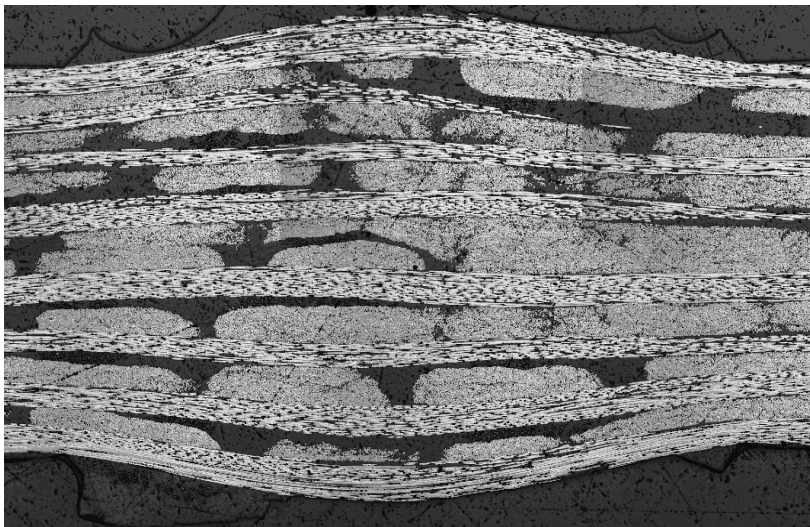


Robert Graupner

**Entwicklung eines Messsystems für  
die transversale Permeabilität von  
Faserhalbzeugvorformlingen und dessen  
Validierung anhand relevanter Material-,  
Design- und Prozessparameter**



# **Entwicklung eines Messsystems für die transversale Permeabilität von Faserhalbzeugvorformlingen und dessen Validierung anhand relevanter Material-, Design- und Prozessparameter**

**Robert Graupner**

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung eines

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

genehmigten Dissertation.

Vorsitz:

Prof. Dr.-Ing. Volker Gümmer

Prüfer\*innen der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler
2. Prof. Dr. rer. nat. Siegfried R. Horn

Die Dissertation wurde am 24.04.2023 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 28.08.2023 angenommen.

Dieses Werk ist in gedruckter Form als Buch  
im Jahr 2024 unter der ISBN 978-3-8439-5452-5  
beim Verlag Dr. Hut München erschienen.

Technische Universität München  
School of Engineering and Design  
Lehrstuhl für Carbon Composites  
Boltzmannstraße 15  
D-85748 Garching bei München

Tel.: +49 (0)89 289-15092  
Fax.: +49 (0)89 289-15097  
Email: [info@lcc.lrg.tum.de](mailto:info@lcc.lrg.tum.de)  
Web: <https://www.lrg.tum.de/lcc>

Für Hanna und Jan

Bleibt wild, neugierig und behaltet euch immer eure Träume und Fantasie!

„Ett barn ensamt med sin bok skapar sig någonstans  
inne i själens hemliga rum egna bilder, som överträffar allt annat.  
Sådana bilder är nödvändiga för människan.

Den dagen barnens fantasi inte längre orkar skapa  
dem, den dagen blir mänskligheten fattig.

Allt stort som skedde i världen, skedde först i någon människas fantasi,  
och hur morgondagens värld ska se ut beror till stor del på det mått av inbillningskraft  
som finns hos de där som just nu håller på att lära sig läsa.”

Astrid Lindgren tacktal för H.C. Andersen-medaljen 1958  
Därför behöver barnen böcker





# VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Fraunhofer Projektgruppe für funktionsintegrierten Leichtbau und dem daraus hervorgegangenen Fraunhofer Institut für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik IGCV in Augsburg.

Besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler für den fachlichen Austausch und die Möglichkeit die Forschung für das Dissertationsvorhaben durchzuführen. Herrn Prof. Dr. rer. nat. Siegfried R. Horn möchte ich für seinen Rat und die Übernahme des Zweitgutachtens danken.

Darüber hinaus gilt mein Dank den Freunden und Kollegen am Fraunhofer IGCV für die hervorragende Zusammenarbeit und Unterstützung. Insbesondere möchte ich mich bei Lazarula Chatzigeorgiou, Sebastian Strauss und Jakob Wölling für die unzähligen Gespräche, Ratschläge und fachlichen Diskussionen im Laufe der Jahre bedanken. Christina Aust, Frederik Wilhelm, Jan Hoffmann, André Wedel, Thomas Zenker und Stefan Schmitt gilt mein Dank für die Unterstützung und die fachlichen Diskussionen.

Des Weiteren danke ich Anna Daurskikh und Nikolay Asmolovskiy sowie Swen Zaremba und David May für ihren Rat, neue Impulse und den damit einhergehenden Perspektivwechsel.

Für ihre Zuarbeit und Unterstützung im Rahmen von studentischen Arbeiten danke ich Alexander Chaloupka, Franz Hillreiner, Dominik Grund, Adrian Kapela, Maria Reiter, Fabian Fink und Johannes Straub.

Bedanken möchte ich mich außerdem bei Michael Wachtendorf und Kirsten Mettke für die Korrektur der Arbeit und die familiäre Unterstützung.

Meinen Eltern Cornelia und Gerd gilt der herzliche Dank für die Förderung und Unterstützung auf meinem Lebensweg und alles, was sie für mich getan haben, um heute der Mensch zu sein, der ich bin. Dies gilt in gleichem Maße für meine Großeltern Ilse, Horst, Inge, Bernd, meine Tante Heike und insbesondere für meine Schwester Janine mit Hannes, Mats und Ella.

Abschließend möchte ich mich bei meiner Familie – Hanna, Jan und Natalie – bedanken. Besonders hervorzuheben ist die unermüdliche Unterstützung, der aufopferungsvolle Einsatz, die Geduld sowie der immerwährende positive Zuspruch in allen Lebenslagen durch meine Partnerin Natalie Wachtendorf, aber auch die Warmherzigkeit, Liebe und Freude, die Ihr Drei schenkt.

Hamburg, im Februar 2024



# KURZFASSUNG

Zur Charakterisierung der Strömungsdynamik bei der Imprägnierung von textilen Faserhalbzeugen spielen die Kennwerte der Permeabilität eine maßgebliche Rolle. Zahlreiche Ansätze der messtechnischen Erfassung lieferten bis heute verschiedene Messverfahren. Besonders für die transversale Permeabilität, welche die Imprägnierung in Dickenrichtung beschreibt, variieren die Ergebnisse mit gleichem Material noch um mehrere Größenordnungen. Ein quantitativer Wert, wie er beispielsweise für die Fluidsimulation komplexer Imprägnierungen benötigt wird, kann damit nicht zweifelsfrei ermittelt werden. Darüber hinaus sind die weltweit – mit unterschiedlichen Methoden – durchgeführten Untersuchungen zu den Einflussfaktoren auf die transversale Permeabilität nicht vergleichbar.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden verschiedene Systeme für die Messung der transversalen Permeabilität verglichen. Potentielle Ursachen für die hohe Variation der Messwerte, insbesondere entstanden durch systematische Fehler, werden aufgezeigt. In Vorversuchen bestätigt sich, dass die Kompaktierung mit Lochplatten zu einem inhomogenen Faservolumenanteil der Preform führt und in der Konsequenz die Messwerte zur transversalen Permeabilität von der Geometrie der verwendeten Lochplatten abhängt.

Basierend auf den Erkenntnissen wird ein Messsystem entwickelt. Die Hauptaspekte liegen dabei auf der homogenen, geometrieunabhängigen Kompaktierung, der Separierung von Kern- und Randströmung zur Vermeidung von Randeffekten sowie der präzisen und stufenlos einstellbaren Kavitätshöhe. Darüber hinaus werden wesentliche Schritte der Versuchsdurchführung automatisiert. Das Messsystem wird in der Folge gefertigt, in Betrieb genommen und validiert. Die Wirksamkeit der Neuentwicklungen für das Messsystem wird in verschiedenen Versuchen nachgewiesen.

Für zwei repräsentative Preformingtechnologien (gestapelte textile Halbzeuge und Automated Fiber Placement - AFP) werden potentielle Einflussfaktoren auf die transversale Permeabilität wie Nähparameter der Gelege, Binderanteile, Aktivierungsparameter definiert und kategorisiert. Anschließend wird über einfaktorielle Versuche die Auswirkung der Parameter untersucht. In der Auswertung werden die Ergebnisse analysiert und über Wirkungsmodelle Erklärungen zu den teilweise komplexen Zusammenhängen herausgearbeitet. Der Grund für die teils gegenläufigen Trends für gleiche Einflussfaktoren ergibt sich aus den unterschiedlichen Wirkungsmodellen. Diese sind für die gestapelten textilen Halbzeuge von den makroskopischen Fließkanälen dominiert, wohingegen die transversale Permeabilität bei den AFP Preforms durch die mikroskopischen Fließkanäle definiert wird.

Für beide Preformingtechnologien ergibt sich der größte Einfluss aus dem Faservolumenanteil. Bei den gestapelten Halbzeugen zeigen insbesondere die Nähparameter sowie die Prozessführung bei der Binderaktivierung einen Einfluss auf die transversale Permeabilität. Für die AFP Technologie sind der Lagenaufbau und die Aktivierungstemperatur die Haupteinflussfaktoren

Abschließend wird das Einflusspotential der untersuchten Parameter zueinander eingeordnet und die mögliche Übertragbarkeit auf andere Preformingtechnologien besprochen.

# ABSTRACT

The characteristic values of permeability play a decisive role in characterising the flow dynamics during the impregnation of textile semi-finished products. Numerous approaches to the technical measurement of permeability have been provided to date by various measurement methods. Especially for the transversal permeability, which describes the impregnation in the thickness direction, the results still vary by several orders of magnitude with the same material. A quantitative value, such as is required for the fluid simulation of complex impregnations, cannot be determined without doubt. Furthermore, the studies on the factors influencing transversal permeability that have been carried out worldwide using different methods are not comparable.

Within the scope of the present work, different systems for the measurement of transversal permeability are compared. Potential causes for the high variation of the measured values, especially due to systematic errors, are pointed out. Preliminary tests confirm that compacting with perforated plates leads to an inhomogeneous fibre volume fraction and consequently the measured values for transversal permeability depend on the geometry of the perforated plates used.

Based on the results, a measuring system is developed. The main aspects are the homogeneous, geometry-independent compacting, the separation of core and edge flow to avoid edge effects as well as the precise and continuously adjustable cavity height. In addition, essential steps of the test procedure are automated. The measuring system is then put into operation and validated. The effectiveness of the new developments for the measuring system is verified in various tests.

For two representative preforming technologies (stacked textile semi-finished products and automated fiber placement - AFP) potential influencing factors on the transversal permeability such as sewing parameters of the scrims, binder contents, activation parameters are defined and categorised. Subsequently, the effect of the individual parameters is investigated by means of single-factor experiments. In the evaluation, the results are analysed and explanations of the partly complex correlations are worked out by means of effect models. The reason for the partly contrary trends for the same influencing factors results from the different impact models. For the stacked textile semi-finished products, this is dominated by the macroscopic flow channels, whereas the transversal permeability of the AFP preforms is defined by the microscopic flow channels.

It can be seen that, in addition to the fiber volume content during impregnation, the sewing parameters and the process control during binder activation are particularly relevant for the stacked semi-finished products. For the AFP technology, the fiber volume content is also decisive. Furthermore, the main influencing factors are given by the layer structure and the activation temperature.

Finally, the influence potential of the investigated parameters is classified in relation to each other and the possible transferability to other preforming technologies is discussed.



# Inhaltsverzeichnis

<b><u>Inhaltsverzeichnis</u></b> .....	<b>xi</b>
<b><u>Nomenklatur</u></b> .....	<b>xv</b>
<b><u>Abkürzungsverzeichnis</u></b> .....	<b>xix</b>
<b><u>Abbildungsverzeichnis</u></b> .....	<b>xxi</b>
<b><u>Tabellenverzeichnis</u></b> .....	<b>xxv</b>
<b>1 <u>Einleitung</u></b> .....	<b>1</b>
1.1 <u>Hinführung zum Thema</u> .....	1
1.2 <u>Zielstellung der Arbeit</u> .....	2
<b>2 <u>Stand der Technik</u></b> .....	<b>5</b>
2.1 <u>Grundlagen des Strömungsverhaltens poröser Medien</u> .....	5
2.2 <u>Herstellung von faserverstärkten Kunststoffen</u> .....	9
2.2.1 <u>Preforming</u> .....	11
2.2.2 <u>Fixierung</u> .....	14
2.2.3 <u>Imprägnierung</u> .....	15
2.3 <u>Messmethoden</u> .....	19
2.3.1 <u>Laterale Messmethoden</u> .....	21
2.3.2 <u>Transversale Messmethoden</u> .....	22
2.4 <u>Einflussfaktoren</u> .....	24
2.4.1 <u>Materialparameter</u> .....	26
2.4.2 <u>Designparameter</u> .....	28
2.4.3 <u>Prozessparameter</u> .....	29
<b>3 <u>Motivation</u></b> .....	<b>31</b>
3.1 <u>Handlungsbedarf</u> .....	31
3.2 <u>Vorgehen</u> .....	32
<b>4 <u>Materialien und Methoden</u></b> .....	<b>35</b>
4.1 <u>Erläuterung Materialeigenschaften</u> .....	35
4.1.1 <u>Rheologie</u> .....	35
4.1.2 <u>Stichlänge</u> .....	37
4.1.3 <u>Fadenspannung und Nähketteinarbeitung</u> .....	38



4.2	<u>Verwendete Materialien</u> .....	39
4.2.1	<u>Testfluid</u> .....	40
4.2.2	<u>Fasermaterialien und Halbzeuge</u> .....	40
4.3	<u>Ungültige Versuche und statistische Auswertung</u> .....	42
<b>5</b>	<b><u>Vorversuche</u></b> .....	<b>45</b>
5.1	<u>Vorgehen zur Materialcharakterisierung</u> .....	45
5.2	<u>Rundtest</u> .....	46
5.3	<u>Fehlereinfluss</u> .....	47
5.3.1	<u>Einfluss der Messunsicherheit</u> .....	47
5.3.2	<u>Systematische Fehler</u> .....	51
5.4	<u>Anforderungen an das Messsystem</u> .....	58
<b>6</b>	<b><u>Messsystem und Validierung</u></b> .....	<b>61</b>
6.1	<u>Beschreibung des Messsystems</u> .....	61
6.1.1	<u>Messequipment</u> .....	62
6.1.2	<u>Messzelle</u> .....	63
6.1.3	<u>Datenerfassung</u> .....	67
6.1.4	<u>Korrektur der Steifigkeit der Prüfmaschine</u> .....	69
6.2	<u>Versuchsablauf</u> .....	72
6.2.1	<u>Repräsentative Versuchsdurchführung</u> .....	73
6.2.2	<u>Repräsentative Versuchsauswertung</u> .....	75
6.3	<u>Validierung der Messmethode</u> .....	77
6.3.1	<u>Einfluss der Sinterplatten</u> .....	78
6.3.2	<u>Simulation</u> .....	78
6.3.3	<u>Funktionstest Randumströmung</u> .....	91
6.3.4	<u>Integrität der Kavitätshöhe</u> .....	92
6.3.5	<u>Reproduzierbarkeit der Messwerte</u> .....	97
6.3.6	<u>Einflüsse der Sensorik</u> .....	97
6.3.7	<u>Einflüsse im Versuchsablauf</u> .....	98
<b>7</b>	<b><u>Untersuchung relevanter Parameter</u></b> .....	<b>101</b>
7.1	<u>Fertigung der Versuchskörper</u> .....	101
7.1.1	<u>Aktivierung bebindearter textiler Halbzeuglagen</u> .....	102

7.1.2	<u>Automated Fiber Placement bebindeter Tapes</u> .....	103
7.1.3	<u>Oberflächenmorphologie</u> .....	105
7.2	<u>Auswahl Variationsparameter</u> .....	105
7.2.1	<u>Materialparameter</u> .....	105
7.2.2	<u>Designparameter</u> .....	108
7.2.3	<u>Prozessparameter</u> .....	113
7.3	<u>Präparation der Versuchskörper</u> .....	116
<b>8</b>	<b><u>Ergebnisse, Analyse und Diskussion</u></b> .....	<b>119</b>
8.1	<u>Theoretische Evaluation des Faservolumenanteils</u> .....	119
8.2	<u>Messungen der Referenzmaterialien</u> .....	121
8.2.1	<u>gestapelte Halbzeuge</u> .....	122
8.2.2	<u>trockene bebinderte AFP Preforms</u> .....	123
8.3	<u>Materialparameter</u> .....	124
8.3.1	<u>Fasertyp</u> .....	124
8.3.2	<u>Testfluid</u> .....	125
8.3.3	<u>Oberflächenmorphologie</u> .....	126
8.3.4	<u>Nähparameter</u> .....	127
8.3.5	<u>Binder</u> .....	131
8.4	<u>Designparameter</u> .....	134
8.4.1	<u>Lagenorientierung</u> .....	134
8.4.2	<u>Lagenanzahl</u> .....	137
8.4.3	<u>Gaps</u> .....	138
8.4.4	<u>Stackingsequenz</u> .....	139
8.5	<u>Prozessparameter</u> .....	140
8.5.1	<u>Binderaktivierungstemperatur</u> .....	140
8.5.2	<u>Haltezeit &amp; Ablagegeschwindigkeit</u> .....	144
8.5.3	<u>Kompaktierkraft</u> .....	145
8.6	<u>Diskussion und Übertragbarkeit</u> .....	147
<b>9</b>	<b><u>Zusammenfassung und Ausblick</u></b> .....	<b>153</b>
<b>10</b>	<b><u>Literaturverzeichnis</u></b> .....	<b>157</b>
<b>A</b>	<b><u>Anhang</u></b> .....	<b>171</b>

a	<u>Berechnung Flächen Messzelle</u> .....	171
b	<u>Repräsentativer Auszug der Messdatendatei</u> .....	172
c	<u>Ondulation und lokaler Faservolumenanteil</u> .....	175
	<u>Aus dem Schliffbild (s. Abb. 5 7) kann mit Hilfe einer Regression der mittlere Faservolumenanteil bestimmt werden. Dafür ist in Abb. A-3 eine geeignete Regression in das Schliffbild eingeblendet</u> .....	175
d	<u>Berechnung des Bedeckungsgrads bei AFP Preforms</u> .....	176
e	<u>Validierung der Kontaktheizplatten</u> .....	177
f	<u>Bestimmung des Heizgesetzes für die AFP Ablage</u> .....	179
g	<u>Ergebnisse zu den Messungen der transversalen Permeabilität</u> .....	181
<b>B</b>	<b><u>Veröffentlichungen</u></b> .....	<b>185</b>
<b>C</b>	<b><u>Betreute studentische Arbeiten</u></b> .....	<b>187</b>

# Nomenklatur

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$A$	$\text{m}^2$	Querschnittsfläche
$A_{\text{Messbereich}}$	$\text{m}^2$	Fläche des zentralen Messbereichs der Permeabilitätsmesszelle
$A_{\text{Außenring}}$	$\text{m}^2$	Fläche des Außenrings der Permeabilitätsmesszelle (Ringkammer)
$A_{\text{ges}}$	$\text{m}^2$	Gesamtfläche der Permeabilitätsmesszelle der transversal durchströmt wird
$A_{\text{Schliff}}$	$\text{mm}^2$	Fläche des Schliffbilds
$a$	$\text{mm}$	Höhe einer Preform vor der Kompaktierung
$b$	$\text{mm}$	Höhe einer Preform nach der Kompaktierung
$c$	$\text{mm}$	Höhe einer bebinderten Preform vor der Kompaktierung
$d$	$\text{mm}$	charakteristische Länge
$d_p$	$\text{m}$	Partikeldurchmesser
$FAW$	$\text{g}/\text{m}^2$	Faserflächengewicht (Fiber Areal weight)
$\Delta F$	$\text{N}$	Kraftdifferenz
$f_{90}$	$\text{mm}$	max. Fließweg entlang eines Gaps bis zum Kreuzungspunkt der nächsten benachbarten Lage bei $90^\circ$ zueinander orientierten Lagen
$f_{45}$	$\text{mm}$	max. Fließweg entlang eines Gaps bis zum Kreuzungspunkt der nächsten benachbarten Lage bei $45^\circ$ zueinander orientierten Lagen
$g$	$\text{m}/\text{s}^2$	Erdbeschleunigung
$K$	$\text{m}^2$	Permeabilität

<b>Formelzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$K_{11}$	m <sup>2</sup>	höchste laterale Permeabilität
$K_{22}$	m <sup>2</sup>	niedrigste laterale Permeabilität
$K_{33}$	m <sup>2</sup>	transversale Permeabilität
$k$	-	Kozeny-Carman-Konstante
$l$	m	Fließlänge und Kavitätshöhe
$l_K$	m	Länge der Kapillare
$l_b$	m	Höhe der bebinderten Preform
$l_k$	m	Höhe der kompaktierten Preform
$l_u$	m	Höhe der unkompaktierten Preform
$\dot{m}_{EZ}$	kg/s	Massenstrom der Einheitszelle
$n$	-	Anzahl der Einzellagen
$\Delta p$	Pa	Druckdifferenz
$\nabla p$	Pa/m	Druckgradient
$\dot{Q}$	m <sup>3</sup> /s	Volumenstrom
$\dot{Q}_K$	m <sup>3</sup> /s	aufsummierter Volumenstrom aller Kapillaren
$\dot{Q}_{VK}$	m <sup>3</sup> /s	Volumenstrom durch die Vergleichskapillare
$R$	mm	Radius der Kavität
$R_a$	mm	Außenkreisradius des Sechsecks vom Messbereich
$R_i$	mm	Innenkreisradius des Sechsecks vom Messbereich
$Re$	-	Reynoldszahl
$r_k$	m	Radius der Kapillare
$r_{VK}$	m	Radius der Vergleichskapillare

<b>Formelzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$s$	mm	Stichlänge
$T_{avBild}$	°C	Mittlere Aktivierungstemperatur eines Bildes bei der Ablage von Tapes mittels AFP
$T_{avPfad}$	°C	Mittlere Aktivierungstemperatur entlang eines Ablagepfades bei der Ablage von Tapes mittels AFP
$\Delta t$	s	Messzeitraum
$V_{Poren}$	m <sup>3</sup>	kumuliertes Porenvolumen
$V_{Fasern}$	m <sup>3</sup>	kumuliertes Faservolumen
$V_f$	-	Faservolumenanteil
$v$	m/s	Geschwindigkeit
$\vec{v}$	m/s	Geschwindigkeitsvektor
$w$	mm	Abstand zwischen zwei Nähten in y-Richtung
$x$	-	Anzahl der Kapillaren
$\alpha$	-	Signifikanzniveau
$\dot{\gamma}$	1/s	Scherrate
$\varepsilon$	-	Emissionskoeffizient
$\eta$	Pa·s	dynamische Viskosität
$\theta$	Grad	Winkel zwischen der Richtung von $K_{11}$ und der Halbzeugproduktionsrichtung
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\rho_F$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte des Fasermaterials
$\rho_L$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte des verwendeten Fluids
$\tau$	Pa	Schubspannung
$\Phi$	-	Porosität



# Abkürzungsverzeichnis

<b>Abkürzung</b>	<b>Beschreibung</b>
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
AFP	Automated Fiber Placement
CF	Carbonfaser
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff
CT	Computertomographie
DFP	Dry Fiber Placement
DOE	Design of Experiment
FAW	Fiber Areal Weight
FVA	Faservolumenanteil
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
GF	Glasfaser
GUI	Graphical User Interface
HP-RTM	High-Pressure RTM
IR	Infrarot
IT	Informationstechnik
IGCV	Fraunhofer-Institut für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe



<b>Abkürzung</b>	<b>Beschreibung</b>
LCM	Liquid Composite Moulding
NC	Numerical Control
NCF	Non Crimp Fabrics
PP	Polypropylen
PA	Polyamid
PPS	Polyphenylensulfid
PEEK	Polyetheretherketon
QI	Quasiisotrop
RFI	Resin Film Infusion
RST	Resin Spray Transfer
SCRIMP	Seemann Composites Resin Infusion Moulding Process
SI	Système international d'unités
TGA	Thermogravimetrische Analyse
TVP	Transversal Permeabilität
UD	Unidirektional
UNIX	Uniplexed Information and Computing Service
UPM	Universalprüfmaschine
VBA	Visual Basic for Applications
VAP	Vacuum Assisted Process
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion

# Abbildungsverzeichnis

<u>Abb. 2-1:</u>	<u>Schliffbild eines CFK Laminats</u> .....	7
<u>Abb. 2-2:</u>	<u>Übersicht gängiger Fertigungsverfahren zur Herstellung von FVK</u> .....	10
<u>Abb. 2-3:</u>	<u>Typische Prozesskette zur Fertigung von FVK</u> .....	11
<u>Abb. 2-4:</u>	<u>Repräsentative industrieroboterbasierte AFP Anlage</u> .....	12
<u>Abb. 2-5:</u>	<u>Darstellung eines repräsentativen Fiberplacement Kopfes</u> .....	13
<u>Abb. 2-6:</u>	<u>Funktionsweise der Fixierung durch Binderaktivierung</u> .....	15
<u>Abb. 2-7:</u>	<u>RTM Injektionsprozess</u> .....	16
<u>Abb. 2-8:</u>	<u>VARI Infusionsprozess</u> .....	17
<u>Abb. 2-9:</u>	<u>Laterale eindimensionale Permeabilitätsmessmethode</u> .....	21
<u>Abb. 2-10:</u>	<u>Laterale zweidimensionale Permeabilitätsmessmethode</u> .....	22
<u>Abb. 2-11:</u>	<u>Querschnitt durch ein Messequipment zur transversalen Permeabilitätsmessung</u> .....	23
<u>Abb. 2-12:</u>	<u>Transversale Permeabilitätsmessmethode</u> .....	24
<u>Abb. 4-1:</u>	<u>linearer Zusammenhang von Schergeschwindigkeit und Schubspannung</u> .....	36
<u>Abb. 4-2:</u>	<u>Einfluss der Alterung auf die Viskosität von Sonnenblumenöl</u> .....	37
<u>Abb. 4-3:</u>	<u>NCF Rolle inklusive Nähfäden</u> .....	38
<u>Abb. 4-4:</u>	<u>Mikroskopieaufnahme zur Vermessung der Stichlänge</u> .....	39
<u>Abb. 5-1:</u>	<u>Vorgehen zur Charakterisierung der transversalen Permeabilität</u> .....	46
<u>Abb. 5-2:</u>	<u>Kraftmessung und lineare Regression zur Volumenstrombestimmung</u> .....	49
<u>Abb. 5-3:</u>	<u>Darstellung der Messgrößen Volumenstrom gegen Druckdifferenz</u> .....	50
<u>Abb. 5-4:</u>	<u>Darstellung mehrerer messunsicherheitsbehafteter Messwerte</u> .....	50
<u>Abb. 5-5:</u>	<u>Ansätze zur Vermeidung von Racetracking</u> .....	54
<u>Abb. 5-6:</u>	<u>Vorrichtung zur Prüfung des Einflusses der Lochplatten auf die Homogenität</u> .....	55
<u>Abb. 5-7:</u>	<u>Schliffbild im Bereich eines Lochs</u> .....	56
<u>Abb. 5-8:</u>	<u>Abmessungen der hergestellten Lamine und Position der Proben</u> .....	57
<u>Abb. 6-1:</u>	<u>Übersicht des Messsystems und dessen Bestandteile</u> .....	62
<u>Abb. 6-2:</u>	<u>Schematische Darstellung der Messzelle</u> .....	64
<u>Abb. 6-3:</u>	<u>Messzelle und Detaildarstellungen der Einzelkomponenten</u> .....	65

<u>Abb. 6-4: Schaltschrank mit Hardware zur Signalverarbeitung und Regelung</u> .....	68
<u>Abb. 6-5: Darstellung und Beschreibung der eingebaute Messzelle</u> .....	69
<u>Abb. 6-6: Antwortverhalten der Prüfmaschine</u> .....	70
<u>Abb. 6-7: Benutzeroberfläche zur Eingabe des Versuchsablaufs</u> .....	73
<u>Abb. 6-8: Idealisierte Darstellung eines Prüfzyklus</u> .....	74
<u>Abb. 6-9: Darcy-Gerade zur Bestimmung der transversalen Permeabilität</u> .....	77
<u>Abb. 6-10: Einheitszellen inklusive Detail und Schnitt</u> .....	79
<u>Abb. 6-11: Repräsentative Einheitszelle bei der Verwendung von Sinterplatten</u> .....	81
<u>Abb. 6-12: Simulationsergebnisse der Validierung des numerischen Modells</u> .....	82
<u>Abb. 6-13: Repräsentative Einheitszelle bei Verwendung von Lochplatten</u> .....	83
<u>Abb. 6-14: Simulationsergebnisse für Schritt 2a</u> .....	84
<u>Abb. 6-15: Simulationsergebnisse für den Schritt 2b</u> .....	85
<u>Abb. 6-16: Simulationsergebnisse für den Schritt 2c</u> .....	86
<u>Abb. 6-17: Anpassung von Geometrie und Netz</u> .....	87
<u>Abb. 6-18: Simulationsergebnisse für den Schritt 3a</u> .....	88
<u>Abb. 6-19: Simulationsergebnisse für den Schritt 3b</u> .....	89
<u>Abb. 6-20: Ergebnis der Verformungssimulation der unteren Lochplatte</u> .....	93
<u>Abb. 6-21: Abweichung der Kavitätshöhe vom nominellen Wert</u> .....	94
<u>Abb. 6-22: Anordnung der ausgestanzten Löcher in den Preforms</u> .....	96
<u>Abb. 7-1: Kontaktheizplatten in der UPM montiert</u> .....	102
<u>Abb. 7-2: Ausrichtung des Laserfelds</u> .....	103
<u>Abb. 7-3: Darstellung einer 0° und einer 90° AFP Lage mit Gaps</u> .....	110
<u>Abb. 7-4: Darstellung verschiedener Stackingsequenzen</u> .....	112
<u>Abb. 8-1: ideale hexagonale Filamentverteilung</u> .....	120
<u>Abb. 8-2: transversale Permeabilität der verwendeten Referenzmaterialien</u> .....	122
<u>Abb. 8-3: transversale Permeabilität des bebinderten AFP Materials</u> .....	123
<u>Abb. 8-4: Einfluss des Fasertyps anhand von Glas- und Carbon Geweben</u> .....	124
<u>Abb. 8-5: Einfluss des Fasertyps anhand von Glas- und Carbon NCF Gelegen</u> .....	125
<u>Abb. 8-6: Einfluss des Testfluids</u> .....	126
<u>Abb. 8-7: SGL Sigratex C-Faser vor der Pyrolyse</u> .....	126

<u>Abb. 8-8: Ergebnisse zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenbehandlung</u> .....	127
<u>Abb. 8-9: Einfluss der Nähketteinarbeitung</u> .....	128
<u>Abb. 8-10: Einfluss der Stichlänge</u> .....	129
<u>Abb. 8-11: Einfluss des Nähmusters</u> .....	130
<u>Abb. 8-12: Darstellung des Einflusses der Fadenspannung</u> .....	130
<u>Abb. 8-13: Einfluss verschiedener Bindermengen</u> .....	131
<u>Abb. 8-14: Textile Halbzeuglagen vor und nach der Kompaktierung mit und ohne Binder</u> .....	132
<u>Abb. 8-15: Textile Halbzeuglagen mit unterschiedlichen Bindermengen</u> .....	133
<u>Abb. 8-16: Einfluss des Lagenaufbaus bei AFP Preforms</u> .....	134
<u>Abb. 8-17: Darstellung zweier AFP Lagen um 90° orientiert</u> .....	135
<u>Abb. 8-18: Einfluss des Lagenaufbaus bei NCF Gelegen</u> .....	136
<u>Abb. 8-19: Darstellung zweier benachbarter NCF Zuschnitte</u> .....	137
<u>Abb. 8-20: Einfluss der Lagenanzahl</u> .....	138
<u>Abb. 8-21: Einfluss der Gapbreite und der Verteilung von Gaps bei AFP Preforms</u> .....	139
<u>Abb. 8-22: Einfluss der Stackingsequenz bei AFP Preforms</u> .....	140
<u>Abb. 8-23: Einfluss der Aktivierungstemperatur für das bebinderte NCF Material Ref 1</u> .....	141
<u>Abb. 8-24: Auswirkungen der Aktivierung des Binders</u> .....	142
<u>Abb. 8-25: Einfluss der Aktivierungstemperatur während der AFP Ablage</u> .....	142
<u>Abb. 8-26: Schematische Darstellung der Querschnitte von Tapes</u> .....	143
<u>Abb. 8-27: Einfluss der Haltezeit für das bebinderte NCF Material Ref 1</u> .....	144
<u>Abb. 8-28: Einfluss der AFP Ablagegeschwindigkeit</u> .....	145
<u>Abb. 8-29: Einfluss der Kompaktierkraft während der AFP Ablage</u> .....	146
<u>Abb. 8-30: Einfluss der Heizkavitätshöhe (links) und der Kühlkavitätshöhe (rechts)</u> .....	147
<u>Abb. 8-31: Graphische Veranschaulichung der im Material auftretenden Effekte</u> ....	148
<u>Abb. 8-32: Einflusspotential verschiedener Parameter auf die transversale Permeabilität bei gestapelten textilen Halbzeugen</u> .....	150
<u>Abb. 8-33: Einflusspotential verschiedener Parameter auf die transversale Permeabilität bei AFP Preforms</u> .....	152

<u>Abb. A-1: Zeichnung des geteilten Fluidauslasses (Darstellung der Löcher nur bis zur Symmetrieachse) .....</u>	171
<u>Abb. A-2: repräsentativer Auszug einer Messdatendatei (Versuch 0089_P21).....</u>	173
<u>Abb. A-3: Überlagerung von Regression und Schliffbild zur Bestimmung des mittleren lokalen Faservolumenanteils.....</u>	175
<u>Abb. A-4: Verteilung von Tapes und Gaps (Abbildung nicht maßstabsgetreu) .....</u>	177
<u>Abb. A-5: Anordnung der Thermoelemente zur Validierung der Kontaktheizplatten.....</u>	178
<u>Abb. A-6: repräsentative Auswertung eines Vorversuchs zur Validierung der Kontaktheizplatten.....</u>	179
<u>Abb. A-7: repräsentative Auswertung einer Oberflächentemperaturmessung während der AFP Ablage .....</u>	180

# Tabellenverzeichnis

Tab. 4-1:	<u>Übersicht der verwendeten Fluide</u> .....	40
Tab. 4-2:	<u>Übersicht der verwendeten Faserhalbzeuge</u> .....	40
Tab. 5-1:	<u>Ergebnisse Faservolumenanteilmessung an Laminaten kompaktiert mit Lochplatten</u> .....	58
Tab. 6-1:	<u>Faservolumenanteilmessung an Laminaten kompaktiert mit Sinterplatten</u> .....	67
Tab. 6-2:	<u>Standardwerte zur Definition der Versuchsdurchführung</u> .....	75
Tab. 6-3:	<u>Zusammenfassung der Simulationsergebnisse</u> .....	90
Tab. 6-4:	<u>Auswertung von Versuchsreihen <math>V_f=55</math> % mit und ohne Randumströmung.</u> .....	92
Tab. 6-5:	<u>Ergebnisse der Versuche zur Validierung der Kavitätshöhe</u> .....	96
Tab. 6-6:	<u>Ergebnisse der Versuche aus verschiedenen Messreihen zur Einschätzung der Reproduzierbarkeit</u> .....	97
Tab. 6-7:	<u>Ergebnisse der Versuche zum Einfluss von Parametern im Versuchsablauf</u> .....	99
Tab. 7-1:	<u>Standardprozessparameter für die Binderaktivierung mittels Kontaktheizplatten</u> .....	103
Tab. 7-2:	<u>Standardprozessparameter bei der AFP Ablage</u> .....	104
Tab. 7-3:	<u>Versuchsreihe zum Einfluss des Fasertyps</u> .....	106
Tab. 7-4:	<u>Versuchsreihe zum Einfluss des Fluids</u> .....	106
Tab. 7-5:	<u>Versuchsreihe zum Einfluss der Schlichte</u> .....	106
Tab. 7-6:	<u>Versuchsreihe zum Einfluss der Nähketteinarbeitung</u> .....	107
Tab. 7-7:	<u>Versuchsreihe zum Einfluss der Stichlänge</u> .....	107
Tab. 7-8:	<u>Versuchsreihe zum Einfluss des Nähmusters</u> .....	108
Tab. 7-9:	<u>Versuchsreihe zum Einfluss der Bindermenge</u> .....	108
Tab. 7-10:	<u>Versuchsreihe zum Einfluss des Lagenaufbaus der gefertigten Preforms</u> .....	109
Tab. 7-11:	<u>Einfluss der Lagenanzahl</u> .....	110
Tab. 7-12:	<u>Einfluss der Gapbreite bei AFP Preforms</u> .....	111
Tab. 7-13:	<u>Werte bei der Variation der Gapanzahl</u> .....	111
Tab. 7-14:	<u>Parameter bei der Variation der Stackingsequenz</u> .....	113

<u>Tab. 7-15: Werte bei der Variation der Aktivierungstemperatur</u> .....	114
<u>Tab. 7-16: Werte bei der Variation der Haltezeit respektive der Ablagegeschwindigkeit</u> .....	115
<u>Tab. 7-17: Werte bei der Variation der Heiz- und Kühlkavität</u> .....	116
<u>Tab. 7-18: Werte bei der Variation der Kompaktierung von AFP Preforms</u> .....	116
<u>Tab. A-1: Übersicht der Flächen in den Lochplatten</u> .....	172
<u>Tab. A-2: Zuordnung der Spalten in der Messdatendatei</u> .....	174
<u>Tab. A-3: Aufheizverhalten und Temperaturverteilung bei der Aktivierung von Preforms mittels Kontaktheizplatten</u> .....	178
<u>Tab. A-4: Übersicht der Ergebnisse zu den Messungen der transversalen Permeabilität</u> .....	181

# 1 Einleitung

## 1.1 Hinführung zum Thema

Faserverstärkte Kunststoffe (FVK) finden aus verschiedenen Gründen in zahlreichen Branchen Anwendung. Die bekanntesten Argumente für die Verwendung sind dabei der Leichtbau, der aus den hervorragenden spezifischen mechanischen Kennwerten resultiert. Aber auch die gezielte Nutzung der Anisotropie ergibt ein hohes Leichtbaupotenzial [1–4][1, 2][1, 2]. Insbesondere für die Automobil, Luft- und Raumfahrtindustrie sowie für Anwendungen bei denen häufige und hohe Beschleunigungen auftreten, ermöglicht eine Reduzierung der zu bewegendenden Masse ein signifikantes Einsparpotential hinsichtlich des notwendigen primären Energiebedarfs [4–6].

Darüber hinaus bieten FVK weitere weniger populäre aber nicht minder wichtige Vorteile. Durch ein hohes Maß an Integralbauweise kann durch ihre Verwendung die Anzahl der für ein Bauteil notwendigen Einzelteile deutlich reduziert werden. In der Konsequenz ergeben sich mehrere Effekte, wie z. B. ein geringerer Aufwand bei der Montage, die Reduzierung der notwendigen Fügestellen und deren Qualitätssicherung [1, 6–8]. Auch die hohe Flexibilität der FVK stellt einen Vorteil dar. So lassen sich durch die Vielzahl verschiedener Fertigungsprozesse unterschiedlichste Seriengrößen und Qualitäten abbilden. Der Einsatz reicht von der Fertigung von Prototypen und Kleinstserien, die ständigen Designänderungen unterliegen, bis hin zu Großserien oder Bauteilen mit höchsten Qualitätsansprüchen [2, 4, 6]. Nicht zuletzt werden FVK auch wegen ihrer speziellen Materialeigenschaften verwendet. Diese sind von den im FVK verwendeten Fasern und Matrixmaterialien abhängig. Dazu zählen beispielsweise die chemische Beständigkeit, der thermische Ausdehnungskoeffizient oder die Widerstandsfähigkeit gegen mechanische oder thermische äußere Einwirkungen [1, 2, 6, 9].

Auf Grund des im Vergleich zu metallischen Werkstoffen hohen Preises für die Materialien ist der Einsatz aus ökonomischer Sicht nur sinnvoll, wenn die Vorteile des Materials in höchstmöglichem Maß ausgenutzt werden können. Eine reine Substitution des Werkstoffes bei einem bestehenden Bauteil ist meist nicht zielführend. Vielmehr lohnt sich der Einsatz vornehmlich, wenn mehrere Vorteile genutzt und das Bauteil lastpfad- und werkstoffgerecht ausgelegt wird.

Auch die branchenunterschiedlichen Randbedingungen haben großen Einfluss auf den Anteil an Bauteilen aus FVK in einem Produkt. Während die Mehrkosten von mehreren hundert Euro pro eingespartem Kilogramm in der zivilen Luftfahrt akzeptiert werden, bestehen für die stark kostengetriebene Automobilindustrie deutlich anspruchsvollere



Kostenziele [1, 5, 10]. Auf Grund der nur geringfügigen zu erwartenden Kostenreduktion der Fasern gilt neben dem möglichst effizienten Einsatz der Fasermaterialien auch die Optimierung der Prozesskette als Schlüssel zu einer breiten industriellen Anwendung.

Unter den zahlreichen Fertigungsverfahren für FVK bieten insbesondere die Liquid Composite Molding (LCM) Technologien ein großes Potential. Dabei werden Rovings, Tapes oder Halbzeuge wie Non Crimp Fabrics (NCF), Gewebe oder Vliese zu Faserpaketen, sogenannten Preforms – auch als Vorformlinge oder textiler Faserlagenaufbau bezeichnet –, aufgebaut, welche anschließend mit einem Matrixsystem imprägniert werden.

Speziell für die prozesssichere und effektive Imprägnierung der Preforms besteht aktuell noch intensives Forschungspotential. Insbesondere bei komplexen Preforms mit Dickensprüngen im Lagenaufbau, unterschiedlichen Materialien und kompakten und somit schlecht imprägnierbaren Bereichen, ist eine homogene und vollständige Benetzung des Textils nicht immer ausreichend zu gewährleisten. Dadurch kann es zu einer gesteigerten Porosität oder zu trockenen Zonen – sogenannten Dry-Spots – kommen, wobei lokal mit signifikant verminderten mechanischen Kennwerten zu rechnen ist.

In diesem Zusammenhang wird die Fähigkeit einer Preform von einem Fluid durchströmt zu werden als Permeabilität bezeichnet, welche von zahlreichen Parametern abhängt. Dabei wird in die transversale und laterale Permeabilität entsprechend der Ausbreitungsrichtung der Strömung in der Preform unterschieden. Eine standardisierte Messmethode zur experimentellen Ermittlung der Permeabilität existiert zurzeit nicht, so dass Vergleiche zwischen den forschenden Institutionen und den Untersuchungen der Industrieanwender nicht, oder nur qualitativ, möglich sind. Insbesondere zur Spezifikation einer effektiven und reproduzierbaren Prozesskette für die Fertigung von Faserverbundbauteilen sind verlässliche, quantitative Permeabilitätskennwerte von Bedeutung. Mit ihnen können Füllsimulationen durchgeführt und mögliche Fehlstellen bereits vor der Fertigung von Werkzeugen aufgezeigt werden. Die Qualität der Simulationen ist dabei maßgeblich von den verwendeten Eingangswerten für die Permeabilität abhängig [11]. Darüber hinaus ist der quantitative Einfluss diverser Einflussfaktoren auf die Permeabilität die Grundlage für mögliche Optimierungsmethoden.

## 1.2 Zielstellung der Arbeit

Zielstellung des Promotionsvorhabens ist die Entwicklung eines Messsystems zur exakten, vergleichbaren, reproduzierbaren und quantitativen experimentellen Bestimmung der transversalen Permeabilität von textilen Halbzeugen. Das Messsystem wird entwickelt, konstruiert, gefertigt, validiert und in Betrieb genommen.

Für zwei repräsentative Preformingtechnologien werden in der Folge maßgebliche Einflussfaktoren auf die transversale Permeabilität der Preforms experimentell untersucht.

Als Parameter werden sowohl Material- (Binderanteile, Fasertyp, etc.) und Designparameter (Halbzeugtyp, Lagenorientierung, etc.) als auch Prozessparameter (Anpresskraft, Aktivierungstemperatur, etc.) betrachtet, so dass letztlich Kenntnisse zu den Einflussfaktoren entlang der gesamten Fertigungsprozesskette vorliegen.

Die durch das Promotionsvorhaben generierten Kenntnisse können zukünftig in der Simulation für die Vorentwicklung und Entwicklung verschiedener komplexer, großflächiger Faserverbundbauteile als zuverlässige Eingangsdaten für den notwendigen Materialparameterdatensatz verwendet werden. Darüber hinaus kann aus den Erkenntnissen zu den Einflussfaktoren eine deutlich effizientere Prozesskette entwickelt werden indem die Imprägnierung optimiert wird und ggf. die Grenzen für die Anwendbarkeit der LCM Technologien mit transversaler Matrixausbreitung verschoben werden. Des Weiteren ergibt sich die Möglichkeit durch angepasste Prozesse, insbesondere durch funktionsintegrierte, hochintegrale Bauteile, das Leichtbaupotential der Faserverbundbauweise intensiver zu nutzen ohne dabei wirtschaftliche Gesichtspunkte zu vernachlässigen.



## 2 Stand der Technik

Im Stand der Technik werden die Grundlagen der Permeabilitätsmessung von textilen Preforms, wie sie bei der Herstellung von FVK Anwendung finden, beschrieben. Folgende Themengebiete werden dazu betrachtet:

- Grundlagen des Strömungsverhaltens poröser Medien: Es wird der Zusammenhang zu weiteren Anwendungsgebieten beschrieben. Darüber hinaus werden die Grundlagen des Strömungsverhaltens in den Kontext der FVK gesetzt. Die für die vorliegende Arbeit relevanten analytischen Zusammenhänge werden aufgeführt. Zusätzlich werden die notwendigen Bedingungen für die Gültigkeit erläutert.
- Herstellung von Faserverstärkten Kunststoffen: Es wird ein Überblick zu den gängigen Herstellungsverfahren gegeben, um daraus die Einflussfaktoren entlang der Gesamtprozesskette ableiten zu können. Zwei repräsentative Preformingverfahren werden eingehend beschrieben. Weitere allgemein gültige Schritte der Prozesskette für die Herstellung von FVK werden erläutert. Anschließend werden die Prozessgrenzen aufgezeigt.
- Messmethoden und Einflussfaktoren: Die verschiedenen Messmethoden zur Erfassung der Permeabilität werden vorgestellt. Abschließend werden die Ergebnisse der Literaturrecherche zu den Einflussfaktoren auf die Permeabilität gezeigt und kategorisiert.

### 2.1 Grundlagen des Strömungsverhaltens poröser Medien

Die Permeabilität beschreibt als Materialparameter neben der Durchlässigkeit eines Materials für magnetische Felder (magnetische Permeabilität) auch im chemischen bzw. biologischen Kontext die Durchlässigkeit von Atomen oder Molekülen (häufig in Verbindung mit Membranen). Auch in der Geologie spielt der Begriff der Permeabilität insbesondere bei der Durchdringung bzw. Durchströmung von Wasser oder Öl in verschiedenen Gesteinsschichten eine wichtige Rolle.

Bei den Untersuchungen zur Wasserversorgung der Stadt Dijon konnte Darcy 1856 einen empirischen Zusammenhang zwischen dem Volumenstrom und dem hydraulischen Gradienten in Abhängigkeit der geometrischen Parameter des durchströmten Sandes aufzeigen [12, 13]. Davon wurde der Zusammenhang abgeleitet wonach der Volumenstrom  $\dot{Q}$  bestimmt werden kann, wenn die Permeabilität  $K$  des durchströmten Mediums

(im Falle von Darcy sandgefüllte Rohre), die treibende Druckdifferenz  $\Delta p$ , die zu durchströmende Länge  $l$ , die Viskosität  $\eta$  des Fluids sowie die durchströmte Querschnittsfläche  $A$  bekannt sind (s. Gleichung (2-1)). Die Gültigkeit des beschriebenen Zusammenhangs wird eingeschränkt auf:

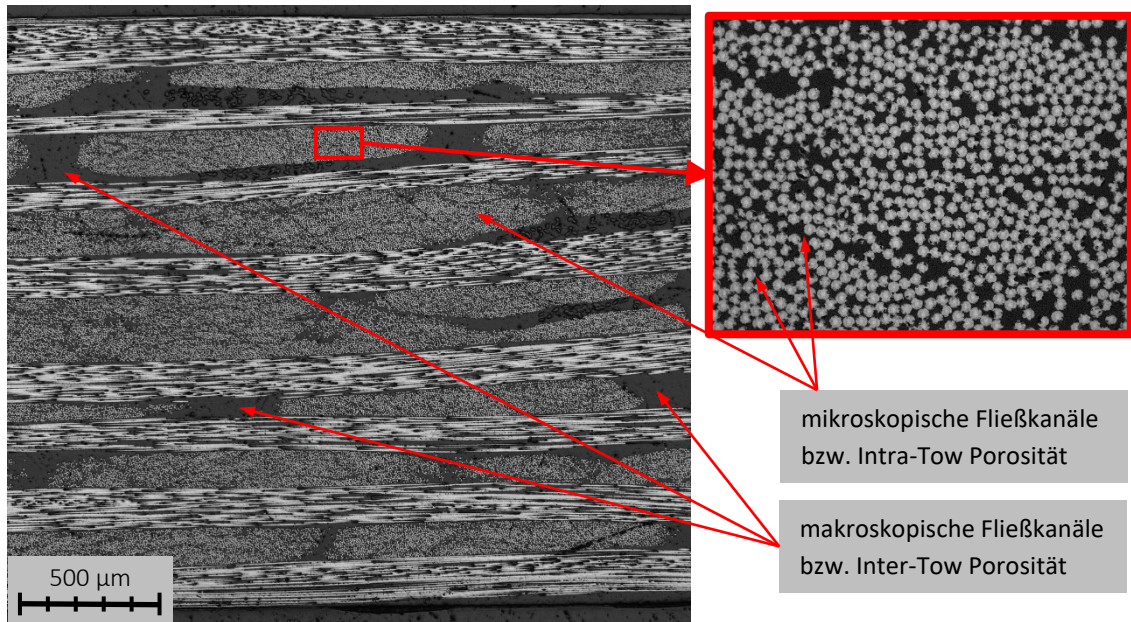
- laminare und stationäre Strömungen,
- inkompressible, newtonsche Fluide,
- sich während der Durchströmung nicht verändernde Probengeometrie.

$$\dot{Q} = -\frac{K \Delta p A}{\eta l} \quad (2-1)$$

Dass es sich bei Darcys empirischem Zusammenhang um eine spezielle Lösung der Navier Stokes Gleichung handelt, konnte 1977 von Neuman gezeigt werden [14]. In den zur Lösung der Gleichung notwendigen Vereinfachungen begründen sich auch die beschriebenen Einschränkungen der Gültigkeit.

Übertragen auf Faserverbundmaterialien beschreibt die Permeabilität, ob ein Faserhalbzeug oder eine Preform einfach oder schwer von einem Fluid durchströmt werden kann. In diesem Zusammenhang muss die Bezeichnung als Materialparameter bzw. Materialkennwert relativiert werden. Eine Faser bzw. ein Filament kann im eigentlichen Sinne nicht von einem Fluid durchströmt werden, so dass die Permeabilität in Bezug auf eine Preform immer als Umströmung der Fasern bzw. Filamente angesehen werden muss. Die Durchströmung erfolgt dabei in Abhängigkeit der Porosität  $\Phi$ . Diese ist definiert als Quotient des kumulierten Porenvolumens  $V_{Poren}$  und dem Gesamtvolumen der Preform (Summe des Faservolumens  $V_{Fasern}$  und des Porenvolumens  $V_{Poren}$ ).

Für eine nähere Betrachtung ist es zielführend, den Aufbau textiler Halbzeuge zu beschreiben. Diese werden in der Regel nicht direkt aus Einzelfaserfilamenten, sondern aus einem Zwischenprodukt, den sogenannten Rovings hergestellt. Die Rovings bestehen aus zahlreichen Einzelfaserfilamenten welche je nach textilem Halbzeug beispielsweise gespreizt, verwebt oder vernäht werden. Für die Durchströmung mit Matrix ergeben sich dadurch zwei relevante Porositätsdomänen. Im Kontext der Porosität werden die Rovings üblicherweise auch als Tows bezeichnet. Als Intra-Tow Porosität wird das frei durchströmbare Volumen innerhalb eines Rovings, also die mikroskopischen Fließkanäle im Bereich zwischen den einzelnen Faserfilamenten bezeichnet (Abb. 2-1 Detail). Die geometrischen Abstände in diesem Bereich werden durch die Faserfilamente und ihren Durchmesser dominiert, wobei Fließkanäle mit einem repräsentativen hydraulischen Durchmesser von wenigen Mikrometern auftreten. Die Inter-Tow Porosität hingegen gibt das durchströmbare Volumen zwischen den Rovings an, wobei auch von makroskopischen Fließkanälen gesprochen wird (Abb. 2-1). Typische repräsentative hydraulische Durchmesser der Fließkanäle liegen in diesem Bereich zwischen 80  $\mu\text{m}$  und 250  $\mu\text{m}$  [15].



**Abb. 2-1:** Schliffbild eines CFK Laminats mit makroskopischen und mikroskopischen Fließkanälen nach der vollständigen Imprägnierung

Die Permeabilität hängt maßgeblich von den Anteilen, der Verteilung und dem Verhalten der genannten Porositätsdomänen während der Imprägnierung ab. Diese Parameter sind Gegenstand zahlreicher wissenschaftlicher Untersuchungen, insbesondere für analytische Betrachtungen und Grundlagenforschung zur Strömungssimulation.

Für die Anwendung wird die Permeabilität in der Regel als Korrelation zum Faservolumenanteil angegeben [9, 16–20]. Dieser ist definiert als

$$V_f = \frac{V_{Fasern}}{V_{Fasern} + V_{Poren}} \quad (2-2)$$

Wobei  $V_{Fasern}$  dem Gesamtvolumen der Fasern und  $V_{Poren}$  dem Gesamtvolumen der Poren entspricht. Der Faservolumenanteil kann mit der Gleichung  $V_p = 1 - V_f$  in den Porenanteil  $\Phi$  überführt werden.

Aus Gleichung (2-1) ergibt sich eine allgemeine Richtungsabhängigkeit. Die Permeabilität wird entsprechend durch einen voll besetzten Tensor zweiten Grades beschrieben. Durch die Symmetrieebenen bei den verwendeten Halbzeugen kann durch eine entsprechende Hauptachsentransformation die Preform so ausgerichtet werden, dass sich der Permeabilitätstensor vereinfacht. Es verbleiben die Einträge auf der Hauptdiagonalen wobei  $K_{11}$  den höchsten und  $K_{22}$  den niedrigsten Wert der Permeabilität in der Preformebene (lateral) beschreibt. Nicht zwangsläufig entsprechen dabei die Richtungen von  $K_{11}$  und  $K_{22}$  den Produktionsrichtungen der textilen Halbzeuge. Durch verschiedene Einflüsse, beispielsweise einer diagonalen Vernähung, kann eine Verdrehung entstehen.  $K_{33}$  entspricht der transversalen Permeabilität (wird auch als off-plane-, through thickness- oder Z-Permeabilität bezeichnet).

Die bei der Herleitung angenommenen Vereinfachungen ziehen die oben genannten Einschränkungen der Gültigkeit nach sich. Im Folgenden wird dargelegt, warum die Vereinfachungen bei der Anwendung von Gleichung (2-1) für Preforms aus textilen Halbzeugen zutreffen.

Ob es sich bei der Strömung, die sich während einer Imprägnierung einer Preform einstellt, um eine laminare Strömung handelt, lässt sich anhand der dimensionslosen Reynoldszahl  $Re$  einschätzen. Gemeinhin gelten Strömungen als laminar, wenn sie den  $Re < 1$  unterschreiten [21]. Mit:

$$Re = \frac{\rho v d}{\eta} \quad (2-3)$$

Wobei  $\rho$  der Dichte,  $v$  der Geschwindigkeit des Fluids,  $d$  der charakteristischen Länge und  $\eta$  der dynamischen Viskosität entspricht. Eine überschlägige Abschätzung kann durchgeführt werden, indem in Gleichung (2-3) typische Werte für die Dichte ( $\rho = 1200 \text{ kg/m}^3$ ) und die dynamische Viskosität ( $\eta = 65 \text{ mPas}$ ) von üblichen Infusionsmatrixsystemen eingesetzt werden. Wird weiterhin davon ausgegangen, dass die charakteristische Länge maximal den Fehlstellen bzw. den durch die Vernähung entstehenden Freiräumen von 4 mm entspricht, kann die kritische Geschwindigkeit, bei der ein Umschlagen der laminaren zur turbulenten Strömung erfolgt, berechnet werden. Diese entspricht bei den gewählten Annahmen  $1,76E-2 \text{ m/s}$ . Die tatsächlich auftretenden transversalen Strömungsgeschwindigkeiten liegen bei allen in der vorliegenden Arbeit auftretenden Messungen etwa eine Größenordnung darunter. Auch für Messungen bei höheren Temperaturen und somit geringerer dynamischer Viskosität wird die kritische Geschwindigkeit nicht erreicht. Es kann daher mit hinreichender Sicherheit davon ausgegangen werden, dass die Strömungszustände innerhalb der Preform unterkritisch und somit laminar sind.

Auf Grund der Zielstellung eine nichtgetränkte Preform zu imprägnieren, handelt es sich bei allen Imprägnierverfahren um instationäre Strömungszustände. Durch Anpassung lässt sich Gleichung (2-1) in

$$\vec{v} = -\frac{K \nabla p}{\eta} \quad (2-4)$$

überführen und somit auch auf stationäre Strömungen anwenden [19, 20].

Im für die Fertigung von FVK relevanten Temperaturbereich sind die verwendeten Fluide als inkompressibel anzusehen.

Als newtonsch gilt ein Fluid dann, wenn es in erster Linie dem Newtonschen Gesetz folgt:

$$\tau = \eta \dot{\gamma} \quad (2-5)$$

Wobei die Schubspannung  $\tau$  proportional zur Schergeschwindigkeit  $\dot{\gamma}$  mit der dynamischen Viskosität  $\eta$  als Proportionalitätskonstante ist. Für die Anwendung während der Imprägnierung von FVK Preforms werden die meisten Matrixsysteme als newtonsch angesehen.

Abhängig vom gewählten Fertigungsverfahren werden aus den textilen Halbzeugen die Preforms erstellt. Die dabei verwendeten Technologien werden als Preformingtechnologien bezeichnet. In der Regel wird die Preform durch ein geschlossenes Werkzeug oder durch das aufgebrachte Vakuum kompaktiert. Die geometrische Stabilität der Preform, welche für die Gültigkeit von Gleichung (2-1) gewahrt werden muss, ist in der Preformebene gegeben. Insbesondere für Preforms, die transversal mit mehr als einem bar Druckunterschied durchströmt werden, ist die zusätzliche hydrodynamische Kompaktierung zu beachten [22]. Sie führt zu einer geometrischen inneren Lagenverschiebung, wodurch die Homogenität des Lagenaufbaus nicht mehr gewahrt ist. Daraus resultiert eine Abhängigkeit der Permeabilität von der transversalen Position in der Preform [22]. Für Fertigungsprozesse mit geringen treibenden Druckgradienten und/oder Faservolumenanteilen  $> 0,47$  können die Einflüsse weitestgehend vernachlässigt werden [23]. Die Gültigkeit von Gleichung (2-1) ist dementsprechend gegeben.

## 2.2 Herstellung von faserverstärkten Kunststoffen

Um im späteren Verlauf der Arbeit die Zusammenhänge der verschiedenen Einflussfaktoren auf die transversale Permeabilität zu beschreiben, werden im Folgenden übliche Fertigungsverfahren von FVK vorgestellt.

Bei der Herstellung von FVK werden überwiegend duromer aushärtende oder thermoplastische Kunststoffe, sogenannte Matrixsysteme, mit natürlichen oder synthetisch gewonnenen Fasern verstärkt. Während die Fasern maßgeblich für die Aufnahme der Lasten sind und die Steifigkeit des FVK definieren, wird die geometrische Lage der Fasern im FVK durch die Matrix fixiert, so dass die Übertragung der Lasten auf die Fasern möglich ist. Darüber hinaus werden durch die Matrix die Fasern vor Einflüssen aus ihrer Umgebung geschützt.

Für nicht oder nur gering strukturell beanspruchte Bauteile insbesondere im Fahrzeugbau kommen aus ökologischen und wirtschaftlichen Gründen Naturfasern wie Hanf, Flachs, Banane etc. vorwiegend in Kombination mit kostengünstigen Herstellungsprozessen zum Einsatz. Für strukturell hochbelastete sowie Primärstrukturen in der Automobil- und Luftfahrtindustrie eignen sich mit wenigen Ausnahmen hauptsächlich Glas- und Carbonfasern (im Folgenden als G- und C-Faser abgekürzt).

Die bei der Imprägnierung zur Anwendung kommenden Matrixsysteme werden basierend auf der chemischen Struktur gegliedert. Duromere Matrixsysteme härten während



der chemischen Reaktion vollständig aus, vernetzen dauerhaft und sind nur durch thermische Zerstörung wieder von der Faser zu trennen. Die Viskosität der duromeren Matrixsysteme ist von der Temperatur abhängig. Die für den Imprägnierungsprozess zur Verfügung stehende Dauer wird als Topfzeit bezeichnet. Thermoplastische Matrixsysteme hingegen können oberhalb der Schmelztemperatur erneut verflüssigt werden, wobei die Struktur neu geordnet werden kann [3, 6].

Bei den duromeren Matrixsystemen zählen Epoxid-, Phenol und Vinylester sowie Bismaleinimid- und ungesättigte Polyesterharze zu den verbreitetsten, während bei den thermoplastischen Matrixsystemen häufig Polypropylen (PP), Polyamid 6 (PA 6), Polyphenylsulfid (PPS), Polyetheretherketon (PEEK) u. w. Anwendung finden.

Entsprechend der Zielapplikation, der geplanten Seriengröße, der Bauteilkomplexität, der geforderten Prozessstabilität und zahlreicher weiterer Faktoren existiert eine Vielzahl verschiedener Produktionsprozesse [2, 3, 6, 24, 25]. Eine schematische Übersicht der gängigen Verfahren ist in Abb. 2-2 dargestellt [25].

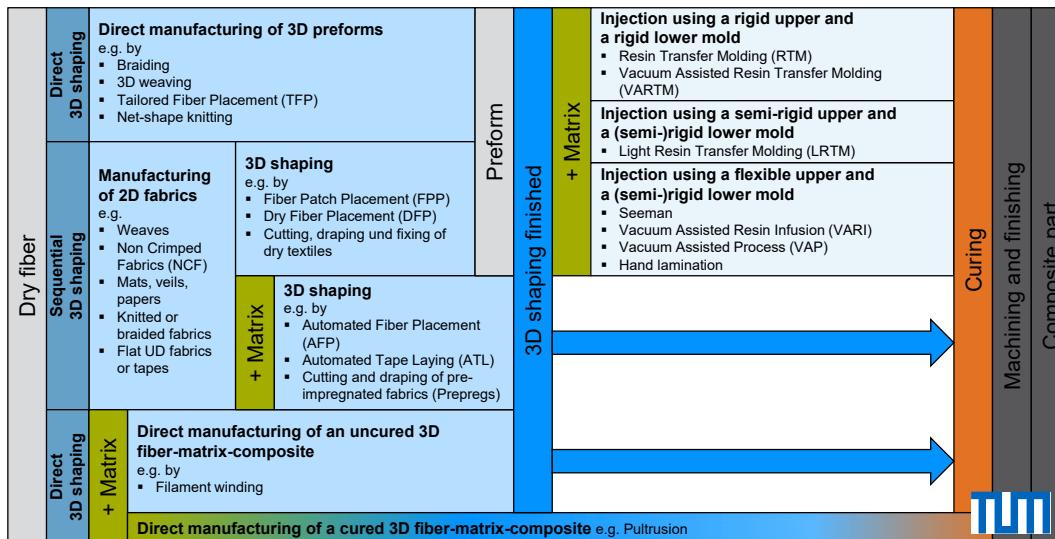


Abb. 2-2: Übersicht gängiger Fertigungsverfahren zur Herstellung von FVK [25]

Zahlreiche potentialträchtige Fertigungsverfahren für FVK zeichnen sich dadurch aus, dass in einem ersten Schritt durch verschiedene Technologien eine Preform hergestellt wird (Preforming), die anschließend durch das Einbringen des Matrixsystems imprägniert wird (Imprägnierung durch Infusion oder Injektion) s. Abb. 2-3. Entlang der Prozesskette zur Fertigung von FVK erstreckt sich der Einfluss auf die Permeabilität vom Rohmaterial bzw. Halbzeug bis zur Imprägnierung. Auf diese Prozessschritte wird nachfolgend im Detail eingegangen.

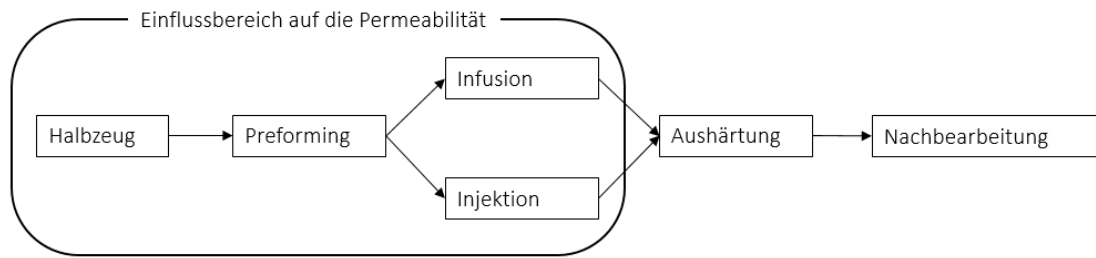


Abb. 2-3: Typische Prozesskette zur Fertigung von FVK

## 2.2.1 Preforming

Zielstellung des Preformings ist es die lasttragenden Fasern entsprechend der Belastungsrichtungen zu positionieren und deren Ausrichtung im Gesamtlagenaufbau zu fixieren. Die Ablage erfolgt manuell oder automatisiert, wobei sowohl trockene textile Halbzeuge wie Gelege, Gewebe, Wirrfasermatten, Vliese, Tapes und Tows, als auch Rovings zum Einsatz kommen.

Ein Überblick über gängige Preformingtechnologien ist in Abb. 2-2 dargestellt. Zwei, für zahlreiche Fertigungsverfahren relevante Preformingprozesse, werden im Folgenden exemplarisch vorgestellt. Dabei handelt es sich um klassische Prozesse für konträre Anforderungen. In der vorliegenden Arbeit werden die beiden Technologien repräsentativ verwendet.

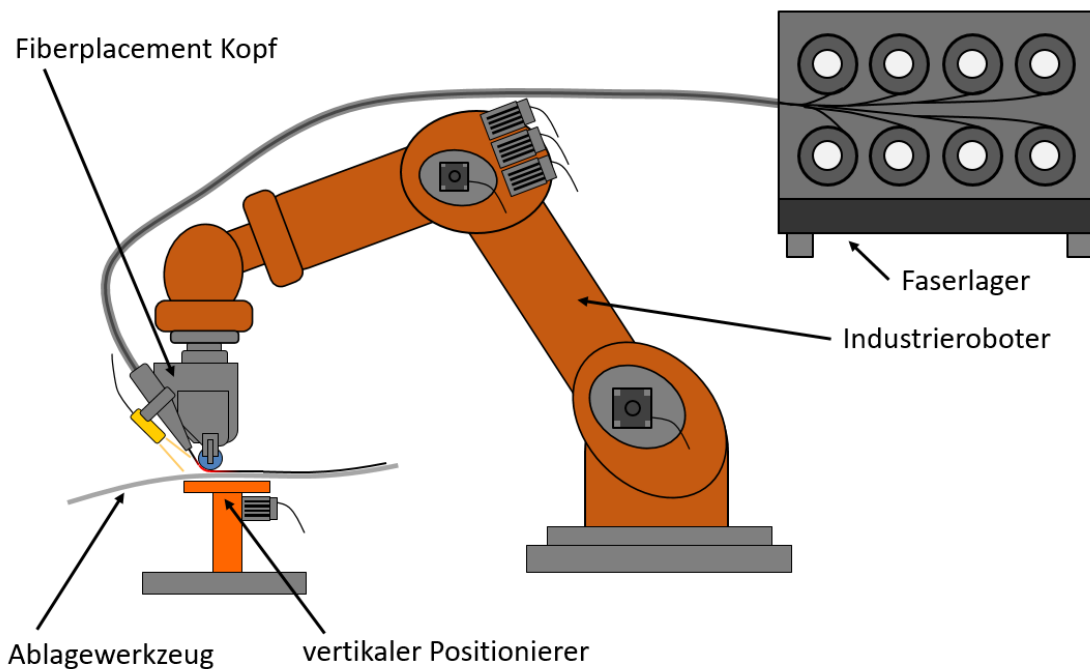
### Stapeln von textilen Halbzeuglagen

Eine der gängigsten Preformingmethoden ist das Stapeln von textilen Halbzeuglagen (Gelege und/oder Gewebe) zu einer Preform. Die Einzellagen können dabei automatisiert oder manuell zugeschnitten und positioniert werden. Durch das Einbringen weiterer, teilweise kleinerer Einzellagen oder Subpreforms kann die mechanische Performance des späteren Bauteils an komplexe Belastungszustände angepasst werden, wobei Material nur an den entsprechend belasteten Bereichen eingesetzt wird. Auf diese Weise lässt sich ein höchstmögliches Leichtbaupotential umsetzen, wobei gleichzeitig der Material- und damit Kostenaufwand reduziert wird. Für die anschließende Imprägnierung ergeben sich durch die komplexe Preform Herausforderungen, auf die im Verlauf der vorliegenden Arbeit eingegangen wird.

### Automated Fiber Placement

Bei der Automated Fiber Placement (AFP) Technologie können, entsprechend der verwendeten Anlagen, mit thermoplastischer oder duromerer Matrix vorimprägnierte Tapes oder auch trockene Tows und Tapes abgelegt werden. Die Kategorisierung in Tapes und Tows erfolgt über die Herstellung. Tapes werden durch präzise Schnitte entlang der Faserrichtung aus einem vorher breiteren, unidirektionalen, Halbzeug hergestellt. Als Tows werden Materialien bezeichnet, wenn diese direkt aus dem Roving beispielsweise

durch Spreizen erzeugt werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird die Verfahrensvariante mit trockenen Tapes näher betrachtet, wobei die Prozesstechnologie zur Faserablage sich mit den Materialvarianten nur bezüglich der Fixierung ändert. Je nach Hersteller und Maschinenkonfiguration werden zwischen vier und 32 Tapes/Tows simultan in einer Maschinenbewegung (einem Pfad) abgelegt. Die Breite der Tapes/Tows beträgt 1/8 Zoll, 1/4 Zoll oder 1/2 Zoll (3,175 mm; 6,35 mm oder 12,7 mm). Daraus ergeben sich Gesamtablagebreiten zwischen 12,7 mm und 406,4 mm. Als Ablageeinheit dient ein Fiberplacement Kopf, der an einem Industrieroboter montiert, oder in eine Portalanlage integriert ist. Das Ablagewerkzeug wird je nach Komplexität und Größe auf einem vertikalen oder horizontalen Positionierer montiert. Eine schematische Darstellung einer repräsentativen AFP Anlage ist in Abb. 2-4 dargestellt. Die Positionierung der Tapes/Tows ergibt sich, indem der Fiberplacementkopf diese initial bis zur Kompaktierrolle aktiv fördert. Dort werden die Tapes/Tows zwischen der Kompaktierrolle und dem Ablagewerkzeug geklemmt. Die weitere anschließende Materialzuführung erfolgt zumeist passiv, indem der Kopf sich entlang der Ablagepfade auf dem Werkzeug vorwärtsbewegt.

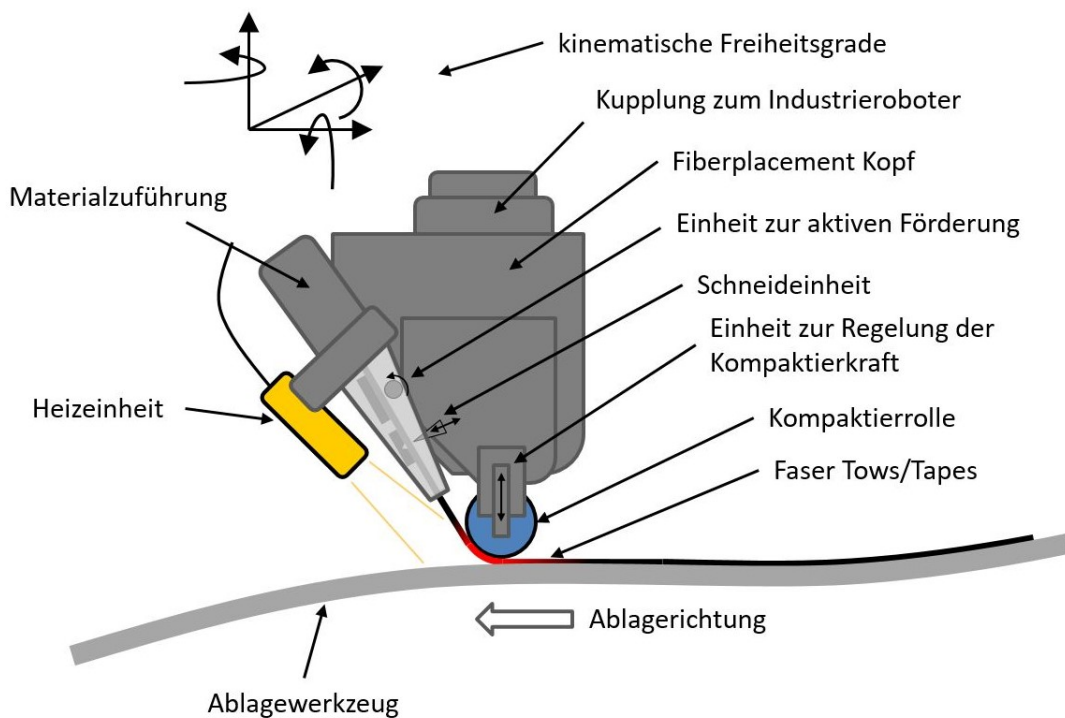


**Abb. 2-4: Repräsentative industrieroboterbasierte AFP Anlage mit Faserlager und vertikalem Positionierer – schematische Darstellung**

Die Klemmkraft, auch als Kompaktierkraft bezeichnet, ist maschinenseitig anpassbar. Für jedes Tape/Tow ist eine eigene Einheit zur aktiven Förderung und eine Schneideinheit vorgesehen, so dass jedes Tape/Tow unabhängig von den anderen gefördert und geschnitten werden kann. Dadurch können auch komplexe Konturgrenzen, beispielsweise gekrümmte Konturen oder Ausschnitte, verschnittarm umgesetzt werden. Die Komponenten eines Fiberplacementkopfs sind in Abb. 2-5 dargestellt. Die Kombination

aller beweglichen Achsen (Ablageanlage und Positionierer) ermöglicht es, die Tapes/Tows entlang komplexer, gekrümmter und dreidimensionaler Lastpfade abzulegen. Im strengeren Sinn kann die AFP Technologie als additives Verfahren betrachtet werden, wobei mehrere Tapes/Tows in einem Pfad auf dem Werkzeug abgelegt werden. Durch zahlreiche Bahnen entsteht eine vollständige Lage und durch wiederholte Ablage kann durch mehrere Lagen eine Preform aufgebaut werden.

Im Fiberplacementkopf werden die Tapes/Tows so geführt, dass sie ohne Abstand nebeneinander abgelegt werden. Toleranzbedingt kann es bei der Ablage des nächsten Pfades zu einer Überlappung kommen (auch als Overlap bezeichnet). Treten mehrere Overlaps in einer Preform auf, kann es zu einer ungeplanten Erhöhung der Bauteildicke kommen. Dies kann, insbesondere, wenn nachfolgende Prozessschritte mit geschlossenen Werkzeugen erfolgen, zu Überpressungen und ggf. unzureichender Imprägnierung führen. Um dies zu vermeiden, werden zwischen den Ablagepfaden definierte Abstände – gemeinhin auch als Gaps bezeichnet – bewusst bei der Erstellung der Ablageprogramme für die NC Maschinen eingebracht. Einen wichtigen Aspekt in diesem Zusammenhang stellt der Bedeckungsgrad dar. Er ist als Quotient aus mit Fasertapes oder -tows belegter Fläche zur Gesamtfläche einer Lage definiert.



**Abb. 2-5: Darstellung eines repräsentativen Fiberplacement Kopfes (zur Darstellung der aktiven Förderung, Schneideinheit und Materialführung teilweise transparent)**

Durch die lastpfadgerechte, ondulationsfreie Faserpositionierung können die spezifischen Eigenschaften der C-Faser im finalen Bauteil annähernd vollständig ausgenutzt werden. Während die präzise Ausrichtung positiv für die mechanische Performance ist,

ergeben sich daraus für die spätere Imprägnierung besondere Herausforderungen, auf die in den folgenden Kapiteln dieser Arbeit eingegangen wird.

## 2.2.2 Fixierung

Für die meisten Preformingtechnologien gilt, dass die abgelegten textilen Faserhalbzeuge fixiert werden. Die Fixierungen dienen dazu, insbesondere bei dreidimensionaler Positionierung den Verbleib der Fasern zu gewährleisten, obwohl auf Grund der Gravitation eine Verschiebung zu erwarten wäre. Darüber hinaus soll die Faserposition auch für mögliche weitere Prozessschritte, beispielsweise Hantierungs- und Positionierungsschritte, fixiert werden.

### 2.2.2.1 Nähen

Eine gängige Methode ist das Nähen bzw. Verwirken, wobei nach der vollständigen Ablage aller Lagen diese orthogonal zur Preform durch zusätzliches Einbringen eines Garns miteinander verbunden werden. Da dieser Schritt zumeist erst am Ende des Preformingprozesses durchgeführt wird, ist die temporäre Positionierung der Einzellagen zuvor nicht immer durchgehend gewährleistet. In Bezug auf die mechanischen Eigenschaften können sich durch die Vernähung bzw. Verwirkung sowohl positive als auch negative Veränderungen ergeben. Insbesondere durch die Stichkanäle orthogonal zur Preform ergeben sich Einflüsse für die anschließende Imprägnierung mittels Matrixsystem.

### 2.2.2.2 Binder

Eine alternative Methode zur Fixierung der Einzellagen oder Rovings untereinander ist das Einbringen eines thermoplastischen oder duromer basierten Binders. Das Material kann als Bindervlies, in Pulverform oder als Granulat zum Auftragen im Heißschmelzverfahren vorliegen. In vielen Fällen wird der Binder schon zur Fixierung und Stabilisierung bei der Halbzeugherstellung aufgebracht, beispielsweise bei der Herstellung von unvernähten Tapes und Tows, aber teilweise auch zusätzlich bei Gelegen oder Geweben und befindet sich fortan mindestens auf einer Oberfläche des Halbzeugs. Teilweise wird der Binder aber auch erst bei der Ablage aufgetragen, wie beispielsweise bei den Direct Tow Preforming Technologien oder speziellen AFP Anlagen [26–29]. Die Fixierung durch den Binder erfolgt mittels Formschluss. Dazu wird der an der Oberfläche des Fasermaterials befindliche Binder durch Energieeintrag, beispielsweise durch Heißluftgebläse, Infrarotstrahler, Kontaktheizplatten oder Laser [27, 30, 31], in einen gelförmigen Viskositätszustand gebracht. Dieser Vorgang wird als Aktivierung bezeichnet. Möglichst zeitgleich wird die nächste Lage des Fasermaterials aufgepresst wodurch der Binder erstarrt, Filamente beider Faserlagen umschließt und diese somit aneinander bindet (s. Abb. 2-6). Vorteilhaft bei der Verwendung von Binder ist die Möglichkeit der positionstretreuen Fixierung jeder abgelegten Lage oder Teillage des Fasermaterials. Dar-

über hinaus kann der Binder teilweise auch genutzt werden, um die mechanischen Kennwerte des finalen Bauteils, beispielsweise die Impacttoleranz oder die Energiefreisetzungsrates bzw. den Rissfortschritt, zu verbessern [32–34]. Wie im folgenden Kapitel 2.2.3 beschrieben, hat aber auch der Binder Einfluss auf die Imprägnierung der Preform.

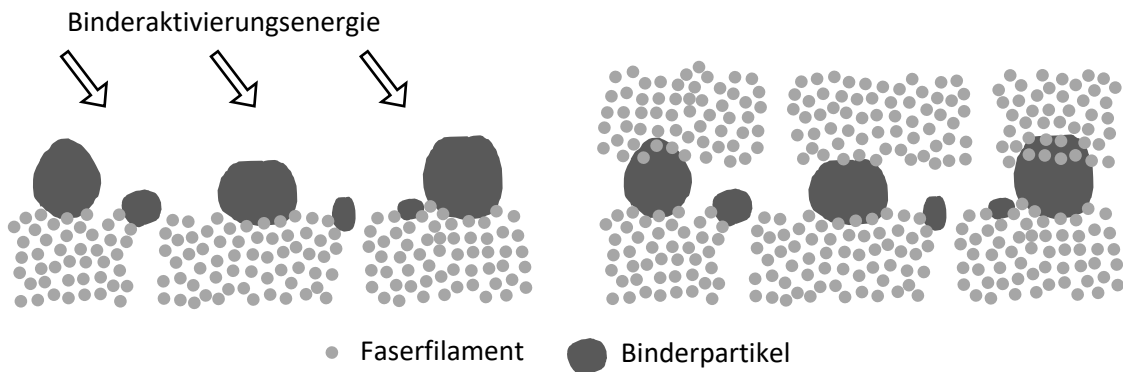


Abb. 2-6: Funktionsweise der Fixierung durch Binderaktivierung

## 2.2.3 Imprägnierung

Nach dem Preformingprozess befinden sich die Fasern in der gewünschten lastpfadgerechten Ausrichtung. Um ein strukturell belastbares Bauteil zu erhalten, müssen die Fasern in ihrer Position dauerhaft fixiert, das Ausknicken verhindert und ihre Verformung durch verschiedene Belastungen ausgeschlossen werden. Darüber hinaus sollen die Lasteinleitungen in das Bauteil umgesetzt werden. Des Weiteren muss die Aufnahme von Schubkräften, eine Lastverteilung und somit eine Homogenisierung des Spannungszustands im Bauteil sichergestellt sein. Durch das Einbringen einer flüssigen Kunststoffmatrix, die alle Filamente benetzt und etwaige Faserzwischenräume ausfüllt, werden diese Anforderungen erfüllt. Aufgrund der höheren Dichte wird üblicherweise ein ausreichender, jedoch minimaler Matrixanteil angestrebt. Um die mechanische Integrität des Bauteils zu gewährleisten ist sicherzustellen, dass im finalen Bauteil keine Luft einschließt, sogenannte Poren, auftreten. Ob eine Preform vollständig, homogen und porenfrei benetzt ist, hängt maßgeblich von der Prozessführung beim Einbringen des Matrixsystems ab.

Verfahren zur nachträglichen Einbringung der Matrix in die fertige Preform werden zusammenfassend als Liquid Composite Molding (LCM) bezeichnet. Eine weitere Einteilung erfolgt anhand der verwendeten Methode. Um Injektionsprozesse handelt es sich, wenn die Einbringung der Matrix mit Überdruck erfolgt, während sich Infusionsprozesse dadurch auszeichnen, dass das Matrixsystem durch Unterdruck in die Preform gezogen wird (Abb. 2-3).

### 2.2.3.1 Injektionsprozesse

Bei den Injektionsprozessen wie beispielsweise dem Resin Transfer Molding (RTM) oder dem High Pressure Resin Transfer Molding (HP-RTM) wird das Matrixsystem mit

Überdruck in die Preform eingebracht (bis zu 20 bar beim RTM und zwischen 50 bis 100 bar beim HP-RTM) [35, 36]. Die Verteilung erfolgt ausgehend von einem oder mehreren Punkt- oder Linienangüssen und das Matrixsystem breitet sich getrieben vom Druckunterschied zwischen Anguss und Auslass entlang der Preformebene aus. Zu diesem Zweck muss die Preform sich während der Injektion in einem druck- und formstabilen Werkzeug befinden, welches ausreichend, beispielsweise durch Pressen, zusammengehalten wird. Eine schematische Prozessdarstellung ist in Abb. 2-7 abgebildet. Vorteile sind die hohe und reproduzierbare Bauteilqualität, die gute Bauteiloberfläche, die engen umsetzbaren Toleranzen bezüglich Bauteilgeometrie sowie die Möglichkeit der Automatisierung des Prozesses. Darüber hinaus sind keine, oder nur geringe Mengen an einmal verwendbaren Hilfsstoffen nötig. Technische Einschränkungen ergeben sich aus den umsetzbaren Fließlängen innerhalb der Topfzeit. Vom ökonomischen Standpunkt aus müssen die Kosten für die notwendigen Anlagen und Werkzeuge (durch die hohen Injektionsdrücke ergibt sich zumeist die Notwendigkeit für schwere formstabile Werkzeuge, die mit viel Kraft beispielsweise durch große Pressen zusammengehalten werden müssen), die Automatisierungstiefe sowie die Stückzahlen der gewünschten Serie betrachtet werden.

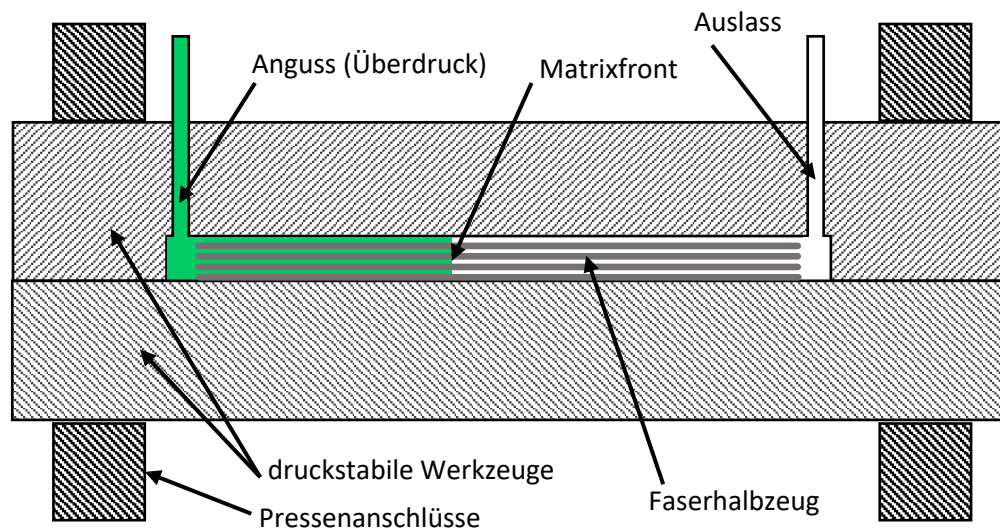


Abb. 2-7: RTM Injektionsprozess – schematische Darstellung

### 2.2.3.2 Infusionsprozess

Im Gegensatz zum Injektionsprozess wird bei den Infusionsprozessen als treibende Druckdifferenz Unterdruck verwendet. Das Matrixsystem wird demnach durch die Preform gezogen. Der maximale Druckunterschied ergibt sich durch die Differenz von atmosphärischem Luftdruck und dem in der Preform erreichbarem Vakuum. Um diesen aufzubringen, werden verschiedene Hilfsstoffe auf der Preform appliziert, diese anschließend luftdicht verschlossen und mit Hilfe einer Vakuumpumpe evakuiert. Als Werkzeug wird eine einseitige formgebende Struktur mit möglichst guter Oberfläche verwendet. Durch die verwendeten Hilfsstoffe, beispielsweise das Verteilertextil, wird

das Matrixsystem flächig über der Preform verteilt. Die Ausbreitung der Matrix erfolgt anschließend orthogonal zur Preformebene (transversale Ausbreitungsrichtung). Im Gegensatz zu den Injektionsprozessen sind die Fließwege innerhalb der Preform üblicherweise deutlich kürzer (Ausdehnung der Preform in der Ebene meist mehrere Größenordnungen höher als die Preformdicke). Verschiedene sich teilweise nur geringfügig unterscheidende Prozessvariationen sind in der gängigen Literatur unter den Bezeichnungen Vakuum Assisted Resin Infusion (VARI), Vakuum Assisted Prozess (VAP), Seemann Composites Resin Infusion Molding Process (SCRIMP) beschrieben [20, 25, 37–40]. Beispielhaft ist der VARI Prozess schematisch in Abb. 2-8 dargestellt. Trotz des im Vergleich zu den Injektionsprozessen geringen Druckunterschieds können mit den Infusionsprozessen auf Grund der transversalen Preformdurchströmung sehr große Strukturen hergestellt werden, was als maßgeblicher Vorteil für die Infusionsprozesse anzusehen ist. Darüber hinaus sind die vergleichsweise geringen Werkzeug- und Investitionskosten zu nennen. Durch das einseitige formgebende Werkzeug und die Abgrenzung des Bauteils durch eine Folie auf der zweiten Seite, können sich geringe Dickenschwankungen und Geometrieabweichungen ergeben, die je nach Bauteilanforderungen zu technischen Herausforderungen führen können. Der hohe manuelle Aufwand bei der Applizierung der Hilfsstoffe, deren Kosten sowie die bisher geringe Automatisierungstiefe sind insbesondere bei der wirtschaftlichen Betrachtung abzuwägen.

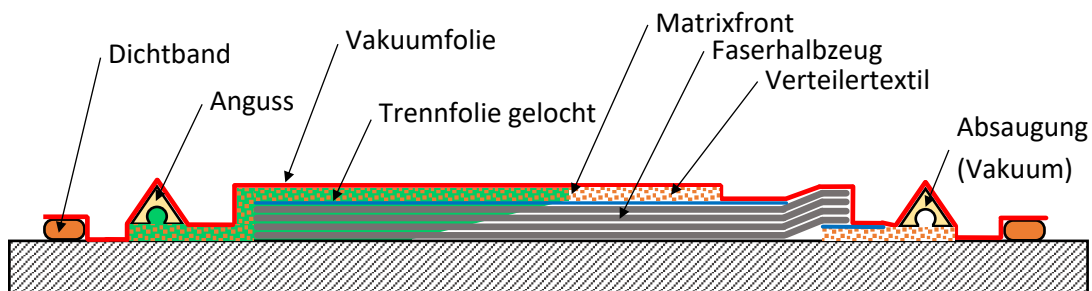


Abb. 2-8: VARI Infusionsprozess – schematische Darstellung

Weitere Imprägnierungsprozesse ergeben sich aus Kombinationen und Abwandlungen. Darüber hinaus sind einige Prozesse, wie das Resin Film Infusion (RFI) [41–43], Resin Spray Transfer (RST) [44], das Film Stacking oder das Nasspressen, weder zu den Infusions- noch Injektionsprozessen zu zählen [25]. Für die vorliegende Arbeit ist festzustellen, dass die Ausbreitung der Matrix in der Preform bei den genannten Prozessen (mit Ausnahme des klassischen RTM Prozesses) transversal zur Preformebene erfolgt. Daraus resultierend ist die transversale Permeabilität für diese Prozesse maßgeblich.

### 2.2.3.3 Prozessgrenzen und Herausforderungen bei der Imprägnierung

Die Möglichkeit das Matrixsystem durch Imprägnierung in eine Preform einzubringen wird technisch durch den zur Verfügung stehenden Druckunterschied sowie den Ström-



mungswiderstand der Preform begrenzt. Reicht der Druckunterschied nicht aus, den Widerstand zu überwinden, kommt die Bewegung des Matrixsystems zum Erliegen und Teile der Preform bleiben trocken. Bei den lateralen Durchströmungsprozessen ist daher die Preformausdehnung in Ebenenrichtung beschränkt, während bei den transversalen Durchströmungsprozessen die Preformdicke limitiert ist. Um die Prozessgrenzen zu erweitern und somit größere bzw. dickere Preforms zu imprägnieren ist eine beliebige Steigerung der Druckdifferenz nicht immer möglich, aus wirtschaftlichen Gründen nicht sinnvoll oder führt beispielsweise durch Faserverzug, Deformierung der Preform etc. zu weiteren Problemen. Aus diesem Grund bestehen vermehrt Bestrebungen die Permeabilität der Preforms zu erhöhen und damit den Strömungswiderstand zu verringern. Zu diesem Zweck ist eine möglichst differenzierte Untersuchung der relevanten Einflussfaktoren und der zugrundeliegenden physikalischen Parameter notwendig. Die Basis dafür bildet die messtechnische Erfassung der Permeabilität.

Neben der Zielstellung die Prozessgrenzen zu erweitern und damit komplexere, größere und qualitativ hochwertigere Bauteile fertigen zu können, ergibt sich eine weitere Herausforderung aus der Planung der Imprägnierwerkzeuge und der Imprägnierstrategie. Kommt es während der Imprägnierung zu nicht vollständig benetzten Bereichen der Preform, so ergeben sich im ausgehärteten Bauteil poröse oder sogar trockene Regionen. Die mechanische Integrität wird dadurch vermindert, so dass die entsprechenden Bauteile gegebenenfalls als Ausschuss deklariert werden müssen. Die Entstehung dieser als Dry-Spots bezeichneten Bereiche kann durch eine geeignete Imprägnierstrategie, also die Positionierung der Angüsse und Auslässe/Absaugungen vermieden werden. Auch während der Imprägnierung besteht noch in begrenztem Maße die Möglichkeit, Einfluss auf den Fluidfrontverlauf zu nehmen [45]. Für eine industrielle Nutzung ist jedoch eine prozesssichere und vollständige Imprägnierung vor der Serieneinführung nachzuweisen. Iterationsschleifen und zahlreiche Versuche zur Etablierung eines erfolgreichen Tränkungsprozesses können auf Grund der Werkzeug- und Bauteilkosten üblicherweise nicht angewendet werden. Aus diesem Grund werden die Fließfrontverläufe durch Strömungssimulationen abgebildet und optimiert. Zur Anwendung kommen CFD Programme wie beispielsweise PAM-RTM [46, 47], Ansys CFX [48], SOLIDWORKS Flow Simulation [49, 50]. Die Qualität der Simulationsergebnisse hängt dabei maßgeblich von den verwendeten Materialparametern, welche das Imprägnierverhalten der Preform abbilden sollen, ab. Auch für diese Anwendung sind umfangreiche Kenntnisse zum Imprägnierverhalten, der Permeabilität und den beeinflussenden Faktoren erforderlich.

Sowohl bei der Erweiterung der Prozessgrenzen als auch bei der für die Planung und Entwicklung einer effizienten Serienfertigung von LCM Bauteilen notwendigen Simulation ist ein eingehendes Prozessverständnis Voraussetzung. Die dafür essentiellen Kenntnisse zu den Einflussfaktoren auf die Permeabilität basieren zum gegenwärtigen Zeitpunkt überwiegend aus den Messungen der Permeabilität. Die zur Anwendung kommenden Messmethoden werden im folgenden Kapitel vorgestellt.

## 2.3 Messmethoden

Während sich mit Darcys Gesetz in der Form von Gleichung (2-1) bei bekannter Permeabilität der Volumenstrom bzw. die Geschwindigkeit der Fließfront berechnen oder simulieren lässt, ermöglicht es auch einen Ansatz zur Bestimmung der Permeabilität. Zu diesem Zweck wird die Gleichung nach  $K$  aufgelöst und alle unbekanntes Größen ermittelt.

Die verschiedenen Methoden zur Bestimmung der einzelnen Komponenten,  $K_{11}$ ,  $K_{22}$  und  $K_{33}$  im Permeabilitätstensor werden in der Literatur in analytische, simulative und experimentelle Ansätze gegliedert.

Für die analytischen Methoden werden die Fasertextilien in der Regel als ideal ausgerichtet betrachtet und die Strömung mittels des Gesetzes von Hagen-Poiseuille berechnet [51–54]. Die generierten Ergebnisse unterscheiden sich im Allgemeinen signifikant von den tatsächlich auftretenden Strömungszuständen. Grund dafür ist die notwendige Idealisierung der Fasertextilien [51, 52, 55–60]. Abweichend von den vorgenannten Ansätzen einer uniformen geometrischen Verteilung wurde in [61, 62] von Endruweit et al. gezeigt, dass die tatsächliche geometrische Verteilung besser mit statistischen Ansätzen abgebildet werden kann.

Auch bei den simulativen Methoden ist die Qualität der Ergebnisse stark davon abhängig, in welchem Maß die reale Fasergeometrie und Struktur modelliert und in die Simulation einbezogen werden kann. Statistisch auftretende Fehlstellen innerhalb der Preform werden meist nicht betrachtet. Dabei gilt: die Qualität der Simulationsergebnisse ist größer je höher der Detaillierungsgrad bei der Modellbildung und Vernetzung ist, wobei sich Rechen- und Zeitaufwand direkt proportional dazu verhält [63–72]. Eine separate Betrachtung der mikroskopischen und makroskopischen Fließkanäle und deren Permeabilität wurde in [73] vorgenommen.

Eine kombinierte Methode zur Bestimmung der Permeabilität durch die Simulation auf Basis realer Mikro Computertomographie (CT) Aufnahmen wurde von Ali et al. durchgeführt [74].

Die experimentelle Bestimmung der Permeabilität spielt bei der Validierung von simulativen Ansätzen eine signifikante Rolle und ist zurzeit noch am weitesten verbreitet. Experimentell wird die Permeabilität weltweit von verschiedenen Forschungsgruppen ermittelt. Eine Übersicht der aktuell forschenden Institutionen kann aus [75] für die lateralen und [76] für die transversalen Tätigkeiten entnommen werden. In der Vergangenheit wurden zahlreiche experimentelle Methoden entwickelt. Bei allen Fällen wird die Preform in eine Vorrichtung eingelegt, die diese nach oben und unten begrenzt und auf eine definierte Höhe kompaktiert. Der Abstand wird als Kavitätshöhe bezeichnet. Die verschiedenen experimentellen Methoden können in Messungen zur Bestimmung der beiden Ebenenpermeabilitätswerte  $K_{11}$  und  $K_{22}$  den sogenannten lateralen Messme-

thoden und den transversalen Messmethoden zur Bestimmung des  $K_{33}$  Wertes unterschieden werden. In beiden Kategorien wird des Weiteren zwischen stationären bzw. gesättigten und instationären bzw. ungesättigten Methoden getrennt. Eine weitere Unterscheidung wird anhand der Messgröße durchgeführt. Bei konstantem Druckgradient wird dabei der Volumenstrom als Messgröße verwendet (constant pressure Methode) oder bei konstantem Volumenstrom der Druckgradient gemessen (constant flow rate Methode).

Für die gesättigten Methoden findet Darcys Gesetz in der Form von Gleichung (2-1) Anwendung. Die gesättigten Messmethoden zeichnen sich durch einen einfachen und robusten Aufbau aus. Die Messgrößen sind einfacher zu erfassen und bieten ein im Vergleich geringeres Fehlerpotential. Im Vergleich zur realen Prozesskette für die Fertigung von FVK wird die Messung jedoch an einer gesättigten Preform durchgeführt, wobei zusätzliche Effekte wie beispielsweise der Einfluss der Kapillarkräfte nicht miterfasst werden. Eine Untersuchung der wirkenden Kapillarkräfte wurde durch Li et al. durchgeführt [77] während die Kapillarkräfte von Yeager et al. mittels FEM bestimmt wurden [78].

Im Gegensatz dazu entsprechen die Messmethoden mit ungesättigter Strömung weitestgehend dem realen Fertigungsprozess. Alle dabei auftretenden Effekte fließen in den Messwert ein. Um die Permeabilitätswerte bestimmen zu können, muss entsprechend der Gleichung (2-4) die Strömungsgeschwindigkeit an der Fließfront, also der Grenzfläche zwischen bereits getränkter und trockener Preform, erfasst werden. Dies kann durch eine Vielzahl diskreter Sensoren wie Drucksensoren, Thermoelemente, dielektrische- oder faseroptische sowie durch Ultraschallsensoren erfolgen [79]. Die Sensoren werden in der Regel direkt in die Preform eingebracht oder an deren Oberfläche bzw. der Oberfläche des Messequipments angebracht. Dadurch ergibt sich zumeist ein verändertes Strömungsverhalten, wodurch die Messwerte beeinflusst werden. Trotz des hohen Aufwands zur messtechnischen Datenerfassung stützt sich die Auswertung auf die durch diskrete Sensoren berechnete Geschwindigkeit. Lokale Unterschiede in der Preform können nur schwer oder gar nicht ermittelt werden. Einen möglichen Ansatz zur Vermeidung stellen die, vom IVW durch Kissinger verwendeten, sogenannten Liniensensoren dar, wobei die Datenerfassung zumindest entlang einer Länge kontinuierlich erfasst wird [80–83]. Alternativ dazu lässt sich die Ausbreitung der Fließfront durch optische Methoden verfolgen [72, 83–89]. Zu diesem Zweck muss eine Seite des begrenzenden Messaufbaus optisch zugänglich sein, sich jedoch während der Messung keinesfalls signifikant verformen [89]. Je Probenkörper ist bei den ungesättigten Messmethoden naturgemäß nur eine Messung möglich.

Für die Validierung von Messsystemen und Methoden ist es üblich Messungen an einem Referenzmaterial mit bekannten Eigenschaften durchzuführen und die Ergebnisse mit dem bekannten Wert abzugleichen. Für die Permeabilität von textilen Faserhalbzeugen und Preforms fehlen dafür bisher reproduzierbare Referenzmaterialien. Ansätze mit 3D gewebten Preforms wurden von Parnas et al. in [90] untersucht. Morren et al. haben in

[91, 92] sich wiederholenden Einheitszellen mittels Stereolithographie gefertigt und konnten erste Untersuchungen durchführen. In einer Folgearbeit von Vechart et al. [93] wurde eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und experimentellen Ergebnissen gezeigt. Darauf aufbauend haben Bodaghi et al. in [15] den Ansatz aufgegriffen, die Eignung von Rapid Prototyping Technologien (RPT) zur Herstellung untersucht und für ein transversales Referenzmaterial angepasst. Die quantitativen Werte aller gezeigten Referenzmaterialien liegen jedoch bisher noch mehrere Größenordnungen über den zu erwartenden Permeabilitätswerten für reale textile Halbzeuge oder Preforms. Die Anwendbarkeit der Referenzmaterialien ist aus diesem Grund nur bedingt möglich.

### 2.3.1 Laterale Messmethoden

Zielstellung der lateralen Messmethoden ist die experimentelle Bestimmung der  $K_{11}$  und  $K_{22}$  Werte. Dabei werden zwei generelle Ansätze verfolgt. Zwei repräsentative Verfahren werden nachfolgend beschrieben.

In Abb. 2-9 ist eine repräsentative 1D Messmethode schematisch dargestellt. Die rechteckig zugeschnittene Preform wird in ein formstabiles Unterwerkzeug eingelegt. Durch konstruktive Maßnahmen, beispielsweise durch Distanzhülsen oder Rahmen, wird der Abstand zum Oberwerkzeug in diskreten Stufen eingestellt. Rahmen, Ober- und Unterwerkzeug bilden eine geschlossene Kavität. Die eingelegte Preform wird auf die Kavitätshöhe kompaktiert und damit  $V_f$  definiert. Das verwendete Fluid wird über einen Linienguss auf der kurzen Seite mit konstantem Überdruck oder Volumenstrom eingebracht.

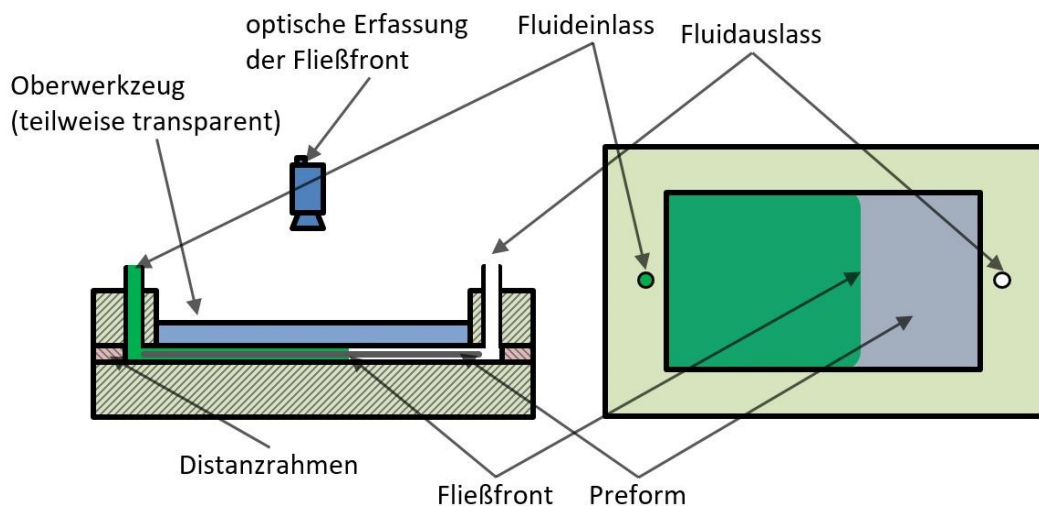


Abb. 2-9: Laterale eindimensionale Permeabilitätsmessmethode – schematische Darstellung

Bei erfolgreicher Versuchsführung bildet sich eine fortschreitende Fließfront parallel zur kurzen Seite aus, deren Geschwindigkeit durch geeignete Sensoren oder optische Methoden ermittelt und für die Berechnung der Permeabilität verwendet wird. Zur vollständigen Bestimmung der Permeabilitätswerte  $K_{11}$  und  $K_{22}$  sind insgesamt drei Mes-

sungen nötig da neben den unbekanntenen Permeabilitätswerten noch der Winkel  $\theta$  zwischen der Richtung des Zuschnitts und der Hauptachsen bestimmt werden muss ( $K_{11}$  und  $K_{22}$  sind üblicherweise nicht identisch mit der Produktionsrichtung der verwendeten Textilien). Die 1D Messmethode kann sowohl ungesättigt als auch gesättigt verwendet werden. Für den Betrieb als gesättigte Messmethode wird nach vollständiger Tränkung der Volumenstrom oder der Druckgradient als Messgröße verwendet und die Permeabilität nach Gleichung (2-1) ausgewertet.

Auch bei der in (Abb. 2-10) dargestellten 2D-Messmethode, auch Radialmessmethode genannt, wird die Kavität durch ein Ober- und Unterwerkzeug begrenzt. Das Fluid wird zentral in der Mitte der Preform eingebracht und kann sich im Versuchsverlauf radial vom Anguss aus ausbreiten. Bei erfolgreichem Versuchsverlauf entsteht eine elliptische Fließfront. Durch die Auswertung der Geschwindigkeit entlang der Hauptachsen können  $K_{11}$  und  $K_{22}$  in einem Versuch bestimmt werden. Auch der Winkel  $\theta$  kann direkt ermittelt werden. Erfolgt der Anguss an der Ober- oder Unterseite der Preform, ergibt sich insbesondere zu Beginn der Messung ein gemischter Strömungszustand in lateraler und transversaler Richtung und somit keine reine Strömung in der Preformebene. Um diesen Effekt zu vermeiden, wird bei einigen 2D-Messmethoden ein Loch zentral in die Preform gestanzt, so dass sich das Fluid von Beginn an radial in der Ebene ausbreiten kann. Die 2D-Messmethode eignet sich nur für ungesättigte Messungen.

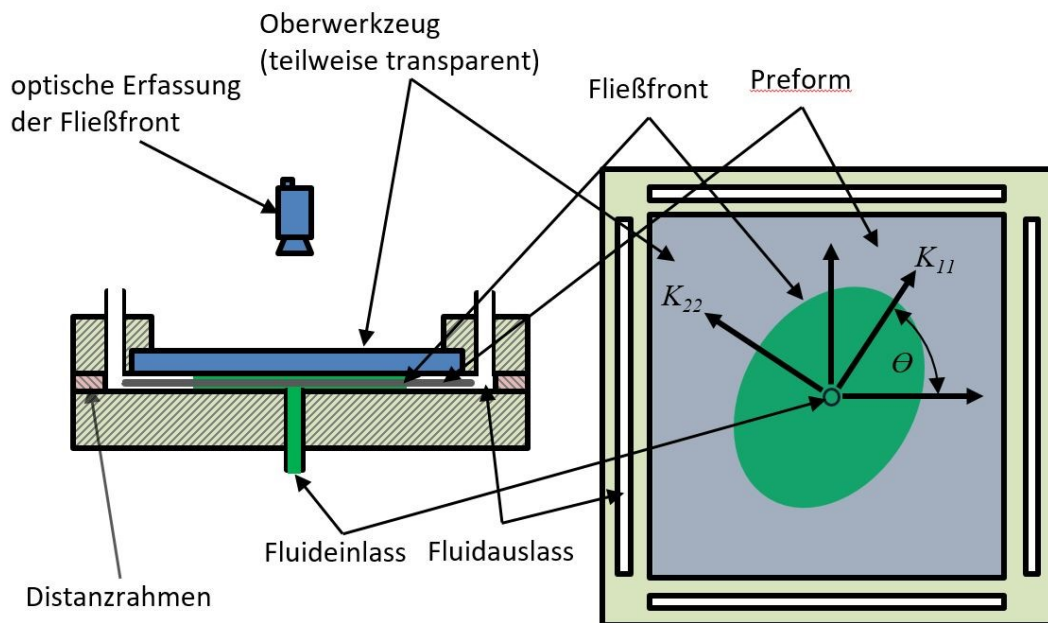
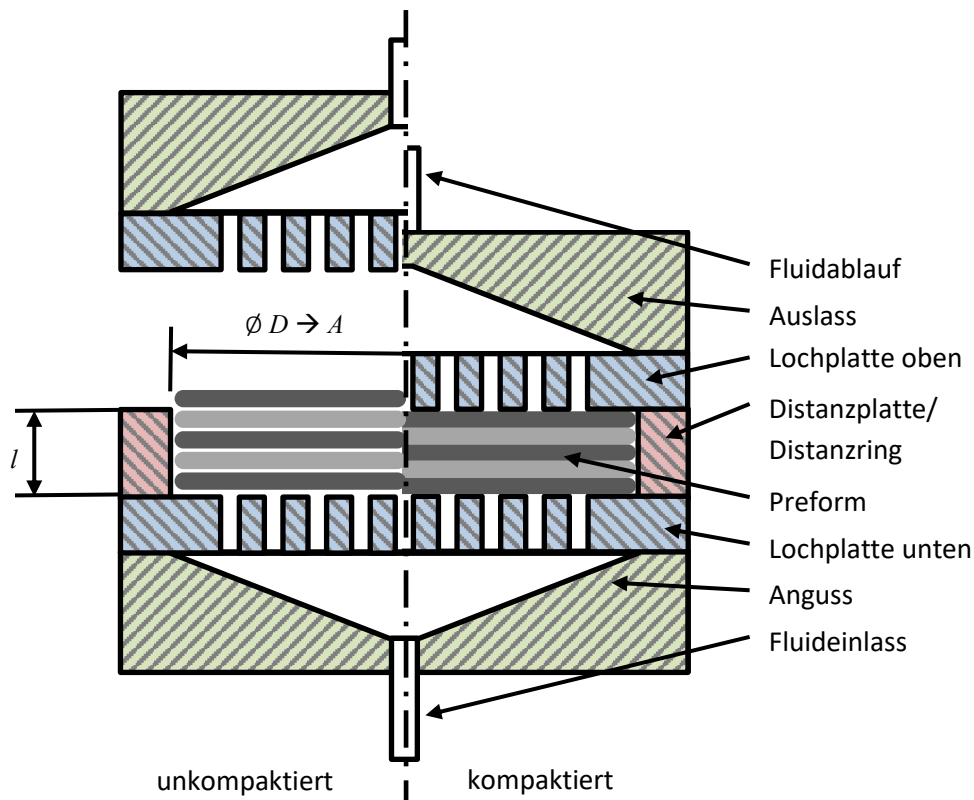


Abb. 2-10: Laterale zweidimensionale Permeabilitätsmessmethode – schematische Darstellung

### 2.3.2 Transversale Messmethoden

Für die transversalen Messmethoden werden in der Folge zwei repräsentative Systeme beschrieben.

Messsysteme zur experimentellen Ermittlung der transversalen Permeabilität basieren in der Regel auf der gesättigten Messmethode und bestehen aus einem Anguss über den ein Fluid mit einem definierten Druck (constant pressure Methode) oder einem vorgegebenen Volumenstrom (constant flow rate Methode) in das Messequipment eingebracht wird. Ein schematischer repräsentativer Aufbau einer Messzelle ist in Abb. 2-11 dargestellt [21, 94]. Darüber befindet sich eine Lochplatte, die der Fluidverteilung dient. Ein Rahmen definiert die Höhe der Kavität in die die Preform eingelegt wird. Die Kavität wird nach oben durch eine weitere Lochplatte begrenzt. Der Ablauf, durch den das Testfluid ausströmt, wird mit den weiteren Komponenten des Messsystems verschraubt. Durch Druck- und Temperatursensoren im Anguss und Ablauf des Messsystems werden die relevanten Daten aufgezeichnet. Das Fluid wird in einem Behälter aufgefangen, wobei kontinuierlich die Masse des Behälters aufgezeichnet wird. Die treibende Druckdifferenz (Überdruck am Anguss und atmosphärischer Druck am Auslass) wird meist manuell über ein Ventil geregelt. Zur Bestimmung der transversalen Permeabilität werden mehrere Druckwerte nacheinander eingestellt. Mit Hilfe der aufgezeichneten Daten kann der  $K_{33}$  Wert anhand von Gleichung (2-1) bestimmt werden.



**Abb. 2-11: Querschnitt durch ein Messequipment zur transversalen Permeabilitätsmessung – schematische Darstellung**

In Abb. 2-12 ist eine Methode dargestellt, bei der die Ausbreitung der Fließfront in transversaler Richtung mit Hilfe von Ultraschallsensoren detektiert wird [22]. Für diese ungesättigte Methode wird das Fluid mit Überdruck unterhalb der Preform eingebracht.

Durch die kontinuierliche Messung der Laufzeit von Ultraschall in transversaler Richtung, ist die Auswertung auf Basis von Gleichung (2-4) möglich. Die beschriebene Methode ist insbesondere für hochpermeable Preforms mit nicht zu geringen Dicken vorteilhaft.

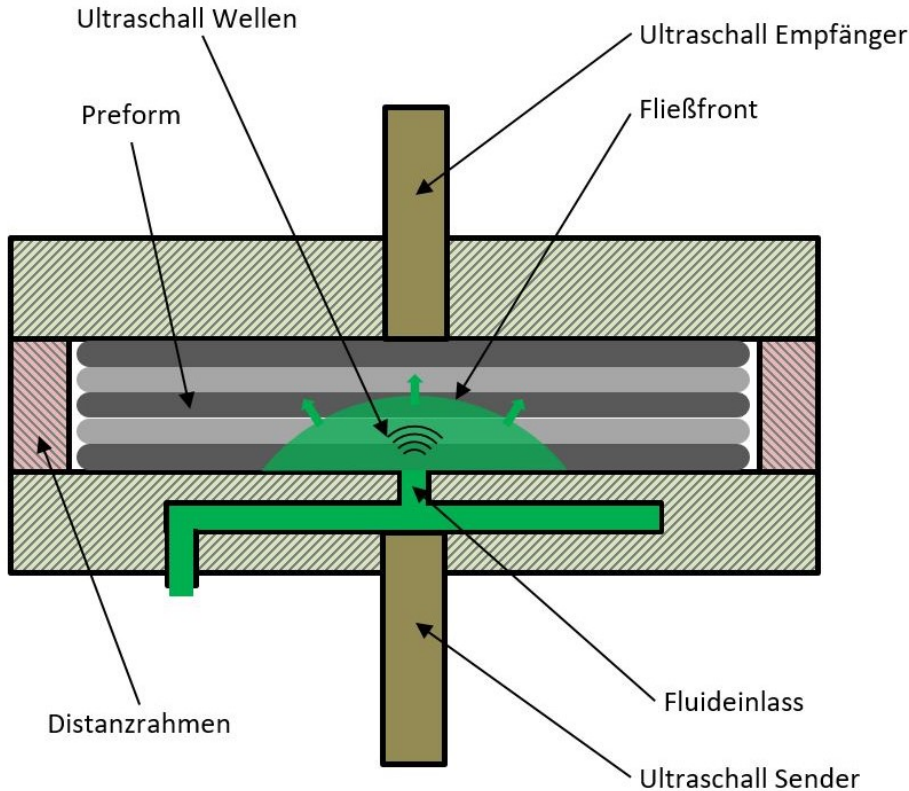


Abb. 2-12: Transversale Permeabilitätsmessmethode mit Fließfronterkennung durch Ultraschall, ungesättigte Methode (nach [95]) – schematische Darstellung

## 2.4 Einflussfaktoren

Im Allgemeinen gilt: der Volumenstrom eines Fluids durch eine poröse Struktur ist umso größer, je höher der Porenanteil ist. Dieser Zusammenhang wurde von Kozeny und Carman für Flüssigkeiten und Gase gezeigt [96, 97] und wird in der empirischen Kozeny-Carman-Gleichung beschrieben:

$$\dot{Q} = - \frac{\theta^3 \Delta p A d_p^2}{(1 - \theta)^2 \eta l k} \quad (2-6)$$

Dabei ist  $\theta$  die Porosität,  $\Delta p$ ,  $A$ ,  $\eta$ ,  $l$  entsprechend der Zuordnung wie in Gleichung (2-1) und  $k$  steht für die zu ermittelnde Kozeny-Carman-Konstante. Gleichung (2-1) lässt sich mit:

$$K = \frac{\theta^3 d_p^2}{(1 - \theta)^2 k} \quad (2-7)$$

direkt in Gleichung (2-6) überführen. Dabei wird deutlich, dass die Permeabilität maßgeblich von der Porosität, dem Partikeldurchmesser  $d_p$  und der Kozeny-Carman-Konstante abhängt.

Übertragen auf textile Faserhalbzeuge und Preforms, bei denen  $V_f = 1 - \theta$  gilt, kann festgehalten werden, dass der Volumenstrom direkt vom Faservolumenanteil abhängt. Demnach gilt, je größer der Porenanteil der zu durchströmenden Preform, desto höher ist die Permeabilität und somit auch der Volumenstrom nach Gleichung (2-6). Es stellt sich die Frage, ob die Form der Poren Einfluss auf den Volumenstrom bzw. die Permeabilität hat. In diesem Zusammenhang werden zusammenhängende Poren als Kapillare bezeichnet.

Ein Gedankenexperiment kann den Zusammenhang veranschaulichen. Die Strömung in einer Kapillare wird auf Basis der Summe aller Kräfte durch das Gesetz von Hagen-Poiseulle beschrieben s. Gleichung (2-8). Dabei entspricht  $r$  dem Radius,  $l_K$  der Länge der betrachteten Kapillare und alle anderen Elemente der bereits bekannten Notation.

$$\dot{Q} = -\frac{\pi r_K^4 \Delta p}{8 \eta l_K} \quad (2-8)$$

Sei  $x$  die Anzahl von Kapillaren mit dem Radius  $r_K$  in einem Vergleichsvolumen. Der aufsummierte Volumenstrom aller  $x$  Kapillaren ergibt sich entsprechend zu:

$$\dot{Q}_K = -\frac{x \pi r_K^4 \Delta p}{8 \eta l_K} \quad (2-9)$$

wobei die durchströmte Gesamtfläche aller Kapillaren

$$A_{ges} = x \pi r_K^2 \quad (2-10)$$

Zum Vergleich wird eine Vergleichskapillare mit einem Radius  $r_{VK}$  gewählt, so dass die durchströmte Gesamtfläche identisch ist:

$$A_{ges} = x \pi r_K^2 = \pi r_{VK}^2 \quad (2-11)$$

$$x^{\frac{1}{2}} r_K = r_{VK} \quad (2-12)$$

Wird Gleichung (2-12) in Gleichung (2-9) eingesetzt und somit der Volumenstrom durch die Vergleichskapillare berechnet, zeigt sich

$$\dot{Q}_{VK} = -\frac{\pi x^2 r_K^4 \Delta p}{8 \eta l_K} \quad (2-13)$$

$$\dot{Q}_{VK} = x \dot{Q}_K \quad (2-14)$$



Wird anstelle von  $x$  Kapillaren mit kleinem Strömungsquerschnitt eine Kapillare mit dem entsprechenden Ersatzquerschnitt durchströmt, ergibt sich dadurch nicht der gleiche, sondern ein um  $x$  erhöhter Volumenstrom. Unter Beachtung der realen textilen Halbzeuge zeigt sich, dass sich durch verschiedene Prozesse bei der Herstellung oder Verarbeitung Fließkanäle mit geometrischen Abmessungen im Bereich von wenigen Millimetern ergeben, beispielsweise bei der Vernähung von Gelegen. Im Vergleich betragen die Abmessungen der Fließkanäle zwischen regelmäßig ausgerichteten Faserfilamenten nur wenige Mikrometer. Daraus resultiert die Bezeichnung von makroskopischen und mikroskopischen Strömungskanälen. Die ungleiche Verteilung der Porosität kann durch das prozessseitige Aufbringen von Kraft zu sogenannten «Nestingeffekten» führen. Dabei verschieben sich, soweit möglich, Filamente und Rovings bei der Kompaktierung und teilweise auch noch während der Imprägnierung [98–104].

Mit dem Gesetz von Hagen-Poiseulle lässt sich ein weiterer Effekt beschreiben. Durch den Aufbau der Faserhalbzeuge und Preforms kommt es beim Durchströmen für ein Fluidpartikel häufig zu Richtungsänderungen, wodurch die effektive Strömungslänge deutlich größer ist als die reine geometrische Länge  $l$  zwischen Anguss und Fluidfront. In der Literatur wird der Effekt als Turtuosität beschrieben. Je größer die Turtuosität und somit die Strömungslänge ist, desto geringer ist die Permeabilität bzw. der Volumenstrom. In [105] wird von Scheidegger ein Korrekturfaktor vorgeschlagen, um dem Effekt Rechnung zu tragen.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Strömung eines Fluids durch einen Faserlagenaufbau aus textilen Halbzeugen maßgeblich von folgenden Faktoren abhängt:

- dem Poren- respektive dem Faservolumenanteil
- der Porengeometrie
- der effektiven Strömungslänge

Durch die Variation von Parametern entlang der Prozesskette zur Fertigung von FVK, welche sich auf die drei oben genannten Faktoren auswirken, wurden einzelne Zusammenhänge bereits untersucht. Die Ergebnisse werden in drei übergeordnete Kategorien – Material, Prozess, Design – unterteilt und im Folgenden für die transversalen Einflussfaktoren zusammengefasst.

## 2.4.1 Materialparameter

Als Materialparameter werden, im Zusammenhang mit den relevanten Einflussfaktoren auf die transversale Permeabilität, alle Eigenschaften benannt, die durch die Auswahl des Matrixsystems oder der textilen Halbzeuge festgelegt werden. Dazu zählen auch Parameter, die sich während der Herstellung der Halbzeuge wie beispielsweise Nähmuster, Fadenspannung und Stichtlänge bei NCF Gelegen oder zusätzlich eingebrachte Binderanteile ergeben.

Für Gelege wurde der Zusammenhang von Permeabilität und Nähparametern in mehreren Studien untersucht. Bedingt durch eine größere Anzahl an Stichstellen, die das Gelege transversal durchdringen und somit Fließkanäle schaffen, ergibt sich ein höherer  $K_{33}$  Wert [21–23, 106].

Arnold et al. haben in [23] darüber hinaus gezeigt, dass bereits durch abweichende Faserorientierung zur Nährichtung eines ansonsten identischen NCF Materials ( $0^\circ/90^\circ$  NCF und  $\pm 45^\circ$  NCF), nennenswerte Unterschiede bei der transversalen Permeabilität auftreten.

Elbouazzaoui et al. untersuchten in [94] den Einfluss der Fadenspannung bzw. dem Querschnitt um die Einstichstelle der Nähte. Sie konnten zeigen, dass die Fadenspannung einen Einfluss auf die Morphologie der Einstichstellen hat. Einen Zusammenhang zur Variation bei der transversalen Permeabilitätsmessung wurde nicht gezeigt.

Auch beim Durchstechen und Vernähen von gesamten Preforms wurde von Talvensaaari et al. [107] und Rieber et al. [108] eine Steigerung der lateralen Permeabilität sowie der transversalen Permeabilität von Rimmel [109–112] nachgewiesen.

Dass auch die Oberfläche der Faserfilamente bzw. deren Sizing und Avivage einen Einfluss auf die Strömungseigenschaften einer Preform haben, wurde von Palmese und Karbhari gezeigt [113, 114].

Den Einfluss von Naturfasern beispielsweise durch Aufquellen der Fasern auf die Permeabilität haben Francucci et al. in [115] betrachtet.

Im Zusammenhang mit den Materialparametern stehen für den, auf ein textiles Halbzeug aufgebrachten Binder zwei Fragestellungen im Fokus. Ist ein Einfluss auf die transversale Permeabilität zu erwarten, wenn ein Binder verwendet wurde und ist dieser Einfluss abhängig von der verwendeten Bindermenge. Beide Themen wurden in der Literatur bereits adressiert, wobei kein einheitliches Ergebnis abzuleiten ist.

In [116, 117] haben Dickert et al. gezeigt, dass sich die Bebinderung auf die Permeabilität auswirkt. Untersuchungen bezüglich der Bindermenge und der Aktivierungstemperaturen ergeben keinen eindeutigen Trend. Weitere Untersuchungen zu den Einflüssen von Bindern haben Al-Monsur [118], Becker et al. [119] und Rimmel [110] durchgeführt. Den gezielten Einsatz von Binder als Verteiler innerhalb der Preform haben Kind et al. untersucht [120].

Den Einfluss des verwendeten Testfluids für die Permeabilitätsmessung haben Hammond und Loos in [121] untersucht. Sie konnten keine signifikante Auswirkung auf die Messwerte feststellen. Zur gleichen Einschätzung kommen Lundström et al. in [122]. Dementgegen haben Luo et al. gezeigt, dass die verwendeten Testfluide bei Versuchen mit hohem Faservolumenanteil durchaus einen Einfluss haben können. Als Grund geben sie die Benetzungsfähigkeit und den Einfluss der Kapillarkräfte an, die bei hohem Faservolumenanteil einen größeren Einfluss haben [123]. Auch Steenkamer et al. haben einen deutlichen Einfluss aufgezeigt [124].

Zusätzlich in das Matrixsystem eingebrachte  $\text{CaCO}_3$  Anteile zeigten bei Oliveira et al. in [47] einen deutlichen Einfluss auf die laterale Permeabilität.

## 2.4.2 Designparameter

Der Begriff Designparameter steht übergeordnet für die Parameter, die unabhängig vom zu verwendenden Material für die Auslegung entscheidend sind. Dazu zählen insbesondere der Lagenaufbau bzw. die Lagenorientierung sowie die Lagenanzahl. Weitere Parameter können speziell bei bestimmten Technologien auftreten, beispielsweise die Anzahl, Breite und Verteilung eingebrachter Gaps bei der AFP Technologie.

Den Einfluss der Gewebearchitektur haben Mitschang et al. in [125] untersucht und dabei gezeigt, dass im Vergleich zu einem Köpergewebe ein Leinwandgewebe einen größeren  $K_{33}$  Wert hat.

Fang et al. [103] und Song et al. [104] haben den Einfluss der Lagenanzahl von Unidirektional aufgebauten Preforms auf die transversale Permeabilität untersucht. Werden Lagen in gleicher Faserorientierung gestapelt, hängt der Wert der transversalen Permeabilität davon ab, ob sich die Rovings raumsparend ineinander verlagern können (maximales Nesting) wodurch eine erhöhte transversale Permeabilität bei höherer Lagenanzahl resultiert, oder ob die Rovings sich nicht verlagern (minimales Nesting), wodurch eine Abnahme der transversalen Permeabilität bei höherer Lagenanzahl erfolgt. Für Gewebe hat Becker in [22] bei Faservolumenanteilen zwischen 0,42 und 0,46 festgestellt, dass der Wert der transversalen Permeabilität bei steigender Lagenanzahl zunimmt.

In Stylianopoulos et al, Tahir und Vahedi Tafreshi sowie von Becker [22, 66, 67] wurde auch die Lagenorientierung, der in einer Preform verwendeten Einzellagen, untereinander als möglicher Einflussfaktor für die transversale Permeabilität untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass bei geringen Winkelsprüngen (Winkel der Faserorientierung zweier aufeinanderliegender Einzellagen) kein bzw. nur zu vernachlässigende Abweichungen festzustellen sind, was auch durch Sas et al. in [126] bestätigt wurde. Im Maximalfall von  $90^\circ$  Winkelsprüngen können hingegen signifikant höhere  $K_{33}$  Werte gemessen werden. Als Grund wird der Nestingeffekt angeführt.

Der gezielte Einfluss von Gaps bei Ablage von Preforms mit der AFP Technologie wurde von Graupner [127, 128] für die transversale und Kind et al. [120] sowie Belhaj et al. [29] für die laterale Permeabilität untersucht. Dabei konnte Graupner einen deutlichen Zusammenhang zwischen den Gaps für die transversale Permeabilität zeigen. Die Ergebnisse wurden von Aziz et al. in [129] bestätigt. Ein relevanter Einfluss auf die laterale Permeabilität konnte hingegen sowohl von Kind et al. als auch von Bekhaj et al. nicht festgestellt werden.

### 2.4.3 Prozessparameter

Sind für die Herstellung einer Preform weitere Prozessschritte nötig, werden die dabei verwendeten Parameter als Prozessparameter bezeichnet. Dazu gehören beispielsweise alle Parameter im Zusammenhang mit der Binderaktivierung oder die Parameter bei der Ablage mittels AFP.

Bei der gesättigten Messung der transversalen Permeabilität stellen Quagne und Bréard in [130, 131] fest, dass die Geschwindigkeit mit der eine Preform auf den gewünschten  $V_f$  kompaktiert wird einen Einfluss hat. Je größer die Geschwindigkeit gewählt wird, desto geringere  $K_{33}$  Werte werden gemessen.

Der Einfluss von hohen Angussdrücken wird von Endruweit et al. in [132] untersucht. Durch den hohen vom Fluid aufgebrachten Druck auf die Preform erfolgt zusätzlich eine weitere Kompaktierung. Folglich ergibt sich ein höherer Faservolumenanteil und damit einhergehend ein verringerter Wert für die transversale Permeabilität. Der Effekt tritt jedoch nur auf, wenn die vom Fluid aufgebrachten Drücke höher als die vom Werkzeug aufgebrachten Kompaktierkräfte sind.

Qualitativ konnten Klunker et al. in [133] diesen Effekt in einem Glaskolben beobachten und die Ergebnisse von Endruweit et al. bestätigen [132].

Für die AFP Technologie und die Ablage von trockenen bebinderten Tapes konnte Graupner in [128] den Zusammenhang zwischen der transversalen Permeabilität und der Aktivierungstemperatur sowie der Kompaktierkraft herstellen.



## 3 Motivation

### 3.1 Handlungsbedarf

Durch das steigende Interesse an volumenfähigen, großflächigen und komplexen Faserverbundbauteilen werden Bauteile zunehmend transversal imprägniert [5, 10, 134]. Einfache Voraussagen über das Strömungsverhalten sind insbesondere bei Dickensprüngen und komplexen Geometrien nicht mehr möglich. Für die Auslegung von Werkzeugen, die Positionierung von Matrixangüssen, Matrixauslässen und die Anordnung sowie Auswahl von Hilfsstoffen, werden Fluidsimulationen durchgeführt. Ihre Übereinstimmung mit dem realen Strömungsbild ist maßgeblich von den quantitativen Permeabilitätswerten, die in den Materialdatenbanken hinterlegt sind, abhängig. Für die erfolgreiche Umsetzung industrieller Faserverbundanwendungen stellt demnach der quantitative Permeabilitätswert ein unverzichtbares Bindeglied zwischen der Vorentwicklung und der Serieneinführung dar.

Neben der Kenntnis des quantitativen Permeabilitätswertes, der insbesondere für Fluidsimulationen benötigt wird, gilt es zukünftig fundierte Kenntnisse für eine möglichst optimale Imprägnierung auch von komplexen Preforms zu generieren. Zielstellung ist es, durch eine geeignete Auswahl von Material-, Design- und Prozessparametern, Bauteile reproduzierbar imprägnieren zu können, welche bisher nicht realisierbar waren. Dabei ist insbesondere die Fragestellung relevant, welche Parameter einen Einfluss auf die Permeabilität haben und wie groß der Einfluss im Vergleich zu anderen Parametern ist.

Quantitative verlässliche Permeabilitätswerte für die transversale Durchströmung verschiedener textiler Halbzeuge und Preforms werden aus diesem Grund sowohl von der industriellen Seite als auch für die Forschung benötigt.

Weltweit existieren bereits zahlreiche Methoden zur Messung der Dickenpermeabilität. In einem internationalen Rundtest zur Einschätzung der messtechnisch bedingten Abweichungen wurden parallel zur vorliegenden Arbeit Vergleichsmessungen durchgeführt [76]. Die Auswertung der Ergebnisse zeigt Abweichungen von bis zu zwei Größenordnungen. Eigene Voruntersuchungen zur vorliegenden Arbeit haben gezeigt, dass quantitative Ergebnisse auf Grund systematischer Fehler, insbesondere hinsichtlich der Homogenität des Faservolumenanteils sowie möglicher Randumströmungen und fehlerhafter Kavitätshöhen nur bedingt verlässlich sind [135, 136]. Vergleiche zwischen Versuchsreihen mit unterschiedlichem Messaufbau sind daher nicht bzw. nur sehr bedingt möglich. Auch eine quantitative Aussage kann nicht verlässlich getroffen werden.

Für die qualitative Einschätzung einzelner Parameter mit dem gleichen Messaufbau wird häufig ein kommerziell verfügbares, hochqualitatives Fasermaterial als Standard definiert. Die Ergebnisse der Messungen mit diesem Material werden zur Normierung verwendet. Anschließend können Parameter variiert werden, deren Einflüsse zumindest qualitativ in Bezug auf das eigene Standardmaterial bewertet werden können. Ein Vergleich von Messkampagnen, welche mit unterschiedlichen Messsystemen und/oder an verschiedenen Forschungseinrichtungen durchgeführt wurden, ist aufgrund der fehlenden Standardisierung nicht möglich.

Mit der Zielstellung langfristig ein standardisiertes Messsystem und Verfahren zu generieren, muss das notwendige Verständnis im Zusammenhang mit den aktuellen Messsystemen zur transversalen Permeabilitätsmessung und möglichen systematischen Fehlern, sowie deren potentielle Auswirkungen, wissenschaftlich betrachtet werden. In der vorliegenden Arbeit werden die Zusammenhänge wissenschaftlich untersucht. Aus den Erkenntnissen werden Veränderungen für das Messsystem sowie das Messverfahren abgeleitet. Die Wirksamkeit wird geprüft und abschließend werden für repräsentative Verfahren zur Herstellung von FVK verschiedene Einflüsse entlang der Gesamtprozesskette auf die transversale Permeabilität untersucht.

## 3.2 Vorgehen

Im Folgenden wird das Vorgehen der Arbeit erläutert.

Im *Stand der Technik* (Kapitel 2) sind die Grundlagen der Permeabilitätsmessung zusammengetragen. Darüber hinaus wurden bereits veröffentlichte Untersuchungen zu den Einflussfaktoren vorgestellt und der Handlungsbedarf abgeleitet. Das Kapitel stellt den wissenschaftlichen Kontext der Arbeit dar.

Startpunkt der wissenschaftlichen Untersuchungen ist das Kapitel 4 *Materialien*. Darin werden die verwendeten Faserhalbzeuge und Testfluide sowie die Methoden, welche zur Charakterisierung der Materialeigenschaften verwendet werden, vorgestellt.

Kapitel 5 *Vorversuche* umfasst die Untersuchungen zu verschiedenen Messsystemen und Messmethoden, wobei insbesondere auf die systematischen Fehler eingegangen wird. Diese werden in Vorversuchen analysiert und ihre Auswirkungen werden aufgezeigt. Anschließend werden die daraus resultierenden Anforderungen an das innovative, in dieser Arbeit entwickelte Messsystem zusammengefasst.

In Kapitel 6 *Messsystem und Validierung* werden die Maßnahmen und die konstruktiven Umsetzungen erläutert, welche notwendig sind um die Anforderungen an das Messsystem zu erfüllen. Das Messsystem wird detailliert beschrieben. Darüber hinaus wird der Versuchsablauf beschrieben. Anschließend wird das Messsystem validiert. Zu diesem Zweck werden Funktionstests und Versuche zur Reproduzierbarkeit der Messwerte durchgeführt und ausgewertet. Abschließend wird auf die Einflüsse von Messaufbau, Sensorik und Versuchsablauf eingegangen.

Das innovative Messsystem wird in Kapitel 7, *Untersuchung relevanter Parameter*, verwendet, um ausgewählte Einflussfaktoren der Kategorien Material-, Design- und Prozessparameter zu untersuchen. Vorab wird darauf eingegangen in welchem Kontext, beispielsweise für welche Preformingtechnologie und in welcher Ausprägung die Parameter auftreten.

In *Ergebnisse, Analyse und Diskussion*, Kapitel 8, werden die Ergebnisse präsentiert und diskutiert. Für die experimentell gemessenen Effekte und Trends werden Erklärungen zu den physikalischen Wirkungsmodellen erläutert. Die Einflüsse der einzelnen untersuchten Parameter auf die transversale Permeabilität werden zueinander eingeordnet und die Übertragbarkeit auf weitere Preformingverfahren wird erläutert.

In *Zusammenfassung und Ausblick*, Kapitel 9 werden die Inhalte der Arbeit zusammengefasst und auf mögliche zukünftige Arbeitsinhalte eingegangen.





## 4 Materialien und Methoden

In diesem Kapitel werden die verwendeten Testfluide und Halbzeuge beschrieben. Verfügbare Daten wurden überwiegend aus den Datenblättern der Hersteller entnommen. Weitere Informationen wurden mit geeigneten Messungen ermittelt.

Die verwendeten Testfluide wurden so gewählt, dass ihre Materialeigenschaften möglichst identisch zu den Eigenschaften reaktiver Harzsysteme sind. Maßgeblich bei den reaktiven Harzsystemen ist insbesondere die Viskosität während der Imprägnierung. Zusätzlich ergeben sich aus praktischer Sicht Anforderungen an das Fluid. Dazu zählen eine einfache Möglichkeit zur Reinigung, eine geringe Alterung (keine Veränderung der Viskosität) und insbesondere kein Aushärten im Messequipment. Darüber hinaus sollten die Testfluide günstig und ohne Vorlaufzeit jederzeit mit gleichbleibenden Eigenschaften verfügbar sowie ungiftig sein.

Die Auswahl der verwendeten Faserhalbzeuge richtet sich vornehmlich nach den definierten Preformingtechnologien (s. Kapitel 2.2.1). Um zu verhindern, dass die Qualität des Faserhalbzeugs bereits einen signifikanten Einfluss auf die Messung der transversalen Permeabilität hat (beispielsweise durch lokal schwankendes Flächengewicht, Fehlstellen oder Näh- und Webfehler, etc.), wurden für beide betrachteten Preformingtechnologien hochqualitative, luftfahrtzertifizierte und kommerziell verfügbare Halbzeuge verwendet.

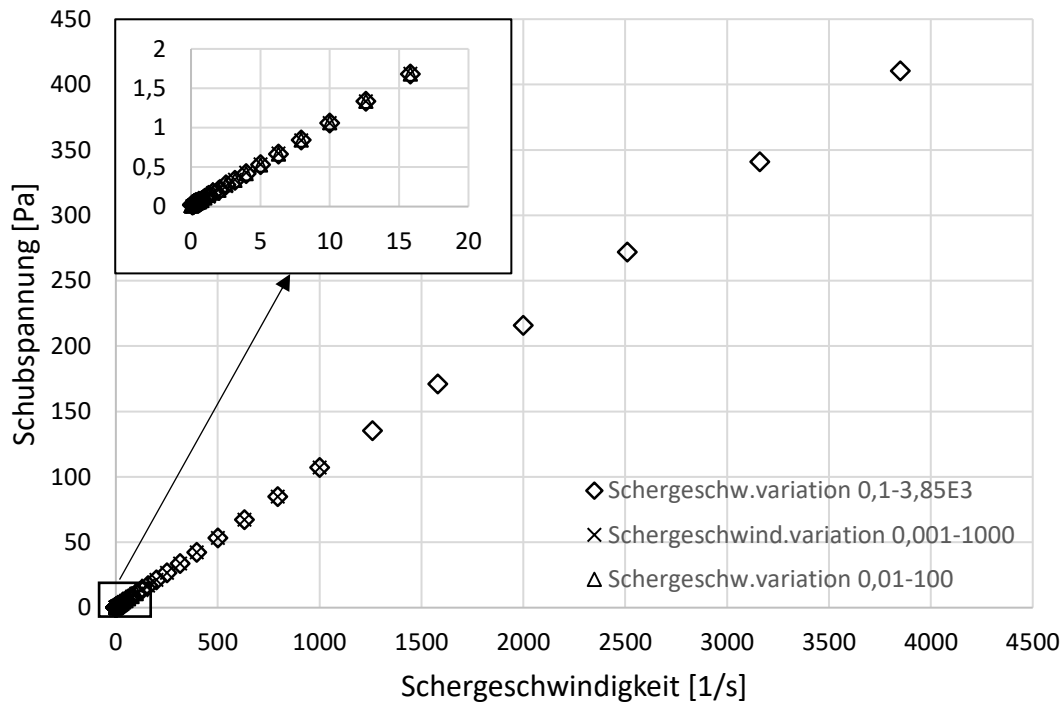
### 4.1 Erläuterung Materialeigenschaften

Im folgenden Abschnitt wird beschrieben welche Materialeigenschaften, zusätzlich zu den in den Datenblättern angegebenen, relevant für die Messung der transversalen Permeabilität sind und wie diese ermittelt wurden.

#### 4.1.1 Rheologie

Der Einsatz von reaktiven Matrixsystemen ist auf Grund der begrenzten Topfzeit, der zeitabhängigen Viskosität und dem immensen Reinigungsaufwand nicht umsetzbar. Stattdessen wurde handelsübliches Sonnenblumenöl und Silikonöl als Testfluid verwendet. Beide Testfluide besitzen bei Raumtemperatur, verglichen mit den üblichen duromeren Matrixsystemen, welche für die LCM Prozesse verwendet werden, ähnliche Viskositätswerte. Die temperaturabhängige Viskosität wurde vor jeder Messreihe mit Hilfe eines Anton Paar MCR 302 Rheometers mit einem konzentrischen Zylindersystem bestimmt.

Eine Abhängigkeit der Viskosität von der Schergeschwindigkeit wurde ausgeschlossen, indem der lineare Zusammenhang zwischen Schubspannung und Schergeschwindigkeit nachgewiesen wurde. Daraus lässt sich bestätigen, dass die Testfluide newtonsches Verhalten zeigen. Ein repräsentatives Ergebnis ist in Abb. 4-1 für das verwendete Silikonöl (Dow Corning, XIAMETER PMX-200 Silicone Fluid 100CS) dargestellt. Die Schergeschwindigkeit wurde in drei Versuchen in verschiedenen Schergeschwindigkeitsbereichen variiert und gegen die gemessene Schubspannung aufgetragen. Ein linearer Zusammenhang konnte für beide Fluide nachgewiesen werden.



**Abb. 4-1: linearer Zusammenhang von Schergeschwindigkeit und Schubspannung (Silikonöl)**

In Abb. 4-2 ist repräsentativ der Zusammenhang zwischen der Viskosität und der Temperatur für das verwendete Sonnenblumenöl (Bellasan, Sonnenblumenöl) dargestellt (s. Datenreihe: Viskosität an Tag 1). Darüber hinaus kann der Einfluss der Alterung durch den Vergleich mit den Ergebnissen einer nach 34 Tagen entnommenen Probe erfolgen. Im Mittel ergibt sich eine Verschiebung der Viskosität von 1,4 mPa über den gesamten Temperaturbereich. Aufgrund des geringen Unterschieds wird der Einfluss durch Alterung während einer Messkampagne (weniger als 30 Tage) als vernachlässigbar bewertet und in der Auswertung nicht betrachtet.

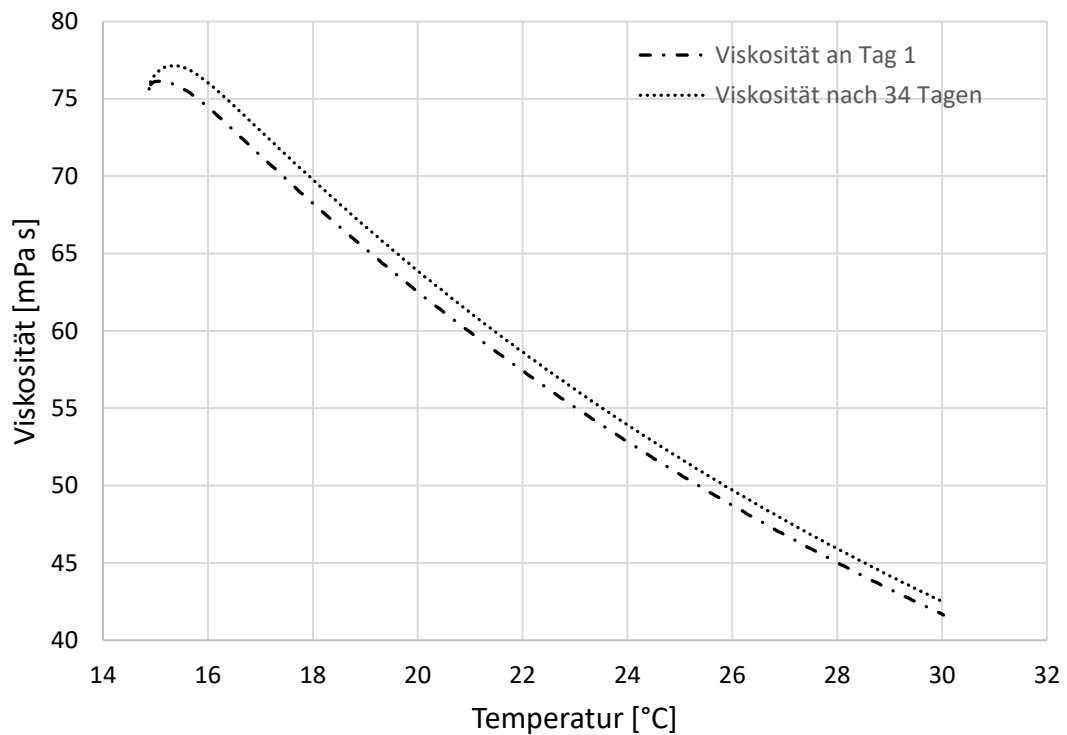


Abb. 4-2: Einfluss der Alterung auf die Viskosität von Sonnenblumenöl

### 4.1.2 Stichlänge

Die Permeabilität von textilen Faserhalbzeugen wird, wie in Kapitel 2.1 beschrieben, maßgeblich durch die Porosität beeinflusst. Bei der Herstellung von NCF Halbzeugen werden mehrere Einzellagen miteinander vernäht. In das Halbzeug werden dabei zahlreiche Stichkanäle sowie ein Nähfaden vollständig in Dickenrichtung eingebracht. Entlang des Stichkanals und Nähfadens besteht für das Fluid bei der Imprägnierung ein geringerer Strömungswiderstand. Es kann davon ausgegangen werden, dass die Anzahl der Durchstiche proportional zur transversalen Permeabilität ist.

Die Anzahl der Stiche ergibt sich aus der Stichlänge und dem Abstand zwischen den Nähten. Der Abstand der Nähte zueinander (s. Abstand »w« in Abb. 4-3) wird durch die Anlage definiert mit der das NCF hergestellt wird. Der Abstand der verwendeten Materialien beträgt 5 mm. Eine Variation dieses Parameters ist nicht ohne immensen Aufwand der Halbzeughersteller umsetzbar. In Produktionsrichtung kann durch die Anpassung der Stichlänge die Anzahl ohne größeren Aufwand variiert werden. Die Stichlänge (s. Abstand »s« in Abb. 4-3) wird in den Datenblättern der Hersteller meist nicht angegeben. Für die vorliegende Arbeit wurde die Stichlänge mit Hilfe von Mikroskopieaufnahmen (Leica M80 Stereomikroskop) quantifiziert. Als Probe wurde ein quadratischer Zuschnitt mit Kantenabmessungen von 10 cm verwendet. Für jedes Material wurden zwei Zuschnitte betrachtet, wobei jeweils vier Nähte ausgewertet wurden. Um geringe Schwankungen auszugleichen, wurde die Länge über zehn Stiche vermessen und durch

die Anzahl der Stiche dividiert. In Abb. 4-4 ist eine repräsentative Aufnahme dargestellt. Die Ergebnisse sind in Tab. 4-2 dargestellt. Resultierend aus den gemessenen Stichlängen kann bei konstantem Abstand »w« die Anzahl der Durchstiche pro Fläche ermittelt werden. Für das Material »Ref 2« ergeben sich 76335 Einstiche pro  $m^2$  mit 2,62 mm Stichlänge. Aus einer Stichlänge von 1,61 mm resultieren für »Mat 8« 124224 Einstiche pro  $m^2$  und für »Mat 7« bei 4,09 mm ergeben sich 48900 Einstiche pro  $m^2$ .

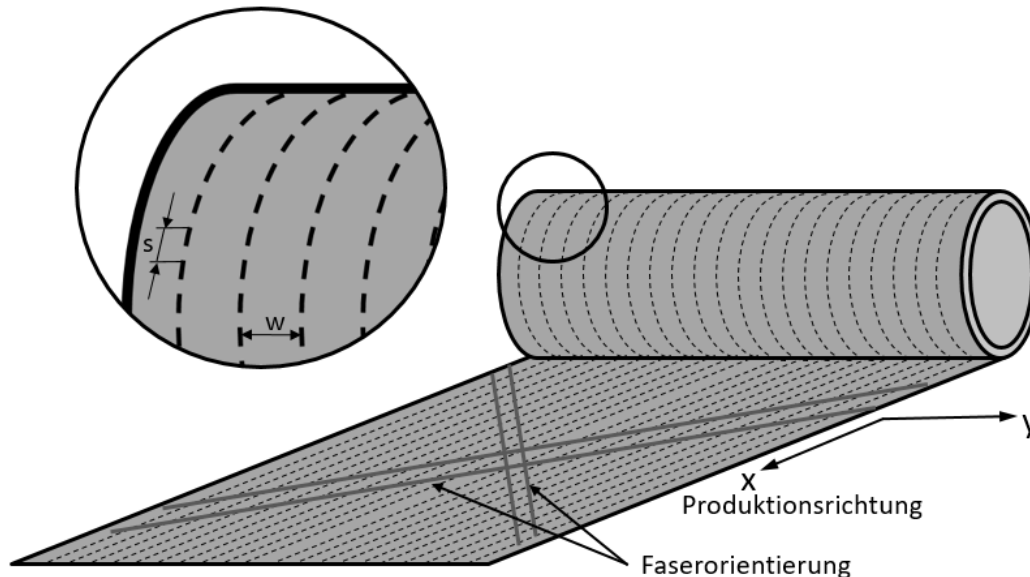
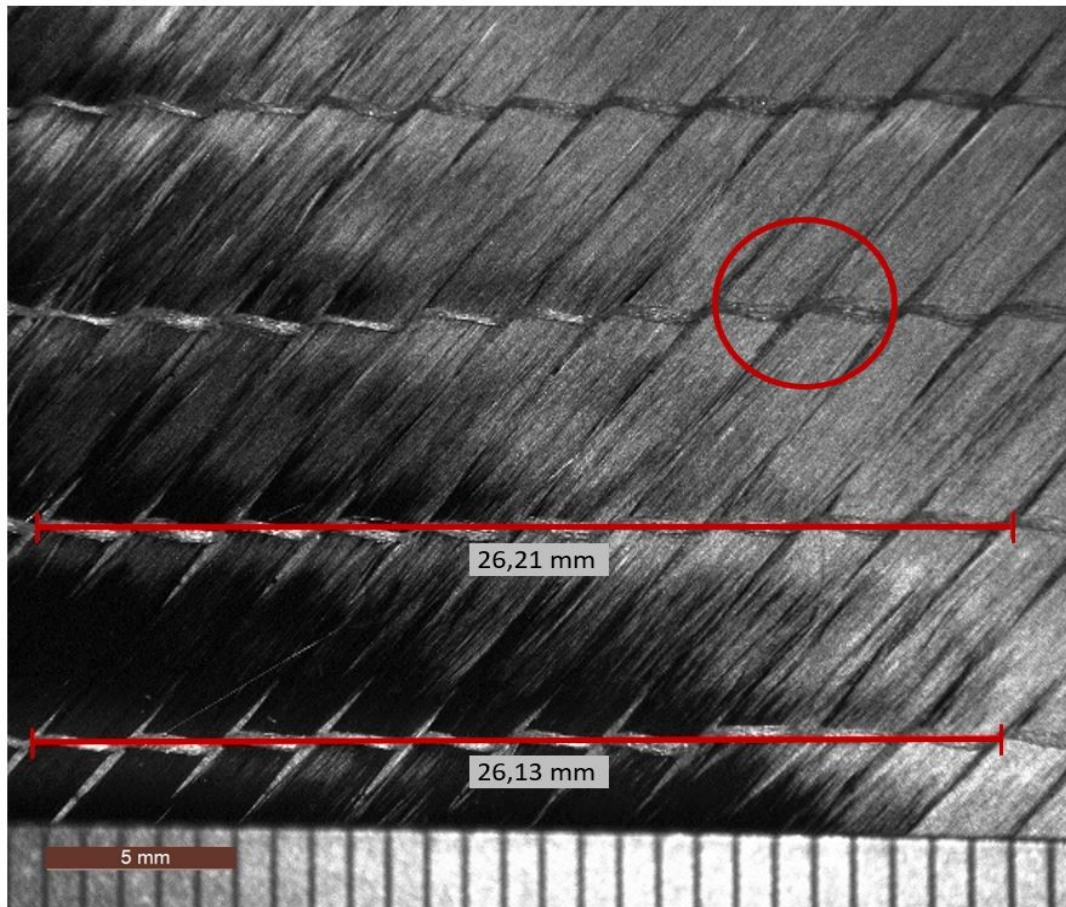


Abb. 4-3: NCF Rolle inklusive Nähfäden und repräsentativ dargestellter Faserlagenorientierung [45/-45] – schematische Darstellung

### 4.1.3 Fadenspannung und Nähketteinarbeitung

Zusätzlich zu den Stichkanälen an den Durchstichen ergeben sich durch die Fadenspannung leichte Ondulationen der Fasern in der Halbzeugebene. Im oberen Bereich von Abb. 4-4 ist dieser Effekt an den Einstichstellen erkennbar. Die Fadenspannung des Nähfadens sorgt während des Herstellungsprozesses dafür, dass die gespreizten Rovings an den Einstichstellen in Nähfadenrichtung auseinandergezogen werden. Dieser Effekt ist besonders an den äußeren Lagen von mehrlagigen NCFs zu beobachten. Es entstehen mandelförmige Freiräume um die Einstichstelle (s. roter Kreis in Abb. 4-4). Die Freiräume verlaufen parallel zur Faserrichtung. In Bidiagonalgelegen mit einem Lagenaufbau von [45/-45] sind die Freiräume der oberen und unteren Lage um  $90^\circ$  zueinander orientiert. Im Zentrum um die Einstichstelle können Freiräume auftreten, die durch die gesamte Gelegelage bestehen und somit einen direkten Fließkanal für das Fluid während der Imprägnierung bieten. Bei einer erhöhten Fadenspannung ist zu erkennen, dass der Querschnitt der Fließkanäle größer wird, so dass davon auszugehen ist, dass die Fadenspannung proportional zur transversalen Permeabilität ist.



**Abb. 4-4:** Mikroskopieaufnahme zur Vermessung der Stichtlänge; im oberen Bereich mandelförmige Ondulation in der Faserebene mit resultierendem Fließkanal in transversaler Richtung; im unteren Bereich zwei Messungen der Stichtlänge über je zehn Stiche

Die Fadenspannung wird vom Hersteller in den Datenblättern nicht angegeben. Eine Quantifizierung kann indirekt über die Nähketteinarbeitung erfolgen. Diese entspricht der flächenbezogenen Masse des eingebrachten Nähfadens. Dabei wird davon ausgegangen, dass bei höherer Fadenspannung weniger Nähfäden in das Halbzeug eingebracht wird als bei geringer Fadenspannung. Die Nähketteinarbeitung kann bestimmt werden indem die Nähfäden aus einer Probe herausgelöst und anschließend verwogen werden. Für die vorliegende Arbeit wurden zu diesem Zweck quadratische Proben mit einer Kantenlänge von 10 cm zugeschnitten. Dabei wurde sichergestellt, dass jeweils 19 vollständige Nähte im Probenbereich liegen. Alle Nähfäden wurden mit einer Pinzette entfernt. Die Masse der Nähfäden wurde anschließend mit einer Sartorius Cubis Präzisionswaage bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tab. 4-2 dargestellt.

## 4.2 Verwendete Materialien

Im Folgenden werden die verwendeten Testfluide und die verwendeten Fasermaterialien bzw. Halbzeuge gemeinsam mit ihren charakteristischen Eigenschaften tabellarisch aufgeführt.

## 4.2.1 Testfluid

Die verwendeten Testfluide sind in Tab. 4-1 dargestellt.

**Tab. 4-1: Übersicht der verwendeten Fluide**

Bezeichnung	Hersteller	Produktname	Dichte	Viskosität bei 20°C
Einheit			kg/m <sup>3</sup>	mPa s
Sonnenblumenöl	Bellasan	Sonnenblumenöl	920	61
Silikonöl	Dow Corning	XIAMETER PMX-200 Silicone Fluid 100CS	960	106

## 4.2.2 Fasermaterialien und Halbzeuge

Für die Untersuchung der ausgewählten Parameter auf die transversale Permeabilität wurden sowohl Glasfaser als auch Carbonfasermaterialien in verschiedenen Halbzeugtypen bspw. NCFs, Gewebe oder bebinderte Tapes verwendet. Aus Gründen der Vergleichbarkeit wurden möglichst vergleichbare Faserflächengewichte benutzt. In Tab. 4-2 sind die relevanten Informationen zusammengefasst. Angaben zum Fasertyp, dem Nähfadenmaterial, Bindermaterial, der Halbzeugarchitektur sowie dem Faserflächengewicht und Binderanteil einschließlich der Toleranzen entstammen aus den technischen Datenblättern der Hersteller. Werte zur Stichlänge sowie der Nähketteinarbeitung wurden gemäß der Kapitel 4.1.2 und 4.1.3 bestimmt.

Für die AFP Technologie wurden kommerziell verfügbare bebinderte Fasertapes verwendet. Für dieses Material werden breite unidirektionale Tapes entlang der Faserrichtung auf die gewünschte Breite geschnitten. Mit Hilfe eines zuvor aufgebrauchten Binders verbleiben die Tapes in der gewünschten Breite. Die Breitentoleranzen für die Anwendung in der AFP Anlage beträgt für die verwendete AFP Anlage  $6,35 \text{ mm} \pm 0,125 \text{ mm}$ .

**Tab. 4-2: Übersicht der verwendeten Faserhalbzeuge**

Bezeichnung	Kurzbezeichnung	Fasertyp (Nähfaden) (Binder)	Halbzeugarchitektur	Faserflächengewicht je Einzellage (Toleranz) (Binderanteil) Stichlänge Nähketteinarbeitung
Saertex 30001346 Bidiagonalgelege (X-C-254 g/m <sup>2</sup> )	Ref 1	Toray T700SC 12k (PES 48dtex SC) (-)	-45/+45	125 g/m <sup>2</sup> +/- 6,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (-) keine Messung keine Messung
Saertex 30002365 Bidiagonalgelege (X-C-PB-266 g/m <sup>2</sup> )	Ref 1 beb.	Toray T700SC 12k (PES 48dtex SC) (Epikote 5311)	-45/+45	125 g/m <sup>2</sup> +/- 6,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (12 g/m <sup>2</sup> +/- 2,4 g/m <sup>2</sup> ) keine Messung keine Messung

Saertex 30002234 Bidiagonalgelege (X-C-294 g/m <sup>2</sup> )	Ref 2	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) (-)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (-) 2,62 mm 3,70 g/m <sup>2</sup>
Die Materialien Mat 1 bis Mat 8 mit variierenden Nähparametern und Bindermengen basieren auf dem Material Ref 2 (Saertex 30002234).				
Saertex 20005856 Bidiagonalgelege (X-C-294 g/m <sup>2</sup> ) niedrige Fadenspannung	Mat 1	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) (-)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (-) 2,61 mm 3,76 g/m <sup>2</sup>
Saertex 20005855 Bidiagonalgelege (X-C-294 g/m <sup>2</sup> ) hohe Fadenspannung	Mat 2	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) (-)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (-) 2,56 mm 3,24 g/m <sup>2</sup>
Saertex 20006788 Bidiagonalgelege (X-C-PB-299 g/m <sup>2</sup> ) geringer Binderanteil	Mat 3	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) (Epikote 5311)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (5 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) keine Messung keine Messung
Saertex 20006789 Bidiagonalgelege (X-C-PB-304 g/m <sup>2</sup> ) mittlerer Binderanteil	Mat 4	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) (Epikote 5311)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (10 g/m <sup>2</sup> +/- 2 g/m <sup>2</sup> ) keine Messung keine Messung
Saertex 20006790 Bidiagonalgelege (X-C-PB-309 g/m <sup>2</sup> ) hoher Binderanteil	Mat 5	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) (Epikote 5311)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (15 g/m <sup>2</sup> +/- 3 g/m <sup>2</sup> ) keine Messung keine Messung
Saertex 20006786 Bidiagonalgelege (X-C-294 g/m <sup>2</sup> ) Nähmustervariation	Mat 6	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) Trikot (-)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (-) 2,65 mm 4,65 g/m <sup>2</sup>
Saertex 20006787 Bidiagonalgelege (X-C-294 g/m <sup>2</sup> ) hohe Stichlänge	Mat 7	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) (-)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (-) 4,09 mm 3,30 g/m <sup>2</sup>
Saertex 20006785 Bidiagonalgelege (X-C-294 g/m <sup>2</sup> ) geringe Stichlänge	Mat 8	Tenax-J IMS60 E13 24K (PES 48dtex SC) (-)	+45/-45	145 g/m <sup>2</sup> +/- 7,25 g/m <sup>2</sup> (4 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) (-) 1,61 mm 3,64 g/m <sup>2</sup>



Saertex 30000408 Bidiagonalgelege (X-E-444 g/m <sup>2</sup> ) Glas	Bench 1	E-glass 300tex E-glass 68tex* E-glass 68tex** E-glass 300tex (PES 76 dtex)	+45/90/ 0/-45	217 g/m <sup>2</sup> +/- 10,85 g/m <sup>2</sup> * 3 g/m <sup>2</sup> +/- 0,15 g/m <sup>2</sup> ** 1 g/m <sup>2</sup> +/- 0,05 g/m <sup>2</sup> (6 g/m <sup>2</sup> +/- 1 g/m <sup>2</sup> ) keine Messung keine Messung
Hexcel HexForce® Köpergewebe Glas	Bench 2	[EC9 68] x 3 [EC9 68] x 3	Köper Gewebe	Insgesamt 295 g/m <sup>2</sup> (jeweils 50% Richtungs- anteil) nicht anwendbar nicht anwendbar
Hexcel HexTow® AFP UD Tow	DFP	IMA-GP 12k thermoplastisches Binder- vließ beidseitig	UD Tape Material für AFP 6,35mm breit	140 g/m <sup>2</sup> (-) (4 g/m <sup>2</sup> ) nicht anwendbar nicht anwendbar
SGL Sigratex® Köpergewebe 2/2 (CW305-TW2/2)	SGL Köper	6k HT Carbonfasern	Köper Gewebe	Insgesamt 305 g/m <sup>2</sup> (jeweils ~50% Richtungs- anteil) nicht anwendbar nicht anwendbar

### 4.3 Ungültige Versuche und statistische Auswertung

Die folgenden Kapitel zeigen Ergebnisse der Vorversuche, Validierungsversuche und der Parameterstudie. In der vorliegenden Arbeit wurden nach Möglichkeit fünf echte Wiederholungen – s. [137] – mit identischen Parametern zur Bestimmung eines Datenpunktes durchgeführt. Insbesondere durch teilweise begrenzte Materialverfügbarkeit oder durch Exklusion von ungültigen Versuchen ist die Anzahl der echten Wiederholungen für einen Datenpunkt teils reduziert, was im Kontext der Permeabilitätsmessung bei vergleichbaren Untersuchungen dem üblichen Vorgehen entspricht s. [100, 138]. In allen Diagrammen ist die Anzahl der gültigen Einzelmessungen, die zur Berechnung des arithmetischen Mittelwerts verwendet wurden, als Datenbeschriftung angegeben.

Es wird an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Analyse und Auswertung von Mittelwerten bei einfaktoriellen Experimenten statistisch erst ab 20 bis 30 Wiederholungen als sicher anzusehen ist [139, 140]. Die Einschätzung von Effekten anhand von Signifikanztests, beispielsweise einen Student-t Test oder eine ANOVA Varianzanalyse, stützt sich auf das Gesetz der großen Zahl und den zentralen Grenzwertsatz und führt ebenfalls erst bei Wiederholungen > 20 zu gesicherten Aussagen [100, 141]. Trotz aller Sorgfalt, dem optimierten Messsystem und der angepassten Messmethode (s. Kapitel 6) sind die Ergebnisse mit einer hohen statistischen Unsicherheit behaftet und dienen maßgeblich der Orientierung.

Als ungültig wurden Versuche definiert, wenn ein oder mehrere der folgenden Gründe auftraten:

- erkennbarer Fehler im Versuchsablauf, beispielsweise Störungen im Drucksystem des Fluidtanks, Fehler im Ablauf des Prüfprogramms der Prüfmaschine,
- falsche Einstellungen der Versuchsparameter, beispielsweise falsche Eingabe der Kavitätshöhe, falsche Eingabe der Werte für die Druckstufen bzw. den Prüfzyklus
- offensichtliche Fehler im Lagenaufbau, beispielsweise falsche Lagenorientierung.



## 5 Vorversuche

Im folgenden Kapitel werden die Schwachstellen bestehender Messsysteme aufgezeigt. Anschließend werden die Anforderungen an ein optimiertes Messsystem definiert und eruiert, welche Komponenten und Methoden des Messsystems die größten Potentiale für Fehler aufweisen, um diese in der Folge auszuschließen oder zu minimieren.

Dazu wird erläutert, welche Schritte zur Charakterisierung der transversalen Permeabilität durchgeführt werden. Es werden die Ergebnisse von Vorversuchen zur Bewertung der Vergleichbarkeit bei Nutzung verschiedener Messsysteme angeführt. Anschließend werden die einzelnen Komponenten der Messsysteme und deren potentieller Fehlereinfluss beschrieben, wobei bereits auf Methoden zur Fehlerminimierung eingegangen wird.

### 5.1 Vorgehen zur Materialcharakterisierung

Wie in Kapitel 2.4 beschrieben, ist die Permeabilität von Preforms primär vom Faservolumenanteil abhängig und wird entsprechend in dessen Abhängigkeit dargestellt. Werden die weiteren Einflussfaktoren vorerst vernachlässigt, kann die Charakterisierung durch mehrere Messungen bei verschiedenen  $V_f$  und anschließender Regression der Messwerte ermittelt werden (wie beispielhaft in Abb. 5-1 dargestellt).

Das methodische Vorgehen wird in den folgenden Schritten kurz beschrieben:

1. Schritt Einzelmessung:

Erfassung eines Messwertes bei einem diskreten Faservolumenanteil

2. Schritt Ermittlung eines Datenpunktes:

Wiederholung von Schritt 1 zur Erfassung mehrerer Einzelmessungen aus denen anschließend der Mittelwert inkl. Standardabweichung gebildet werden kann.

3. Schritt Charakterisierung der Permeabilität:

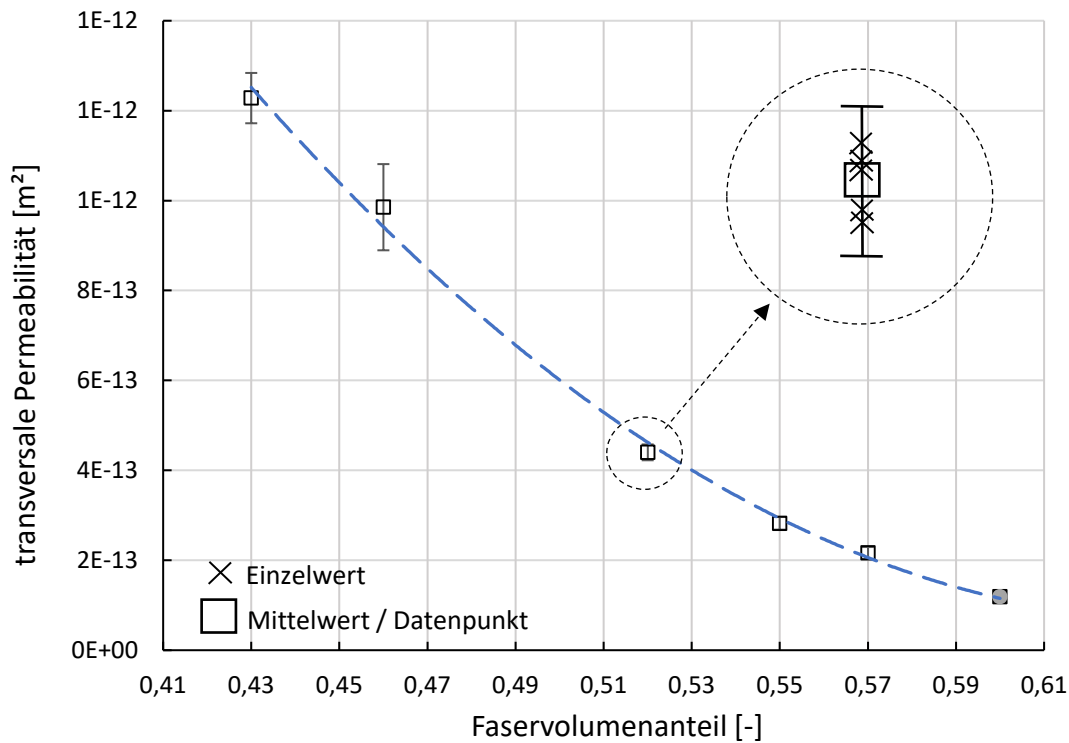
Bildung der Korrelation durch Regression mehrerer Datenpunkte

Basierend auf der gewählten Messmethode der gesättigten Volumenstrommessung wird die transversale Permeabilität eines definierten  $V_f$  mit Hilfe der Gleichung

$$K = -\frac{\dot{Q} \eta l}{A \Delta p} \quad (5-1)$$

experimentell bestimmt. Der definierte  $V_f$  gibt mit dem Zusammenhang:

$$V_f = \frac{n F A W}{\rho_F l} \quad (5-2)$$



**Abb. 5-1: Vorgehen zur Charakterisierung der transversalen Permeabilität mit Versuchsdaten des Materials Ref 1**

die während der Messung einzustellende Kavitätshöhe ( $l$ ) vor. Die weiteren Komponenten der Gleichung (5-2) entsprechen den Materialparametern Faserdichte ( $\rho_F$ ) und Faserflächengewicht ( $FAW$ ) sowie der Lagenanzahl ( $n$ ).

Um eine valide Einzelmessung zu generieren, wird der gewünschte Faservolumenanteil festgelegt und mit Hilfe von Gleichung (5-2) und den bekannten Größen der Faserdichte, Lagenanzahl und Faserflächengewicht die Kavitätshöhe berechnet. Die vorbereitete Preform wird in die Kavität eingelegt und die Kavität wird auf die berechnete Kavitätshöhe geschlossen und das Testfluid bei bekanntem Überdruck durch die Messzelle und die Preform gepresst.

Nachdem die Preform vollständig mit Testfluid gesättigt ist und sich ein konstanter Volumenstrom eingestellt hat, werden die Druckdifferenz und der Volumenstrom aufgezeichnet. Anschließend werden weitere Druckstufen an der gleichen Preform eingestellt und der entsprechende Volumenstrom aufgezeichnet. Eine ausführliche repräsentative Versuchsdurchführung ist in Kapitel 6.2 beschrieben.

## 5.2 Rundtest

Zur Bewertung der Vergleichbarkeit wurden Vorversuche zur transversalen Permeabilität durchgeführt. Dazu wurde vom Autor identisches Material (s. Tab. 4-2 »Ref 1«) mit dem Equipment von drei Forschungseinrichtungen vermessen und ausgewertet. Dabei

wurde in drei Messzellen eine gesättigte Messung mit konstantem Druckgradienten verwendet. In einer weiteren Messzelle wurde eine ungesättigte Messung ebenfalls mit konstantem Druckgradienten durchgeführt. Alle Versuche wurden so ausgeführt, dass ein Zielfaservolumenanteil von 57 % angestrebt wurde. Zielstellung der Versuchsreihe war es, Vor- und Nachteile und ggf. systematisches Fehlerpotential aufzuzeigen sowie die Abweichungen der Ergebnisse voneinander zu ermitteln. Aufgrund der geringen Anzahl von Versuchen ist eine statistische Auswertung nicht zielführend. Es konnte gezeigt werden, dass die Ergebnisse um annähernd 1,2 Größenordnungen variieren. Der Variationskoeffizient ergibt sich zu  $\sim 70\%$ .

Neben den signifikanten Unterschieden des quantitativen Messergebnisses haben die Vorversuche gezeigt, dass bei der Versuchsdurchführung an zahlreichen Punkten der Messung Fehler auftreten können.

Dazu zählen beispielsweise:

- das Umströmen der Preform, wenn diese im Randbereich nicht hinreichend abgedichtet wird,
- das Verkanten der Preform beim Einlegen in die Kavität,
- Verwendung ungeeigneter Kompaktierplatten,
- nicht konstante Druckdifferenz durch manuelle Einstellung des Druckventils,
- fehlerhafte Kavitätshöhe durch falsche, verzogene oder nicht präzise gefertigte Distanzstücke,
- Fehler durch den Faktor Mensch beim Zusammenbau des Messequipments, beispielsweise bei unterschiedlicher Anzugskraft bei der Kompaktierung durch die Verschraubung der kavitätsdefinierenden Komponenten,
- Verformung der Komponenten,
- ungeeignete Versuchsdurchführung.

## 5.3 Fehlereinfluss

Bei der Messung der transversalen Permeabilität können zahlreiche Fehlerquellen das quantitative Messergebnis beeinflussen. Neben den zufälligen Fehlern, die über eine hinreichend hohe Anzahl an Messungen und statistische Methoden berechnet werden können, sind für verlässliche, quantitative Ergebnisse insbesondere die systematischen Fehler sowie die zu erwartenden Messunsicherheiten ausschlaggebend. Im Folgenden werden die einzelnen Komponenten betrachtet und der Einfluss auf die transversale Permeabilität umrissen.

### 5.3.1 Einfluss der Messunsicherheit

Bei allen aktuell bekannten experimentellen Messmethoden für die Permeabilität handelt es sich um indirekte Messungen, bei denen zahlreiche physikalische Parameter er-

fasst werden. Eine vollständige Fehlerrechnung lässt sich in der Regel für die Messsysteme nicht umsetzen bzw. liefert nicht mehr interpretierbare Daten. Vielmehr ist eine geeignete Auswahl des Messaufbaus und eine sinnvolle Datenauswertung sowie die Interpretation der Ergebnisse für die Einschätzung der Messunsicherheit zielführend und soll im Folgenden betrachtet werden. Darüber hinaus kann durch eine zielgerichtete Messdurchführung der Einfluss von Messunsicherheiten verringert werden.

Für die Erfassung eines validen Messwertes (1. Schritt) ist es zielführend zu analysieren, welche Komponenten bei der experimentellen Datenerfassung einen signifikanten Fehler und damit eine Messunsicherheit für die Permeabilität mit sich bringen. Dazu werden die Komponenten der Gleichungen (5-1) und (5-2) im Folgenden genauer in Augenschein genommen.

Die Lagenanzahl, das Faserflächengewicht sowie die Faserdichte bleiben während einer Messung konstant. Auch die Preformfläche sowie die temperaturabhängige Viskosität bleiben (konstante Raumtemperatur vorausgesetzt) während der Messung unverändert. Die genannten Größen und ihre Variation sind entweder durch Datenblätter bekannt (beispielsweise  $FAW, n, \rho_F$ ) oder können vor der Permeabilitätsmessung durch geeignete Messmethoden bestimmt werden (beispielsweise  $\eta, A$ ).

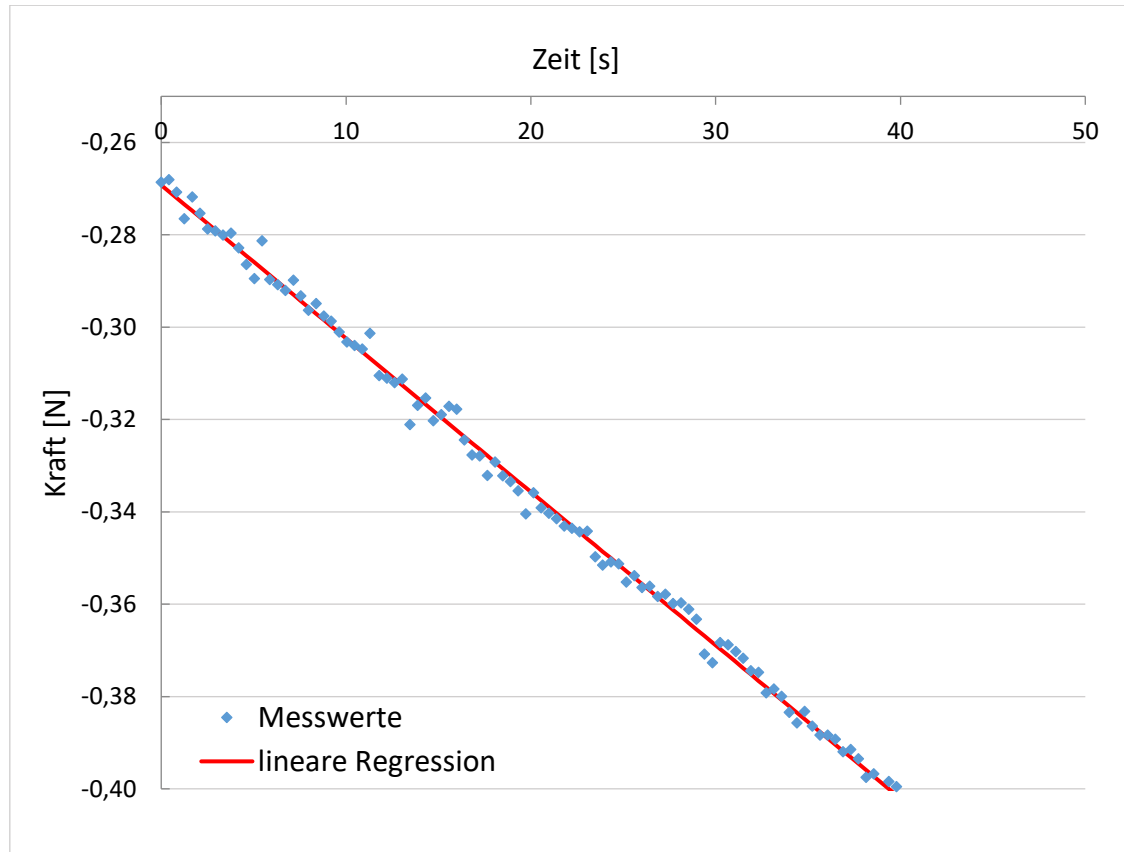
Die Gültigkeit der Zusammenhänge aus Gleichung (5-1) vorausgesetzt, ist für die Bestimmung eines Messwertes (Schritt 1) eine einzelne Volumenstrommessung bei einer konstanten Druckdifferenz ausreichend. Messtechnisch müssen dazu die treibende Druckdifferenz und der Volumenstrom erfasst werden. Die Druckdifferenz wird üblicherweise durch zwei Drucksensoren (im Anguss und im Auslass des Messequipments) erfasst. Ihre Messunsicherheit kann aus den Datenblättern und Kalibrierprotokollen der Sensoren ermittelt werden. Für die Auswertung wird die Druckdifferenz bestimmt, so dass für die Messunsicherheit nur der Drift der Sensoren während der Messung ausschlaggebend ist. Dieser ist meist zu vernachlässigen und kann bei konstanten Bedingungen vor der Messung überprüft werden. Einen größeren Einfluss hat die Volumenstrommessung. Die in der Praxis häufig verwendeten Volumenstromsensoren bringen zahlreiche Nachteile mit (enge Grenzen der Anwendbarkeit bezüglich der Strömungsgeschwindigkeit, hohe Messungenauigkeit, schlechte Reinigungsmöglichkeit, etc.).

Ein gängiger Ansatz, um die Messunsicherheit zu reduzieren, ergibt sich aus einer alternativen Bestimmung des Volumenstroms mithilfe des Zusammenhangs

$$\dot{Q} = \frac{\Delta F}{\rho_L g \Delta t} \quad (5-3)$$

Dabei wird über einen Messzeitraum ( $\Delta t$ ) die Kraftdifferenz ( $\Delta F$ ) mit Hilfe einer Kraftmessdose erfasst. Die weiteren konstanten Größen bei dieser Volumenstromermittlung sind die Dichte des verwendeten Fluids ( $\rho_L$ ) sowie die Erdbeschleunigung ( $g$ ). Die messtechnische Datenerfassung erfolgt durch die Aufzeichnung der Kraft über einen hinreichend langen Zeitraum. Im Zusammenhang der Fehlerbetrachtung ist es zielführend,

anstatt des ersten und letzten Messwerts eine lineare Regression (konstanter Fluidstrom vorausgesetzt) über die Messwerte anzuwenden (s. Abb. 5-2). Auf diesem Weg kann auf eine komplexe Fehlerrechnung verzichtet werden. Aus den konstanten Größen  $\rho_L$  und  $g$ , sowie der Steigung der linearen Regression ( $\Delta F/\Delta t$ ), kann der Volumenstrom bestimmt werden.



**Abb. 5-2: Kraftmessung und lineare Regression zur Volumenstrombestimmung**

Mit der geeigneten Auswahl der messtechnischen Erfassung der Druckdifferenz und des Volumenstroms kann die Messungengenauigkeit reduziert werden. Ein exakter Wert lässt sich jedoch in der Regel nicht ermitteln. Durch das folgende Vorgehen kann der Einfluss der Messunsicherheiten weiter reduziert werden. Dafür wird Gleichung (5-3) in (5-1) eingesetzt. Es ergibt sich

$$K = -\frac{\eta l}{\rho_L g A} \frac{\Delta F}{\Delta t} \quad (5-4)$$

Der erste Term von Gleichung (5-4) ist während der Messung konstant. Nur für den zweiten Term ist mit Messunsicherheiten zu rechnen. Werden die Messgrößen in einem Diagramm dargestellt, kann die Messunsicherheit durch Fehlerbalken veranschaulicht werden (s. Abb. 5-3). Durch Variation der Druckdifferenz an der gleichen Probe können weitere messunsicherheitsbehaftete Einzelwerte ermittelt werden (s. Abb. 5-4). Ebenfalls im Diagramm dargestellt, lässt sich durch eine lineare Regression, die sogenannte



Darcy-Gerade und ihre Steigung bestimmen. Basierend auf den Zusammenhängen der Gleichung (5-4) gilt, dass ohne treibende Druckdifferenz  $\Delta p$  kein Volumenstrom zu erwarten ist, wenn Kapillarkräfte vernachlässigt werden. Bei der linearen Regression handelt es sich demnach um eine Ursprungsgerade.

Werden alle Größen aus dem ersten Term von Gleichung (5-4) als – über die Messung – konstant vorausgesetzt, ergibt sich die Permeabilität (statt aus einer einzelnen Volumenstrommessung) als Produkt des konstanten Terms aus Gleichung (5-4) und der Steigung der linearen Regression (Darcy-Gerade). Messunsicherheiten der einzelnen indirekten Volumenstrommessung nach Gleichung (5-3) und der Druckdifferenz wirken sich daher nicht relevant auf das Ergebnis der Permeabilitätsmessung des Einzelwertes aus.

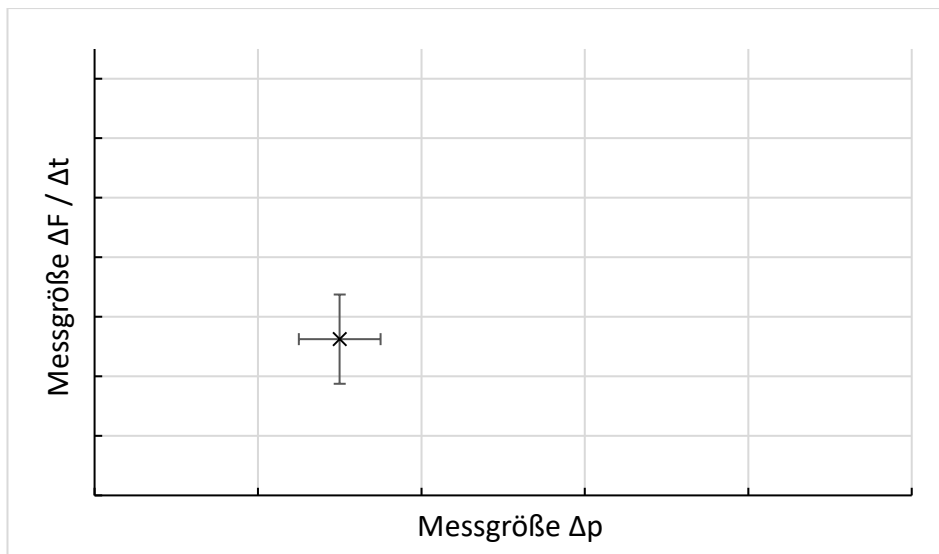


Abb. 5-3: Darstellung der Messgrößen Volumenstrom gegen Druckdifferenz und deren Messunsicherheiten

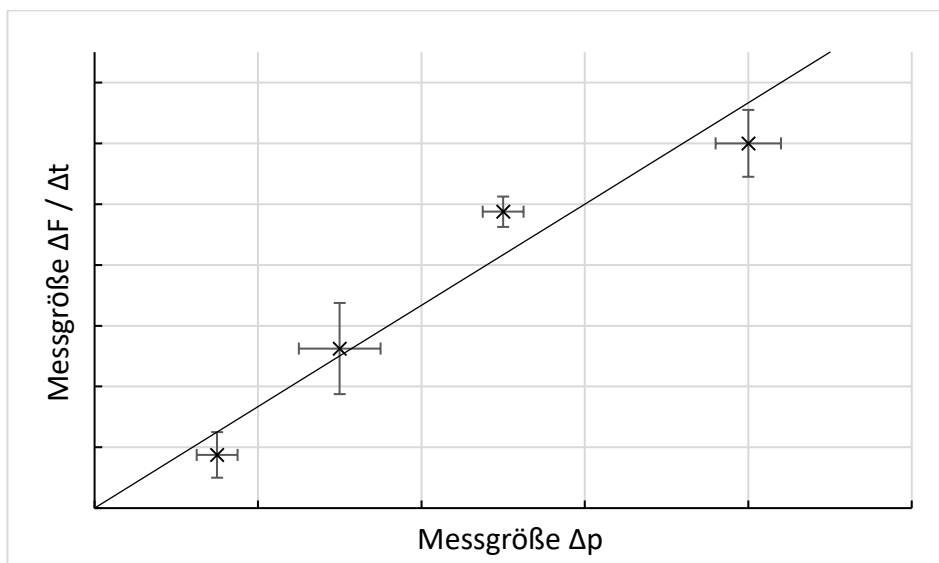


Abb. 5-4: Darstellung mehrerer messunsicherheitsbehafteter Messwerte sowie der linearen Regression (Darcy-Gerade)

Für den ersten Term von Gleichung (5-4) erfolgt die Betrachtung der einzelnen Komponenten.

- Für die Erdschwerebeschleunigung  $g$  wird keine Fehlerbetrachtung durchgeführt.
- Auch für die Dichte  $\rho_L$  des Testfluids wird auf eine Fehlerbetrachtung verzichtet. Die Werte werden aus der Literatur entnommen und als konstant angesehen.
- Die Viskosität  $\eta$  des Testfluids ist abhängig von der Temperatur. Die entsprechende Korrelation wird mit einem Rheometer vor Beginn der Messkampagne experimentell ermittelt (s. Kapitel 4.1.1). Die Permeabilitätsmessungen werden in einem Versuchslabor mit Normklima durchgeführt. Schwankungen der Temperatur während einer Messung können vernachlässigt werden.
- Die Preformfläche  $A$  (senkrecht zur Durchströmungsrichtung) wird durch das Messsystem vorgegeben. Meist werden dafür seitliche, metallische Begrenzungsringe verwendet wodurch die Fläche als konstant angesehen werden kann und Messunsicherheiten nicht zu erwarten sind. Systematische Fehler im Zusammenhang mit der Preformfläche werden im Kapitel 5.3.2.3 eingehend erläutert.
- Das größte Potential für Messabweichungen bietet die Kavitätshöhe  $l$ . Durch die Notwendigkeit während der Messung die Kavität vollständig mit der Preform auszufüllen und mit bedrucktem Testfluid zu durchströmen, ist eine präzise Abstandmessung zwischen den Flächen, welche die Kavität nach oben und unten begrenzen, in der Regel während der Messung nicht möglich. Sind die verwendeten begrenzenden Strukturen nicht hinreichend steif, kann durch die Kompaktierung und/oder die Steigerung der Druckdifferenz eine Verformung auftreten. Durch diese ergibt sich eine Veränderung der Kavitätshöhe, was nicht nur einen signifikanten Einfluss auf den Permeabilitätsmesswert der Einzelmessung nach sich zieht, sondern auch dazu führt, dass die Einzelmessung nicht mehr beim gewünschten diskreten Faservolumenanteil erfolgt. Aufgrund der fehlenden Erfassung der Kavitätshöhe und der Verformung während der Messung kann die Messunsicherheit nicht quantifiziert werden. Auf diesen Umstand wird in Kapitel 5.3.2.1 detailliert eingegangen.

## 5.3.2 Systematische Fehler

Im Verlauf der Vorversuche und der Recherche sowie der Optimierung des Messsystems wurden drei signifikante systematische Fehlerquellen eruiert.

### 5.3.2.1 Kavitätshöhe und Faservolumenanteil

Basierend auf der klassischen Laminattheorie (s. Gleichung (5-2)) setzt sich der Faservolumenanteil  $V_f$  aus dem Flächengewicht  $FAW$ , der Anzahl der verwendeten textilen Einzellagen  $n$ , der Faserdichte  $\rho_F$  und der Laminatdicke  $l$  zusammen [9, 142, 143]. Übertragen auf die Permeabilitätsmessung entspricht  $l$  der transversalen durchströmten Länge, die messtechnisch dem Abstand der kavitätsbegrenzenden Strukturen oberhalb

und unterhalb der zu prüfenden Preform entspricht. Wird dementsprechend eine Messung bei einem definierten Faservolumenanteil angestrebt, ergibt sich daraus die einzustellende Kavitätshöhe  $l$ .

Eine Abweichung von der gewünschten Kavitätshöhe während der Messung führt letztlich zu einem verfälschten Ergebnis der Einzelmessung. Dies ergibt sich aus Gleichung (5-1) dadurch, dass  $l$  in die Berechnung eingeht. Wird die transversale Permeabilität mit der angestrebten Kavitätshöhe  $l$  berechnet, wobei die reale Kavitätshöhe von  $l$  abweicht, ergibt sich ein falscher Wert für die Einzelmessung.

Durch eine nichtidentifizierte Abweichung von der angestrebten Kavitätshöhe ergibt sich ein weiterer Fehler. Entspricht  $l$  nicht dem angestrebten Wert, wird der gemessene Volumenstrom nicht beim gewünschten Faservolumenanteil durchgeführt. Vielmehr wird fälschlicherweise der Volumenstrom eines höheren, oder geringeren Faservolumenanteils erfasst. Dieser Wert wird anschließend Gleichung (5-1) folgend mit der Kavitätshöhe  $l$ , welche sich aus dem gewünschten Faservolumenanteil definiert, verrechnet und der Einzelwert dem ursprünglichen Faservolumenanteil zugeordnet.

Die Größenordnung und die Sensibilität des Ergebnisses auf nichtidentifizierte Kavitätshöhenabweichungen lassen sich anhand einer Beispielrechnung zeigen. Die verwendeten Zahlenwerte sind generisch und entsprechen den zu erwartenden Größenordnungen eines repräsentativen luftfahrtzertifizierten Carbon NCF Geleges.

Beispielrechnung:

Wird aus einem Gelege mit einem  $FAW = 254 \text{ g/m}^2$  eine Preform mit 8 Lagen aufgebaut, an der anschließend bei einem  $V_f = 0,55$  die transversale Permeabilität gemessen werden soll, so berechnet sich die Kavitätshöhe mit Gleichung (5-2) zu 2,076 mm. Wird stattdessen unbemerkt eine Kavitätshöhe von 2,276 mm verwendet, resultiert daraus ein  $V_f = 0,50$ . Zur Veranschaulichung wird der Werte der transversalen Permeabilität aus Abb. 5-1 für eine Messung bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,50$  abgelesen ( $K_{33} = 6,07\text{E-}13 \text{ m}^2$ ). Eine um 0,2 mm größere Kavitätshöhe führt damit zu einer Abweichung des Messwertes um 115 % bezogen auf den Messwert der transversalen Permeabilität bei  $V_f = 0,55$  ( $K_{33} = 2,82\text{E-}13 \text{ m}^2$ ).

Der beschriebene Effekt kann dauerhaft auftreten, wenn beispielsweise die für das Messsystem verwendeten Distanzringe oder Distanzscheiben höhere Fertigungstoleranzen aufweisen, nicht planparallel gefertigt wurden oder sich verzogen haben. Darüber hinaus besteht die Gefahr, dass Rost oder Testfluidrückstände die erwartete Kavitätshöhe verändern.

Eine temporäre Abweichung von der gewünschten Kavitätshöhe ist zu erwarten, wenn die Stützstrukturen nicht ausreichend steif ausgelegt wurden. Um die gewünschten Werte des  $V_f$  zu erreichen, müssen die obere und untere Stützstruktur ausreichend Kraft auf die Preform zur Kompaktierung übertragen. Nicht ausschließlich, aber vor allem bei Messverfahren mit großen Preformabmessungen oder optisch zugängigen Werkzeugen

z. B. einem Plexiglasdeckel, ergeben sich häufig Verformungen, insbesondere wenn der Kraftschluss zwischen oberer und unterer Stützstruktur nur im Randbereich erfolgt.

### 5.3.2.2 Randeffekte

Als Randeffekte bei der transversalen Permeabilitätsmessung werden alle Einflüsse bezeichnet, die durch unzureichende Abdichtung an der Preformaußenseite auftreten. Diese werden beispielsweise als Randumströmung, Racetracking, Bypassströmung oder Kurzschlussströmung bezeichnet. Darüber hinaus kann sich auch durch die Abdichtung selbst das Strömungsverhalten in den Randbereichen der Preform verändern [144, 145].

Technisch bedingt ist es nicht möglich die Preform exakt entsprechend der Kavitätsabmessungen zuzuschneiden, so dass ein nicht zu vermeidendes Spiel zwischen der Außenkante der Preform und dem Rahmen, der die Kavität begrenzt, auftritt. Die so entstehenden hochpermeablen freien Fließkanäle ermöglichen es dem Fluid an den Rändern die Preform zu umströmen und dabei die Messergebnisse signifikant zu verfälschen. Zur Vermeidung dieser Randumströmung werden in vielen Messsystemen Dichtringe eingesetzt, wobei die Preform entsprechend kleiner zugeschnitten wird (s. Abb. 5-5 a). Um eine Dichtwirkung zu erzielen, muss der Querschnitt des Dichtrings größer als die Kavitätshöhe bzw. die Preformdicke sein. Nachteilig ist jedoch, dass durch das Verpressen des Dichtrings und dessen Verformung auf die Außenkanten der Preform eine Kraft aufgebracht wird. In der Folge verändert sich im Randbereich lokal der Faservolumenanteil, so dass nicht mehr von einer homogenen Faservolumenverteilung ausgegangen werden kann (s. Abb. 5-5 b). Alternativ zur Verwendung von Dichtringen werden in einigen Messsystemen die Preforms im Randbereich bewusst überpresst (s. Abb. 5-5 c). Im Bereich der Überpressung ergibt sich ein höherer Faservolumenanteil und somit eine geringere Permeabilität, wodurch die Umströmung verhindert werden soll. Der relevante Einflussbereich der Überpressung und somit der Einfluss auf die Messwerte kann nicht festgestellt werden (s. Abb. 5-5 d). Darüber hinaus besteht bei beiden Ansätzen die Gefahr von lokalen Schädigungen beim Einlegen der Preform in die Kavität. Zusätzlich kann ein Verkanten der Preform das Strömungsverhalten relevant verändern. Auch beim Einbringen von flüssigen Dichtmassen an der Außenkante der Preform ist der konkrete Einflussbereich nicht bekannt, wobei in diesen Fällen nicht mit einer lokalen Veränderung des Faservolumenanteiles zu rechnen ist, sondern vielmehr eine Verringerung der üblicherweise als konstant angenommenen Preformfläche  $A$  zu erwarten ist (s. Kapitel 5.3.1).

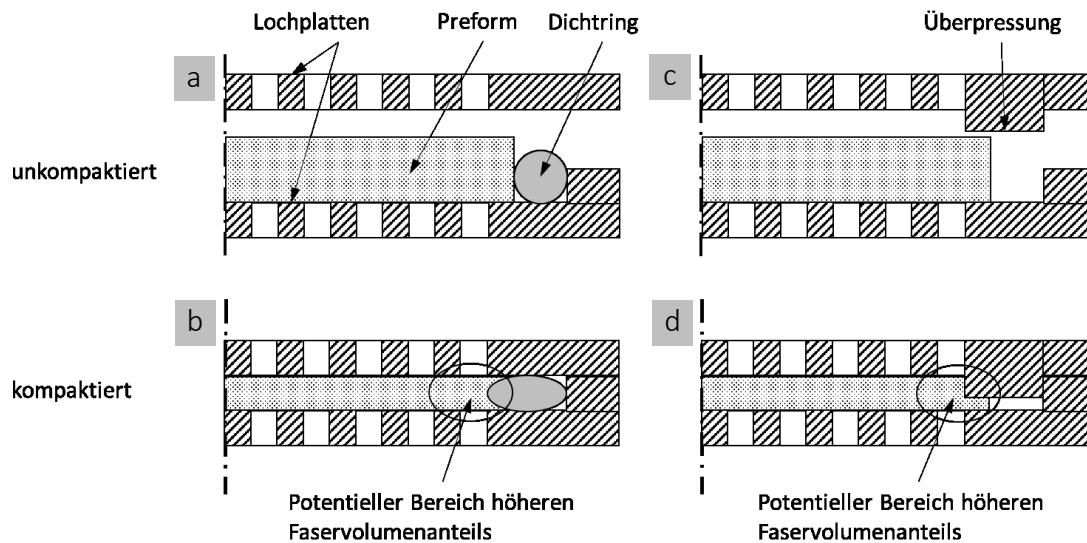


Abb. 5-5: Ansätze zur Vermeidung von Racetracking, a) & b) Auswirkung von eingebrachten Dichtringen; c) & d) und Überpressungen je vor und nach der Kompaktierung

### 5.3.2.3 Strömungsverhalten und Homogenität des Faservolumenanteils

Für die in Kapitel 2.3.2 beschriebenen transversalen Permeabilitätsmesssysteme (sowohl mit konstantem Druck als auch mit konstantem Volumenstrom) wird die Preform in eine Kavität mit definierter Höhe  $l$  eingelegt. Die Stützstrukturen bzw. Lochplatten (s. Abb. 2-11), welche die Kavität nach oben und unten begrenzen, sollen im Messsystem zwei Funktionen erbringen. Einerseits soll mit ihnen die Preform auf die Höhe  $l$  kompaktiert werden, wodurch der gewünschte Faservolumenanteil gewährleistet werden soll. Andererseits soll über die Löcher das Fluid über die Fläche  $A$  der Preform eingebracht werden.

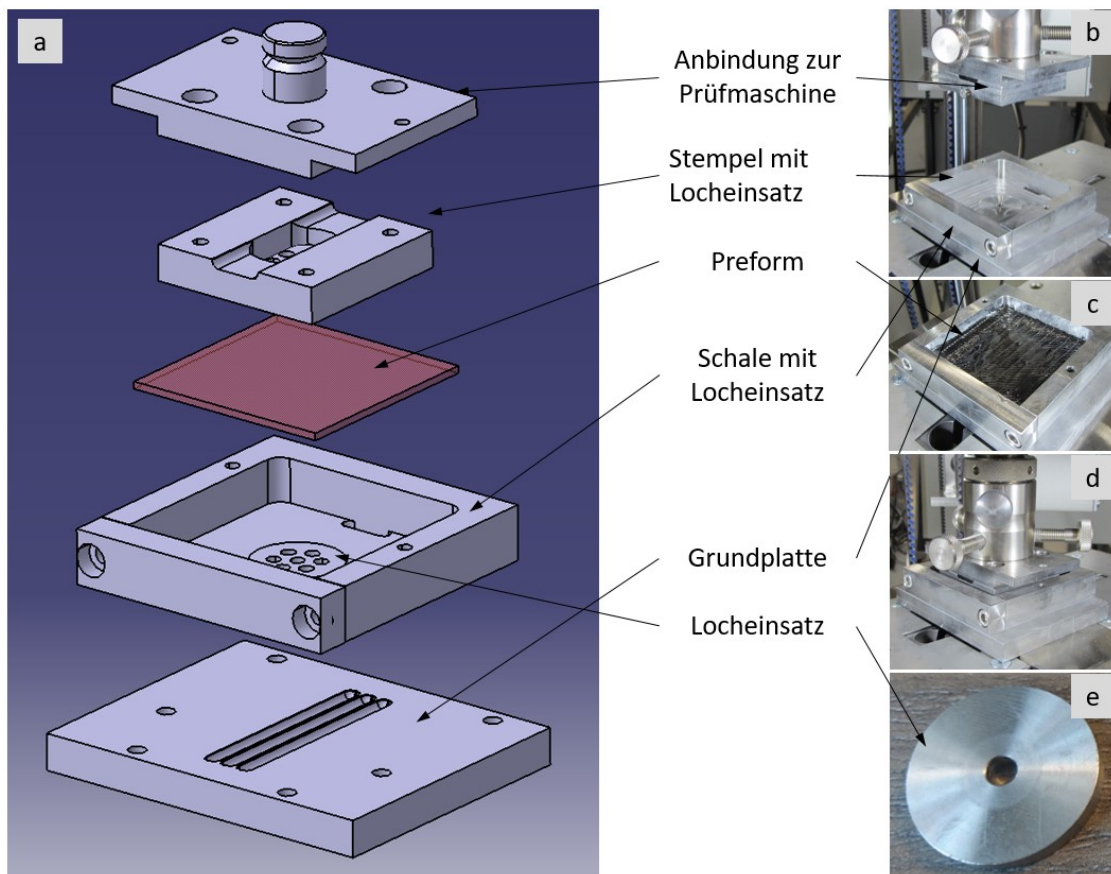
Zielstellung für das Design geeigneter Lochplatten ist der Kompromiss zwischen der notwendigen Steifigkeit (s. Kapitel 5.3.2.1) und einer ausreichenden Stützstruktur, mit der die zur Kompaktierung notwendige Kraft auf die Preform aufgebracht werden kann. Gleichzeitig soll die Einbringung des Fluids über die Löcher zu einem homogenen transversalen Strömungsbild innerhalb der Preform führen.

Je nach Messsystem bestehen bei den Lochplatten teilweise erhebliche Unterschiede bezüglich der Anordnung der Löcher (quadratische, wabenförmige oder versetzte Anordnungen), dem Abstand der Löcher untereinander sowie deren Durchmessern.

Im Allgemeinen wird davon ausgegangen, dass die gewählte Konstruktion der Lochplatten sowohl die gewünschte Kompaktierung, als auch ein homogenes transversales Strömungsbild gewährleisten. Dabei wird vorausgesetzt, dass bei der Kompaktierung keine Ondulation der Preform in die Löcher entsteht, d.h. alle Einzellagen jederzeit plan-

parallel zur Stützstruktur verbleiben (eine Voraussetzung für die Gültigkeit von Gleichung (2-1) s. Kapitel 2.1). Ein Nachweis zur Gültigkeit der Annahmen konnte in der Literatur nicht gefunden werden.

Um die Gültigkeit der Annahme zu prüfen, besteht die Notwendigkeit eine Preform im kompaktierten Zustand (also dem Zustand der während der Permeabilitätsmessung vorliegt) zu fixieren. Dies kann beispielsweise durch die Verwendung eines reaktiven Matrixsystems unter Vorhaltung der Kompaktierung bis zur vollständigen Aushärtung erreicht werden. Wird dabei das Messequipment verwendet, muss nach jedem Versuch mit reaktivem Matrixsystem dieses aufwändig gereinigt und teilweise wiederhergestellt werden (Aufbohren von Lochplatten sowie Anguss und Auslass, teilweise Erneuerung der Sensorik). Um dennoch die Annahmen zu überprüfen, wurde eine Vorrichtung konstruiert und gefertigt. Die Vorrichtung sowie die Ergebnisse der Versuche werden nachfolgend besprochen.



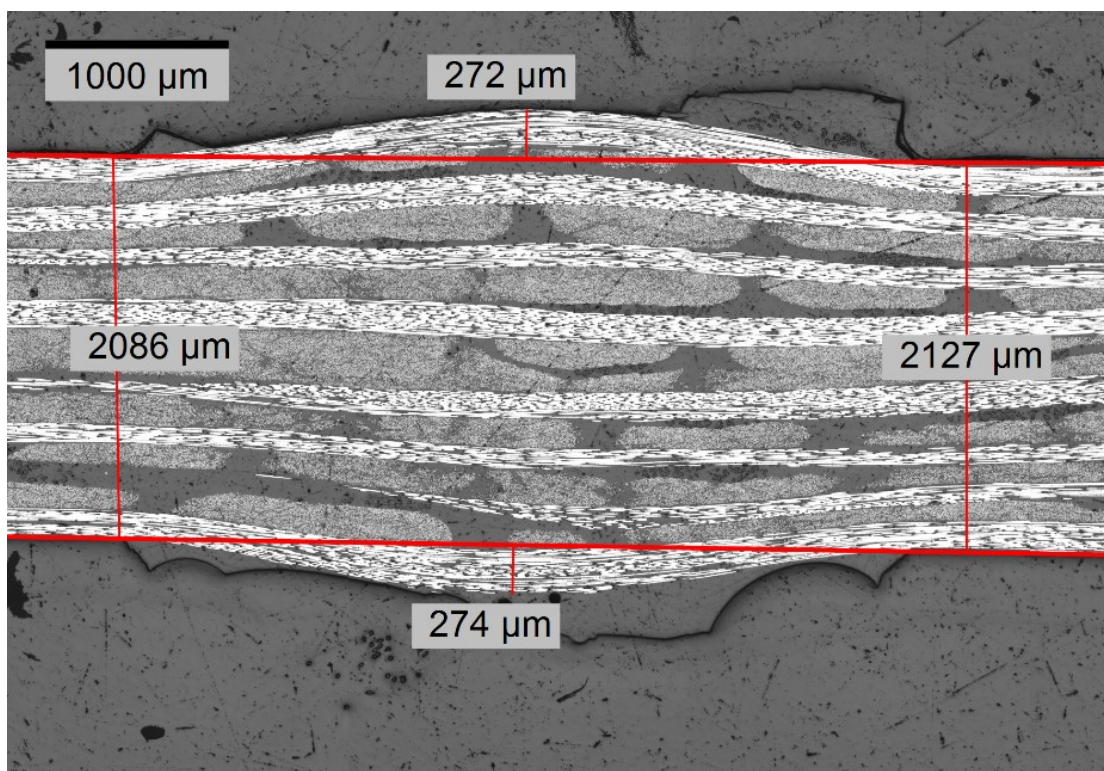
**Abb. 5-6:** Vorrichtung zur Prüfung des Einflusses der Lochplatten auf die Homogenität des Faservolumenanteils, a) Sprengzeichnung, b) Vorrichtung geöffnet, c) getränkte, eingelegte Preform, d) Vorrichtung geschlossen, e) Locheinsatz mit einem Loch des Durchmessers 4 mm

Die Vorrichtung ist in Abb. 5-6 dargestellt. Sie besteht aus einer Schale und einem Stempel, in die jeweils auswechselbare Locheinsätze (s. Abb. 5-6 e) eingesetzt werden können. Dazwischen wird die Preform eingelegt. Mithilfe der Anbindung zur Prüfmaschine

und der Grundplatte wird die gesamte Vorrichtung in eine Universalprüfmaschine eingebaut (Zwick/Roell Z050). Vor der Versuchsdurchführung wird die Faserpreform im Vakuuminfusionsverfahren vollständig getränkt und anschließend direkt in die Vorrichtung transferiert (s. Abb. 5-6 c). Die Prüfmaschine wird auf die Position entsprechend des gewünschten Faservolumenanteiles gefahren (Abstand zwischen den beiden Lochplatteneinsätzen von Stempel und Schale). Bis zur vollständigen Aushärtung des Matrixsystems wird die Position durch die Prüfmaschine gehalten. Anfänglich überschüssiges Matrixsystem kann über Aussparungen in der Schale und den Nuten in der Grundplatte ablaufen.

Aus den in diesem Verfahren hergestellten Laminaten können Proben entnommen und Schliffbilder des Querschnitts präpariert werden, um Faserverläufe und ggf. Ondulationen zu visualisieren.

In Abb. 5-7 ist ein repräsentatives Schliffbild dargestellt. Verwendet wurden acht Lagen eines bidirektionalen NCF Materials »Ref 1« (s. Tab. 4-2) mit einem Lagenaufbau von  $[45/-45]_{4S}$ , der mit einem Momentive Epikote RIM 135 Matrixsystem infiltriert wurde. Als Faservolumenanteil wurden 0,55 festgelegt. Die entsprechende Kavitätshöhe wurde durch die Prüfmaschine konstant über die Dauer der Aushärtung gehalten. Der Lochplatteneinsatz für die gezeigte Probe hatte ein zentrales Loch mit einem Durchmesser von 4 mm.

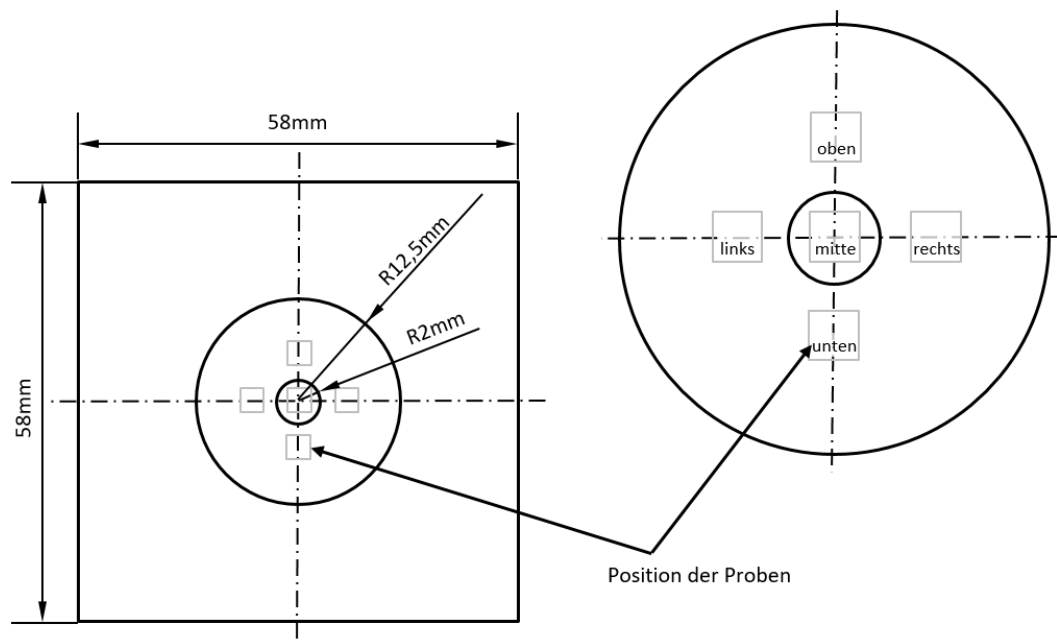


**Abb. 5-7: Schliffbild im Bereich eines Lochs mit 4mm Durchmesser kompaktiert auf  $V_f = 0,55$**

Die Abb. 5-7 zeigt, dass die Faserlagen bis zur Außenkante des Lochs weitestgehend parallel verlaufen. Im Bereich des Lochs ergeben sich jedoch signifikante Ondulationen,

die im Maximum zu einer lokalen Abweichung von +26 % von der vorgegebenen Kavitätshöhe führen (bezogen auf den Mittelwert der Abstandsmessungen an der Lochaußenkante). Entsprechend ergibt sich lokal statt der definierten 55 %, ein Faservolumenanteil von 43 %.

Zur Validierung der, auf der Vermessung der Schliffbilder generierten Ergebnisse, wurden aus mehreren Laminaten Proben entnommen und der Faservolumenanteil experimentell ermittelt. Die Proben wurden gemäß den in Abb. 5-8 dargestellten Positionen entnommen. Die Bestimmung des Faservolumenanteiles erfolgte mittels thermogravimetrischer Analyse (TGA) unter Verwendung eines Netzsch TG209 F1. Dabei wird die Polymermatrix durch langsames Erwärmen (1 K/min auf bis zu 1000°C) in sauerstofffreier Umgebung ausgebrannt. Anhand der Restmasse der Fasern, die mit der Auftriebsmethode unter Verwendung eines geeigneten Aufbaus mit einer Präzisionswaage (Sartorius MSA 225P-100-DI) bestimmt wird, kann der Faservolumenanteil errechnet werden [146]. Die Bestimmung des Faservolumenanteils anhand der thermogravimetrischen Analyse als Alternative zur nasschemischen Methode befindet sich aktuell im Standardisierungsprozess. Aufgrund der geringen Probenabmessungen (Kantenlängen von nur wenigen Millimetern) war die Methode der nasschemischen Faservolumenanteilsbestimmung (unter Verwendung von Schwefelsäure) nicht zielführend.



**Abb. 5-8:** Abmessungen der hergestellten Laminat und Position der Proben zur Bestimmung des Faservolumenanteiles (links); Detailzeichnung mit Bezeichnung (rechts)

Die Ergebnisse von Proben dreier identisch hergestellter Laminat sind in Tab. 5-1 dargestellt, wobei zusätzlich für alle Werte, die außerhalb des Einflussbereiches des Lochs lagen (Kennzeichnung: links, rechts, oben, unten), der Mittelwert bestimmt wurde. Es konnte gezeigt werden, dass im Lochbereich (Kennzeichnung: mitte) entnommene Pro-



ben im Vergleich zum Mittelwert einen um 5,9% bis 10,3% geringeren Faservolumenanteil aufweisen. Für Lochprobe 1 wurden keine Werte ermittelt. Diese Probe wurde für das Schliffbild verwendet (s. Abb. 5-7)

**Tab. 5-1: Ergebnisse Faservolumenanteilmessung an Laminaten kompaktiert mit Lochplatten**

FVA [%]	mitte	unten	oben	links	rechts	Mittelwert
Lochprobe 2	42,8	50,9	52,7	-	-	51,8
Lochprobe 3	44,1	48,5	51,8	48,3	51,2	50,0
Lochprobe 4	45,0	53,5	57,9	53,4	56,4	55,3

Die Messergebnisse der Faservolumenanteilsbestimmung mittels TGA bestätigen damit die aus den Schliffbildern abgeleitete Vermutung.

Werden zur Kompaktierung Lochplatten als Stützstrukturen verwendet, kann nicht von einem, über die gesamte Faserpreform homogenen Faservolumenanteil ausgegangen werden. Vielmehr ergeben sich in der Preform durch die lokalen Unterschiede der Kompaktierung, respektive des Faservolumenanteils, komplexe Strömungszustände mit deutlich höheren Volumenströmen im Einflussbereich der Löcher, verglichen mit den Bereichen der restlichen Stützstruktur. Der resultierende Gesamtvolumenstrom der Preform, der zur Bestimmung der Permeabilität nach Gleichung (5-1) verwendet wird, ergibt sich aus der Verteilung und Anzahl der Löcher (Anteil der kumulierten Einflussbereiche aller Löcher an der Gesamtpreformfläche) und der Ausprägung der Ondulation und der resultierenden lokalen Reduzierung der Kompaktierung.

Es ist anzunehmen, dass die Signifikanz des gezeigten Effekts sowohl von den Parametern der Stützstruktur (Durchmesser, Abstand und Verteilung der Löcher in der/den Lochplatten) als auch vom Faserhalbezeug (Filamentzahl der verwendeten Rovings, ggf. Nähmuster und Nähparameter bei NCF, Webart beispielsweise Leinwand oder Atlas) abhängt.

Mit den gewonnenen Erkenntnissen wird davon ausgegangen, dass der reale Zustand der Preform bezüglich des Kompaktierungszustands bzw. des Faservolumenanteiles während einer Messung mit Lochplatten weitestgehend unbekannt ist. Der resultierende Gesamtvolumenstrom kann zwar auf die Gesamtfläche der Preform bezogen und mit der angenommenen Kavitätshöhe  $l$  eine Permeabilität gemäß Gleichung (5-1) berechnet werden, dieses Ergebnis ist jedoch stark von den verwendeten Stützstrukturen abhängig.

## 5.4 Anforderungen an das Messsystem

Zur Ermittlung eines quantitativen belastbaren Wertes für die transversale Permeabilität ist es maßgeblich, die in Kapitel 5.3.2 angesprochenen systematischen Fehler zu vermeiden. Darüber hinaus ergeben sich für die praktische Arbeit mit dem Messsystem weitere Anforderungen:

- Möglichkeit zur stufenlosen Einstellung der Kavitätshöhe, um jeden gewünschten Faservolumenanteil umsetzen zu können
- Gewährleistung einer konstanten Kavitätshöhe über den gesamten Messzeitraum
- Homogene Kompaktierung der gesamten Preform auf den gewünschten Faservolumenanteil zur Gewährleistung eines ausschließlich transversalen Strömungsverhaltens (keine lokalen Inhomogenitäten aufgrund von Lochblenden, Lochplatten oder Lochblechen)
- Kein Einfluss von Randeffekten auf die Messwerte weder durch Randumströmung bzw. Bypassströmungen noch durch Überpressungen oder Dichtmassen im Randbereich der Preform
- Robuste Datenerfassung der Messgrößen
- Automatisierte Druckregelung durch programmierbare Regelventile um prozesssichere Wiederholungen der Messungen zu gewährleisten
- Programmierbarer Ablauf während der Kompaktierung und Sättigung der Preforms
- Nachweis der über die Messung als konstant angenommenen Komponenten aus Gleichung (5-4) insbesondere bezogen auf die Kavitätshöhe
- Möglichkeit der Integration der Messzelle in eine Thermokammer zur Messung bei verschiedenen Temperaturzuständen
- Wartungsarmer, anwenderfreundlicher und einfacher Versuchsaufbau, unter anderem durch Verwendung möglichst vieler Standardkomponenten sowie reinigungsarmer Infrastruktur.

Sowohl aus der Literaturrecherche zu verfügbaren Messsystemen, als auch aus dem Wissensstand des Autors, resultierend aus Versuchen zur transversalen Permeabilität mit verschiedenen Systemen an unterschiedlichen Forschungseinrichtungen, ist kein Messsystem bekannt, was die aufgeführten Anforderungen erfüllt. Insbesondere im Zusammenhang mit systematischen Messabweichungen besteht weiterhin intensiver Forschungsbedarf. Basierend auf den Vorarbeiten, dem Literaturstudium und der langjährigen Arbeitserfahrung des Autors auf dem Gebiet der transversalen Permeabilitätsmessung wird der adressierte Forschungsbedarf in dieser Arbeit aufgegriffen. Dazu werden die identifizierten Schwächen der bekannten Messsysteme wissenschaftlich analysiert und in einem iterativen Arbeitsprozess systematisch in ein validierbares Messsystem überführt. Ausgangspunkt dafür ist die gesättigte Messung mit konstanter Druckdifferenz (constant pressure Methode) wie sie in Abb. 2-11 dargestellt wurde. In den folgenden Kapiteln wird das Ergebnis des iterativen Entwicklungsprozesses beschrieben. Dabei werden die erfolgreichen Konzepte und deren Validierung erläutert und dargestellt. Auf die Aufführung der nicht erfolgreichen Entwicklungsstufen wird in dieser Arbeit verzichtet.



## 6 Messsystem und Validierung

Als Messsystem wird die Gesamtheit der zur experimentellen Durchführung notwendigen Hardware und Software bezeichnet. Die Hardware des Messsystems setzt sich dabei aus folgenden Bestandteilen zusammen:

- dem Messequipment
- der Messzelle.

Darüber hinaus sind auch die Programme, welche zur Regelung sowie der Erfassung der Sensordaten programmiert wurden, Bestandteil des Messsystems. Ebenfalls Bestandteil des Messsystems ist die angepasste Regelung der UPM.

### 6.1 Beschreibung des Messsystems

Auf Basis der gesättigten Messmethode wurde das Konzept grundlegend systematisch überarbeitet. In die Entwicklung des neuen Messsystems sind dabei sowohl die vorab gewonnenen Erkenntnisse zu den systematischen Fehlereinflüssen als auch die in Kapitel 5.4 definierten Anforderungen eingeflossen. Die zentralen Ansätze sind:

- die Verwendung einer Universalprüfmaschine (UPM),
- ein zweigeteilter Fluidauslass,
- die Nutzung von porösen Sinterplatten als zusätzliche Verteilerstruktur.

Darüber hinaus wurden auch der Versuchsablauf und die Messmethodik sowie die Datenerfassung in maßgeblichen Teilen neu entwickelt oder überarbeitet, um den Anforderungen an ein reproduzierbares Messsystem gerecht zu werden.

In Abb. 6-1 ist eine zum Überblick stark vereinfachte Skizze des Messsystems abgebildet. Die Hauptbestandteile sind:

- die überarbeitete und optimierte Messzelle,
- die Universalprüfmaschine inklusive der zugehörigen Sensorik und Steuerung einschließlich eines Videoextensometers zur Überprüfung möglicher Bewegung der Prüfmaschinentraverse,
- der Drucktank einschließlich eines stufenlosen und digitalen Regelventils,
- Equipment zur Aufhängung der Fluidbehälter,
- die Sensorik zur Datenerfassung inklusive des notwendigen Messkraftverstärkers,
- IT Hardware zur Datenerfassung und Visualisierung sowie zur Bereitstellung eines Programms zur Steuerung des Regelventils.

Auf die einzelnen Komponenten wird in den folgenden Kapiteln detailliert eingegangen.

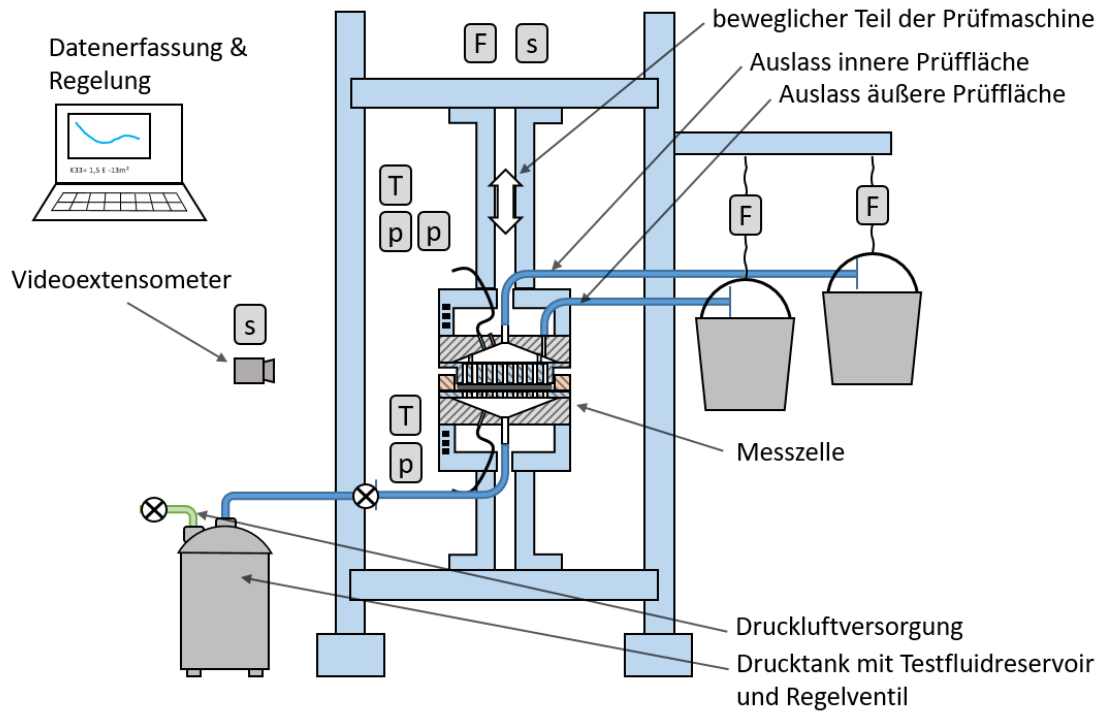


Abb. 6-1: Übersicht des Messsystems und dessen Bestandteile - vereinfachte Darstellung – (die während des Versuchs gemessenen Größen sind durch die Buchstaben abgebildet)

## 6.1.1 Messequipment

Unter dem Begriff Messequipment werden verschiedene Komponenten des Messsystems zusammengefasst, die als Standardkomponenten betrachtet werden können.

Dazu zählt die verwendete **Universalprüfmaschine** (Hegewald und Peschke Inspekt 250). Die UPM ermöglicht es im Rahmen der konstruktiven Grenzen die Kavitätshöhe beliebig und stufenlos anzupassen. Daraus ergibt sich die Möglichkeit, Materialien mit unterschiedlichem Flächengewicht beim gleichen Faservolumenanteil zu prüfen und die Ergebnisse direkt miteinander zu vergleichen.

Gleichzeitig können durch die integrierte Sensorik die Kompaktierkraft und der Traversenweg (beispielsweise durch ein Videooxtensometer) während der gesamten Messung aufgezeichnet werden. Aus diesen Daten lassen sich anschließend Rückschlüsse, beispielsweise zum Setzverhalten bei der Kompaktierung oder Veränderungen der Kavitätshöhe durch den aufgebrachtten Fluiddruck ziehen. Es ist damit möglich den in Kapitel 5.3.2.1 beschriebenen systematischen Fehler durch eine falsche oder sich verändernde Kavitätshöhe bzw. Faservolumenanteil auszuschließen.

Durch die Verwendung von definierten Prüfprogrammen kann ein reproduzierbarer Prüfablauf gewährleistet werden. Dies ist insbesondere dann relevant, wenn überprüft

werden soll, ob unterschiedliche Kavitätsschließgeschwindigkeiten einen signifikanten Einfluss auf das Setzverhalten der Preform haben.

Nicht zuletzt bietet die Universalprüfmaschine eine Struktur, die Verformungen bei Kraftaufbringungen weitestgehend durch ihre Eigensteifigkeit minimiert. Die Verformung von zusätzlichen Aufbauten (wie im Fall der Messzelle) kann über eine Steifigkeitskompensation im Regelkreis der Steuerung berücksichtigt werden (s. Kapitel 6.1.4).

Neben der Universalprüfmaschine zählen weitere Standardkomponenten zum Messequipment. Dazu gehören der **Drucktank**, in dem das Testfluidreservoir mit Druck beaufschlagt werden kann sowie die notwendigen Komponenten um den Druck zu regulieren. Diese bestehen neben der Druckmindereinheit, die die Hausdruckluft reduziert, aus einem digitalen Regelventil. Zur Datenerfassung, Eingabe von Messparametern, Regelung und Darstellung wurde ein Labview Programm erstellt. Dieses verarbeitet die Vorgaben des Bedieners und leitet mit Hilfe geeigneter Hardware die Signale an das Regelventil weiter, so dass nach dem Start der Messung diese automatisiert abläuft. Für die Kalibrierung der in der Messzelle verbauten Drucksensoren befindet sich in der Angussleitung für das Testfluid ein Präzisionsdrucksensor (Hersteller Burster, Modell 8267-2).

Weitere Standardkomponenten wurden verwendet, um die Aufhängung der Auffangbehälter zu konstruieren. Nachdem das Testfluid in der Messzelle die Preform durchströmt hat, muss es in Behältern aufgefangen werden. Die sich verändernde Masse wird mithilfe eines Präzisionskraftaufnehmers (HBM S-Type S2M/50N) aufgezeichnet und geht anschließend in die Berechnung der Permeabilität ein. Dafür wird das Fluid durch flexible transparente Schläuche zu den Auffangbehältern geführt, um dort als Freistrahlin den/die Behälter zu tropfen/fließen. Mit einem baugleichen Kraftaufnehmer wird zusätzlich der Massenstrom über die äußere Kammer erfasst.

## 6.1.2 Messzelle

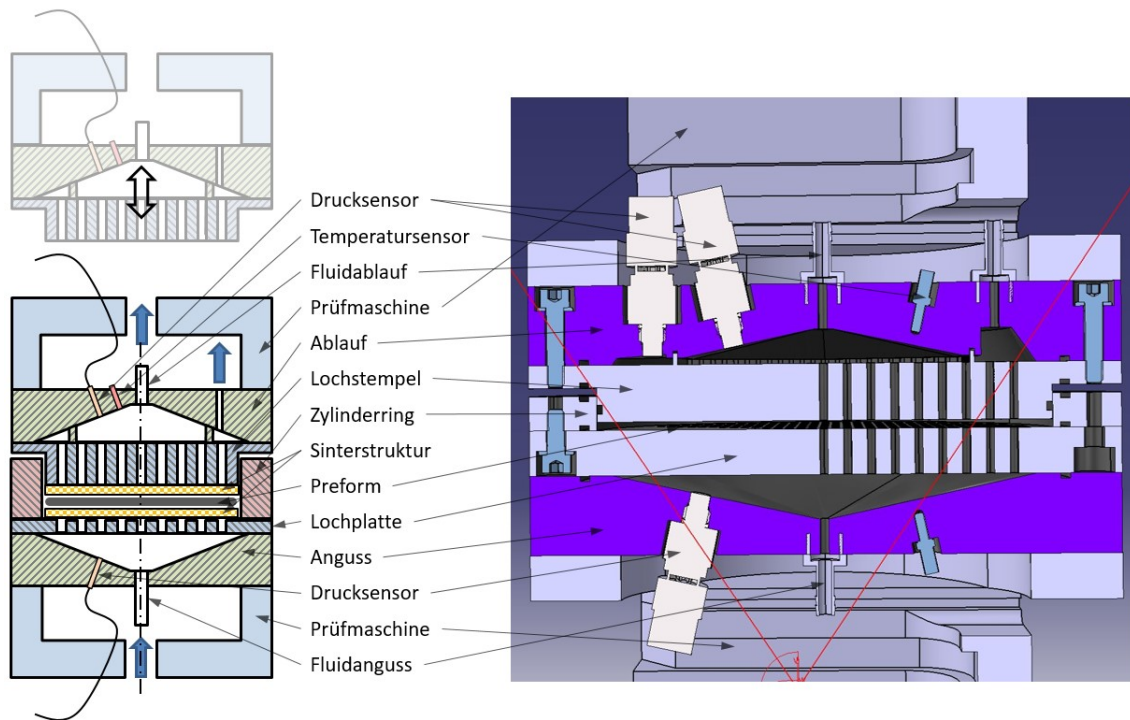
Als Messzelle werden alle Komponenten bezeichnet, welche in die Universalprüfmaschine eingebaut werden, für die Kompaktierung der Preform notwendig sind und die homogene transversale Durchströmung gewährleisten sollen. Die Bestandteile werden im folgenden Kapitel erläutert. Auf die konstruktiven Optimierungen sowie das Vorgehen zur Dimensionierung der Komponenten wird im anschließenden Kapitel 6.1.2.2 eingegangen.

### 6.1.2.1 Bestandteile der Messzelle

Für die Beschreibung ist die Messzelle in Abb. 6-2 (links) schematisch sowie (rechts) als Schnitt durch das CAD Modell abgebildet.

Die zentralen Bauelemente der Messzelle sind der Anguss, die Lochplatten, der Zylinderring, der Lochstempel, die Sinterstrukturen sowie der Ablauf (s. Abb. 6-2). Für die Verwendung in der Universalprüfmaschine werden noch Adapter für die Anbindung und

Positionierung benötigt. Alle Komponenten wurden aus Edelstahl gefertigt. Die Verbindung untereinander erfolgt mit Hilfe metrischer Schrauben, wobei die Dichtigkeit des Systems durch Flanschdichtungen in eingearbeiteten Nuten gewährleistet wird. Für die vollständige Erfassung der notwendigen Daten befinden sich im Anguss ein Thermoelement (TC direct) sowie ein Miniaturdrucksensor (Hersteller Burster, Modell 81530-2). Für den Anschluss der Fluidleitung wird eine Schlauchtülle verwendet. Details der Einzelkomponenten sind in Abb. 6-3 dargestellt.



**Abb. 6-2: Schematische Darstellung der Messzelle (links), Schnitt durch das CAD Modell (rechts), aus Darstellungsgründen sind die Sinterstrukturen und die Preform nicht abgebildet, die Lochplatten sind nur einseitig dargestellt**

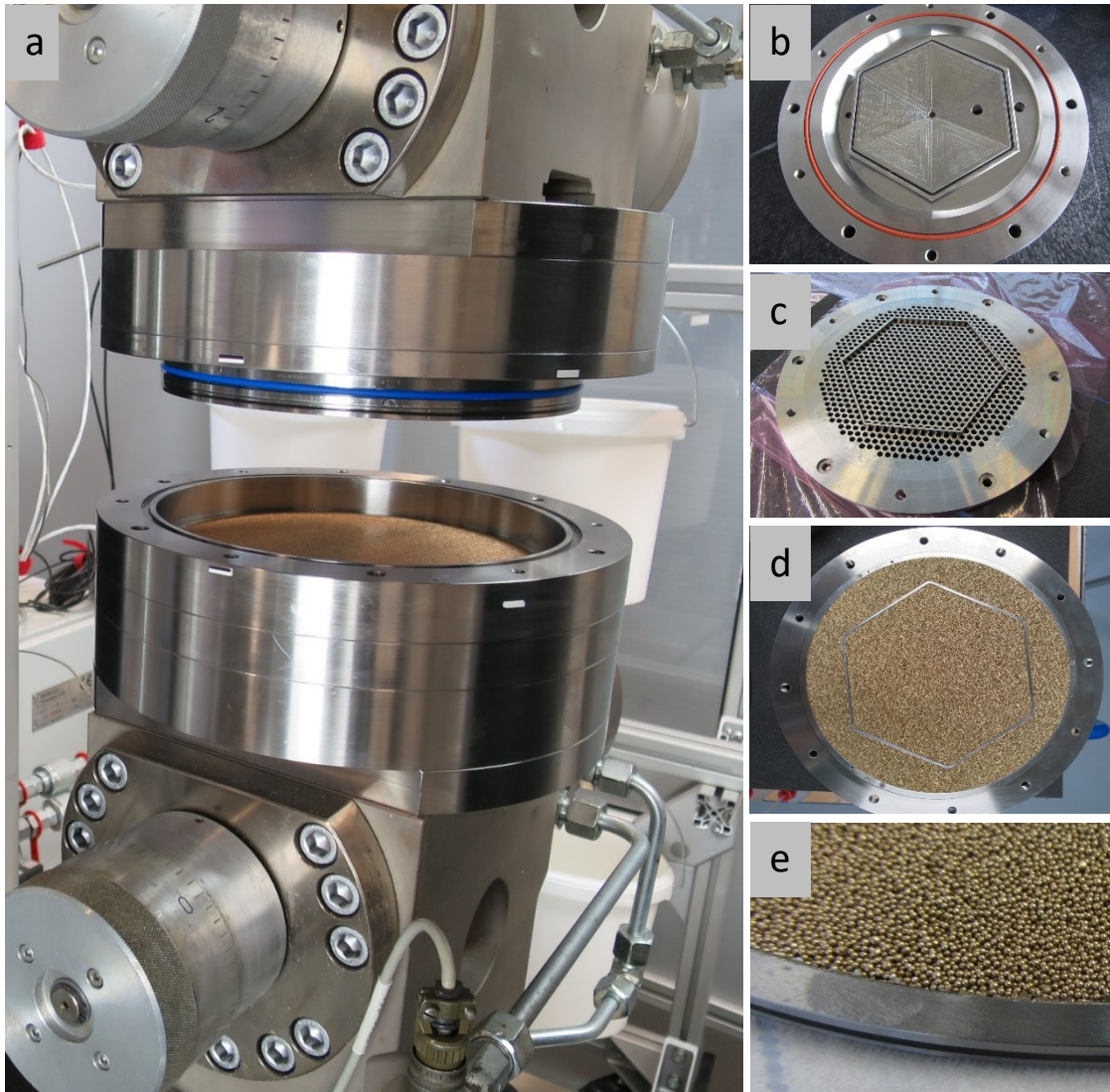
Für den Aufbau der Messzelle aus den Einzelkomponenten und den Einbau in der UPM werden der untere Adapter, der Anguss, die Lochplatte und der Zylinderring miteinander verschraubt und planparallel am unteren, nicht beweglichen Teil der Prüfmaschine befestigt. Aufliegend auf der Lochplatte befindet sich die untere Sinterstruktur (s. Abb. 6-3 a). Diese ist in einen Edelstrahlring eingefasst in dem eine Nut für die notwendige Kolbendichtung vorgesehen ist (s. Abb. 6-3 e).

Die übrigen Komponenten (Lochstempel, Ablauf und obere Sinterstruktur s. Abb. 6-3 b und d) werden mit Hilfe des oberen Adapters am beweglichen oberen Teil der Prüfmaschine angebracht.

Nachdem die Preform eingelegt wurde, wird die Prüfmaschine geschlossen. Durch die exakte Positionierung gleitet der Lochstempel samt oberer Sinterstruktur in den Zylinderring, wobei Flanschdichtungen an der oberen Sinterstruktur und dem Lochstempel



die Kavität abdichten. Zur Datenerfassung befinden sich im Ablauf ein weiteres Thermoelement und zwei Miniaturdrucksensoren (Hersteller Burster, Modell 81530-2), die den Druck der inneren und äußeren Kammer dokumentieren.



**Abb. 6-3:** Messzelle und Detaildarstellungen der Einzelkomponenten, a) geöffnet, b) Ablauf mit zweigeteiltem Fluidauslass für Fluidstrom der Messkammer und der äußeren Ringkammer, c) Lochstempel, d) obere Sinterstruktur, e) Sinterstruktur in Stahlring gefasst mit Nut zur Abdichtung

### 6.1.2.2 Vermeidung systematischer Fehlereinflüsse

Um den Anforderungen an das Messsystem gerecht zu werden, wurde – neben weiteren Verbesserungen – die Messzelle in eine UPM eingebaut um reproduzierbar und mit hoher Genauigkeit eine präzise Kavitätshöhe zu gewährleisten. Zur Vermeidung systematischer Fehler wurden zwei weitere maßgebliche Änderungen an der Messzelle vorgenommen.



Der **zweigeteilte Fluidauslass** resultiert aus Überlegungen zur Vermeidung von Randumströmungen (s. Kapitel 5.3.2.2). Aufgrund der nicht bekannten Auswirkungen von Überpressungen, O-Ring Dichtungen oder flüssigen Dichtmassen auf die Preform, wird in der gezeigten Messzelle ein alternativer Ansatz umgesetzt. Beim zweigeteilten Fluidauslass wird nicht versucht die Randumströmung zu verhindern. Vielmehr soll durch geeignete Fluidführung im Auslass der fehlerbehaftete Volumenstrom, der im Randbereich der Preform auftreten kann, in einer äußeren Ringkammer separiert werden, so dass nur der von Randeinflüssen unabhängige Volumenstrom für die Auswertung in der inneren Kammer verwendet wird. Der Ablauf ist in Abb. 6-3 b dargestellt. Um Lufteinschlüsse während der Messung zu vermeiden, befinden sich die Auslässe beider Kammern jeweils am höchsten Punkt. Der Übertritt von Fluid aus der äußeren in die innere Kammer wird durch die konstruktive Trennung (O-Ring in der Nut) ausgeschlossen. Auch in der oberen Sinterstruktur wird dies ausgeschlossen, indem die zwei Kammern durch einen Steg aus Edelstahl voneinander getrennt sind (s. Abb. 6-3 d).

Basierend auf einem kreisrunden Probenkörper muss für diesen Ansatz der fehlerbehaftete Randbereich definiert werden. Durch Meier, Walbran et al. und dem Vergleich der Ergebnisse aus den off-plane und in-plane Benchmarks ist bekannt, dass die laterale Permeabilität einer Preform etwa eine Größenordnung höher als die transversale Permeabilität ist [16, 75, 76]. Für die vorliegende Konstruktion wird der Randbereich mit einer Sicherheit von  $\sim 1,5$  ausgelegt. Ausgehend von Prüfkörpern mit Abmessungen von 2 mm Dicke entspricht dies einem Randbereich von etwa 30 mm.

Während der Hauptansatz für die Verwendung des zweigeteilten Fluidauslasses die Vermeidung von unbekanntem Auswirkungen von Dichtmethoden auf die Preform ist, ergibt sich durch die fehlende Überpressung zusätzlich die Möglichkeit die Kompaktierkräfte während der Messung unverfälscht aufzuzeichnen und auszuwerten.

Um einen homogenen Faservolumenanteil sicherzustellen, wurden in der beschriebenen Messzelle zusätzliche **Verteilerstrukturen aus Sinterplatten** verwendet, so dass eine möglichst ausschließlich transversale Durchströmung der Preform gewährleistet ist. Diese hochpermeablen Stützstrukturen können die notwendigen Kräfte zur Kompaktierung der Preform auf die gewünschte Kavitätshöhe, respektive den gewünschten Faservolumenanteil, übertragen und lassen gleichzeitig keine signifikanten Ondulationen der Faserlagen zu.

Neben den zur Verwendung kommenden Platten aus Sinterbronze wurden zahlreiche Versuche mit weiteren Materialien durchgeführt. Dazu zählen unter anderem feinmaschige Metallgitter mit geometrischen Porengrößen von  $\sim 9 \mu\text{m}$  des Herstellers GKD Industrial Mesh, sowie additiv gefertigte Strukturen. Auch die Verwendung von gleichmäßig angeordneten Glaskugeln aus Kalknatronglas verschiedener Durchmesser ( $50 \mu\text{m}$  bis  $250 \mu\text{m}$ ) wurde betrachtet. Die Auswahl der Sinterbronze erfolgte aufgrund der einfachen Bearbeitbarkeit und der guten Maßhaltigkeit sowie der guten Eigenschaften bezogen auf die Homogenisierung der Strömung.

Mit Locheinsätzen aus der Sinterbronze (Produktname SIKA-B 200) des Herstellers GKN Sinter Metalls wurden die Versuche zur Homogenität des Faservolumenanteils bzw. des Strömungszustands (s. Kapitel 5.3.2.3) wiederholt. Aus dem dabei gefertigten Laminat wurden an verschiedenen Positionen (s. Abb. 5-8) Proben entnommen und per TGA der Faservolumenanteil ermittelt. Die Ergebnisse sind in Tab. 6-1 dargestellt.

**Tab. 6-1: Faservolumenanteilmessung an Laminaten kompaktiert mit Sinterplatten**

FVA [%]	(m/m)	(m/l)	(m/r)	(u/l)	(u/r)	(o/l)	(o/r)	Mittelwert	Standardabw.
Sinterprobe 1	56,6	-	-	51,6	52,8	54,1	56,4	54,3	0,022
Sinterprobe 3	50,2	48,8	49,0	-	-	-	-	49,3	0,007

Es konnte gezeigt werden, dass mit den Sinterbronzeeinsätzen ein, im Vergleich zu den Vorversuchen mit dem Lochplatteneinsatz, homogener Faservolumenanteil umzusetzen war. Eine in den Ergebnissen aus Tab. 6-1 erkennbare Varianz folgt einem wiederkehrenden Muster. Proben, die aus den oberen Positionen entnommen wurden, zeigen stets einen höheren Faservolumenanteil als die an unteren Positionen entnommenen Proben. Ein vergleichbarer Trend, wenn auch nicht so stark ausgeprägt, ist bei den Proben im Vergleich linker und rechter Entnahmestellen festzustellen. Dieses Verhalten konnte bereits bei den Versuchen in Kapitel 5.3.2.3 beobachtet werden. Es liegt nahe anzunehmen, dass die Vorrichtung zur Fertigung der Lamine (s. Kapitel 5.3.2.3) nicht vollständig planparallel gefertigt oder eingebaut wurde. Die Abweichungen der in der Mitte entnommenen Proben vom Mittelwert (zwischen 0,9 % und 2,3 %) wurden durch die verwendeten Sinterstützstrukturen erheblich minimiert. Mikroskopisch konnten keine Ondulationen der Faserlagen beobachtet werden.

### 6.1.3 Datenerfassung

Zur Datenerfassung werden Signale verschiedener Sensoren verarbeitet und mit Hilfe eines Labview Programmes auf einem Messrechner visualisiert und aufgezeichnet.

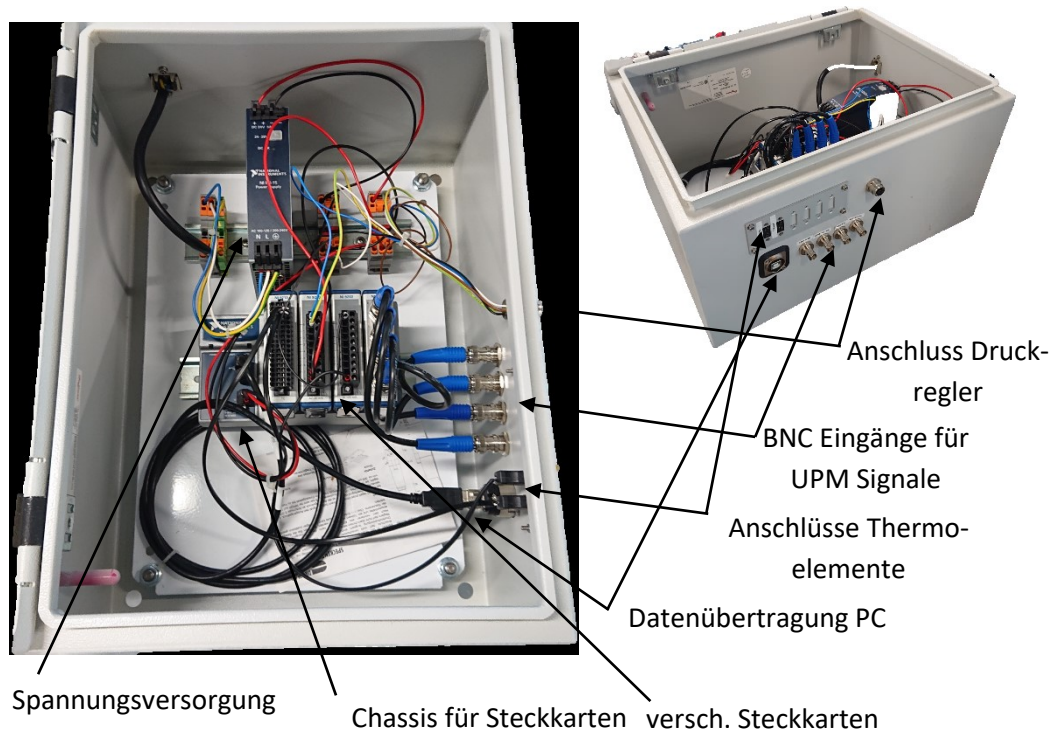
Die notwendigen Hardwarekomponenten sind in einem Schaltschrank installiert (s. Abb. 6-4). Neben den Bauteilen zur Bereitstellung der notwendigen Spannungsversorgung ist das zentrale Element ein Chassis zur Aufnahme verschiedener modularer Steckkarten (National Instruments, NI cDAQ-9174). Je nach Sensor und Signal werden die Leitungen mit den Steckkarten verbunden, innerhalb der Steckkarte verarbeitet und anschließend an einen USB Port weitergegeben. Auf diesem Weg werden die Daten der Universalprüfmaschine übertragen, die an einer Schnittstelle als 4-20 mA Signal ausgegeben werden (Steckkarte NI 9203). Dazu zählen:

- die Kraft der Prüfmaschine,
- der Traversenweg,
- der korrigierte Traversenweg,
- die Positionsmessung des Videoextensometers.

Mit einer weiteren Steckkarte werden die Signale der beiden Thermoelemente aufbereitet und weitergegeben (Steckkarte NI 9213).

Die Signale der Drucksensoren (sowohl des Präzisionsdrucksensors als auch der drei Miniaturdrucksensoren) sowie der Präzisionskraftaufnehmer an denen sich die Fluidauf-fangbehälter befinden, werden mit einem Kraftmessverstärker (HMB, QuantumX) er-fasst, verarbeitet und über eine Ethernet Schnittstelle an den Messrechner übertragen (s. Abb. 6-5).

Ein weiterer Bestandteil der Datenerfassung ergibt sich aus der Anforderung eines re-produzierbaren Prüfablaufs. Dafür soll das Testfluid in definierten, vorab festgelegten Druckstufen eingebracht werden. Um menschliche Einflüsse und Ungenauigkeiten zu vermeiden, wird zu diesem Zweck das digital steuerbare Regelventil (Specken Drumag, RP020/0-4/3/1) verwendet. Mithilfe von 4-20 mA Signalen kann der Sollwert an das Regelventil übertragen (Steckkarte NI 9265) und der Istwert (Steckkarte NI 9203) ab-gerufen werden, so dass ein geschlossener Regelkreis gewährleistet ist.



**Abb. 6-4: Schaltschrank mit Hardware zur Signalverarbeitung und Regelung**

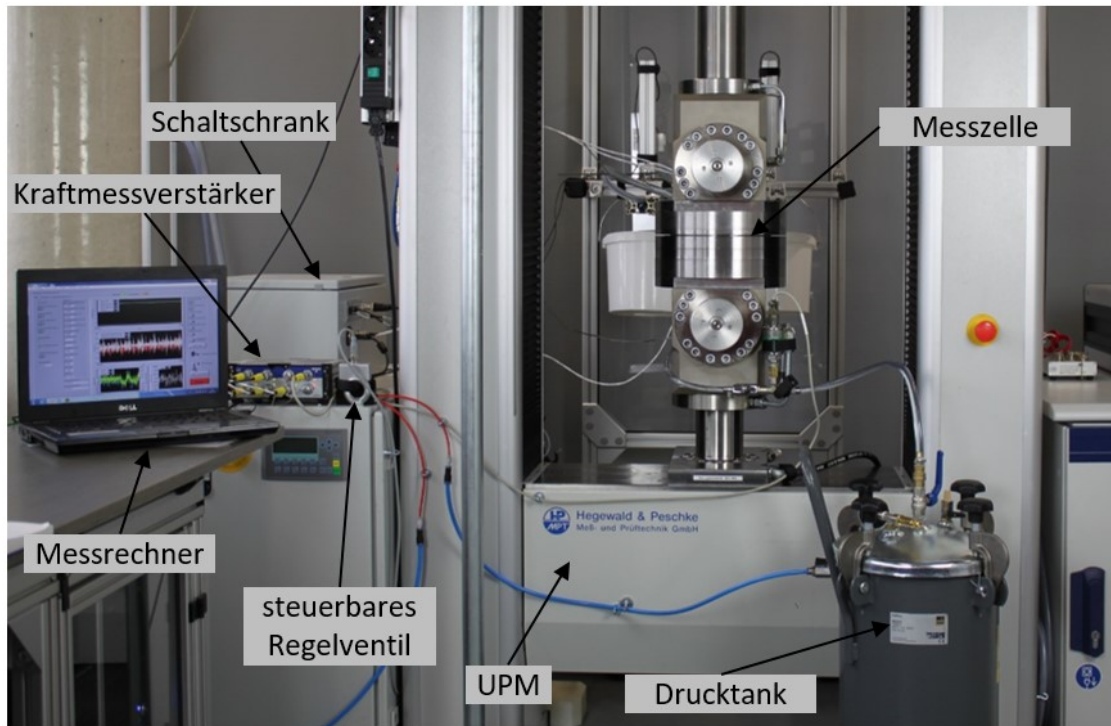


Abb. 6-5: Darstellung und Beschreibung der eingebaute Messzelle inkl. Datenerfassungskomponenten

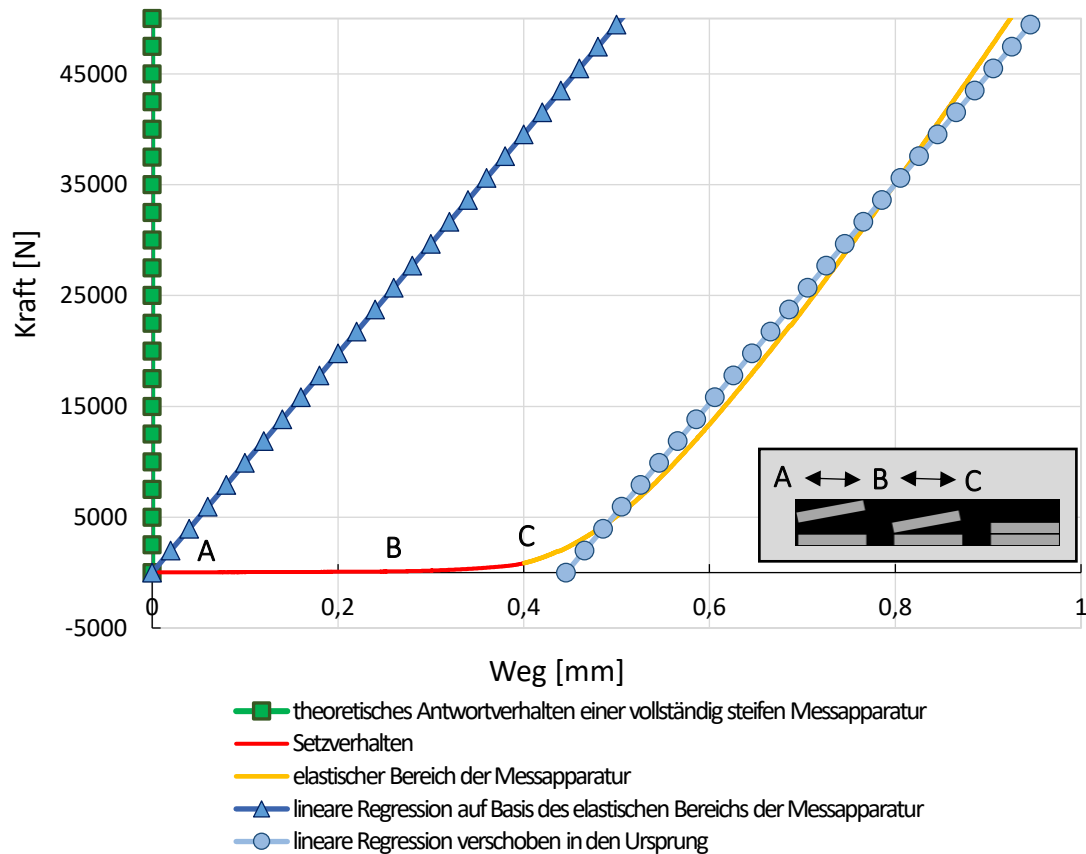
## 6.1.4 Korrektur der Steifigkeit der Prüfmaschine

Wie in Kapitel 5.3.2.1 beschrieben, ist es für eine gültige Messung der transversalen Permeabilität maßgeblich, dass die Kavitätshöhe und daraus resultierend der definierte Faservolumenanteil eingehalten wird. Demgegenüber stehen eine konstruktiv nicht zu vermeidende Verformung der Messzelle sowie der Universalprüfmaschine, wenn die zur Kompaktierung der Preform nötige Kraft aufgebracht und anschließend das Testfluid mit Überdruck durch die Preform gepresst wird.

Während die Verformung der Komponenten, die die Kavität definieren bereits in Kapitel 6.1.2.2 untersucht und abgeschätzt wurden, besteht sowohl in den Verbindungen der Messzellenkomponenten als auch in der Steifigkeit der Prüfmaschinentraverse Potential für mögliche Verformungen und Abweichungen. Dieser bekannte Effekt wird üblicherweise durch eine Steifigkeitskorrektur der Prüfmaschine berücksichtigt. Zu diesem Zweck wird die gesamte Messzelle in die Prüfmaschine eingebaut und unter Prüfbedingungen mit Kraft beaufschlagt.

Das theoretische Verhalten eines vollständig steifen Messaufbaus, wenn sowohl die Messzelle als auch die Prüfmaschine keine Verformung zulassen und gleichzeitig der Nullpunkt exakt tariert wurde, ist in Abb. 6-6 dargestellt (grüne Quadrate). Trotz des Kraftanstiegs wird keine Bewegung des Traversenwegs registriert, was dem theoretischen Antwortverhalten entspricht.

Verhält sich die Prüfmaschine samt Messzelle ideal linear-elastisch ergibt sich durch die Verformung der Traverse eine Ursprungsgerade - exakt tarierten Nullpunkt vorausgesetzt – (dunkelblaue Dreiecke). Obwohl keine Bewegung der Komponenten relativ zueinander erfolgt, wird ein Traversenweg registriert was dem idealen Antwortverhalten entspricht.



**Abb. 6-6: Antwortverhalten der Prüfmaschine bei Versuchen zur Ermittlung der Steifigkeit des Messaufbaus inklusive schematischer Darstellung der Ausrichtung der beweglichen und festen Komponenten der Messzelle im Verlauf des Versuchs (rechts unten)**

Um das reale Verhalten zu ermitteln, wird die Messzelle durch die Prüfmaschine bis zu einem definierten Abbruchkriterium belastet. Die dabei aufgezeichnete Kraft-Weg-Kurve ist in Abb. 6-6 rot und orange dargestellt. Es ist erkennbar, dass die Messdaten ein nichtlineares Verhalten zeigen. Dies wird durch die Überlagerung von drei Effekten begründet:

1. Der tarierte Nullpunkt basiert auf einer manuellen Eingabe und stimmt in der Regel nicht mit dem Start des Kraftanstiegs überein (Verhalten zwischen »Punkt A« und »Punkt B« in Abb. 6-6). Die Komponenten der Messzelle berühren sich teilweise noch nicht (s. schematische Darstellung links im Kasten in Abb. 6-6).

2. Trotz sorgfältiger Ausrichtung von Komponenten und Messzelle richten sich diese erst bei der Beaufschlagung mit Kraft vollständig planparallel aus (Verhalten zwischen »Punkt B« und »Punkt C« in Abb. 6-6 und schematisch in der mittleren Darstellung im Kasten von Abb. 6-6). Dieses Setzverhalten der Komponenten wird nicht als Verformung angesehen.
3. Ab »Punkt C« überwiegt der Anteil der annähernd linear-elastischen Verformung der UPM samt Messzelle.

Um das Verhalten in der Messung zu berücksichtigen, muss »Punkt C« aus den Messdaten der Steifigkeitsmessung bestimmt werden. Durch zweifache Ableitung wird die Änderung der Steigung berechnet und das Maximum ermittelt. Fortan wird nur der rechte Ast der Daten herangezogen (orange dargestellter Anteil der Kraft-Weg-Kurve) und damit die Korrekturgerade (hellblaue Kreise) erzeugt. Durch Extrapolation kann der Schnittpunkt mit der X-Achse und damit der Korrekturwert für den Nullpunkt (korrigierte Tarierung) berechnet werden, was einer Verschiebung der Korrekturgeraden in den Ursprung entspricht.

In zahlreichen Messsystemen wird die Korrekturgerade verwendet, um nach der durchgeführten Messung die Daten zu korrigieren. Diese Methode bietet jedoch weiteres Potential für Unsicherheiten bezüglich des Messergebnisses. Der Grund wird im Folgenden erläutert.

Bei der Durchführung einer Messung verändern sich die Kräfte, die vom Messequipment und der Prüfmaschine aufgenommen werden müssen, mehrfach. Das Verhalten einer repräsentativen Preform ist in Abb. 6-8 dargestellt, wobei die Kraft gegen die Zeit aufgetragen wurde und die Kavitätshöhe auf der Sekundärachse dargestellt ist. Während die Prüfmaschine geschlossen wird, erfolgt eine Kompaktierung der Preform bis die gewünschte Kavitätshöhe erreicht ist (Abb. 6-8 »Punkt A«). Dabei treten teils hohe Kompaktierkräfte auf, die ggf. auch von der Geschwindigkeit, mit der die Kompaktierung erfolgt, abhängig sein können. Durch das Abgleiten von Filamenten ergibt sich ein Setzverhalten innerhalb der Preform, das dazu führt, dass die Kraft exponentiell abfällt sobald die Kavitätshöhe erreicht wird und keine weitere Kompaktierung erfolgt. Im Grenzfall ergibt sich ein annähernd asymptotisches Verhalten. Das Antwortverhalten von Faserpreforms auf die Kompaktierung wurde in zahlreichen Veröffentlichungen untersucht [147–152]. In einem Benchmark wurden Ergebnisse verschiedenen Messequipments (einschließlich des Equipments dieser Arbeit) miteinander verglichen [153].

Ausgehend davon, dass sich während der Messung die Kompaktierkraft mit der Zeit ändert und weitere Komponenten beispielsweise durch die Druckbeaufschlagung (s. Kapitel 6.2.1 und den Kompaktierkraftverlauf aus Abb. 6-8) ergeben, kann die Korrektur der Steifigkeit nicht mit einem konstanten Wert erfolgen. Um unabhängig von der aktuell auf die UPM wirkenden Kraft über die gesamte Messdauer die gewünschte konstante

Kavitätshöhe zu gewährleisten, muss die Steuerung der UPM die Steifigkeit in Abhängigkeit der aktuell registrierten Kraft korrigieren. Dafür ist es notwendig die Korrekturgerade in der Steuerung der Universalprüfmaschine einzupflegen. Für die vorliegende Arbeit wurde zu diesem Zweck ein zusätzlicher Regelparameter – korrigierter Traversenweg – angelegt. Dieser berücksichtigt die kraftabhängige Verformung der UPM inklusive des Messequipments auf Basis der hinterlegten Steifigkeitskorrektur. Dabei berücksichtigt die Steifigkeitskorrektur sowohl die Verformung der UPM als auch die Verformung der Komponenten zueinander (abhängig vom Aufbau des Equipments). Aus diesem Grund ist die Steifigkeitskurve bei jedem Aufbau des Equipments in der UPM neu zu bestimmen.

Im Idealfall wird unabhängig von der aufgebrauchten Kraft anschließend folgendes Verhalten der aufgezeichneten Regelparameter beobachtet:

- Traversenweg: Nachdem die gewünschte Position erreicht wurde wird eine weitere Bewegung der Traverse aufgezeichnet. Diese Bewegung ist proportional zur aufgebrauchten Kraft.
- Korrigierter Traversenweg: Nachdem die gewünschte Position erreicht wurde, wird trotz variierender Kräfte keine Veränderung aufgezeichnet.
- Position Videoextensometer: s. korrigierter Traversenweg.

Wie oben beschrieben und in Abb. 6-6 gezeigt, ist das reale Antwortverhalten nichtlinear. Zwar können über die Eingabe mehrerer Punkte nichtlineare Steifigkeitskurven in der UPM hinterlegt werden, eine nachvollziehbare Regelung konnte jedoch auch mit Unterstützung des UPM Herstellers nicht umgesetzt werden. Vielmehr ergab sich ein nicht zu erklärendes Schwingverhalten. Daraus resultierend wurde für die praktische Anwendung eine lineare Korrelation für die Steifigkeitskorrektur in der Steuerung der UPM verwendet. Wie Abb. 6-6 zeigt, wird durch die Gerade der reale Wert der Verformung teilweise unter- oder überbewertet. Daraus ergibt sich, dass für den korrigierten Traversenweg und die Position gemäß Videoextensometer zwar eine signifikant geringere Bewegung im Vergleich mit dem Traversenweg zu erwarten ist, diese jedoch nicht dem theoretischen Wert gleich Null entspricht.

Ob die genannten Verformungen erfolgreich kompensiert und in die Steuerung der UPM integriert werden konnten wird im Kapitel 6.3.4 gezeigt.

## 6.2 Versuchsablauf

Ein vollständiger Versuchsablauf ergibt sich aus der experimentellen Versuchsdurchführung und der anschließenden Versuchsauswertung der daraus resultierenden Messdaten. Im Folgenden werden die Versuchsdurchführung und Auswertung repräsentativ beschrieben.

## 6.2.1 Repräsentative Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung beginnt mit der Ermittlung der Masse der Preform. Diese wird mit Hilfe einer Waage (Typ PLS des Herstellers Kernel) bestimmt und dokumentiert. Anschließend wird die gewünschte Kavitätshöhe durch Umstellen der Gleichung (5-2) bestimmt und in der Bedieneroberfläche der UPM eingegeben. Danach kann die Preform in die Kavität der Messzelle eingebracht werden. Das Testfluid wird in hinreichender Menge im Fluidreservoir vorgehalten und der Drucktank geschlossen. Die benötigte Testfluidmenge ist abhängig von der transversalen Permeabilität und den Einstellungen für die Messung wie Dauer und Anzahl der Druckstufen. Im Labviewprogramm (s. Abb. 6-7) werden die Vorgaben für die Versuchsdurchführung eingetragen. Neben den Bezeichnungen für den Versuch wird die gewünschte Druckdifferenz, mit welcher die Preform gesättigt werden soll, eingegeben (Sättigungsdruck). Insbesondere der Sättigungsdruck ist relevant, um Verschiebungen der Einzellagen innerhalb der Preform und eine hydrodynamische Kompaktierung zu vermeiden (s. Becker [22]).

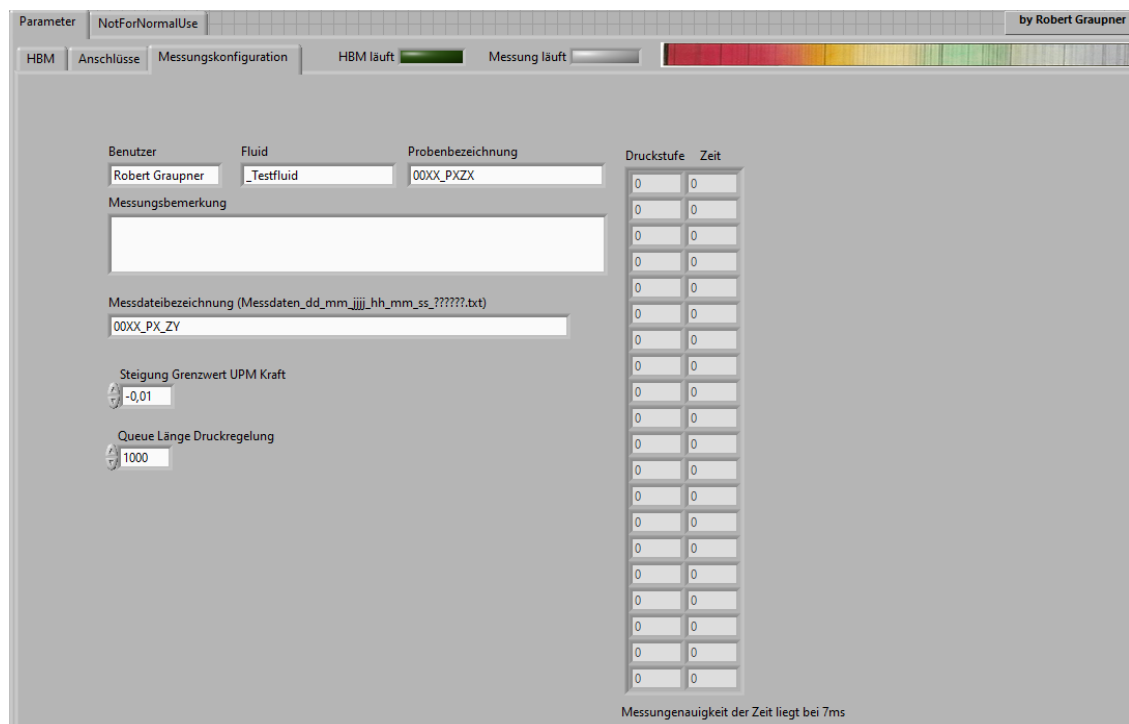
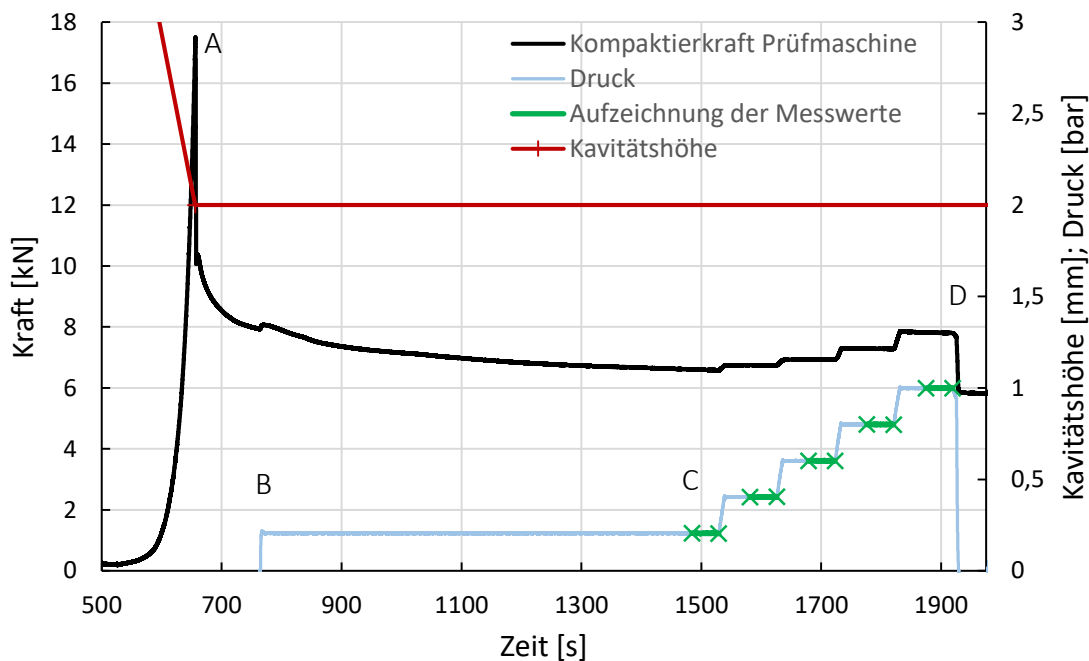


Abb. 6-7: Benutzeroberfläche zur Eingabe des Versuchsablaufs

Zusätzlich werden die gewünschten Druckstufen und die Dauer der Messdatenaufzeichnung (nachdem ein konstanter Volumenstrom detektiert wurde) eingegeben. Anschließend werden die Eingaben in der Benutzeroberfläche der Prüfmaschine vorgenommen. Dies sind die Geschwindigkeit, mit welcher die Prüfmaschine geschlossen (Kompaktiergeschwindigkeit) wird, welche Steifigkeitskorrektur angewendet wird sowie die Abbruchkriterien hinsichtlich der maximal zulässigen Kraft.



Nachdem die Kraftmessdosen für die Fluidauffangbehälter, die Drucksensoren sowie das Videoextensometer und die Kraft der Prüfmaschine variiert wurden, wird geprüft ob alle Sensoren die entsprechenden Daten bereitstellen und diese im Labviewprogramm erfasst werden. Anschließend wird der automatische Prüfablauf der Prüfmaschine gestartet. Die Traverse der Prüfmaschine und der daran montierte obere Teil des Messequipments wird verfahren bis die gewünschte Kavitätshöhe erreicht wurde. Während dieser Kompaktierungsphase steigt die von der UPM auf die Preform aufgebrachte Kraft – wie in Kapitel 6.1.4 beschrieben – bis zum Erreichen der definierten Kavitätshöhe in »Punkt A« von Abb. 6-8 an.



**Abb. 6-8:** Idealisierte Darstellung eines Prüfzyklus entsprechend des Versuchsablaufs; bis Punkt A Kompaktierung; ab Punkt B Sättigung der Preform mit Testfluid; ab Punkt C Aufzeichnung der Messdaten für die transversale Permeabilitätsmessung in den einzelnen Druckstufen (grün dargestellt); D Ende des Prüfzyklus

Anschließend fällt die Kompaktierkraft, begründet durch das Setzverhalten/Nesting innerhalb der Preform, teils stark ab. Um sicherzustellen, dass alle Versuche in einem vergleichbaren Zustand gestartet werden, wird kein fester Zeitwert verwendet. Vielmehr wird ein Schwellwert für die Steigung der Kraftkurve definiert. Sobald die Steigung den genannten Wert unterschreitet, wird durch die Versuchssteuerung die Injektion des Testfluids gestartet (s. Abb. 6-8 »Punkt B«). Das heißt der Sättigungsdruck wird nicht für jede Preform zur gleichen Zeit, sondern bei der gleichen Steigung der von der Prüfmaschine gemessenen Kraft eingestellt, so dass ein reproduzierbares und vergleichbares Verhalten gewährleistet ist. Anschließend wird durch die, in der Steuerung der UPM hinterlegte, Steifigkeitskorrektur die Kavitätshöhe trotz sich verändernder Kraft konstant gehalten (s. Kapitel 6.1.4).

Darauf folgend wird das Testfluid mit bekannter temperaturabhängiger Viskosität mit dem gewünschten und im Programm hinterlegten Sättigungsdruck über den Anguss in die Messzelle eingebracht. Das Fluid tränkt die Preform vollständig und strömt über den Auslass in die beiden Auffangbehälter. Mithilfe von Gleichung (5-3) und dem Präzisionskraftaufnehmer, über den die Masse des Auffangbehälters erfasst wird, kann bestimmt werden, ob der Volumenstrom bereits konstant ist. Dafür wird, mit den erfassten Kraftwerten, kontinuierlich über den Zeitraum von je 3,5 s eine lineare Regression erzeugt und die Steigung berechnet. Über drei Steigungen wird ein gleitender Mittelwert erzeugt. Weichen drei aufeinanderfolgende Werte der Steigung weniger als 1 % vom gleitenden Mittelwert ab, ist der Volumenstrom für die Messung hinreichend konstant. Daraufhin startet die für die transversale Permeabilitätsmessung relevante Datenaufzeichnung (s. »Punkt C« in Abb. 6-8). Anschließend wird der nächste Druck entsprechend der Eingaben im Versuchsablauf eingestellt und der Vorgang wird wiederholt. In der Regel wird auf diesem Weg ein Zyklus mit fünf Druckstufen vermessen (bis »Punkt D« in Abb. 6-8).

In Tab. 6-2 sind Werte aufgeführt, die für den automatisierten Ablauf verwendet wurden. Wenn nicht beschrieben, wurden für die Versuche der vorliegenden Arbeit die angegebenen Werte verwendet.

**Tab. 6-2: Standardwerte zur Definition der Versuchsdurchführung**

Beschreibung	Einheit	Wert
Kompaktiergeschwindigkeit	mm/min	1
Schwellwert für die Steigung der Kraftkurve (definiert den Start der Sättigung)	N/s <sup>2</sup>	-0,01
Sättigungsdruck	bar	0,2

## 6.2.2 Repräsentative Versuchsauswertung

Für die Versuchsauswertung werden durch das Labviewprogramm zwei Datensätze erfasst:

- Aus Gründen der Übersichtlichkeit und der Datenmenge besteht die Messdatendatei zur Bestimmung der transversalen Permeabilität nur aus einem Header und beinhaltet alle Werte, die zur makrobasierten Auswertung der transversalen Permeabilität notwendig sind. Dabei werden nur Daten aus den konstanten Phasen einer Druckstufe für die vorab definierte Messdauer aufgezeichnet. Dies entspricht den in Abb. 6-8 grün dargestellten Bereichen. Alle Werte, die vor der ersten, nach der letzten sowie zwischen den konstanten Druckstufen erfasst werden, sind in dieser Datei nicht abgelegt. Ein repräsentativer Ausschnitt einer Messdatendatei sowie die Auflistung der darin befindlichen Messdaten ist in Anhang A-b dargestellt.

- In der Rohdatendatei hingegen werden alle Daten ab dem Versuchsstart bis zum Versuchsende aufgezeichnet. Dies umfasst zusätzlich zu den – für die reine Bestimmung der transversalen Permeabilität nötigen – Messdaten auch die Phase der Kompaktierung der Preform, die Sättigungsphase und alle Druckübergänge zwischen den konstanten Druckstufen sowie das Einschwingen in die Druckstufen. Anhand der Rohdatendatei können, falls nötig, weitere Auswertungen vorgenommen werden, welche zusätzlich zur transversalen Permeabilität Informationen liefern, die bei der Interpretation der Ergebnisse hilfreich sein können. Dazu zählen beispielsweise das Kompaktierungs- und Relaxionsverhalten der Preform oder die maximal aufgebrachte Kraft sowie die Dauer der Sättigungsphase.

Die Schritte zur Versuchsauswertung werden im Folgenden beschrieben. Das Vorgehen wurde in einem VBA Makro programmiert, welches auf die Messdatensätze angewendet wurde.

1. Die Werte des Präzisionskraftaufnehmers werden über der Zeit aufgetragen. Mit Hilfe einer linearen Regression werden Schwankungen ausgeglichen. Anschließend wird die Differenz der Kraftwerte bei Beginn und Ende der Druckstufe bestimmt. Mit Gleichung (5-3) wird der mittlere Volumenstrom über den Messzeitraum bestimmt.
2. Für weitere, zur Berechnung der transversalen Permeabilität, notwendige Größen wird das arithmetische Mittel über den Messzeitraum bestimmt. Dazu gehören der absolute Druck sowie die Temperatur im Anguss und im Auslass.
3. Aus den absoluten Druckwerten zwischen Anguss und Auslass wird die treibende Druckdifferenz bestimmt.
4. Der Volumenstrom wird im Folgenden gegen die treibende Druckdifferenz aufgetragen.
5. Das Vorgehen der Punkte 1 bis 4 wird für die weiteren Druckstufen wiederholt.
6. Mit den ermittelten Datenpunkten kann die Darcy-Gerade bestimmt werden (s. Abb. 6-9). Sie entspricht einer linearen Regression durch die Messwerte und den Ursprung. Der Vorteil dieses Vorgehens ist bereits in Kapitel 5.3.1 beschrieben.
7. Die Steigung der Darcy-Geraden stellt den Quotienten aus Volumenstrom und Druckdifferenz in Gleichung (5-1) dar.
8. Aus den Temperaturen (Anguss und Auslass) jeder Druckstufe wird eine mittlere Prüftemperatur der Druckstufe ermittelt und daraus eine mittlere Prüftemperatur über den gesamten Prüfzyklus bestimmt.
9. Für die so bestimmte Temperatur wird mit Hilfe der zur Verfügung stehenden Viskositätskurve des Testfluids durch Interpolation die Viskosität berechnet.
10. Die Preformfläche ist bekannt und kann direkt in Gleichung (5-1) eingesetzt werden.

11. Die Kavitätshöhe wird den aufgezeichneten Daten entnommen. Eine korrekte Versuchsdurchführung und Steifigkeitskompensierung vorausgesetzt, ist die Kavitätshöhe konstant.
12. Alle vorliegenden Größen werden in Gleichung (5-1) eingebracht und daraus die transversale Permeabilität berechnet.

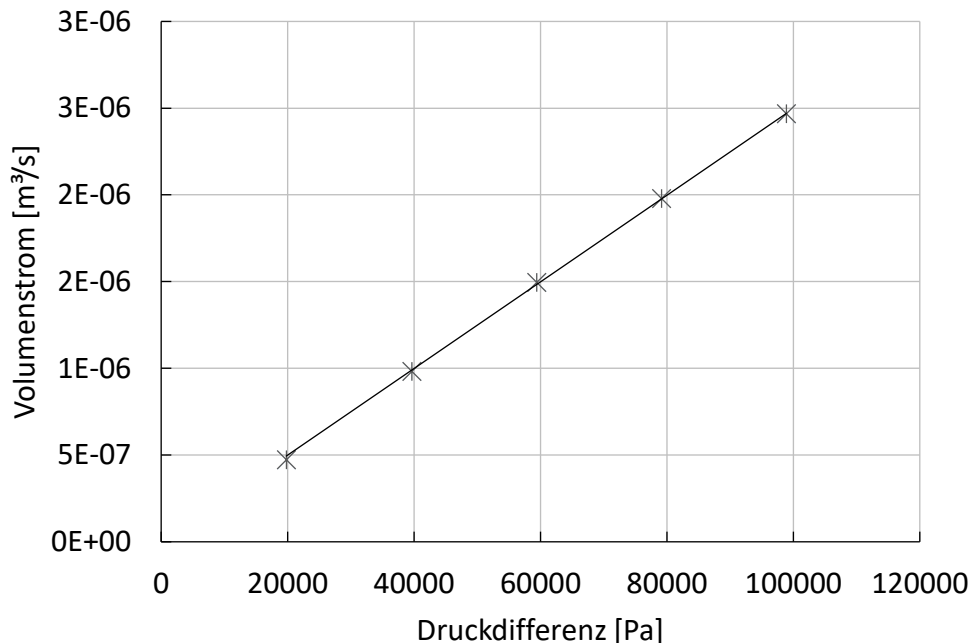


Abb. 6-9: Darcy-Gerade zur Bestimmung der transversalen Permeabilität

## 6.3 Validierung der Messmethode

Für die Validierung eines Messsystems bietet es sich an ein Material mit bekannten Eigenschaften zu vermessen. Anhand der Abweichung des Messwertes von der bekannten Größe des Referenzmaterials kann die Genauigkeit bestimmt werden. Wie in Kapitel 2.3 beschrieben wird, kann auf diese Methode für transversale Permeabilitätsmesssysteme nicht zurückgegriffen werden. Um die Qualität des Messequipments und der Messmethode zu prüfen, werden im Folgenden die Versuche beschrieben, welche durchgeführt wurden, um die Wirksamkeit der umgesetzten Entwicklungen und Optimierungen zu überprüfen. Dabei wird unterschieden in:

- Funktionsversuche, welche zeigen sollen, dass die in Kapitel 5.3.2 genannten Effekte wirksam ausgeschlossen werden können,
- Versuche zur Validierung der Integrität einzelner Messdaten beispielsweise der Kavitätshöhe,
- Versuche zur Reproduzierbarkeit der Messwerte.

### 6.3.1 Einfluss der Sinterplatten

Die Sinterplatten, die als Stützstruktur eine gleichmäßige Kompaktierung der Preform und gleichzeitig eine homogene Fluidverteilung gewährleisten sollen, werden zusätzlich in die Messzelle eingebracht. Es besteht die Annahme, dass bei der Verwendung der gesinterten Stützstrukturen das Messergebnis beeinflusst wird. Ob dadurch ein messbarer Einfluss auf die Ergebnisse der Permeabilitätsversuche einhergeht, wird im Folgenden untersucht.

In empirischen Studien mit einem Freistrahler aus Wasser konnte gezeigt werden, dass trotz eines hohen Volumenstroms (etwa  $3,6E-5 \text{ m}^3/\text{s}$ ) kein nennenswerter Strömungswiderstand zu erwarten ist. Der in den späteren Messungen höchste ermittelte Volumenstrom beträgt  $1,98E-5 \text{ m}^3/\text{s}$  ( $\sim 55 \%$ ), wobei beim überwiegenden Anteil der Messungen Volumenströme in den Größenordnungen von  $1E-7 \text{ m}^3/\text{s}$  bis  $1E-6 \text{ m}^3/\text{s}$  auftreten. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die Sinterplatten keinen signifikanten Strömungswiderstand hervorrufen.

Darüber hinaus kann aus dem Datenblatt des verwendeten Sintermaterials die Permeabilität von  $4,63E-10 \text{ m}^2$  entnommen werden. Diese ist im Vergleich mit den zu erwartenden Permeabilitätswerten im Bereich  $1E-12 \text{ m}^2$  bis  $1E-14 \text{ m}^2$  mindestens 1,5 Größenordnungen höher.

Der durch die Sinterplatten hervorgerufene Druckverlust lässt sich mit der Permeabilitätsangabe aus dem Datenblatt und unter der Annahme der oben genannten typischen Volumenströme mit Hilfe von Gleichung (5-1) ermitteln. Der Druckverlust nimmt dabei Werte zwischen  $0,02 \%$  und  $0,2 \%$  an. Für den oben genannten größten ermittelten Volumenstrom ergibt sich ein Druckverlust von  $0,9 \%$ .

Der Einfluss der Sinterplatten auf das Gesamtergebnis der Permeabilitätsmessung wird, begründet durch die sehr kleinen Werte des durch sie hervorgerufenen Druckabfalls von deutlich unter einem Prozent, als zu vernachlässigen angesehen. In der weiteren Arbeit wird auf eine Korrektur der Messwerte diesbezüglich verzichtet.

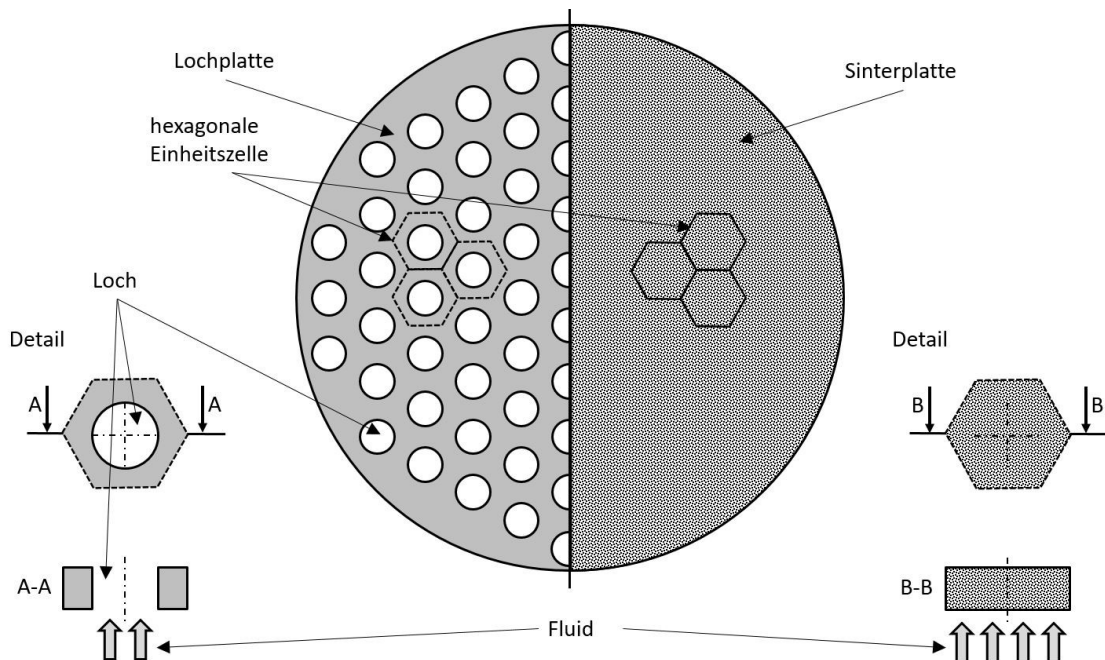
### 6.3.2 Simulation

Im Kapitel 5.3.2.3 wurde gezeigt, dass sich bei der ausschließlichen Verwendung von Lochplatten für die Kompaktierung, Ondulationen der Faserlagen ergeben können und sich dadurch lokale Abweichungen zum gewünschten Faservolumenanteil ergeben. Das Ergebnis der transversalen Permeabilitätsmessung ist folglich sowohl von der Lochplattengeometrie als auch vom Material abhängig. Um diesen systematischen Fehler zu vermeiden, wurden die in Kapitel 6.1.2.2 beschriebenen zusätzlichen Sinterplatten als Verteilerstrukturen eingebracht.

Werden mit identischem Material Versuche mit dem konventionellen Aufbau (ausschließlich mit Lochplatten zur Kompaktierung) und Versuche mit den zusätzlichen Verteilerstrukturen durchgeführt, tritt nicht immer eine Abweichung der Messwerte in

die gleiche Richtung auf. Im Vergleich zur homogenen transversalen Durchströmung der Preform, resultieren aus der ausschließlichen Verwendung der Lochplatten zwei Effekte:

1. Die Maskierung der Preform durch die Lochplatte ergibt eine reduzierte Fläche, die für den Übertritt des Fluids aus der Lochplatte in die Preform zur Verfügung steht. (akkumulierte Fläche aller Löcher im Messbereich s. Anhang A-a sowie Tab. A-1). Im Vergleich zu den Messungen mit den zusätzlichen Verteilerstrukturen ergibt sich dadurch ein geringerer Volumenstrom. Dieser Effekt ist in Abb. 6-10 durch die Anzahl der Fluidpfeile in den Schnittdarstellungen schematisch gezeigt. Für die Berechnung der transversalen Permeabilität nach Gleichung (5-1) wird jedoch die gesamte Fläche im Messbereich verwendet, so dass es zu einem vermeintlich geringeren Messwert kommt.
2. Gleichzeitig kann es im Bereich der Löcher zu Ondulationen kommen (s. Abb. 5-7), wodurch sich lokal geringere Faservolumenanteile und daraus resultierend höhere lokale Permeabilitätswerte ergeben (s. Abb. 5-1). Durch die höheren Permeabilitätswerte ist in diesen Bereichen auch mit lokal höheren Volumenströmen und somit auch mit einem erhöhten Gesamtvolumenstrom zu rechnen. Entsprechend wirkt sich dieser Effekt steigernd auf den Messwert aus. Die Ausprägung der Ondulationen hängt sowohl vom Durchmesser der Löcher als auch vom Material ab. Ein Leinwandgewebe, bei dem sich Kett- und Schussfäden gegeneinander abstützen wird, vermeintlich eine geringe Ondulation zeigen als ein locker vernähtes NCF Material oder ein Atlas Gewebe.



**Abb. 6-10: Einheitszellen inklusive Detail und Schnitt an einer Lochplatte (links) und einer Sinterplatte (rechts) – schematische Darstellung**

Basierend auf dem ersten Effekt erfolgt eine reduzierende Verfälschung, durch den zweiten Effekt eine erhöhende Verfälschung des Messwertes der transversalen Permeabilität. Durch die Abhängigkeit von Geometrie und Material ist eine allgemeingültige Aussage darüber welcher Effekt überwiegt nicht möglich. Für das Material »Ref 1« wurde mit dem optimierten Messsystem und den zusätzlichen Verteilerstrukturen eine Korrelation für die transversale Permeabilität und den Faservolumenanteil erstellt (s. Abb. 5-1).

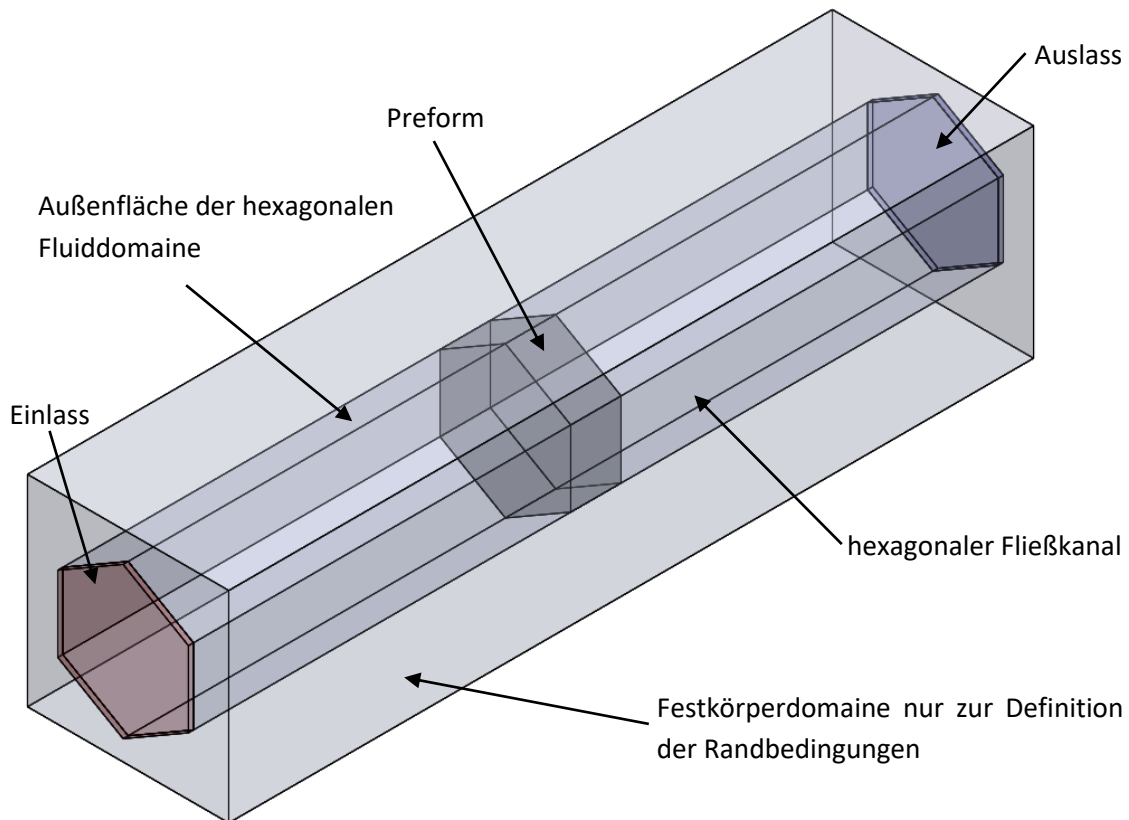
Mit Hilfe numerischer Fluidsimulationen soll der Einfluss der beschriebenen Effekte separat für das Material »Ref 1« abgeschätzt werden. Dabei werden folgende Schritte durchgeführt:

1. Aufbau einer geeigneten Einheitszelle. Validierung des numerischen Modells anhand vorliegender Versuchsergebnisse basierend auf dem Material »Ref 1« bei identischen Randbedingungen (Preformdicke, gesättigte Messung, gleiche geometrische Abmessungen).
2. Durch Maskierung reduzierte Fläche für den Übergang des Fluids in die Preform
  - a. Isotropes Permeabilitätsmodell
  - b. Orthotropes Permeabilitätsmodell
  - c. Reduzierter Lochdurchmesser
3. Ondulationen im Bereich der Löcher
  - a. Längerer Fließweg durch Ondulationen
  - b. Ondulationsbedingt lokal geringere Faservolumenanteile.

Für die Fluidsimulation werden nur die Preform und die anliegenden Lochplatten betrachtet. Durch geeignete Auswahl von Symmetriebedingungen wird die Einheitszelle auf einen hexagonalen Bereich mit einer Kantenlänge von 3 mm reduziert (s. Abb. 6-10). Zur Festlegung der Randbedingungen in der Simulationssoftware wird eine Fluiddomäne entsprechend der hexagonalen Einheitszelle sowie eine Festkörperdomäne erstellt (s. Abb. 6-11). Für die Simulation wird ausschließlich die hexagonale Einheitszelle betrachtet. In der Mitte der Fluiddomäne – zwischen Einlass und Auslass – wird die Preform durch ein poröses Medium definiert, für welches in der Simulation die Permeabilität vorgegeben werden kann. Die Abmessungen entsprechen dabei der repräsentativen Preformdicke  $l = 2$  mm. Die Außenflächen der hexagonalen Fluiddomäne werden als Symmetrie definiert, so dass die gesamte Prüffläche des Messsystems durch ein Vielfaches der Einheitszelle abgebildet werden kann. Um das Strömungsverhalten bei der Verwendung von Sinterplatten zu simulieren wird eine Einheitszelle gemäß Abb. 6-11 verwendet. Dies entspricht der in Abb. 6-10 auf der rechten Seite dargestellten Variante. Das Strömungsverhalten bei der Verwendung von Lochplatten und der daraus resultierenden Maskierung wird durch eine Einheitszelle wie sie in Abb. 6-13 dargestellt ist simuliert. Dies entspricht der in Abb. 6-10 links dargestellten Variante.

Zur Reduzierung von numerischen Randeffekten haben die davor und dahinterliegenden Kanäle eine Länge von jeweils 14 mm (Faktor 7 bezogen auf das poröse Medium).

Die Fläche einer Einheitszelle ergibt sich zu  $A_{EZ} = 2,338E-5 \text{ m}^2$ . Aus den Messdaten zum Material »Ref 1«, die mit dem optimierten Messsystem ermittelt wurden, ist die mittlere transversale Permeabilität mit  $2,82E-13 \text{ m}^2$  bei einem Faservolumenanteil von 0,55 bekannt. Mit Gleichung (2-1) und den zusätzlich vorhandenen Daten zur Dichte des Testfluids ( $\rho_L = 920 \text{ kg/m}^3$ ), der dynamischen Viskosität ( $\mu = 6,1E-2 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ ), der Preformdicke  $l = 2 \text{ mm}$  sowie dem Differenzdruck von  $\Delta p = 20000 \text{ Pa}$  berechnet sich der Massenstrom für eine Einheitszelle zu  $\dot{m}_{EZ} = 9,954E-7 \text{ kg/s}$ .



**Abb. 6-11: Repräsentative Einheitszelle bei der Verwendung von Sinterplatten zur Validierung des numerischen Modells der Simulation gemäß Schritt 1**

Im Folgenden werden für alle Simulationen der Massenstrom der Einheitszelle am Einlass und der statische Umgebungsdruck von  $101325 \text{ Pa}$  am Auslass als Randbedingung verwendet. Die sechs Seiten, die die Fluiddomäne begrenzen werden als ideale Wand definiert.

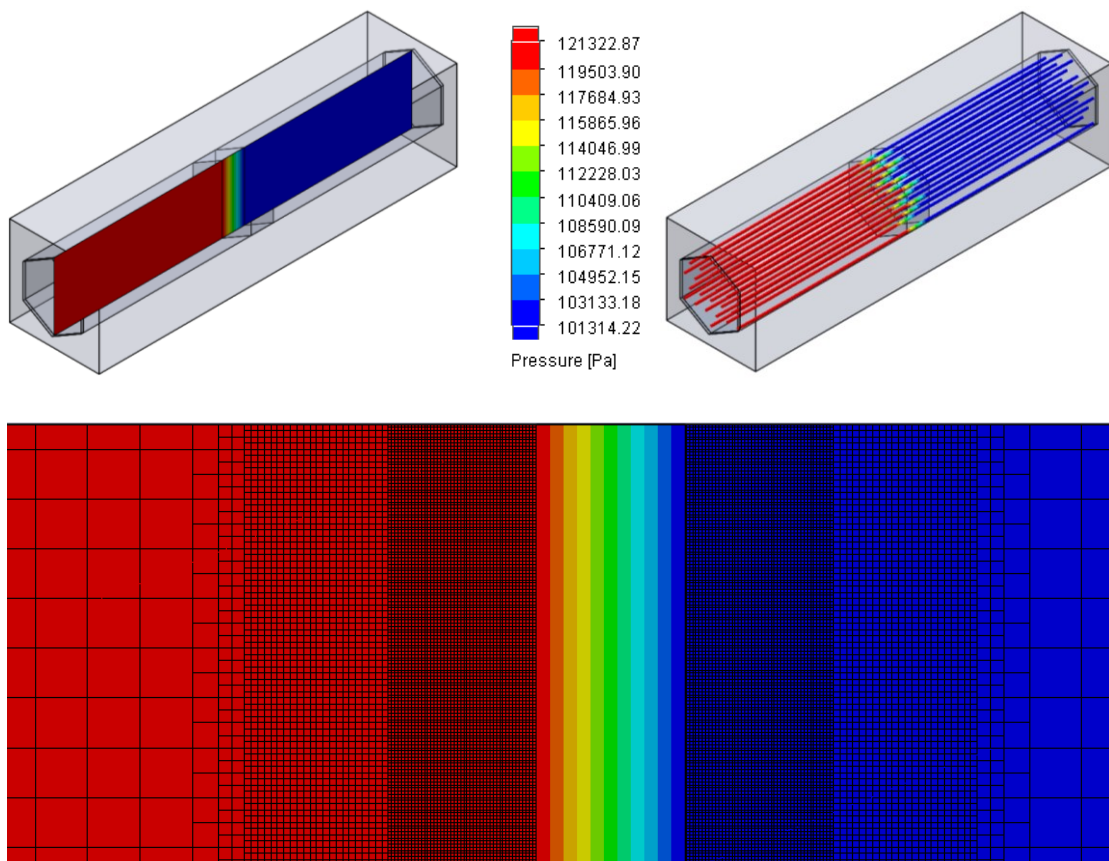
**Schritt 1:** Für den ersten Schritt, **die Validierung des numerischen Modells**, wird dem porösen Medium die, aus den Messungen ermittelte, transversale Permeabilität zugeordnet ( $K_{33} = 2,82E-13 \text{ m}^2$ ). Davon ausgehend, dass durch die gesinterten Verteilerstrukturen keine signifikante Druckdifferenz entsteht und diese folglich nicht modelliert werden müssen, entspricht die Simulation damit dem Aufbau des optimierten Messsystems bzw. der Abb. 6-10 rechts. Für die Validierung wird unter der Voraussetzung,



dass sowohl das Modell als auch die Diskretisierung und das Netz passend gewählt wurden, folgendes Ergebnis erwartet:

- Überdruck am Einlass 20000 Pa,
- Gleichmäßiger Abfall des Drucks über die Preform,
- Strömungslinien hauptsächlich in axialer Ausrichtung.

In Abb. 6-12 sind die Simulationsergebnisse dargestellt. Die Gesamtzahl der verwendeten Elemente beträgt ca. 1,5 Millionen, wobei eine graduelle Netzverfeinerung von außen in die Mitte durchgeführt wurde. Es kann festgestellt werden, dass sowohl der Druck als auch die Stromlinien den Erwartungen entsprechen. Darüber hinaus wird ein absoluter Eingangsdruck von 121323 Pa berechnet. Die Abweichung der Simulation beträgt damit etwa 0,1 %. Basierend auf den qualitativen und quantitativen Ergebnissen wird das Modell als valide eingestuft.

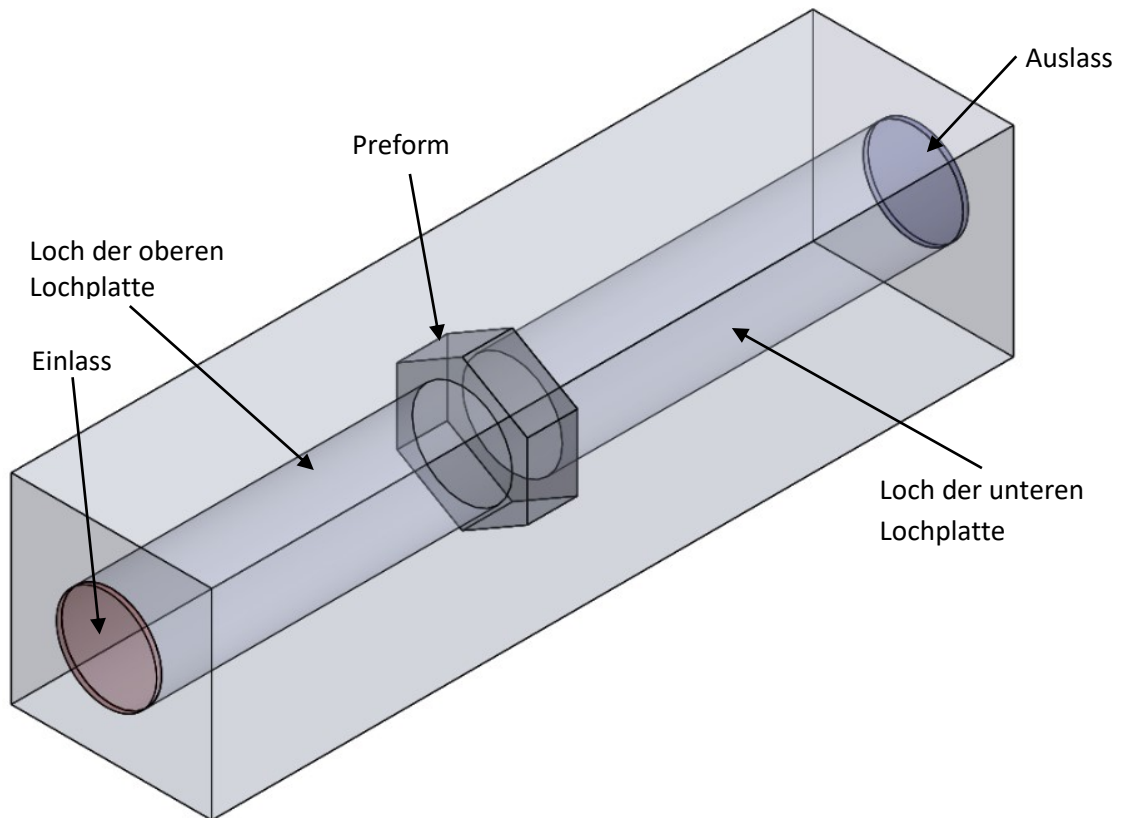


**Abb. 6-12:** Simulationsergebnisse der Validierung des numerischen Modells, Druckverteilung (links oben), Darstellung der Strömungslinien (rechts oben), Schnitt durch die Fluiddomäne zur Darstellung der Vernetzung (unten)

**Schritt 2:** Der zweite Schritt soll zeigen wie sich die Strömung verhält, wenn Teile der Oberfläche der Einheitszelle durch die Lochplatten abgedeckt sind und somit die **Fläche für das Fluid reduziert wird**. Zu diesem Zweck wird die Geometrie der Abb. 6-13 entsprechend verändert. Die Fluiddomäne vor und hinter dem porösen Medium

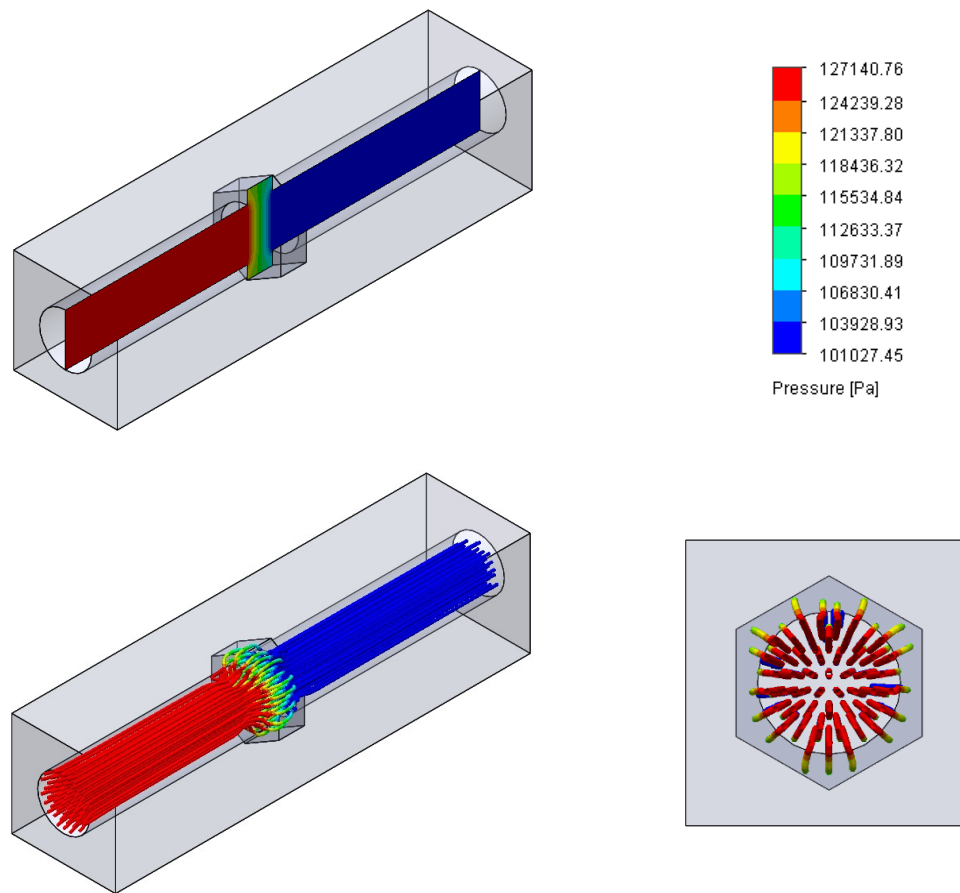
wird als Kanal mit kreisrundem Querschnitt umgesetzt. Der Durchmesser entspricht mit 4 mm dem Durchmesser der Lochplatten aus dem Messsystem, wenn dieses ohne die gesinterten Verteilerstrukturen verwendet wird. Das poröse Medium bleibt unverändert.

**Schritt 2a:** Zunächst werden für die transversale Permeabilität und die beiden lateralen Permeabilitätswerte identische Werte, also ein isotropes Permeabilitätsmodell, verwendet ( $K_{11} = K_{22} = K_{33} = 2,82E-13 \text{ m}^2$ ).



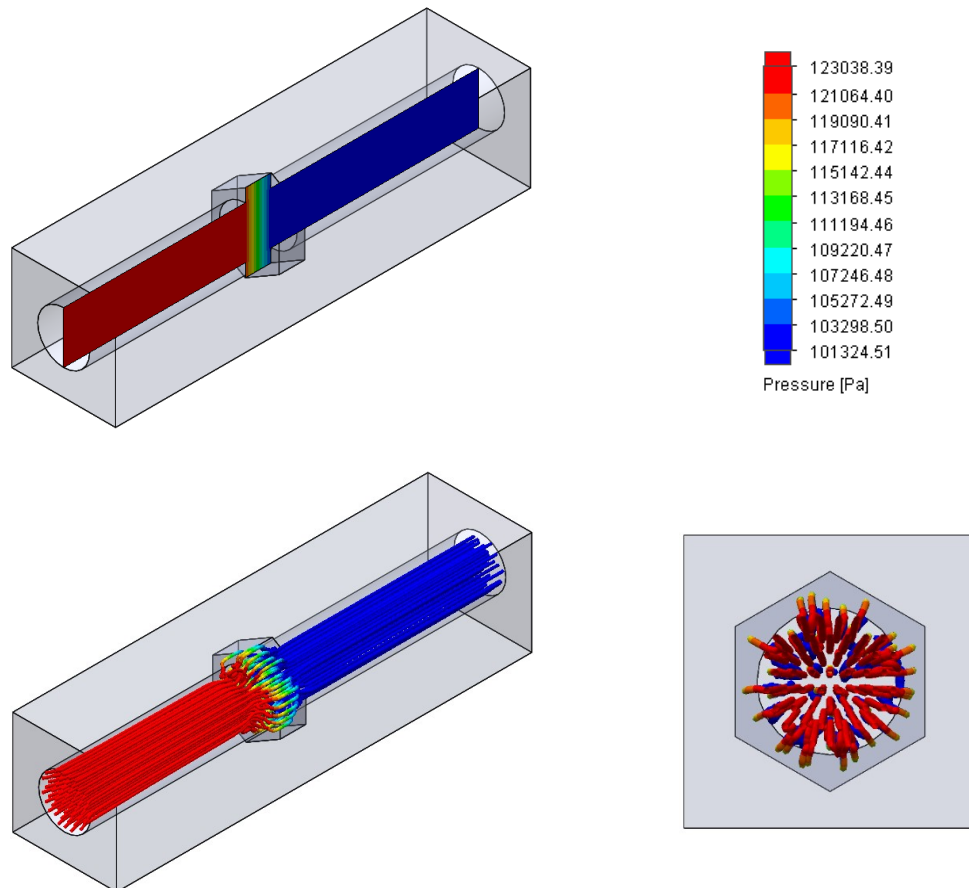
**Abb. 6-13: Repräsentative Einheitszelle bei Verwendung von Lochplatten zur Simulation der Auswirkungen von Maskierung der Preformfläche durch Lochplatten**

Das Simulationsergebnis zeigt einen absoluten Eingangsdruck von 127133 Pa. Wird dieser zur Berechnung der transversalen Permeabilität verwendet und auf die Gesamtfläche der Einheitszelle  $A_{EZ}$  bezogen, so ergibt sich der Wert für  $K_{33}$  zu  $2,19E-13 \text{ m}^2$ , was einer reduzierenden Verfälschung von -22,5 % entspricht. Die Darstellung der Druckverteilung und der Stromlinien (s. Abb. 6-14) zeigen, dass erwartungsgemäß die Randbereiche des hexagonalen porösen Mediums nicht in gleichem Maße am transversalen Fluidaustausch teilhaben.



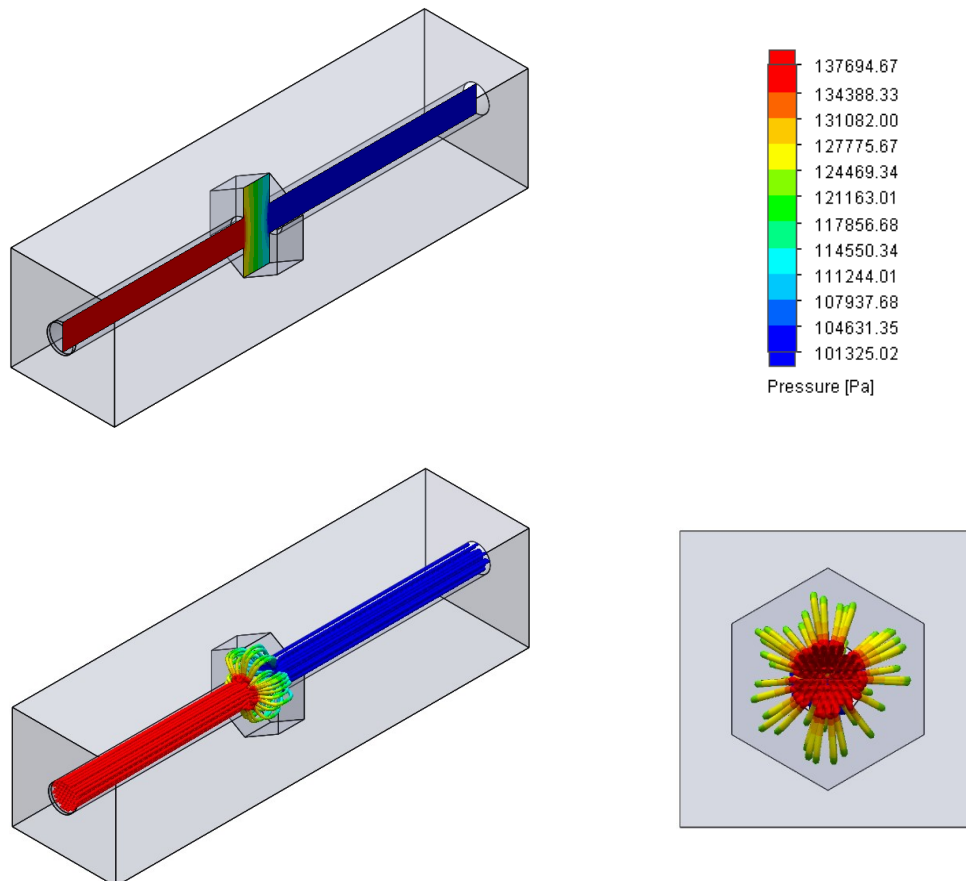
**Abb. 6-14:** Simulationsergebnisse für Schritt 2a (isotropes Permeabilitätsmodell mit reduzierter Fläche für den Übergang des Fluids in die Preform), Druckverteilung (links oben), Strömungslinien isometrische Darstellung (links unten) und als Projektion senkrecht zur Strömungsrichtung durch die Preform (rechts unten)

**Schritt 2b:** Für die nächste Simulation wird das isotrope Permeabilitätsmodell durch ein vereinfachtes orthotropes Permeabilitätsmodell ersetzt, wobei der Literatur entsprechend die lateralen Permeabilitätswerte etwa eine Größenordnung größer sind als der Wert für die transversale Permeabilität ( $K_{11} = K_{22}$  und  $K_{11} = 10 \cdot K_{33}$ ) [16]. Durch die einfachere laterale Verteilung des Fluids ist der Effekt nicht so ausgeprägt wie beim isotropen Permeabilitätsmodell. Mit einem absoluten Eingangsdruck von 122922 Pa berechnet sich der Wert für  $K_{33}$  zu  $2,61E-13 \text{ m}^2$  und es folgt eine reduzierte Verfälschung der transversalen Permeabilität um -7,4 %. Die Ergebnisse sind in Abb. 6-15 dargestellt.



**Abb. 6-15:** Simulationsergebnisse für den Schritt 2b (orthotropes Permeabilitätsmodell mit reduzierter Fläche für den Übergang des Fluids in die Preform), Druckverteilung (links oben), Strömungslinien isometrische Darstellung (links unten) und als Projektion senkrecht zur Strömungsrichtung durch die Preform (rechts unten)

**Schritt 2c:** Eine weitere Simulation mit dem identischen orthotropen Permeabilitätsmodell - jedoch mit einem Kanaldurchmesser von 2 mm - ergibt mit einem absoluten Eingangsdruck von 137695 Pa einen Wert für  $K_{33}$  von  $1,55E-13 \text{ m}^2$ , so dass eine reduzierte Verfälschung der transversalen Permeabilität von -45% auftritt (s. Abb. 6-16).



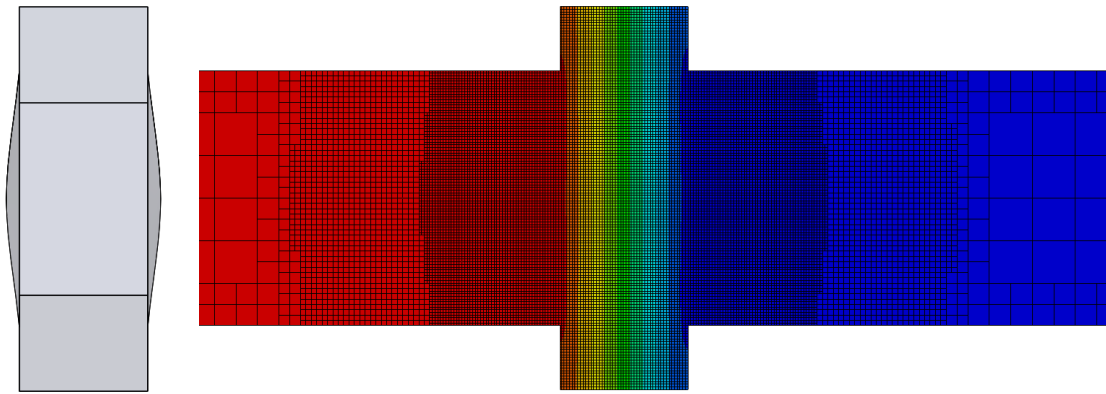
**Abb. 6-16:** Simulationsergebnisse für den Schritt 2c (orthotropes Permeabilitätsmodell mit reduzierter Fläche für den Übergang des Fluids in die Preform, 2 mm Kanaldurchmesser), Druckverteilung (links oben), Strömungslinien isometrische Darstellung (links unten) und als Projektion senkrecht zur Strömungsrichtung durch die Preform (rechts unten)

Zusammenfassend wird festgestellt, dass die Maskierung der Preform durch die Verwendung von Lochplatten einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf den Messwert der transversalen Permeabilität hat. Dies wurde mit Simulationen ausgehend von Messwerten des Materials »Ref 1« gezeigt. Die Ausprägung des Effekts hängt sowohl von der Geometrie der Kompaktierplatten als auch vom Material ab. Der Einfluss der Geometrie wurde durch den Vergleich zweier Lochdurchmesser gezeigt. Es ist davon auszugehen, dass sich die Verteilung und der Abstand zwischen den Löchern auf die Messwerte in gleichem Maße auswirken. Bezüglich des Materials wurde gezeigt, dass das

Verhältnis der Werte aus dem Permeabilitätstensor ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf den Einfluss des Maskierungseffektes hat.

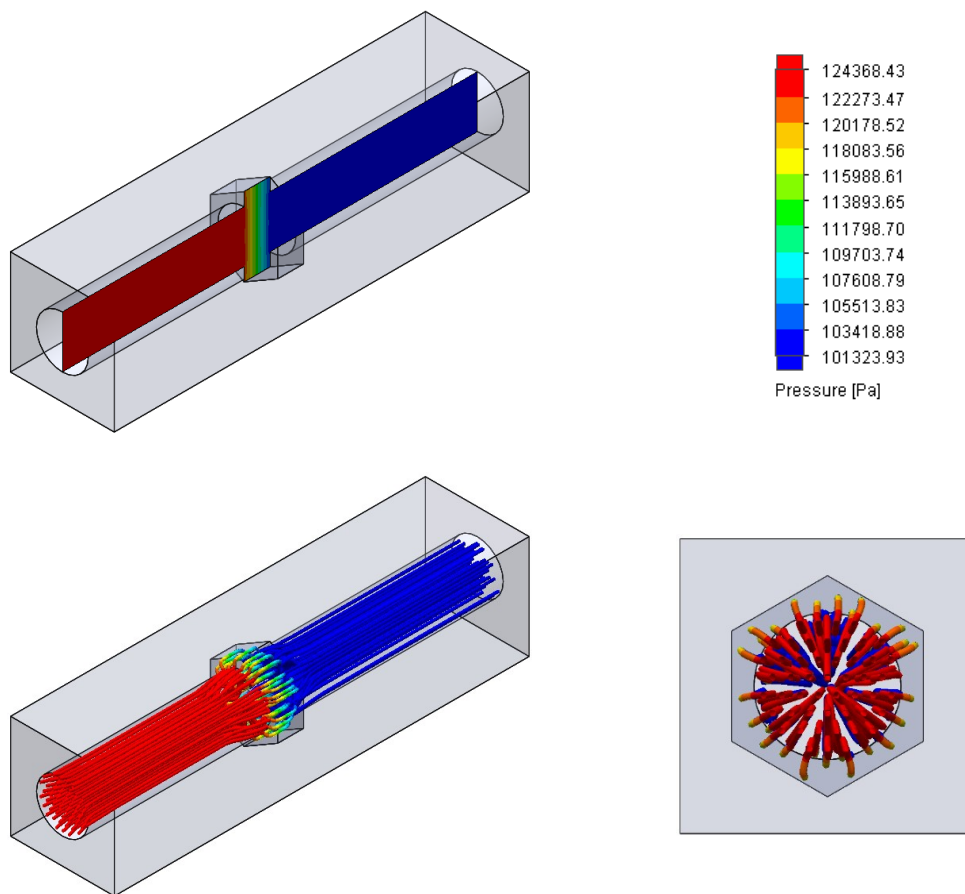
**Schritt 3:** Im dritten Schritt der Simulation wird die Auswirkung der **Ondulation in die Löcher** der Lochplatten untersucht. Auf Basis des Materials »Ref 1« konnte die Ausprägung der Ondulation im Schliffbild (s. Abb. 5-7) dargestellt werden. Durch eine Regression der Ondulation des Schliffbilds kann diese analytisch ausgedrückt werden (s. Anhang A-c).

**Schritt 3a:** Eine erste Betrachtung zeigt nur den Einfluss der durch die Ondulation längeren Fließwege. Zu diesem Zweck wurde das Modell entsprechend angepasst (Geometrie und Netz s. Abb. 6-17). Das Permeabilitätsmodell ist weiterhin orthotrop mit  $K_{33} = 2,82E-13 \text{ m}^2$  und  $K_{11} = K_{22}$  und  $K_{11} = 10 \cdot K_{33}$ .



**Abb. 6-17:** Anpassung von Geometrie und Netz zur Simulation längerer Fließwege verursacht durch Ondulation

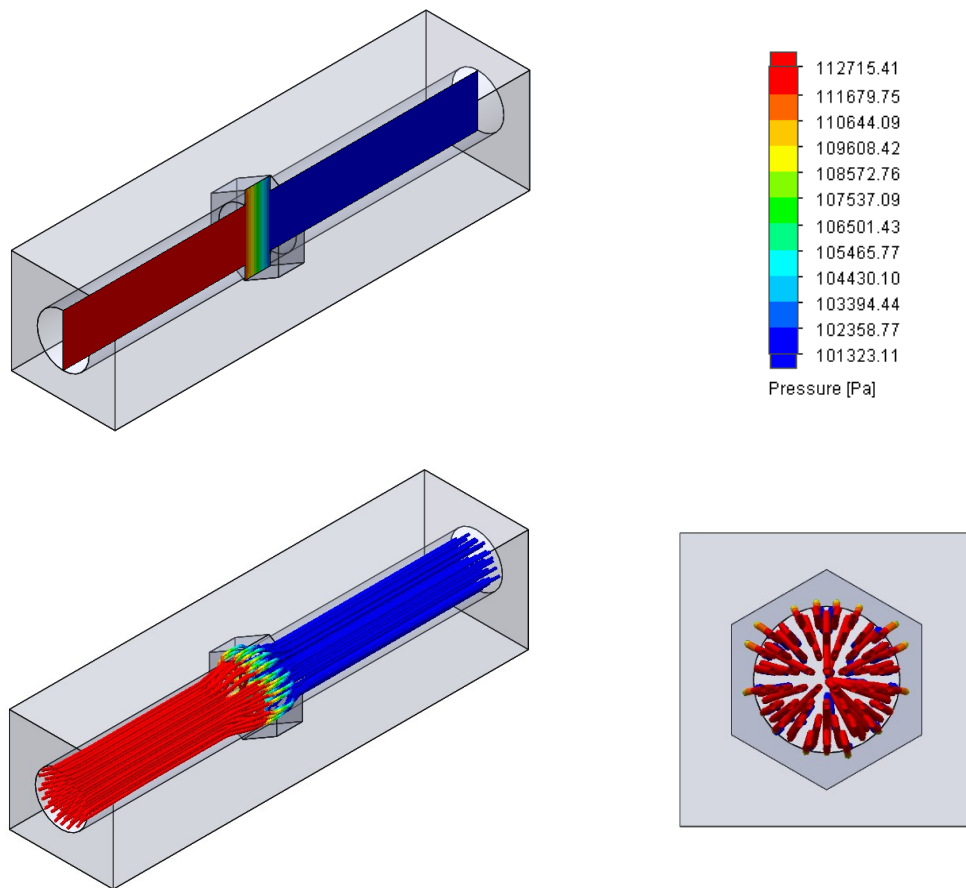
Die Simulationsergebnisse (s. Abb. 6-18) zeigen für den absoluten Eingangsdruck von 124376 Pa einen resultierenden Wert für  $K_{33}$  von  $2,45E-13 \text{ m}^2$ . Das vorliegende Simulationsergebnis enthält bereits den Effekt der Maskierung und des orthotropen Permeabilitätsmodells. Diese haben bereits eine reduzierte Verfälschung von -7,4 % gezeigt. Durch die verlängerten Fließwege resultiert akkumuliert eine reduzierte Verfälschung der transversalen Permeabilität von -13,2 %.



**Abb. 6-18:** Simulationsergebnisse für den Schritt 3a (orthotropes Permeabilitätsmodell mit reduzierter Fläche für den Übergang des Fluids in die Preform unter Berücksichtigung der Fließwegverlängerung durch Ondulation), Druckverteilung (links oben), Strömungslinien isometrische Darstellung (links unten) und als Projektion senkrecht zur Strömungsrichtung durch die Preform (rechts unten)

**Schritt 3b:** Durch die Ondulationen wird die Preform im Bereich der Löcher nicht auf die gewünschte Kavitätshöhe kompaktiert. Zwangsläufig ergibt sich eine Abweichung vom gewünschten Faservolumenanteil durch die im Bereich der Löcher höheren Faservolumenanteile. Mit Hilfe des Schliffbilds aus Abb. 5-7 und der Regression wird die Gesamtfläche der Preform im Lochbereich bestimmt (s. Anhang A-c). Mit der Fläche wird eine Näherung des mittleren Faservolumenanteils bestimmt. Diese beträgt im vorliegenden Fall  $V_f = 0,484$ . Aus den Messdaten zum Material »Ref 1« und der daraus gebildeten Korrelation zwischen transversaler Permeabilität und Faservolumenanteil (s. Abb. 5-1) kann der zugehörige Wert  $K_{33} = 7,67E-13 \text{ m}^2$  abgelesen werden. Wird der ursprünglich im orthotropen Permeabilitätsmodell verwendete Wert für  $K_{33}$  mit diesem Wert ersetzt, zeigt die Simulation einen absoluten Eingangsdruck von 112715 Pa, womit sich die transversale Permeabilität zu  $4,96E-13 \text{ m}^2$  berechnet, was einer erhöhenden Verfälschung des Messwertes der transversalen Permeabilität von 75,6 % entspricht. Eine relevante qualitative Veränderung des Strömungsverhaltens im Vergleich zu den Ergebnissen aus der Simulation 3a ist nicht zu erkennen (s. Abb. 6-19).





**Abb. 6-19:** Simulationsergebnisse für den Schritt 3b (orthotropes Permeabilitätsmodell mit reduzierter Fläche für den Übergang des Fluids in die Preform unter Berücksichtigung der Fließwegverlängerung durch Ondulation sowie angepasstem Faservolumenanteil), Druckverteilung (links oben), Strömungslinien isometrische Darstellung (links unten) und als Projektion senkrecht zur Strömungsrichtung durch die Preform (rechts unten)

Im Folgenden sollen alle Effekte der Simulationsergebnisse auf die gesamte Einheitszelle angewendet werden. Für den Lochbereich werden die Ergebnisse des Simulationsschrittes 3b verwendet. Darin enthalten ist der Effekt der Ondulation und der sich daraus ergebenden längeren Fließwege sowie die lokal höhere transversale Permeabilität. Der übrige Bereich der Einheitszelle wird durch die Simulation 2b wiedergegeben.

Mit Gleichung (2-1) kann der Volumenstrom für die beiden Bereiche berechnet werden, wobei die entsprechenden Flächen verwendet werden (s. Anhang A-a und Tab. A-1). Der resultierende Gesamtvolumenstrom beträgt  $1,46\text{E-}9 \text{ m}^3/\text{s}$ . Wird damit der mittlere transversale Permeabilitätswert für die Einheitszelle berechnet, ergibt sich dieser zu  $3,8\text{E-}13 \text{ m}^2$ . Die Abweichung zum Ausgangswert, welcher für die Simulation verwendet wurde, beträgt fast 35 %.

In Tab. 6-3 sind die Ergebnisse der Simulationen zusammengetragen. Der Überblick zeigt, wie sich die beschriebenen Effekte auf den transversalen Permeabilitätswert auswirken. Dabei wird ersichtlich, dass sich reduzierende und erhöhende Auswirkungen



teilweise aufheben. Wie stark die einzelnen Effekte ausgeprägt sind, kann aufgrund der Geometrie- und Materialabhängigkeit nicht verallgemeinert werden.

**Tab. 6-3: Zusammenfassung der Simulationsergebnisse**

Simulation Nr.	Beschreibung	Verfälschung der transversalen Permeabilität [%]
1	Validierung	0,01
2a	Lochdurchmesser 4 mm; isotropes Permeabilitätsmodell	-22,5
2b	Lochdurchmesser 4 mm; orthotropes Permeabilitätsmodell	-7,4
2c	Lochdurchmesser 2 mm; orthotropes Permeabilitätsmodell	-45
3a	Lochdurchmesser 4 mm; orthotropes Permeabilitätsmodell; durch Ondulation verlängerter Fließweg	-13,2
3b	Lochdurchmesser 4 mm; orthotropes Permeabilitätsmodell; durch Ondulation verlängerter Fließweg; durch Ondulation verringerter Faservolumenanteil	+75,6

Für das Material »Ref 1« wurden die Simulationen für den Faservolumenanteil von  $V_f = 0,55$  und eine Druckdifferenz von 20000 Pa durchgeführt. Konkrete Messwerte wurden mit dem neuen Messsystem und dem Material »Ref 1« bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,57$  ermittelt (s. Tab. A-4 Versuchsreihe »0089«). Der Mittelwert beträgt  $2,16E-13 \text{ m}^2$ . Zusätzlich wurden auch Messwerte ohne die Nutzung der gesinterten Verteilerstrukturen ermittelt (s. Tab. A-4 Versuchsreihe »0049«). Der Mittelwert der zwei gültigen Versuche für die transversale Permeabilität beträgt  $2,62E-13 \text{ m}^2$ . Die Abweichung zwischen den Messwerten, die auf diesem Weg ermittelt wurden und den Werten aus der Korrelation vom Material »Ref 1« betragen 21 %.

Zusammenfassend bleibt festzustellen, dass Messungen mit und ohne zusätzliche gesinterte Verteilerstrukturen eine Abweichung von 21 % zeigen. Die durch die Lochplatten verursachten Auswirkungen auf den Messwert der transversalen Permeabilität heben sich teilweise auf. Werden per Fluidsimulation die auf Beobachtungen und realen Messwerten basierenden Effekte einzeln simuliert, ergeben sich deutlich größere Abweichungen. Akkumuliert heben sich auch in der Simulation die Effekte teilweise gegenseitig auf, so dass eine Abweichung von etwa 35 % zum ursprünglichen Messwert auftritt. Mit 21 % Abweichung bei den realen Messwerten und 35 % bei der Simulation zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Messwerte ohne zusätzliche gesinterte Verteilerstruktur und der Simulationsergebnisse mit akkumulierten Effekten.

Eine Allgemeingültigkeit lässt sich aus der vorliegenden Simulation nicht ableiten. Vielmehr ist davon auszugehen, dass die Ausprägung der Effekte für andere Materialien und Geometrien andere Abweichungen verursacht.

### 6.3.3 Funktionstest Randumströmung

Eine maßgebliche Veränderung gegenüber den bekannten Messsystemen ist der Umgang mit der Randumströmung der Preform. Wie in Kapitel 5.3.2.2 beschrieben, wird diese nicht durch Überpressung oder Dichtmassen gezielt verhindert. Stattdessen wird durch geeignete Konstruktion des Ablaufs der fehlerbehaftete Volumenstrom separat über eine äußere Ringkammer abgeleitet. Im zentralen inneren Messbereich wird davon ausgegangen, dass vorhandene Randeffekte durch Randumströmungen keinen Einfluss auf die Messung haben.

Zum Verständnis wird das zu erwartende Ergebnis einer Permeabilitätsmessung an einer ideal zugeschnittenen Preform erläutert:

Durch die perfekte Passform entstehen im Randbereich keine Randeinflüsse weder verursacht durch mechanische Verformung während des Einlegens in die Kavität noch durch Randumströmung. An jeder Stelle der Preform wird diese homogen mit Fluid durchströmt. Die Auswertungen des Volumenstroms im zentralen inneren Messbereich sowie die Auswertung des Volumenstroms der äußeren Ringkammer ergeben annähernd identische Permeabilitätswerte. Das Verhältnis der Volumenströme entspricht demnach dem Verhältnis der Flächen von zentralem Messbereich und der äußeren Ringkammer, wobei der angelegte treibende Druckunterschied keinen Einfluss hat.

Im Vergleich dazu ergeben sich aus der Vorbereitung der Preforms Effekte, die zu Randumströmungen führen können:

Um eine Preform ohne mechanische Verformung in die Kavität einlegen zu können, muss diese so zugeschnitten werden, dass ein geringes Spiel besteht. Der daraus resultierende Spalt, aber auch Fehlstellen, welche durch fehlende Präzision beim Zuschnitt verursacht wurden, können zu einem erheblich höheren Volumenstrom im Randbereich der Preform führen. In welchem Umfang diese einen Einfluss auf die Ergebnisse der Messung haben können, wurde durch gezielt eingebrachte Fehlstellen betrachtet.

Dazu wurden an drei Preforms im Randbereich acht gleichverteilte Löcher (6mm Durchmesser) mit einem handelsüblichen Büropapierlocher eingebracht, wodurch eine gezielte Randumströmung provoziert wurde. Durch den daraus resultierenden höheren Volumenstrom im Randbereich ergibt sich, bei separater Auswertung der äußeren Ringkammer, eine scheinbar erheblich höhere Permeabilität. Die Versuche wurden entsprechend des in Kapitel 6.2 beschriebenen Vorgehens durchgeführt. Anschließend wurden, unter Berücksichtigung der entsprechenden Flächen, die Volumenströme der äußeren Ringkammer und des zentralen inneren Messbereichs ausgewertet. Ein Vergleich mit den Ergebnissen von Referenzpreforms, welche ebenfalls durch drei Versuche bei ansonsten identischen Parametern ermittelt wurden, ist in Tab. 6-4 aufgeführt.

Während bei den Versuchen der Referenzpreforms die Abweichung der Permeabilitätswerte von äußerer Ringkammer und zentralem Messbereich von lediglich 13 % besteht, beträgt diese Abweichung bei den gelochten Preforms mehr als 175 % (s. Tab. 6-4). Der

Vergleich der Ergebnisse für den zentralen Messbereich zeigt für die Referenzpreforms und die gelochten Preforms lediglich eine Abweichung von 4,6 %, womit die Abweichung innerhalb der Standardabweichung für die Versuchsreihen liegt.

Die Auswertungen zeigen einerseits, dass durch Fehlstellen Randumströmungen auftreten können, andererseits sind trotz der erheblichen Randeinflüsse keine Auswirkungen auf die Ergebnisse des zentralen Messbereichs erkennbar. Damit konnte gezeigt werden, dass das Konzept des zweigeteilten Fluidauslasses erfolgreich auch bei relevanten Randumströmungen funktioniert.

Im Folgenden wird gezeigt, welchen Einfluss eine Randumströmung auf das Messergebnis haben kann, wenn der durch die Fehlstellen hervorgerufene Volumenstrom nicht separiert wird. Zu diesem Zweck wurde der Permeabilitätswert ohne Trennung der Kammern ermittelt, indem die beiden Volumenströme der Kammern addiert und auf die gesamte durchströmbare Preformfläche bezogen wurde (Durchmesser der Sinterplatten). Dieses Vorgehen entspricht einer Messung mit einem konventionellen Messequipment s. Abb. 2-11 ohne dabei Vorkehrungen gegen die Randumströmung zu treffen (keine Dichtungen, Überpressungen oder Vergleichbares). Ohne Kenntnis über die Randumströmung ergibt sich fälschlicherweise ein mit  $4,48\text{E-}13 \text{ m}^2$  um etwa 80 % höherer Wert für die Permeabilität. Durch die acht gleichverteilten Löcher im Randbereich ergibt sich an gleich mehreren Stellen ein direkter Volumenstrom zwischen Anguss und Auslass. Ein größerer Einfluss durch Randparameter ist im üblichen Testbetrieb nicht zu erwarten. Vielmehr kann davon ausgegangen werden, dass die Randeinflüsse bei sorgfältiger Preformpräparation erheblich geringer ausfallen.

**Tab. 6-4: Auswertung von Versuchsreihen  $V_f=55 \%$  mit und ohne Randumströmung.**

Versuchsnummer	Preforms	Versuchsbeschreibung	Mittelwert zentraler Messbereich (Standardabweichung)	Mittelwert äußere Ringkammer (Standardabweichung)	Rechnerischer Permeabilitätswert ohne Trennung der Kammern
.0042	P1, P2, P3	Achtfach gelocht	$2,69\text{E-}13 \text{ m}^2$ ( $1,90\text{E-}14 \text{ m}^2$ )	$7,42\text{E-}13 \text{ m}^2$ ( $4,16\text{E-}14 \text{ m}^2$ )	$4,84\text{E-}13 \text{ m}^2$ ( $1,06\text{E-}14 \text{ m}^2$ )
.0089	P18, P19, P21	Referenz	$2,82\text{E-}13 \text{ m}^2$ ( $1,40\text{E-}14 \text{ m}^2$ )	$2,46\text{E-}13 \text{ m}^2$ ( $1,47\text{E-}14 \text{ m}^2$ )	$2,65\text{E-}13 \text{ m}^2$ ( $1,36\text{E-}14 \text{ m}^2$ )

### 6.3.4 Integrität der Kavitätshöhe

Im Kontext der experimentellen Ermittlung der Permeabilität ist allgemein bekannt, dass die Verformung des Messequipments während der Messung einen signifikanten Einfluss auf das Messergebnis haben kann. Aus messtechnischer Perspektive sind dabei zwei Punkte maßgeblich:

1. Ist die Kavitätshöhe über den gesamten Verlauf der Messung konstant?
2. Wird die gewünschte nominelle Kavitätshöhe erreicht?

Beide Fragestellungen werden nachfolgend betrachtet.

Ob die Kavitätshöhe über den Messverlauf konstant ist, wird für die vorliegende und in Kapitel 6.1 beschriebene Messmethode und das verwendete Equipment hauptsächlich durch kraftabhängige Verformungen beeinflusst. Diese Verformungen können zwei grundsätzliche Ursachen haben.

1. Die Verformung der Traverse der Prüfmaschine und die Bewegung der Komponenten der Messzelle zueinander müssen korrigiert werden. Für diese Korrektur wurde die Regelung der UPM angepasst, so dass eine kraftabhängige Korrektur der Steifigkeit des gesamten Messsystems gewährleistet wird. Die Regelung sowie die nötige Korrelation von Kraft und Weg zur Steifigkeitskorrektur wurde als Teil des Messsystems bereits in Kapitel 6.1.4 beschrieben.
2. Zum anderen können sich die Komponenten der Messzelle, insbesondere die Lochplatten selbst verformen. Diese Verformung ist von außen nicht zu erfassen und kann in der Steifigkeitskorrektur nicht korrigiert werden. Vielmehr gilt es die Strukturen so auszulegen, dass bei der zu erwartenden Belastung keine signifikante Verformung auftritt. Ob dies zutrifft wird im Folgenden überprüft.

Die Verformung der dünneren unteren Lochplatte (20 mm) wurde mittels Abaqus simuliert, wobei basierend auf zwei Symmetrieachsen nur ein Viertel der Lochplatte berechnet wurde. Das Ergebnis ist in Abb. 6-20 gezeigt. Die maximale Verformung ergibt sich in der Mitte der Lochplatte. Sie beträgt bei einer Beaufschlagung mit 63 kN maximal 0,0165 mm. Aufgrund des geringen Wertes wird die Verformung der Lochplatten und deren Einfluss auf den Faservolumenanteil im weiteren Verlauf der Arbeit nicht weiter betrachtet.

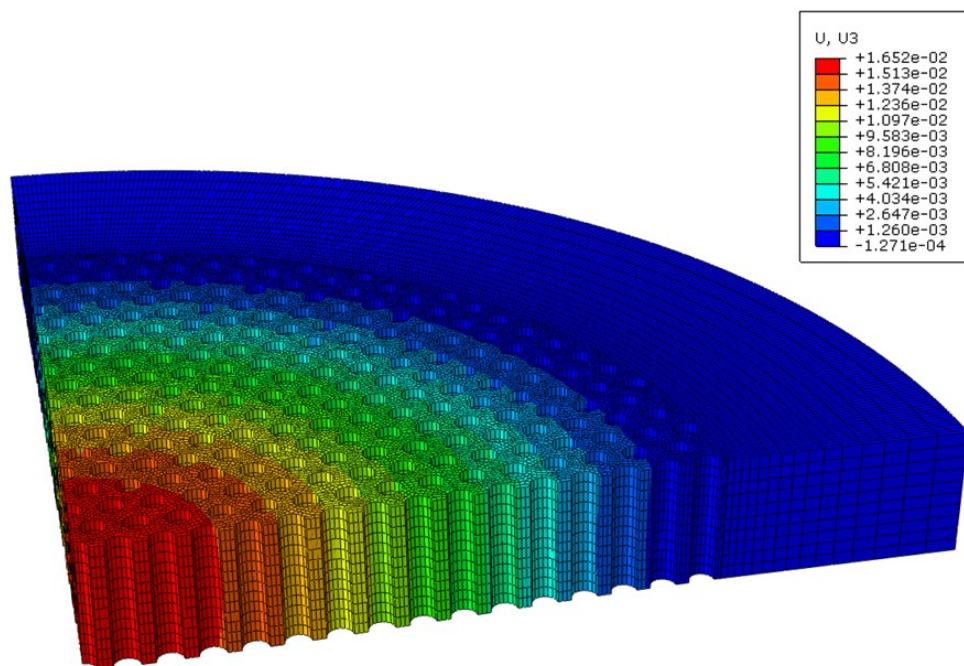
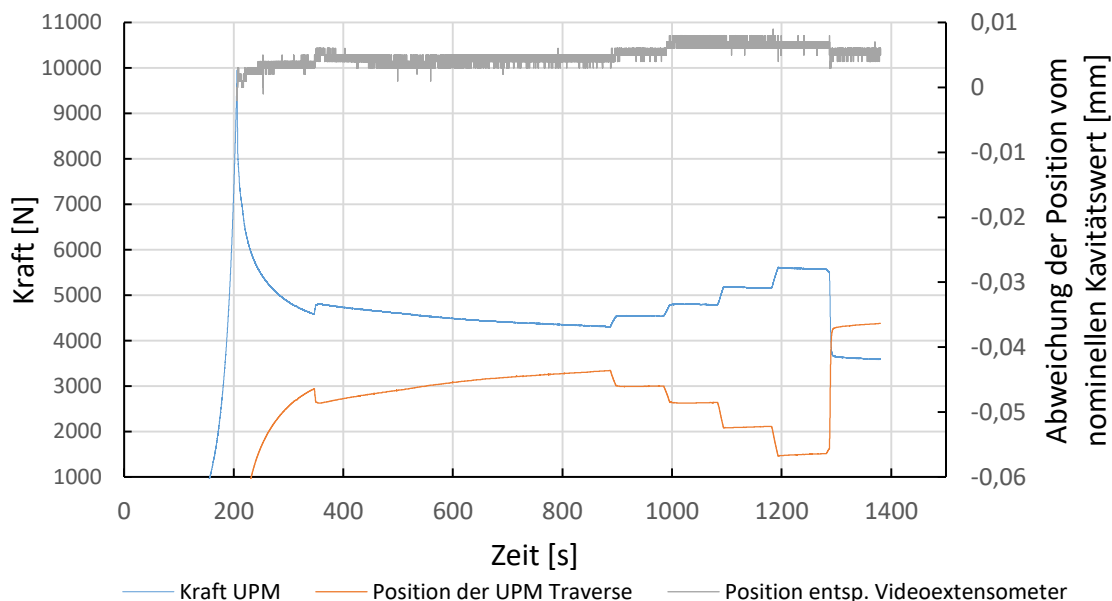


Abb. 6-20: Ergebnis der Verformungssimulation der unteren Lochplatte

Ob Veränderungen der Kavitätshöhe während der Messungen mit den vorgestellten Maßnahmen erfolgreich verhindert werden, kann durch die Auswertung der Regelparameter Traversenweg, korrigierter Traversenweg und Position entsprechend des Videoextensometers (s. Kapitel 6.1.4) ermittelt werden. Ist die Kavitätshöhe konstant, sollte die Position gemäß Videoextensometer bei einer vollständigen Steifigkeitskorrektur, nach Erreichen der Kavitätshöhe, annähernd Null betragen. Dementsprechend würde jede Verformung der UPM und des Equipments vollständig kompensiert werden. Eine Bewegung der, die Kavität bildenden Komponenten zueinander bestünde nicht.

Ein repräsentatives Ergebnis des Versuchs 0089\_P21 ist in Abb. 6-21 dargestellt. Die Kraft ist auf der Primärachse, die Abweichung der Position (sowohl der UPM Traverse als auch der Position entspr. des Videoextensometers) ist auf der Sekundärachse gegen die Zeit aufgetragen. Die nominelle Kavitätshöhe (im vorliegenden Fall für das Material »Ref 1« bei  $V_f = 55\%$ ) beträgt 2,0756 mm. Sie wird nach  $\sim 200$  s und einer maximalen Kompaktierkraft von 9557 N erreicht. Anschließend fällt die Kompaktierkraft erwartungsgemäß ab. Nach 350 s ist der Grenzwert für die Steigung der Kraft erreicht und das Fluid wird mit einem Sättigungsdruck von 0,2 bar eingebracht. Während der Sättigungsphase und der anschließenden Messung liegt die Kompaktierkraft zwischen 4000 N und 6000 N. Entsprechend der ermittelten Steifigkeitskorrekturgeraden sind in diesem Kraftbereich Traversenwegkorrekturen von etwa 0,04 mm bis 0,06 mm zu erwarten. Durch die aufgebrachte Kraft verformt sich die Traverse der UPM. Die Regelung der UPM bezieht diese Verformung entsprechend der Steifigkeitskorrektur ein, wodurch die Traverse den Weg korrigiert. Die in Abb. 6-21 dargestellte Differenz (Position der UPM Traverse abzüglich der nominellen Kavitätshöhe) ist daher negativ.



**Abb. 6-21: Abweichung der Kavitätshöhe vom nominellen Wert trotz kraftabhängiger Steifigkeitskorrektur**

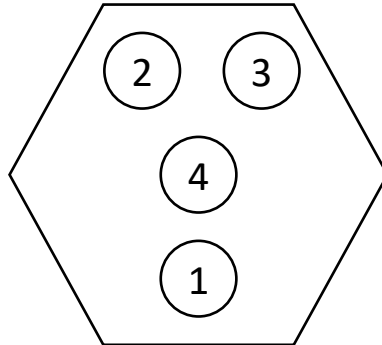
Ebenfalls in Abb. 6-21 dargestellt ist das Ergebnis der Positionsmessung mit dem Videoextensometer. Wie in Kapitel 6.1.4 beschrieben, sollte durch die Korrektur der Steifigkeit innerhalb der Regelung der UPM keine Relativbewegung der kavitätstbildenden Komponenten untereinander existieren. Die Auswertung zeigt, dass dieser theoretische Idealzustand nicht vollständig erreicht werden kann (Gründe dafür sind ebenfalls in Kapitel 6.1.4 beschrieben), wobei die Abweichungen zwischen 0,004 mm und 0,007 mm liegen. Diese Werte ziehen eine Abweichung von maximal 0,18 % vom nominellen Faserservolumenanteil nach sich.

Zusammenfassend konnte gezeigt werden, dass durch die Kompensation der Verformung innerhalb des Regelkreises der UPM eine über die Messung konstante Kavitätshöhe erreicht wird. Abweichungen liegen im Bereich weniger tausendstel Millimeter und können im weiteren Verlauf der Arbeit vernachlässigt werden.

Während die konstante Kavitätshöhe über die gesamte Dauer der Messung bereits nachgewiesen werden konnte, besteht noch die Frage zur Genauigkeit der Kavitätshöhe – also der Frage, ob die gewünschte Kavitätshöhe während der Messung erreicht wird.

Eine direkte Kavitätshöhenmessung innerhalb der druckstabilen Kavität ist aufgrund der geringen Bauraumhöhe, der Beaufschlagung der Kavität mit Testfluid aber auch durch die Verfälschung der Strömung durch etwaiges, in die Preform eingebrachtes Messequipment, während der Messung nicht möglich. Stattdessen kann unter möglichst versuchsnahen Bedingungen die Genauigkeit der Kavitätshöhe vor einer Versuchsreihe ermittelt werden. Zu diesem Zweck kann eine Abdruckmasse in die Kavität eingebracht und anschließend die Kavität geschlossen werden. Nach der Aushärtung kann die Abmessung der Abdruckmasse mit einer üblichen Bügelmessschraube ermittelt werden. Damit dieser Vorgang bei möglichst versuchsnahen Bedingungen erfolgt (vergleichbare Kompaktierkräfte), wird eine Preform verwendet, in die mittig (teilweise auch an weiteren Positionen) ein Loch eingebracht wurde. In das Loch wird die Abdruckmasse eingebracht, wobei diese nach oben und unten mit einer Folie von den Sinterplatten getrennt wird. Verschiedene Abdruckmassen wurden hinsichtlich der Anforderungen geprüft (beispielsweise Bleikugeln, Knetmetallmasse, luft- oder ofenhärtende Modelliermasse). Aufgrund des Springbackverhaltens konnte Blei keine verlässlichen Ergebnisse liefern. Zahlreiche Formmassen zeigten aufgrund des bei der Aushärtung auftretenden Schwundes kein korrektes Abbild. Ein gutes Ergebnis lieferte die Verwendung von Knetsilikon für die Anwendung von präzisen Abdrücken für zahnmedizinische Anwendungen. Die Eignung wurde geprüft, indem wiederholt Knetsilikon zwischen planparallele Platten in der Prüfmaschine eingebracht wurde. Die Prüfmaschine wurde anschließend auf die gewünschte Höhe verfahren. Nach dem Aushärten des Knetsilikons wurde dieses entnommen und mit einer digitalen Bügelmessschraube (Variationskoeffizient über min. 10 Wiederholungen im relevanten Messbereich von zwei Millimetern  $< 5E-4$  mm) mit Frikationsratsche zur konstanten Messkraftaufbringung die Dicke gemessen. Die Wiederholgenauigkeit für fünf Versuche lag unter 0,3 %, womit die Eignung der Abdruckmasse für die Messung der Kavitätshöhe hinreichend belegt ist.

Für die Messung der Kavitätshöhe wurden drei Preforms des Materials »Ref 1« präpariert. Dabei wurden aus den Preforms vier Löcher ausgestanzt, deren Position in Abb. 6-22 dargestellt ist. Anschließend wurde in jedes Loch Abdruckmasse eingebracht und die UPM auf eine Zielkavitätshöhe von 2,003 mm<sup>2</sup> (entspricht einem  $V_f = 0,57$ ) geschlossen. Nach dem Aushärten der Abdruckmasse konnte die Dicke bestimmt werden.



**Abb. 6-22:** Anordnung der ausgestanzten Löcher in den Preforms zur Validierung der Kavitätshöhe (Sechseck Begrenzung der zentralen Prüffläche)

Die Ergebnisse sind in Tab. 6-5 zusammengefasst. Angegeben ist die Dicke als Summe der Dicke von Abdruckmasse an den einzelnen Positionen und der zweifachen Dicke der Folie (Folienstärke: 0,015 mm). Darüber hinaus ist der Mittelwert über alle vier Positionen einer Preform und deren Standardabweichung aufgeführt.

Es konnte gezeigt werden, dass sich die Messwerte über alle Messpositionen und Versuche maximal 0,017 mm nach unten und maximal 0,019 mm nach oben von der Zielkavitätshöhe unterscheiden. Die Abweichung von der gewünschten Kavitätshöhe ist damit kleiner als 1 %.

Zusammenfassend konnte damit gezeigt werden, dass auch die gewünschte nominelle Kavitätshöhe hinreichend genau erreicht wird.

**Tab. 6-5:** Ergebnisse der Versuche zur Validierung der Kavitätshöhe

Position der Messung	Versuch 1	Versuch 2	Versuch 3
Einheit	mm	mm	mm
Position 1	1,989	1,986	1,993
Position 2	2,014	2,006	2,022
Position 3	1,988	2,012	2,006
Position 4	2,018	2,021	2,019
Mittelwert	2,002	2,006	2,010
Standardabweichung	0,014	0,013	0,012

### 6.3.5 Reproduzierbarkeit der Messwerte

Ob die Messergebnisse vom Einbau des Messequipments abhängen wurde untersucht, indem die transversale Permeabilität von Probenkörpern des gleichen Materials mit identischen Parametern in verschiedenen Versuchsreihen vermessen wurde. Zwischen den Versuchsreihen wurde das gesamte Equipment abgebaut, gereinigt und eingelagert. Das genannte Vorgehen wurde für das Material »Ref 1« in drei verschiedenen Versuchsreihen durchgeführt. Je Versuchsreihe wurden drei Wiederholungen der Messung vorgenommen. In Tab. 6-6 sind die Ergebnisse dargestellt. Die Standardabweichung innerhalb der Versuchsreihen betrug zwischen  $1,4\text{E-}14 \text{ m}^2$  und  $4,2\text{E-}14 \text{ m}^2$ . Die Standardabweichung über alle Werte betrug  $2,9\text{E-}14 \text{ m}^2$ . Aus den Ergebnissen lässt sich schließen, dass die Messergebnisse unabhängig vom Einbau und reproduzierbar sind.

**Tab. 6-6: Ergebnisse der Versuche aus verschiedenen Messreihen zur Einschätzung der Reproduzierbarkeit**

Versuchsreihe & Versuch	Trans. Permeabilität [ $\text{m}^2$ ]	Mittelwert der Versuchsreihe in [ $\text{m}^2$ ]	Standardabweichung in der Versuchsreihe in [ $\text{m}^2$ ]
1-1	2,94E-13	2,71E-13	2,04E-14
1-2	2,44E-13		
1-3	2,74E-13		
2-1	2,66E-13	2,82E-13	1,40E-14
2-2	3,00E-13		
2-3	2,81E-13		
3-1	2,64E-13	2,93E-13	4,17E-14
3-2	2,63E-13		
3-3	3,52E-13		

### 6.3.6 Einflüsse der Sensorik

Im folgenden Kapitel wird untersucht, ob die Sensorik einen signifikanten Einfluss auf das Messergebnis hat.

Für die Berechnung der transversalen Permeabilität wird die Differenz der gemessenen Druckwerte am Anguss und am Auslass verwendet. Die Qualität der Messung hängt entsprechend auch von einem möglichen Drift der Sensorwerte über die Messdauer ab. Abweichungen vom absoluten Druckmesswert haben hingegen keinen Einfluss (s. Kapitel 5.3.1).

Zur Beurteilung wurde bei gleichbleibenden Bedingungen eine Messung über die Dauer von mehr als 110 Minuten durchgeführt. Die Auswertung zeigte eine mittlere absolute Abweichung kleiner 1 mbar bei allen verwendeten Sensoren über die gesamte Zeit der Messung. Der Drift über die Dauer von einer Stunde wurde mit maximal 1 mbar gemessen. Auch wenn nach dem Start der Messung und dem Tarieren bis zur Datenerfassung



teilweise lange Sättigungsphasen auftreten, ergibt sich durch den Sensordrift der Drucksensoren kein relevanter Einfluss. Die mittlere absolute Abweichung entspricht in etwa dem Sensordrift, wobei beide Werte im Verhältnis zu den auftretenden Messwerten gering sind. Sowohl die Streuung als auch der Drift der Drucksensorenwerte können aus diesem Grund vernachlässigt werden.

### 6.3.7 Einflüsse im Versuchsablauf

Wie in Kapitel 6.2.1 beschrieben, werden Teile des Versuchsablaufs automatisiert durchgeführt, wobei einige Standardwerte festgelegt wurden (s. Tab. 6-2). Die Ergebnisse der Messung sollten nicht von diesen Standardwerten abhängen. Ist dies nicht der Fall, muss der einflussnehmende Wert zumindest bekannt sein, so dass dieser als Messvorschriftsvorgabe definiert werden kann. Durch Messreihen, bei denen die Standardwerte variiert wurden, wurde der potentielle Einfluss untersucht. Die Versuche und ihre Ergebnisse sind im Folgenden beschrieben.

Die Kompaktiergeschwindigkeit, also die Geschwindigkeit, mit der die Kavität geschlossen wird und damit die Kompaktierung der Preform erfolgt, beträgt 1 mm/min. Die Wahl dieser Kompaktiergeschwindigkeit begründet sich für die vorliegende Arbeit durch die höhere Abnutzung der Kolbendichtung, wenn größere Geschwindigkeiten verwendet werden. Erfolgt die Kompaktierung manuell - ohne die Verwendung einer UPM -, muss davon ausgegangen werden, dass deutlich höhere Kompaktiergeschwindigkeiten auftreten. Aus diesem Grund wurde der Standardwert in zwei Schritten erhöht.

Die Dauer vom Erreichen der Kavitätshöhe bis zum Beginn der Sättigung mit Testfluid richtet sich nach dem Grenzwert der Steigung der von der UPM gemessenen Kraft (s. Kapitel 6.2.1). Dieser beträgt  $-0,01 \text{ N/s}^2$ , was üblicherweise etwa 90 s entspricht. Ob ein Einfluss zu erkennen ist, wurde durch Variation der Dauer untersucht. Dafür wurde eine Versuchsreihe mit einem sehr schnellen Start der Sättigung nach Erreichen der Kavitätshöhe ( $<45 \text{ s}$ ) und eine weitere Versuchsreihe mit einer sehr langen Dauer ( $>2,5 \text{ h}$ ) durchgeführt.

Als Sättigungsdruck wird gemäß Tab. 6-2 eine Druckdifferenz von 0,2 bar verwendet. Ob ein Zusammenhang zwischen den Messwerten der transversalen Permeabilität und dem Sättigungsdruck besteht wurde durch eine Messreihe mit einem Sättigungsdruck von 1 bar untersucht. Um den Einfluss des mehrfachen Vorkompaktierens zu untersuchen wurde stellvertretend die transversale Permeabilität an einer Preform gemessen.

Die Ergebnisse sind in Tab. 6-7 aufgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass keine der Messungen signifikante Abweichung von den Ergebnissen der Referenzmessungen hat. Vielmehr befinden sich alle Werte innerhalb der Standardabweichung der Referenzmessungen. Eine Ausnahme besteht für die mehrfach vorkompaktierte Preform. Hier ergab die Messung eine um 16 % geringere Permeabilität. Aufgrund der unvollständigen Versuchsreihe für diesen Parameter hat dieses Ergebnis nur eingeschränkte Aussagekraft. Für eine belastbare Interpretation sind weitere Wiederholungen durchzuführen.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Variation der Kompaktiergeschwindigkeit, der Dauer bis zum Start der Sättigung nach Erreichen der Kavitätshöhe sowie der Sättigungsdruck im untersuchten Variationsbereich keinen signifikanten Einfluss auf das Messergebnis für die transversale Permeabilität haben.

**Tab. 6-7: Ergebnisse der Versuche zum Einfluss von Parametern im Versuchsablauf**

Variationsparameter	Anzahl Versuche	Faservolumenanteil [%]	Mittelwert der transv. Permeabilität [m <sup>2</sup> ]	Standardabweichung [m <sup>2</sup> ]
Referenz Mat 1	3	55	2,82E-13	1,40E-14
Referenz Mat 1	3	57	2,16E-13	1,33E-14
Variation der Kompaktiergeschwindigkeit (Referenz 1mm/min)				
5mm/min	3	57	2,08E-13	1,94E-15
10mm/min	3	57	2,11E-13	8,41E-15
Variation der Dauer bis zum Start der Sättigung nach Erreichen der Kavitationshöhe (Referenz ~90s)				
~45s	3	55	2,81E-13	1,41E-14
~9800s	3	55	2,93E-13	2,06E-14
Variation des Sättigungsdrucks (Referenz 0,2 bar)				
1 bar	3	57	2,20E-13	8,90E-15
Variation des Handlings (Referenz nicht vorkompaktiert)				
Mehrfach vorkompaktiert	1	57	1,81E-13	



## 7 Untersuchung relevanter Parameter

Für die zwei ausgewählten, repräsentativen Preformingverfahren soll gezeigt werden, dass entlang der Fertigungsprozesskette in verschiedenen Phasen (Materialauswahl, Design und Prozessparameter) auf die transversale Permeabilität Einfluss genommen werden kann. In welchem Maße dies möglich ist, soll durch die Variation einzelner Parameter quantifiziert werden (einfaktorielle Experimente s. [137, 154]). Zielstellung ist es, die wichtigsten Einflussfaktoren zu identifizieren, wobei unter Berücksichtigung des Umfangs auf die Untersuchung der Einflüsse von Wechselwirkungen verzichtet wird.

Im Folgenden werden die Fertigung der Preforms und die dabei verwendeten Parameter beschrieben, welche den Startwerten der Variation entsprechen. Zusätzlich werden Prozessschritte beschrieben, die angewendet wurden, um gezielt Einfluss auf das Material zu nehmen. Anschließend werden die relevanten Parameter, für die ein Einfluss auf die transversale Permeabilität erwartet wird, erläutert. Die Einteilung erfolgt entsprechend der Kategorisierung in Kapitel 2.4. Es wird darauf eingegangen, welche Parameter spezifisch für das verwendete Fertigungsverfahren sind und welche Variationen durchgeführt wurden.

Abschließend werden die notwendigen Schritte zur Präparierung der Probenkörper aus den Preforms vor der transversalen Permeabilitätsmessung erläutert.

### 7.1 Fertigung der Versuchskörper

Um den Einfluss der Prozessparameter während der Fertigung auf die transversale Permeabilität zu untersuchen, werden nachfolgend die Fertigungsprozesse beschrieben. Es werden Standardprozessparameter definiert, welche als Startwerte für die anschließende Parametervariation verwendet werden.

In Kapitel 2.2.2.2 wurde beschrieben, wie mit Hilfe von Bindern die Fixierung von Lagen untereinander umgesetzt wird. Dafür ist es nötig, den auf dem Halbzeug aufgetragenen Binder durch Energieeintrag auf eine Temperatur zu bringen, so dass dieser eine Verformung zulässt. Während dieser Phase wird eine weitere Lage in die aktivierte Lage gepresst, so dass der Binder einen Formschluss mit Filamenten beider Lagen eingeht. Bei der anschließenden Abkühlung erstarrt der Binder und die Lagen haften aneinander. Die dafür nötige Temperatur wird als Aktivierungstemperatur und der Prozessschritt als Binderaktivierung bezeichnet.

In der vorliegenden Arbeit wurden sowohl bebinderte textile Halbzeuglagen (s. Materialien »Ref 1« beb., »Mat 3«, »Mat 4« und »Mat 5« aus Tab. 4-2), als auch bebinderte

AFP Materialien (s. Material »DFP« aus Tab. 4-2) verwendet. Bei der AFP Technologie erfolgt die Binderaktivierung während der Ablage der Taps/Tows. Für die Binderaktivierung der textilen Halbzeuglagen ist nach dem Stapeln der Einzellagen ein separater Binderaktivierungsprozess notwendig, welcher im folgenden Kapitel 7.1.1 beschrieben wird.

Die Aktivierung des Binders bei der Herstellung von Preforms mittel AFP erfolgt während der automatisierten Ablage durch den thermischen Energieeintrag mittels Laser. Der Prozess wird im Kapitel 7.1.2 beschrieben.

Darüber hinaus wird in Kapitel 7.1.3 betrachtet ob die auf den Fasern aufbrachte Schlichte einen Einfluss auf die transversale Permeabilität hat.

### 7.1.1 Aktivierung bebindeter textiler Halbzeuglagen

Für die Fertigung einer Preform aus bebinderten textilen Halbzeuglagen werden Lagen quadratisch und mit Übermaß in entsprechender Anzahl zugeschnitten und im gewünschten Lagenaufbau gestapelt. Der Lagenaufbau wird anschließend vollständig in einem Schritt aktiviert. Dies erfolgt mit Hilfe von Kontaktheizplatten (s. Abb. 7-1 links), welche in der Universalprüfmaschine (H & P Inspekt 250) montiert sind. Bei konstanter Temperatur der Kontaktheizplatten werden alle Lagen gleichzeitig über die Aktivierungstemperatur gebracht.

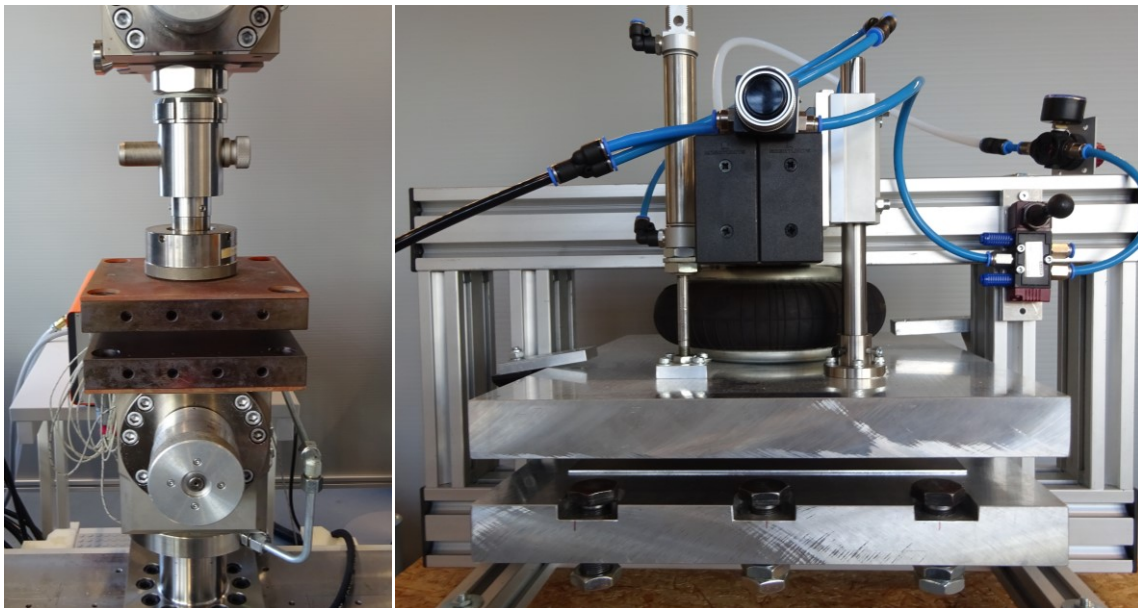


Abb. 7-1: Kontaktheizplatten in der UPM montiert (links) und Kühlpresse (rechts)

Für die Aktivierung werden die Haltezeit und die Heizkavitätshöhe festgelegt. Anschließend werden die Preforms direkt in eine Presse (s. Abb. 7-1 rechts) mit einer Kühlkavitätshöhe transferiert und für die gleiche Dauer darin abgekühlt. Bedingt durch die verschiedenen Faserflächengewichte und Lagenaufbauten wird sowohl für die Heizkavität

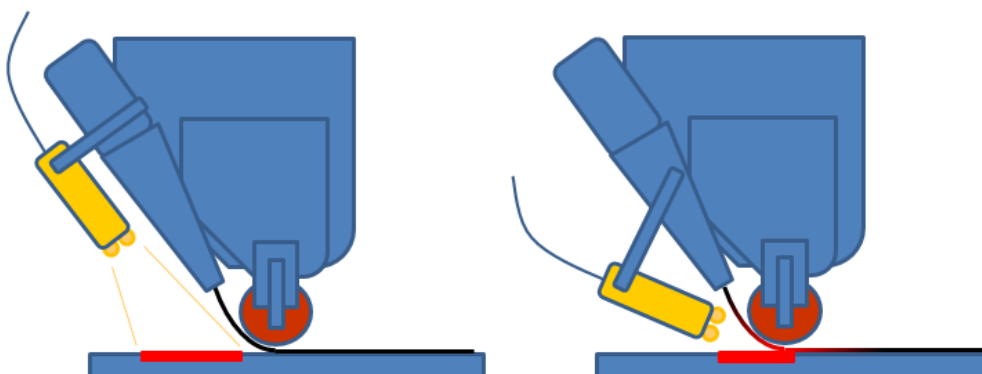
als auch für die Kühlkavität als Standardwert keine absolute Höhe angegeben. Stattdessen wird vorab definiert, zu welchem Faservolumenanteil die transversale Permeabilität gemessen werden soll. Mit dem Lagenaufbau, dem Flächengewicht und dem gewünschten Faservolumenanteil ergibt sich die Zielkavitätshöhe nach Gleichung (5-2). Die Heizkavität und die Kühlkavität werden mit einem entsprechenden Faktor und der Zielkavitätshöhe berechnet. Die verwendeten Standardwerte sind in Tab. 7-1 aufgeführt.

**Tab. 7-1: Standardprozessparameter für die Binderaktivierung mittels Kontaktheizplatten**

Parameter	Wert
Haltezeit Heizen	40 s
Standardwert Heizkavität	1,5 · Zielkavitätshöhe
Haltezeit Kühlen	40 s
Standardwert Kühlkavität	1,25 · Zielkavitätshöhe

## 7.1.2 Automated Fiber Placement bebindeter Tapes

Die Fertigung der benötigten AFP Preforms erfolgt mit einer Anlage des Herstellers Coriolis Composites SaS. Die generelle Funktionsweise von AFP Anlagen wurde in Kapitel 2.2.1 beschrieben. Zur Fixierung der bebinderten trockenen Tapes wurde im Fall der vorliegenden Arbeit die Optik eines zugehörigen Diodenlasers (Laserline LDF 6000-100) als Aktivierungseinheit auf dem Fiber Placement Effektor montiert. Durch die Optik wird der Laserstrahl zu einem rechteckigen Laserfeld aufgeweitet, dessen hohe Energiedichte auch bei schneller Ablage hohe Aktivierungstemperaturen zulässt. Mit Hilfe verschiedener mechanischer Verstelloptionen kann das Laserfeld gezielt auf das zugeführte Material oder auf das bereits abgelegte Material ausgerichtet werden (s. Abb. 7-2). Vorversuche haben gezeigt, dass für eine prozesssichere Ablage der trockenen bebinderten Fasertapes eine maximale Ausrichtung des Laserfelds auf das zugeführte Material (s. Abb. 7-2 rechts) zielführend ist.



**Abb. 7-2: Ausrichtung des Laserfelds vornehmlich auf das abgelegte Material (links) und maximal auf das zugeführte Material (rechts)**

Für die Fertigung der AFP Preforms wurde das Material »DFP« (s. Tab. 4-2) verwendet. Die Programmierung der Bewegungsprogramme der AFP Anlage erfolgte mittels der Coriolis Composites Software CatFiber, die als Plugin in CatiaV5 integriert ist. Entsprechend der verwendeten Anlage erfolgt die Ablage von acht Tapes in einem Ablagepfad, wobei zwischen den Tapes kein Abstand (Gap) auftritt. Der nachfolgende Ablagepfad erfolgt mit einem Gap von 0,5 mm. Nach diesem Muster wird eine vollständige Lage abgelegt. Anschließend wird das Werkzeug um den gewünschten Winkel rotiert und eine weitere Lage abgelegt.

Für die AFP Referenzpreforms wurde ein 16-lagiger, symmetrischer Lagenaufbau abwechselnd aus Nullgradlagen und Neunziggradlagen gemäß der Notation  $[0/90]_{8\text{sym}}$  abgelegt. Die Programmierung der Ablagepfade wurde gemäß Stackingsequenz 1 (s. Abb. 7-4) so ausgeführt, dass die 0,5 mm Gaps zwischen den Ablagepfaden bei aufeinander folgenden Lagen mit gleicher Orientierung nicht übereinanderliegen. Dies ist unabhängig davon ob weitere Lagen mit anderen Faserorientierungen dazwischen auftreten.

Der Standardparameter für die Ablagegeschwindigkeit beträgt konstant 0,4 m/s, wobei die Programmierung so angepasst ist, dass diese Geschwindigkeit während der gesamten Materialablage gewährleistet ist. Als Anpresskraft wird anlagenseitig ein Wert von 100 N festgelegt. Die Position und der Fokus des Laserfelds werden entsprechend der mechanischen Einstellmöglichkeiten so weit wie möglich auf das zugeführte Material ausgerichtet (s. Abb. 7-2 rechts). Die Aktivierungstemperatur kann nicht direkt definiert werden. Vielmehr wird die Leistung des – zur Aktivierung verwendeten – Diodenlasers festgelegt und in Vorversuchen ein Heizgesetz bestimmt. Dieses stellt für die gewählte Laserfeldposition die Korrelation zwischen Laserleistung und Ablagegeschwindigkeit dar. Auf das Heizgesetz und die Ermittlung der Oberflächentemperatur mit Hilfe einer Infrarotkamera des Herstellers Flir (Modell SCR 325) wird in Anhang A-f eingegangen.

Die Ablage der ersten Lage erfolgt auf ein Aluminiumwerkzeug mit 10 mm Plattendicke. Auf dem Legewerkzeug ist faltenfrei eine Folie (Airtech Securlon® L-2000) aufgebracht.

**Tab. 7-2: Standardprozessparameter bei der AFP Ablage**

Parameter	Wert
Konfiguration der Laseroptik	maximale Ausrichtung auf zugeführtes Material s. Abb. 7-2
Anzahl in einem Ablagepfad abgelegter Tapes/Tows	8
Abstand zwischen den Pfaden	0,5 mm
Kompaktierkraft	100 N
Ablagegeschwindigkeit	konstant 0,4 m/s
Laserleistung	258 W bei 0,4 m/s
Emissionskoeffizient IR Kamera	0,95

### 7.1.3 Oberflächenmorphologie

Für die Untersuchung zum Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die transversale Permeabilität wurde das Material »SGL Körper« (s. Tab. 4-2) verwendet. Die Preformlagen wurden gemäß Kapitel 7.3 zugeschnitten. Anschließend wurden die Preforms in einem Pyrolyseofen (Linn High Therm, KS-3-160-S-Sonder) auf eine Temperatur von 450 °C gebracht. Der Ofeninnenraum wurde während der Dauer der Pyrolyse mit technischem Stickstoff gespült. Mit diesem Verfahren wird die Schlichte, die durch die Faserhersteller aufgebracht wird, zersetzt. An der Oberfläche der Fasern verbleibt eine Koksschicht. Wird anschließend, bei gleicher Temperatur, technische Luft mit einem Sauerstoffanteil von 20 % eingebracht, wird zusätzlich noch die Koksschicht zersetzt, so dass das Material keine Rückstände der Schlichte mehr auf der Oberfläche zeigt.

## 7.2 Auswahl Variationsparameter

Zahlreiche Ansätze zur gezielten Einflussnahme auf die Permeabilität werden in der Literatur beschrieben (s. Kapitel 2.4). Durch die fehlende Vergleichbarkeit der Messmethoden untereinander ist bisher eine Aussage über die Parameter mit dem größten Einflusspotential in den meisten Fällen nicht möglich. Im folgenden Kapitel werden Einflussfaktoren beschrieben, für die in der anschließenden Parameterstudie vergleichbare Ergebnisse ermittelt werden.

### 7.2.1 Materialparameter

Als Materialparameter werden im Zusammenhang mit den relevanten Einflussfaktoren auf die transversale Permeabilität alle Eigenschaften benannt, die durch das Testfluid, das Fasermaterial, die Verarbeitung zum Halbzeug und die zusätzlich durch den Hersteller aufgetragenen Binder definiert sind. Für die vorliegende Arbeit wurden die folgenden Parameter untersucht.

- Fasertyp

Der Einfluss des Fasertyps auf die transversale Permeabilität wird durch vergleichende Versuche mit Glas- und Carbonhalbzeugen durchgeführt (s. Tab. 7-3). Für die Körpergewebe liegen dabei annähernd identische Flächengewichte vor (s. Material »SGL Körper« und Material »Bench 2« in Tab. 4-2), während die NCF Gelege deutlich voneinander abweichende Flächengewichte haben.

Mit einem Durchmesser von 9 µm bei den Glasfasern und 5 µm bei den Carbonfasern und der Materialdichte (Glas ~ 2,5 g/cm<sup>3</sup> und Carbon ~ 1,78 g/cm<sup>3</sup>) ergeben sich bei gleichem Flächengewicht relevante Unterschiede in der Anzahl der in den Einzellagen befindlichen Filamente. Damit einhergehend unterscheiden sich auch die Geometrie und die Verteilung des Porenvolumens. Es kann davon ausgegangen werden, dass sich dadurch die transversale Permeabilität deutlich unterscheidet.



**Tab. 7-3: Versuchsreihe zum Einfluss des Fasertyps**

Bezeichnung	Material	Flächengewicht der Einzellage	Filamentdurchmesser
Carbon Köpergewebe	SGL Köper	305 g/m <sup>2</sup>	5 µm
Glas Köpergewebe	Bench 2	295 g/m <sup>2</sup>	9 µm
Carbon NCF Gelege	Ref 2	145 g/m <sup>2</sup>	5 µm
Glas NCF Gelege	Bench 1	217 g/m <sup>2</sup>	9 µm

- **Matrix**

Gemäß Gleichung (2-1) ist der Wert der Permeabilität nicht vom Fluid abhängig, wenn es sich dabei um ein newtonsches Fluid handelt. Die Werte der Viskosität und des Volumenstroms in der Gleichung verhalten sich entgegengesetzt proportional, folglich bleibt die Permeabilität konstant. In der Literatur wurde dieser Zusammenhang bereits untersucht. Ein eindeutiges Ergebnis konnte nicht ermittelt werden (s. Kapitel 2.4.1). In der vorliegenden Arbeit wird mit Hilfe zweier newtonscher Fluide mit unterschiedlicher Viskosität der Zusammenhang geprüft (s. Tab. 7-4). Dafür wird das Sonnenblumenöl mit einer Viskosität von 61 mPa s bei 20 °C und das Silikonöl mit einer Viskosität von 106 mPa s bei 20 °C verwendet (s. Tab. 4-1).

**Tab. 7-4: Versuchsreihe zum Einfluss des Fluids**

Bezeichnung	Viskosität bei 20 °C
Sonnenblumenöl	61 mPa s
Silikonöl	106 mPa s

- **Oberflächenbeschaffenheit**

Ob die Oberflächenbeschaffenheit der Fasermaterialien einen Einfluss auf die Messwerte der transversalen Permeabilität hat, wurde in der Literatur bisher nur in einzelnen Fällen untersucht [109, 155]. Einzelheiten über die Zusammensetzung und die Verarbeitung der Schlichte auf den Fasern sind in der Regel öffentlich nicht verfügbar. Um eine grundsätzliche Einschätzung treffen zu können wurde das Carbonköpergewebe »SGL Köper« wie in Kapitel 7.1.3 beschrieben im Ofen pyrolysiert. Dabei wurden, wie in Tab. 7-5 gezeigt, dem nicht pyrolysierten Material zwei Konfigurationen mit unterschiedlicher Prozessführung in der Pyrolyse gegenübergestellt.

**Tab. 7-5: Versuchsreihe zum Einfluss der Schlichte**

Bezeichnung	Material	Prozessführung der Pyrolyse
unbehandelt	SGL Köper	--
Pyrolysiert unter N <sub>2</sub>	SGL Köper	450 °C unter N <sub>2</sub> Atmosphäre
Pyrolysiert und oxidiert	SGL Köper	450 °C unter N <sub>2</sub> und anschl. O <sub>2</sub> Atmosphäre

- Nähparameter

Die Nähparameter von NCF Materialien wurden in der Literatur bereits in zahlreichen Untersuchungen betrachtet. In den überwiegenden Fällen werden die Materialien dafür an Prototypen- bzw. Forschungsanlagen hergestellt und in diesem Zuge die Nähparameter variiert. Nicht immer kann dabei ein homogenes Faserflächengewicht und ein gleichmäßiger Bedeckungsgrad ohne Fehlstellen gewährleistet werden. Ob die detektierten Messergebnisse auf die Nähparametervariation oder auf die Schwankungen des Materials zurückzuführen sind, ist nicht zweifelsfrei zu klären. Für die Nähparametervariation in der vorliegenden Arbeit wurden alle Materialien mit Serienanlagen zur NCF Produktion vom Hersteller gefertigt. Als Basis dient ein luftfahrtzertifiziertes Carbon NCF Bidiagonalgelege (s. »Ref 2« aus Tab. 4-2). Die Variation der Nähparameter erfolgt durch Veränderung der Einstellungen an der Serienanlage, so dass von einer gleichbleibend hohen Qualität hinsichtlich des Bedeckungsgrades und der Homogenität des Flächengewichts ausgegangen werden kann. Basierend auf den Parametern des Referenzmaterials werden die Nähketteinarbeitung bzw. Fadenspannung und die Stichlänge nominal in beide Richtungen variiert (s. Tab. 7-6 und Tab. 7-7).

**Tab. 7-6: Versuchsreihe zum Einfluss der Nähketteinarbeitung**

Bezeichnung	Material	Nähketteinarbeitung
Ohne Variation	Ref 2	3,7 g/m <sup>2</sup>
Variation Nähketteinarbeitung	Mat 1	3,759 g/m <sup>2</sup>
Variation Nähketteinarbeitung	Mat 2	3,239 g/m <sup>2</sup>

**Tab. 7-7: Versuchsreihe zum Einfluss der Stichlänge**

Bezeichnung	Material	Stichlänge
Ohne Variation	Ref 2	2,616 mm
Variation Stichlänge	Mat 8	1,611 mm
Variation Stichlänge	Mat 7	4,087 mm

Zur Quantifizierung wurden die Parameter gemäß dem in Kapitel 4.1.2 und 4.1.3 beschriebenen Vorgehen gemessen. Die Ergebnisse sind in Tab. 4-2 angegeben. Basierend auf den in Kapitel 4.1.3 beschriebenen Fehlstellen wird für die transversale Permeabilität ein direkter Zusammenhang zwischen Fadenspannung und Stichlänge erwartet.

Ob sich auch durch das Nähmuster ein Einfluss ergibt, wurde durch den Vergleich des Referenzmaterials mit einem Trikote Nähmuster betrachtet (s. Tab. 7-8).

**Tab. 7-8: Versuchsreihe zum Einfluss des Nähmusters**

Bezeichnung	Material	Nähmuster
Ohne Variation	Ref 2	Franse
Variation Nähmuster	Mat 6	Trikote

- **Bindermenge**

Der auf den textilen Halbzeugen aufgebrauchte Binder wurde in aktuellen Untersuchungen auch mit der Permeabilität in Zusammenhang gebracht [28, 110, 116, 117, 119, 156]. Neben den Prozessparametern, die während der Aktivierung verwendet werden (s. Kapitel 7.2.3), spielt in erster Linie die aufgebrauchte Bindermenge im Hinblick auf die in diesem Kapitel betrachteten Materialparameter eine Rolle. Dabei wird zusätzlich zur Bindermenge auch untersucht, welchen Einfluss die Kompaktierung mit sich bringt. In Tab. 7-9 sind die Parametervariationen aufgezeigt.

**Tab. 7-9: Versuchsreihe zum Einfluss der Bindermenge**

Bezeichnung	Material	Bindermenge	Kompaktierung
Ohne Binder	Ref 2	0 g/m <sup>2</sup>	unkompaktiert
Binder 5 g/m <sup>2</sup>	Mat 3	5 g/m <sup>2</sup>	unkompaktiert
Binder 10 g/m <sup>2</sup>	Mat 4	10 g/m <sup>2</sup>	unkompaktiert
Binder 15 g/m <sup>2</sup>	Mat 5	15 g/m <sup>2</sup>	unkompaktiert
Ohne Binder	Ref 2	0 g/m <sup>2</sup>	kompaktiert
Binder 5 g/m <sup>2</sup>	Mat 3	5 g/m <sup>2</sup>	kompaktiert
Binder 10 g/m <sup>2</sup>	Mat 4	10 g/m <sup>2</sup>	kompaktiert
Binder 15 g/m <sup>2</sup>	Mat 5	15 g/m <sup>2</sup>	kompaktiert

## 7.2.2 Designparameter

Unter dem Begriff Designparameter werden die Parameter zusammengefasst, die nach der Definition des Materials für die Auslegung entscheidend sind. Dazu zählen insbesondere der Lagenaufbau bzw. die Lagenorientierung sowie die Lagenanzahl. Technologiebedingte Besonderheiten ergeben sich zusätzlich für den AFP Prozess. Dies betrifft die Anzahl, Breite und Verteilung eingebrachter Gaps. Auf die Designparameter und deren Variation wird im Folgenden eingegangen.

- **Lagenorientierung bzw. Anzahl der Winkelsprünge**

Charakteristisch für den AFP Prozess ist das sukzessive Ablegen der Einzellagen, wodurch insbesondere für den Lagenaufbau der Preform eine große Gestaltungsfreiheit existiert. Während für konventionelle NCFs aufgrund der bereits im Halbzeug vernähten Einzellagen eine unidirektionale Preform nicht umsetzbar ist, können

diese durch die AFP Technologie abgebildet werden. Für die Untersuchung des Einflusses des Lagenaufbaus werden mittels AFP Ablage unidirektionale und quasiisotrope Preforms gefertigt und die transversale Permeabilität den Werten der orthogonal aufgebauten Standardpreforms gegenübergestellt. Für das NCF Gelege werden neben den orthogonalen Standardpreforms zusätzlich Preforms mit quasiisotropem Lagenaufbau geprüft. Für alle Preforms ist der Lagenaufbau in Tab. 7-10 angegeben. Es ist zu beachten, dass beim NCF ein Zuschnitt jeweils aus zwei Einzellagen besteht, welche um 90° zueinander orientiert sind. Wird der Lagenaufbau nicht explizit angegeben, wird in der vorliegenden Arbeit der in Tab. 7-10 angegebene orthogonale Lagenaufbau verwendet.

**Tab. 7-10: Versuchsreihe zum Einfluss des Lagenaufbaus der gefertigten Preforms, für alle Preforms werden 16 Einzellagen verwendet,**

Bezeichnung	Material	Lagenaufbau
		Kurznotation des Lagenaufbaus
AFP Preform orthogonal (Standardwert)	DFP	0/90/0/90/0/90/0/90/0/90/0/90/0/90/0
		[0/90] <sub>4sym</sub>
AFP Preform quasiisotrop	DFP	0/90/-45/45/0/90/-45/45/45/-45/90/0/45/-45/90/0
		[0/90/-45/45] <sub>2sym</sub>
AFP Preform unidirektional	DFP	0/0/0/0/0/0/0/0/0/0/0/0/0/0/0/0
		[0] <sub>16</sub>
NCF Preform orthogonal (Standardwert)	Ref 1	0/90/0/90/0/90/0/90/90/0/90/0/90/0/90/0
		[0/90] <sub>4sym</sub>
NCF Preform quasiisotrop	Ref 1	0/90/-45/45/0/90/-45/45/45/-45/90/0/45/-45/90/0
		[0/90/-45/45] <sub>2sym</sub>

- **Lagenanzahl**

Gemäß Gleichung (2-1) wird die Fließlänge  $l$  bei der Bestimmung der transversalen Permeabilität berücksichtigt. Bei der transversalen Permeabilitätsmessung ist die Fließlänge in erster Näherung proportional zur Dicke der Preform bzw. proportional zur Lagenanzahl. Eine Abhängigkeit der Lagenanzahl auf den Wert der transversalen Permeabilität ist demnach nicht zu erwarten. In der Literatur wurde hingegen in verschiedenen Arbeiten eine Abhängigkeit dokumentiert [22, 103, 104]. Ob dieser Effekt auch für die betrachteten NCF Materialien besteht, wird in der vorliegenden Arbeit durch Versuche mit ansteigender Lagenanzahl untersucht. Zu diesem Zweck

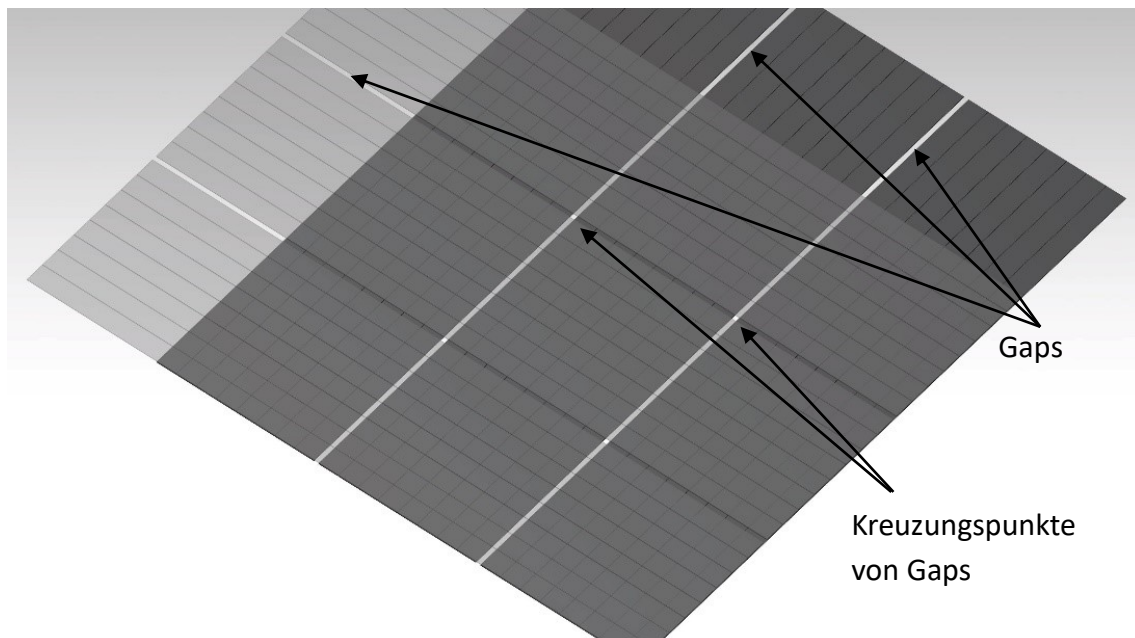
wird die transversale Permeabilität von Preforms mit 12, 16 und 32 Einzellagen respektive 1,5 mm, 2 mm und 4 mm bei jeweils 57% Faservolumenanteil untersucht, s. Tab. 7-10.

**Tab. 7-11: Einfluss der Lagenanzahl**

Bezeichnung	Material	Anzahl der Einzellagen
Geringe Lagenanzahl	Ref 1	12 Einzellagen
Standardwert	Ref 1	16 Einzellagen
Hohe Lagenanzahl	Ref 1	32 Einzellagen

Eine technologiespezifische Besonderheit des AFP Prozesses sind die Gaps zwischen den Ablagepfaden. Gaps werden bei der Erstellung der Ablageprogramme für die NC Maschinen bewusst eingebracht. Neben der Vermeidung von Overlaps (s. Kapitel 2.2.1) ergeben sich durch die eingebrachten Gaps zwei Effekte für die Imprägnierung und somit für die transversale Permeabilität der Preforms.

Aufgrund ihrer durchgehenden Länge innerhalb einer Lage bieten sie dem Fluid einen Fließkanal in der Ebenenrichtung und sorgen damit für eine schnelle Verteilung innerhalb einer Lage. Der zweite Effekt ergibt sich, wenn die Lagen unter-/oberhalb eine abweichende Lagenorientierung haben. In diesem Fall ergeben sich Kreuzungspunkte von Gaps und das Fluid kann sich an diesen Stellen ohne größeren Widerstand in Dickenrichtung in die nächste Lage ausbreiten (s. Abb. 7-3).



**Abb. 7-3: Darstellung einer 0° und einer 90° AFP Lage mit Gaps nach jeweils 8 Tapes**

Es wird angenommen, dass auf diesem Weg eine Möglichkeit besteht, schon in der Programmierung gezielt Einfluss auf die transversale Permeabilität nehmen zu können. Dabei können sowohl die Breite der Gaps als auch die Anzahl sowie deren Verteilung variiert werden. Ein relevanter Wert bei der Programmierung der Ablageprogramme im Zusammenhang mit Gaps ist der Bedeckungsgrad. Je größer die Anzahl und/oder die Breite der Gaps ist, desto geringer wird der Bedeckungsgrad (s. Anhang A-d).

- Breite der Gaps (AFP)

In der vorliegenden Arbeit wurde die Anzahl der Gaps variiert. Zielstellung war es weiterhin einen hohen Bedeckungsgrad sicherzustellen, der für eine spätere strukturelle Anwendung notwendig ist und gleichzeitig den Einfluss auf die transversale Permeabilität abzubilden. Ein Wert von 0,5 mm Gapbreite, der sich als geeigneter Kompromiss zwischen hohem Bedeckungsgrad und der Vermeidung von Overlaps bei der industriellen Anwendung etabliert hat, wurde als Standardwert verwendet. Weitere Preforms mit einer Gapbreite von 2 mm sowie der Grenzwert von Preforms ohne Gaps, also einer Gapbreite von Null Millimetern, wurden ebenfalls hergestellt und untersucht. Die verwendeten Werte sind zusammen mit dem Bedeckungsgrad in Tab. 7-12 zusammengefasst. Die Berechnung des Bedeckungsgrades ist im Anhang A-c erläutert.

**Tab. 7-12: Einfluss der Gapbreite bei AFP Preforms**

Bezeichnung	Material	Gapbreite und Anzahl	Bedeckungsgrad
Standardwert	DFP	0,5 mm nach jedem achten Tape	0,99
Variation 1	DFP	2 mm nach jedem achten Tape	0,962
Variation 2	DFP	0 mm nach jedem achten Tape	1

- Anzahl der Gaps (AFP)

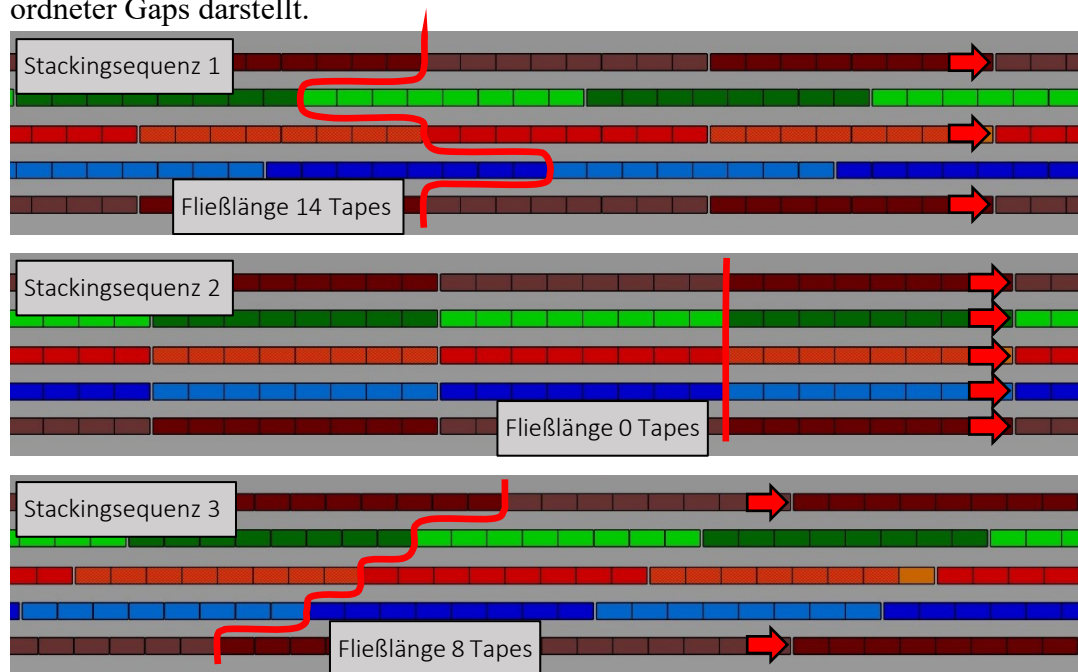
Neben der Breite der Gaps wird auch die Anzahl der Gaps variiert. In Bezug auf den Bedeckungsgrad und den Faservolumenanteil besteht für eine Preform mit Gaps von 2 mm Breite nach jedem achten Tape und einer Preform mit Gaps von 0,5 mm Breite nach jedem zweiten Tape kein Unterschied. Der oben beschriebene Effekt, wenn sich Gaps benachbarter Lagen überschneiden, unterscheidet sich jedoch. Im ersten Fall (2 mm Gap je 8 Tapes) ergeben sich wenige, dafür vergleichsweise große Fließkanäle in Dickenrichtung. Für den zweiten Fall ergeben sich viele, jedoch deutlich kleinere Fließkanäle. Ob dadurch ein Einfluss auf die transversale Permeabilität entsteht, wird untersucht. Die Variationsparameter sind in Tab. 7-13 aufgeführt.

**Tab. 7-13: Werte bei der Variation der Gapanzahl**

Bezeichnung	Material	Gapbreite und Anzahl	Bedeckungsgrad
Variation 1	DFP	2 mm nach jedem achten Tape	0,962
Variation 2	DFP	0,5 mm nach jedem zweiten Tape	0,962

- Stackingsequenz (AFP)

Die Stackingsequenz gibt die Anordnung der Gaps in Lagen gleicher Orientierung an. Dabei sollen prozessbedingte oder auch gezielt eingebrachte Gaps möglichst nicht übereinandergelegt, sondern versetzt angeordnet sein. Die Stackingsequenz gibt vor, nach wie vielen Lagen der identischen Faserorientierung ein Gap an der gleichen Position auftreten darf und wie die Verschiebung in den zwischenliegenden Lagen (mit gleicher Faserorientierung) erfolgt. In Abb. 7-4 sind gängige Stackingsequenzen aufgezeigt, wobei ein Ablagepfad aus jeweils acht Tapes besteht (farblich innerhalb einer Lage abgesetzt). Abgebildet sind jeweils nur Lagen mit der gleichen Faserorientierung sowie der theoretisch kürzeste Fließweg. Für Stackingsequenz 1 ergibt sich eine Wiederholung in jeder zweiten, für Stackingsequenz 3 in jeder vierten Lage, wohingegen Stackingsequenz 2 den Extremfall direkt übereinander angeordneter Gaps darstellt.



**Abb. 7-4:** Darstellung verschiedener Stackingsequenzen (nur Lagen gleicher Orientierung abgebildet)

Wenn nicht anders angegeben, wird die gezeigte Stackingsequenz 1 als Standard bei allen gefertigten Preforms (inklusive der Referenzen) verwendet. Um den Einfluss auf die transversale Permeabilität aufzuzeigen, werden Preforms, welche mit Stackingsequenz 2 und 3 gefertigt wurden, untersucht. Die Definition ist in Tab. 7-14 zusammengefasst.

**Tab. 7-14: Parameter bei der Variation der Stackingsequenz**

Bezeichnung	Beschreibung der Stackingsequenz
Stackingsequenz 1	Standardwert: Wiederholung in jeder zweiten Lage gleicher Orientierung
Stackingsequenz 2	Extremfall: Wiederholung in jeder Lage gleicher Orientierung
Stackingsequenz 3	Wiederholung in jeder vierten Lage gleicher Orientierung

### 7.2.3 Prozessparameter

Unter dem Begriff Prozessparameter werden die Einstellungen zusammengefasst, die bei der weiteren Verarbeitung der Halbzeuge zur Preform angewendet werden. Dies sind im Zusammenhang der vorliegenden Arbeit die Parameter bei der Binderaktivierung von Preforms aus gestapelten Halbzeuglagen und bei der Ablage der Tapes mittels AFP.

Das Vorgehen zur Aktivierung von Preforms aus bebinderten, gestapelten Halbzeuglagen ist in Kapitel 7.1.1 beschrieben. Die Herstellung der AFP Preforms erfolgt gemäß der Beschreibung aus Kapitel 7.1.2.

- **Aktivierungstemperatur**

Die Aktivierungstemperatur ist bei beiden Preforming-Technologien nicht nur für die Qualität der Haftung des Materials und das anschließende Handling, sondern auch für die transversale Permeabilität relevant.

Bei den **gestapelten Halbzeuglagen** wurden Untersuchungen zur Aktivierungstemperatur für das Material »Ref 1« beb. durchgeführt (s. Tab. 4-2).

Gemäß der Herstellerangabe ist für den auf Material »Ref 1« aufgebrauchten Binder eine Aktivierungstemperatur von 90 °C zu wählen. Zusätzlich zur herstellenseitig im Datenblatt empfohlenen Aktivierungstemperatur von 90 °C, wurden Preforms mit 120 °C, 140 °C, 160 °C und 180 °C aktiviert. Darüber hinaus wurden die Ergebnisse der bei Raumtemperatur kompaktierten Preforms als Vergleichswert verwendet. Alle weiteren Parameter bei der Binderaktivierung entsprechen den Angaben aus Tab. 7-1. In der Tab. 7-15 sind die Variationsparameter sowohl für die gestapelten Halbzeuglagen als auch für die AFP Preforms aufgezeigt.

Der auf dem **AFP** Material aufgebrauchte Binder soll gemäß Herstellerdaten bei 90 °C aktiviert werden. Diese Temperatur wurde standardmäßig als Zieltemperatur für die Preforms verwendet. Alle weiteren Einstellungen entsprechen den Standardparametern gemäß Tab. 7-2. Um den Einfluss der Aktivierungstemperatur zu prüfen, wurden zusätzlich Preforms mit 81 °C und 114 °C gefertigt.

Vorversuche haben gezeigt, dass die für die Ablage notwendige Haftung des Materials nicht mehr gewährleistet ist, wenn die Aktivierungstemperatur weiter reduziert wird. Auf der anderen Seite treten bei Temperaturen größer 120 °C erste Zersetzungsanzeichen des Binders beispielsweise Rauchentwicklung bei der Ablage auf.



**Tab. 7-15: Werte bei der Variation der Aktivierungstemperatur**

Bezeichnung	Material	Aktivierungstemperatur
Aktivierungstemperatur 21 °C	Ref 1 beb.	21 °C
Aktivierungstemperatur 90 °C	Ref 1 beb.	90 °C
Aktivierungstemperatur 120 °C	Ref 1 beb.	120 °C
Aktivierungstemperatur 140 °C	Ref 1 beb.	140 °C
Aktivierungstemperatur 160 °C	Ref 1 beb.	160 °C
Aktivierungstemperatur 180 °C	Ref 1 beb.	180 °C
Aktivierungstemperatur 81 °C	DFP	90 °C
Aktivierungstemperatur 90 °C	DFP	81 °C
Aktivierungstemperatur 114 °C	DFP	114 °C

- **Haltezeit**

Die Haltezeit, also die Dauer, über die die gewählte Aktivierungstemperatur auf das Material und damit auf den Binder einwirken kann, wird für die betrachteten Technologien unterschiedlich definiert. Es wird vermutet, dass die Haltezeit neben der Aktivierungstemperatur maßgeblich Einfluss auf das Verhalten und die Verteilung des Binders zwischen und/oder innerhalb der Lagen und somit auf die Porosität hat. Daraus resultierend wird auch ein Einfluss auf die transversale Permeabilität erwartet.

Für die **gestapelten Halbzeuglagen** ist die Haltezeit klar definiert. Sie entspricht der Zeit, die sich die Preform zur Kompaktierung zwischen den Kontaktheizplatten befindet (s. Kapitel 7.1.1). In Voruntersuchungen wurde gezeigt, dass für die gewählte Kombination aus Materialien und Lagenanzahl 40 s benötigt werden, bis die Aktivierungstemperatur die Symmetrieebene erreicht (s. Anhang A-e). Von diesem Standardwert ausgehend wurde die Haltezeit variiert. Es wurden Preforms mit 20 s, 120 s, 600 s und 900 s aktiviert. Alle weiteren Parameter wurden gemäß Tab. 7-1 gewählt.

Bei der **AFP** Ablage ergibt sich die Haltezeit über die Position, den Fokus und die Abmessungen des Laserfeldes sowie der Geschwindigkeit mit der das abzulegende Material das Laserfeld passiert. Werden keine Veränderungen an der Optik vorgenommen, ist die Ablagegeschwindigkeit die verbleibende Einflussgröße. Aufgrund der komplexen geometrischen Projektion des Laserfeldes auf das zugeführte Material ist eine direkte Angabe der Haltezeit nicht zielführend. Respektive wurden für die Untersuchungen zum Einfluss auf die transversale Permeabilität Preforms mit verschiedenen Ablagegeschwindigkeiten gefertigt. Zusätzlich zum Standardwert von 0,4 m/s wurde eine Preform mit 0,1 m/s sowie eine Preform mit 0,7 m/s abge-

legt. Alle weiteren Parameter entsprechen den Standardwerten aus Tab. 7-2. Die Variationsparameter sind sowohl für die gestapelten Halbzeuglagen als auch für die AFP Preforms in Tab. 7-16 gezeigt.

**Tab. 7-16: Werte bei der Variation der Haltezeit respektive der Ablagegeschwindigkeit**

Bezeichnung	Material	Haltezeit / Ablagegeschwindigkeit
Haltezeit 20 s	Ref 1 beb.	20 s
Haltezeit 40 s	Ref 1 beb.	40 s
Haltezeit 120 s	Ref 1 beb.	120 s
Haltezeit 600 s	Ref 1 beb.	600 s
Haltezeit 900 s	Ref 1 beb.	900 s
Ablagegeschwindigkeit 0,1 m/s	DFP	0,1 m/s
Ablagegeschwindigkeit 0,4 m/s	DFP	0,4 m/s
Ablagegeschwindigkeit 0,7 m/s	DFP	0,7 m/s

- **Kompaktierung / Höhe der Heiz- und Kühlkavität**

Die Aktivierungstemperatur und die Haltezeit sind maßgeblich für den Zustand des Binders. Die Kompaktierung während der Binderaktivierung hingegen definiert, in welchem Zustand die Preform bzw. das abgelegte Material fixiert wird. Üblicherweise wird dadurch noch nicht die finale Preformdicke erreicht.

Ob ein Einfluss auf die transversale Permeabilitätsmessung besteht, wenn die Preforms während der Binderaktivierung mehr oder minder kompaktiert wurden, wurde sowohl für die gestapelten Halbzeuge als auch für die AFP Technologie untersucht.

Bei den **gestapelten Halbzeugen** ergibt sich die Kompaktierung während der Aktivierung des Binders durch die Höhe, auf die die Kontaktheizplatten von der Prüfmaschine zusammengefahren werden. Die Heizkavitätshöhe wird in Abhängigkeit zur Zielkavitätshöhe bestimmt. Die Variation wird prozentual dazu angegeben (s. Kapitel 7.1.1). Als Standardwert wurden 150 % der Zielkavitätshöhe verwendet. Des Weiteren wurden Versuche mit 100 % und 200 % der Zielkavitätshöhe durchgeführt.

Für die vollständige Aktivierung des Binders ist letztlich noch die Abkühlung des Binders notwendig. Im Anschluss an den Verbleib der Preform zwischen den Kontaktheizplatten wird diese direkt in eine Kühlpresse transferiert (s. 7.1.1). Die Kühlkavitätshöhe wird nach dem gleichen Verfahren wie die Heizkavitätshöhe bestimmt. Als Standard wurden 125 % der Zielkavitätshöhe verwendet. Weitere Untersuchungen wurden für 100 % und 200 % der Zielkavitätshöhe durchgeführt. Alle Werte sind in Tab. 7-17 eingetragen.

**Tab. 7-17: Werte bei der Variation der Heiz- und Kühlkavität**

Bezeichnung	Material	Heizkavitätshöhe	Kühlkavitätshöhe
Heizkavitätshöhe 1,97 mm	Ref 1 beb.	1,97 mm	2,46 mm
Heizkavitätshöhe 2,96 mm	Ref 1 beb.	2,96 mm	2,46 mm
Heizkavitätshöhe 3,94 mm	Ref 1 beb.	3,94 mm	2,46 mm
Kühlkavitätshöhe 1,97 mm	Ref 1 beb.	2,96 mm	1,97 mm
Kühlkavitätshöhe 2,46 mm	Ref 1 beb.	2,96 mm	2,46 mm
Kühlkavitätshöhe 3,94 mm	Ref 1 beb.	2,96 mm	3,94 mm

Das Pendant zur Heizkavitätshöhe bei der AFP Technologie ist die Kompaktierkraft mit der die Anpressrolle das zugeführte Material an das Werkzeug presst. Auch für diese Einstellung wird ein Einfluss auf die transversale Permeabilität erwartet. Mit 100 N ist der Standardwert bereits sehr gering gewählt. Eine weitere Reduktion kann nicht durchgeführt werden, ohne dass die gefertigte Preform instabil wird. Zur Untersuchung des Einflusses wurde die Kompaktierung in zwei Schritten auf 400 N und 800 N erhöht.

Eine Kühlkavität ist bei der AFP Technologie nicht vorhanden. Nachdem die Kompaktierrolle das Material auf dem Werkzeug bzw. dem Substrat angepresst hat, wird keine weitere Belastung während der Abkühlung vorgenommen. Die Variationswerte sind in Tab. 7-18 aufgeführt.

**Tab. 7-18: Werte bei der Variation der Kompaktierung von AFP Preforms**

Bezeichnung	Material	Kraft bei der Kompaktierung der AFP Anlage
Kompaktierkraft 100 N	DFP	100 N
Kompaktierkraft 400 N	DFP	400 N
Kompaktierkraft 800 N	DFP	800 N

## 7.3 Präparation der Versuchskörper

Um mit dem in Kapitel 6.1 beschriebenen Messsystem die transversale Permeabilität bestimmen zu können, müssen aus den Preforms Versuchskörper präpariert und vorbereitet werden. Die dafür notwendigen Schritte sind im Folgenden beschrieben.

Der **Zuschnitt** wird mit Hilfe einer Makrolonschablone (Durchmesser 199,5 mm) durchgeführt. Diese wird auf der Preform positioniert und beschwert. Für den Zuschnitt wurde sichergestellt, dass die Schnittkante senkrecht zur Preformebene erfolgt und die Schablone nicht verrutscht. Als Schneidunterlage wurde zur Vermeidung von Kontaminationen eine vorab gereinigte Glasunterlage verwendet.

Für die **Dickenmessung** textiler Halbzeuge und Preforms wurde ein Vliesdickenmessgerät (Käfer Messuhrenfabrik GmbH & Co. KG) mit einer Bügeltiefe von 200 mm verwendet. Das Messgerät entspricht den Anforderungen der DIN EN ISO 5084. Gemäß der Norm wurde der Prüfdruck von 1 kPa aufgebracht und der Messwert wurde 30 Sekunden nach der Belastung abgelesen. Der Variationskoeffizient für die Wiederholgenauigkeit wurde durch zehn Messungen an einem Endmaß mit 2 mm Dicke ermittelt und betrug 0,14 %.

Die **Massenbestimmung** erfolgte mit einer Kernel PLS Präzisionswaage mit einer Auflösung von 0,01 g.



## 8 Ergebnisse, Analyse und Diskussion

Im folgenden Kapitel werden die Ergebnisse der transversalen Permeabilitätsmessung präsentiert und diskutiert. Dazu wird im ersten Schritt eine theoretische Betrachtung der Zusammenhänge zwischen der Porengeometrie und der transversalen Permeabilität durchgeführt. Diese wird in der Folge zur Erläuterung der Ergebnisse verwendet. Anschließend werden in den weiteren Kapiteln die Ergebnisse der einzelnen untersuchten Parameter gezeigt und diskutiert. Abschließend werden die Einflussfaktoren zueinander eingeordnet und die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf weitere Technologien besprochen.

### 8.1 Theoretische Evaluation des Faservolumenanteils

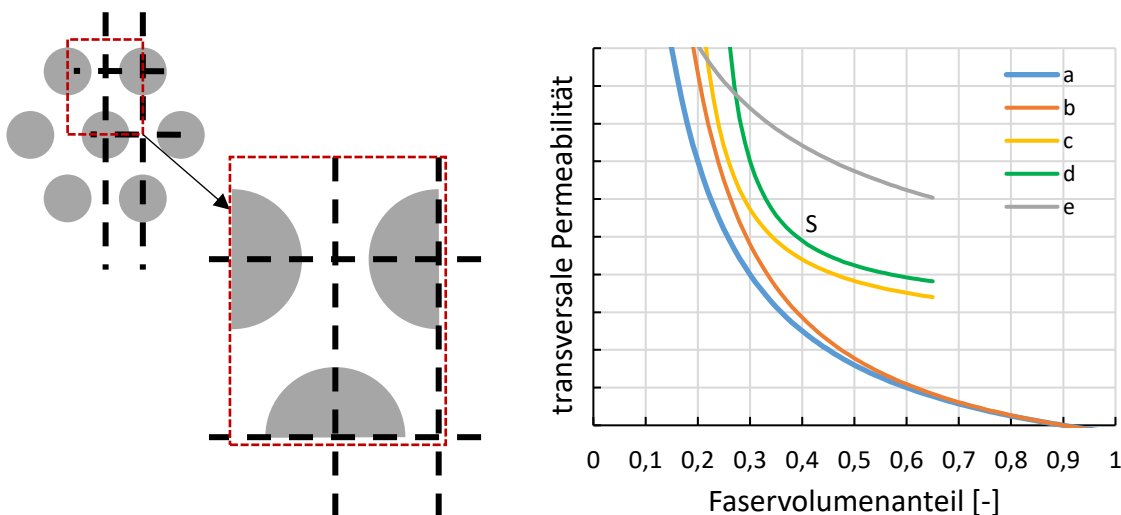
In zahlreichen Untersuchungen wurde versucht den Zusammenhang zwischen der Geometrie der Porosität und der Permeabilität anhand von analytisch mathematischen Modellen zu ermitteln [11, 84, 91, 103, 138, 157–159]. Basis dafür liefern die Überlegungen zur Strömung durch mikro- und makroporöse Strömungskanäle (s. Kapitel 2.4) in der Intra-Tow und Inter-Tow Porositätsdomäne (s. Kapitel 2.1). Bisher konnten die verschiedenen Ansätze die komplexen Zusammenhänge nur in begrenztem Rahmen abbilden. In [51] ist ein Überblick der verschiedenen analytischen Methoden zusammengetragen.

Eine theoretische Betrachtung soll im Folgenden helfen die Zusammenhänge zu erklären. Dazu wird die Annahme aufgestellt, die exakte analytische Korrelation zwischen der Geometrie der Porosität und der transversalen Permeabilität sei bekannt. Als Stützpunkte dienen bekannte Punkte aus der theoretischen Grenzwertbetrachtung bei maximalem und minimalem Faservolumenanteil.

Dazu wird eine vollständig ideale Verteilung der Filamente betrachtet (s. Abb. 8-1 links). Die Strömung entlang eines repräsentativen Strömungskanals der Einheitszelle wird beeinflusst durch den Filamentdurchmesser und den Abstand der Filamente zueinander. Werden die Extremwerte betrachtet, kann festgestellt werden, dass im Falle der höchstmöglichen Packungsdichte mit  $V_f = 90,7\%$  [160, 161] kein Strömungskanal mehr vorhanden ist und sich somit die transversale Permeabilität zu Null ergeben muss. Für das gegenteilige Extrem, also das vollständige Fehlen von Fasern und somit ein Faservolumenanteil von Null, ergeben sich auf Grund der Symmetrieachsen keine Druckverluste. Durchströmt das Fluid den repräsentativen Strömungskanal ohne Reibungsverluste folgt daraus ein theoretisch unendlicher Wert für die Permeabilität. Auch wenn der

exakte Verlauf nicht bekannt ist, muss eine theoretisch exakte analytische Lösung qualitativ dem in Abb. 8-1 (rechts) dargestellten Kurvenverlauf mit der Kennzeichnung »a« entsprechen. Die darin dargestellte Kurve entspricht dem theoretischen Minimum der transversalen Permeabilität für idealverteilte Faserfilamente eines konstanten Faserdurchmessers ohne den Einfluss makroskopischer Fließkanäle (ausschließlich Intra-Tow Porositätsdomäne durch optimale Filamentverteilung). Der Filamentdurchmesser verhält sich direkt proportional zum Querschnitt der Fließkanäle, so dass für größere Filamentdurchmesser ein höheres theoretisches Minimum der transversalen Permeabilität auftritt (s. Abb. 8-1 Kurve mit der Kennzeichnung »b«).

Die Abweichungen realer Versuchsdaten vom theoretischen Verlauf lassen sich wie folgt erklären. Im realen Textil sind die Filamente in der Intra-Tow Porositätsdomäne nicht homogen verteilt. Es sind sowohl Bereiche hoher als auch niedriger Packungsdichte vorhanden. In der Regel entspricht die Anordnung darüber hinaus nicht der idealen hexagonalen Anordnung. Basierend darauf ergeben sich zahlreiche verschiedene Querschnitte für die Geometrie der Porosität, die im realen Textil statistisch verteilt auftreten.



**Abb. 8-1: ideale hexagonale Filamentverteilung (links) theoretischer analytischer Verlauf der transversalen Permeabilität (rechts)**

Wird eine Kompaktierkraft auf das Textil aufgebracht, um den Faservolumenanteil zu steigern, verteilen sich die Faserfilamente zunehmend homogen, wobei der Querschnitt der mikroporösen Fließkanäle abnimmt. Der Kurvenverlauf (s. Kurve mit der Kennzeichnung »c«) nähert sich dem der idealen Korrelation zunehmend an. Der genannte Effekt ist jedoch nicht dazu in der Lage, zu einer idealen Packungsdichte zu führen. Große Ungleichgewichte in der Packungsdichte können durch das Abgleiten der Filamente aneinander nicht überwunden werden. Stattdessen führen insbesondere nicht perfekt orientierte oder gebrochene Filamente zu einer mechanischen Blockade, die weiteres Abgleiten verhindert. Daraus resultiert, dass mit zunehmendem Faservolumenanteil

die notwendige Kompaktierkraft exponentiell ansteigt. Trotz der hohen Kompaktierkräfte kommt es in der Folge nicht zu einer weiteren Homogenisierung der Faserverteilung. Somit ist auch keine weitere relevante Abnahme der transversalen Permeabilität zu erwarten. Während der Kurvenverlauf der theoretischen Korrelation für  $V_f = 90,7\%$  gegen Null läuft, flacht die Kurve »c« zunehmend ab. Aufgrund der fortschreitenden Schädigung des Textils bei weiterer Steigerung der Kompaktierkraft sind Messungen bei hohen Faservolumenanteilen nicht mehr aussagekräftig.

Zusätzlich zur statistischen Verteilung von mikroporösen Fließkanälen mit unterschiedlichen Querschnitten befinden sich, bedingt durch den Herstellungsprozess, in vielen Halbzeugen makroskopische Fließkanäle. Dabei gilt es zwei Typen der makroskopischen Fließkanäle zu unterscheiden:

1. makroskopische laterale Fließkanäle, welche die Ausbreitung des Fluids in der Ebene zwischen den Lagen vereinfachen,
2. makroskopische transversale Fließkanäle, welche die Ausbreitung des Fluids senkrecht zur Preformebene vereinfachen.

In Kapitel 2.4 wurde bereits erläutert, dass bei gleichem Faservolumenanteil wenige größere Fließkanäle in einer deutlich höheren Permeabilität resultieren als bei einer Vielzahl kleinerer Fließkanäle. Dieser Effekt geht letztlich aus dem Gesetz von Hagen-Poiseuille hervor, das besagt, dass der Volumenstrom in der vierten Potenz vom Radius des Fließkanals abhängt [162]. Daraus resultierend ergeben sich höhere transversale Permeabilitätswerte, wenn im Textil makroskopische transversale Fließkanäle auftreten. Dies ist beispielsweise bei Einstichstellen am NCF, Kreuzungspunkten im Gewebe aber auch durch ungleichmäßige Verteilung der Filamente und Nesting zu erwarten. In den Messwerten mit zusätzlichen makroskopischen Fließkanälen überlagern sich beide Effekte. Qualitativ ist das Verhalten in Abb. 8-1 (rechts) als Kurve mit der Kennzeichnung »d« dargestellt. Der Gesamtwert ist durch die makroskopischen Fließkanäle und den dadurch höheren Volumenstrom deutlich größer. Verschieben sich durch die Kompaktierung Filamente und Faserbündel in dem Maß, dass die makroskopischen Fließkanäle reduziert werden, kommt es zu einer starken Abnahme der transversalen Permeabilität. Werden die makroskopischen Fließkanäle weitestgehend vollständig verschlossen, kommt es zu einer Steigungsänderung (s. »Punkt S« in Abb. 8-1) im Kurvenverlauf.

Sind die Faserbündel fixiert und können sich trotz aufgebrachter Kompaktierkraft nicht verschieben, bleiben die makroskopischen Fließkanäle bestehen und dominieren das Tränkungsverhalten. Daraus resultierend ergeben sich hohe transversale Permeabilitätswerte (s. Kurve mit der Kennzeichnung »e« in Abb. 8-1 rechts).

## 8.2 Messungen der Referenzmaterialien

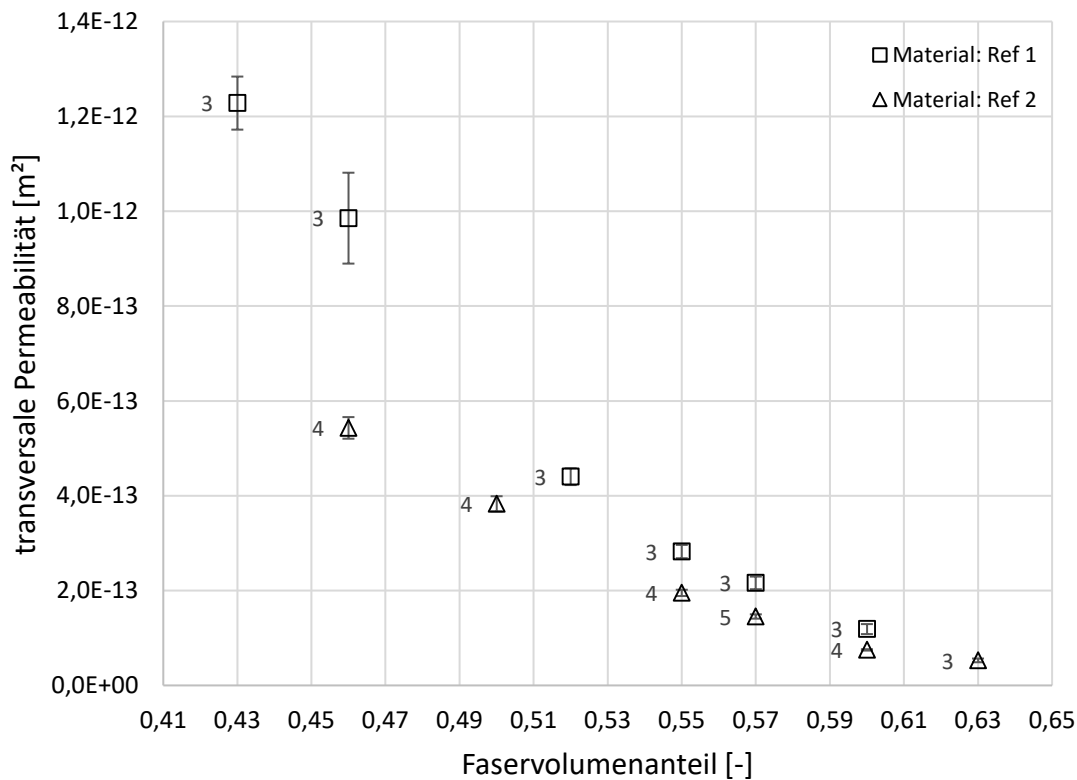
Sowohl für die Validierung der Messmethode (s. Kapitel 6.3), als auch für die folgenden Untersuchungen zu verschiedenen Parametern werden Messungen an den in Tab. 4-2 als



»Ref 1« und »Ref 2« sowie als »DFP« bezeichneten Materialien verwendet. Für die Untersuchungen zu den verschiedenen Design-, Material- und Prozessparametern werden diese Ergebnisse als Startwert für die Variation verwendet.

## 8.2.1 gestapelte Halbzeuge

Bei den gestapelten Halbzeugen wurden zwei NCF Gelege als Vergleichsstandard verwendet (Tab. 4-2 »Ref 1« und »Ref 2«). Entsprechend der in Kapitel 7.3 beschriebenen Methode wurden die Testkörper vorbereitet und die transversale Permeabilität experimentell bestimmt. Die Ergebnisse der verwendeten NCF Materialien sind in Abb. 8-2 dargestellt. Die transversale Permeabilität ist gegen den Faservolumenanteil aufgetragen und die Beschriftung der Datenpunkte entspricht der Anzahl gültiger Versuche, die zur Berechnung des arithmetischen Mittelwertes für den Datenpunkt verwendet wurden. Als Fehlerbalken ist die Standardabweichung dargestellt.



**Abb. 8-2: transversale Permeabilität der verwendeten Referenzmaterialien Ref 1 und Ref 2**

Die Ergebnisse für beide NCF Gelege zeigen einen vergleichbaren und zu erwartenden Zusammenhang zwischen Faservolumenanteil und transversaler Permeabilität, wie er aus zahlreichen Veröffentlichungen bekannt ist [22, 76, 163]. Anfangs fällt die Permeabilität mit zunehmendem Faservolumenanteil noch stark ab, während bei höheren Faservolumenanteilen (etwa ab  $V_f > 0,5$ ) nur noch eine geringe Abnahme bei steigenden Faservolumenanteilen registriert wird. Die vorliegenden Ergebnisse entsprechen gemäß der Abb. 8-1 rechts dem als »d« gekennzeichneten Kurvenverlauf.

## 8.2.2 trockene bebinderte AFP Preforms

Zur Einschätzung der Einflussfaktoren bei Preforms, welche mit der AFP Technologie hergestellt wurden (s. Kapitel 7.1.2), erfolgte die Charakterisierung des verwendeten Materials (s. Material »DFP« in Tab. 4-2) anhand dreier identisch gefertigter Preforms. Die Standardprozessparameter für die Ablage sind in Tab. 7-2 zusammengefasst. Aus diesen Preforms wurden Proben für die transversale Permeabilitätsmessung bei  $V_f$  von 0,52, 0,55 und 0,57 entnommen. Die Ergebnisse sind in Abb. 8-3 dargestellt. Die Werte der transversalen Permeabilität liegen im Vergleich zu den Gelegen um mehr als eine Größenordnung niedriger. Aufgrund der geringen Permeabilität und der limitierten Verfügbarkeit des Materials konnten keine Versuche oberhalb des Faservolumenanteils von  $V_f = 0,57$  durchgeführt werden.

Die niedrige transversale Permeabilität bedingt sich aus der geringen Anzahl an makroskopischen Fließkanälen, die in diesem Fall ausschließlich durch die Gaps erzeugt werden. Ein weiterer Grund ergibt sich aus dem Zusammenspiel des auf dem Halbzeug aufgetragenen Binders und den Prozessparametern bei der Ablage der Fasertapes mit der AFP Anlage. Durch die Aktivierung des Binders und der gleichzeitigen Kompaktierung durch die Anpressrolle der AFP Anlage verteilt sich der Binder und es entsteht eine bereits sehr kompakte Preform. Die in Kapitel 8.1 beschriebene Verschiebung von Faserfilamenten wird durch den nach der Aktivierung wiedererstarteten Binder größtenteils verhindert. Der Kurvenverlauf entspricht aus diesem Grund weitestgehend dem Kurvenverlauf aus Abb. 8-1 mit der Kennzeichnung »e«. Das Material ist weitestgehend undulationsfrei abgelegt und die Faserfilamente sind bereits überwiegend kompakt und parallel orientiert. Eine abflachende Kurve ist nicht zu erkennen.

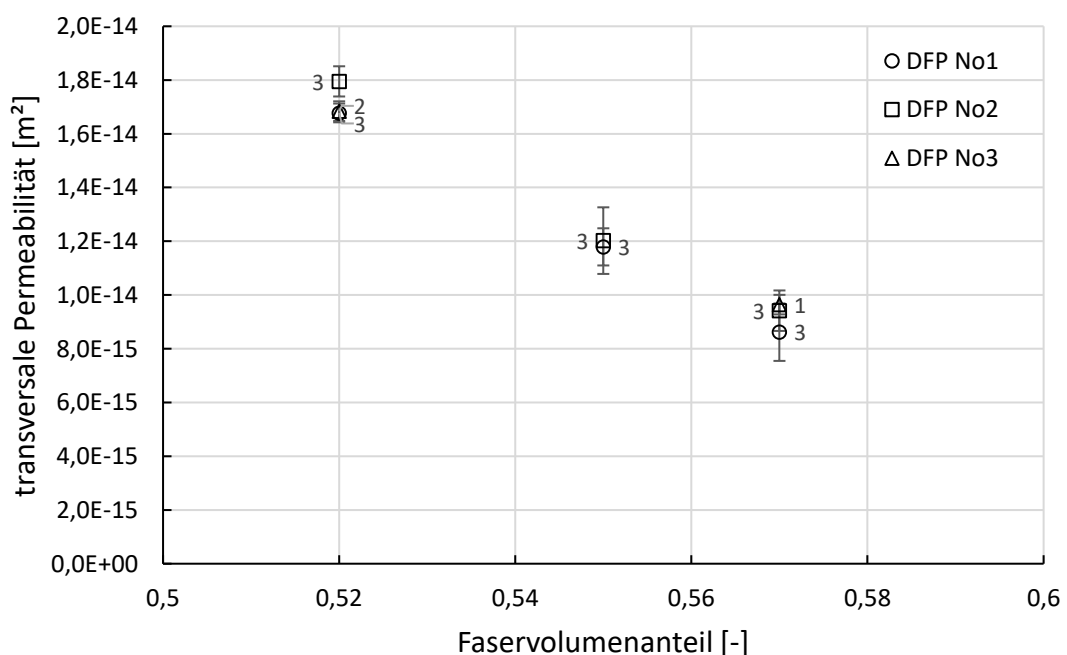


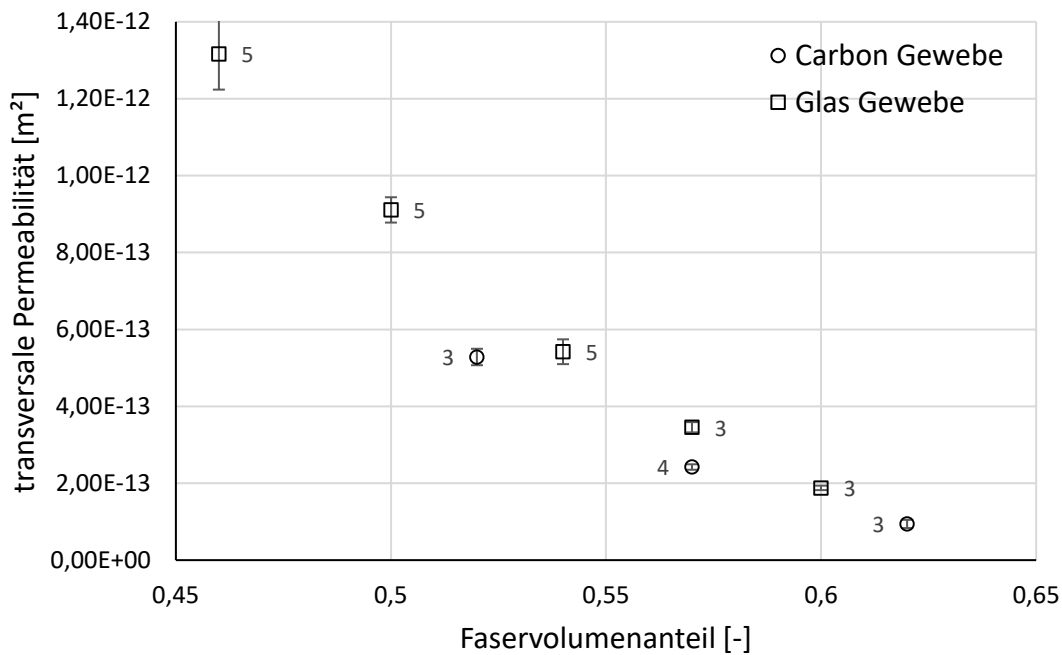
Abb. 8-3: transversale Permeabilität des bebinderten AFP Materials

## 8.3 Materialparameter

Im Folgenden werden die Ergebnisse der transversalen Permeabilitätsmessung bei der Variation der Materialparameter aufgeführt und diskutiert.

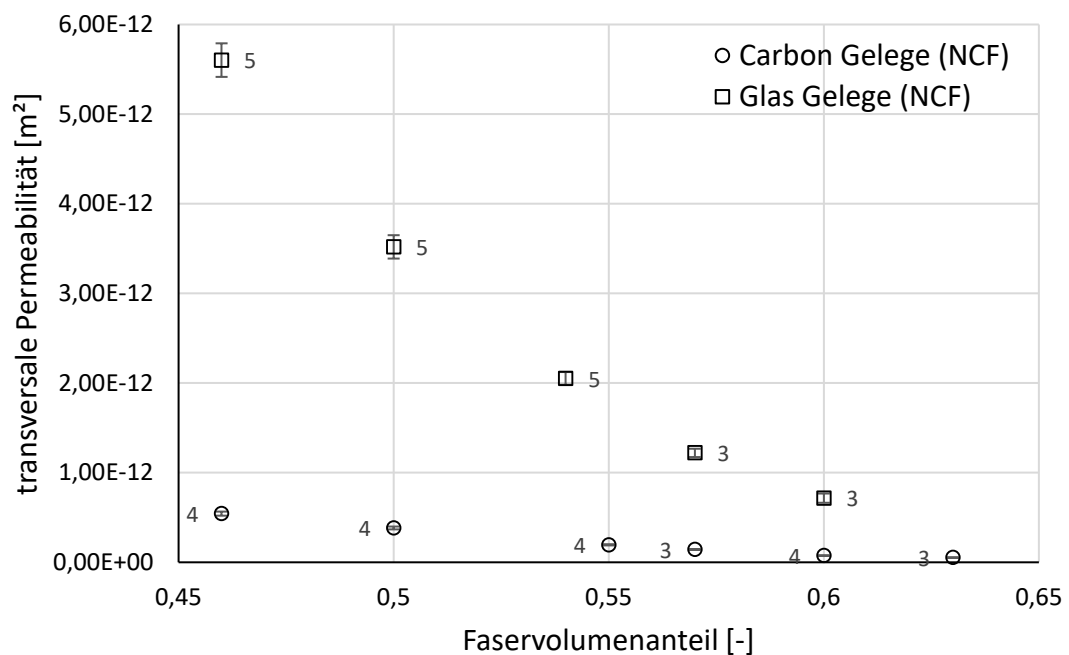
### 8.3.1 Fasertyp

In Abb. 8-4 ist vergleichend die transversale Permeabilität von zwei Köpergeweben verschiedener Fasertypen dargestellt. Die Gewebe haben ein vergleichbares Faserflächengewicht (CF 305 g/m<sup>2</sup>; GF 295 g/m<sup>2</sup>). Ein direkter Vergleich bei  $V_f = 0,57$  ergibt für das Glasgewebe einen 43 % höheren Wert der transversalen Permeabilitätswert als für das Carbon Gewebe. Glass Gewebe: 3,46E-13 m<sup>2</sup> und Carbon Gewebe: 2,42E-13 m<sup>2</sup>.



**Abb. 8-4:** Einfluss des Fasertyps anhand von Glas- und Carbon Geweben

Der Vergleich zweier Gelege ist in Abb. 8-5 dargestellt. Der Vergleich bei  $V_f = 0,57$  ergibt für das Glasgelege einen um mehr als 850 % größeren Wert.



**Abb. 8-5: Einfluss des Fasertyps anhand von Glas- und Carbon NCF Gelegen**

Die Ursache für die hohen Unterschiede sind nicht eindeutig zu identifizieren. Wie in Kapitel 8.1 beschrieben, resultiert aus dem größeren Filamentdurchmesser der verwendeten Glasfaser (C-Faser 5  $\mu\text{m}$ , Glasfaser 9  $\mu\text{m}$ ) auch ein größerer mittlerer Querschnitt der Fließkanäle, woraus sich ein höherer Wert der transversalen Permeabilität ableitet. Zusätzlich können noch die verschiedenen Oberflächenrauigkeiten einen Einfluss haben. Der Unterschied im Vergleich der beiden Textilhalbzeuge kann damit nicht erklärt werden. Hier liegt die Vermutung nah, dass zusätzliche Effekte, beispielsweise verschiedene Nähparameter, die sich aus den verschiedenen Produktionsanlagen ergeben, bei den NCF Materialien einen signifikanten Einfluss haben (s. Kapitel 8.3.4).

### 8.3.2 Testfluid

Der Vergleich von Sonnenblumenöl und Silikonöl ergab im direkten Vergleich bei ansonsten gleichen Parametern (Material: »Ref 2« bei einem  $V_f = 0,57$ ) leicht verschiedene Mittelwerte von  $1,43\text{E-}13 \text{ m}^2$  für Versuche mit dem Sonnenblumenöl und  $1,53\text{E-}13 \text{ m}^2$  für das Silikonöl (s. Abb. 8-6). Unter Einbezug der Streuung ist nicht von einem Effekt auszugehen. Daraus lässt sich ableiten, dass die Versuchsergebnisse dieser Arbeit unabhängig vom verwendeten Testfluid sind. Das Ergebnis entspricht damit den Erwartungen, die sich aus der analytischen Beschreibung der transversalen Permeabilität ergeben (s. Kapitel 7.2.1). Abgesehen von den gezeigten Versuchen wird für alle, in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Versuche, als Testfluid Sonnenblumenöl verwendet (s. Tab. 4-1).

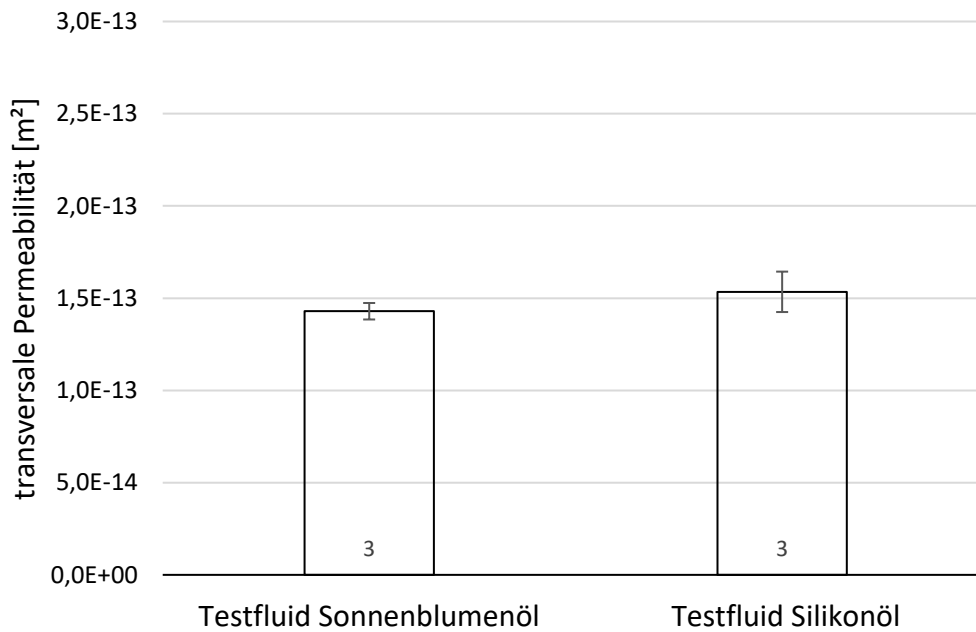


Abb. 8-6: Einfluss des Testfluids

### 8.3.3 Oberflächenmorphologie

In Abb. 8-8 sind die Ergebnisse zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenbehandlung dargestellt. Die Messung der transversalen Permeabilität wurde bei Faservolumenanteilen von  $V_f = 0,57$  durchgeführt. In Abb. 8-7 sind AFM Aufnahmen einer vergleichbaren Sigratex Carbonfaser vor und nach der Pyrolyse abgebildet [164]. Vor der Pyrolyse werden einige Kerben noch durch die Schlichte verdeckt. Diese sind nach der Pyrolyse deutlich zu erkennen. Trotz der veränderten Oberfläche ist unter Berücksichtigung der Standardabweichung kein nennenswerter Einfluss auf die transversale Permeabilität festzustellen. Als Grund für die Zunahme der Standardabweichung für die beiden pyrolysierten Versuchsreihen wird das zusätzliche Handling der Preforms angesehen. Trotz äußerster Sorgfalt während der Präparation muss davon ausgegangen werden, dass durch den Pyrolyseprozess zusätzliche Fehlstellen aufgetreten sind und daraus Schwankungen der Messwerte resultieren.



Abb. 8-7: SGL Sigratex C-Faser vor der Pyrolyse (links) und nach der Pyrolyse (rechts) [164]

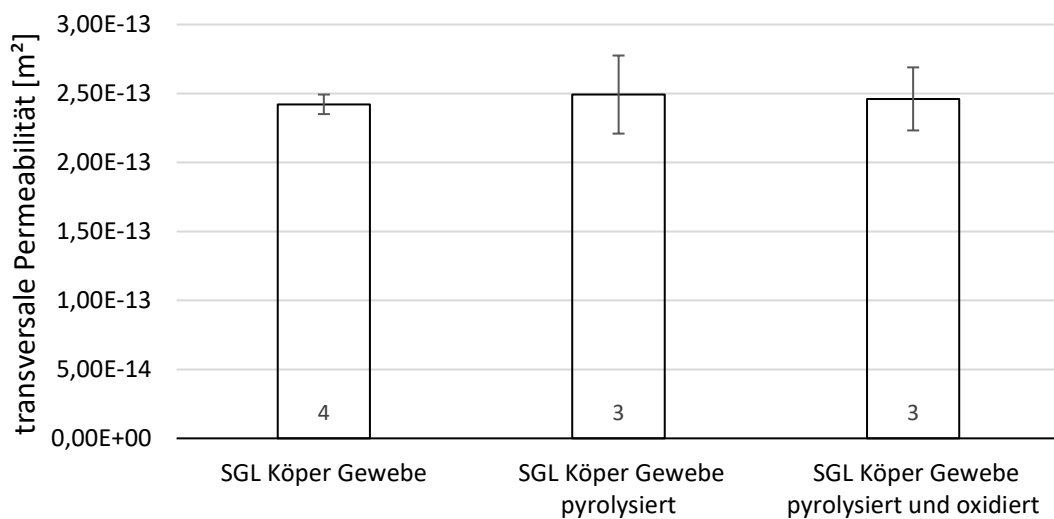


Abb. 8-8: Ergebnisse zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenbehandlung

### 8.3.4 Nähparameter

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluss der Nähparameter sind in Abb. 8-9, Abb. 8-10 und Abb. 8-11 gezeigt. Dargestellt sind jeweils die transversale Permeabilität gegen den Faservolumenanteil.

Aufgrund einer Messwertabweichung des Faserflächengewichts bei der Berechnung der Kavitätshöhe wurden für die Nähparametervariation Versuche bei  $V_f = 0,566$  durchgeführt (betrifft alle Versuche mit den Materialien »Mat 1«, »Mat 2«, »Mat 6«, »Mat 7«, »Mat 8«). Für einen direkten Vergleich der Messwerte wurde der Permeabilitätswert des Materials »Ref 2« dafür zwischen den Werten  $V_f = 0,550$  und  $V_f = 0,570$  interpoliert. In den Abbildungen werden die Messwerte – nicht aber die interpolierten Werte – dargestellt. Die interpolierten Werte werden zur Berechnung herangezogen.

**Nähketteinarbeitung:** In Abb. 8-9 sind die Ergebnisse der Nähketteinarbeitung gezeigt. Für das Material »Ref 2« beträgt diese  $3,7 \text{ g/m}^2$ . Wird die Nähketteinarbeitung um etwa 12,5 % verringert ( $3,24 \text{ g/m}^2$ ), ist ein signifikanter Anstieg der transversalen Permeabilität über alle Faservolumenanteile zu erkennen. Der Anstieg liegt je nach Faservolumenanteil zwischen 58 % und 127 %.

Auch eine nur geringe Erhöhung der Nähketteinarbeitung um 1,6 % ( $3,76 \text{ g/m}^2$ ), zeigt einen erkennbaren Einfluss auf die transversale Permeabilität. Die resultierende Abnahme der transversalen Permeabilität liegt zwischen 4,6 % und 15 %. Eine Ausnahme stellt der Wert bei  $V_f = 0,6$  dar. Für den Datenpunkt konnten nur zwei gültige Messungen zur Mittelwertbildung bestimmt werden. Die Ergebnisse der Untersuchung zeigen eine deutliche Abhängigkeit der transversalen Permeabilität von der Fadenspannung.

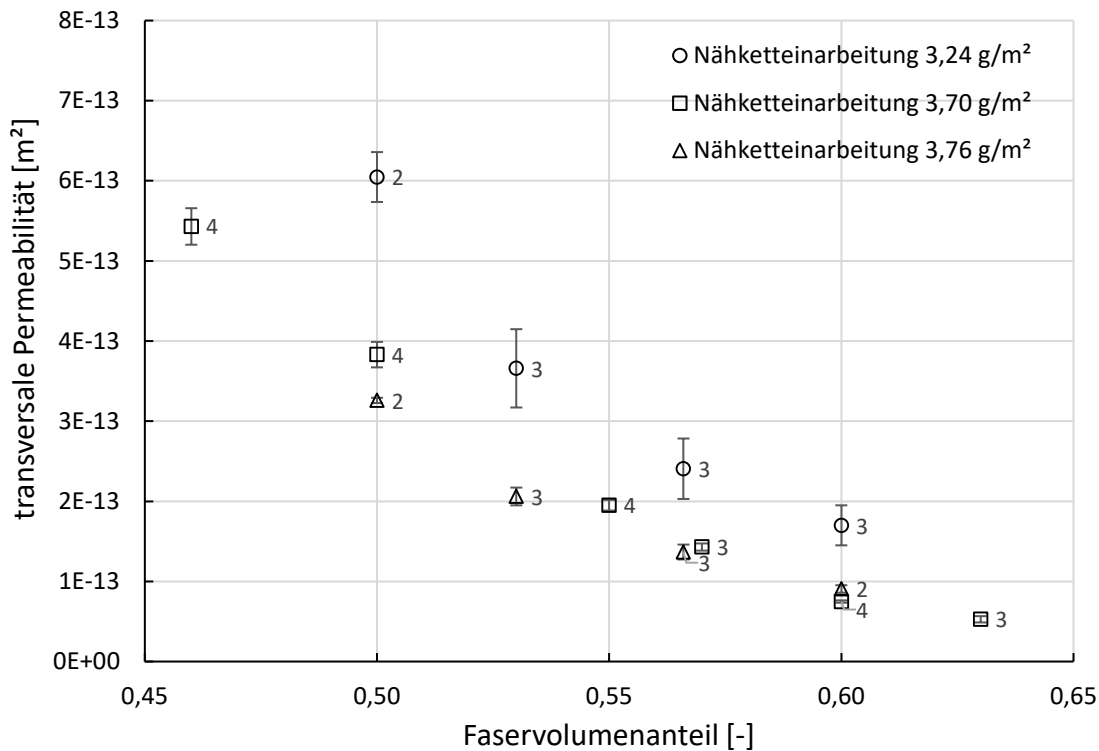


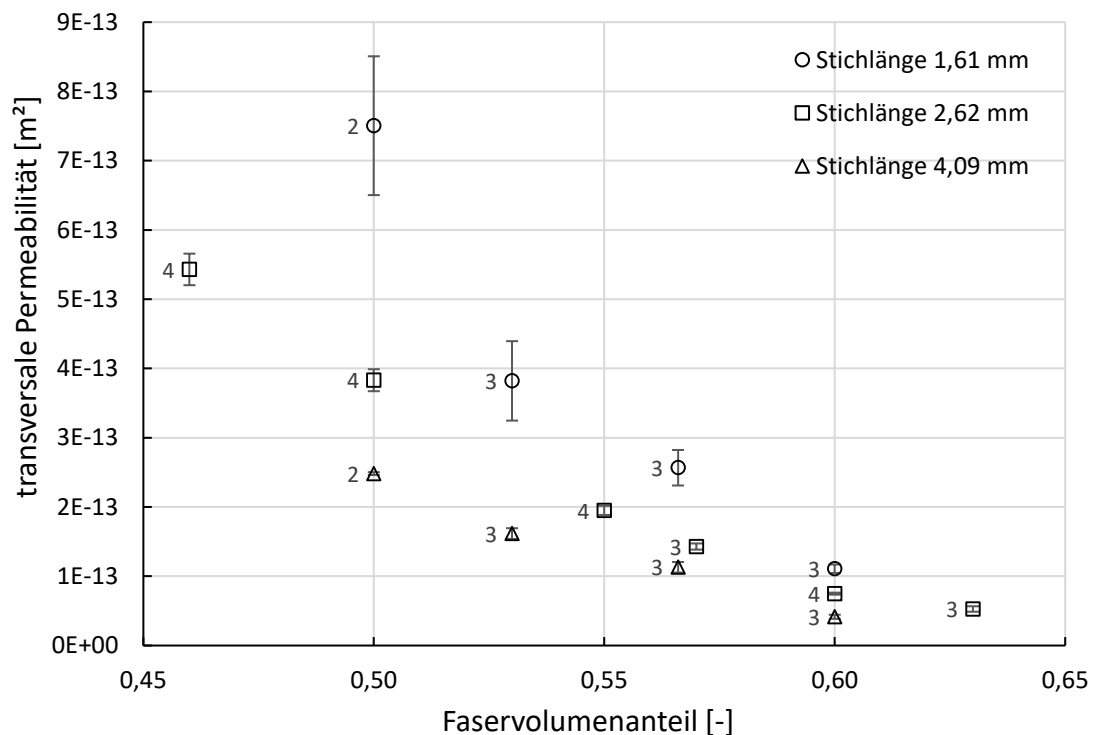
Abb. 8-9: Einfluss der Nähketteinarbeitung

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluss der Fadenspannung auf die transversale Permeabilität entsprechen den in Kapitel 7.2.1 dargelegten Erwartungen. Die eingebrachten Einstichkanäle bieten dem Fluid makroskopische Strömungskanäle und somit die Möglichkeit einer einfachen transversalen Ausbreitung über einen Lagenzuschnitt. Im Fall des biaxialen NCFs gilt dies für jeweils zwei vernähte Einzellagen. In Abb. 8-12 ist schematisch ein Lagenzuschnitt eines vernähten biaxialen Geleges dargestellt. Wird die Fadenspannung erhöht, ergeben sich dadurch größere Querschnittsflächen der Einstichkanäle. Daraus resultierend ist die transversale Permeabilität proportional zur Fadenspannung.

**Stichlänge:** Wird die Stichzahl pro m<sup>2</sup> um 63 % erhöht (s. »Mat 8« mit 1,61 mm Stichlänge), ergibt sich eine Zunahme der transversalen Permeabilität um 96 % bei  $V_f = 0,5$ , sowie um 68 % bei  $V_f = 0,566$  und 49 % bei  $V_f = 0,60$ .

Eine Abnahme der Stichzahl um 36 % (s. »Mat 7« mit 4,09 mm Stichlänge) führt zu reduzierten transversalen Permeabilitätswerten von 35 % bei  $V_f = 0,5$ , sowie um 26 % bei  $V_f = 0,566$  und 45 % bei  $V_f = 0,60$ .

Der Vergleich der Ergebnisse für die Variation der Stichlänge zeigt in Abb. 8-10, dass die transversale Permeabilität größer ist, wenn die Stichlänge klein ist. Damit werden durch die Versuchsergebnisse die in 4.1.3 formulierten Erwartungen, dass die Anzahl der Durchstiche proportional zur transversalen Permeabilität ist, bestätigt.



**Abb. 8-10: Einfluss der Stichlänge**

Zusammenfassend kann für die Nähketteinarbeitung und die Stichlänge folgendes festgestellt werden:

- Eine Erhöhung der transversalen Permeabilität tritt auf, wenn durch die geringere Nähketteinarbeitung eine höhere Fadenspannung resultiert und dadurch der Querschnitt der makroskopischen Fließkanäle erhöht wird.
- Dahingegen erhöht sich durch kleinere Stichlängen die Anzahl der Durchstiche ohne dass dabei der Querschnitt der makroskopischen Fließkanäle verändert wird.

**Nähmuster:** Die Ergebnisse der Untersuchung zum Einfluss des Nähmusters sind in Abb. 8-11 dargestellt. Es zeigt sich, dass die Werte der transversalen Permeabilität über den gesamten Bereich des Faservolumenanteils für das Trikote Nähmuster unterhalb der Werte für das Franse Nähmuster der Referenz liegen. Der direkte Vergleich ergibt eine Abnahme um 21 % bei  $V_f = 0,5$ , sowie um 15 % bei  $V_f = 0,566$  und 29 % bei  $V_f = 0,60$ .

Die Stichlänge des Trikote Nähmusters liegt bei einem mittleren Wert von 2,64 mm. Daraus ergibt sich ein Wert von 75757 Einstichen pro  $m^2$ . Bezogen auf den Wert des Referenzmaterials »Ref 2« liegt die Abweichung bei unter einem Prozent. Die Anzahl der Einstiche pro  $m^2$  kann demnach als Grund für die geringeren transversalen Permeabilitätswerte ausgeschlossen werden. Aufgrund des Trikote Nähmusters kann die Nähketteinarbeitung nicht als Vergleichsparameter für die Fadenspannung verwendet werden.



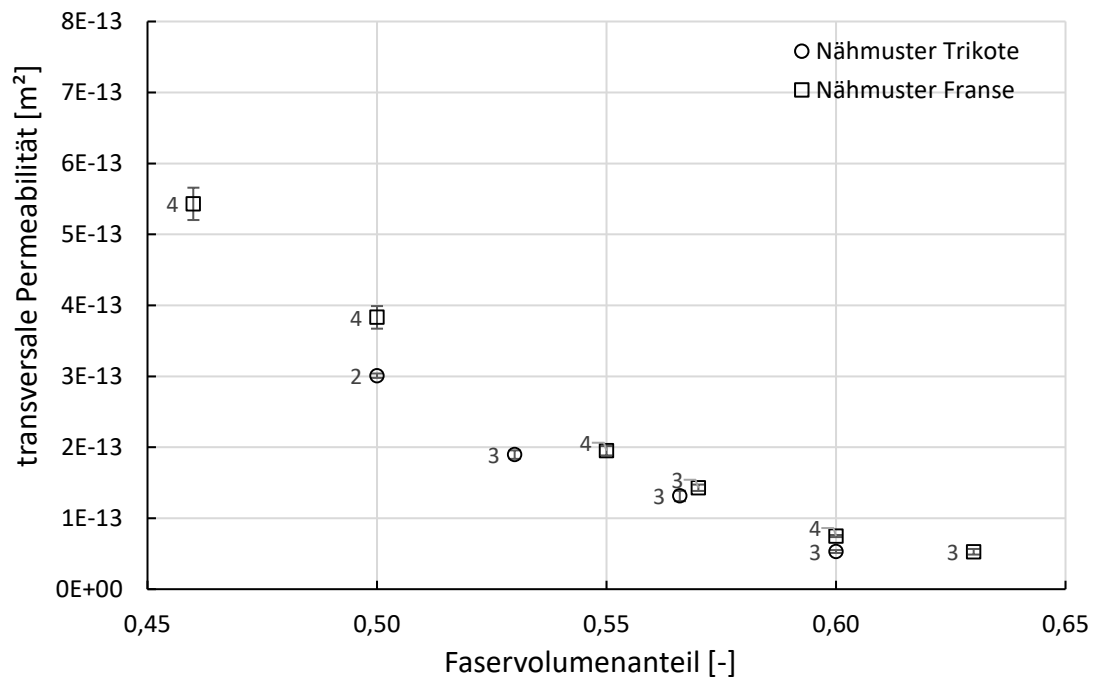


Abb. 8-11: Einfluss des Nähmusters

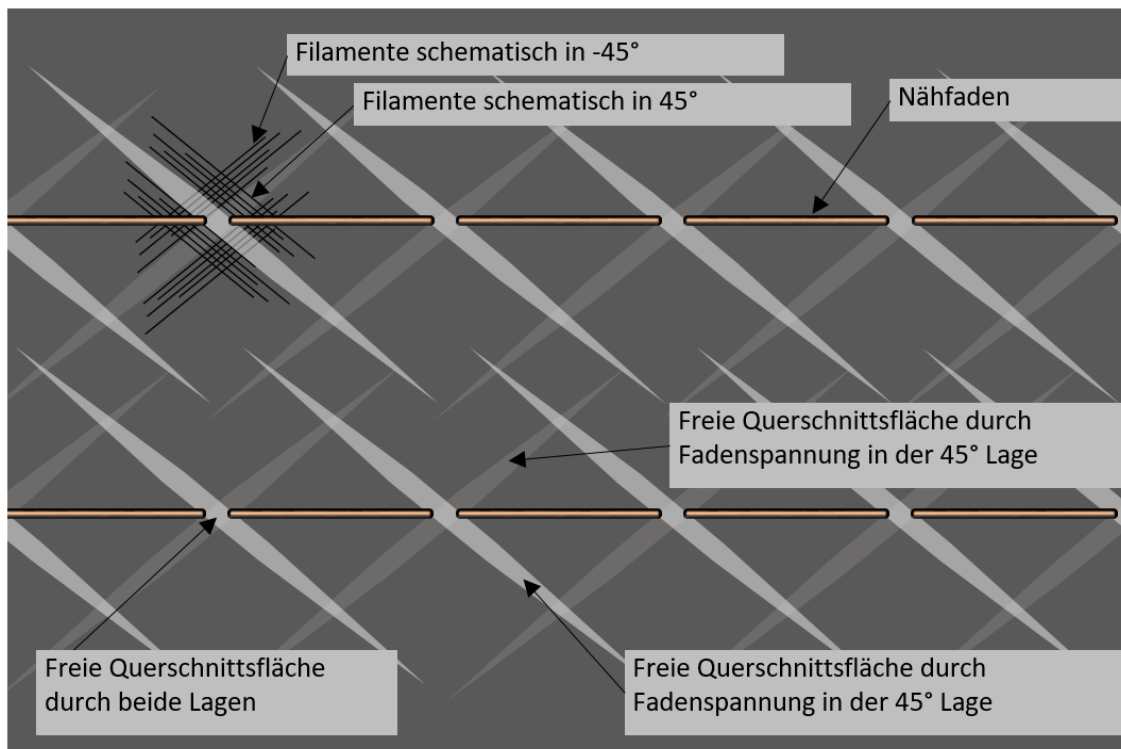
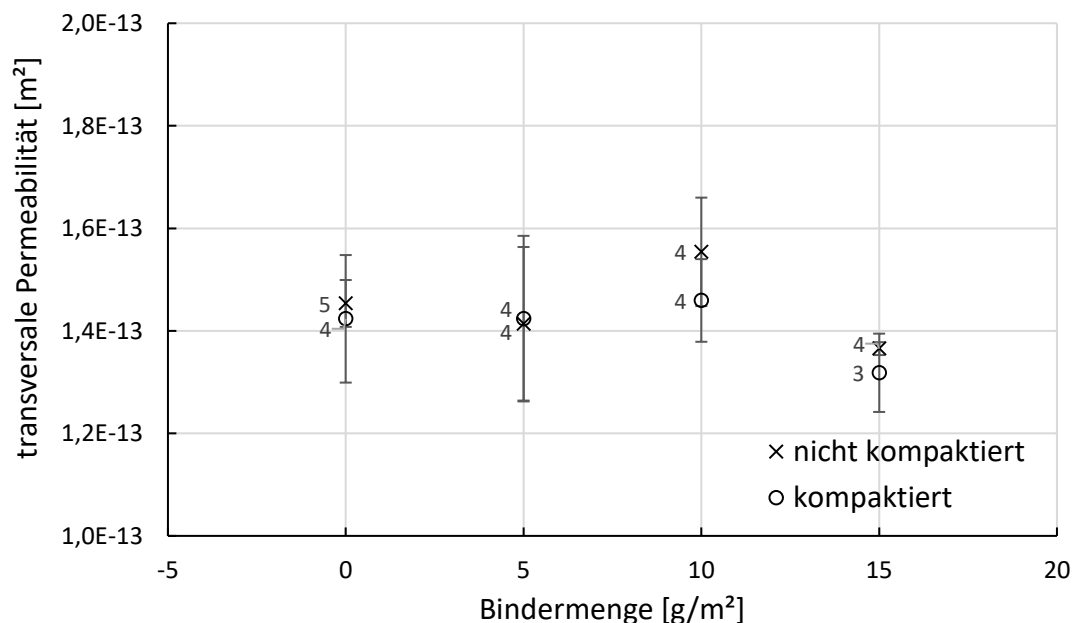


Abb. 8-12: Darstellung des Einflusses der Fadenspannung auf das laterale Ondulationsverhalten

### 8.3.5 Binder

Für die Materialien »Ref 1« und »Ref 1 beb.«. werden die Ergebnisse der Transversalen Permeabilitätsmessung verglichen. Bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,57$  beträgt der Mittelwert der transversalen Permeabilität für das »Ref 1« Material  $2,16E-13 \text{ m}^2$ . Der Mittelwert für das bebinderte Material »Ref 1 beb.«. ergibt sich beim gleichen Faservolumenanteil zu  $3,34E-13 \text{ m}^2$ . Bei einem Binderflächengewicht von  $12 \text{ g/m}^2$  errechnet sich der Bindergewichtsanteil zu  $4,7 \%$ . Mit einer um  $55 \%$  höheren transversalen Permeabilität für das bebinderte Material unterstützt das Ergebnis die Untersuchungen von Dickert, Berg et al. und Dickert, Ziegmann [116, 117]. Darin wird bei Binderanteilen von  $5 \%$  eine vergleichbare Zunahme für die laterale Permeabilität festgestellt.

Die Ergebnisse zu den Messungen der transversalen Permeabilität des unbebinderten Materials »Ref 2« und den bebinderten Materialien »Mat 6«, »Mat 7«, »Mat 8« sind in Abb. 8-13 dargestellt. Sie zeigen den Einfluss der Bindermenge. Die erste Versuchsreihe zeigt die Ergebnisse der Materialien ohne vorherige Kompaktierung, während die zweite Versuchsreihe die Ergebnisse von Preforms zeigt, welche bei Raumtemperatur bis auf die 1,5-fache Kavitätshöhe kompaktiert und anschließend wieder entlastet wurden. Dafür wurde das in Kapitel 7.1.1 beschriebene Vorgehen angewendet, wobei die Kontaktheizplatten unbeheizt, also bei Raumtemperatur verwendet wurden. Alle dargestellten Versuche wurden bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,57$  durchgeführt.



**Abb. 8-13:** Einfluss verschiedener Bindermengen auf die transversale Permeabilität

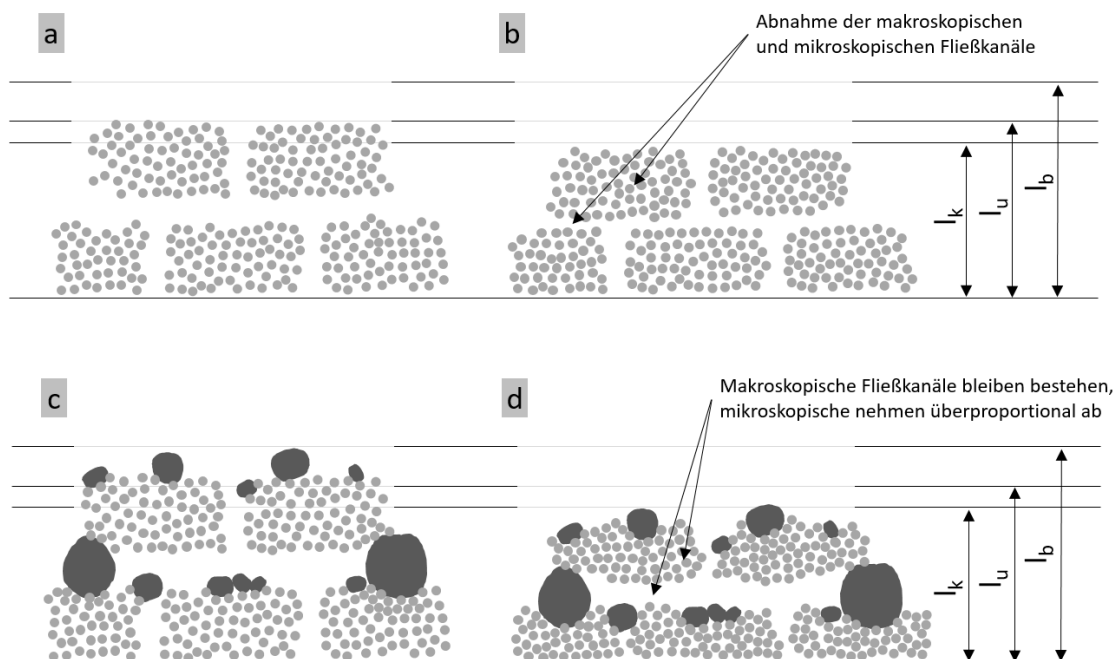
Aus Abb. 8-13 wird ersichtlich, dass im Gegensatz zu den Ergebnissen mit den Materialien »Ref 1« und »Ref 1 beb.«. eine zunehmende Bindermenge keinen erkennbaren

Trend ergibt. Die Mittelwerte liegen sowohl oberhalb als auch unterhalb des Mittelwertes für unbedinertes Material. Abweichungen liegen überwiegend im Bereich der Standardabweichung.

Der Vergleich unkompakterter und kompakterter Preforms zeigt ebenfalls keinen signifikanten Einfluss. Auffällig ist jedoch, dass verglichen mit den unkompaktierten Preforms, die Abweichungen in die gleiche Richtung erfolgen.

Für die Erklärung der gemessenen Zusammenhänge werden die Ergebnisse aus den Arbeiten von Dickert [116, 117] betrachtet. Darin wird der Einfluss des Binders auf die Porosität und die Porositätsverteilung als Ursache für eine veränderte Permeabilität beschrieben. Für geringe Bindermengen wird die Zunahme der Permeabilität durch zusätzliche Fließkanäle im Umfeld der Binderpartikel begründet. Bei höheren Binderanteilen werden die Fließkanäle durch den Binder wieder zugesetzt und die laterale Permeabilität nimmt in der Folge wieder ab.

Der Ansatz von Dickert et al. zur Erklärung des Einflusses von Pulverbinder auf die laterale Permeabilität wird auf die transversale Permeabilität übertragen und erweitert. In Abb. 8-14 sind schematisch zwei Halbzeuglagen dargestellt. Abb. 8-14 a zeigt ein Halbzeug ohne Binder vor der Kompaktierung (Höhe  $l_u$ ). In Abb. 8-14 b ist die Kavitätshöhe entsprechend des gewünschten Faservolumenanteils erreicht (Höhe  $l_k$ ).

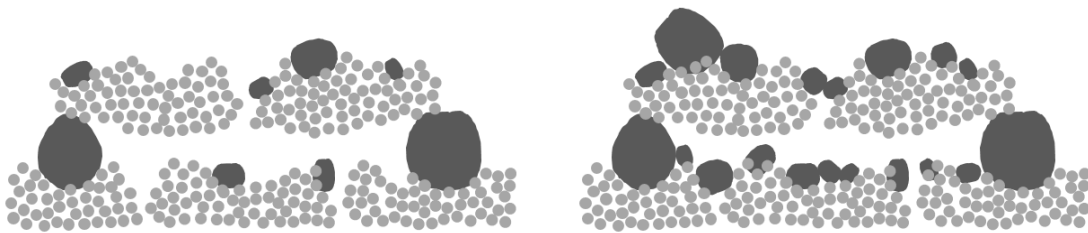


**Abb. 8-14:** Textile Halbzeuglagen vor und nach der Kompaktierung mit und ohne Binder schematische Darstellung der mikroskopischen und makroskopischen Fließkanäle, a) unkomprimierte, unbedinerte Preform mit der Höhe  $l_u$ , b) auf die gewünschte Kavitätshöhe kompaktierte, unbedinerte Preform mit der Höhe  $l_k$ , c) unkomprimierte, bedinerte Preform mit der Höhe  $l_b$ , d) auf die gewünschte Kavitätshöhe kompaktierte, bedinerte Preform mit der Höhe  $l_k$

Es zeigt sich, dass in der Folge sowohl der Abstand zwischen den Lagen als auch zwischen den Faserfilamenten abgenommen hat. Wird, wie in Abb. 8-14 c dargestellt, ein Pulverbinder aufgebracht, entsteht ein Abstand zwischen den Lagen. Die Preformhöhe vor der Kompaktierung (Höhe  $l_b$ ) ist größer als die Höhe  $l_u$ . In Abb. 8-14 d ist die Preform auf die Kavitätshöhe kompaktiert (Höhe  $l_k$ ), wobei die Abstände zwischen den Lagen erhalten bleiben. Gleichzeitig nimmt zwangsläufig die Packungsdichte zu (geringerer Abstand zwischen den Filamenten).

Durch die Abstände zwischen den Lagen kann sich das Matrixsystem lateral schnell im Zwischenlagenbereich flächig ausbreiten und anschließend über die gesamte Fläche auch transversal die nächste Lage imprägnieren. Mit diesem Wirkungsmodell ist ein erhöhter Wert für die transversale Permeabilität zu erklären. Gegensätzlich wirkt sich aber die zusätzliche Kompaktierung und damit die Abnahme der mikroskopischen Fließkanäle aus (s. Abb. 8-14 d). Zusätzlich wird der Übergang des Fluids aus den makroskopischen in die mikroskopischen Fließkanäle teilweise durch die ankalendrierten Binderpartikel verhindert.

Wie sich die Bindermenge auf die transversale Permeabilität auswirkt, ist in Abb. 8-15 links für wenig Binder und rechts für viel Binder schematisch dargestellt. Es wird ersichtlich, dass ein zu hoher Binderanteil dazu führen kann, dass sowohl makroskopische Fließkanäle als auch zunehmend die Oberfläche für den Fluidübergang in die mikroskopischen Fließkanäle zugesetzt werden.



**Abb. 8-15: Textil Halbzeuglagen mit unterschiedlichen Bindermengen, wenig Binder (links) und viel Binder (rechts) schematische Darstellung**

Wird die Bindermenge, wie in Abb. 8-15 links abgebildet, passend dosiert, bleiben die makroskopischen Fließkanäle weitestgehend offen, so dass eine gesteigerte transversale Permeabilität erwartet werden kann.

Ein weiterer Einfluss wird durch verschiedene Partikelgrößen des Binders erwartet. Insbesondere für Pulverbinder mit kleinen Partikelgrößen ist davon auszugehen, dass durch diese der in Abb. 8-14 c gezeigte Lagenabstand nicht offengehalten wird. Stattdessen ergibt sich eine feine Verteilung an der Oberfläche der Halbzeuglagen, wodurch der Übergang des Fluids von den makroskopischen in die mikroskopischen Fließkanäle erschwert wird. Zusätzlich kann durch die Ansammlung von kleinen Pulverbinderpartikeln in den makroskopischen transversalen Fließkanälen, beispielsweise den Einstichkanälen, die transversale Durchströmung reduziert werden.

Zusammenfassend bleibt festzustellen, dass eine allgemeingültige Aussage, welcher Effekt bei bebinderten Preforms überwiegt, nicht möglich ist. Die Ergebnisse lassen die Vermutung zu, dass der Effekt auf die transversale Permeabilität von der Bindermenge abhängt. Weitere Ansätze sind bei der Partikelgröße sowie der Verteilung zu vermuten.

## 8.4 Designparameter

Die Ergebnisse der transversalen Permeabilitätsmessung bei der Variation der Designparameter werden in den anschließenden Kapiteln gezeigt und erläutert.

### 8.4.1 Lagenorientierung

Der Einfluss der Lagenorientierung wurde für die AFP Technologie sowie für die gestapelten Halbzeuge untersucht. Die Ergebnisse sind in den Abb. 8-16 und Abb. 8-18 dargestellt.

Für die **AFP Technologie** wurden die Effekte anhand von Messungen bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,52$  sowie  $V_f = 0,55$  bestimmt. Bezogen auf die Ergebnisse der Preform mit einem orthogonalen Lagenaufbau, s. Tab. 7-10, ergeben sich bei der quasiisotrop aufgebauten Preform um 12 % bis 13 % geringere Werte. Die Werte für die unidirektional aufgebauten Preforms liegen für einen Faservolumenanteil von  $V_f = 0,52$  um 44 % und für einen  $V_f = 0,55$  um 34 % unterhalb der orthogonal aufgebauten Standardpreforms.

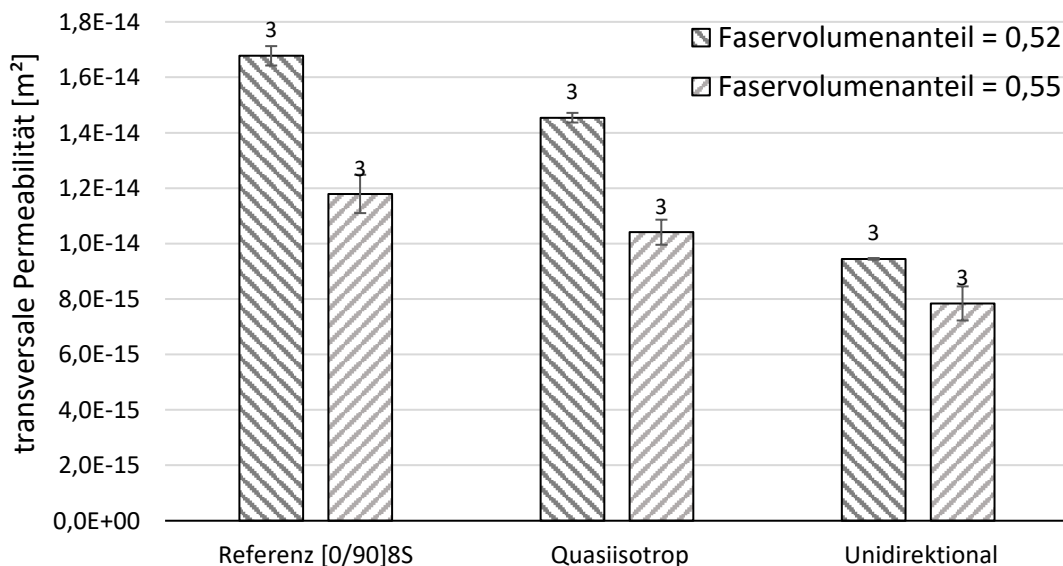
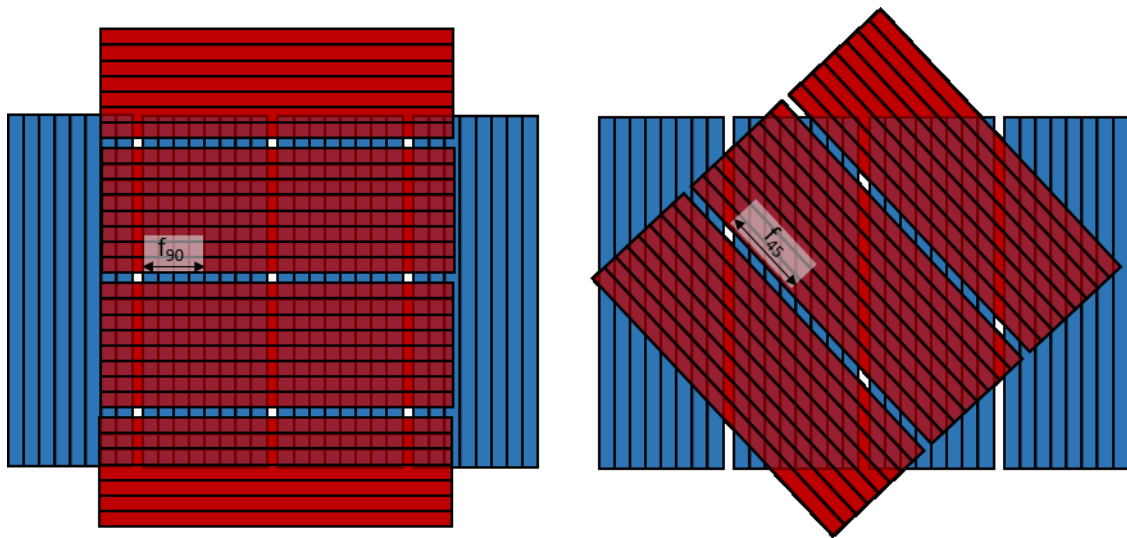


Abb. 8-16: Einfluss des Lagenaufbaus bei AFP Preforms

Sind in den AFP Preforms Gaps eingebracht, so ergeben sich makroskopische laterale Fließkanäle, die parallel zur Lagenorientierung eingebracht sind. Das Fluid breitet sich entlang der Gaps lateral aus. Wird dabei ein kreuzender Gap der nächsten Lage erreicht,

breitet sich das Fluid darüber entlang des nächsten Gaps der nächsten Lage weiter aus (s. Abb. 7-3).

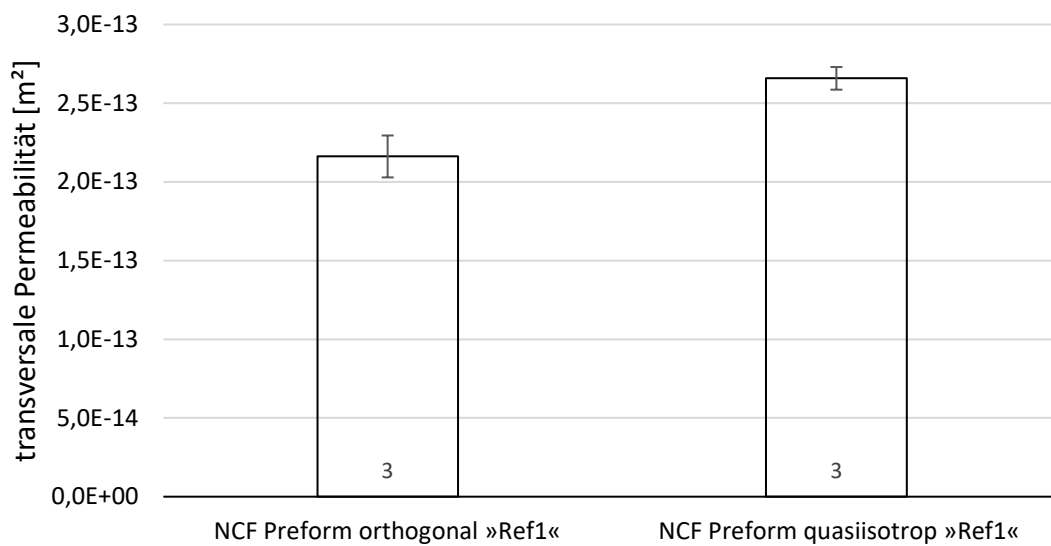
Die Abnahme der transversalen Permeabilität bei quasiisotropem (QI) Lagenaufbau im Vergleich zu den Referenzpreforms mit einem Lagenaufbau von  $[0/90]_{8S}$  (s. Tab. 7-10) kann durch die längeren Fließwege begründet werden. Wie in Abb. 8-17 links dargestellt ist, beträgt der maximale Fließweg entlang eines Gaps bis zum Kreuzungspunkt der nächsten benachbarten Lage bei den Referenzpreforms die vierfache Breite der Tapes ( $f_{90} = 4 \cdot 6,35 \text{ mm} = 25,4 \text{ mm}$ ). Beträgt die Orientierung der nächsten benachbarten Lage jedoch  $45^\circ$  statt  $90^\circ$ , so ergibt sich mit ( $f_{45} = 4 \cdot 6,35 \text{ mm} \cdot \sqrt{2} = 35,92 \text{ mm}$ ) ein längerer maximaler Fließweg (s. Abb. 8-17 rechts).



**Abb. 8-17:** Darstellung zweier AFP Lagen um  $90^\circ$  orientiert (links) und um  $45^\circ$  orientiert (rechts) inklusive der maximalen Fließwege entlang der Gaps

Für einen unidirektionalen Lagenaufbau, dessen Gaps entsprechend der Stackingsequenz 1 (s. Abb. 7-4) verschoben sind, ergeben sich keine Kreuzungspunkte von Gaps benachbarter Lagen. Die Verteilung innerhalb einer Lage kann zwar durch die Gaps erfolgen, ein transversaler Übergang ist durch die fehlenden Kreuzungspunkte nur durch die Tränkung der Tapes und nicht wie bei den orthogonal (Lagen um  $90^\circ$  zueinander orientiert) aufgebauten Preforms oder QI-Preforms über die Kreuzungspunkte möglich. Daraus resultierend erklärt sich der beobachtete deutlich geringere Wert der transversalen Permeabilität der unidirektional aufgebauten Preforms.

Die Ergebnisse für die **gestapelten Halbzeuge** wurden bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,57$  ermittelt. Im Gegensatz zu den AFP Preforms ist beim Vergleich von orthogonal aufgebauten Preforms mit einem Lagenaufbau von  $[0/90]_{4S}$  und NCF QI-Preforms der Wert für die transversale Permeabilität von quasiisotrop aufgebauten Preforms um 23 % über den Werten der Referenzpreforms, s. Abb. 8-18.



**Abb. 8-18: Einfluss des Lagenaufbaus bei NCF Gelegen**

Die lateralen Ondulationen, die durch die Fadenspannung auftreten, führen zu transversalen, makroskopischen Fließkanälen einer Halbzeuglage (mindestens zwei vernähte Einzellagen). Die Anzahl der Einstiche und die Fadenspannung bzw. die Nähketteinarbeitung, welche die Ausprägung der Ondulation und damit die Größe der transversalen Fließkanäle bestimmt, wurde bereits in Kapitel 8.3.4 gezeigt. Auch bei der Erklärung für die höheren transversalen Permeabilitätswerte von NCF QI-Preforms sind diese Fließkanäle maßgeblich. Aufgrund der maschinellen, präzisen Herstellung der NCF Halbzeuge sind der Abstand der Einstichstellen sowie der Abstand der Nähte zueinander ohne nennenswerte Variation. Werden zwei Zuschnitte mit  $90^\circ$  Orientierung übereinandergestapelt, liegen die makroskopischen Fließkanäle in der Regel nicht direkt übereinander. Durch die regelmäßige Anordnung betrifft dies alle Fließkanäle gleichermaßen (s. Abb. 8-19 links). Sind die zwei Zuschnitte jedoch um  $45^\circ$  zueinander orientiert, kommt es zwingend zu Überlappungen der Fließkanäle benachbarter Lagen (s. Abb. 8-19 rechts), woraus sich eine höhere transversale Permeabilität begründet.

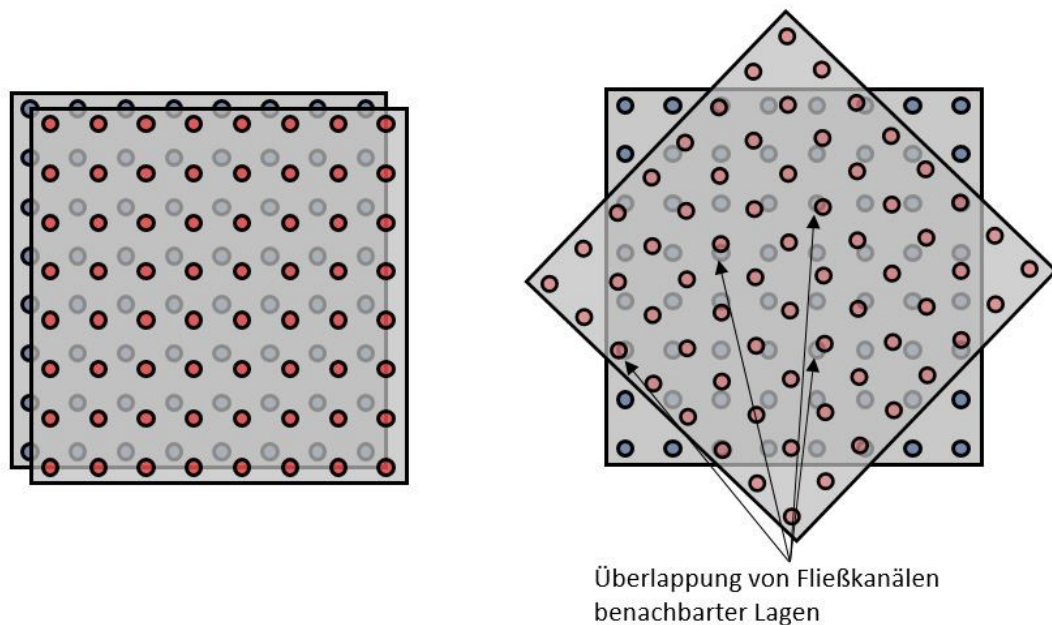


Abb. 8-19: Darstellung zweier benachbarter NCF Zuschnitte um 90° orientiert (links) und um 45° orientiert (rechts)

## 8.4.2 Lagenanzahl

Welchen Einfluss die Lagenanzahl auf die Messwerte der transversalen Permeabilität hat, wurde mit unterschiedlich aufgebauten NCF Preforms bestimmt. Alle Messungen wurden bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,57$  durchgeführt. Wird die Lagenanzahl um 25 % reduziert, steigt der Wert der transversalen Permeabilität um annähernd 30 %. Eine Verdopplung der Lagenanzahl hingegen führt zu einer Abnahme um mehr als 22 %. Die Ergebnisse in Abb. 8-20 zeigen damit einen deutlichen Trend.

Die Ergebnisse aus Abb. 8-20 legen nahe, dass der Zusammenhang zwischen Lagenanzahl und transversaler Permeabilität nicht linear ist. Vielmehr zeigt sich eine Verringerung der Abnahme mit steigender Lagenanzahl. Eine abschließende Beurteilung, ob bei weiter steigender Lagenanzahl ein konstanter Wert auftritt, kann aufgrund der geringen Datenpunkte nicht gesichert getroffen werden. Damit stehen die Ergebnisse der vorliegenden Untersuchung nicht im Einklang mit den Ergebnissen von Becker in [22], was möglicherweise durch die stark unterschiedlichen Faservolumenanteile begründet ist.

Für die verschiedenen Lagenanzahlen ergeben sich verschiedene Fließlängen. Gemäß Gleichung (2-1) ist die Permeabilität unabhängig von der Fließlänge. Aus der Gleichung geht hervor, dass eine Veränderung der Fließlänge in Gleichung (2-1) in der entsprechend gegenläufigen Veränderung des Volumenstroms resultiert, so dass der Wert für die Permeabilität konstant bleibt. Ist die Lagenanzahl jedoch gering, können Fehlstellen und einzelne makroskopische Fließwege einen überproportionalen Einfluss auf den Vo-



lumenstrom haben. Mit steigender Lagenzahl nimmt der Einfluss dieser makroskopischen Fließwege ab. In den Untersuchungen von Fang et al. [103] und Song et al. [104] sowie Becker [22] wird die Erhöhung der transversalen Permeabilität mit steigender Lagenanzahl mit dem Nesting von Lagen identischer Orientierung erklärt. Durch den Lagenaufbau (s. Tab. 7-10) ist das Nesting benachbarter Lagen (abgesehen von den Symmetrielagen) nicht möglich, so dass der aufgezeigte Effekt ausschließlich über die oben beschriebenen Fehlstellen bei geringer Lagenanzahl dominiert wird.

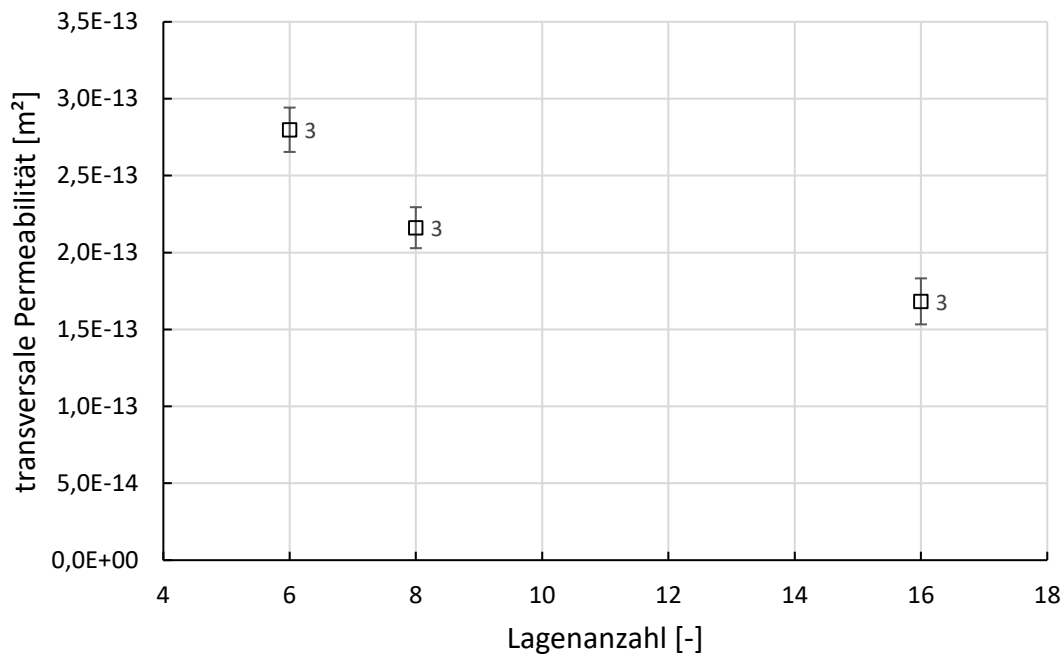


Abb. 8-20: Einfluss der Lagenanzahl

### 8.4.3 Gaps

Die Ergebnisse der Untersuchungen zur Gapbreite und Gapanzahl sind in Abb. 8-21 gezeigt. Alle Versuche wurden bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,55$  durchgeführt. Im Vergleich zur Referenz mit 0,5 mm Gaps nach jeweils acht Tapes und einem Bedeckungsgrad von 99 %, zeigt sich für die Preform ohne Gaps (mit einem Bedeckungsgrad von 100 %) eine Abnahme der transversalen Permeabilität von 7 %. Aufgrund des geringen Unterschieds von 7 %, kann keine gesicherte Aussage, ob es sich bei der Abnahme um einen Effekt oder ein zufälliges Ereignis handelt, getroffen werden. Ausgehend davon, dass ein geringerer Bedeckungsgrad auch zu einer Abnahme der transversalen Permeabilität führt, entspricht der Unterschied der arithmetischen Mittelwerte jedoch den Erwartungen.

Ein größerer Effekt ist für die Preforms mit Gaps von 2 mm Breite nach jeweils acht Tapes und einem zugehörigen Bedeckungsgrad von 96 % erkennbar. Die transversale Permeabilität steigt um 33 %. Werden bei gleichbleibendem Bedeckungsgrad Gaps von 0,5 mm Breite nach je zwei Tapes eingebracht, ergibt sich eine vergleichbare Steigerung

der transversalen Permeabilität von 29 %. Die höhere transversale Permeabilität im Vergleich zur Standardpreform mit 0,5 mm Gaps nach jedem 8-ten Tape begründet sich über den geringeren Bedeckungsgrad.

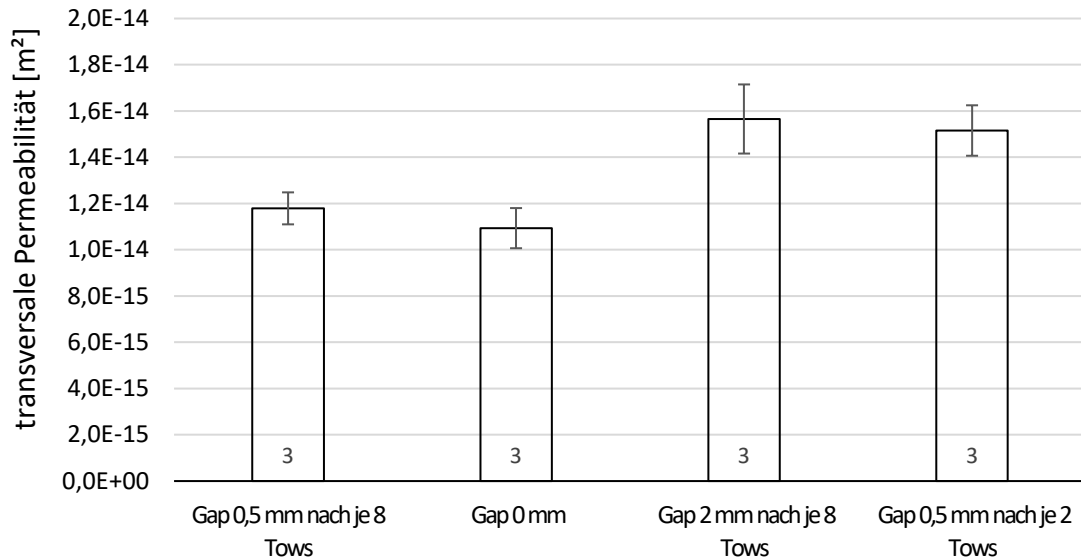


Abb. 8-21: Einfluss der Gapbreite und der Verteilung von Gaps bei AFP Preforms

#### 8.4.4 Stackingsequenz

In Abb. 8-22 sind die Ergebnisse der verschiedenen Stackingsequenzen abgebildet. Für die Stackingsequenzen 1 und 3 sind keine relevanten Unterschiede festzustellen. Werden bei Lagen mit gleicher Orientierung die Gaps direkt übereinandergelegt, ist eine um 74 % höhere transversale Permeabilität messbar. Abgesehen von den beiden Lagen in der Symmetrieebene befindet sich dabei zwischen Lagen gleicher Orientierung jeweils eine um 90° orientierte Lage (s. Lagenaufbau in Tab. 7-10).

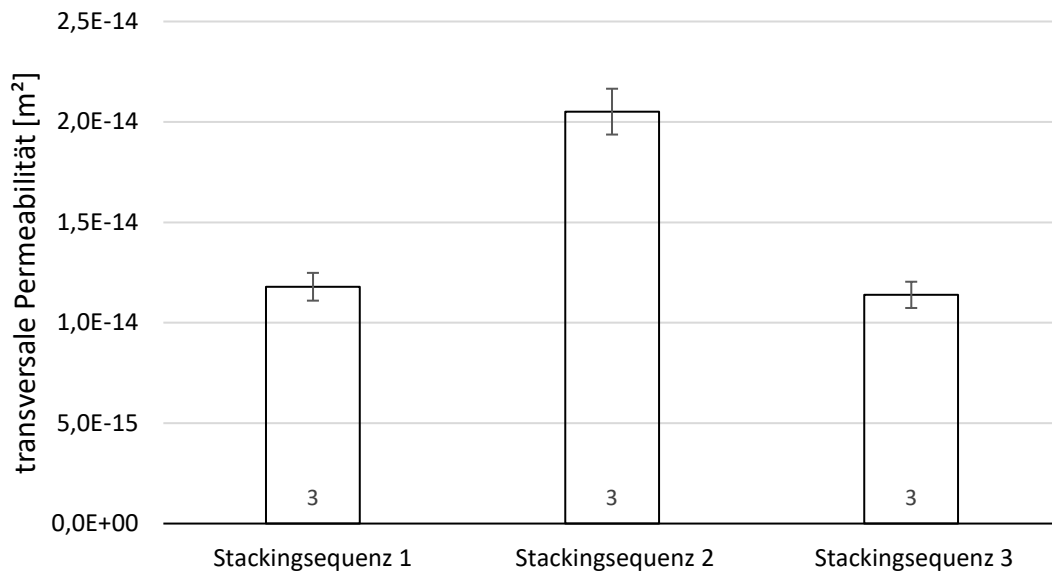


Abb. 8-22: Einfluss der Stackingsequenz bei AFP Preforms

Zur Bewertung der Ergebnisse zum Einfluss der Stackingsequenz ist der transversale Permeabilitätswert für eine Preform ohne Gaps hilfreich (s. Kapitel 8.4.3). Dieser liegt mit  $1,09\text{E-}14 \text{ m}^2$  nur geringfügig unter dem Wert der Preforms mit den Stackingsequenzen 1 und 3. Durch die Gaps ist zwar ein leichter Anstieg der transversalen Permeabilität zu erkennen, jedoch zeigt eine Erhöhung des lateralen Versatzes der Gaps keine signifikante Auswirkung solange die Gaps nicht direkt übereinander abgelegt werden. (s. Stackingsequenz 2).

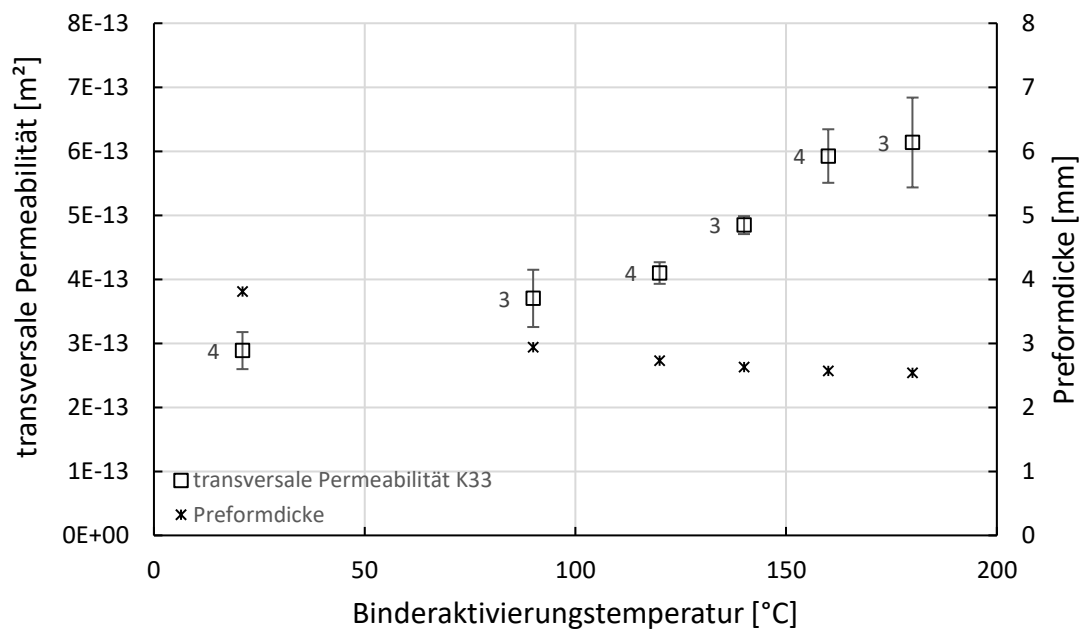
## 8.5 Prozessparameter

Welchen Einfluss die Prozessparameter auf die transversale Permeabilität haben wird anhand der Messergebnisse in den folgenden Kapiteln dargestellt und diskutiert.

### 8.5.1 Binderaktivierungstemperatur

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluss verschiedener Aktivierungstemperaturen bei **gestapelten Halbzeugen** sind in Abb. 8-23 dargestellt. Alle Messwerte zur transversalen Permeabilität wurden bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,57$  durchgeführt.

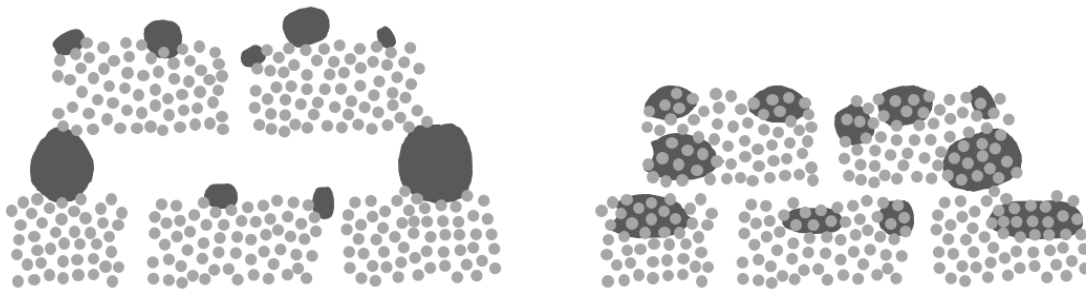
Ohne das Einbringen von Aktivierungstemperatur wird die geringste transversale Permeabilität gemessen. Die herstellerseitig empfohlene Aktivierungstemperatur von  $90 \text{ °C}$  zeigt einen um 28 % höheren Wert und eine weitere Temperatursteigerung ergibt einen weiteren Anstieg. Bei einer Aktivierungstemperatur von  $180 \text{ °C}$  beträgt der Wert für die transversale Permeabilität 213 %. Unter Berücksichtigung der weiteren Ergebnisse liegt es nah, für höhere Temperaturen ein Abflachen des Kurvenverlaufs anzunehmen.



**Abb. 8-23:** Einfluss der Aktivierungstemperatur für das bebinderte NCF Material Ref 1

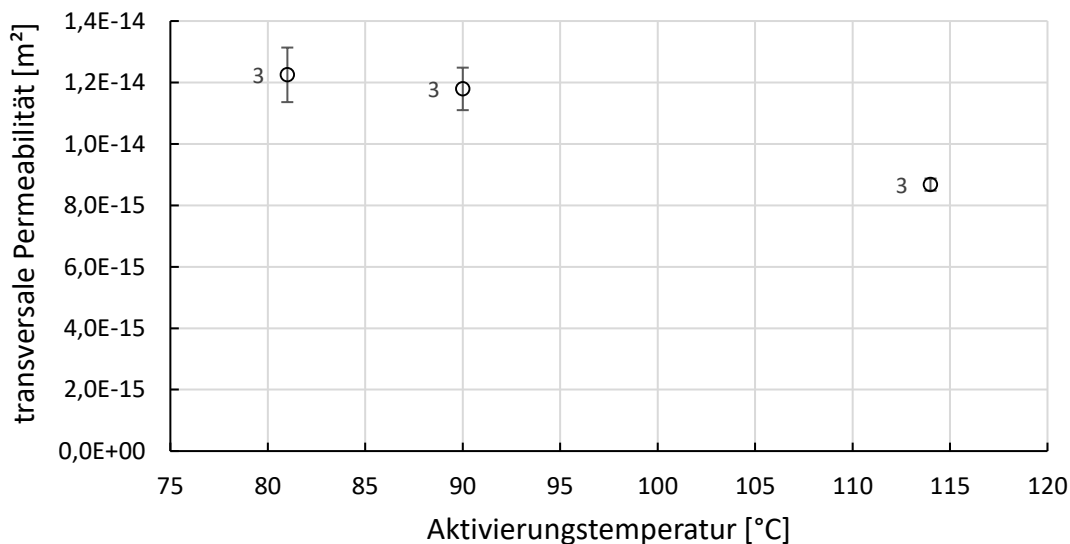
Durch das Einbringen von Energie mithilfe der Kontaktheizplatten bei der Binderaktivierung nimmt dessen Viskosität proportional zur Aktivierungstemperatur ab – er wird weicher. Während durch den nicht aktivierten Binder zuvor noch ein erhöhter Abstand zwischen den Lagen verursacht wurde (s. Kapitel 8.3.5), wird er bei abnehmender Viskosität durch die wirkenden Kapillarkräfte zunehmend von der Oberfläche der Halbzeuglagen in die Filamentzwischenräume aufgenommen (s. Abb. 8-24). Üblicherweise werden bei der Aktivierung Heiz- und Kühlkavitationshöhen größer der später für die transversale Permeabilitätsmessung angestrebten Kavitätshöhe verwendet (Standardparameter gem. Tab. 7-1). Durch das Abkühlen des Binders wird die Preform in dem vorliegenden Zustand fixiert (Preformdicke größer als die für die Messung angestrebten Dicke). Dies zeigt sich beispielsweise bei der Auswertung der Preformdicke nach der Aktivierung (s. Abb. 8-23).

Wird nachfolgend bei der Messung der transversalen Permeabilität die Preform auf die für die Messung angestrebte Kavitätshöhe kompaktiert, können die Filamente und Faserbündel durch die Fixierung mit Binder nicht ungehindert abgleiten. Dadurch bleiben die makroskopischen transversalen Fließkanäle erhalten (s. Kapitel 8.1), woraus ein erhöhter Wert für die transversale Permeabilität resultiert. Ausgehend von den Ergebnissen aus Abb. 8-23 und der Dickenmessung ist dieser Effekt anfänglich proportional zur Aktivierungstemperatur. Hat sich der überwiegende Anteil des oberflächlich aufgebrauchten Binders in die Filamentzwischenräume verlagert, ergeben sich keine weiteren, die transversale Permeabilität steigernden, Effekte (s. Abflachen der Kurve in Abb. 8-23).



**Abb. 8-24:** Auswirkungen der Aktivierung des Binders, vor der Binderaktivierung (links), nach der Binderaktivierung (rechts)

Die Binderaktivierung bei der **AFP Technologie** erfolgt wie in Kapitel 7.1.2 beschrieben kontinuierlich während der Ablage des Materials. Entsprechend des vorab definierten Heizgesetzes resultiert aus der verwendeten Laserleistung eine Oberflächentemperatur. In Abb. 8-25 sind die Ergebnisse der transversalen Permeabilität von Preforms, welche mit unterschiedlicher Oberflächentemperatur hergestellt wurden, dargestellt. Abweichend von der im Datenblatt angegebenen Aktivierungstemperatur von 90 °C für das Material wurde eine Preform mit 81 °C sowie mit 114 °C hergestellt und anschließend jeweils in drei Versuchen die transversale Permeabilität bei einem  $V_f = 0,55$  bestimmt. Für 81 °C ergibt sich ein unwesentlich höherer Mittelwert, wobei die Standardabweichung, der Unterschied der Mittelwerte sowie die geringe Anzahl an zugrundeliegenden Messwerten keine Aussage zum Effekt zulassen. Ein deutlicher Abfall der transversalen Permeabilität von 26 % kann für die Aktivierungstemperatur von 114 °C festgestellt werden.



**Abb. 8-25:** Einfluss der Aktivierungstemperatur während der AFP Ablage

Zusammenfassend ist herauszustellen, dass für die zwei gewählten repräsentativen Preformingtechnologien und Materialkombinationen der Einfluss des Binders auf die transversale Permeabilität bei zunehmender Aktivierungstemperatur unterschiedlich verläuft.

Der Grund dafür liegt in den komplexen Effekten, die sich durch den Binder ergeben. Eine Erklärung liefert der Herstellungsprozess der Halbzeuge. Das verwendete AFP Halbzeug wird hergestellt, indem zahlreiche Rovings gespreizt und zu sehr breiten unidirektionalen Lagen abgelegt werden. In diesem Zustand wird beidseitig das Bindervlies aufgebracht und im Zuge einer kurzen Aktivierung angepresst. Die annähernd vollständig unidirektional ausgerichteten Filamente werden somit fixiert. Anschließend werden die Tapes mit einer Slitanlage in der gewünschten Tapebreite beispielsweise, 6,35 mm geschnitten.

Basierend auf diesem Prozess ergibt sich der Querschnitt der Tapes als näherungsweise rechteckig, während bei Geweben (durch die direkte Verwendung von Rovings) und NCF Gelegen (durch den Nähprozess) prozessbedingt ovale Querschnitte auftreten (s. Abb. 8-26). Werden die AFP Tapes korrekt abgelegt, ergeben sich, abgesehen von den gezielt eingebrachten Gaps, keine nennenswerten makroskopischen transversale Fließkanäle. Die Tränkung der Preform wird in der Folge von den mikroskopischen Fließkanälen dominiert.



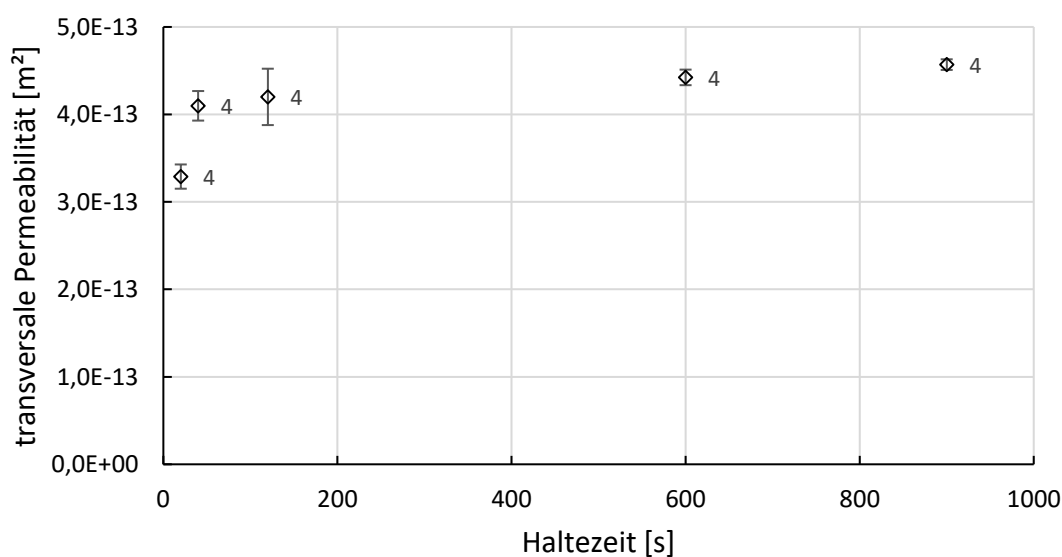
**Abb. 8-26:** Schematische Darstellung der Querschnitte von Tapes (links) und Rovings (rechts)

Ein weiterer Unterschied zu den bebinderten NCFs und Geweben ist die Binderapplikationsart. Das aufgebrachte Bindervlies befindet sich vor der Ablage mit der AFP Anlage bereits sehr fein verteilt auf beiden Seiten des Halbzeugs und hilft dabei das Fluid lateral zwischen den Lagen zu verteilen. Mit zunehmender Aktivierungstemperatur verlagert sich auch in diesem Fall der Binder in die Zwischenfilamenträume und fixiert dort die Filamente. Aufgrund der fehlenden transversalen makroskopischen Fließkanäle ergibt sich daraus jedoch keine Verbesserung für die transversale Permeabilität. Gleichzeitig kann das Fluid sich nicht mehr über das Vlies lateral zwischen den Lagen verteilen. Durch die feine Verteilung entsteht eine annähernd zusammenhängende Schicht, die den transversalen Fluidtransport zusätzlich einschränkt.

Die fehlenden transversalen Fließkanäle und die hohe Qualität der unidirektionalen Ausrichtung begründen den generell geringeren Wert der transversalen Permeabilität gegenüber den NCFs und Gelegen. Für die proportional zur Aktivierungstemperatur erkennbare Abnahme ist die Ausbildung zusammenhängender Schichten maßgeblich. Für eine optimierte transversale Permeabilität ist nach Abb. 8-25 eine möglichst geringe Aktivierungstemperatur zu wählen. Dabei ergibt sich prozessseitig der Minimalwert über die Mindesttemperatur, die für eine Anhaftung der Tapes notwendig ist.

## 8.5.2 Haltezeit & Ablagegeschwindigkeit

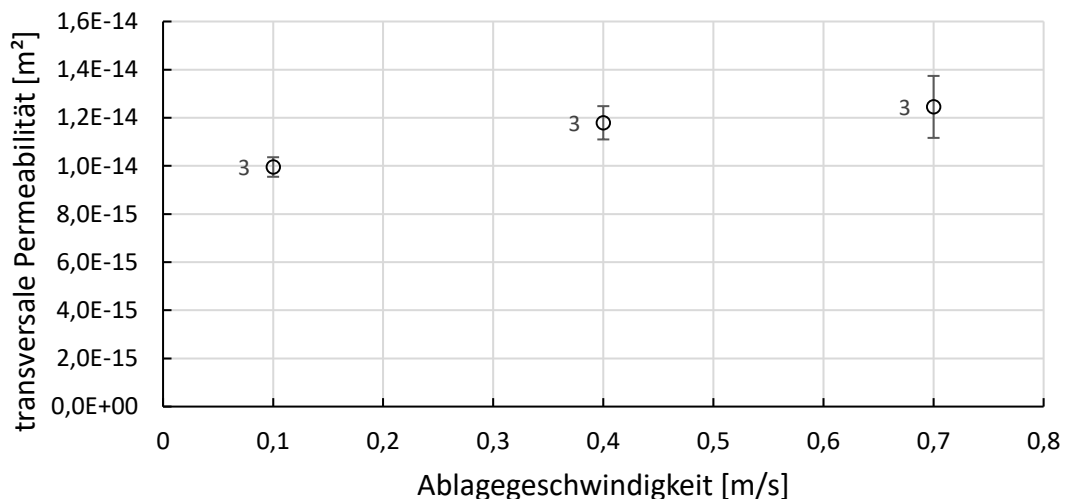
Die Ergebnisse der Untersuchung zur Haltezeit bei der Aktivierung bebindeter, gestapelter Halbzeuge sind in Abb. 8-27 dargestellt. Alle Preforms wurden mit einer Temperatur von 120 °C aktiviert. Die transversale Permeabilität wurde anschließend bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,57$  gemessen. Wird der Standardwert für die Haltezeit von 40 s auf 20 s reduziert, ergibt sich eine um 20 % verringerte transversale Permeabilität. Bei längeren Haltezeiten können höhere Permeabilitätswerte gemessen werden. Dabei ist für eine Verdreifachung der Haltezeit auf 120 s noch kein signifikanter Effekt erkennbar. Für 600 s und 900 s sind 8 % bzw. 11 % höhere transversale Permeabilitätswerte vorhanden.



**Abb. 8-27:** Einfluss der Haltezeit für das bebinderte NCF Material Ref 1

Der Verlauf der transversalen Permeabilität in Abhängigkeit der Haltezeit (s. Abb. 8-27) lässt sich analog zum Einfluss der Aktivierungstemperatur erklären. Aufgrund der Kapillarkräfte verlagert sich der Binder in die Zwischenfilamenträume und fixiert die Filamente und Bündel in ihrer Position (s. Kapitel 8.5.1). Je länger der Binder dabei den Kapillarkräften in aktiviertem Zustand ausgesetzt ist, desto größer ist der Effekt auf die transversale Permeabilität. Reichen die Kapillarkräfte nicht mehr aus, den Binder von der Oberfläche in die Zwischenfilamenträume zu ziehen oder ist der Binder vollständig verlagert, ist nicht mit einem weiteren Anstieg der transversalen Permeabilität zu rechnen. Für die vorliegenden Messungen ist dieser Grenzwert noch nicht erkennbar.

Der verhältnismäßig starke Abfall des Messwertes der transversalen Permeabilität für eine Haltezeit von 20 s begründet sich unter Beachtung der Ergebnisse der Vorversuche (s. Anhang A-e). Darin wurde gezeigt, dass etwa 40 s nötig sind um die gewünschte Temperatur zu erreichen. Mit 20 s Haltezeit muss davon ausgegangen werden, dass der Binder noch unterhalb der notwendigen Temperatur lag und die permeabilitätssteigernden Effekte noch nicht vollständig eintreten konnten.



**Abb. 8-28: Einfluss der AFP Ablagegeschwindigkeit**

In Abb. 8-28 ist dargestellt wie sich die Geschwindigkeit, mit der die AFP Preforms abgelegt werden, auf die transversale Permeabilität auswirkt. Bei schnellen Ablagegeschwindigkeiten passiert das zugeführte Material das Laserfeld in kürzerer Zeit als bei langsamen Ablagegeschwindigkeiten. Entsprechend definiert die Ablagegeschwindigkeit indirekt die Haltezeit für die AFP Technologie. Eine geringe Ablagegeschwindigkeit ist also mit einer längeren Haltezeit zu vergleichen.

Eine verminderte Ablagegeschwindigkeit von 0,1 m/s führt zu einer um 16 % reduzierten transversalen Permeabilität. Eine Steigerung auf 0,7 m/s ergibt eine um 6 % erhöhte transversale Permeabilität.

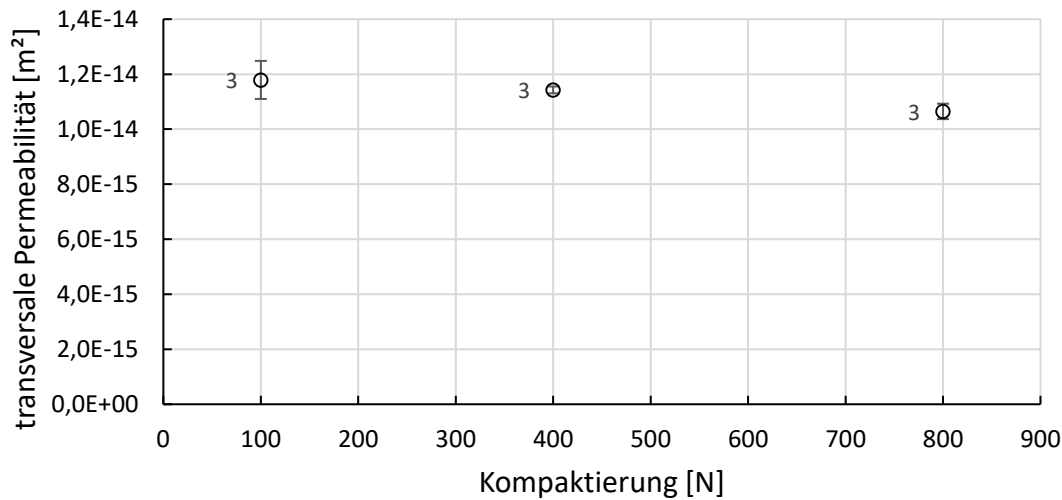
Im Gegensatz zu den Ergebnissen mit NCF Materialien, resultiert aus einer längeren Haltezeit (geringe Ablagegeschwindigkeit) bei den AFP Preforms eine geringere transversale Permeabilität. Die Ursache ergibt sich auch hier vergleichbar der Erklärung zum Einfluss der Aktivierungstemperaturen (s. Kapitel 8.5.1). Verbleibt das Bindervlies möglichst vollständig auf der Halbzeugoberfläche, ermöglicht es dem Fluid eine laterale Verteilung zwischen den Lagen. Verlagert sich der Binder durch Kapillarkräfte in die Zwischenfaserräume und fixiert die Filamente, ergibt sich dadurch für die AFP Preforms kein Vorteil.

### 8.5.3 Kompaktierkraft

Der Einfluss auf die transversale Permeabilität durch die Kompaktierung während der AFP Ablage, also die Kraft, mit der die Kompaktierrolle das AFP Material auf dem Werkzeug anpresst, ist in Abb. 8-29 dargestellt. Alle Permeabilitätsversuche wurden bei einem  $V_f = 0,55$  durchgeführt. Der Standardwert von 100 N zeigt dabei die höchste transversale Permeabilität. Für 400 N ergibt sich ein um 3 % geringerer Mittelwert. Basierend auf der kleinen Anzahl an Versuchen, der vergleichsweise hohen Standardabweichung und dem geringen Unterschied der Mittelwerte, kann nicht von einem Effekt



ausgegangen werden. Eine weitere Steigerung der Kompaktierkraft auf 800 N führt zu einer um 10 % verminderten transversalen Permeabilität.



**Abb. 8-29: Einfluss der Kompaktierkraft während der AFP Ablage**

Aus den Ergebnissen in Abb. 8-29 ist ein Zusammenhang der verwendeten Kompaktierkraft und der transversalen Permeabilität erkennbar. Mit steigender Kompaktierkraft nimmt die transversale Permeabilität ab.

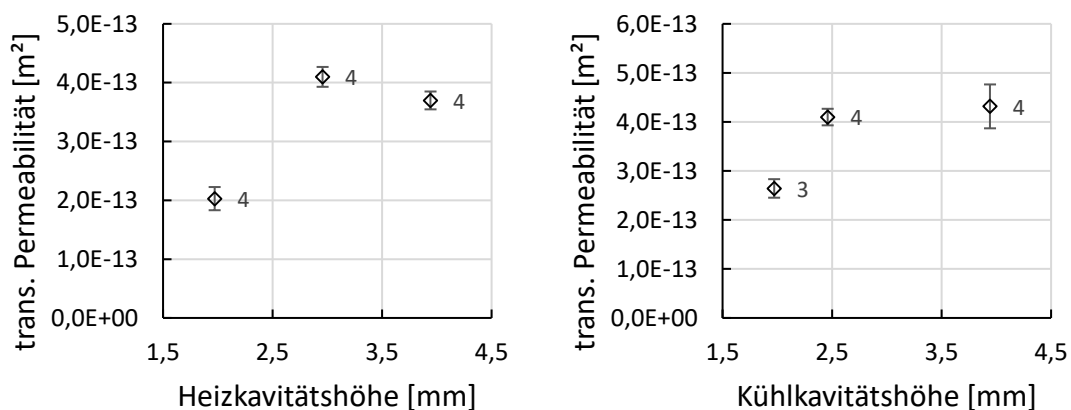
Der Grund für den Zusammenhang zwischen der transversalen Permeabilität und der Kompaktierung während der Ablage der Tapes ergibt sich aus dem, durch die Kompaktierung resultierenden, geringeren Abstand zwischen den Faserfilamenten. Der Binder fixiert diesen Zustand nach der Kompaktierung. Wie in Kapitel 8.5.1 beschrieben, wird die transversale Permeabilität der AFP Preforms durch die mikroskopischen Fließkanäle dominiert. Mit geringerem Filamentabstand nimmt der mittlere Querschnitt dieser Fließkanäle ab, so dass hieraus eine geringere Permeabilität resultiert. Die Abnahme der mittleren Querschnitte zeigt sich zusätzlich in der Auswertung der Preformdicke vor der Messung der transversalen Permeabilität. Diese nimmt ausgehend von 100 N und 3,11 mm über 400 N und 3,00 mm auf 800 N und 2,93 mm ab.

Für die gestapelten Halbzeuge ist die Kavitätshöhe (sowohl Heizkavität als auch Kühlkavität) während der Aktivierung ein Maß für die Kompaktierung. In Abb. 8-30 sind die Ergebnisse der Untersuchungen zum Einfluss der Aktivierungskavitätshöhen dargestellt. Die transversale Permeabilität wurde für alle Versuche bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,57$  durchgeführt.

Für die Heizkavitätshöhe (Abb. 8-30 links) zeigt sich die höchste transversale Permeabilität für den Standardwert der 1,5-fachen Zielkavitätshöhe (entspricht 2,95 mm). Abgesehen von der Heizkavitätshöhe entsprechen alle weiteren Parameter den Standardwerten aus Tab. 7-1. Erfolgt die Aktivierung mit einer Heizkavitätshöhe, die der Ziel-

kavitätshöhe entspricht, wird die transversale Permeabilität halbiert. Wird als Heizkavität der 2-fache Wert der Zielkavitätshöhe verwendet (entspricht 3,94 mm), ist eine um 10 % reduzierte transversale Permeabilität zu beobachten.

Die Auswertung in Abb. 8-30 (rechts) zeigt einen Zusammenhang zwischen der Kühlkavitätshöhe und der transversalen Permeabilität. Außer der Kühlkavitätshöhe wurden alle weiteren Parameter gemäß Tab. 7-1 verwendet. Der Standard für die Kühlkavitätshöhe entspricht dem 1,25-fachen der Zielkavität (2,46 mm). Werden die Kühlkavitätshöhe und Zielkavitätshöhe identisch gewählt (1,97 mm) resultiert daraus eine um 36 % geringere transversale Permeabilität. Für eine Kühlkavitätshöhe, die dem 2-fachen der Zielkavitätshöhe entspricht, folgt eine um 5 % höhere transversale Permeabilität.



**Abb. 8-30: Einfluss der Heizkavitätshöhe (links) und der Kühlkavitätshöhe (rechts)**

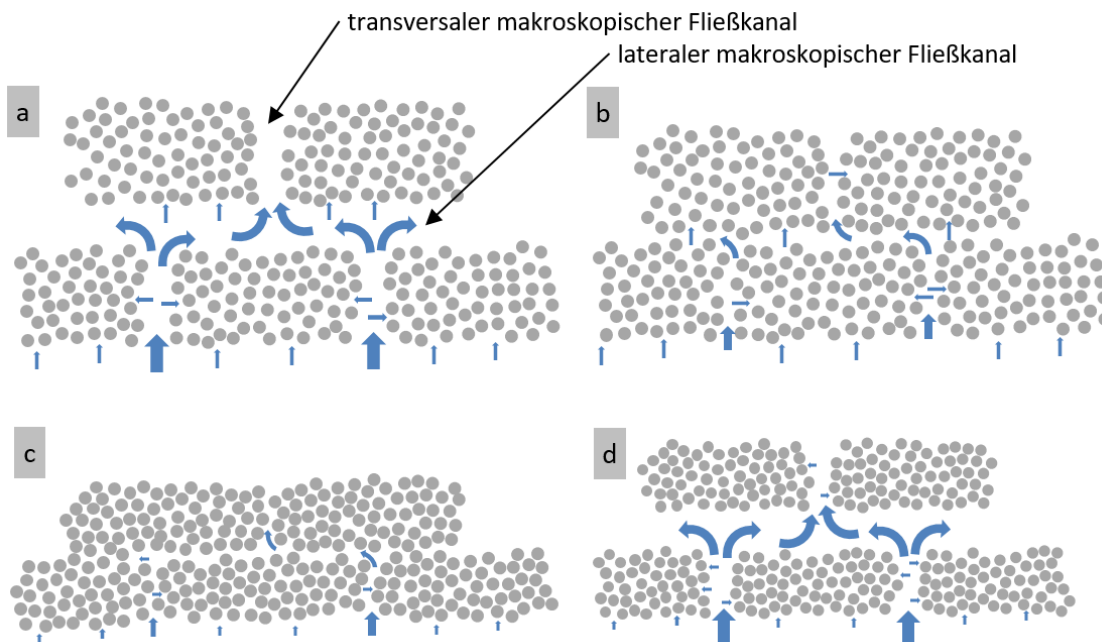
Als Grund für die gemessenen Ergebnisse wird das Zusammenspiel der bereits in Kapitel 8.1 und Kapitel 8.5.1 beschriebenen Effekte angesehen. Durch die geringe Heiz- und/oder Kühlkavität wird gleichzeitig eine hohe Kompaktierkraft aufgebracht, so dass Faserfilamente und -bündel aneinander abgleiten und makroskopische Fließkanäle teilweise schließen, während der Binder sich zunehmend in den Zwischenfilamenträumen verteilt. Die schnelle Abkühlung und der Binder fixieren die Preform anschließend in diesem Zustand. In der Konsequenz ergeben sich bei geringen Heiz- und/oder Kühlkavitäten deutlich kompaktere Preforms. Die Messung der Preform Dicke bestätigt diese Erklärung. So ergeben sich die Dicken nach der Aktivierung bei zunehmender Heizkavitätshöhe im Mittel zu 2,49 mm, 2,74 mm und 2,82 mm, für die Kühlkavitätshöhe respektive zur 2,57 mm, 2,73 mm und 3,15 mm.

## 8.6 Diskussion und Übertragbarkeit

In den vorangegangenen Kapiteln ab 8.2 wurden die Ergebnisse der einzelnen Einflussfaktoren dargestellt und analysiert. Für die Zusammenhänge zwischen den variierten Parametern und der transversalen Permeabilität wurden Wirkungsmodelle abgeleitet, die die gezeigten Trends und Ergebnisse erklären. Im folgenden Kapitel sollen die Einflüsse

miteinander verglichen werden. Dabei soll insbesondere aufgezeigt werden, welche Parameter das höchste Einflusspotential auf die transversale Permeabilität zeigen. Darüber hinaus soll betrachtet werden, in welchem Umfang die Ergebnisse der beiden repräsentativen Preformingtechnologien sich auf weitere Preformingtechnologien übertragen lassen.

Die in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Versuche zeigen, dass für die **gestapelten Halbzeuge** die transversale Permeabilität sowohl von den mikroskopischen Fließkanälen in der Intra-Tow Domäne als auch von den makroskopischen Fließkanälen in der Inter-Tow Domäne abhängt, wobei die makroskopischen transversalen Fließkanäle die Ergebnisse dominieren. Das Wirkungsmodell in Abb. 8-31 zeigt, dass die Sättigung primär über die transversalen Fließkanäle erfolgt. Von diesen ausgehend werden anschließend die Zwischenfilamenträume imprägniert, wobei gleichzeitig auch eine flächige Ausbreitung in die Zwischenfilamenträume ausgehend von den lateralen makroskopischen Fließkanälen erfolgt (s. Abb. 8-31 a). Basierend auf dem Setzverhalten der textilen Halbzeuge bei Belastung und unter der Voraussetzung, dass die Bewegung nicht eingeschränkt ist, gleiten Faserfilamente und -bündel ab. Es kommt zu einer homogeneren Verteilung der Faserfilamente und -bündel. Daraus resultierend nimmt der Querschnitt aller Fließkanäle ab. Dies erfolgt anfangs überwiegend für die makroskopischen Fließkanäle (sowohl laterale als auch transversale s. Abb. 8-31 b) und wirkt sich anschließend zunehmend auch auf die Querschnitte der mikroskopischen Fließkanäle aus (s. Abb. 8-31 c). Größter Einflussfaktor ist demnach erwartungsgemäß der Faservolumenanteil der direkt aus der Kompaktierung resultiert.



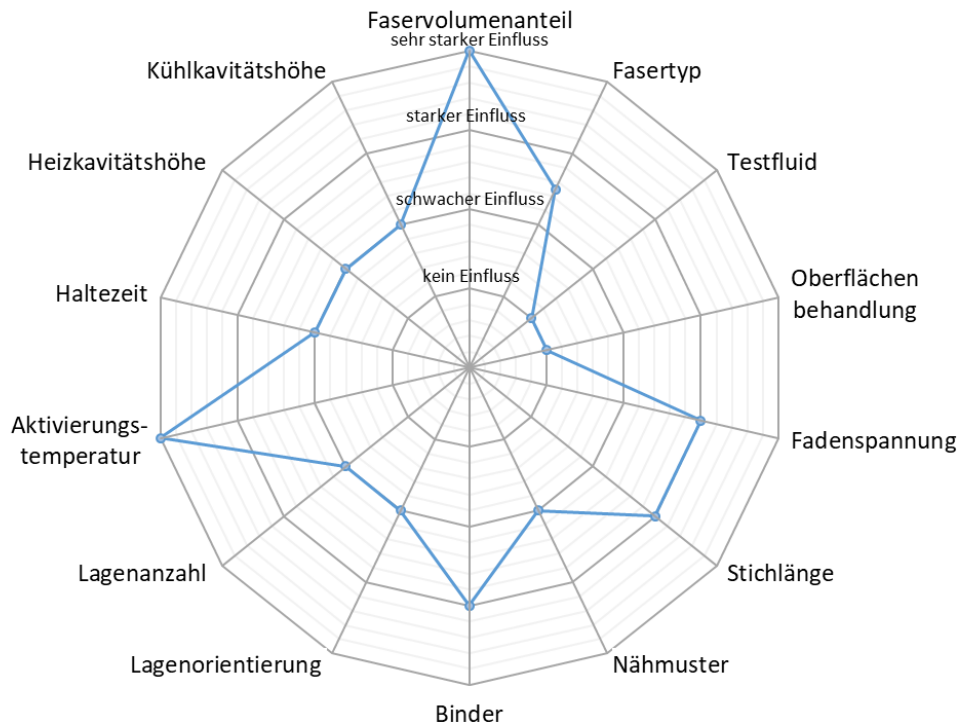
**Abb. 8-31:** Graphische Veranschaulichung der im Material auftretenden Effekte für Preforms mit gestapelten Halbzeugen: a) ohne Kompaktierung, b) leicht kompaktiert, c) stark kompaktiert, d) stark kompaktiert, wobei Nähfäden die makroskopischen Fließkanäle offen halten

Werden zusätzliche transversale Fließkanäle eingebracht, etwa durch eine erhöhte Anzahl an Näheinstichstellen, oder deren Ausprägung verändert, beispielsweise bei höherer Fadenspannung, ergibt sich eine direkt proportionale Veränderung der transversalen Permeabilität. Dabei bleiben trotz Kompaktierung die makroskopischen Fließkanäle offen (s. Abb. 8-31 d). Die Ausprägung des Einflusses vollzieht sich bei beiden genannten Effekten in ähnlichen Größenordnungen. Wird der Ansatz für eine effizientere Tränkung von FVK Bauteilen angewendet, ist davon auszugehen, dass in den Bereichen der makroskopischen transversalen Fließkanäle matrixreiche Zonen im Laminat entstehen. Wird deren Anzahl oder Größe übermäßig gesteigert, ist davon auszugehen, dass die mechanische Performance des FVK Bauteils eingeschränkt wird. Zusätzliche Einschränkungen auf die mechanischen Eigenschaften resultieren aus den lateralen Ondulationen der Fasern, die im Bereich der Einstichstellen entstehen. Basierend auf den Gründen für den Einfluss der Nähparameter auf die transversale Permeabilität kann davon ausgegangen werden, dass die Ergebnisse weitestgehend auf textile Halbzeuge übertragen werden können. Dabei ist es naheliegend, das Wirkungsprinzip der transversalen makroskopischen Fließkanäle ebenfalls auf Gelege anzuwenden.

Während die Wirkungsmechanismen der Nähparameter auf die transversale Permeabilität erwartbar sind, ergeben sich für bebinderte Materialien weitaus komplexere Zusammenhänge. Wie in den Kapiteln 8.3.5 und 8.5 gezeigt wurde, sind gezielte Änderungen der transversalen Permeabilität durchaus möglich. Dazu sind jedoch eingehende Kenntnisse zum Aufbau des textilen Halbzeugs und dessen Antwortverhalten bei Belastung notwendig. Darüber hinaus spielen Binderart (Pulver, Vlies, etc.), die Partikelgröße, die aufgebrachte Bindermenge sowie die Prozessparameter bei der Aktivierung eine maßgebliche Rolle. So kann eine Kombination aus Partikelgröße und Bindermenge ggf. einen steigernden Effekt auf das eine Material und einen reduzierenden Effekt auf ein anderes Material hervorrufen. Für Halbzeuge und Preforms, deren transversale Permeabilität von makroskopischen (sowohl transversalen als auch lateralen) Fließkanälen dominiert wird, ist basierend auf dem Wirkungsmechanismus (s. Kapitel 8.5.1) davon auszugehen, dass die Aktivierungstemperatur den größten Einfluss verursacht. Einen stark reduzierenden Einfluss hat die Haltezeit, wenn durch die kurze Dauer nicht der gesamte Binder die nötige Temperatur erreicht. Davon abgesehen ist im Vergleich zur Aktivierungstemperatur der Einfluss der Haltezeit vergleichbar gering. Zusätzlich ergeben sich Möglichkeiten, über die Heiz- bzw. Kühlkavitätsgröße Einfluss auf die transversale Permeabilität zu nehmen. Erfolgt die Aktivierung bereits mit Heiz- und Kühlkavitätsgrößen, die der Kavitätsgröße des finalen Faservolumenanteils entsprechen, ist eine starke Abnahme der transversalen Permeabilität zu erkennen. Werden größere Heiz- und Kühlkavitäten für die Aktivierung verwendet, ist für die Preform eine höhere transversale Permeabilität erkennbar. Während durch zu niedrige Heiz- und Kühlkavitätsgrößen eine starke Abnahme möglich ist, ist für größere Heiz- und Kühlkavitätsgrößen der Effekt limitiert. So muss die Heizkavität stets kleiner der unbelasteten Preformhöhe sein, um die Wärmeleitung über die Kontaktflächen zu gewährleisten.

Ein Überblick zum Einflusspotential der einzelnen Parameter ist für die gestapelten Halbzeuge in Abb. 8-32 dargestellt.

Das komplexe Zusammenspiel der genannten Faktoren lässt eine Übertragbarkeit nur in begrenztem Maß zu. Auch können Wirkungsmechanismen stark von weiteren Parametern der Preforming Prozesskette abhängen. Als Beispiel seien die Vorkompaktierung der Preform, aber auch die genaue zeitliche Abfolge der Aktivierung genannt.



**Abb. 8-32: Einflusspotential verschiedener Parameter auf die transversale Permeabilität bei gestapelten textilen Halbzeugen**

Zusammenfassend kann für die **AFP Preformingtechnologie** mit trockenen bebinderten Tapes festgestellt werden, dass bei fehlenden Gaps die transversale Permeabilität maßgeblich durch die mikroporösen Fließkanäle dominiert wird. Die Grundlage dafür basiert auf dem verwendeten Halbzeug. Resultierend aus dem hohen Orientierungsgrad der Filamente und des in Kapitel 8.2.2 beschriebenen und herstellungsbedingten Querschnitts der Tapes (s. Abb. 8-26) sowie der Fixierung der Filamente durch den beidseitig aufgetragenen Binder, ergeben sich nach der Ablage keine makroskopischen transversalen Fließkanäle. Entsprechend folgt für die AFP Preforms ebenfalls eine starke Abhängigkeit der transversalen Permeabilität vom Faservolumenanteil. Werden makroskopische transversale Fließkanäle gezielt eingebracht, beispielsweise durch Gaps, ist ein deutlicher positiver Effekt erkennbar. Dabei konnte kein signifikanter Unterschied beim Vergleich vieler schmaler und weniger großer Gaps festgestellt werden. Wird der Ansatz gezielt eingebrachter Gaps zur Steigerung der transversalen Permeabilität für die

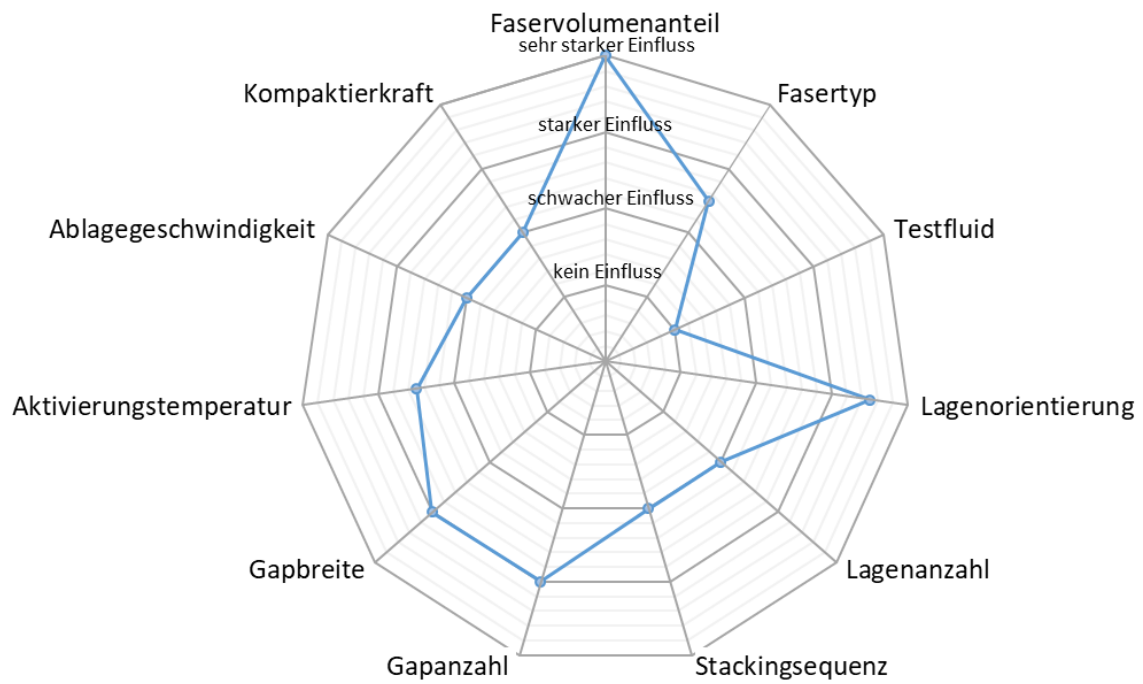
effizientere Imprägnierung von FVK Bauteilen verwendet, muss in diesem Zusammenhang unbedingt die mechanische Integrität des finalen Bauteils betrachtet werden. Dabei stehen zwei Aspekte im Fokus. Werden zu viele und zu große Gaps verwendet, besteht die Möglichkeit, dass insbesondere die Zwischenfilamenträume von Tapes, die maximal von den Gaps entfernt sind, nicht vollständig mit Testfluid/Matrix gefüllt werden. Durch die dann nicht vollständige Imprägnierung ist die mechanische Performance des Bauteils signifikant eingeschränkt. Der zweite Aspekt beruht auf der Ausprägung der Gaps. Diese verlaufen entlang der unidirektionalen Tapes und stellen bei Belastungen orthogonal zum Gap Schwachstellen im Laminat dar. Mit einem angepassten Lagenaufbau, bei dem beispielsweise die Akkumulierung mehrerer Lagen gleicher Orientierung durch Lagen mit abweichender Orientierung unterbrochen wird, kann der negative Einfluss auf die mechanische Performance vermindert werden. Dabei kann es, wie in Kapitel 8.4.1 gezeigt, jedoch zu Einbußen bei der transversalen Permeabilität kommen. Während der Einfluss des Lagenaufbaus auf die transversale Permeabilität als durchaus hoch eingeschätzt wird, ergibt sich aus verschiedenen Stackingsequenzen, vorausgesetzt die Gaps werden nicht direkt übereinander angeordnet (s. Kapitel 8.4.4), kein relevanter Effekt.

Für die Prozessparameter bei der Ablage der AFP Preforms hat sich im Vergleich der Einfluss als geringer gezeigt. Insbesondere über die Ablagegeschwindigkeit und die Kompaktierkraft kann nur sehr bedingt die transversale Permeabilität gezielt verändert werden. Die Aktivierungstemperatur zeigt einen, im Vergleich zu den gemessenen Effekten bei den gestapelten Halbzeugen, gegenläufigen Effekt. Dabei steigt der Wert für die transversale Permeabilität mit abnehmender Aktivierungstemperatur an. Eine Nutzung dieses Zusammenhangs für eine optimierte Imprägnierung ist jedoch nach unten begrenzt (s. Kapitel 8.5.1).

In Abb. 8-33 ist das Einflusspotential der einzelnen Parameter zusammenfassend für die AFP Technologie dargestellt.

Der Einfluss des Fasertyps, des Testfluids und der Lagenanzahl wurde für die AFP Preformingtechnologie nicht explizit durchgeführt. Für die genannten Faktoren sind die Wirkungsmodelle jedoch unabhängig von der Preformingtechnologie und es ist davon auszugehen, dass diese identische Werte zu den gestapelten textilen Halbzeugen zeigen.

Die vorliegenden Einschätzungen zur Ausprägung des Einflusspotentials auf die transversale Permeabilität bei der AFP Technologie lässt sich weitestgehend auf Preformingtechnologien übertragen, deren Imprägnierung durch mikroporöse Fließkanäle dominiert wird. Dazu zählen neben den zahlreichen Variationen der AFP Technologie, beispielsweise das Fiber Patch Preforming, die verschiedenen Tapelegetechnologien sowie die Trockenwickelverfahren, insbesondere bei Verwendung von breiten Tapes.



**Abb. 8-33:** Einflusspotential verschiedener Parameter auf die transversale Permeabilität bei AFP Preforms

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

Ausgangspunkt der Arbeit ist die Imprägnierung von Faserverbundbauteilen. Diese erfolgt zunehmend transversal zur Bauteilebene. Insbesondere für dreidimensionale, strukturtragende und/oder Bauteile mit Dickensprüngen ergeben sich dabei komplexe Strömungsverläufe während der Tränkung mit flüssiger Kunststoffmatrix. Für die Auslegung von Werkzeugen und Tränkungskonzepten werden in der Regel Fluidsimulationen angewendet. Ihre Ergebnisse basieren maßgeblich auf den Permeabilitätswerten, die die textilen Halbzeuge charakterisieren. In den vergangenen Jahren wurden international zahlreiche Messmethoden entwickelt, um die transversale Permeabilität zu messen. Vergleichsversuche mit identischem Material haben in diesem Zusammenhang aufgezeigt, dass die Messwerte Variationen von teils mehreren Größenordnungen aufweisen.

Anhand von Vorversuchen und der Recherche zu vorhandenen Messmethoden und dabei verwendeten Equipments werden mögliche Gründe für die Variation der Messwerte von bis zu zwei Größenordnungen identifiziert. Es wird gezeigt, dass die verbreitet zum Einsatz kommenden Lochplatten, die zur Kompaktierung verwendet werden, zu inhomogenen Strömungszuständen führen. Die Messwerte sind in der Folge von der Geometrie der Lochplatten abhängig und es kann zu systematischen Fehlern kommen. Weitere Gründe können sich über Randeffekte, wie das Racetracking, ergeben. Zusätzlich wird der Fokus auf die Integrität der Kavitätshöhe während der Messung gesetzt.

Alle genannten Punkte werden in einem neuen Messsystem konstruktiv adressiert. Mit Hilfe zusätzlicher Verteilerplatten aus Bronzesintermaterial wird ein homogenes transversales und versuchsaufbauunabhängiges Strömungsverhalten gewährleistet. Durch Randumströmung fehlerbehaftete Volumenströme werden konstruktiv separiert, so dass für die Messung nur der zentrale, fehlerfreie Volumenstrom verwendet wird. Darüber hinaus wird der Versuchsablauf weitestgehend automatisiert, um den Einfluss des menschlichen Faktors zu minimieren. Weitere maßgebliche Neuerungen ergeben sich aus der Verwendung des Messequipments in einer Universalprüfmaschine und der damit zur Verfügung stehenden Steifigkeitskorrektur, wobei eine Anpassung der Regelung der Universalprüfmaschine nötig ist. Alle notwendigen Daten werden über geeignete Sensoren erfasst und zentral verarbeitet. Für die Erfassung, Steuerung und Regelung des Messsystems werden alle erforderlichen Programme erstellt und in LabView programmiert.

Hinsichtlich der verwendeten Bronzesinterplatten besteht zum gegenwärtigen Zeitpunkt noch ein erheblicher Aufwand der Fertigung. Insbesondere die Einfassung in einen Edelstahlring aus Vollmaterial und das Sechseck aus Edelstahl, welches die Innere- von der



Ringkammer separiert, erfordern eine aufwendige mechanische Bearbeitung unter Einhaltung enger Toleranzen. Aktuelle Untersuchungen zielen darauf ab, zukünftig die porösen Sinterplatten durch additive Fertigung, beispielsweise mittels selektivem Laserstrahlschmelzen, inklusive der nichtporösen Einfassungen zu fertigen [165]. In diesem Bereich besteht gegenwärtig noch weiterer Forschungsbedarf.

Im Rahmen der Inbetriebnahme und Validierung wird gezeigt, dass mit dem Messsystem auch bei mehrfachem Aufbau reproduzierbare Ergebnisse erfasst werden. Anhand von Funktionsversuchen wird die Wirksamkeit der Optimierungen nachgewiesen. Dazu werden Versuchskörper so präpariert, dass eine starke Randumströmung auftritt. Trotz der übermäßig hohen Randumströmung werden für den zentralen Messbereich keine veränderten Messwerte festgestellt. Zusätzlich wird gezeigt, dass die Messwerte unabhängig vom Sättigungsdruck, der Geschwindigkeit, mit der die Prüfmaschine die Preforms kompaktiert und dem Zeitpunkt für den Beginn der Sättigung sind.

Für Untersuchungen zu den Einflussfaktoren für die transversale Permeabilität werden zwei exemplarische Preformingtechnologien ausgewählt, deren Halbzeuge und Fertigungsprozesse sich stark unterscheiden. Das Stapeln textiler Halbzeuglagen ist dabei repräsentativ für manuelle und teilautomatisierte Preformingtechnologien, wie sie verbreitet industriell bereits angewendet werden. Die AFP Technologie unter Verwendung beider trockener Tapes stellt einen vollautomatisierten Preformingprozess dar, der aktuell zunehmend an Bedeutung gewinnt. Für beide Technologien werden die relevanten Einflussfaktoren definiert. Dabei werden die Faktoren in Material-, Design- und Prozessparameter kategorisiert. Ausgehend von etablierten Parametern entlang der Prozesskette werden in allen Kategorien Parameter variiert. Aus den hergestellten Preforms werden Versuchskörper präpariert. Von diesen werden anschließend mit dem optimierten Messsystem die transversalen Permeabilitätskennwerte ermittelt.

Erwartungsgemäß stellt für beide Technologien der Faservolumenanteil das höchste Einflusspotential dar. Bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,55$  zeigt ein repräsentatives C-Faser NCF in Luftfahrtqualität (Material »Ref 1«) einen Wert von  $K_{33} = 2,82E-13 \text{ m}^2$ . Wird das gleiche Material bei einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,52$  gemessen beträgt der Wert für  $K_{33} = 4,4E-13 \text{ m}^2$  und ist damit um 56 % höher. Die Messwerte für Preforms, welche mit der AFP Technologie gefertigt wurden (Material »DFP«) liegen mit  $K_{33} = 1,2E-14 \text{ m}^2$  für einen Faservolumenanteil von  $V_f = 0,55$  um mehr als eine Größenordnung niedriger. Trotz des im Vergleich zu den NCF Materialien großen Unterschieds in den absoluten Werten ist auch bei der AFP Technologie der Zusammenhang zwischen Faservolumenanteil und transversaler Permeabilität vergleichbar.

Darüber hinaus wird gezeigt, dass trotz der Nutzung zweier verschiedener Testfluide dieses keinen Einfluss auf die Messwerte hat.

Für die beiden Preformingtechnologien zeigen sich für die Aktivierung des Binders teils gegensätzliche Trends. Dies wird mit den Unterschieden der Halbzeuge begründet.

Während für die transversale Permeabilität von NCFs und Geweben die makroskopischen Fließkanäle maßgeblich sind, wird diese bei AFP Preforms durch die mikroskopischen Fließkanäle dominiert. Es zeigt sich, dass die Binderaktivierung ein komplexes Zusammenspiel verschiedener Parameter ist. Um gezielt die transversale Permeabilität beeinflussen zu können, ist ein umfangreiches Verständnis zur Prozesstechnologie, dem verwendeten Bindermaterial, der Applikationsart und der Bindermenge notwendig. Die gewonnenen Erkenntnisse können diesbezüglich nur in begrenztem Maß auf andere Materialien oder Preformingtechnologien übertragen werden.

Übertragbar hingegen sind die Ergebnisse zum Einfluss der Nähparameter bei gestapelten Halbzeugen. Hier zeigt sich, dass generell gilt: je größer die Anzahl oder der Querschnitt von transversalen makroskopischen Fließkanälen ist, desto höher ist die transversale Permeabilität.

Auch bei den AFP Preforms zeigt sich, dass die transversale Permeabilität mit Hilfe von gezielt eingebrachten Gaps gesteigert werden kann.

Das Einflusspotential der verschiedenen untersuchten Parameter wird für beide Technologien verglichen und grafisch dargestellt.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden ausgewählte Einflussfaktoren betrachtet. Dabei wurde zugunsten einer übergeordneten Gesamteinschätzung eine große Zahl verschiedener Faktoren entlang der Gesamtprozesskette untersucht, ohne dabei die Wechselwirkungen zu betrachten. Zur Beurteilung wurden mindestens drei echte Wiederholungen zu jeder Parametervariation gemessen. In zukünftigen Forschungsaktivitäten gilt es durch ein angepasstes Versuchsdesign mittels Design of Experiments (DoE) weitere Erkenntnisse auch über die Wechselwirkungen zu liefern. Darüber hinaus ist zu klären, ob die Variation der Parameter zur bewussten Beeinflussung der transversalen Permeabilität sich auf die mechanischen Kennwerte und die Laminatqualität auswirken. Über einen intensiven Austausch mit den Teilnehmern der internationalen Vergleichsstudie [75, 76] und die Teilnahme an den anstehenden weiteren Rundtests können die Inhalte der vorliegenden Arbeit auch in einem möglichen Antritt zur Normierung eines Messverfahrens für die transversale Permeabilität verwendet werden.



## 10 Literaturverzeichnis

- [1] K. Drechsler, "Einführung in die Werkstoffe und Fertigungstechnologien von Carbon Composites: SoSe 2021," Accessed: Dec. 2 2021.
- [2] M. Neitzel, P. Mitschang, and U. Breuer, *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. München: Carl Hanser, 2014. Accessed: Dec. 2 2021.
- [3] H. Schürmann, *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin Heidelberg: Springer Verlag, 2005. Accessed: Jan. 11 2022.
- [4] K. Drechsler, "Composite Materials and Structure-Property Relationship: WS 2020/21,"
- [5] J. Nickel, F. Fischer, and M. e. a. Friedrich, "Projektstudie Einsatz von CFK-Leichtbau-Faserverbund-Technologien im Schienenfahrzeugbau: im Auftrag des CFK Valley e.V.," 2021. Accessed: Nov. 25 2021.
- [6] F. Henning and E. Moeller, *Handbuch Leichtbau: Methoden, Werkstoffe, Fertigung*, 2nd ed. München: Hanser, 2020. Accessed: Dec. 8 2021.
- [7] H. Mahfuz, P. Majumdar, M. Saha, F. Shamery, and S. Jeelani, "Integral Manufacturing of Composite Skin-Stringer Assembly and Their Stability Analyses," *Applied Composite Materials*, no. 3, pp. 155–171, 2004.
- [8] S. Sundaram, "Composites Open Road To Innovation In India," *High-Performance Composites*, no. 1, 2003. [Online]. Available: <https://www.composites-world.com/articles/composites-open-road-to-innovation-in-india>
- [9] K. Drechsler, "Analysis and Design of Composite Structures: WS 2020/21,"
- [10] R. Lässig *et al.*, *Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen: Perspektiven für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau*. Studie von Roland Berger Strategy Consultants, 2012. Accessed: Dec. 11 2017.
- [11] R. Gauvin and F. Trochu, "Key issues in numerical simulation for liquid composite molding processes," *Polymer Composites*, vol. 19, no. 3, pp. 233–240, 1998. [Online]. Available: <http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/pc.10095/abstract>
- [12] H. Darcy, *Les fontaines publiques de la ville de Dijon : exposition et application des principes à suivre et des formules à employer dans les questions de distribution d'eau... / par Henry Darcy,...* Paris: Dalmont, 1856. Accessed: Apr. 1 2016.

- [13] G. O. Brown, "Henry Darcy and the making of a law," *Water Resources Research*, vol. 38, no. 7, 2002.
- [14] S. P. Neuman, "Theoretical derivation of Darcy's law," *Acta Mechanica*, vol. 25, 3-4, pp. 153-170, 1977. [Online]. Available: <https://link.springer.com/article/10.1007/BF01376989>
- [15] M. Bodaghi, D. Ban, M. Mobin, C. H. Park, S. V. Lomov, and M. Nikzad, "Additively manufactured three dimensional reference porous media for the calibration of permeability measurement set-ups," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 139, p. 106119, 2020, doi: 10.1016/j.compositesa.2020.106119.
- [16] R. Meier, A. Walbran, C. Hahn, S. Zaremba, and K. Drechsler, "Methods to determine the permeability of textile reinforcements," *Journal of Plastics Technology*, vol. 10, no. 4, pp. 90-115, 2014.
- [17] R. Arbter *et al.*, "Experimental determination of the permeability of textiles: A benchmark exercise," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 42, no. 9, pp. 1157-1168, 2011, doi: 10.1016/j.compositesa.2011.04.021.
- [18] N. Vernet *et al.*, "Experimental determination of the permeability of engineering textiles: Benchmark II," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 61, pp. 172-184, 2014, doi: 10.1016/j.compositesa.2014.02.010.
- [19] P. Ouagne, T. Ouahbi, C. H. Park, J. Bréard, and A. Saouab, "Continuous measurement of fiber reinforcement permeability in the thickness direction: Experimental technique and validation," *Composites Part B: Engineering*, vol. 45, no. 1, pp. 609-618, 2013, doi: 10.1016/j.compositesb.2012.06.007.
- [20] R. S. Parnas, *Liquid Composite Molding*, 1st ed.: Carl Hanser Fachbuchverlag, 2014.
- [21] S. Drapier, A. Pagot, A. Vautrin, and P. Henrat, "Influence of the stitching density on the transverse permeability of non-crimped new concept (NC2) multiaxial reinforcements: measurements and predictions," *Composites Science and Technology*, vol. 62, pp. 1979-1991, 2002.
- [22] D. Becker, *Transversales Imprägnierverhalten textiler Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde*. Kaiserslautern.
- [23] M. Arnold, F. Gortner, M. Cojutti, M. Wahl, and P. Mitschang, "Influence of Textile Parameters on the Out-of-Plane Permeability of Carbon Fiber Non-Crimp Fabrics," *Advanced Composites Letters*, vol. 25, no. 5, pp. 121-126, 2016.
- [24] F. C. Campbell, *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*: Elsevier, 2006. Accessed: May 11 2022.

- [25] K. Drechsler, S. Zaremba, and K. Kind, “Production Technologies for Composite Parts: SS 2020,”
- [26] Y. Grohmann, N. Stoffers, A. Kühn, and T. Mahrholz, Eds., *Development of the Direct Roving Placement Technology (DRP)*, 2016.
- [27] J. Mack and P. Mitschang, “Efficient and Flexible Technology for Binder Roving Manufacturing,” *KMUTNB International Journal of Applied Science and Technology*, vol. 8, no. 2, pp. 93–100, 2015.
- [28] O. Rimmel, J. Mack, D. Becker, and P. Mitschang, “Automatisierte Faserdirektablage mit Online-Bebinderung,” *Lightweight Design*, vol. 10, no. 2, pp. 56–61, 2017.
- [29] M. Belhaj *et al.*, “Dry fiber automated placement of carbon fibrous preforms,” *Composites Part B: Engineering*, vol. 50, pp. 107–111, 2013, doi: 10.1016/j.compositesb.2013.01.014.
- [30] A. Kolbe, Krombholz, C. Karras, S., O. Rocker, A. Haeberle, and J. Stolz, “Automated manufacturing of stiffened composite shells using dry fibre material,” *JEC Composites Magazine*, vol. 117, no. 54, pp. 31–34, 2017.
- [31] A. Mills, “Automation of carbon fibre preform manufacture for affordable aerospace applications,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 32, no. 7, pp. 955–962, 2001, doi: 10.1016/S1359-835X(00)00154-8.
- [32] H. Girardy and J. M. Beraud, “An innovative composite solution for cost-effective primary aircraft structures,” *JEC Composites Magazine*, no. 80, pp. 36–38, 2013.
- [33] H. Girardy, Ed., *Dry reinforcements for Aerospace OOA technologies NCF and HiTape*, 2014.
- [34] H. Girardy and J. M. Beraud, “HiTape Dry Preform Technology: An Efficient Composite Automation Technology for Primary Aircraft Structures,” *Sampe Journal*, vol. 51, no. 4, 2015.
- [35] A. Vita, V. Castorani, M. Germani, and M. Marconi, “Comparative life cycle assessment of low-pressure RTM, compression RTM and high-pressure RTM manufacturing processes to produce CFRP car hoods,” *Procedia CIRP*, vol. 80, pp. 352–357, 2019.
- [36] P. Rosenberg, R. Chaudhari, M. Karcher, F. Henning, and P. Elsner, “Investigating cavity pressure behavior in high-pressure RTM process variants,” pp. 463–466. Accessed: Jan. 28 2022.
- [37] P. Mitschang, A. Ogale, J. Schlimbach, F. Weyrauch, and C. Weimer, “Preform Technology: A Necessary Requirement for Quality Controlled LCM-Processes,” *Polymers & Polymer Composites*, vol. 11, no. 8, pp. 605–622, 2003.

- [38] B. Berenberg, "Liquid Composite Molding Achieves Aerospace Quality," *High-Performance Composites*, no. 1, 2003. [Online]. Available: <https://www.compositesworld.com/articles/liquid-composite-molding-achieves-aerospace-quality>
- [39] R. Graupner, "Experimentelle Untersuchungen zur Dry-Spot Entstehung bei Vakuuminfusionsverfahren," Diplomarbeit, Institut für Flugzeugbau, Universität Stuttgart, Stuttgart, 2009.
- [40] M. M. Schwartz, *Composite materials handbook: M. M. Schwartz*. New York: McGraw-Hill, 1984.
- [41] B. Qi, J. Raju, T. Kruckenberg, and R. Stanning, "A resin film infusion process for manufacture of advanced composite structures," *Composite Structures*, vol. 47, pp. 471–476, 1999.
- [42] V. Antonucci *et al.*, "Resin flow monitoring in resin film infusion process," *Journal of Materials Processing Technology*, 143-144, pp. 687–692, 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(03)00338-8.
- [43] A. C. Loos and J. D. MacRae, "A process simulation model for the manufacture of a blade-stiffened panel by the resin film infusion process," *Composites Science and Technology*, vol. 56, pp. 273–289, 1996.
- [44] F. Weyrauch *et al.*, *Prozesskette zur ressourceneffizienten Composite-Herstellung für die E-Mobilität: PRESCHE*. 2015.
- [45] J. A. Woods, A. E. Modin, R. D. Hawkins, and D. J. Hanks, "Controlled Atmospheric Pressure Resin Infusion Process," EP 1 507 647 B1, Sep 12, 2012.
- [46] ESI Group, *PAM-RTM 2014 User's guide & Tutorials*.
- [47] I. R. Oliveira, S. C. Amico, J. A. Souza, and A. G. B. de Lima, "Numerical Analysis of the Resin Transfer Molding Process via PAM-RTM Software," *DDF*, vol. 365, pp. 88–93, 2015, doi: 10.4028/www.scientific.net/DDF.365.88.
- [48] A. A. Makky, *Introduction to Ansys CFX Part 1*.
- [49] *Introducing SolidWorks: Dassault Systemes SolidWorks Corporation*.
- [50] Dassault Systèmes - Solid Works Corporation, *An Introduction to Flow Analysis Applications with SolidWorks Flow Simulation, Student Guide: Engineering Design and Technology Series*. PMS0419-ENG.
- [51] T. B. Åström, B. R. Pipes, and S. Advani, "On Flow through Aligned Fiber Beds and Its Application to Composites Processing," *Journal of Composite Materials*, vol. 26, no. 9, pp. 1351–1373, 1992.
- [52] R. Dave, J. L. Kardos, and M. P. Dudukovic, "A model for resin flow during composite processing: Part 1—general mathematical development," *Polymer Composites*, vol. 8, no. 1, pp. 29–38, 1987.

- [53] B. R. Gebart, "Permeability of Unidirectional Reinforcements for RTM," *Journal of Composite Materials*, vol. 26, no. 8, pp. 1100–1133, 1992.
- [54] K. Yazdchi, "Micro-macro relations for flow through fibrous media," Institute for Nanotechnology, University of Twente, Twente, 2012. Accessed: Jun. 2 2022.
- [55] J. G. Williams, C. E. Morris, and B. C. Ennis, "Liquid flow through aligned fiber beds," *Polymer Engineering and Science*, vol. 14, no. 6, pp. 413–419, 1974.
- [56] H. Gooijer, M.M.C.G. Warmoeskerken, and J. Groot Wassink, "Flow Resistance of Textile Materials Part I: Monofilament Fabrics," *Textile Research Journal*, pp. 437–443, 2003.
- [57] L.D.M. van Brekel Den and E. J. Jong De, "Hydrodynamics in Packed Textile Beds," *Textile Research Journal*, vol. 59, pp. 433–440, 1988.
- [58] L. Skartsis, J. L. Kardos, and B. Khomami, "Resin flow through fiber beds during composite manufacturing processes. Part I: Review of newtonian flow through fiber beds," *Polymer Engineering and Science*, vol. 32, no. 4, pp. 221–230, 1992.
- [59] F. R. Phelan and J. Wise, "Analysis of transverse flow in aligned fibrous porous media," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 27, pp. 25–34, 1996.
- [60] N. Patel and L. J. Lee, "Modeling of void formation and removal in liquid composite molding. Part II: Model development and implementation," *Polymer Composites*, no. 17, 1996.
- [61] A. Endruweit, F. Gommer, and A. C. Long, "Stochastic analysis of fibre volume fraction and permeability in fibre bundles with random filament arrangement," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 49, no. 5, pp. 109–118, 2013, doi: 10.1016/j.compositesa.2013.02.012.
- [62] A. Endruweit and A. C. Long, "Influence of stochastic variations in the fibre spacing on the permeability of bi-directional textile fabrics," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, no. 5, pp. 679–694, 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.08.003.
- [63] S. V. Lomov, I. Verpoest, J. Cichosz, C. Hahn, D. S. Ivanov, and B. Verleye, "Meso-level textile composites simulations: Open data exchange and scripting," *Journal of Composite Materials*, vol. 48, no. 5, pp. 621–637, 2014, doi: 10.1177/0021998313476327.
- [64] I. Verpoest and S. V. Lomov, "Virtual textile composites software : Integration with micro-mechanical, permeability and structural analysis," *Composites Science and Technology*, vol. 65, 15-16, pp. 2563–2574, 2005, doi: 10.1016/j.comp-scitech.2005.05.031.



- [65] B. Verleye, S. V. Lomov, A. Long, I. Verpoest, and D. Roose, “Permeability prediction for the meso–macro coupling in the simulation of the impregnation stage of Resin Transfer Moulding,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, no. 1, pp. 29–35, 2010, doi: 10.1016/j.compositesa.2009.06.011.
- [66] T. Stylianopoulos, A. Yeckel, Derby, J. J., Luo, X. J., Shephard, M. S., E. A. Sander, and V. H. Barocas, “Permeability calculations in three-dimensional isotropic and orientated fiber networks,” *Physics of Fluids*, vol. 20, 2008.
- [67] M. A. Tahir and H. Vahedi Tafreshi, “Influence of fiber orientation on the transverse permeability of fibrous media,” *Physics of Fluids*, vol. 21, no. 8, p. 83604, 2009, doi: 10.1063/1.3211192.
- [68] K. Yazdchi, S. Srivastava, and S. Luding, “Micro–macro relations for flow through random arrays of cylinders,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 43, no. 11, pp. 2007–2020, 2012, doi: 10.1016/j.compositesa.2012.07.020.
- [69] M. Bodaghi, G. Catalanotti, and N. Correia, “On the statistics of transverse permeability of randomly distributed fibers,” *Composite Structures*, vol. 158, no. 5, pp. 323–332, 2016, doi: 10.1016/j.compstruct.2016.09.045.
- [70] M. A. Tahir, S. Hallström, and M. Åkermo, “Effect of dual scale porosity on the overall permeability of fibrous structures,” *Composites Science and Technology*, vol. 103, no. 10, pp. 56–62, 2014, doi: 10.1016/j.compscitech.2014.08.008.
- [71] X. Chen and T. D. Papathanasiou, “The transverse permeability of disordered fiber arrays: a statistical correlation in terms of the mean nearest interfiber spacing,” *Transp Porous Med*, vol. 71, no. 2, pp. 233–251, 2008, doi: 10.1007/s11242-007-9123-6.
- [72] M. Karaki, R. Younes, F. Trochu, and P. Lafon, “Progress in Experimental and Theoretical Evaluation Methods for Textile Permeability,” *Journal of Composites Science*, vol. 3, no. 3, p. 73, 2019, doi: 10.3390/jcs3030073.
- [73] A. Endruweit, X. Zeng, and A. C. Long, “Multiscale modeling of combined deterministic and stochastic fabric non-uniformity for realistic resin injection simulation,” *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, vol. 1, no. 1, pp. 3–15, 2015, doi: 10.1179/2055035914Y.0000000002.
- [74] M. A. Ali, R. Umer, and K. A. Khan, “A virtual permeability measurement framework for fiber reinforcements using micro CT generated digital twins,” *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*, vol. 3, no. 3, pp. 204–216, 2020, doi: 10.1016/j.ijlmm.2019.12.002.
- [75] D. May *et al.*, “In-plane permeability characterization of engineering textiles based on radial flow experiments: A benchmark exercise,” *Composites Part A:*

- Applied Science and Manufacturing*, vol. 121, no. 5, pp. 100–114, 2019, doi: 10.1016/j.compositesa.2019.03.006.
- [76] A.X.H. Yong, A. Aktas, D. May, A. Endruweit, S. Advani, and et al, “Out-of-plane permeability measurement for reinforcement textiles: A benchmark exercise,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, no. 148, 2021.
- [77] M. Li, S. K. Wang, Y. Z. Gu, Y. X. Li, K. Potter, and Z. G. Zhang, “Evaluation of through-thickness permeability and the capillary effect in vacuum assisted liquid molding process,” *Composites Science and Technology*, vol. 72, no. 8, pp. 873–878, 2012, doi: 10.1016/j.compscitech.2012.02.014.
- [78] M. Yeager, W. R. Hwang, and S. G. Advani, “Prediction of capillary pressure for resin flow between fibers,” *Composites Science and Technology*, vol. 126, no. 7, pp. 130–138, 2016, doi: 10.1016/j.compscitech.2016.02.014.
- [79] V. Esperto, L. Boccarusso, M. Durante, L. Carrino, and P. Carlone, “Permeability Analysis of Natural and Artificial Fiber Textiles for Liquid Composite Molding Process,” *Procedia Manufacturing*, vol. 47, pp. 435–439, 2020, doi: 10.1016/j.promfg.2020.04.328.
- [80] C. Kissinger, *Ganzheitliche Betrachtung der Harzinjektionstechnik: Messsystem zur durchgängigen Fertigungskontrolle*. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe, 2001. Accessed: May 18 2022.
- [81] P. Daniel and Kissinger, C. Roeder, G., “Anordnung zur Vermessung der Ausbreitung eines Matrixmaterials in elektrisch leitfähigen Verstärkungsstrukturen,” DE 10004146.
- [82] H. Groessing, D. Becker, S. Kaufmann, R. Schledjewski, and P. Mitschang, “An evaluation of the reproducibility of capacitive sensor based in-plane permeability measurements: A benchmarking study,” *Express Polymer Letters*, vol. 9, no. 2, pp. 129–142, 2015, doi: 10.3144/expresspolymlett.2015.14.
- [83] H. Stadtfeld, *Entwicklung einer Messzelle zur Bestimmung von Kompaktierungs- und Permeabilitätskennwerten bei flächigen Faserhalbzeugen*. Kaiserslautern: Inst. für Verbundwerkstoffe, 2006.
- [84] S. Amico and C. Lekakou, “Flow Through a Two-Scale Porosity, Oriented Fibre Porous Medium,” *Transport in Porous Media*, vol. 54, pp. 35–53, 2004.
- [85] C. H. Shih and L. J. Lee, “Effect of fiber architecture on permeability in liquid composite molding,” *Polymer Composites*, vol. 19, no. 5, pp. 626–639, 1998.
- [86] J. R. Weitzenböck, R. A. Sheno, and P. A. Wilson, “Radial flow permeability measurement. Part B: Application,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 30, no. 6, pp. 797–813, 1999.

- [87] M.A. Kabachi, L. Stettler, S. Arreguin, and P. Ermanni, “Concurrent characterization of through-thickness permeability and compaction of fiber reinforcements,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 141, no. 9, p. 106203, 2021, doi: 10.1016/j.compositesa.2020.106203.
- [88] D. Merhi, V. Michaud, L. Kämpfer, P. Vuilliomenet, and J.-A.E. Månson, “Transverse permeability of chopped fibre bundle beds,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 38, no. 3, pp. 739–746, 2007, doi: 10.1016/j.compositesa.2006.09.006.
- [89] N. Kuentzer, P. Simacek, S. G. Advani, and S. Walsh, “Permeability characterization of dual scale fibrous porous media,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, no. 11, pp. 2057–2068, 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.12.005.
- [90] R. S. Parnas, J. G. Howard, T. L. Luce, and S. G. Advani, “Permeability characterization. Part 1: A proposed standard reference fabric for permeability,” *Polymer Composites*, vol. 16, no. 6, pp. 429–445, 1995.
- [91] G. Morren, Bottiglieri, M., Bossuyt, S., H. Sol, D. Lecompte, B. Verleye, and S. V. Lomov, “A reference specimen for permeability measurements of fibrous reinforcements for RTM,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 40, no. 3, pp. 244–250, 2009, doi: 10.1016/j.compositesa.2008.11.011.
- [92] G. Morren, H. Sol, B. Verleye, and S. V. Lomov, Eds., *Permeability Identification of a Reference Specimen using an Inverse Method*.
- [93] A. Vechart, R. Masoodi, and K. Pillai, “Design and evaluation of an idealized porous medium for calibration of permeability measuring devices,” *Advanced Composites Letters*, vol. 19, no. 1, pp. 35–49, 2010.
- [94] O. Elbouazzaoui, S. Drapier, and P. Henrat, “An Experimental Assessment of the Saturated Transverse Permeability of Non-crimped New Concept (NC2) Multiaxial Fabrics,” *Journal of Composite Materials*, vol. 39, no. 13, pp. 1169–1193, 2005, doi: 10.1177/0021998305048746.
- [95] D. Becker, H. Grössing, S. Konstantopoulos, E. Fauster, P. Mitschang, and R. Schledjewski, “An evaluation of the reproducibility of ultrasonic sensor-based out-of-plane permeability measurements: a benchmarking study,” *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, vol. 2, no. 1, pp. 34–45, 2016.
- [96] J. Kozeny, “Über kapillare Leitung des Wassers im Boden,” no. 136, pp. 271–306.
- [97] P. C. Carman, “Fluid flow through granular beds,” *Institution of Chemical Engineers*, vol. 1937, no. 15, pp. 150–167.
- [98] E. Ruiz, V. ACHIM, S. SOUKANE, F. Trochu, and J. Bréard, “Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer

- molded composites,” *Composites Science and Technology*, vol. 66, 3-4, pp. 475–486, 2006, doi: 10.1016/j.compscitech.2005.06.013.
- [99] S. V. Lomov, I. Verpoest, T. Peeters, D. Roose, and M. Zako, “Nesting in textile laminates: geometrical modelling of the laminate,” *Composites Science and Technology*, vol. 63, no. 7, pp. 993–1007, 2003, doi: 10.1016/S0266-3538(02)00318-4.
- [100] K. Hoes, D. Dinescu, H. Sol, R. S. Parnas, and S. V. Lomov, “Study of nesting induced scatter of permeability values in layered reinforcement fabrics,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 35, no. 12, pp. 1407–1418, 2004, doi: 10.1016/j.compositesa.2004.05.004.
- [101] F. D. Dungan, M. T. Senoguz, A. M. Sastry, and D. A. Faillaci, “Simulations and Experiments on Low-Pressure Permeation of Fabrics: Part I—3D Modeling of Unbalanced Fabric,” *Journal of Composite Materials*, vol. 35, no. 14, pp. 1250–1284, 2001, doi: 10.1106/5A3P-K6WA-FKVQ-1RF4.
- [102] M. T. Senoguz, F. D. Dungan, A. M. Sastry, and J. T. Klamo, “Simulations and Experiments on Low-Pressure Permeation of Fabrics: Part II—The Variable Gap Model and Prediction of Permeability,” *Journal of Composite Materials*, vol. 35, no. 14, pp. 1285–1322, 2001, doi: 10.1106/HWL5-599F-8NA8-XAN0.
- [103] L. Fang, J. Jiang, J. Wang, and C. Deng, “Effect of Nesting on the Out-of-Plane Permeability of Unidirectional Fabrics in Resin Transfer Molding,” *Appl Compos Mater*, vol. 22, no. 3, pp. 231–249, 2015, doi: 10.1007/s10443-014-9403-6.
- [104] Y. S. Song, D. Heider, and J. R. Youn, “Statistical characteristics of out-of-plane permeability for plain-woven structure,” *Polym. Compos.*, vol. 30, no. 10, pp. 1465–1472, 2009, doi: 10.1002/pc.20714.
- [105] A. E. Scheidegger, *The Physics of Flow Through Porous Media*, 3rd ed. Toronto: University of Toronto Press, 2020. [Online]. Available: <https://www.degruyter.com/isbn/9781487583750>
- [106] V. Antonucci, M. Esposito, M. R. Ricciardi, M. Raffone, M. Zarrelli, and M. Giordano, “Permeability characterization of stitched carbon fiber preforms by fiber optic sensors,” *Express Polym. Lett.*, vol. 5, no. 12, pp. 1075–1084, 2011, doi: 10.3144/expresspolymlett.2011.105.
- [107] H. Talvensaari, E. Ladstätter, and W. Billinger, “Permeability of stitched preform packages,” *Composite Structures*, vol. 71, 3-4, pp. 371–377, 2005, doi: 10.1016/j.compstruct.2005.09.033.
- [108] G. Rieber and P. Mitschang, “2D Permeability changes due to stitching seams,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, no. 1, pp. 2–7, 2010, doi: 10.1016/j.compositesa.2009.09.006.
- [109] O. Rimmel, *Grundlagen der Imprägnierung von Dry Fiber Placement Preforms*. Kaiserslautern: Inst. für Verbundwerkstoffe, 2020. Accessed: Oct. 16 2021.

- [110] O. Rimmel, D. Becker, J. Mack, and P. Mitschang, "Maximizing the out-of-plane permeability of preforms manufactured by dry fiber placement: 17th European Conference on Composite Materials, Munich, Germany, 26-30th June 2016," in *Proceeding of the 17th European Conference on Composite Materials*. Accessed: Jun. 19 2017.
- [111] O. Rimmel, D. Becker, and P. Mitschang, "Maximizing the out-of-plane-permeability of preforms manufactured by dry fiber placement," *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, vol. 2, 3-4, pp. 93–102, 2016, doi: 10.1080/20550340.2016.1260900.
- [112] O. Rimmel, D. May, and P. Mitschang, "Impact of stitching on permeability and mechanical properties of preforms manufactured by dry fiber placement," *Polymer Composites*, vol. 40, no. 4, pp. 1631–1642, 2019, doi: 10.1002/pc.24911.
- [113] G. R. Palmese and V. M. Karbhari, "Effects of sizings on microscopic flow in resin transfer molding," *Polymer Composites*, vol. 16, no. 4, pp. 313–318, 1995.
- [114] V. M. Karbhari and G. R. Palmese, "Sizing related kinetic and flow considerations in the resin infusion of composites," *Journal of Materials Science*, vol. 32, pp. 5761–5774, 1997.
- [115] G. Francucci, E. S. Rodríguez, and A. Vázquez, "Study of saturated and unsaturated permeability in natural fiber fabrics," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, no. 1, pp. 16–21, 2010, doi: 10.1016/j.compositesa.2009.07.012.
- [116] M. Dickert and G. Ziegmann, Eds., *Influence of binder on the mechanical properties and the permeability of non-crimp carbon fabric preform*, 2012.
- [117] M. Dickert, D. C. Berg, and G. Ziegmann, Eds., *Influence of Binder Activation and Fabric Design on the Permeability of Non-Crimp Carbon Fabrics*, 2012.
- [118] M. A. Al-Monsur, G. Bardl, and C. Cherif, "Evaluation of adhesive binders for the development of yarn bonding for new stitch-free non-crimp fabrics," *Textile Research Journal*, vol. 85, no. 15, pp. 1635–1648, 2015, doi: 10.1177/0040517514566111.
- [119] D. Becker and P. Mitschang, "Influence of preforming technology on the out-of-plane impregnation behavior of textiles," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 77, pp. 248–256, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2015.05.001.
- [120] K. Kind, B. Boeckl, S. Zaremba, and K. Drechsler, "Increasing permeability of dry-fiber-placed preforms," in *The 14th International Conference on Flow Processing in Composite Materials*.

- [121] V. H. Hammond and Loos A.C., “The Effects of Fluid Type and Viscosity on the Steady-State and Advancing Front Permeability Behavior of Textile Preforms,” *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 16, no. 1, pp. 50–72, 1997.
- [122] T. S. Lundström, R. Stenberg, R. Bergström, and Partanen, H. Birkeland, P.A., “In-plane permeability measurements: a nordic round-robin study,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 31, pp. 29–43, 2000.
- [123] Y. Luo, I. Verpoest, K. Hoes, M. Vanheule, H. Sol, and A. Cardon, “Permeability measurement of textile reinforcements with several test fluids,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 32, no. 10, pp. 1497–1504, 2001.
- [124] D. A. Steenkamer, S. H. McKnight, D. J. Wilkins, and V. M. Karbhari, “Experimental characterization of permeability and fibre wetting for liquid moulding,” *Journal of Materials Science*, vol. 30, no. 12, pp. 3207–3215, 1995.
- [125] P. Mitschang, M. Glawe, D. Kreutz, G. Rieber, and D. Becker, “Influence of textile parameters on the through-the-thickness permeability of woven textiles,” in *11th International Conference on Flow Processes in Composite Materials*.
- [126] H. S. Sas, E. B. Wurtzel, P. Simacek, and S. G. Advani, “Effect of relative ply orientation on the through-thickness permeability of unidirectional fabrics,” *Composites Science and Technology*, vol. 96, pp. 116–121, 2014, doi: 10.1016/j.compscitech.2014.03.007.
- [127] R. Graupner, “Material efficient Dry Fiber Placement preforming process with adapted lay-up strategies for off-plane impregnation,” in *The 26th Annual International Sicomp Conference*. Accessed: May 13 2022.
- [128] R. Graupner and K. Drechsler, “Influence of the production parameters on the transversal permeability of preforms produced with automated fibre placement: 18th European Conference on Composite Materials, 24-28th June 2018, Athens, Greece,” Accessed: May 21 2022.
- [129] A. R. Aziz, M. A. Ali, X. Zeng, R. Umer, P. Schubel, and W. J. Cantwell, “Transverse permeability of dry fiber preforms manufactured by automated fiber placement,” *Composites Science and Technology*, vol. 152, no. 10, pp. 57–67, 2017, doi: 10.1016/j.compscitech.2017.09.011.
- [130] P. Ouagne and J. Bréard, “Continuous transverse permeability of fibrous media,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, no. 1, pp. 22–28, 2010, doi: 10.1016/j.compositesa.2009.07.008.
- [131] P. Ouagne and J. Bréard, “Influence of the compaction speed on the transverse continuous permeability,” in *The 10th International Conference on Flow Processes in Composite Materials*. Accessed: Jun. 1 2022.

- [132] A. Endruweit, T. Luthy, and P. Ermanni, "Investigation of the influence of textile compression on the out-of-plane permeability of a bidirectional glass fiber fabric," *Polymer Composites*, vol. 23, no. 4, pp. 538–554, 2002.
- [133] F. Klunker, M. Danzi, T. Lämmlein, B. Louis, and P. Ermanni, "Value Correction in the determination of transverse permeability values by using flow simulation in deformable porous media," in *11th International Conference Flow Processing in Composite Materials*.
- [134] E. Pierrejean, Ed., *JEC Observer Current trends in the global composites industry 2021-2026*. Paris: JEC Group, 2022.
- [135] R. Graupner and K. Drechsler, "One step to comparable off-plane permeability results – an improved measuring method for transverse permeability and compaction behavior of textile fiber materials: 17th European Conference on Composite Materials, Munich, Germany, 26-30th June 2016," in *Proceeding of the 17th European Conference on Composite Materials*.
- [136] R. Graupner and K. Drechsler, "Quantitative transversal permeability testing - challenges and enhancements," in *The 14th International Conference on Flow Processing in Composite Materials*. Accessed: May 21 2022.
- [137] K. Siebertz, D. Bebbler, and T. Hochkirchen, *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments*: Springer Verlag, 2010. Accessed: Dec. 6 2021.
- [138] J. Sirtautas, "Coupled fabric deformation and infusion process simulation," PhD Thesis, Faculty of Aerospace Engineering and Geodesy, University of Stuttgart, Stuttgart, 2017. Accessed: Dec. 6 2021.
- [139] A. Rooch, *Statistik für Ingenieure: Wahrscheinlichkeitsrechnung und Datenauswertung endlich verständlich*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014. [Online]. Available: <http://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:31-epflicht-1486123>
- [140] M. Sachs, *Wahrscheinlichkeitsrechnung und Statistik: Für Ingenieurstudierende an Hochhochschulen : mit 93 Beispielen und 71 Aufgaben*, 5th ed. München: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 2018. [Online]. Available: <https://www.hanser-elibrary.com/doi/book/10.3139/9783446456204>
- [141] S. Brandt, *Datenanalyse für Naturwissenschaftler und Ingenieure*, 5th ed. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2013. Accessed: Dec. 6 2021.
- [142] D. Zenkert, "Plate Theory," LECTure notes for SD2411 Lightweight Structures Paper 96-9.
- [143] D. Zenkert, "Matrix and Finite Element Methods: 2nd Edition," Lecture notes for SD2411 Lightweight Structures Paper 97-23.

- [144] M. Devillard, Hsiao K.T., A. Gokce, and S. G. Advani, "On-Line Characterization of Bulk Permeability and Race-Tracking During the Filling Stage in Resin Transfer Molding Process," *Journal of Composite Materials*, vol. 37, no. 17, pp. 1525–1541, 2003.
- [145] J. M. Lawrence, J. Barr, R. Karmakar, and S. G. Advani, "Characterization of preform permeability in the presence of race tracking," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 35, no. 12, pp. 1393–1405, 2004, doi: 10.1016/j.compositesa.2004.05.002.
- [146] D. Grund, M. Orlishausen, and I. Taha, "Determination of fiber volume fraction of carbon fiber-reinforced polymer using thermogravimetric methods," *Polymer Testing*, vol. 75, pp. 358–366, 2019, doi: 10.1016/j.polymertesting.2019.02.031.
- [147] G. L. Batch, S. Cumiskey, and C. W. Macosko, "Compaction of Fiber Reinforcements," *Polymer Composites*, vol. 23, no. 3, pp. 307–318, 2002.
- [148] P. A. Kelly, R. Umer, and S. Bickerton, "Viscoelastic response of dry and wet fibrous materials during infusion processes," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, no. 6, pp. 868–873, 2006.
- [149] Y. R. Kim, S. P. McCarthy, and J. P. Fanucci, "Compressibility and relaxation of fiber reinforcements during composite processing," *Polymer Composites*, vol. 12, no. 1, pp. 13–19, 1991.
- [150] P. Sousa, S. V. Lomov, and J. Ivens, "Methodology of dry and wet compressibility measurement," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 128, 2020.
- [151] Robitaille F and Gauvin R., "Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. Polym Compos 1998;19(2):," *Polymer Composites*, vol. 19, no. 2, pp. 198–216, 1998.
- [152] W. Wu, B. Jiang, L. Xie, F. Klunker, S. Aranda, and G. Ziegmann, "Effect of Compaction and Preforming Parameters on the Compaction Behavior of Binded Textile Preforms for Automated Composite Manufacturing," *Appl Compos Mater*, vol. 20, no. 5, pp. 907–926, 2013, doi: 10.1007/s10443-012-9308-1.
- [153] A.X.H. Yong, A. Aktas, D. May, A. Endruweit, and et al., "Experimental characterisation of textile compaction response: A benchmark exercise,"
- [154] H. Toutenburg, *Versuchsplanung und Modellwahl: Statistische Planung und Auswertung von Experimenten mit stetigem oder kategorialem Response*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 1994. Accessed: Dec. 7 2021.
- [155] G. Rieber, *Einfluss von textilen Parametern auf die Permeabilität von Multifilamentgeweben für Faserverbundkunststoffe*. Kaiserslautern: IVW, 2011.



- [156] A. George, K. Drechsler, and A. Holmberg, “Optimization of Resin Infusion Processing for Composite Materials: Simulation and Characterization Strategies,” Institut für Flugzeugbau, University of Stuttgart, Stuttgart, 2011.
- [157] B. Verleye *et al.*, “Permeability of textile reinforcements: Simulation, influence of shear and validation,” *Composites Science and Technology*, vol. 68, no. 13, pp. 2804–2810, 2008, doi: 10.1016/j.compscitech.2008.06.010.
- [158] M. Nordlund, T. S. Lundström, V. Frishfelds, and A. Jakovics, “Permeability network model for non-crimp fabrics,” (in ca), *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, no. 6, pp. 826–835, 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.02.009.
- [159] X. Zeng, A. Endruweit, L. P. Brown, and A. C. Long, “Numerical prediction of in-plane permeability for multilayer woven fabrics with manufacture-induced deformation,” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 77, pp. 266–274, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2015.03.027.
- [160] D. Das and B. Pourdeyhimi, Eds., *Composite Nonwoven Materials: Structure, Properties and Applications*.
- [161] T. I. Gutowski, Ed., *Advanced Composites Manufacturing*. New York, 1997.
- [162] N. A. Adams, “Fluidmechanik 1: Einführung in die Dynamik der Fluide,” Version Sommersemester 2008. München. Accessed: Dec. 11 2021.
- [163] G. Rieber, “Die Rolle der Permeabilität für Injektionsprozesse,” IVW GmbH, CCeV Garne und Textilien, 2010. Accessed: Nov. 19 2015.
- [164] F. Manis, “Thermische Behandlung und mechanische Bewertung von Carbonfasern im Recyclingprozess,” Dissertation, TUM School of Engineering and Design, Technische Universität München, München, 2021.
- [165] A. Zubrytskaya, “Untersuchung der Machbarkeit additiv gefertigter Metallkomponenten mit porösen Strukturen,” Masterarbeit, Fraunhofer-Institut für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik, 2019. Accessed: Jun. 2 2022.

## A Anhang

### a Berechnung Flächen Messzelle

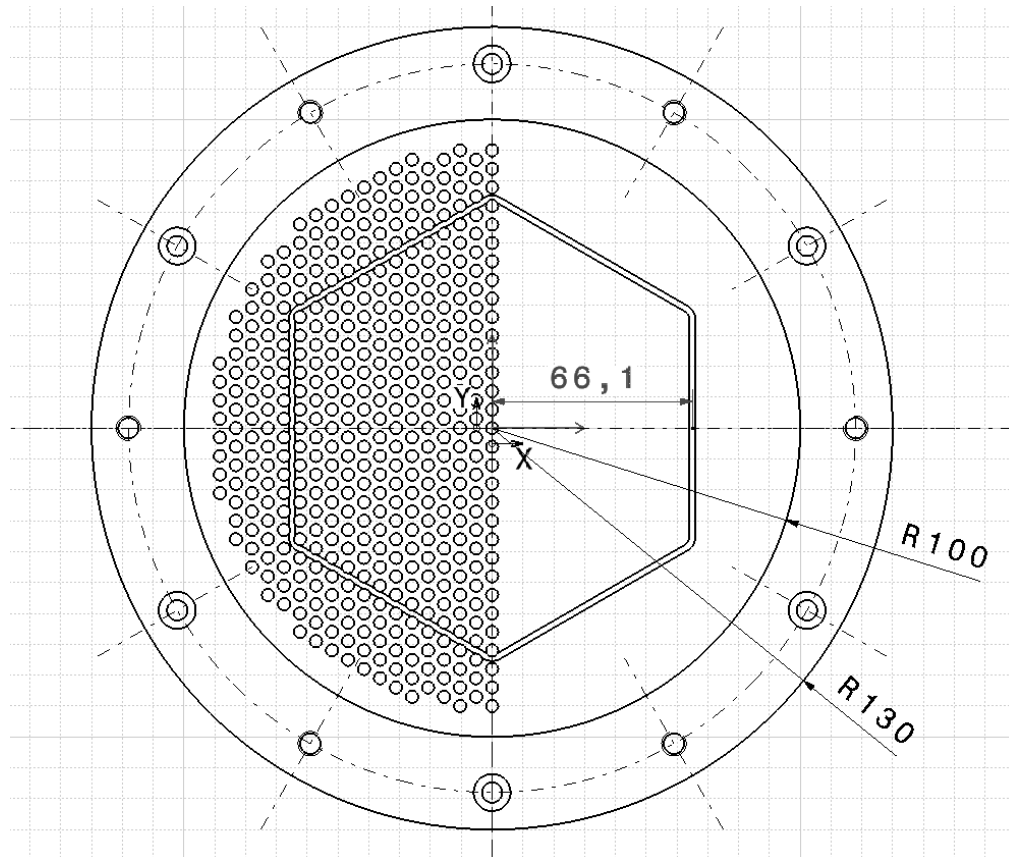


Abb. A-1: Zeichnung des geteilten Fluidauslasses (Darstellung der Löcher nur bis zur Symmetrieachse)

In Abb. A-1 ist die Draufsicht auf den Auslass der Messzelle abgebildet. Zur besseren Darstellung wurden Löcher nur bis zur Symmetrieebene abgebildet. Der Radius der Kavität beträgt  $R = 100$  mm. Die eingelegten Preforms werden auf einen Radius von 99,5 mm zugeschnitten.

Der transversale Fluidaustausch erfolgt mithilfe der gesinterten Verteilerplatten. Diese sind in undurchlässige Stahlringe mit einem Innendurchmesser von 189,5 mm eingefasst, so dass sich die Gesamtfläche zu 0,0282 m<sup>2</sup> ergibt. Entsprechend des in Kapitel 6.1.2.2 beschriebenen Ansatzes zum zweigeteilten Fluidauslass trennt der sechseckige Steg die innere Messkammer von der äußeren Ringkammer. Für die Berechnung der transversalen Permeabilität ist nur die Messfläche innerhalb des Sechsecks maßgeblich. Diese ergibt sich aus dem Innenkreisradius des verwendeten Sechsecks  $R_i = 66,1$  mm. Es gilt:

$$A_{\text{Messbereich}} = \frac{3}{2} R_a^2 \sqrt{3} \quad (10-1)$$

wobei mit  $R_a = R_i / \sin(60)$  daraus eine Fläche von  $A_{\text{Messbereich}} = 0,151 \text{ m}^2$  folgt.

Die Messfläche des Außenrings kann entsprechend als Differenz der Gesamtfläche und der Messfläche des zentralen Messbereichs zu  $A_{\text{Außenring}} = 0,013 \text{ m}^2$  bestimmt werden. Die akkumulierte Fläche aller 469 Löcher innerhalb des zentralen Messbereiches errechnet sich mit dem Lochdurchmesser von 4 mm zu  $5,894\text{E-}3 \text{ m}^2$ . Eine Übersicht der Flächen in den Lochplatten ist in Tab. A-1 angegeben. Die Gesamtzahl der Löcher in den Lochplatten beträgt jeweils 847. Teilweise ist es zielführend zur ermittelten Fläche (s. Tab. A-1) den Ersatzradius zu bestimmen, um diesen für die Berechnung der transversalen Permeabilität verwenden zu können.

**Tab. A-1: Übersicht der Flächen in den Lochplatten**

Bezeichnung	Fläche	Ersatzradius zur Berechnung genutzt
Gesamtfläche transversal durchströmt	2,82E-2 m <sup>2</sup>	9,475E-2 m
Zentraler Messbereich	1,51E-2 m <sup>2</sup>	6,941E-2 m
Äußere Ringkammer	1,3E-2 m <sup>2</sup>	6,45E-2 m
Fläche eines Lochs	1,256E-5 m <sup>2</sup>	--
Akkumulierte Fläche aller Löcher im zentralen Messbereich	5,894E-5 m <sup>2</sup>	--

## b Repräsentativer Auszug der Messdatendatei

Das Labview Programm erfasst nach dem Start des Versuchs alle Sensordaten der Universalprüfmaschine sowie die Daten der Sensoren des Messequipments mit einer Frequenz von 60 Hz. Die Daten werden in einer Rohdatendatei abgelegt. Dabei werden sowohl die Kompaktierung als auch die vollständige Tränkung sowie die anschließende Erfassung der Daten während der konstanten Druckstufen aufgezeichnet. Die Rohdatendatei ermöglicht es, nach der Auswertung der transversalen Permeabilität noch weitere Zusammenhänge zu untersuchen. Dazu gehören beispielsweise die Kompaktierkräfte, aber auch die Validierung der konstanten Kavitätshöhe oder die Identifikation möglicher Störgrößen.

Zu Bestimmung der transversalen Permeabilität werden gleichzeitig in einer Messdatendatei die Daten während der konstanten Druckstufen mit einer Frequenz von 2,5 Hz erfasst. Die Aufzeichnung erfolgt dabei erst, wenn Druck und Volumenstrom konstant

sind. In Abb. A-2 ist ein Auszug einer repräsentativen Messdatendatei (Versuch mit der Kennung 0089\_P21) dargestellt.

Im Header der Datei befinden sich die relevanten Informationen zur Versuchsdurchführung, welche aus den Systemdaten (Datum und Uhrzeit) sowie den Eingaben des Bedieners über die GUI im Labview Programm (Benutzer, Probenbezeichnung, Fluid sowie ein Freitext für Bemerkungen und Notizen). Darüber hinaus werden automatisch die aktuelle Druckstufe, die Messzeit sowie der Wert des Timers bei Messstart der aktuellen Druckstufe (zum Abgleich mit den Daten aus der Rohdatendatei) angegeben.

In der ersten Zeile des Datenblocks befinden sich die Überschriften inklusive der verwendeten Einheiten (teilweise nicht in SI-Einheiten). In der ersten Spalte befindet sich der Wert des Timers. Zur eindeutigen Zuordnung wird der Unix Zeitstempel verwendet. Für die Zuordnung ist in Tab. A-2 eine Übersicht der weiteren Spalten zusammengefasst. In den anschließenden Zeilen des Datenblocks ist pro Zeile ein Datensatz erfasst. Nach dem letzten Datensatz einer Druckstufe folgt der Datensatz der nächsten Druckstufe, wobei einige Zeilen Abstand und der entsprechend angepasste Header sowie die Überschriften wiederholt werden.

J	A	B	C	D	E	F	G	J	K	L	M	N	O	P	Q	R
1	*****															
2	Datum: 17.05.2017	Zeit: 20:53:12														
3	Benutzer	Robert Graupner														
4	Probenbezeichnung	0089_P21Z1														
5	Fluid	150517_Testfluid														
6	Messungsbemerkung	NCF_Referenz 2,0756 mm entspr. 55% FVA														
7	Druckstufenwert [bar]	0,2														
8	Messzeit [s]	45	Timer bei Beg	3,58E+09												
9	*****															
10	Timer [s]	Kraftaufnahme zentrale Messkammer [N]	Kraftaufnahme äußere Ringkammer [N]	Drucksens or Anguss[bar]	Drucksens or Auslass zentrale Messkammer [bar]	Drucksens or Auslass äußere Ringkammer [bar]	Präzisions-drucksens or [bar]	Temperatu r Anguss [°C]	Temperatu r Ablauf [°C]	UPM Kraft [kN]	UPM kor. Position [mm]	UPM Position [mm]	Extensiomete r [mm]	Steigung UPM Kraft[kN/s]	Steigung Kraftaufnahme zentrale Messkammer	Steigung Kraftaufnahme äußere Ringkammer[N/s]
11	3577891993,096	-0,471968	-0,12205	0,204939	-0,009012	-0,006077	0,258883	21,86956	21,90764	4,3179	-2,0762	2,03	10,611136	0,00032	-0,006425	-0,004495
12	3577891993,512	-0,473283	-0,124131	0,204932	-0,008889	-0,005245	0,258759	21,86146	21,90548	4,3247	-2,0762	2,03	10,611589	-0,00107	-0,006449	-0,004602
13	3577891993,922	-0,475017	-0,124378	0,203783	-0,0101	-0,006189	0,258919	21,86498	21,90504	4,32177	-2,0762	2,03	10,611614	0,00054	-0,006474	-0,004607
14	3577891994,334	-0,477754	-0,127394	0,204083	-0,009229	-0,00583	0,258931	21,86544	21,91001	4,32017	-2,0761	2,03	10,611314	0,0005	-0,006386	-0,00464
15	3577891994,737	-0,480401	-0,130141	0,203635	-0,009375	-0,005203	0,25872	21,87191	21,90619	4,3252	-2,0762	2,03	10,612085	0,00015	-0,00639	-0,004776
16	3577891995,145	-0,483367	-0,131846	0,204079	-0,009345	-0,005467	0,258589	21,86937	21,90492	4,32177	-2,0763	2,03	10,612399	-0,00034	-0,006393	-0,004702
17	****															
18	3577892032,311	-0,723862	-0,314657	0,204341	-0,008539	-0,005424	0,257188	21,78004	21,88704	4,29981	-2,0761	2,03	10,612281	0,00174	-0,006453	-0,004906
19	3577892033,331	-0,731532	-0,315791	0,204335	-0,009165	-0,00519	0,257103	21,77535	21,8806	4,30223	-2,0762	2,03	10,612256	0,00027	-0,006483	-0,004871
20	3577892033,746	-0,735212	-0,318408	0,205709	-0,009507	-0,004955	0,257178	21,78532	21,88817	4,29992	-2,0761	2,03	10,612171	0,00023	-0,006482	-0,004716
21	3577892034,161	-0,737881	-0,319888	0,204988	-0,009632	-0,004967	0,257244	21,77772	21,88094	4,30242	-2,0761	2,03	10,612116	-0,00283	-0,006456	-0,004633
22	3577892034,615	-0,740973	-0,322762	0,205795	-0,008931	-0,004707	0,257093	21,78434	21,88918	4,29952	-2,0762	2,03	10,61208	-0,00038	-0,006452	-0,00477
23	3577892035,017	-0,743709	-0,323724	0,206666	-0,008726	-0,004982	0,257146	21,77774	21,8873	4,29925	-2,0763	2,03	10,612416	-0,00133	-0,006454	-0,004703
24	3577892035,427	-0,745464	-0,326895	0,204039	-0,010194	-0,005347	0,258963	21,77076	21,88714	4,29786	-2,0762	2,03	10,612005	-0,00062	-0,006462	-0,004544
25	3577892035,830	-0,747614	-0,327674	0,20519	-0,01015	-0,004413	0,258374	21,77205	21,88771	4,2967	-2,0762	2,03	10,612314	-0,00046	-0,006472	-0,004585
26	3577892036,240	-0,750477	-0,332273	0,204152	-0,008778	-0,004332	0,258985	21,77681	21,87876	4,30313	-2,0761	2,03	10,612095	-0,00174	-0,006495	-0,004591
27	3577892036,686	-0,751731	-0,334672	0,203944	-0,009305	-0,005184	0,258878	21,77578	21,88748	4,29666	-2,0762	2,03	10,612015	-0,00185	-0,006406	-0,004669
28	3577892037,081	-0,756215	-0,334135	0,202969	-0,009335	-0,004189	0,258706	21,77805	21,88435	4,29776	-2,0761	2,031	10,612116	-0,00304	-0,006362	-0,004827
29	3577892037,494	-0,758308	-0,331832	0,20431	-0,009716	-0,004135	0,258587	21,77384	21,8803	4,29311	-2,0761	2,031	10,61192	-0,00204	-0,006343	-0,004909
30	*****															
31	Datum: 17.05.2017	Zeit: 20:54:50														
32	Benutzer	Robert Graupner														
33	Probenbezeichnung	0089_P21Z1														
34	Fluid	150517_Testfluid														
35	Messungsbemerkung	NCF_Referenz 2,0756 mm entspr. 55% FVA														
36	Druckstufenwert [bar]	0,4														
37	Messzeit [s]	45	Timer bei Beg	3,58E+09												
38	*****															
39	Timer [s]	Kraftaufnahme zentrale Messkammer [N]	Kraftaufnahme äußere Ringkammer [N]	Drucksens or Anguss[bar]	Drucksens or Auslass zentrale Messkammer [bar]	Drucksens or Auslass äußere Ringkammer [bar]	Präzisions-drucksens or [bar]	Temperatu r Anguss [°C]	Temperatu r Ablauf [°C]	UPM Kraft [kN]	UPM kor. Position [mm]	UPM Position [mm]	Extensiomete r [mm]	Steigung UPM Kraft[kN/s]	Steigung Kraftaufnahme zentrale Messkammer	Steigung Kraftaufnahme äußere Ringkammer[N/s]
40	3577892090,389	-1,332549	-0,71981	0,403228	-0,00879	-0,004723	0,468132	21,77514	21,89351	4,54222	-2,0761	2,028	10,6123	0,0015	-0,012301	-0,008858
41	3577892090,797	-1,333927	-0,721953	0,402939	-0,00868	-0,004406	0,469074	21,77886	21,90062	4,54212	-2,0761	2,028	10,61283	0,00037	-0,012306	-0,008914
42	3577892091,201	-1,344408	-0,726115	0,402814	-0,007344	-0,004288	0,469676	21,78502	21,90141	4,54156	-2,0762	2,028	10,613725	-0,00045	-0,012358	-0,008707
43	3577892091,614	-1,347491	-0,729397	0,404332	-0,00907	-0,004453	0,469279	21,77883	21,90333	4,53973	-2,0761	2,028	10,61281	9,89E-05	-0,012402	-0,008801
44	3577892092,015	-1,356536	-0,732454	0,402926	-0,008225	-0,004662	0,469148	21,78493	21,90465	4,53873	-2,0762	2,028	10,613075	-0,00046	-0,012482	-0,008817
45	3577892092,433	-1,359617	-0,73585	0,403386	-0,008837	-0,003692	0,469015	21,77805	21,89733	4,54385	-2,0762	2,028	10,613083	-0,00082	-0,012526	-0,008828
46	3577892092,842	-1,362001	-0,739304	0,403766	-0,009005	-0,00468	0,46893	21,77782	21,89943	4,54146	-2,0763	2,028	10,61394	0,00039	-0,012476	-0,009114

Abb. A-2: repräsentativer Auszug einer Messdatendatei (Versuch 0089\_P21)

**Tab. A-2: Zuordnung der Spalten in der Messdatendatei; mit \* gekennzeichnete Werte werden nicht für die Berechnung der transversalen Permeabilität verwendet; mit \*\* gekennzeichnete Werte werden zur Regelung des automatisierten Versuchsablaufs verwendet**

Spalte	Bezeichnung	Einheit
A	Timer als Unix Zeitstempel	s
B	Kraftaufnehmer für den Auffangbehälter der zentralen Messkammer	N
C*	Kraftaufnehmer für den Auffangbehälter der äußeren Ringkammer	N
D	Drucksensor im Anguss der Messzelle	bar
E	Drucksensor im Auslass für die zentrale Messkammer	bar
F*	Drucksensor im Auslass für die äußere Ringkammer	bar
G*	Präzisionsdrucksensor	bar
H* & I*	nicht belegt	-
J	Temperatur im Anguss	°C
K	Temperatur im Auslass	°C
L*	Kraft der UPM	kN
M	Korrigierter Traversenweg (Position nach Steifigkeitskorrektur)	mm
N**	Traversenweg der UPM Traverse	mm
O*	Wert des Videoextensometers	mm
P**	Steigung der Kraft der UPM (intern vom Labview Programm berechneter Wert)	kN/s
Q**	Steigung des Messwertes vom Kraftaufnehmer für die zentrale Messkammer (intern vom Labview Programm berechneter Wert)	N/s
R*	Steigung des Messwertes vom Kraftaufnehmer für die äußere Ringkammer (intern vom Labview Programm berechneter Wert)	N/s

## c Ondulation und lokaler Faservolumenanteil

Aus dem Schliffbild (s. Abb. 5 7) kann mit Hilfe einer Regression der mittlere Faservolumenanteil bestimmt werden. Dafür ist in Abb. A-3 eine geeignete Regression in das Schliffbild eingeblendet

Dabei ondulieren die äußeren Lagen. Das Laminat wurde auf eine Kavitätshöhe von 2,076 mm kompaktiert, was einem Faservolumenanteil von  $V_f = 0,55$  entspricht (Material »Ref 1« mit einem FAW von 254 g/m<sup>2</sup> s. Tab. 4 2). Für die Regression wurde ein Polynom vierten Grades verwendet. Die X-Achse verläuft durch die Symmetrieebene des Laminats. Die Y-Achse wurde in die Lochachse gelegt. Ein geeignetes Polynom ergibt sich mit

$$y = 0,01703 \cdot x^4 + 1,677E^{-18} \cdot x^3 - 0,1363 \cdot x^2 - 7,534E^{-18} \cdot x + 1,327.$$

Der Durchmesser der Löcher in den Lochplatten sowie den Einsätzen, welche zur Fertigung des Laminats verwendet wurden, beträgt 4 mm. Die Fläche des Schliffbilds im Bereich des Lochs ergibt sich damit als das Zweifache des Integrals in den Grenzen  $x = -2$  bis  $x = 2$ . Daraus folgt:

$$A_{\text{Schliff}} = 2 \cdot \int_{-2}^2 0,017 \cdot x^4 + 1,677E^{-18} \cdot x^3 - 0,1363 \cdot x^2 - 7,534E^{-18} \cdot x + 1,327$$

$$A_{\text{Schliff}} = 9,5992 \text{ mm}^2.$$

Durch Division mit dem Lochdurchmesser von 4 mm ergibt sich eine mittlere Ersatzdicke für den Lochbereich zu 2,3998 mm. Mit Gleichung (5-2) folgt daraus ein rechnerischer Faservolumenanteil von  $V_f = 0,476$ .

Zum Vergleich kann die Dicke eines Laminates ohne Ondulation aus den beiden Maßen am Lochrand herangezogen werden. Mit  $(2,086+2,127)/2=2,11 \text{ mm}$  ergibt sich ein rechnerischer Faservolumenanteil von  $V_f = 0,54$ .

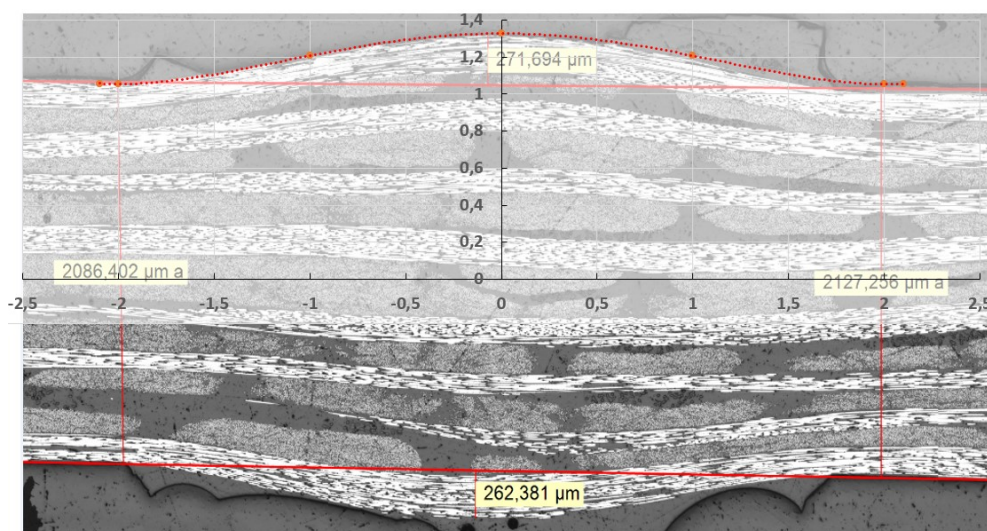


Abb. A-3: Überlagerung von Regression und Schliffbild zur Bestimmung des mittleren lokalen Faservolumenanteils

## d Berechnung des Bedeckungsgrads bei AFP Preforms

Für die Berechnung des Bedeckungsgrads wird der Quotient aus mit Fasertapes oder Fasertows belegter Fläche zur Gesamtfläche einer Lage definiert. Die Anteile der belegten Fläche sowie die Gapbreite ändern sich über die Ablagelänge nicht, so dass der Quotient aus den Breiten bestimmt werden kann. Die in dieser Arbeit verwendeten Standardparameter (s. Tab. 7-12) von acht Tapes zu je 6,35 mm Breite und einem anschließenden Gap von 0,5 mm führen entsprechend zu einem Bedeckungsgrad von 0,99.

Für Untersuchungen des Einflusses von Gapbreite und Verteilung wurden weitere Kombinationen verwendet. Diese sind in Abb. A-4 dargestellt. Dabei wurden, wie in Abb. A-4 oben dargestellt, Preforms mit zwei Tapes und einem anschließenden Gap von 0,5 mm, sowie Preforms mit acht Tapes und einem anschließendem Gap von 2 mm (s. Abb. A-4 unten) hergestellt. Die Bedeckungsgrade betragen für diese beiden Konfigurationen 0,962. Die Berechnung des Bedeckungsgrades ergibt sich für die Standardkonfiguration zu

$$\frac{8 \cdot 6,35}{8 \cdot 6,35 + 0,5} = 0,99$$

für die Variante mit 8 Tapes pro Ablagepfad und 2 mm Gap zu

$$\frac{8 \cdot 6,35}{8 \cdot 6,35 + 2} = 0,962$$

für die Variante mit 2 Tapes pro Ablagepfad und 0,5 mm Gap zu

$$\frac{2 \cdot 6,35}{2 \cdot 6,35 + 0,5} = 0,962$$

und für die Variante mit 8 Tapes pro Ablagepfad und 0 mm Gap zu

$$\frac{8 \cdot 6,35}{8 \cdot 6,35} = 1$$

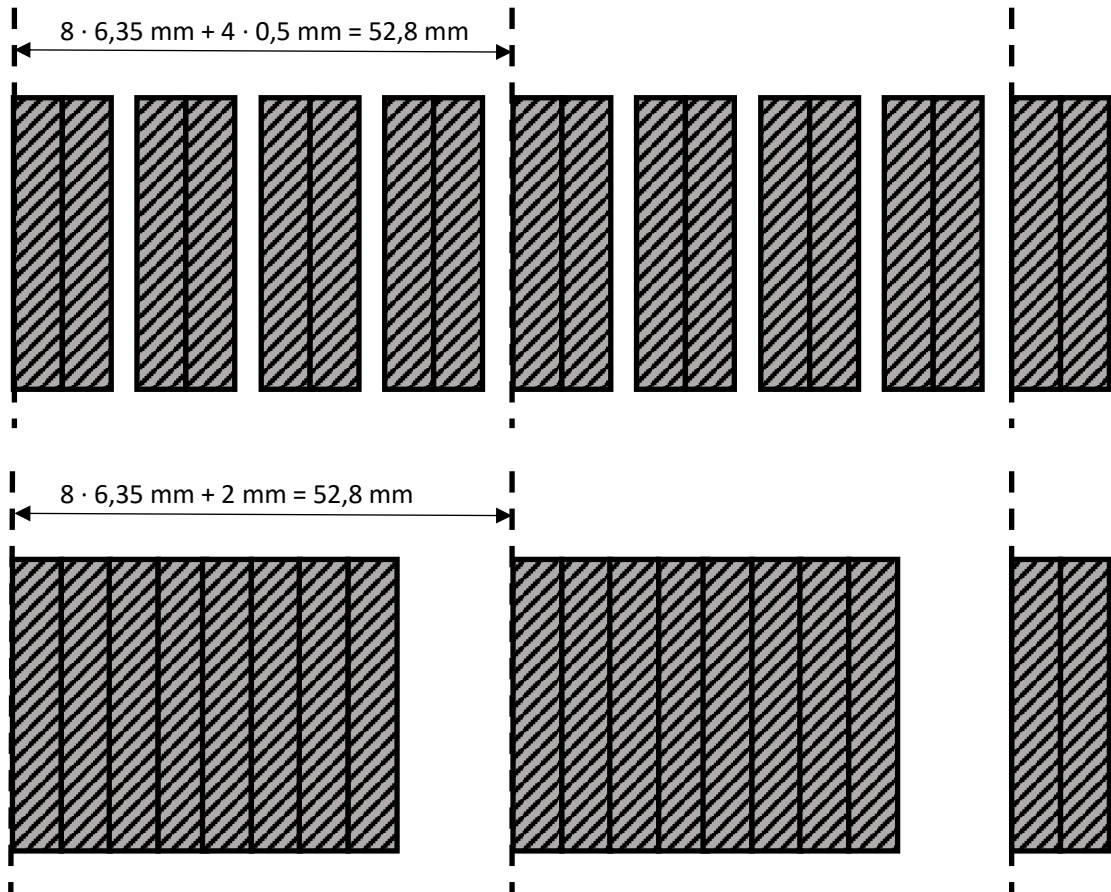


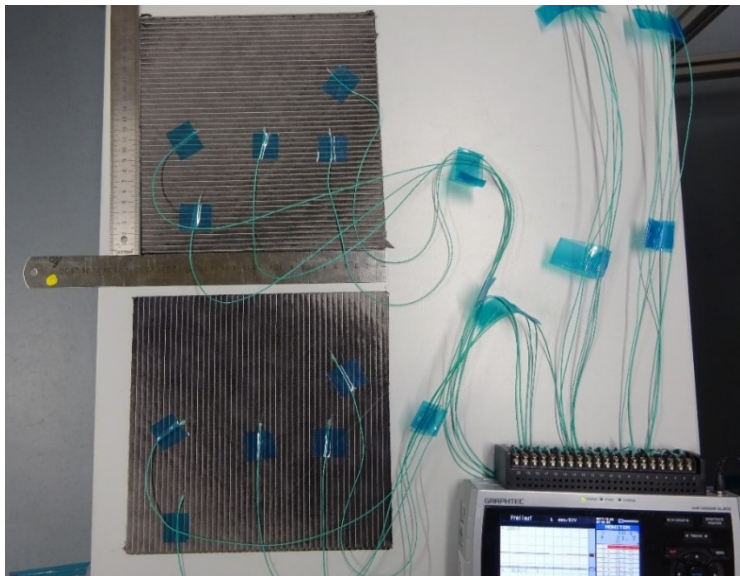
Abb. A-4: Verteilung von Tapes und Gaps (Abbildung nicht maßstabsgetreu)

## e Validierung der Kontaktheizplatten

Für den Nachweis sowohl der lateralen als auch transversalen Homogenität der Temperaturverteilung innerhalb der Preform wurden Voruntersuchungen durchgeführt. Eine Preform mit identischem Lagenaufbau wie in Tab. 7-10 wurde in der Symmetrieebene und zwischen Lage 14 und Lage 15 (entspricht der Position unterhalb des obersten NCF Zuschnitts) mit jeweils fünf Thermoelementen versehen. Die Anordnung der Thermoelemente ist in Abb. A-5 dargestellt. Weitere Thermoelemente wurden nach dem gleichen Muster auf der unteren und oberen Kontaktheizplatte aufgebracht. Messungen mit Solltemperaturen von 90 °C und 140 °C wurden durchgeführt. Eine repräsentative Auswertung ist in Abb. A-6 dargestellt. Die Preform wurde in die bereits vollständig erwärmten Heizplatten eingelegt. Anschließend wurde das Programm der UPM gestartet und der Spaltabstand bis zum Erreichen der Kavitätshöhe geschlossen (s. Abb. A-6 »Punkt A«). Anschließend wurde die Kavitätshöhe für die Dauer des Versuchs konstant gehalten. Die Auswertungen zeigen, dass die mittlere Temperatur in der Symmetrie und die mittlere Temperatur zwischen Lage 14 und 15 nur anfangs eine zeitliche Verzögerung aufweisen. Die gute thermische Leitfähigkeit der C-Fasern ergeben einen fast unmittelbaren Energieausgleich bis zur Symmetrieachse. Versuche zur Solltemperatur von



90 °C zeigen, dass nach 20 s (s. Abb. A-6 »Punkt B«) im Mittel 83 °C in der Symmetrieebene und 83,6 °C zwischen Lage 14 und 15 erreicht werden (92 % bzw. 93 % der Solltemperatur). Nach 40 s (s. Abb. A-6 »Punkt C«) betragen die Werte 88,3 °C in der Symmetrieebene und 87,6 °C zwischen Lage 14 und 15 (98 % bzw. 97 % der Solltemperatur). Im weiteren Versuchsverlauf sind die mittleren Temperaturen weitestgehend konstant.



**Abb. A-5: Anordnung der Thermoelemente zur Validierung der Kontaktheizplatten**

Die weiteren Ergebnisse sind in Tab. A-3 zusammengefasst. Die Auswertungen zeigen, dass nach 20 s zwischen 92 % und 96% der Solltemperatur erreicht werden. Nach 40 s können die Werte als konstant angesehen werden und weichen max. 3 % von der Solltemperatur ab. Die Spannweite bei 20 s und 40 s gibt an, in welchem Maß die Temperatur inhomogen verteilt ist.

**Tab. A-3: Aufheizverhalten und Temperaturverteilung bei der Aktivierung von Preforms mittels Kontaktheizplatten**

Versuch	Position	Solltemperatur	Mittlere Temperatur nach 20 s	Mittlere Temperatur nach 40 s	Spannweite bei 20 s	Spannweite bei 40 s
90°C_V1	Symmetrie	90 °C	83,03 °C	88,3 °C	4,4 °C	3,8 °C
90°C_V1	Zwischen Lage 14 und 15	90 °C	83,58 °C	87,55 °C	2,6 °C	3,1 °C
140°C_V1	Symmetrie	140 °C	133,14 °C	139,58 °C	6,9 °C	5,8 °C

140°C_V1	Zwischen Lage 14 und 15	140 °C	134,08 °C	139,1 °C	4,9 °C	4,7 °C
140°C_V2	Symmetrie	140 °C	133,6 °C	139,3 °C	5,5 °C	6,2 °C
140°C_V2	Zwischen Lage 14 und 15	140 °C	133,1 °C	138,84 °C	4,4 °C	5,4 °C

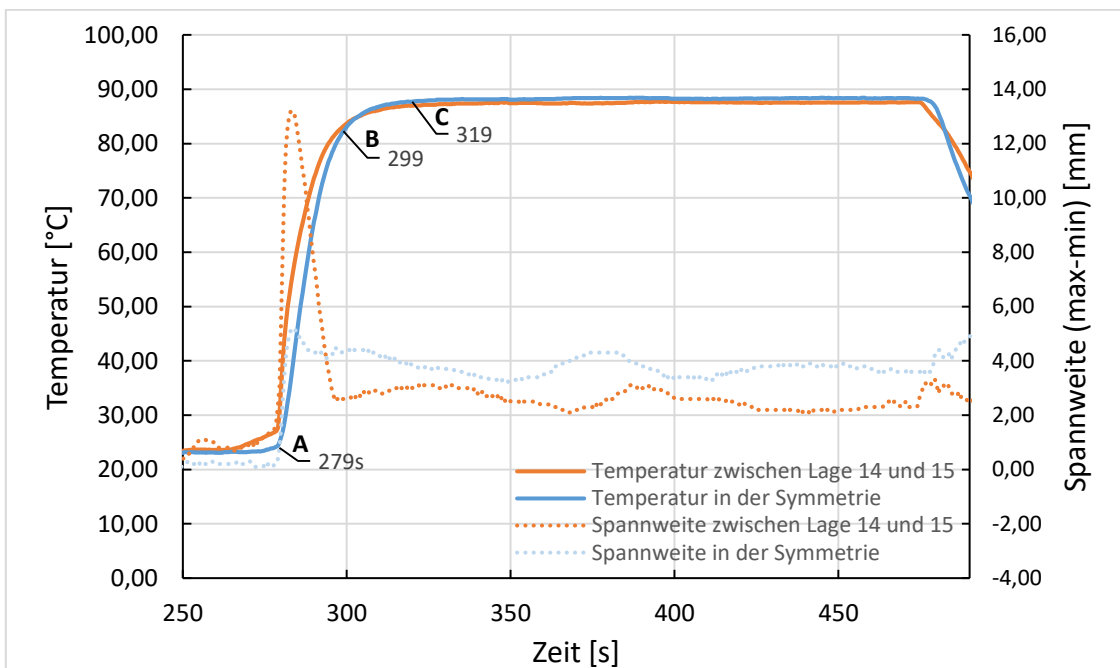


Abb. A-6: repräsentative Auswertung eines Vorversuchs zur Validierung der Kontaktheizplatten mit Mittelwerten der Temperatursensoren in der Symmetrie und zwischen den Lagen 14 und 15 sowie der Spannweite

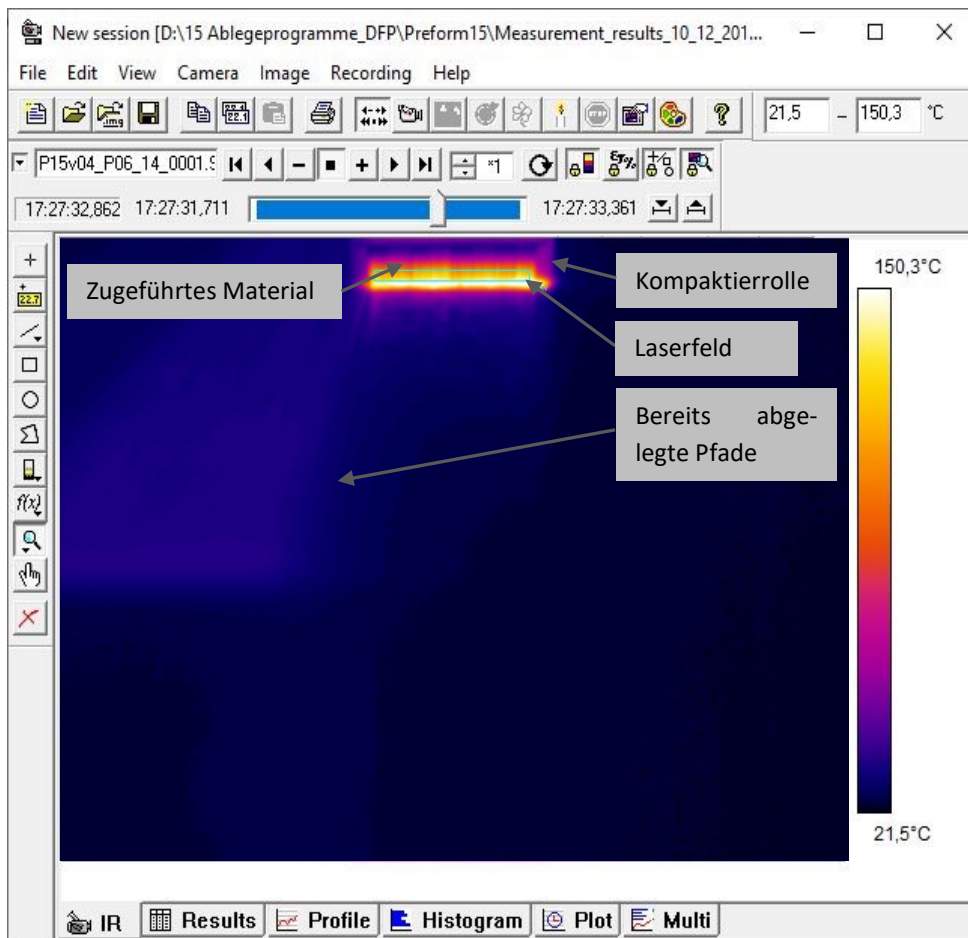
## f Bestimmung des Heizgesetzes für die AFP Ablage

Die Temperatur an der Oberfläche des zugeführten Materials bei der AFP Ablage ist ein maßgeblicher Prozessparameter und wird auch Aktivierungstemperatur genannt. Sie kann nicht direkt eingegeben werden, sondern ergibt sich aus weiteren Anlagen- und Materialparametern. Dazu zählen die Ablagegeschwindigkeit, die Einstellungen der verwendeten Energiequelle beispielsweise bei der Laseraktivierung die Fokuslänge und die Neigung der Optik und die daraus resultierende Position des Laserfelds, aber auch die optischen Eigenschaften des Materials (matt oder glänzend).

Sollen gezielt definierte Temperaturen verwendet werden und ggf. dabei auch die Ablagegeschwindigkeit variiert werden, so ist zuvor eine umfangreiche Ermittlung des Heizgesetzes nötig.

Im folgenden Abschnitt wird beschrieben, wie die Aktivierungstemperatur erfasst und bestimmt wird. Dies ist nicht nur zur Ermittlung des Heizgesetzes notwendig, sondern wird auch für die Dokumentation der Ablage von Preforms verwendet. Anschließend wird erläutert, wie bei der Generierung eines Heizgesetzes vorgegangen werden kann.

Die Aktivierungstemperatur während der Materialablage wird mit Hilfe einer Infrarotkamera des Herstellers Flir (SCR 325) ermittelt. Dazu werden die Infrarot Daten (IR) mit der Software ThermaCAM Researcher Professional 2.10 aufgezeichnet (in der Regel mit 60 Bildern pro Sekunde) und anschließend ausgewertet. Die IR Kamera ist oberhalb der Laseroptik montiert. Der Bildausschnitt zeigt sowohl die bereits auf dem Werkzeug befindliche Lage als auch auf das zugeführte Material einschließlich der Kompaktierrolle (s. Abb. A-7).



**Abb. A-7:** repräsentative Auswertung einer Oberflächentemperaturmessung während der AFP Ablage

In der Software wird für die maßgebliche Position im Ablagebereich der Tapes, ein rechteckiges Feld definiert. Alle darin befindlichen Pixel werden gemittelt. Daraus

ergibt sich die mittlere Temperatur für den Zeitpunkt des Bildes  $T_{avBild}$ . Werden alle Bilder diesem Schema entsprechend ausgewertet, ergibt sich der Verlauf der mittleren Temperatur entlang des Ablagepfades. Ein Mittelwert darüber stellt die mittlere Temperatur über den Ablagepfad dar  $T_{avPfad}$ . Als Emissionskoeffizient wird  $\varepsilon = 0,95$  verwendet.

Um mit dem beschriebenen Vorgehen ein Heizgesetz zu bestimmen, wird bei einer konstanten Ablagegeschwindigkeit eine konstante Laserleistung vorgegeben. Die resultierende Temperatur wird bestimmt. Anschließend wird der Schritt mit zahlreichen geringeren oder höheren Laserleistungen wiederholt. Es ergibt sich eine Korrelation aus Laserleistung und Temperatur bei der vorgegebenen konstanten Ablagegeschwindigkeit.

In weiteren Versuchsreihen wird analog zu weiteren Ablagegeschwindigkeiten verfahren, so dass letztlich eine vollständige Korrelation zwischen Laserleistung, Temperatur und Ablagegeschwindigkeit vorliegt.

## g Ergebnisse zu den Messungen der transversalen Permeabilität

**Tab. A-4: Übersicht der Ergebnisse zu den Messungen der transversalen Permeabilität**

Versuchsreihe & Preform Nr.	Bezeichnung	Materialkurzbezeichnung	$V_f$	transversale Permeabilität	Standardabweichung
-	-	-	-	m <sup>2</sup>	m <sup>2</sup>
Versuchsreihe zur Ermittlung der Referenz für Material Ref 1 (s. Abb. 8-2)					
0089_P13-15	Referenz NCF Mat Ref 1	Ref 1	0,43	1,23E-12	5,60E-14
0089_P10-12	Referenz NCF Mat Ref 1	Ref 1	0,46	9,85E-13	9,58E-14
0089_P7-9	Referenz NCF Mat Ref 1	Ref 1	0,52	4,40E-13	1,76E-14
0089_P18,19,21	Referenz NCF Mat Ref 1	Ref 1	0,55	2,82E-13	1,40E-14
0089_P2,22,23	Referenz NCF Mat Ref 1	Ref 1	0,57	2,16E-13	1,33E-14
0089_P4-6	Referenz NCF Mat Ref 1	Ref 1	0,6	1,19E-13	1,05E-14
Versuchsreihe zur Ermittlung der Referenz für Material Ref 2 (s. Abb. 8-2)					
0137_P17-20	Referenz NCF Mat Ref 2	Ref 2	0,46	5,43E-13	2,28E-14
0137_P21-24	Referenz NCF Mat Ref 2	Ref 2	0,5	3,83E-13	1,59E-14
0137_P25-28	Referenz NCF Mat Ref 2	Ref 2	0,55	1,95E-13	6,63E-15
0137_P3,4,13,14,15	Referenz NCF Mat Ref 2	Ref 2	0,57	1,45E-13	4,58E-15
0137_P29-32	Referenz NCF Mat Ref 2	Ref 2	0,6	7,49E-14	1,46E-15
0137_P33-35	Referenz NCF Mat Ref 2	Ref 2	0,63	5,27E-14	3,94E-15
Versuchsreihe zur Ermittlung der Referenz für Material DFP (s. Abb. 8-3)					
0065_P7-9	Preform 1	DFP	0,52	1,68E-14	3,50E-16
0065_P1-3	Preform 1	DFP	0,55	1,18E-14	6,92E-16
0065_P4-6	Preform 1	DFP	0,57	8,62E-15	1,07E-15
Versuchsreihe zur Einschätzung von Abweichungen bei der Ablage mehrerer Preforms mit identischen AFP Prozessparametern (s. Abb. 8-3)					
0057_P1-3	Preform 2	DFP	0,52	1,80E-14	5,62E-16
0057_P7-9	Preform 2	DFP	0,55	1,20E-14	1,24E-15
0057_P4-6	Preform 2	DFP	0,57	9,42E-15	7,54E-16
0056_P1-2	Preform 3	DFP	0,52	1,68E-14	3,64E-16
0056_P3	Preform 3	DFP	0,57	9,64E-15	0,00E+00

Versuchsreihe & Preform Nr.	Bezeichnung	Materialkurzbezeichnung	V <sub>f</sub>	transversale Permeabilität	Standardabweichung
-	-	-	-	m <sup>2</sup>	m <sup>2</sup>
Versuchsreihe zum Vergleich von Glas- und Carbonfasergeweben (s. Abb. 8-4)					
0080_P11-13	Carbon Gewebe	SGL Köper	0,52	5,28E-13	2,14E-14
0080_P3-6	Carbon Gewebe	SGL Köper	0,57	2,42E-13	7,10E-15
0080_P8-10	Carbon Gewebe	SGL Köper	0,62	9,42E-14	1,08E-14
0104_P15,16,17,28,29	Glass Gewebe	Bench 2	0,46	1,32E-12	9,29E-14
0104_P21-25	Glass Gewebe	Bench 2	0,5	9,11E-13	3,30E-14
0104_P18-20,26,27	Glass Gewebe	Bench 2	0,54	5,42E-13	3,22E-14
0104_P33-35	Glass Gewebe	Bench 2	0,57	3,46E-13	1,34E-14
0104_P30-32	Glass Gewebe	Bench 2	0,6	1,88E-13	5,82E-15
Versuchsreihe zum Vergleich von Glas- und Carbonfasergelegen (s. Abb. 8-4)					
0137_P17-20	Carbon Gelege	Ref 2	0,46	5,43E-13	2,28E-14
0137_P21-24	Carbon Gelege	Ref 2	0,5	3,83E-13	1,59E-14
0137_P25-28	Carbon Gelege	Ref 2	0,55	1,95E-13	6,63E-15
0137_P3,4,13,14,15	Carbon Gelege	Ref 2	0,57	1,43E-13	4,47E-15
0137_P29-32	Carbon Gelege	Ref 2	0,6	7,49E-14	1,46E-15
0137_P33-35	Carbon Gelege	Ref 2	0,63	5,27E-14	3,94E-15
0103_P15,17,18,29,30	Glass Gelege	Bench 1	0,46	5,60E-12	1,87E-13
0103_P22-26	Glass Gelege	Bench 1	0,5	3,52E-12	1,30E-13
0103_P19-21,27,28	Glass Gelege	Bench 1	0,54	2,05E-12	7,09E-14
0103_P34-36	Glass Gelege	Bench 1	0,57	1,22E-12	4,64E-14
0103_P31-33	Glass Gelege	Bench 1	0,6	7,16E-13	5,15E-14
Versuchsreihe zum Vergleich des Testfluids (s. Abb. 8-6)					
0137_P13-15	Sonnenblumenöl	Ref 2	0,57	1,43E-13	4,47E-15
0105_P1,2,5	Silikonöl	Ref 2	0,57	1,53E-13	1,10E-14
Versuchsreihe zum Einfluss der Oberflächenbehandlung (s. Abb. 8-7)					
0080_P3-6	unbehandelt	SGL Köper	0,57	2,42E-13	7,10E-15
0081_P1-3	Pyrolysiert unter N <sub>2</sub>	SGL Köper	0,57	2,49E-13	2,83E-14
0082_P1-3	Pyrolysiert und oxidiert	SGL Köper	0,57	2,46E-13	2,29E-14
Versuchsreihe zum Einfluss der Fadenspannung/Nähketteinarbeitung (s. Abb. 8-9)					
0137_P17-20	Nähketteinarbeitung 3,7 g/m <sup>2</sup>	Ref 2	0,46	5,43E-13	2,28E-14
0137_P21-24	Nähketteinarbeitung 3,7 g/m <sup>2</sup>	Ref 2	0,5	3,83E-13	1,59E-14
0137_P25-28	Nähketteinarbeitung 3,7 g/m <sup>2</sup>	Ref 2	0,55	1,95E-13	6,63E-15
0137_P13,14,15	Nähketteinarbeitung 3,7 g/m <sup>2</sup>	Ref 2	0,57	1,43E-13	4,47E-15
0137_P29-32	Nähketteinarbeitung 3,7 g/m <sup>2</sup>	Ref 2	0,6	7,49E-14	1,46E-15
0137_P33-35	Nähketteinarbeitung 3,7 g/m <sup>2</sup>	Ref 2	0,63	5,27E-14	3,94E-15
0108_P11,12	Nähketteinarbeitung 3,759 g/m <sup>2</sup>	Mat 1	0,5	3,26E-13	3,27E-15
0108_P7-9	Nähketteinarbeitung 3,759 g/m <sup>2</sup>	Mat 1	0,53	2,06E-13	1,11E-14
0108_P1-3	Nähketteinarbeitung 3,759 g/m <sup>2</sup>	Mat 1	0,566	1,37E-13	9,29E-15
0108_P5-6	Nähketteinarbeitung 3,759 g/m <sup>2</sup>	Mat 1	0,6	9,06E-14	4,67E-15
0109_P11-12	Nähketteinarbeitung 3,239 g/m <sup>2</sup>	Mat 2	0,5	6,05E-13	3,11E-14
0109_P7-9	Nähketteinarbeitung 3,239 g/m <sup>2</sup>	Mat 2	0,53	3,66E-13	4,89E-14
0109_P1-3	Nähketteinarbeitung 3,239 g/m <sup>2</sup>	Mat 2	0,566	2,41E-13	3,77E-14
0109_P4-6	Nähketteinarbeitung 3,239 g/m <sup>2</sup>	Mat 2	0,6	1,70E-13	2,50E-14
Versuchsreihe zum Einfluss der Stichlänge (s. Abb. 8-10)					
0112_P11-12	Stichlänge 1,611 mm	Mat 8	0,5	7,51E-13	1,00E-13
0112_P7-9	Stichlänge 1,611 mm	Mat 8	0,53	3,82E-13	5,74E-14
0112_P1,2,13	Stichlänge 1,611 mm	Mat 8	0,566	2,57E-13	2,56E-14
0112_P4,6,14	Stichlänge 1,611 mm	Mat 8	0,6	1,11E-13	6,20E-15

Versuchsreihe & Preform Nr.	Bezeichnung	Materialkurzbezeichnung	$V_f$	transversale Permeabilität	Standardabweichung
-	-	-	-	m <sup>2</sup>	m <sup>2</sup>
0137_P17-20	Stichlänge 2,616 mm	Ref 2	0,46	5,43E-13	2,28E-14
0137_P21-24	Stichlänge 2,616 mm	Ref 2	0,5	3,83E-13	1,59E-14
0137_P25-28	Stichlänge 2,616 mm	Ref 2	0,55	1,95E-13	6,63E-15
0137_13,14,15	Stichlänge 2,616 mm	Ref 2	0,57	1,43E-13	4,47E-15
0137_P29-32	Stichlänge 2,616 mm	Ref 2	0,6	7,49E-14	1,46E-15
0137_P33-35	Stichlänge 2,616 mm	Ref 2	0,63	5,27E-14	3,94E-15
0111_P11-12	Stichlänge 4,087 mm	Mat 7	0,5	2,48E-13	2,03E-15
0111_P7-9	Stichlänge 4,087 mm	Mat 7	0,53	1,62E-13	7,74E-15
0111_P1-3	Stichlänge 4,087 mm	Mat 7	0,566	1,13E-13	7,61E-15
0111_P4-6	Stichlänge 4,087 mm	Mat 7	0,6	4,15E-14	2,94E-15
Versuchsreihe zum Einfluss des Nähmusters (s. Abb. 8-11)					
0137_P17-20	Franse	Ref 2	0,46	5,43E-13	2,28E-14
0137_P21-24	Franse	Ref 2	0,5	3,83E-13	1,59E-14
0137_P25-28	Franse	Ref 2	0,55	1,95E-13	6,63E-15
0137_13,14,15	Franse	Ref 2	0,57	1,43E-13	4,47E-15
0137_P29-32	Franse	Ref 2	0,6	7,49E-14	1,46E-15
0137_P33-35	Franse	Ref 2	0,63	5,27E-14	3,94E-15
0110_P11-12	Trikote	Mat 6	0,5	3,01E-13	3,12E-15
0110_P7-9	Trikote	Mat 6	0,53	1,90E-13	6,00E-15
0110_P1-3	Trikote	Mat 6	0,566	1,31E-13	7,29E-15
0110_P4-6	Trikote	Mat 6	0,6	5,31E-14	2,04E-15
Versuchsreihe zum Einfluss der Bindermenge ohne Kompaktierung und mit Kompaktierung (s. Abb. 8-13)					
0137_P3,4,13,14,15	Binder 0 g/m <sup>2</sup> unkompaktiert	Ref 2	0,57	1,45E-13	4,58E-15
0138_P1-4	Binder 5 g/m <sup>2</sup> unkompaktiert	Mat 3	0,57	1,41E-13	1,50E-14
0139_P1-4	Binder 10 g/m <sup>2</sup> unkompaktiert	Mat 4	0,57	1,55E-13	1,06E-14
0140_P1-4	Binder 15 g/m <sup>2</sup> unkompaktiert	Mat 5	0,57	1,37E-13	1,26E-15
0137_P5-8	Binder 0 g/m <sup>2</sup> kompaktiert	Ref 2	0,57	1,42E-13	1,24E-14
0138_P5-8	Binder 5 g/m <sup>2</sup> kompaktiert	Mat 3	0,57	1,42E-13	1,62E-14
0139_P5-8	Binder 10 g/m <sup>2</sup> kompaktiert	Mat 4	0,57	1,46E-13	8,06E-15
0140_P5-7	Binder 15 g/m <sup>2</sup> kompaktiert	Mat 5	0,57	1,32E-13	7,64E-15
Versuchsreihe zum Einfluss des Lagenaufbaus bei AFP Preforms (s. Abb. 8-16)					
0065_P7-9	Referenz [0/90]4S	DFP	0,52	1,68E-14	3,50E-16
0065_P1-3	Referenz [0/90]4S	DFP	0,55	1,18E-14	6,92E-16
0058_P1-3	Quasiisotrop	DFP	0,52	1,45E-14	1,74E-16
0058_P4-6	Quasiisotrop	DFP	0,55	1,04E-14	4,53E-16
0059_P1-3	Unidirektional	DFP	0,52	9,45E-15	2,94E-17
0059_P4-6	Unidirektional	DFP	0,55	7,84E-15	6,15E-16
Versuchsreihe zum Einfluss des Lagenaufbaus bei Preforms aus NCF Gelegen (s. Abb. 8-18)					
0089_P2,22,23	Referenz [0/90]4S	Ref 1	0,57	2,66E-13	7,20E-15
0078_P1-3	Quasiisotrop	Ref 1	0,57	2,16E-13	1,33E-14
Versuchsreihe zum Einfluss der Lagenanzahl (s. Abb. 8-20)					
0044_P1-3	12 Einzellagen	Ref 1	0,57	2,80E-13	1,44E-14
0089_P2,22,23	16 Einzellagen	Ref 1	0,57	2,16E-13	1,33E-14
0073_P2-4	32 Einzellagen	Ref 1	0,57	1,68E-13	1,50E-14
Versuchsreihe zum Einfluss von Gapbreite und Verteilung bei AFP Preforms (s. Abb. 8-21)					
0065_P1-3	0,5 mm Gapbreite nach je 8 Tapes	DFP	0,55	1,18E-14	6,92E-16
0071_P1-3	0 mm Gapbreite nach je 8 Tapes	DFP	0,55	1,09E-14	8,68E-16

Versuchsreihe & Preform Nr.	Bezeichnung	Materialkurzbezeichnung	V <sub>f</sub>	transversale Permeabilität	Standardabweichung
-	-	-	-	m <sup>2</sup>	m <sup>2</sup>
0070_P1-3	2 mm Gapbreite nach je 8 Tapes	DFP	0,55	1,57E-14	1,49E-15
0069_P1-3	0,5 mm Gapbreite nach ja 2 Tapes	DFP	0,55	1,52E-14	1,09E-15
Versuchsreihe zum Einfluss der Stackingsequenz bei AFP Preforms (s. Abb. 8-22)					
0065_P1-3	Stackingsequenz 1	DFP	0,55	1,18E-14	6,92E-16
0061_P1-3	Stackingsequenz 2	DFP	0,55	2,05E-14	1,14E-15
0060_P1-3	Stackingsequenz 3	DFP	0,55	1,14E-14	6,53E-16
Versuchsreihe zum Einfluss der Aktivierungstemperatur für bebindertes NCF Material (s. Abb. 8-23)					
0129_P1-4	Aktivierungstemperatur 21 °C	Ref 1 beb.	0,57	2,89E-13	2,90E-14
0114_P1-3	Aktivierungstemperatur 90 °C	Ref 1 beb.	0,57	3,70E-13	4,47E-14
0115_P1-4	Aktivierungstemperatur 120 °C	Ref 1 beb.	0,57	4,10E-13	1,69E-14
0116_P1,2,4	Aktivierungstemperatur 140 °C	Ref 1 beb.	0,57	4,85E-13	1,40E-14
0117_P1-4	Aktivierungstemperatur 160 °C	Ref 1 beb.	0,57	5,93E-13	4,18E-14
0118_P1,2,4	Aktivierungstemperatur 180 °C	Ref 1 beb.	0,57	6,14E-13	7,02E-14
Versuchsreihe zum Einfluss der Aktivierungstemperatur bei der AFP Ablage (s. Abb. 8-25)					
0064_P1-3	Aktivierungstemperatur 81 °C	DFP	0,55	1,22E-14	8,88E-16
0065_P1-3	Aktivierungstemperatur 90 °C	DFP	0,55	1,18E-14	6,92E-16
0066_P1-3	Aktivierungstemperatur 114 °C	DFP	0,55	8,67E-15	1,97E-16
Versuchsreihe zum Einfluss der Haltezeit für bebindertes NCF Material (s. Abb. 8-27)					
0141_P5-8	Haltezeit 20 s	Ref 1 beb.	0,57	3,29E-13	1,39E-14
0115_P1-4	Haltezeit 40 s	Ref 1 beb.	0,57	4,10E-13	1,69E-14
0141_P9-12	Haltezeit 120 s	Ref 1 beb.	0,57	4,20E-13	3,22E-14
0141_P13-16	Haltezeit 600 s	Ref 1 beb.	0,57	4,42E-13	8,90E-15
0141_P17-20	Haltezeit 900 s	Ref 1 beb.	0,57	4,57E-13	6,08E-15
Versuchsreihe zum Einfluss der AFP Ablagegeschwindigkeit (s. Abb. 8-28)					
0067_P1-3	Ablagegeschwindigkeit 0,1 m/s	DFP	0,55	9,95E-15	4,06E-16
0065_P1-3	Ablagegeschwindigkeit 0,4 m/s	DFP	0,55	1,18E-14	6,92E-16
0068_P1-3	Ablagegeschwindigkeit 0,7 m/s	DFP	0,55	1,25E-14	1,29E-15
Versuchsreihe zum Einfluss der AFP Kompaktierkraft bei der AFP Ablage (s. Abb. 8-29)					
0065_P1-3	Kompaktierkraft 100 N	DFP	0,55	1,18E-14	6,92E-16
0063_P1-3	Kompaktierkraft 400 N	DFP	0,55	1,14E-14	1,25E-16
0062_P1-3	Kompaktierkraft 800 N	DFP	0,55	1,06E-14	2,80E-16
Versuchsreihe zum Einfluss der Heizkavitätshöhe bei der Aktivierung von NCF Materialien (s. Abb. 8-30)					
0122_P1-4	Heizkavitätshöhe 1,97 mm	Ref 1 beb.	0,57	2,03E-13	1,97E-14
0115_P1-4	Heizkavitätshöhe 2,96 mm	Ref 1 beb.	0,57	4,10E-13	1,69E-14
0123_P1-4	Heizkavitätshöhe 3,94 mm	Ref 1 beb.	0,57	3,70E-13	1,52E-14
Versuchsreihe zum Einfluss der Kühlkavitätshöhe bei der Aktivierung von NCF Materialien (s. Abb. 8-30)					
0124_P1-3	Kühlkavitätshöhe 1,97 mm	Ref 1 beb.	0,57	2,64E-13	1,89E-14
0115_P1-4	Kühlkavitätshöhe 2,46 mm	Ref 1 beb.	0,57	4,10E-13	1,69E-14
0125_P1-4	Kühlkavitätshöhe 3,94 mm	Ref 1 beb.	0,57	4,32E-13	4,48E-14
Versuchsreihe zum Vergleich der Konfiguration mit und ohne Sinterplatten					
0049_P1-2	ohne Sinterplatten	Ref 1	0,57	2,62E-13	4,10E-15
0089_P2,22,23	Referenz NCF Mat Ref 1	Ref 1	0,57	2,16E-13	1,33E-14

## B Veröffentlichungen

### Zeitschriftenartikel

- [P1] A.X.H. Yong, A. Aktas, D. May, et al., „Experimental characterisation of textile compaction response: A benchmark exercise“, *Composites Part A*, vol. 142, 2021.
- [P2] A.X.H. Yong, A. Aktas, D. May, et al., „Out-of-plane permeability measurement for reinforcement textiles: A benchmark exercise“, *Composites Part A*, vol. 148, 2021.

### Konferenzbeiträge

- [K1] R. Graupner, „Adaption of dry-fiber placement lay-up strategies for optimized off-plane impregnation“, Munich, Symposium on the occasion of the 5<sup>th</sup> anniversary of the Institute for Carbon Composites, Sep. 2014.
- [K2] R. Graupner, „Material efficient dry fiber placement preforming process with adapted lay-up strategies for off-plane impregnation“, Gothenburg (Sweden), The 26<sup>th</sup> Annual International SICOMP Conference, Jun. 2015.
- [K3] R. Graupner, „One Step To Comparable Off-Plane Permeability Results – An Improved Measuring Method For Transversal Permeability And Compaction Behavior Of Textile Fiber Materials“, Munich, 17<sup>th</sup> European Conference on Composite Materials ECCM17, Jun. 2016.
- [K4] R. Graupner, „Quantitative transversal permeability testing – challenges and enhancements“, Luleå (Sweden), 14<sup>th</sup> International Conference on Flow Processing in Composite Materials FPCM14, May 2018.
- [K5] R. Graupner, „Influence of the production parameters on the transversal permeability of preforms produced with Automated Fibre Placement“, Athens (Greece), 18<sup>th</sup> European Conference on Composite Materials ECCM18, Jun. 2018.

### Patente

- [P1] R. Graupner, K. Drechsler, S. Schmitt, J. Wölling, „Wandelbares anpassungsfähiges Greifersystem“, Europäische Patentschrift EP 2632654B1, Anmeldung 21.10.2011





## C Betreute studentische Arbeiten

Im Rahmen der Tätigkeit in der Projektgruppe für Funktionsintegrierten Leichtbau des Fraunhofer ICT sowie der Fraunhofer Einrichtung für Gießerei-, Composite- und Verarbeitungstechnik wurde die Betreuung der nachfolgend aufgeführten studentischen Arbeiten unterstützt.

- [S1] A. Chaloupka, „Experimentelle Untersuchung der Drapiereigenschaften von Bindergarnhalbzeugen in Abhängigkeit der Aktivierungshäufigkeit und deren Auswirkung auf die Preformstabilität“, Masterarbeit in Kooperation mit Lehrstuhl für Experimentalphysik II (Universität Augsburg), Fraunhofer Projektgruppe für Funktionsintegrierten Leichtbau des ICT, 2013.
- [S2] F. Hillreiner, „Experimentelle Untersuchung des Infiltrationsverhaltens und der mechanischen Performance sowie die Ermittlung eines geeigneten Berechnungsansatzes zur Abschätzung der Kennwerte von Mischpreforms“, Diplomarbeit in Kooperation mit Lehrstuhl für Carbon Composites (TUM), Fraunhofer Projektgruppe für Funktionsintegrierten Leichtbau des ICT, 2013.
- [S3] D. Grund, „Materialvoruntersuchungen für Dry-Fibre Placement“, Fachpraktikumsbericht in Kooperation mit Lehrstuhl für Experimentalphysik II (Universität Augsburg), Fraunhofer Projektgruppe für Funktionsintegrierten Leichtbau des ICT, 2013.
- [S4] D. Grund, „Untersuchung relevanter thermo-physikalischer Einflussfaktoren zur gezielten Anpassung der Anhaftungseigenschaften von bebinderten Carbonfaserhalbzeugen“, Masterarbeit in Kooperation mit Lehrstuhl für Experimentalphysik II (Universität Augsburg), Fraunhofer Projektgruppe für Funktionsintegrierten Leichtbau des ICT 2014.
- [S5] A. Kapela, „Entwicklung und Konstruktion eines Analyseverfahrens zur Bestimmung der transversalen kapillaren Effekte in textilen Halbzeugen“, Masterarbeit in Kooperation mit Lehrstuhl für Experimentalphysik II (Universität Augsburg), Fraunhofer IGCV, 2018.

Teile des Inhalts folgender Arbeiten haben in die vorliegende Dissertationsschrift Eingang gefunden: [S2], [S4]

**Für die Bestimmung der transversalen Permeabilität von Composite Materialien existiert derzeit kein standardisiertes Messverfahren.**

**In der vorliegenden Arbeit werden vorhandene und bekannte Messverfahren untersucht und systematische Fehler sowie ihre Ursachen aufgezeigt. In der Folge wird ein neues Messsystem entwickelt, konstruiert und validiert.**

**In einer umfangreichen Parameterstudie werden anschließend potentielle Einflussfaktoren der transversalen Permeabilität für zwei repräsentative Herstellungsverfahren für Composite Bauteile untersucht. Die Ergebnisse werden in Material-, Design- und Prozessparameter geclustert. Sie liefern Erkenntnisse zu den größten Einflusspotentialen und geben damit die Möglichkeit der permeabilitätsoptimierten Gestaltung der Fertigungsprozesskette von Composite Bauteilen.**