllstudie eine Methode zur Visualisierung des Imprägnierfortschritts entwickelt. Der dreidimensionale Visualisierungsansatz soll experimentelle Ergebnisse mit denen einer Finite-Elemente (FE) Umformsimulation vereinen. Die Arbeitsschritte zur Erstellung der 3D Oberflächenplots sind in Abbildung 4.29 dargestellt.

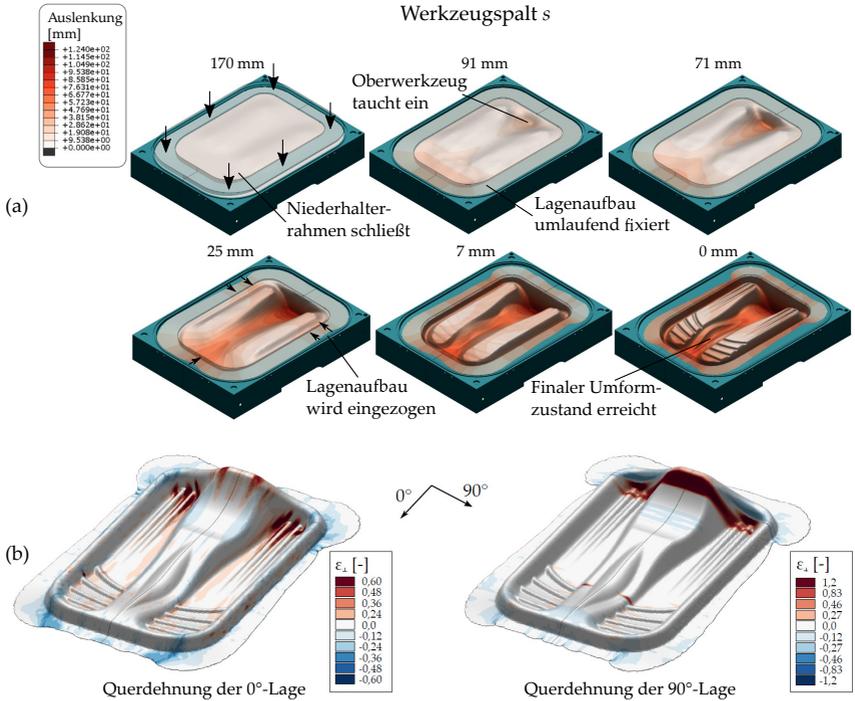


**Abbildung 4.29:** Arbeitsschritte zur Visualisierung der Imprägnierung (in Anlehnung an [45])

**Experiment (i):** Ausgangspunkt sind die hergestellten Bauteile der Formfüllstudie. So ist innerhalb Abbildung 4.29 (i) die Imprägnierung des Versuchs A02 nach Abbruch des Schließprozesses bei definiertem Werkzeugspalt  $s = 5$  mm dargestellt. Die weiteren Parameter der Bauteilherstellung sind Tabelle 4.3 zu entnehmen. Die Imprägnierfortschritte der hergestellten Bauteile der Formfüllstudie in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$  sind in der Abbildung A.9 im Anhang dargestellt.

**Umformsimulation (ii):** Die, von Poppe [23] zur Verfügung gestellte, makroskopische Umformsimulation bildet die Grundlage des erzeugten Rechenetzes. Der makroskopischer Modellierungsansatz der Umformsimulation basiert auf konstitutiven Gleichungen für Membran-, Biege- und Kontaktverhalten [34, 42, 43, 45].

Um den Einfluss der Querschering während der Umformung von UD-Gelegen zu berücksichtigen, werden Membran- und Biegeverhalten entkoppelt über überlagerte Membran- und Schalenelemente modelliert, welche jeweils die einzelnen Lagen des Lagenaufbaus darstellen. Zur Beschreibung des Membranverhaltens wird ein von Schirmaier et al. [116] vorgeschlagenes hypoelastisch-plastisches Modell verwendet. Die Biegung wird durch einen geeigneten linearen hypoelastischen Ansatz unter Einbeziehung der aktuellen Faserorientierung berücksichtigt [116]. Da das Endbauteil aus einem sechslagigen Lagenaufbau  $[0/90/0]_s$  besteht, muss das Kontaktverhalten an den Grenzflächen zwischen den jeweiligen Halbzeugglagen sowie zur Werkzeugoberfläche berücksichtigt werden. Um dies zu erreichen, wird ein Kontaktmodell, wie bei Poppe et al. [43], implementiert. Die Simulation ist in ABAQUS/EXPLICIT implementiert. Das Werkzeug wird als diskrete starre Fläche modelliert und die Schwerkraft wird berücksichtigt. Der vorlaufende Niederhalterrahmen wird ebenfalls abgebildet. Dieser überträgt Haltekräfte aufgrund seines Eigengewichtes. Im geschlossenen Zustand fixiert er den Lagenaufbau umlaufend und führt zur Verhinderung von Faltenbildung. Abbildung 4.30 (a) zeigt die Auslenkung des Lagenaufbaus in Abhängigkeit des Werkzeugspalts  $s$ . Während des Kompressionsschritts taucht das Oberwerkzeug in den vom Niederhalterrahmen fixierten Lagenaufbau ein. Hierbei werden die Halbzeugglagen des Lagenaufbaus mit zunehmender Verkleinerung des Werkzeugspalts

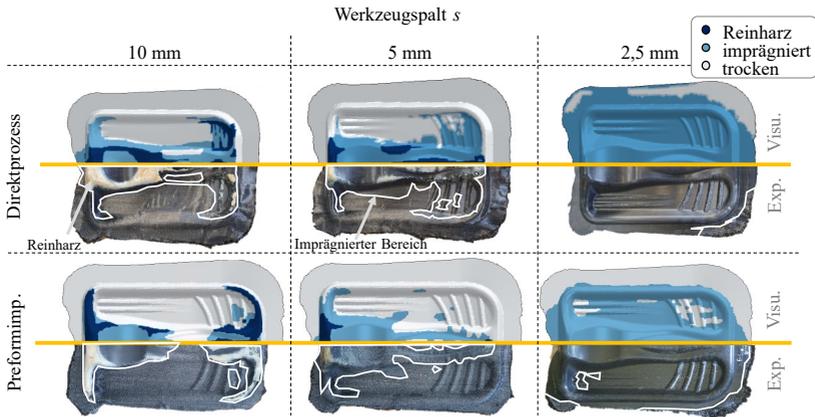


**Abbildung 4.30:** Umformsimulation: Verformung in Abhängigkeit des Werkzeugspalt  $s$  (a), Querdehnung für die Halbzeuglagen mit Fasern in 0° und 90°-Orientierung (b) (in Anlehnung an [20, 45])

$s$  in die Kavität eingezogen. Der finale Umformzustand ist beim Werkzeugspalt von  $s = 0$  mm erreicht. Die Querdehnung des Halbzeugs im finalen Umformzustand zeigt Abbildung 4.30 (b). Die Abbildung zeigt die Querdehnung des Textils für die Halbzeuglagen der Fasern in 0° und 90°-Orientierung. Eine Validierung der Umformsimulation bei der die Ergebnisse der Experimente mit denen der Simulation verglichen werden, wird von Albrecht et al. [45] und Poppe et al. [20] durchgeführt. In den Veröffentlichungen wird aufgezeigt, dass die äußere Form sowie das gesamte Drapierverhalten von Experiment und Simulation gut

übereinstimmen. Darüber hinaus ist die Umformsimulation in der Lage, Faserorientierungen sowie Faserlücken oder Verdichtungen in kritischen Bauteilbereichen vorherzusagen (vgl. Abbildung 4.35).

**Mapping auf das umgeformte Rechenetz (iii):** Um die imprägnierten Bereiche zu visualisieren, werden diese auf das Rechenetz der virtuellen Bauteiloberflächen im jeweiligen Umformzustand übertragen. Hierzu werden die Knotenpunkte des Rechenetzes aktiviert. Somit ist der Imprägnierstatus (Reinharz, imprägniert oder trocken) auf der Bauteilober- und Bauteilrückseite auf der jeweiligen virtuellen Bauteiloberfläche abgebildet. Hierbei werden für jedes experimentelle Ergebnis Knotensätze für die aktuell imprägnierten Bereiche erstellt und durch einen subjektiven Vergleich verifiziert. Abbildung 4.31 zeigt einen Vergleich der experimentellen Ergebnissen mit dem visualisierten Imprägnierzustand. Es zeigt



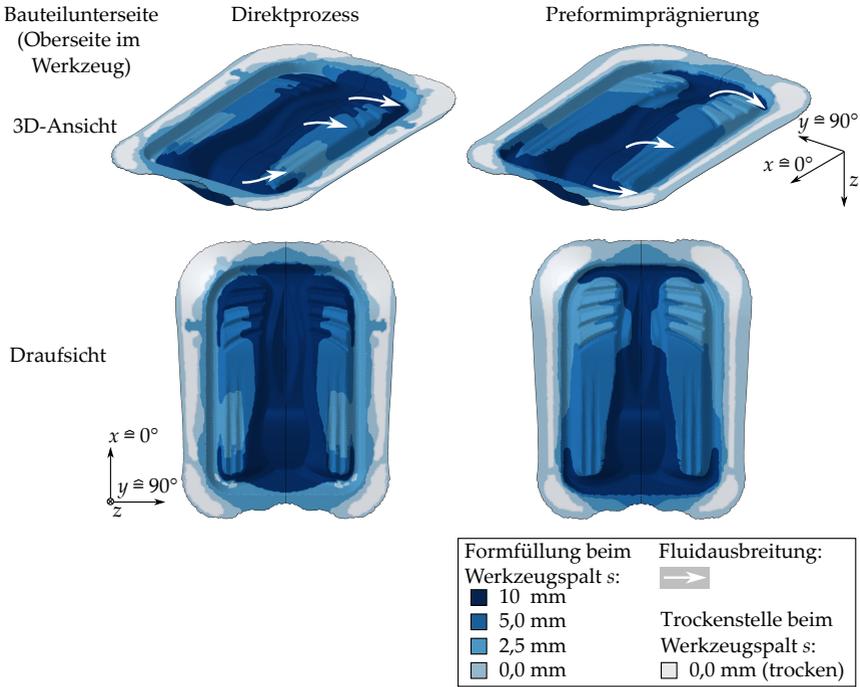
**Abbildung 4.31:** Validierung der Methodenentwicklung zur Darstellung des Imprägnierzustands durch einen Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen (in Anlehnung an [45])

sich, dass die imprägnierten Bereiche sowie Bereiche bei denen Reinharz erkannt wird eindeutig identifizierbar sind. Zudem lässt sich mit Hilfe des Visualisierungsansatzes die subjektive Vergleichbarkeit der imprägnierten Bereiche verbessern. Des Weiteren ermöglicht die Methode die Erfassung und Bewertung der jeweils

aktivierten Knoten. Dies erlaubt eine vergleichende Betrachtung der imprägnierten Bereiche zwischen Bauteilober- und Bauteilunterseite sowie zwischen den beiden Prozessvarianten.

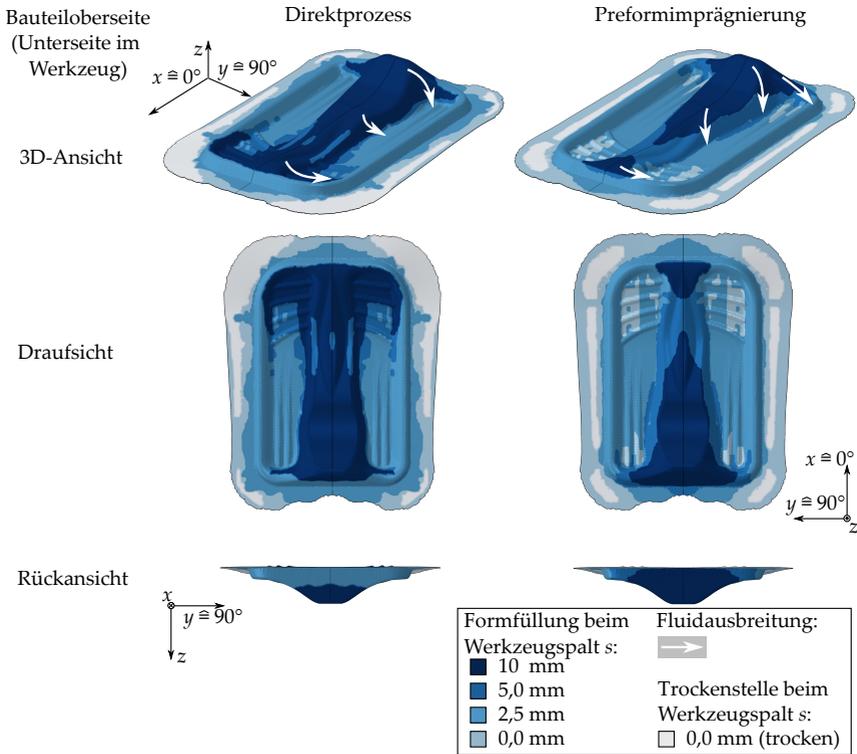
**Superimposition und Visualisierung (iv):** Abschließend kann die Information zum Imprägnierzustand (Reinharz, imprägniert oder trocken) beliebiger Rechenetze auf einer einzigen virtuellen Bauteiloberfläche superimpositioniert werden. Durch Superimposition des Imprägnierzustands bei einem Werkzeugspalt  $s$  von 10, 5, 2,5 und 0 mm lässt sich die Formfüllung durch die Darstellung des Imprägnierfortschritts im Verlauf des Kompressionsschritts abschätzen.

Abbildung 4.32 und Abbildung 4.33 zeigen die 3D Visualisierungen der superimposierten Formfüllstudien. Zur Darstellung der oberflächlichen Fluidausbreitung, wird der Imprägnierfortschritt auf der Bauteilunterseite betrachtet. Abbildung 4.32 zeigt den imprägnierten Bereich in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$ . Die Abbildung unterscheidet nach Herstellungsrouten Direktprozess (links) und Preformimprägnierung (rechts). Abbildung 4.32 zeigt, dass sich Unterschiede bei der Formfüllung der komplexen Bobschlittengeometrie in Abhängigkeit der Prozessvariante ergeben. So findet beim Direktprozess bei 10 mm Werkzeugspalt zunächst eine großflächige, oberflächliche Imprägnierung des Tunnels sowie der Fußrasten statt. Hieran angeschlossen werden ab ca. 5 mm Werkzeugspalt die Fußrasten sowie der hintere Teil der Kufen getränkt. Ab einem Werkzeugspalt von  $s = 2,5$  mm ist nahezu die gesamte Bauteilgeometrie innerhalb des Rahmens oberflächlich mit Matrix imprägniert. Lediglich eine kleine Fläche im Bereich zwischen unterem Ende der Kufen und Rahmen wird erst im weiteren Verlauf des Schließens mit Matrix benetzt. Im Vergleich hierzu zeigt sich, dass bei der Imprägnierung der Preforms die Matrix bei einem Werkzeugspalt von  $s = 10$  mm zunächst in der Senke der Sitzschale verbleibt. Dessen angeschlossen werden der Tunnelaufbau sowie die Kufen oberflächlich mit Matrix imprägniert. Die Fußrasten werden ab  $s = 2,5$  mm mit Matrix imprägniert. Vergleichbar zum Direktprozess zeigt sich, auch bei den imprägnierten Preforms eine vollständig oberflächliche Imprägnierung innerhalb der Faserklemmung ab einem Werkzeugspalt  $s$  von 2,5 mm.



**Abbildung 4.32:** Überlagerte 3D Visualisierung der Imprägnierung der Bauteilunterseite in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$  im Direktprozess (links) bei der Preformimprägnierung (rechts) (in Anlehnung an [45])

Da der Bobschlitten mit der Bauteiloberseite nach unten gerichtet gefertigt wird, wird die Formfüllung an der Bauteiloberseite zur Visualisierung der Formfüllung in Bauteildickenrichtung verwendet. Abbildung 4.33 zeigt die imprägnierten Bereiche der Bauteiloberseite. Dargestellt ist die Formfüllung beider Prozessrouten in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$ . Analog zur Formfüllung an der Bauteilunterseite zeigt sich beim Direktprozess zunächst eine Imprägnierung des Tunnels sowie der Fußrasten bei 10 mm Werkzeugspalt. Im weiteren Verlauf des Kompressionsschritts (ab  $s = 5$  mm) werden die Fußrasten sowie Bereiche nahe des Tunnelaufbaus auf mittiger Höhe getränkt. Ab 2,5 mm Werkzeugspalt ist

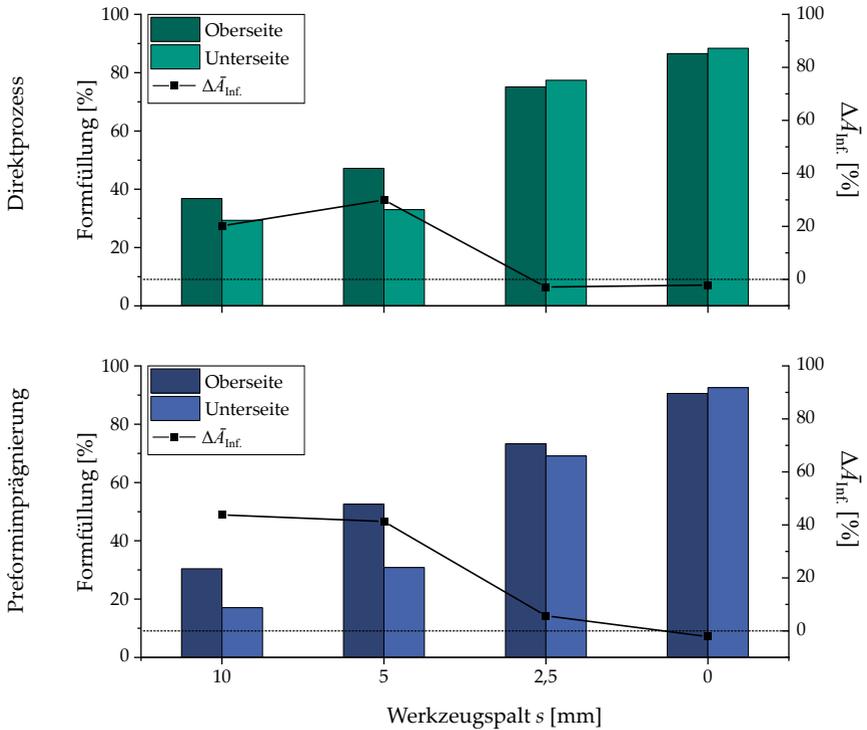


**Abbildung 4.33:** Überlagerte 3D Visualisierung der Imprägnierung der Bauteiloberseite in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts  $s$  im Direktprozess (links) sowie bei den imprägnierten Preforms (rechts) (in Anlehnung an [45])

die gesamte Fläche innerhalb des Klemmrahmens mit Fluid getränkt. Bei der Imprägnierung der Preforms zeigt sich, entsprechend der Matrixansammlung in der Senke der Sitzschale, zunächst eine dominante Imprägnierung dieses Bereichs bei einem Werkzeugspalt von 10 mm. Zusätzlich zeigt sich bei 10 mm Werkzeugspalt eine Imprägnierung am vorderen Ende des Tunnelaufbaus. Ab 5 mm Werkzeugspalt zeigt sich eine vollständig Imprägnierung des Tunnelaufbaus. Im weiteren Verlauf des Schließens wird ab  $s = 2,5$  mm Werkzeugspalt das Plateau zwischen

Fußrasten und unterem Ende der Kufen sowie der umlaufende Rahmen vollständig imprägniert. Die Fußrasten sowie der hintere Bereich der Kufen werden erst im Verlauf der Kompression zwischen 2,5 und 0 mm Werkzeugspalt imprägniert. Eine vergleichende Betrachtung der Rückansicht zeigt, dass die Rückwand bei der Imprägnierung der Preforms bei höherem Werkzeugspalt benetzt wird. So ist diese bei der Preformimprägnierung bereits bei 10 mm Werkzeugspalt in  $z$ -Richtung vollständig bis hin zur Faserklemmung getränkt, während die Rückwand beim Direktprozess erst im Verlauf des Schließens zwischen 10 bis 2,5 mm Werkzeugspalt benetzt wird.

Zur quantifizierbaren Unterscheidung der Homogenität der Formfüllung wird der jeweils imprägnierte Bereich (aktivierte Knoten innerhalb des ABAQUS-Modells) sowie die errechnete Tränkungsvarianz  $\Delta\bar{A}_{\text{Inf}}$ , die sich aus der Differenz zwischen der Formfüllung der Bauteilober- und Bauteilunterseite ergibt, bestimmt. Abbildung 4.34 zeigt die Formfüllung sowie die errechnete Tränkungsvarianz  $\Delta\bar{A}_{\text{Inf}}$  in Abhängigkeit des für die Aushärtung definierten Werkzeugspalts  $s$ . Dargestellt sind die Ergebnisse des Direktprozesses (oben) sowie der Preformimprägnierung (unten). Die Formfüllung und die Tränkungsvarianz  $\Delta\bar{A}_{\text{Inf}}$  werden in Abhängigkeit der maximalen Knotenanzahl des Umformmodells bestimmt. Dies schließt Faserbereiche, die unterhalb des niederhaltenden Klemmrahmens liegen mit ein. Beim Vergleich der Prozessvarianten innerhalb Abbildung 4.34 zeigt sich eine, im Verlauf des Kompressionsschritts, geringere Tränkungsvarianz  $\Delta\bar{A}_{\text{Inf}}$  der mittels Direktprozess hergestellten Bauteile. Die zunächst dominante oberflächliche Formfüllung bei hohem Werkzeugspalt  $s$  von 10 bis 5 mm geht ab 2,5 mm Werkzeugspalt in eine gleichmäßige Formfüllung über. Im final geschlossenen Zustand ( $s = 0$  mm) zeigt sich eine negative Tränkungsvarianz, die auf eine geringfügig höhere Tränkung an der Unterseite der Bauteilkontur zurück zu führen ist. Im Vergleich hierzu zeigt sich bei der Preformimprägnierung ein deutlich dominanteres oberflächliches Voreilen der Matrix, das sich insbesondere bei hohem Werkzeugspalt  $s$  von 10 und 5 mm durch eine hohe Tränkungsvarianz  $\Delta\bar{A}_{\text{Inf}}$  von über 40 % widerspiegelt. Die Differenz der oberen und unteren Formfüllung nimmt zwischen  $s = 5$  und 2,5 mm deutlich ab, bevor sie beim final geschlossenem Werkzeug auf gleichem Niveau entsprechend des Direktprozesses liegt. Zur

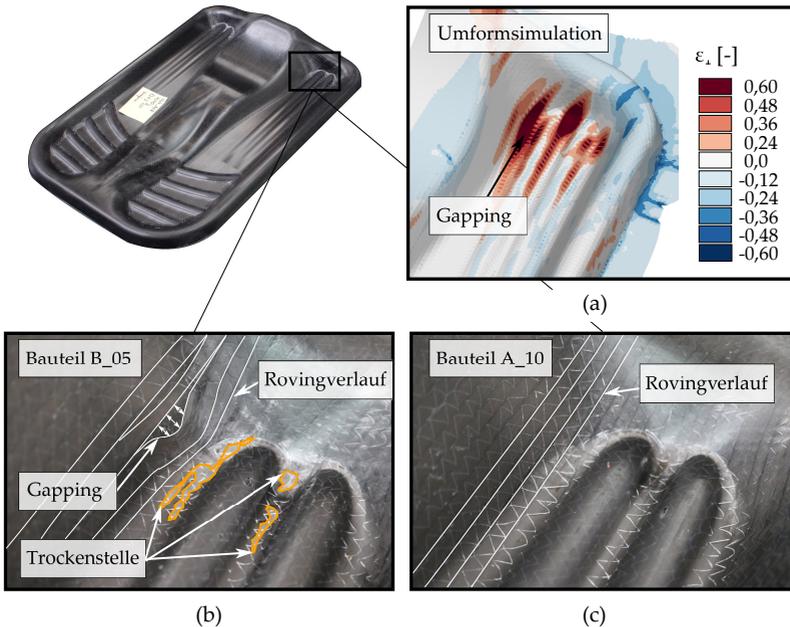


**Abbildung 4.34:** Formfüllung und Tränkungsvarianz  $\Delta \bar{A}_{\text{Inf}}$  in Abhängigkeit des für die Aushärtung definierten Werkzeugspalts  $s$ : Direktprozess (oben) und Preformimprägnierung (unten)

Bewertung des Einflusses der Formfüllung auf die sich ergebene Bauteilqualität wird nachfolgend die Imprägniergüte in Abhängigkeit der Prozessvariante sowie des Schließprofils untersucht.

### 4.2.3 Einfluss der WCM Prozessvariante auf die Bauteilqualität

Zur Bewertung der Bauteilqualität, mit deren Hilfe die Prozessvarianten verglichen werden, wird die Imprägniergüte der hergestellten Bauteile untersucht. Hierzu wird der Bereich am Übergang zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen näher betrachtet. Innerhalb dieses Bereichs prognostiziert die Umformsimulation (vgl. Abbildung 4.30) hohe sowie niedrige Dehnungen des Halbzeugs quer zur Faserorientierung ( $\epsilon_{\perp}$ ). Dies kann auf eine spätere Spreizung der Rovings, sogenanntes Gapping, sowie Trockenstellen aufgrund der erhöhten Kompaktierung der Fasern, beim hergestellten Bauteil hindeuten (vgl. Abbildung 4.35 (a)). In

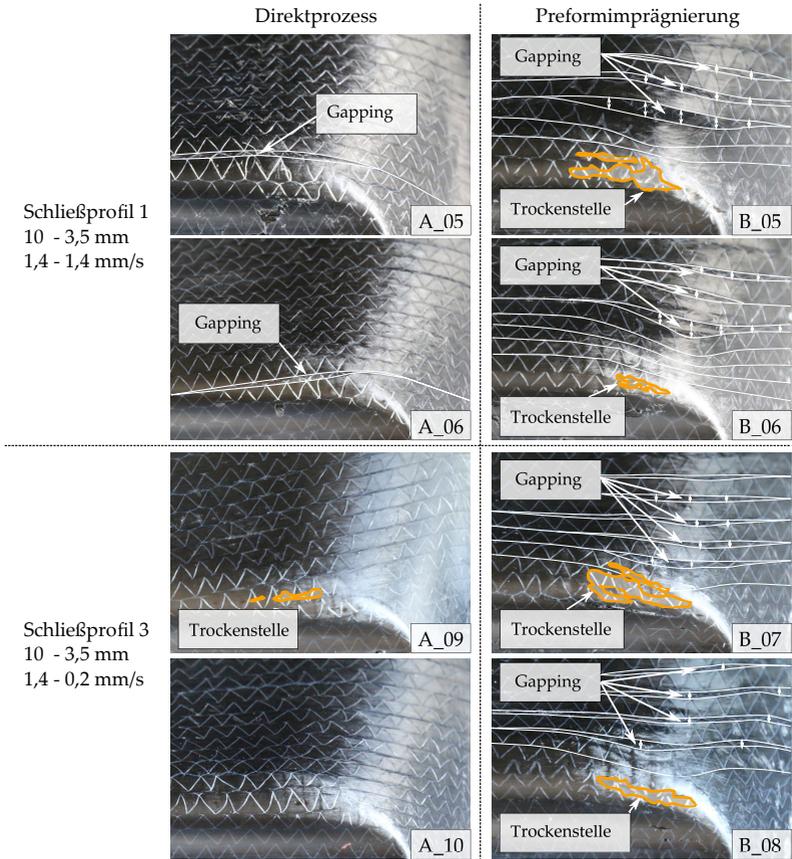


**Abbildung 4.35:** Bewertung der Bauteilqualität durch Vergleich des kritischen Bereichs am Übergang zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen (in Anlehnung an [45])

Abbildung 4.35 ist der zu bewertende Bereich beim Bauteil B5 - Preformimprägnierung - (b) sowie beim Bauteil A10 - Direktprozess - (c) dargestellt. Ein subjektiver Vergleich beider Bauteile zeigt eine verringerte Bauteilqualität des Bauteil B05 im dargestellten Bereich. So lässt sich deutliches Fibergapping am Rand der Sitzschale sowie trockene Fasern in den Vertiefungen der Kufen erkennen. Im Gegensatz hierzu können beim Bauteil A10 weder ein Gapping der Rovings, noch Trockenstellen identifiziert werden.

Zum umfassenden Vergleich der hergestellten Bauteile ist der erkannte kritische Bereich zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen der Bauteile B05 bis B08 sowie A05, A06, A09 und A10 in Abbildung 4.36 dargestellt. Die Abbildung ist vertikal in Direktprozess und Preformimprägnierung sowie horizontal nach angewandtem Schließprofil eingeteilt. Beim subjektiven Vergleich der beiden Prozessrouten (Direktprozess vs. Preformimprägnierung) lassen sich vermehrt Bauteildefekte bei den imprägnierten Preforms identifizieren. So sind bei jedem der imprägnierten Preforms Trockenstellen im dargestellten Bereich mit zum Teil stark in-plane gestauchten Rovings erkennbar. Des Weiteren zeigt sich bei allen imprägnierten Preforms deutliches Fibergapping, das bis zum Aufreiß des rovingumschließenden Nähfadens führt. Auf der Gegenseite zeigt sich Fibergapping beim Direktprozess lediglich bei den Bauteilen A05 und A06. Des Weiteren finden sich lediglich kleinere Trockenstellen beim Bauteil A09. Das Bauteil A10 zeigt weder Trockenstellen noch deutliches Fibergapping und weist somit die beste Bauteilqualität innerhalb der Versuchsreihe auf. Trotz der verbesserten Bauteilqualität der mittels Direktprozess hergestellten Bauteile mit langsamen Schließprofil (Schließprofil 3), lässt die Abbildung keinen allgemeinen Zusammenhang zwischen einer verbesserter Bauteilqualität und dem verwendeten Schließprofil erkennen.

Als Grund für die verbesserte Bauteilqualität, der mittels Direktprozess hergestellten Bauteile wird die im Verlauf des Kompressionsschritts homogenere Formfüllung angenommen. So wird in diesem Fall das Halbzeug im kritischen Bereich zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen mit Matrix getränkt, noch bevor der finale Umformzustand erreicht ist. Entsprechend der Umformsimulation reduziert sich im kritischen Bereich die Permeabilität mit Erreichen des finalen Umformzustands aufgrund der erhöhten in-plane Halbzeugkompaktierung. Dies



**Abbildung 4.36:** Übergang zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen der Bauteile B05 bis B08 sowie A05, A06, A09 und A10

führt wiederum zu einer erschwerten Imprägnierung. Gleichzeitig zeigen die Versuche von Hüttl et al. [33], Poppe et al. [34, 20] und Albrecht et al.[99, 45], dass eine Tränkung des Halbzeugs mit einem Fluid geringer Viskosität die Umformung erleichtert. So sinkt die Reibung zwischen zwei Halbzeuglagen, wenn diese mit

einem Fluid geringer Viskosität (kleiner 100 mPas) getränkt sind [33]. Des Weiteren wird die zur Scherung und Biegung der Halbzeuglagen benötigte Kraft, durch Tränkung mit einem Fluid herabgesetzt [34, 99, 20].

## 4.3 Zusammenfassung der Prozessuntersuchungen

Die Identifizierung relevanter Prozesseingangsparameter, welche die Ausbildung fluidinduzierter Faserverschiebungen beim WCM Prozess verstärken, erfolgt innerhalb Kapitel 4.1. Es kann gezeigt werden, dass die Werkzeugschließgeschwindigkeit ab Erstkontakt zwischen Oberwerkzeug und oberflächlich applizierter Matrix entscheidend für die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen beim WCM Prozess ist. So führt eine hohe Werkzeugschließgeschwindigkeit im Bereich der oberflächlichen freien Fluidausbreitung zu deutlichen fluidinduzierten Faserverschiebungen. Gleichzeitig führt eine Verringerung der Schließgeschwindigkeit in jenem Bereich zu einer Reduzierung fluidinduzierter Faserverschiebungen. Einen Einfluss der Werkzeugschließgeschwindigkeit in dem Bereich, in dem das eingelegte Faserhalbzeug durch den Aufbau einer Presskraft kompaktiert wird, kann nicht gezeigt werden. Auch zeigt sich keine Abhängigkeit der fluidinduzierten Faserverschiebungen von der Kraftanstiegsrate bis hin zur, für die Aushärtung definierten, finalen Presskraft. Die Ergebnisse bestätigen den innerhalb Kapitel 3.1 dargestellten Einfluss der Werkzeugschließgeschwindigkeit auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen. Da die Fluidausbreitung bei den WCM Versuchen auf Prozessebene nicht direkt visualisiert werden kann, werden zur Abschätzung der kavitätsinternen Druckverhältnisse die im Werkzeug verbauten Drucksensoren ausgewertet. Hierbei zeigt sich eine Steigerung des Druckgradienten quer zur Faserorientierung  $p_y$  bei steigender Werkzeugschließgeschwindigkeit  $v_{z,1}$  im Bereich der oberflächlichen Fluidausbreitung. Diese Steigerung des Druckgradient führt bei mangelnder Halbzeugkompaktierung zu einem gesteigerten fluid drag  $f_d$ , der zu fluidinduzierten Verschiebungen der Rovings von bis zu 28 mm führt.

Innerhalb Kapitel 4.2 wird die komplexe 3D Bobschlittengeometrie vorgestellt und anhand dieser die Formfüllung für die Prozessvarianten mit (Direktprozess) und ohne (Preformimprägnierung) simultane Umformung untersucht. Hierzu wird eine Methode vorgestellt, mit dessen Hilfe der Imprägnierfortschritt im Verlauf des Kompressionsschritts sowohl für den Direktprozess als auch bei der Preformimprägnierung evaluiert werden kann. Die Ergebnisse zeigen Unterschiede im Imprägnierfortschritt auf der Bauteilober- als auch Bauteilunterseite. So ergibt sich für den Direktprozess eine im Verlauf des Kompressionsschritts homogenere Formfüllung beim Vergleich der Formfüllung an der Bauteilober- und Bauteilunterseite. Diese Unterschiede der Formfüllung (Tränkungsvarianz) beim Direktprozess gehen bereits ab einem Werkzeugspalt von 2,5 mm gegen Null. Demgegenüber zeigt sich bei der Preformimprägnierung eine höhere Inhomogenität der Formfüllung, wobei die oberflächliche Formfüllung vor allem bei hohem Werkzeugspalt ( $s \geq 5$  mm) dominiert. Insbesondere die Fußrasten sowie das untere Ende der Kufen werden bei der Preformimprägnierung erst im Verlauf des Kompressionsschritts zwischen 2,5 und 0 mm Werkzeugspalt imprägniert. Zur Bewertung der Bauteilqualität wird der kritische Bereich am Übergang zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen für beide Prozessvarianten untersucht. Während bei den im Direktprozess hergestellten Bauteilen lediglich leichtes Fibergapping und vereinzelte Trockenstellen festgestellt werden, zeigen sich bei den Imprägnierten Preforms vermehrt trockene Stellen an Bereichen zum Teil stark in-plane gestauchter Rovings. Des Weiteren wird bei den imprägnierten Preforms in den Bereichen maximaler Dehnung (vgl. Abbildung 4.35) Fibergapping, dass bis zum Aufreißen des rovingumschließenden Nähfadens führt, erkannt. Entsprechend wird die Bauteilqualität der im Direktprozess hergestellten Bauteile als besser bewertet. Insbesondere bei langsamer Schließgeschwindigkeit (Schließprofil 3 - Bauteil A10) zeigen sich weder Fibergapping noch trockene Stellen, die auf eine verminderte Bauteilqualität schließen lassen. Als Grund wird die im Verlauf der Kompression homogenere Imprägnierung genannt. So werden die kritischen Bereiche mit Matrix getränkt, noch bevor der finale Umformzustand erreicht ist. Entsprechend werden jene kritische Bereiche imprägniert, bevor die finale Umformung respektive einer verringerten Permeabilität in kritischen Bereichen diese erschweren. Gleichzeitig verbessert die Imprägnierung die Umformung an sich,

da bei geringer Viskosität die zur Umformung nötige Reibung zwischen den Lagen, als auch der nötige Scher- und Biege­widerstand des Halbzeugs herabgesetzt wird [33, 34, 99, 20].



# 5 Zusammenfassung und Ausblick

## 5.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Analyse des Wet Compression Molding (WCM) Prozess zur Herstellung kontinuierlich faserverstärkter Leichtbaustrukturen mit duromerer Matrix. Besonderes Augenmerk wird auf die Fluidausbreitung und deren Wechselwirkung mit dem Faserhalbzeug, der sogenannten Fluid-Struktur-Interaktion, gelegt. Abbildung 5.1 fasst die Erkenntnisse der Arbeit zusammen. So finden im Anschluss an die Materialcharakterisierung, innerhalb Kapitel 2, bei der die Permeabilität und das Kompaktierverhalten des verwendeten textilen Halbzeugs sowie die Viskosität des verwendeten Matrixsystems untersucht wird, Grundlagenversuche auf Prüfstandebene statt (Kapitel 3). Innerhalb dieser wird zunächst die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen mit freiem oberflächlichem Fluidfluss untersucht (Kapitel 3.1). Anschließend wird die Formfüllung mit und ohne simultaner Halbzeugumformung in eine Double-Dome Geometrie innerhalb Kapitel 3.2 evaluiert. Hierbei wird der Einfluss der Werkzeugschließgeschwindigkeit und der Fluidviskosität auf die Formfüllung ermittelt. Zur anschließenden Überführung und Validierung der erarbeiteten Erkenntnisse wird zunächst der Prozesseffekt fluidinduzierte Faserverschiebungen beim WCM Verfahren charakterisiert (Kapitel 4.1). Hierbei wird die kritische Phase während des Kompressionsschritts herausgearbeitet und ein beispielhaftes optimiertes Schließprofil aufgezeigt. Zur Validierung der Erkenntnisse der Formfüllversuche mit und ohne simultane Halbzeugumformung wird innerhalb Kapitel 4.2 ein Formfüllstudie anhand des vorgestellten komplexen Bobschlitten Demonstrators durchgeführt.



Abbildung 5.1: Zusammenfassung der experimentellen Versuche

**Diskussion der Forschungshypothesen:** Die herausgearbeiteten Erkenntnisse werden nachfolgend anhand der Eingangs definierten Forschungshypothesen (vgl. Kapitel 1.3) diskutiert:

- Die oberflächliche freie Fluidausbreitung beeinflusst die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen in der obersten Faserlage beim WCM Prozess

Die Beeinflussung des oberflächlichen freien Fluidflusses auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen kann bestätigt werden. Mit Hilfe eines entwickelten transparenten Prüfstands konnte ein oberflächlicher Fluidfluss mit gleichzeitiger Verschiebung der Fasern bewusst provoziert werden. Die auftretenden fluidinduzierten Faserverschiebungen wurden visualisiert und detailliert analysiert. So zeigt sich, dass die Verschiebung als Reaktion der Halbzeugquerdrehung innerhalb des vom Fluid eingeschlossenen Bereichs auftritt. Hierbei steigt die Verschiebung der Fasern mit zunehmender Viskosität des Fluids und mit zunehmender Schließgeschwindigkeit der Werkzeughälften zueinander. Mittels auf das Fluid aufgetragenen Farbpunkten konnte zusätzlich die oberflächliche Fluidgeschwindigkeit abgeschätzt und eine Korrelation zur zeitlichen Zunahme der fluidinduzierten Faserverschiebungen hergestellt werden. Die Abhängigkeit der fluidinduzierten Faserverschiebungen von der Viskosität des Fluids sowie der Werkzeugschließgeschwindigkeit kann in Abhängigkeit des Viskositätsverlaufs zu einem Zielkonflikt führen. Die Viskosität des innerhalb dieser Arbeit verwendete Matrixsystems DOW Voraforce 5300 verbleibt bei der definierten Werkzeugtemperatur für ca. 20 s bei 20 mPas. Mit fortschreitender Reaktionszeit steigt die Viskosität exponentiell an. Gleichzeitig zeigen die Ergebnisse, dass eine geringe Werkzeugschließgeschwindigkeit ca. 5 mm bevor das Werkzeug geschlossen ist, sowohl die Fluidausbreitung, als auch die Entstehung und Intensität fluidinduzierter Faserverschiebungen beeinflusst. Entsprechend wird ein Schließprofil vorgeschlagen, was die vollständige Kompression des getränkten Halbzeugs innerhalb des Zeitfensters minimaler Viskosität realisiert, wobei gleichzeitig die Werkzeugschließgeschwindigkeit ab ca. 5 mm hin zum final geschlossenen Werkzeug so gering wie möglich gefahren werden sollte.

- Die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen beim WCM Prozess korrelieren mit steigendem fluid drag  $f_d$

Innerhalb der Arbeit kann eine Korrelation zwischen steigendem fluid drag  $f_d$  und der Intensität fluidinduzierter Faserverschiebungen aufgezeigt werden. Auf Basis der durchgeführten Prozessparameterstudie konnte die Dominanz unterschiedlicher Werkzeugschließgeschwindigkeiten und deren Einfluss auf die kavitätsinternen Druckgradienten sowie den Prozesseffekt fluidinduzierte Faserverschiebung herausgearbeitet werden. Hierbei zeigt sich, dass der Bereich ab Erstkontakt des Oberwerkzeugs mit dem oberflächlich applizierten Fluid kritisch ist. So steigt die Verschiebung mit zunehmender Schließgeschwindigkeit innerhalb dieser Phase des Kompressionshubs. Die anschließende Auswertung der kavitätsinternen Drucksensoren induziert höhere, radial nach außen wirkenden Druckgradienten bei höheren Werkzeugschließgeschwindigkeiten innerhalb dieser Phase des Kompressionsschritts.

- Im Vergleich zur Preformimprägning begünstigt die Fluidausbreitung mit simultaner Halbzeugumformung eine über die Halbzeuglagen homogene Formfüllung und verbessert somit die Bauteilqualität

Zur Analyse der Formfüllung in Abhängigkeit des Kompressionsfortschritts wird ein transparenter Prüfstand sowie eine Methode zur Erfassung der Fluidausbreitung vorgestellt. Die Fluidausbreitung wird in Abhängigkeit der Prozessvariante (mit/ohne simultane Umformung), der Fluidviskosität sowie der Werkzeugschließgeschwindigkeit evaluiert. Hierbei zeigt sich, dass für beide Prozessvarianten eine, im Verlauf des Kompressionsschritts, homogene Fluidausbreitung bei geringer Viskosität und geringer Schließgeschwindigkeit möglich ist. Dem Gegenüber wird bei steigender Viskosität und steigender Schließgeschwindigkeit ein oberflächliches Voreilen des Fluids erkannt, was zu einer im Verlauf des Schließens, inhomogenen Fluidausbreitung führt. Dies spiegelt sich auch in der finalen Position des Fluids im Anschluss an die Kompression wieder. So nimmt die Trängung der unteren Faserlagen mit steigender Viskosität und steigender Schließgeschwindigkeit ab. Im gewählten Parameterraum wirkt sich die

Viskosität sensitiver, sowohl auf den Verlauf der Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts, als auch auf dessen finale Verteilung innerhalb des Faserhalbzeugs, aus. Unterschiede zwischen Direktprozess und Preformimprägnierung lassen sich, anhand der gewählten Versuche nicht eindeutig verifizieren.

Beim Vergleich der Formfüllung des vorgestellten komplexen Demonstrators in Abhängigkeit der Prozessvariante kann eine innerhalb der Dicke homogenere Formfüllung sowie eine verbesserte Bauteilqualität bei den mittels Direktprozess hergestellten Bauteil gezeigt werden. Zur Untersuchung der Formfüllung wird eine Methode zur Visualisierung der Fluidausbreitung in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts vorgestellt. Mittels Superimposition wird die Formfüllung in Abhängigkeit des Werkzeugspalts auf einer dreidimensionalen Oberfläche visualisiert. So kann zusätzlich zu der Darstellung des Imprägnierfortschritts bei sich verkleinernder Kavität die Tränkungsvarianz, welche sich als Differenz der Formfüllung der Bauteiloberseite im Vergleich zur Bauteilunterseite ergibt, evaluiert werden. Hierbei zeigt sich ein homogeneres Tränkungsverhalten im Verlauf des Kompressionsschritts beim WCM Direktprozess. Bei der Imprägnierung der Preforms zeigt sich, insbesondere bei hohem Werkzeugspalt  $\geq 5$  mm, ein dominanteres oberflächliches Voreilen der Matrix, welches in einer höheren Tränkungsvarianz resultiert. Eine vergleichende Betrachtung der finalen Bauteilqualität im kritischen Bereich zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen zeigt eine verbesserte Bauteilqualität bei den mittels Direktprozesses hergestellten Bauteilen. Da, der kritische Bereich zwischen Rahmen, Sitzschale und Kufen bereits vor der finalen Umformung und somit finalen Kompaktierung getränkt wird, ergeben sich bei den im Direktprozess hergestellten Bauteilen deutlich weniger Trockenstellen. Gleichzeitig verbessert die Halbzeugträngung das Drapierergebnis, sodass weniger Fibergapping an Bereichen hoher Halbzeugquerdehnung erfasst wird. Im Gegensatz hierzu finden sich bei den imprägnierten Prefroms deutliche Trockenstellen sowie starkes Fibergapping, welches bis zum Aufreißen des Nähfadens führt.

## 5.2 Ausblick

Die Berücksichtigung der hier diskutierten, prozessinduzierten Effekte steigern das Prozessverständnis des WCM Prozesses hinsichtlich Fluidausbreitung. In Kombination mit Simulationsmodellen können die hier erkannten Zusammenhänge zur Validierung von Umformmodellen mit überlagerter Fluidausbreitung herangezogen werden (vgl. Poppe et al. [20]), was wiederum die Vorhersagegüte zukünftiger Simulationsmodelle zur Prozessoptimierung verbessern kann. Dabei untermauern die vorliegenden Ergebnisse die Wichtigkeit der Parameter Werkzeugschließgeschwindigkeit und Fluidviskosität beim WCM Prozess. Beide haben deutlichen Einfluss auf die, während des Kompressionsschritts, induzierte Fluidausbreitung. Dennoch besteht Forschungsbedarf bezüglich der Fragestellung, inwiefern tiefere Lagen von fluidinduzierten Faserverschiebungen betroffen sind und ob spätere Phasen des Schließprofils hierauf einen Einfluss haben. Erste Untersuchungen mittels Wirbelstromanalyse lassen auf eine Verschiebung der zweitobersten Halbzeuglage schließen.

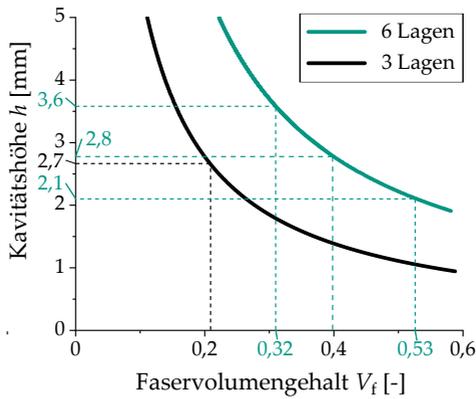
Die innerhalb dieser Arbeit erkannten Zusammenhänge könnten als Ausgangsbasis für eine Prozessoptimierung zur idealen druck- und/oder viskositätsgeregelten Kompression herangezogen werden. Erste Ansätze zur Erweiterung des von Rosenberg [6] entwickelten druckgeregelten HP-RTM Prozess lassen sich auf die Gegebenheiten des WCM Prozesses übertragen und erscheinen vielversprechend. Die Bauteilqualität sowie Materialausnutzung kann durch eine Optimierung sowohl der Werkzeuggeometrie als auch des Zuschnitts weiter verbessert werden. Bezüglich einer Optimierung zukünftiger Werkzeuggeometrien ist die Auslegung der Radien von besonderem Interesse. So konnten bei den hier durchgeführten Versuchen zur Herstellung des Bobschlittens die Fasern der Kavität im Bereich der Fußrasten nicht ideal folgen, was zu Matrixanhäufungen und Schwindungsmerkmalen im äußeren Bereich des Radius führt.

Darüber hinaus gilt es zu evaluieren welchen Einfluss der Vakuumschritt sowohl auf die Fluidausbreitung als auch auf die spätere Bauteilqualität hat. Erste Untersuchungen zur Evaluierung des, innerhalb der Kavität erzielbaren Unterdrucks,

in Abhängigkeit der Vakuumzeit sowie des nach dem Ende des Vakuumschritts verbleibenden Restvolumens bestimmen maßgebend den effektiven Absolutdruck innerhalb des Werkzeugs, welcher wiederum den Porengehalt von FVK-Bauteilen maßgeblich beeinflussen kann.



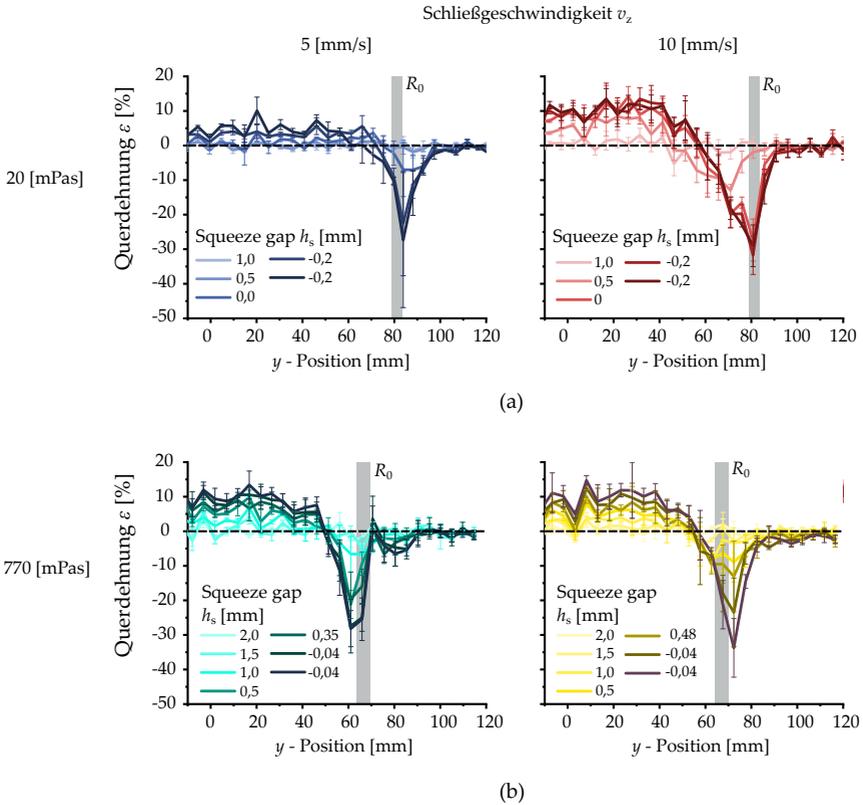
# A Anhang



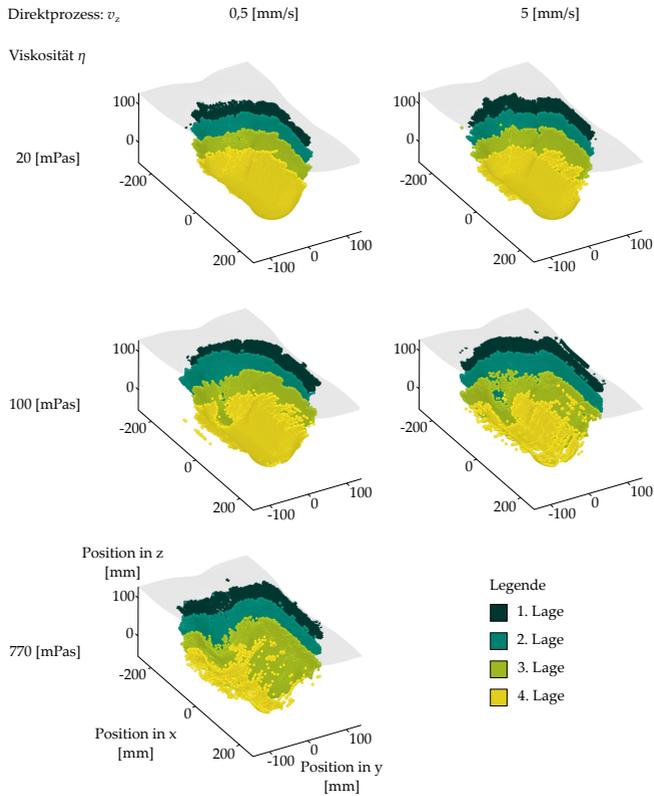
**Abbildung A.1:** Theoretischer Faservolumengehalt  $V_f$  (vgl. Formel 1.7) bei 3 und 6 Halbzuglagen in Abhängigkeit der Kavitätshöhe  $h$

**Tabelle A.1:** Ermittelte p-Werte (OriginLab - Drei-Wege-ANOVA)

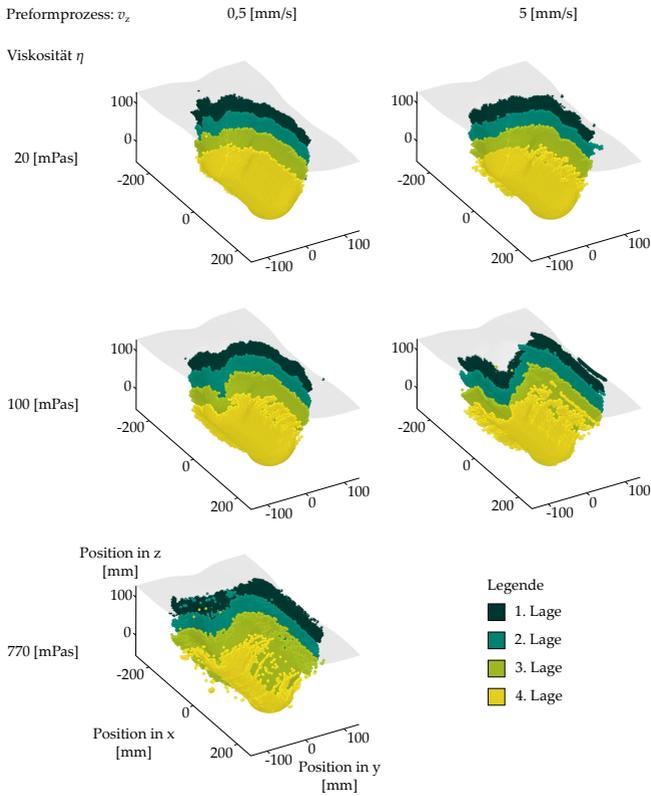
	p-Werte							Model
	$v_{z,I}$	$v_{z,II}$	$\dot{F}_{,III}$	I · II	I · III	II · III	I · II · II	
$\bar{u}_w$	$6.10^{-8}$	0.678	0.492	0.934	0.959	0.842	0.734	$1.28^{-5}$
$u_{max}$	$5.64^{-7}$	0.646	0.652	0.976	0.728	0.663	0.374	$1.20^{-4}$
$\bar{\kappa}_w$	$7.28^{-8}$	0.106	0.518	0.581	0.533	0.373	0.619	$1.22^{-5}$
$u_{min}^{rel}$	$5.76^{-9}$	0.080	0.600	0.863	0.444	0.762	0.759	$1.47^{-6}$
$u_{max}^{rel}$	$4.76^{-4}$	0.094	0.795	0.357	0.476	0.676	0.815	$2.48^{-2}$



**Abbildung A.2:** Querdehnung der Versuche V1 und V3 (a) sowie V2 und V4 (b) entlang der  $y$ -Position für sich verringernde Squeeze-Gaps  $h_s$  während der Kompression



**Abbildung A.3:** Darstellung der dreidimensionalen Fluiddrängung je Lage im Anschluss an eine Kompression mittels Direktprozess



**Abbildung A.4:** Darstellung der dreidimensionalen Fluidtrankung je Lage im Anschluss an eine Kompression des getrankten Preforms

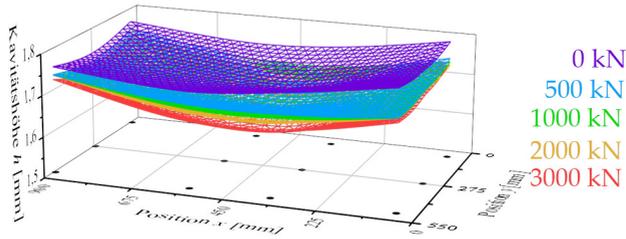


Abbildung A.5: Kavitätshöhen  $h$  des Plattenanalys in Abhängigkeit der Presskraft  $F_{\text{netto}}$

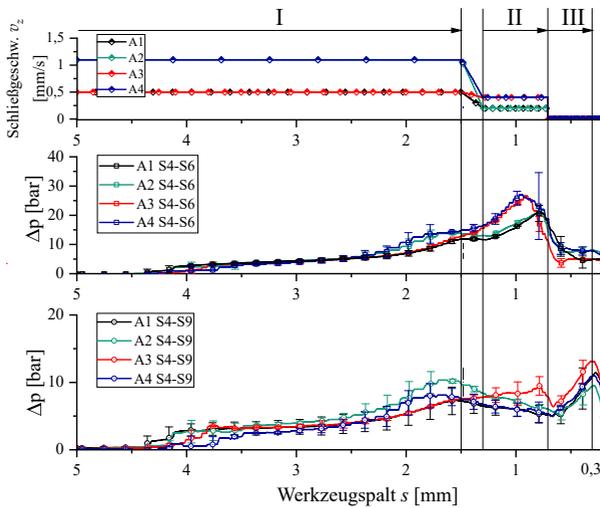
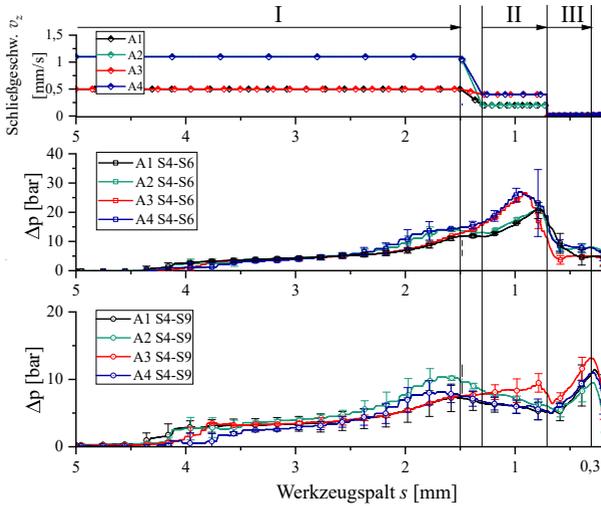
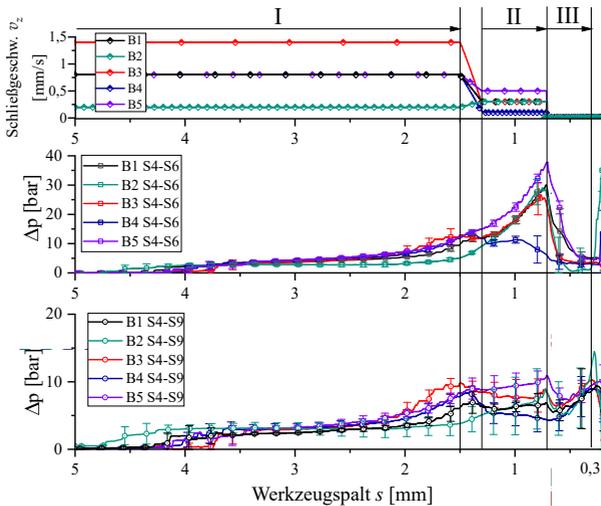


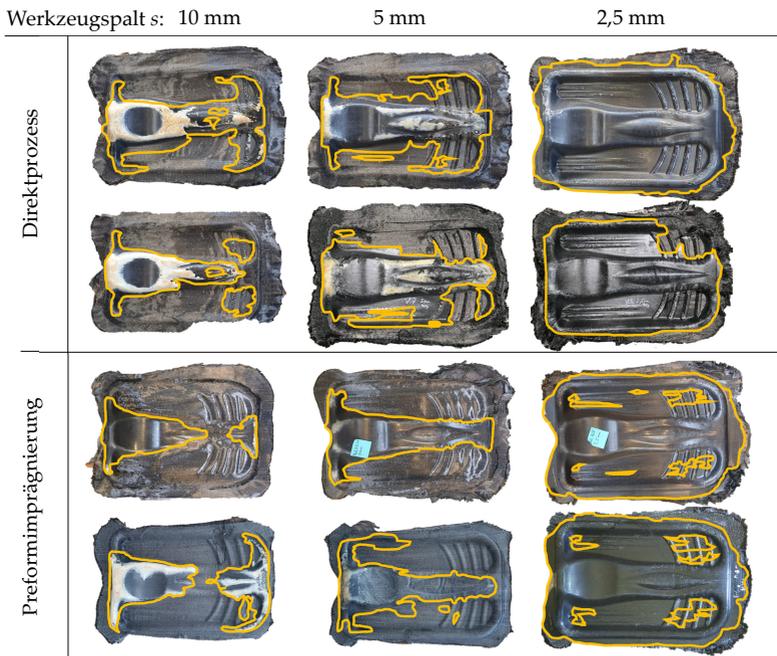
Abbildung A.6: Differenzdruck in  $x$ - und  $y$ -Richtung der Versuche A1 bis A4 in Abhängigkeit des Werkzeugspalts  $s$  während des WCM Kompressionschritts



**Abbildung A.7:** Differenzdruck in  $x$ - und  $y$ -Richtung der Versuche A5 bis A8 in Abhängigkeit des Werkzeugspalts  $s$  während des WCM Kompressionsschritts



**Abbildung A.8:** Differenzdruck in  $x$ - und  $y$ -Richtung der Versuche B1 bis B5 in Abhängigkeit des Werkzeugspalts  $s$  während des WCM Kompressionsschritts



**Abbildung A.9:** Imprägnierfortschritt an der Bauteiloberseite in Abhängigkeit des Werkzeugspalts  $s$ : Direktprozess (oben) und Preformimprägnierung (unten)



# Abbildungsverzeichnis

1.1	Übersicht der gängigsten 2D Faserhalbzeuge inklusive deren Eigenschaften (adaptiert von [22]-S.40) . . . . .	5
1.2	Prozessschritte hin zur Konsolidierung unterteilt nach Halbzeugvariante (adaptiert von [6]-S.6 und nach [27, 5, 28, 8]) . . . . .	6
1.3	Schematischer Reaktionsablauf der Polyadditionsreaktion mit einer Epoxid- (links) und einer Amin-Komponente (mitte) (adaptiert von [31]) . . . . .	8
1.4	Qualitativer Zusammenhang zwischen Viskositätsanstieg und Reaktionsenthalpie während der Aushärtung duromerer Kunststoffe (adaptiert von [32]-S.21; [21]-S.12) . . . . .	8
1.5	Prozessvarianten mit viskoser Formung (oben) im Direktprozess sowie Prozessvariante zur Imprägnierung der vorgeformten Halbzeuge/ Preforms (unten) - (in Anlehnung an [18, 33]) . . . . .	10
1.6	Skizzierte Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts beim WCM Prozess (a); Freie und permeable Fluidausbreitung (I.), permeable Fluidausbreitung (II.) (b) . . . . .	13
1.7	Beispiel eines Squeeze-Flow's (newtonsches Fluid) zwischen zwei festen Oberflächen (in Anlehnung an [46, 47]) . . . . .	15
1.8	In z-Richtung deformierbares Geometrieelement (adaptiert von [51]) und Beispiel eines Squeeze-flow eines newtonschen Fluid zwischen zwei festen Oberfläche (in Anlehnung an [46, 47]) . . . . .	17

1.9	Gegenüberstellung verschiedener Interface-Modelle während eines stationären Fluidflusses (Poiseuille Strömung). Von links nach rechts: Standard Fall [55]: Kein Schlupf an der Fluid-Porösen Grenzschicht; Darcy-Brinkman [58]: Übergangsphase innerhalb des porösen Mediums; Beavers–Joseph [59]: Schlupf $1/\alpha$ an der Grenzschicht; Le Bars & Worster [57]: Schlupf $\beta$ ins poröse Medium (Abbildung nach [57]-S.6 und [55]-S.5) . . . . .	19
1.10	Skizze des makroskopischen und mikroskopischen Fluidflusses bei der Tränkung permeabler Faserstrukturen (in Anlehnung an [72, 67, 69, 26, 71]) . . . . .	22
1.11	Kräfteverhältnis zwischen Halbzeug und Fluid: beim RTM Prozess [73, 74, 23] (a) und beim WCM Prozess (b) . . . . .	24
1.12	Methodische Vorgehensweise zur Untersuchung der Fluid-Struktur-Interaktionen beim WCM Prozess . . . . .	29
2.1	Vorder- (a) und Rückansicht (b) des verwendeten Kohlenstofffasergelege UD300 (ohne Binder) bestehend aus PX35-Fasern der Firma ZOLTEK . . . . .	34
2.2	Makro, Meso- und Mikroebene eines unidirektionalen Faserhalbzeugs (adaptiert von [22]-S.40) . . . . .	35
2.3	Prüfaufbau zur Messung der in-plane Permeabilität in $K_x$ und quer $K_y$ zur Faserorientierung - nach [26, 90, 6] (a), Versuchsaufbau zur Bestimmung der transversalen Permeabilität $K_z$ nach Graupner et al. [91] (b) . . . . .	36
2.4	Permeabilität $K$ des Halbzeugs in Abhängigkeit des Faservolumenanteils $V_f$ . . . . .	38
2.5	Permeabilität $K$ des Lagenaufbaus $[0/90/0]_s$ in Abhängigkeit der Kavitätshöhe $h$ . . . . .	40
2.6	Skizze des Versuchsaufbaus zur Bestimmung der Kompaktierkraft $F_N$ bzw. der Flächenpressung $p_A$ in Abhängigkeit der Kavitätshöhe $h$ . . . . .	40
2.7	Benötigte Flächenpressung $p_A$ zur Kompaktierung des Lagenaufbaus $[0/90/0]_s$ in Abhängigkeit der Kavitätshöhe $h$ und der Kompressionsgeschwindigkeit $v_z$ . . . . .	42

2.8	Prüfaufbau zur Messung der Viskosität mittels Direktinjektion nach Bernath et al. [94] (a), Nahaufnahme der Injektionsnadel und des beheizten Messspalts (b) . . . . .	43
2.9	Isotherme Messung der Viskosität (oszillierender Messung): Zeitlicher Verlauf der Viskosität $\eta$ bei variierten Messspalttemperatur $T$ . . . . .	45
2.10	Verlauf der Viskosität $\eta$ im prozessrelevanten Bereich. Isotherme Messung mittels Direktinjektion in den Messspalt . . . . .	46
2.11	Viskosität $\eta$ des verwendeten Matrixersatzsystems in Abhängigkeit der Scherrate $\dot{\gamma}$ (rotatorische Messung) . . . . .	48
3.1	Versuchsaufbau (a) sowie skizzierte initiale Fluidausbreitung zum Zeitpunkt $t_0$ sowie während der Kompression $t_1$ (b) [97] . . . . .	51
3.2	Zeit $t_{inf}$ die 30 ml Fluid benötigen um in den Lagenaufbau [0/90/0] vollständig einzusickern (a), initialer Fluidradius $R_0$ (b) und initiale Höhe $h_0$ des oberflächlichen Fluids (c) in Abhängigkeit der Fluidviskosität $\eta$ [97] . . . . .	52
3.3	Methodenentwicklung zur Erfassung der Verschiebung $u$ : Videostandbild (i), Mustererkennung - Kreuzkorrelation (ii), Definition der Positionsmarker (iii), Bestimmung der Positionsänderung (iv) (in Anlehnung an [97]) . . . . .	55
3.4	Veranschaulichung der Verschiebung $u_i$ zwischen den Zeitschritten $t$ und $t + 1$ . . . . .	56
3.5	Dreidimensionale Darstellung der fluidinduzierten Verschiebungen $u$ in Abhängigkeit des Kompressionsfortschritts . . . . .	57
3.6	Vektorielle Darstellung der fluidinduzierten Verschiebungen $u$ im Bereich initialer und maximaler Fluidausbreitung (a), Verschiebung $u$ der Versuche variiertes Schließgeschwindigkeit $v_z$ und Fluidviskosität $\eta$ entlang der $y$ - Achse bei $x = 0$ (b) (in Anlehnung an [97]) . . . . .	58
3.7	Experimenteller Kraftverlauf während der Kompression des mit Fluid getränkten Stacks: Viskosität $\eta = 20$ mPas mit Schließgeschwindigkeit $v_z = 5$ mm/s (a) und Schließgeschwindigkeit $v_z = 10$ mm/s (b), Viskosität $\eta = 770$ mPas mit Schließgeschwindigkeit $v_z = 5$ mm/s (c) und Schließgeschwindigkeit $v_z = 10$ mm/s (d) . . . . .	60

3.8	Vergleich der Methoden zur manuellen und automatisiert Erfassung der Partikelgeschwindigkeit: Manuelles erfassen ausgewählter Partikel mittels des Videoanalysetools Tracker (oben) und automatisiertes erfassen sämtlicher Partikel im Bildbereich mittels Matlab-Tool (unten) (in Anlehnung an [97]) . . . . .	62
3.9	Vergleich des Geschwindigkeitsverlaufs $\vec{v}_{p,y}$ und $\vec{v}_{p,x}$ eines manuell und automatisiert erfassten Partikels (a), mittlere Partikelgeschwindigkeit von sieben manuell und automatisiert erfassten Partikeln im Verlauf des Kompressionsschritts (b) (in Anlehnung an [97]) . . . . .	63
3.10	Kumulierte Verschiebung $\bar{u}_{w,K}$ sowie mittlere Partikelgeschwindigkeit $\bar{v}_p$ in Abhängigkeit des Squeeze Gaps $h_s$ und der Zeit $t$ : Viskosität $\eta = 20$ mPas mit variiertem Schließgeschwindigkeit $v_z$ (a), Viskosität $\eta = 770$ mPas mit variiertem Schließgeschwindigkeit $v_z$ (b) und Bildausschnitt inkl. Skizze der Phasen der Fluidausbreitung (c) (in Anlehnung an [97]) . . . . .	65
3.11	$y$ -Anteil der Partikelgeschwindigkeit $\vec{v}_{p,y}$ zum Zeitpunkt $t=0,18$ s in Abhängigkeit der $y$ -Position (in Anlehnung an [97]) . . . . .	67
3.12	Ausbildung der Querdehnung $\varepsilon_{\perp}$ und der Partikelgeschwindigkeit $\vec{v}_{p,y}$ für die Versuche der Schließgeschwindigkeit $v_z = 5$ mm/s entlang der $y$ -Achse ( $x=0$ ) bei sich verringerndem Squeeze Gap $h_s$ : Viskosität $\eta = 20$ mPas (links), Viskosität $\eta = 770$ mPas (rechts) (in Anlehnung an [97]) . . . . .	69
3.13	Versuchsaufbau zur Visualisierung der Fluidausbreitung mit und ohne simultane Halbzeugumformung (a), Nahaufnahme des transparenten Versuchswerkzeug der generischen Double-Dome Geometrie (b) - Versuchsaufbau veröffentlicht bei [23] . . . . .	71
3.14	Vorgehensweise zur Bestimmung der Formfüllung . . . . .	74
3.15	Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts im Direktprozess. Aufnahme der Fluidausbreitung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite: Viskosität $\eta = 20$ mPas mit Schließgeschwindigkeit $v_z = 0,5$ und $5$ mm/s (a), Viskosität $\eta = 100$ mPas mit Schließgeschwindigkeit $v_z = 0,5$ und $5$ mm/s (b) und Viskosität $\eta = 770$ mPas mit Schließgeschwindigkeit $v_z = 0,5$ mm/s (c)	76

3.16	Fluidausbreitung während des Kompressionsschritts bei der Preformimprägnierung. Aufnahme der Fluidausbreitung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite: Viskosität $\eta = 20$ mPas, Schließgeschwindigkeit $v_z = 0,5$ und $5$ mm/s (a); Viskosität $\eta = 100$ mPas, Schließgeschwindigkeit $v_z = 0,5$ und $5$ mm/s (b) und Viskosität $\eta = 770$ mPas, Schließgeschwindigkeit $v_z = 0,5$ mm/s (c) . . . . .	78
3.17	Formfüllung an der Werkzeugober- und Werkzeugunterseite im Verlauf des Kompressionsschritts bei variiertem Viskosität $\eta$ des applizierten Fluids und variiertem Schließgeschwindigkeit $v_z$ . . . . .	80
3.18	Interlaminarer Fluidanteil je Halbzeuglage im Anschluss an eine Imprägnierung mittels Direktprozess (a) und Preformimprägnierung (b) 82	
3.19	Vorgehensweise zur dreidimensionalen Visualisierung der infiltrierten Fläche einer Halbzeuglage . . . . .	84
3.20	Darstellung der dreidimensionalen Fluidverteilung innerhalb der Halbzeuglagen eins bis vier im Anschluss an eine Kompression mit variiertem Fluidviskosität: Direktprozess (a) und Preformimprägnierung (b) . . . . .	85
3.21	Zusammenhänge der Fluid-Struktur-Interaktion beim WCM Prozess: Einfluss der Schließgeschwindigkeit $v_z$ , der Fluidviskosität $\eta$ und der Prozessvariante auf die Entstehung fluidinduzierter Faserverschiebungen sowie die Formfüllung/ Halbzeugtränkung während des WCM Kompressionsschritts . . . . .	87
4.1	Hydraulischen Oberkolbenpresse COMPRESS PLUS DCP-G 3600/3200 (a), Skizzierung des Pressenaufbaus sowie der wirkenden Kräfte während des Arbeitshubs bei aktiver Parallelhaltung (b) (in Anlehnung an [6]) . . . . .	93
4.2	Arbeitsschritte der Presse während eines Pressenhubs. Unterteilung in weg- und kraftgeregeltes Verfahren (in Anlehnung an [6]) . . . . .	94
4.3	Hochdruck-Injektionsanlage Model RTM 8/3,2K der Firma KraussMaffei (a), Selbstreinigender Mischkopf (b), Breitschlitzdüse zur Matrixapplikation (c) . . . . .	94
4.4	Unter- (a) und Oberseite (b) des WCM-Platteninlays inklusive Werkzeugträger (in Anlehnung an [97]) . . . . .	95

4.5	Position der Drucksensoren innerhalb des WCM-Platteninlays (a), Skizze des Dichtkonzepts des WCM-Platteninlays (b) . . . . .	96
4.6	Werkzeugspalt $s$ , Presskraft $F_{\text{netto}}$ sowie Druckverlauf $p_{\text{Kav}}$ der Sensoren 1-4 während eines Pressenhubs beim WCM Prozess . . . . .	98
4.7	Schließspalt $s$ , Schließgeschwindigkeit $v_z$ , Presskraft $F_{\text{netto}}$ sowie Druckverlauf $p_{\text{Kav}}$ der Sensoren 1 bis 4 während eines Pressvorgangs beim WCM Prozess (in Anlehnung an [97]) . . . . .	99
4.8	Vorgehensweise zur Quantifizierung fluidinduzierter Faserverschiebungen auf der Bauteiloberseite - in Anlehnung an [97] - (* Implementierung des Korrekturfaktors siehe Abbildung 4.9) . . . . .	101
4.9	Implementierung eines Kalibrierfelds zur Korrektur der optischen Bildverzerrung . . . . .	104
4.10	Ermittlung der Verschiebung $u_i$ mit $i = 1 \dots n$ zwischen approximiertem initialem Rovingverlauf und approximiertem realem Rovingverlauf . . . . .	105
4.11	Skizzierung der Vorgehensweise zur Ermittlung des relativen Abstands $u_{\text{rel}}$ zwischen zwei Rovings . . . . .	107
4.12	Farb-Kontur-Plots des entwickelten Matlab-Tools zur Darstellung fluidinduzierter Faserverschiebungen: Verschiebung $u$ , relativer Abstand $u^{\text{rel}}$ sowie Krümmung $\kappa$ . Ableitbare skalare Größen: gewichtete mittleren Verschiebung $\bar{u}_w$ , maximale Verschiebung $u_{\text{max}}$ , minimaler $u_{\text{min}}^{\text{rel}}$ und maximaler $u_{\text{max}}^{\text{rel}}$ relativer Abstand zwischen den Rovings sowie mittlere Krümmung $\bar{\kappa}_w$ . . . . .	108
4.13	Konturplot des Bauteils B3.2: Manuelle Messung der relativen Abstände (lineare Interpolation: Erhöhung der Gesamtpunktzahl auf 100, Glättungsfaktor = 0,01) und Farb-Kontur-Plot der relativen Abstände $u^{\text{rel}}$ zwischen den Rovings des entwickelten Matlab-Tools (a), Vergleich der Werte entlang des Schnitts A-A (b) (in Anlehnung an [97]) . . . . .	109
4.14	Geometrisches Modell der $2^3$ -faktoriellen Versuchsmatrix (in Anlehnung an das Central-Composite-Design nach Siebertz [114]) . . . . .	111
4.15	Initiale Matrixposition des im Werkzeuginlay positionierten Lagenaufbaus (in Anlehnung an [97]) . . . . .	112

4.16	Fluidinduzierte Verschiebungen $u$ entlang des Schnitts A-A (Mitte des Bauteils) der Versuche A1-A4 mit einer Kraftanstiegsrate $\dot{F}_{,III}$ von 555 kN/s . . . . .	113
4.17	Fluidinduzierte Verschiebungen $u$ entlang des Schnitts A-A (Mitte des Bauteils) der Versuche A5-A8 mit einer Kraftanstiegsrate $\dot{F}_{,III}$ von 263 kN/s . . . . .	115
4.18	Effekt der Prozesseingangsparameter $v_{z,I}, v_{z,II}$ und $\dot{F}_{,III}$ auf die studentisierten Werte der gewichteten mittleren Verschiebung $\bar{u}_w$ , der maximalen Verschiebung $u_{max}$ , der mittleren Krümmung $\bar{\kappa}_w$ , des minimalen $u_{min}^{rel}$ und maximalen relativen Abstands $u_{max}^{rel}$ der Versuche A1-A8 (in Anlehnung an [97]) . . . . .	116
4.19	Globale Darstellung der fluidinduzierten Verschiebungen $u$ und der initialen Matrixposition der Bauteile B3.1-3, B1.1-3 und B2.1-3 (a), Verschiebungen $u$ entlang des Schnitts A-A der Versuche B1-B3 (in Anlehnung an [97]) . . . . .	118
4.20	Relativer Abstand der Rovings zueinander sowie der initialen Matrixposition der Versuche B3.1-3, B1.1-3 und B2.1-3 (a), Halbzeugquerdehnung $\varepsilon_{\perp}$ entlang des Schnitts A-A der Versuche B1-B3 (in Anlehnung an [97]) . . . . .	120
4.21	Linear approximierter Druckgradient in $x$ - und $y$ -Richtung in Abhängigkeit des steigenden Faservolumengehalts $V_f$ während des Kompressionsschritts (in Anlehnung an [97]) . . . . .	122
4.22	Linear approx. Druckgradient $p_{,y}$ bei variiertem Werkzeugschließgeschwindigkeit $v_{z,I}$ in Abhängigkeit des steigenden Faservolumengehalts $V_f$ während des Kompressionsschritts - Beispielhaftes optimiertes Schließprofil zur Vermeidung kritischer Druckgradienten . . . . .	124
4.23	Drauf- (a), Seiten- (b) sowie 3D-Ansicht der Bobschlittengeometrie inklusive dem verwendeten Lagenaufbau (c) (in Anlehnung an [45]) . . . . .	126
4.24	WCM-Werkzeug in Einbauposition und entsprechendes CAD-Modell (a), Schnitt zur skizzenhaften Darstellung des Niederhalter- und Dichtkonzepts (b), CAD-Modell der Werkzeugunterseite inklusive Position der im Oberwerkzeug verbauten Drucksensoren (c) (in Anlehnung an [45]) . . . . .	127

---

4.25	Preformwerkzeug mit sequenziellen Niederhalten des Instituts für Flugzeugbau IFB der Universität Stuttgart [45] . . . . .	128
4.26	Versuchsaufbau der robotergestützten WCM-Fertigungszelle . . . . .	129
4.27	Initiale Matrixposition vor dem Kompressionsschritt: Direktprozess (oben) und Preformimprägnerung (unten) . . . . .	130
4.28	Schließprofil der Versuche A01-A10 und B01-B08 . . . . .	131
4.29	Arbeitsschritte zur Visualisierung der Imprägnierung (in Anlehnung an [45]) . . . . .	133
4.30	Umformsimulation: Verformung in Abhängigkeit des Werkzeugspalt $s$ (a), Querdehnung für die Halbzeuglagen mit Fasern in $0^\circ$ und $90^\circ$ -Orientierung (b) (in Anlehnung an [20, 45]) . . . . .	135
4.31	Validierung der Methodenentwicklung zur Darstellung des Imprägnierzustands durch einen Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen (in Anlehnung an [45]) . . . . .	136
4.32	Überlagerte 3D Visualisierung der Imprägnierung der Bauteilunterseite in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts $s$ im Direktprozess (links) bei der Preformimprägnerung (rechts) (in Anlehnung an [45]) . . . . .	138
4.33	Überlagerte 3D Visualisierung der Imprägnierung der Bauteiloberseite in Abhängigkeit des verbleibenden Werkzeugspalts $s$ im Direktprozess (links) sowie bei den imprägnierten Preforms (rechts) (in Anlehnung an [45]) . . . . .	139
4.34	Formfüllung und Tränkungsvarianz $\Delta \bar{A}_{\text{Inf}}$ in Abhängigkeit des für die Aushärtung definierten Werkzeugspalts $s$ : Direktprozess (oben) und Preformimprägnerung (unten) . . . . .	141
4.35	Bewertung der Bauteilqualität durch Vergleich des kritischen Bereichs am Übergang zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen (in Anlehnung an [45]) . . . . .	142
4.36	Übergang zwischen Sitzschale, Rahmen und Kufen der Bauteile B05 bis B08 sowie A05, A06, A09 und A10 . . . . .	144
5.1	Zusammenfassung der experimentellen Versuche . . . . .	150
A.1	Theoretischer Faservolumengehalt $V_f$ (vgl. Formel 1.7) bei 3 und 6 Halbzeuglagen in Abhängigkeit der Kavitätshöhe $h$ . . . . .	157

---

A.2	Querdehnung der Versuche V1 und V3 (a) sowie V2 und V4 (b) entlang der $y$ -Position für sich verringernde Squeeze-Gaps $h_s$ während der Kompression . . . . .	158
A.3	Darstellung der dreidimensionalen Fluidtränkung je Lage im Anschluss an eine Kompression mittels Direktprozess . . . . .	159
A.4	Darstellung der dreidimensionalen Fluidtränkung je Lage im Anschluss an eine Kompression des getränkten Preforms . . . . .	160
A.5	Kavitätshöhen $h$ des Platteninlays in Abhängigkeit der Presskraft $F_{\text{netto}}$	161
A.6	Differenzdruck in $x$ - und $y$ -Richtung der Versuche A1 bis A4 in Abhängigkeit des Werkzeugspalts $s$ während des WCM Kompressionsschritts . . . . .	161
A.7	Differenzdruck in $x$ - und $y$ -Richtung der Versuche A5 bis A8 in Abhängigkeit des Werkzeugspalts $s$ während des WCM Kompressionsschritts . . . . .	162
A.8	Differenzdruck in $x$ - und $y$ -Richtung der Versuche B1 bis B5 in Abhängigkeit des Werkzeugspalts $s$ während des WCM Kompressionsschritts . . . . .	162
A.9	Imprägnierfortschritt an der Bauteiloberseite in Abhängigkeit des Werkzeugspalts $s$ : Direktprozess (oben) und Preformimprägnierung (unten) . . . . .	163



# Tabellenverzeichnis

2.1	Darstellung der durchgeführten Versuche zur Bestimmung der Permeabilität . . . . .	37
2.2	Versuchseinstellungen zur Kompaktierung des Lagenaufbaus [0/90/0] <sub>s</sub>	41
2.3	Versuchskonfigurationen der isothermen oszillierenden und rotatorischen Messung der Matrixviskosität . . . . .	44
3.1	Schließprofil des Linearaktuators . . . . .	52
3.2	Versuchsmatrix zur Untersuchung fluidinduzierter Faserverschiebung	53
3.3	Schließprofil des Linearaktuators . . . . .	72
3.4	Versuchsmatrix der Formfüll-/ Drapierversuche innerhalb der Double-Dome Geometrie . . . . .	73
4.1	Wiederholte manuellen Bepunktung entlang der Rovingstruktur . . .	110
4.2	Variierte (vgl. Abbildung 4.14) sowie konstante Prozessparameter für die Bauteilherstellung mittels WCM Prozess . . . . .	111
4.3	Versuchsmatrix zur Formfüllstudie am komplexen Bobschlitten Demonstrator . . . . .	132
A.1	Ermittelte p-Werte (OriginLab - Drei-Wege-ANOVA) . . . . .	157

## Literaturverzeichnis

- [1] Henning, F. and Moeller, E. *Fertigungsrouten zur Herstellung von Hybridverbunden: Methoden, Werkstoffe, Fertigung*. Carl Hanser Verlag München Wien, eBook: ISBN 978-3-446-42891-1, 2016.
- [2] United Nations Framework Convention on Climate Change - UNFCCC. ADOPTION OF THE PARIS AGREEMENT, <https://unfccc.int/process-and-meetings/the-paris-agreement/the-paris-agreement> (Latest access: 06.05.2022). Paris, 2015.
- [3] Neugebauer, R. *Ressourceneffizienz. Schlüsseltechnologien für Wirtschaft und Gesellschaft*. Number 1. Springer Berlin Heidelberg, ISBN: 978-3-662-52889-1, 2016.
- [4] Joppich, T. D. *Beitrag zum Umformverhalten von PA6/CF Gelegetaminaten im nicht-isothermen Stempelumformprozess*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, DOI: 10.5445/IR/1000097015, 2019.
- [5] Henning, F. and Moeller, E. *Handbuch Leichtbau. Methoden, Werkstoffe, Fertigung*. Carl Hanser Verlag München Wien, eISBN: 978-3-446-42891-1, 2011.
- [6] Rosenberg, P. *Entwicklung einer RTM Prozessvariante zur kavitätsdruckgeregelten Herstellung von Faserverbundstrukturbauteilen*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, DOI: 10.5445/IR/1000086315, 2018.
- [7] Ehrenstein, G.W. *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*. 2. Auflage, Carl Hanser Verlag München Wien, eISBN: 978-3-446-45754-6, 2006.
- [8] Neitzel, M. and Mitschang, P. *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. Hanser, 2., aktualisierte und erweiterte Auflage, ISBN: 3446436960, München, 2014.

- [9] BMW Group. Revolution im Automobilbau: Die BMWi Produktion, Pressemitteilung, <https://docplayer.org/38586343-Revolution-im-automobilbau-die-bmw-i-produktion-inhaltsverzeichnis.html> (Latest access: 04.04.2022). 2013.
- [10] Joachim, S. Carbon Composites in Automotive Structure Applications, Online available: <https://eucia.eu/userfiles/files/Starke-Eucia%202016-V4-Druck%20b.pdf> (Latest access: 15.06.2022). *EuCIA: Composites and Sustainability*, Brussels, Belgium, 2016.
- [11] Karcher, M. *Beitrag zur Umsetzung, Charakterisierung und Evaluierung eines Direktverfahrens zur Herstellung von strukturellen Bauteilkomponenten aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (InlinePrepreg)*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, ISBN: 978-3-8396-1031-2, 2016.
- [12] Fürst, T. *Experimentelle Charakterisierung von Designvarianten überlappend gefügter Kohlenstofffaserverbundstrukturen im Kontext der Entwicklung neuartiger Drapiertechnologien*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, ISBN: 978-3-8396-1221-7, 2017.
- [13] Schulte K. Meyer, L.O. and E. Grove-Nielsen. CFRP-Recycling Following a Pyrolysis Route: Process Optimization and Potentials. *Journal of Composite Materials*, 43(9):1121–1132, 2009.
- [14] Hüther, J. *The impact of recycling on the fibre and the composite properties of carbon fibre reinforced plastics*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, ISBN: 978-3-7315-0983-7, 2020.
- [15] Chaudhari, R. *Characterization of high-pressure resin transfer molding process variants for manufacturing high-performance composites*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, ISBN: 978-3-8396-0669-8, 2013.
- [16] Bergmann, J. *Analyse und anlagentechnische Verbesserung des Nasspressverfahrens*. Dissertation, Technische Universität Dresden, Fakultät Maschinenwesen, Dresden, ISBN: 978-3959080392, 2015.

- [17] Senner, T. *Methodik zur virtuellen Absicherung der formgebenden Operation des Nasspressprozesses von Gelege-Mehrschichtverbunden*. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Nürnberg, ISBN: 978-3875254143, 2016.
- [18] Heudorfer, K., Carosella, S. and Middendorf, P. Compression Wet Moulding as alternative to RTM. 25. *Stuttgarter Kunststoffkolloquium*, Stuttgart, Germany, p. 8, 2017.
- [19] Pudenz, K. Der neue BMW 7er mit Carbon Core: 130 kg leichter, Springer Professional, Online available: <https://www.springerprofessional.de/automobil—motoren/werkstoffe/der-neue-bmw-7er-mit-carbon-core-130-kg-leichter/6585360> (Latest access: 04.04.2022). 2015.
- [20] Poppe, C. *Process simulation of wet compression moulding for continuous fibre-reinforced polymers*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, DOI: 10.5445/IR/1000140011, 2021.
- [21] Bockelmann, P. *Process control in compression molding of composites*. Dissertation, Technische Universität München, München, ISBN: 978-3-8439-3253-0, 2017.
- [22] Stanglmaier, S.J. *Empirische Charakterisierung und Modellierung des Imprägnierprozesses lokal verstärkter Kohlenstofffaserhalbzeuge im RTM- und Nasspress-Verfahren für die Großserie*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, DOI: 10.5445/IR/1000068828, 2017.
- [23] Poppe, C., Krauß, C., Albrecht, F. and Kärger, L. A 3D process simulation model for wet compression moulding. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 145:106379, 2021.
- [24] Das, S., Warren, J.A., West, D. and Schexnayder, S. M. Global Carbon Fiber Composites Supply Chain Competitiveness Analysis. Oak Ridge National Lab.(ORNL), ORNL/SR-2016/100, NREL/TP-6A50-66071, Oak Ridge, TN, United States. DOI:10.2172/1254094, 2016.

- [25] Belnoue, J.P.-H., Nixon-Pearson, O.J., Ivanov, D. and Hallett, S.R. A novel hyper-viscoelastic model for consolidation of toughened prepregs under processing conditions. *Mechanics of Materials*, 97:118–134, 2016.
- [26] Thoma, B. *Methodische Umsetzung und Bewertung eines neuartigen Prozesses zur lokalen und automatisierten Fixierung von textilen Preformlingen*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, ISBN: 978-3-8396-0887-6, 2015.
- [27] Hufenbach, W. and Köhler, K. *Textile Verbundbauweisen und Fertigungstechnologien für Leichtbaustrukturen des Maschinen- und Fahrzeugbaus*. Technische Universität Dresden, Dresden, ISBN: 978-3000221095, 2008.
- [28] Siebenpfeiffer, W. *Leichtbau-Technologien im Automobilbau: Werkstoffe - Fertigung - Konzepte*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, Springer Fachmedien Wiesbaden, ISBN: 978-3-658-04025-3, 2014.
- [29] Ermanni, P. *Composites Technologien: Skript zur ETH-Vorlesung - Version 4.0*. Zürich, Online available: <https://docplayer.org/7227257-Composites-technologien.html> (Latest access: 15.06.2022), p. 442, 2007.
- [30] Schürmann, H. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. VDI-/Buch. Springer, Berlin, 2., bearb. und erw. Auflag, eBook ISBN: 978-3-540-72190-1, 2007.
- [31] Habenicht, G. *Kleben - Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. Springer Berlin Heidelberg Wiesbaden, ISBN:978-3-540-85266-7, 2006.
- [32] Endruweit, A., Gehrig, S. and Ermanni, P. Mechanisms of Hydrodynamically Induced In-Plane Deformation of Reinforcement Textiles in Resin Injection Processes. *Journal of Composite Materials*, 37(18), 2003.
- [33] Hüttl, J., Albrecht, F., Poppe, C., Lorenz, F., Thoma, B., Kärger, L., Middendorf, P. and Henning, F. Investigations on friction behaviour and forming simulation of plain woven fabrics for wet compression moulding. *Proceedings of SAMPE Europe*, Stuttgart, Germany, p. 8, 2017.

- [34] Poppe, C., Dörr, D., Henning, F. and Kärger, L. Experimental and numerical investigation of the shear behavior of infiltrated woven fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 114:327–337, 2018.
- [35] Bergmann, J., Dörmann, H. and Lange, R. Interpreting process data of wet pressing process. Part 1: Theoretical approach. *Journal of Composite Materials*, 50(17):2399–2407, 2016.
- [36] Bergmann, J., Dörmann, H. and Lange, R. Interpreting process data of wet pressing process. Part 2: Verification with real values. *Journal of Composite Materials*, 50(17):2409–2419, 2016.
- [37] Fial, J., Harr, M., Böehler, P. and Middendorf, P. Automated wet compression moulding of load-path optimised TFP preforms with low cycle times. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 406(1):012018, 2018.
- [38] Behnisch, F., Höhne, C.-C., Manas, L., Rosenberg, P. and Henning, F. Flame retardant investigations on carbon fibre-reinforced polyurethane resin parts for aircraft applications produced by wet compression moulding. *Fire and Materials*, 46(1):181–191, 2022.
- [39] Muthuvel, B., Bhattacharyya, D. and Bickerton, S. Development of innovative flow visualization methods to investigate the stages of Wet Compression Moulding (WCM) process. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 912(5):052013, 2020.
- [40] Muthuvel, B., Bhattacharyya, D. and Bickerton, S. A parametric flow visualisation study on the impregnation and consolidation stages of the Wet Compression Moulding process. Part I: Process parameters. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 150:106634, 2021.
- [41] Lee, S., Hong, C., Choi, T., Kim, H., Im, S.-W., Kang, S.-C., Park, Y.-B. and Ji, W. CSAI analysis of non-crimp fabric cross-ply laminate manufactured through wet compression molding process. *Composite Structures*, 255:1–15, 2021.

- [42] Poppe, C., Dörr, D., Krauß, F. and Kärger, L. Experimental and numerical investigation of the contact behavior during FE forming simulation of continuously reinforced composites in wet compression molding. *AIP Conference Proceedings*, 2113:020002, Vitoria-Gasteiz, Spain, 2019.
- [43] Poppe, C., Rosenkranz, T., Dörr, D. and Kärger, L. Comparative experimental and numerical analysis of bending behaviour of dry and low viscous infiltrated woven fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 124:105466, 2019.
- [44] Poppe, C., Albrecht, F., Krauß, C. and Kärger, L. Towards numerical prediction of flow-induced fiber displacements during wet compression molding (WCM). *24th International Conference on Material Forming - ESAFORM*, Liège, Belgium, DOI: 10.5445/IR/1000133731, p. 7, 2021.
- [45] Albrecht, F., Poppe, C., Fial, J., Rosenberg, P., Middendorf, P. and Henning, F. Impact of process routing on part infiltration during wet compression moulding (WCM). *Proceedings of SAMPE Europe*, Amsterdam, Netherlands, ISBN: 978-1-7138-2706-1, p. 8, 2020.
- [46] Laun, H.M., Rady, M. and Hassager, O. Analytical solutions for squeeze flow with partial wall slip. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 81:1–15, 1999.
- [47] Engmann, J., Servais, C. and Burbidge, A.S. Squeeze flow theory and applications to rheometry: A review. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 132(1-3):1–27, 2005.
- [48] Bird, R. B., Curtiss, C. F., Armstrong, R.C. and Hassager, O. *Dynamics of Polymeric Liquids*. Wiley, Volume 2: Kinetic Theory, 2nd Edition, New York, USA, ISBN: 978-0-471-80244-0, 1987.
- [49] Oertel, H., Böhle, M. and Reviol, T. *Strömungsmechanik*. Springer Fachmedien Wiesbaden, ISBN: 978-3-658-07785-3, 2015.
- [50] Darcy, H. *Les fontaines publiques de la ville de Dijon: Exposition et application des principes a suivre et des formules a employer dans les questions de*

*distribution d'eau*. Victor Dalmont, Libraire des Corps imperiaux des ponts et chaussées et des mines, Dijon, 1856.

- [51] Gutowski, T., Morigaki, T. and Cai, Z. The Consolidation of Laminate Composites. *Journal of Composite Materials*, 21:172–188, 1986.
- [52] Bickerton, S. and Abdullah, M.Z. Modeling and evaluation of the filling stage of injection/compression moulding. *Composites Science and Technology*, 63(10):1359–1375, 2003.
- [53] Hautefeuille, A., Comas-Cardona, S. and Binetruy, C. Mechanical signature and full-field measurement of flow-induced large in-plane deformation of fibrous reinforcements in composite processing. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 118:213–222, 2019.
- [54] Hautefeuille, A., Comas-Cardona, S. and Binetruy, C. Consolidation and compression of deformable impregnated fibrous reinforcements: Experimental study and modeling of flow-induced deformations. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 131:105768, 2020.
- [55] Ehrhardt, M. An introduction to fluid-porous interface coupling. *Progress in Computational Physics (PiCP) Vol: 2 Coupled Fluid Flow in Energy, Biology and Environmental Research*, 2:3–12, 2010.
- [56] Beavers, G.S. and Joseph, D.D. Boundary conditions at a naturally permeable wall. *Journal of Fluid Mechanics*, 30(1):197—207, 1967.
- [57] Bars, M.L. and Worster, M. Interfacial conditions between a pure fluid and a porous medium: implications for binary alloy solidification. *Journal of Fluid Mechanics*, 550:149–173, 2006.
- [58] Brinkman, H.C. A calculation of the viscous force exerted by a flowing fluid on a dense swarm of particles. *Flow, Turbulence and Combustion*, 1(1):27–34, 1949.
- [59] Dagan, G. The Generalization of Darcy's Law for Nonuniform Flows. *Water Resources Research*, 15(1):1–7, 1979.

- 
- [60] Shojaei, A. A numerical study of filling process through multilayer preforms in resin injection/compression molding. *Composites Science and Technology*, 66(11-12):1546–1557, 2006.
- [61] Pacquaut, G., Bruchon, J., Moulin, N. and Drapier, S. Combining a level-set method and a mixed stabilized P1/P1 formulation for coupling Stokes-Darcy flows. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 69(2):459–480, 2011.
- [62] Zaytoon, M.S. Abu, Alderson, T.L. and Hamdan, M.H. Flow over a Darcy Porous Layer of Variable Permeability. *Journal of Applied Mathematics and Physics*, 04(01):86–99, 2016.
- [63] Prakash, J. and Vij, S.K. Load capacity and time-height relations for squeeze films between porous plates. *Wear*, 24(3):309–322, 1973.
- [64] Majhi, A., Pardhi, T.K. and Deshpande, A.P. Analysis of squeeze flow of fluids between solid and porous surfaces. *International Journal of Multiphase Flow*, 68:93–99, 2015.
- [65] Bréard, J., Henzel, Y., Trochu, F. and Gauvin, R. Analysis of dynamic flows through porous media. Part I: Comparison between saturated and unsaturated flows in fibrous reinforcements. *Polymer Composites*, 24(3):391–408, 2003.
- [66] Trochu, F., Ruiz, E., Achim, V. and Soukane, S. Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 37(6):890–902, 2005.
- [67] Ruiz, E., Achim, V., Soukane, S., Trochu, F. and Breard, J. Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites. *Composites Science and Technology*, 66(3-4):475–486, 2006.
- [68] Leclerc, J.S. and Ruiz, E. Porosity reduction using optimized flow velocity in Resin Transfer Molding. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(12):1859–1868, 2008.

- [69] Park, C.H. and Woo, L. Modeling void formation and unsaturated flow in liquid composite molding processes: a survey and review. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 30(11):957–977, 2011.
- [70] DeValve, C. and Pitchumani, R. Simulation of void formation in liquid composite molding processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 51:22–32, 2013.
- [71] Yeager, M., Simacek, P. and Advani, S.G. Role of fiber distribution and air evacuation time on capillary driven flow into fiber tows. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 93:144–152, 2017.
- [72] Rudd, C. D., Long, A. C., Kendall, K. N. and Mangin, C. G. E. *Liquid Moulding Technologies*. Woodhead Publishing, Sawston, United Kingdom, ISBN: 978-1-85573-242-1, 1997.
- [73] Seong, D.G., Kim, S., Um, M.K. and Song, Y.S. Flow-induced deformation of unidirectional carbon fiber preform during the mold filling stage in liquid composite molding process. *Journal of Composite Materials*, 52(9):1265–1277, 2018.
- [74] Bodaghi, M., Simacek, P., Advani, S.G. and Correia, N.C. A model for fibre washout during high injection pressure resin transfer moulding. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 37(13):865–876, 2018.
- [75] Tucker, C.L. and Dessenberger, R.B. *Governing equations for flow and heat transfer in stationary fiber beds*. in: Composite Materials Series - Flow and rheology in polymer composites manufacturing, Chapter 8, pp. 257-323, ed. by S.G. Advani, Elsevier, Amsterdam, ISBN: 978-0444893475, 1994.
- [76] Slattery, J.C. Flow of viscoelastic fluids through porous media. *AIChE Journal*, 13(6):1066–1071, DOI: <https://doi.org/10.1002/aic.690130606>, 1967.
- [77] Richardson, M.O.W and Zhang, Z.Y. Experimental investigation and flow visualisation of the resin transfer mould filling process for non-woven hemp reinforced phenolic composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 31(12):1303–1310, 2000.

- [78] Khoun, L., Maillard, D. and Bureau, N. Effect of process variables on the performance of glass fibre reinforced composites made by high pressure resin transfer moulding. *Proceedings of the 12th Annual Automotive Composites Conference and Exhibition (ACCE 2012)*, page 8, NRCC 139297, Troy, Michigan, USA, p. 8, ISBN: 978-1-62276-887-5, 2012.
- [79] Gourichon, B., Binetruy, C. and Krawczak, P. Experimental investigation of high fiber tow count fabric unsaturation during RTM. *Composites Science and Technology*, 66(7-8):976–982, 2006.
- [80] Blei, R., Möbius, T., Pérez, C., Osswald, T. and Modler, N. Influence of selected process parameters on changes of the fiber orientation in unidirectional reinforced thermoplastics during a hot pressing process. *Polymer Composites*, 39(7):2241–2249, 2018.
- [81] Yum, S.H., Lee, W.I. and Kim, S.M. Particle filtration and distribution during the liquid composite molding process for manufacturing particles containing composite materials. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 90:330–339, 2016.
- [82] Liebig, W.V. *Mikrostrukturelle Betrachtung des Einflusses von Poren auf die mechanischen Eigenschaften von faserverstärkten Kunststoffen*. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, Hamburg, ISBN: 9783941492844, 2014.
- [83] ZOLTEK Toray Group. Technical Datasheet: Zoltek PX35 Unidirectional Fabrics, Online available: <https://zoltek.com/datasheets/> (Latest access: 01.02.2022). 2021.
- [84] Dow Chemical Company. Technical Datasheet: VORAFORCE 5300 Ultra Fast Cure Epoxy Resin Transfer Molding System, Online available: <https://omnexus.specialchem.com/product/r-dow-voraforce-5300> (Latest access: 05.02.2022). 2015.
- [85] Weitzenböck J.R., Sheno, R.A. and Wilson, P.A. Measurement of three-dimensional permeability. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 29(1):159–169, 1998.

- [86] Han, K. Measurements of the permeability of fiber preforms and applications. *Composites Science and Technology*, 60(12-13):2435–2441, 2000.
- [87] Luo, Y., Verpoest, I., Hoes, K., Vanheule, M., Sol, H. and Cardon, A. Permeability measurement of textile reinforcements with several test fluids. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 32(10):1497–1504, 2001.
- [88] Hoes, K., Dinescu, D., Sol, H., Vanheule, M., Parnas, R.S., Luo, Y. and Verpoest, I. New set-up for measurement of permeability properties of fibrous reinforcements for RTM. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33(7):959–969, 2002.
- [89] Magagnato, D. and Henning, F. Process-Oriented Determination of Preform Permeability and Matrix Viscosity during Mold Filling in Resin Transfer Molding. *Materials Science Forum*, 825-826:822–829, 2015.
- [90] Magagnato, D. *Charakterisierung und Simulation der Formfüllung beim Resin Transfer Molding unter Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, DOI: 10.5445/IR/1000064575, 2016.
- [91] Graupner, R. and Drechsler, K. Quantitative transversal permeability testing - challenges and enhancements. *The 14th International Conference on Flow Processing in Composite Materials*, Luleå, Sweden, p. 3, 2018.
- [92] Ahmed, T. Fundamentals of Rock Properties. *Working Guide to Reservoir Rock Properties and Fluid Flow*, Gulf Professional Publishing, Boston, ISBN: 978-1-85617-825-9, pp. 31-115, 2010.
- [93] Seuffert, J., Kärger, L. and Henning, F. Simulating Mold Filling in Compression Resin Transfer Molding (CRTM) Using a Three-Dimensional Finite-Volume Formulation. *Journal of Composites Science*, 2(2):23, 2018.

- [94] Bernath, A., Grulich, M., Kärger, L. and Henning, F. Enhanced viscosity characterization for fast curing epoxy resins at process relevant temperatures. *The 14th International Conference on Flow Processing in Composite Materials*, Luleå, Sweden, p. 2, 2018.
- [95] Bernath, A. *Numerical prediction of curing and process-induced distortion of composite structures*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, ISBN: 978-3-7315-1063-5, 2020.
- [96] Meier, R.F.J. *Über das Fließverhalten von Epoxidharzsystemen und vibrationsunterstützte Harzinfiltrationsprozesse*. Dissertation, Technische Universität München, Fakultät für Maschinenwesen, München, ISBN: 978-3-8439-3211-0, 2017.
- [97] Albrecht, F., Poppe, C., Tiemann, T., Sauerwein, V., Rosenberg, P. and Henning, F. Flow-induced fiber displacement in non-bindered UD-NCF during Wet Compression Molding – Analysis and implications for process control. *Composite Science and Technology*, 228:109574, 2022.
- [98] Bodaghi, M., Simacek, P., Correia, N. and Advani, S.G. Experimental parametric study of flow-induced fiber washout during high-injection-pressure resin transfer molding. *Polymer Composites*, 41(3):1053–1065, 2020.
- [99] Albrecht, F., Zimmerling, C., Poppe, C., Kärger, L. and Henning, F. Development of a modular draping test bench for analysis of infiltrated woven fabrics in wet compression molding. *22nd Symposium on Composites - Key Engineering Materials*, 809:35–40, DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.809.35>, 2019.
- [100] Dracos, T. *Particle Tracking Velocimetry (PTV), Three-Dimensional Velocity and Vorticity Measuring and Image Analysis Techniques*. Springer Netherlands, Dordrecht, ISBN: 978-94-015-8727-3, pp. 155-160, 1996.
- [101] Ouellette, N. T. and Kelley, D. H. MATLAB Particle Tracking algorithm, Environmental Complexity Lab, Department of Civil

- and Environmental Engineering, Stanford University, Online available: [https://web.stanford.edu/~nto/software\\_tracking.shtml](https://web.stanford.edu/~nto/software_tracking.shtml) (Latest access: 04.05.2022). 2010.
- [102] Brown, D. Tracker Video Analysis and Modeling Tool, Version 5.1.4, Online available: <https://physlets.org/tracker/> (Latest access: 16.05.2022). 2020.
- [103] Schubert, H. *Kapillarität in porösen Feststoffsystemen*. Number 1. Springer Berlin, Heidelberg, ISBN: 978-3-540-11835-0, 1982.
- [104] Khan, M.A. *Numerical and experimental forming analyses of textile composite reinforcements based on a hypoelastic approach*. Dissertation, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Lyon, ISBN: 978-3848429141, 2009.
- [105] Sherwood, J., Jauffres, D., Fetfatsidis, K., Winchester, D. and Chen, J. Mesoscopic finite element simulation of the compression forming of sheet molding compound woven-fabric composites. *9th Annual Automotive Composites Conference and Exhibition, ACCE*, Troy, Michigan, USA, p. 17, 2009.
- [106] Zhang, Z. A flexible new technique for camera calibration. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 22(11):1330–1334, 2000.
- [107] Heikkilä, J. and Silven, O. A four-step camera calibration procedure with implicit image correction. *Proceedings of IEEE Computer Society Conference on Computer Vision and Pattern Recognition*, San Juan, PR, USA, DOI: 10.1109/CVPR.1997.609468, pp. 1106–1112, 1997.
- [108] Scaramuzza, D., Martinelli, A. and Siegwart, R. Y. A Toolbox for Easily Calibrating Omnidirectional Cameras. *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Beijing, China, DOI: 10.1109/IROS.2006.282372, pp. 5695–5701, 2006.
- [109] The MathWorks, Inc. Single Camera Calibrator App, Online available: <https://de.mathworks.com/help/vision/ug/single-camera-calibrator-app.html> (Latest access: 19.04.2022), 2022.

- [110] The MathWorks, Inc. Register Images Using Registration Estimator App, Online available: <https://de.mathworks.com/help/images/register-images-using-the-registration-estimator-app.html> (Latest access: 19.04.2022), 2022.
- [111] Savitzky, A. and Golay, M.J.E. Smoothing and differentiation of data by simplified least squares procedures. *Analytical Chemistry*, 36(8):1627–1639, 1964.
- [112] Poppe, C., Albrecht, F., Krauß, C. and Kärger, L. A 3D Modelling Approach for Fluid Progression during Process Simulation of Wet Compression Moulding – Motivation & Approach. *Procedia Manufacturing*, 47:85–92, 2020.
- [113] Seuffert, J., Rosenberg, P., Kärger, L., Henning, F., Kothmann, M.H. and Deinzer, G. Experimental and numerical investigations of pressure-controlled resin transfer molding (PC-RTM). *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, 6(3):154–163, 2020.
- [114] Siebertz, K., van Bebber, D. and Hochkirchen, T. *Statistische Versuchsplanung*. Springer Berlin Heidelberg, ISBN: 978-3-642-05492-1, Berlin, Heidelberg, 2010.
- [115] Falk, M., Marohn, F. and Tewes, B. *Foundations of Statistical Analyses and Applications with SAS*. Birkhäuser Basel, ISBN: 978-3-0348-8195-1, 2002.
- [116] Schirmaier, F., Dörr, D., Henning, F. and Kärger, L. A macroscopic approach to simulate the forming behaviour of stitched unidirectional non-crimp fabrics (UD-NCF). *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 102:322–335, 2017.



# Eigene Veröffentlichungen

## Journalartikel

- Albrecht, F., Poppe, C., Tiemann, T., Sauerwein, V., Rosenberg, P. and Henning, F.: Flow-induced fiber displacement in non-bindered UD-NCF during Wet Compression Molding - Analysis and implications for process control, *Composite Science and Technology*, 228:109574, 2022.
- Poppe, C., Albrecht, F., Krauß, C. and Kärger, L.: A 3D process simulation model for wet compression moulding, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 145:106379, 2021.

## Konferenzbeiträge

- Poppe, C., Albrecht, F., Krauß, C. and Kärger, L.: Towards numerical prediction of flow-induced fiber displacements during wet compression molding (WCM), Paper presented at ESAFORM 2021 - 24th International Conference on Material Forming, 10.25518/esaform21.1938, 2021.
- Albrecht, F., Poppe, C., Fial, J., Rosenberg, P., Middendorf, P. and Henning, F.: Impact on process routing on part infiltration during wet compression molding (WCM). SAMPE Europe Conference Amsterdam – Netherlands (online) 2020.

- Poppe, C., Albrecht, F. Krauß, C and Kärger, L.: A 3D Modelling Approach for Fluid Progression during Process Simulation of Wet Compression Moulding - Motivation & Approach. *Procedia Manufacturing*, 47:85-92, 2020.
- Albrecht, F., Rosenberg, P., Heilos, K., Hofmann, M. and Henning, F.: vliesRTM – Reuse of carbon fiber waste in composite structures. *SAMPE Europe Conference Nantes – France 2019*.
- Albrecht, F., Zimmerling, C., Poppe, C., Kärger, L. and Henning, F.: Development of a Modular Draping Test Bench for Analysis of Infiltrated Woven Fabrics in Wet Compression Molding, *Key Engineering Materials* 80:35-40, *Proceeding of 22nd Symposium on Composites*, 2019.
- Hüttl, J., Albrecht, F., Poppe, C., Lorenz, F., Thoma, B., Kärger, L., Middendorf, P. and Henning, F.: Investigations on friction behavior and forming simulation of plain woven fabrics for wet compression molding. *Proceedings of SAMPE Europe Conference Stuttgart - Germany 2017*.

## Andere Veröffentlichungen

- Poppe, C., Albrecht, F., Zimmerling, C., Fial, J., Engelfried, M., Draskovic, M. Middendorf, P., Henning, F. and Kärger, L.: Prozessanalyse und -simulation der Nasspresstechnologie, *Abschlusskolloquium der Forschungsbrücke*, online presentation, 03.12.2020.
- Heilos, K., Hofmann, M., Albrecht, F., Rosenberg, P. and Wegner, A.: VliesRTM – Untersuchungen zur Verarbeitung angepasster Kohlenstofffasern in der Hochdruck-RTM-Prozesskette. *Technische Textilien*. Vol. 2, pp. 74-76, 05/2020.
- Heilos, K., Thielemann, G., Hofmann, M., Wegner, A., Albrecht, F., and Rosenberg, P.: Bewahren und bewehren – Multiaxial verstärkte Vliesstoffe aus recycelten Kohlenstofffasern als Halbzeuge für Faserverbundwerkstoffe. *Kettenwirk-Praxis Textilinformationen* 04/2019.

- Albrecht, F., Behnisch, F., Rosenberg, P., Heilos, K. and Hofmann, M.: vliesRTM – Hochwertige Wiederverwendung von Verschnittfasern in Composites. Report Kunststoffland NRW e.V., Schwerpunktthema Leichtbau, Vol. 02/2019.

## **Betreute Abschlussarbeiten**

- Tiemann, T.: Experimentelle Untersuchung formfüllungsbedingter Prozesseffekte beim Nasspressen von unidirektionalen Kohlenstofffasergelegen. Masterarbeit, Karlsruher Institute für Technologie (KIT) Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) Lehrstuhl für Leichtbautechnologie in Kooperation mit dem Fraunhofer Institute für Chemische Technologie (ICT), Pfinztal, Germany, 2020.
- Sauerwein, V.: Entwicklung einer Methodik zur Charakterisierung der oberflächlichen makroskopischen Rovingorientierung bei unidirektional endlosfaserverstärkten Verbundwerkstoffen (UD-NCF). Masterarbeit, Karlsruher Institute für Technologie (KIT) Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) Lehrstuhl für Leichtbautechnologie in Kooperation mit dem Fraunhofer Institute für Chemische Technologie (ICT), Pfinztal, Germany, 2019.
- Rossel, L.: Recycled Carbon Fibers in Various Non-Wovens for HP-RTM and WCM Processes. Masterarbeit (in englisch) Karlsruher Institute für Technologie (KIT) Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) Lehrstuhl für Leichtbautechnologie in Kooperation mit dem Fraunhofer Institute für Chemische Technologie (ICT), Pfinztal, Germany, 2018.
- Braun, D.: Evaluierung des Scherwinkels bei der Umformung infiltrierter Gewebe innerhalb einer Double Dome Geometrie. Masterarbeit, Karlsruher Institute für Technologie (KIT) Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) Lehrstuhl für Leichtbautechnologie in Kooperation mit dem Fraunhofer Institute für Chemische Technologie (ICT), Pfinztal, Germany, 2018.

- Conrad, P.: Charakterisierung prozessrelevanter Parameter im Nasspressprozess (WCM) sowie Konzeptionierung einer druckgeregelten Prozessvariante. Bachelorarbeit, Karlsruher Institute für Technologie (KIT) Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) Lehrstuhl für Leichtbautechnologie in Kooperation mit dem Fraunhofer Institute für Chemische Technologie (ICT), Pfinztal, Germany, 2018.