

IVW - Schriftenreihe Band 117

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

David Becker

**Transversales Imprägnierverhalten
textiler Verstärkungsstrukturen
für Faser-Kunststoff-Verbunde**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <<http://dnb.ddb.de>> abrufbar.

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <<http://dnb.ddb.de>>.

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer
Erwin-Schrödinger-Straße
TU Kaiserslautern, Gebäude 58
67663 Kaiserslautern
<http://www.ivw.uni-kl.de>

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Technische Universität Kaiserslautern
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2015

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.
ISSN 1615-021X
ISBN 978-3-944440-13-2

Transversales Imprägnierverhalten textiler Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Technischen Universität Kaiserslautern
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Wirtsch.-Ing. David Becker

aus Baden-Baden

Tag der mündlichen Prüfung:	09. Juli 2015
Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Ralf Schledjewski

D386

Vorwort

Diese Arbeit entstand in den Jahren 2012 bis 2015 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Verarbeitungstechnik der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH.

Die Entstehung dieser Arbeit steht in großem Zusammenhang mit der exzellenten Betreuung durch meinen Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang, der mir die Möglichkeit bot in einem hervorragenden Umfeld zu arbeiten. Seine mir sehr wertvolle Förderung half mir als Wissenschaftler und Ingenieur zu reifen. Des Weiteren danke ich Prof. Dr.-Ing. Ralf Schledjewski für die Zweitbegutachtung meiner Arbeit und insbesondere für die Forschungs Kooperation mit seinem Lehrstuhl im Bereich der textilen Permeabilität. Ich danke ebenfalls Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und für die schöne Zeit als Hilfwissenschaftler an seinem Lehrstuhl, die mit ausschlaggebend für die Entscheidung war im Fachbereich MV zu promovieren.

Ich bedanke mich weiterhin bei den Herren Matthias Arnold, Timo Grieser und Holger Franz für ihren unverkennbaren D.A.Z.-Qualitätshumor, die teilweise beinahe surrealen Erlebnisse und auch die äußerst ertragreichen Diskussionen über meine und ihre Forschung. Ich danke Volker Disandt für seine vorbildliche Arbeitseinstellung, Kollegialität und den ausgezeichneten Musikgeschmack und den weiteren D.A.Z.-Mitarbeitern Stefan Giehl, Julia Schröck und Roman Schüler für die Unterstützung und die schöne gemeinsame Zeit.

Zu einem großen Dank verpflichtet bin ich auch gegenüber Andrea Hauck, welche unermüdlich meine Anträge, Paper, Präsentationen etc. von Fehlern befreit hat, aber vor allem für ihre Tätigkeit als Rückgrat der Abteilung. Ich danke auch Matthias Bandler für die zahlreichen Sporteinheiten, die nach langen Tagen im Büro für den notwendigen geistigen „Reset“ gesorgt haben. Miro Duhovic danke ich ebenfalls für die sportliche Kooperation und vor allem für die sehr spannende und auch spaßige Zusammenarbeit im Bereich der Prozesssimulation. Harald Grössing, meinem geschätzten österreichischen Pendant von der Montanuniversität Leoben, danke ich für die ertragreiche und äußerst angenehme Zusammenarbeit im Bereich der Permeabilität. Speziell danken möchte ich weiterhin René Holschuh, dem als mein Diplomva-

ter größter Dank gebührt. Außerdem danke ich Gunnar Rieber, meinem ersten Vorgesetzten am IVW der mich perfekt in mein Arbeitsgebiet eingeführt hat. Und natürlich danke ich besonders Marcel Christmann dessen kritische Durchsicht meiner Arbeit großen Anteil am Erfolg hat. Weiterhin möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Ulf Breuer für das in mich gesetzte Vertrauen und bei Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. mult. Klaus Friedrich für die Unterstützung während meiner Zeit am IVW herzlich bedanken.

Ich möchte natürlich ebenfalls den aktuellen und ehemaligen wissenschaftlichen Mitarbeitern der Abteilung Verarbeitungstechnik danken, die ich ausnahmslos als Freunde betrachte. Speziell nennen möchte ich Klaus Hildebrandt, Thomas Bayerl, Oliver McGregor, Jens Mack, Luisa Medina, Matthias Domm, Florian Gortner, Oliver Rimmel, Jovana Džalto, Martina Hümbert, Gihune Jung, Dennis Maurer, Florian Kühn und Stephan Becker. Auch den Technikern und Laboringenieuren der Abteilung möchte ich meinen tiefen Dank ausdrücken. Natürlich gilt mein ehrlicher Dank auch allen weiteren Mitarbeitern und Alumni des IVW!

Eine Arbeit dieses Umfangs ist alleine nicht zu bewältigen. Ich muss daher meinen tiefen Dank den Studenten ausdrücken, die mich bei der Durchführung der Versuche tatkräftig unterstützt haben. Hierzu zählen Sebastian Reichert, Stefano Cassola, Dominik Linster, Jonas Fischer, Julian Weyh, Sebastian Seitz, Andreas Ginschel, Vitali Haustov, Matthias Quinttus, Maximilian Ley, Dimitri Stepanenko, Kathrin Gerhard, Jan Zschiesche, Michael Gutekunst, Jonathan Clausen, Jewgeni Reusmann, Georg Kiefer, Stefan Neunkirchen, Daniel Müller, Patris Pasdar, Ebru Yacizoglu, Christian Seifert und vor allem Joachim Broser.

Zu den wichtigsten Menschen denen ich an dieser Stelle danken möchte zählen selbstverständlich meine Großeltern, meine Eltern und meine Geschwister für die Unterstützung auf meinem bisherigen Lebensweg.

Der größte Dank gilt allerdings meiner Freundin Jeanette für den privaten Rückhalt, die bedingungslose Unterstützung und die Freiräume die nötig waren, um diese Arbeit zu erstellen.

Inhalt

Inhalt	I
Verzeichnis verwendeter Abkürzungen.....	VI
Verzeichnis verwendeter Formelzeichen	VIII
Kurzfassung	XII
Abstract.....	XIII
1 Einleitung und Zielsetzung	1
1.1 Potenziale und Herausforderungen der transversalen Imprägnierung	2
1.2 Aufbau und Zielsetzung der Arbeit	4
2 Stand der Technik.....	6
2.1 Harzinjektionsverfahren mit transversaler Imprägnierung	6
2.1.1 Verfahrensvarianten	6
2.1.2 Textile Halbzeuge und Preforming	9
2.2 Modellierung der transversalen Imprägnierprozesse.....	11
2.3 Bestimmung des textilen Imprägnierverhaltens.....	18
2.4 Transversales Imprägnierverhalten textiler Verstärkungsstrukturen.....	22
2.4.1 Kompaktierung.....	22
2.4.2 Dickenpermeabilität.....	29
2.5 Schlussfolgerungen.....	37
3 Entwicklung eines Messsystems zur Bestimmung des transversalen Imprägnierverhaltens von Textilien.....	38
3.1 Vorbetrachtungen zu den Anforderungen an das Messsystem	38
3.2 Grundprinzip und Aufbau des Messsystems	42
3.3 Versuchsmaterialien	44
3.3.1 Textilien.....	44

3.3.2	Messfluid	46
3.4	Versuchsdurchführung und -ergebnisse	46
3.4.1	Gesättigte Messung mit Drucktopfsteuerung	46
3.4.2	Gesättigte Messung mit Druckdifferenz- bzw. Volumenstromsteuerung	48
3.4.3	Ungesättigte Messung bei konstantem Volumenstrom	49
3.5	Systemvalidierung und Fehlerbetrachtung	50
3.5.1	Einflüsse auf die Kompaktierungsmessung.....	50
3.5.2	Einflüsse auf die Messung des Druckabfalls	52
3.5.3	Anwendbarkeit des Gesetzes von Darcy.....	54
3.5.4	Statistische Fehlerbetrachtung.....	56
3.5.5	Validierung mittels einer Referenzstruktur.....	58
3.6	Simulation des Textilverhaltens bei transversaler Imprägnierung	60
4	Textilverhalten bei transversaler Imprägnierung	66
4.1	Einflüsse durch Prozessauslegung	66
4.1.1	Injektionsdruck und Volumenstrom	66
4.1.2	Zyklische Druckbedingungen	76
4.1.3	Strömungsbeschleunigung.....	78
4.1.4	Gesättigte und ungesättigte Strömung	80
4.2	Einflüsse durch Textilarchitektur.....	85
4.2.1	Lagenanzahl.....	86
4.2.2	Lagenorientierung	88
4.2.3	Stapelsequenz bei Mischaufbauten	91
4.2.4	Garntiter und Stichelänge/Fadendichte bei Gelegen.....	93
4.2.5	Webart bei Geweben.....	95
4.3	Einflüsse durch Preforming	95

4.3.1	Nähetechnologie	96
4.3.2	Bindertechnologie	99
4.3.3	Drapierung/Scherung	102
4.3.4	Vorkompaktierung	105
5	Richtlinien für transversale Imprägnierprozesse.....	108
5.1	Definition der Richtlinien für Prozessgestaltung, Textilparameter und Preformingtechnologie	108
5.2	Evaluation der Transferierbarkeit auf weitere Prozess- und Materialbedingungen.....	112
5.3	Validierung an einem Anwendungsbeispiel.....	113
6	Zusammenfassung	118
7	Literatur	121
8	Anhang.....	131
	Anhang A – Berechnung der Druckverluste im Messsystem	131
	Anhang B – Berechnung der Feder- und Auftriebskräfte	132
	Anhang C – Mögliche Erweiterungen des Messsystems	133
	Anhang D – Aufbau des Simulationsmodells	134
	Anhang E – Messergebnisse zum transversalem Imprägnierverhalten	136
	Anhang F – Ergänzende Diagramme.....	143
	Betreute studentische Arbeiten	146
	Publikationen	148
	Lebenslauf.....	150

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen

Kurzform	Beschreibung
μCT	Mikro-Computertomographie
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
ARTM	Advanced Resin Transfer Molding
CAD	Computer-Aided Design
CBT	Cyclo-Butylen-Therephthalat
CF	Kohlenstofffaser (von engl. carbon fiber)
CFD	Computational Fluid Dynamics
cv	Variationskoeffizient
CRTM	Compression RTM
DT	Drucktopf
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GF	Glasfaser
HyKoPerm	Bezeichnung für das System zur Messung des hydrodynamischen Kompaktierungsverhaltens und der Dickenpermeabilität
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe
K	Kavitätshöhe in einem Versuch
L	Im Versuch verwendete Lagenzahl
LCM	Liquid Composite Molding
LVDT	Linear Variable Differential Transformer
M	Anzahl Messungen einer Versuchsreihe

PES	Polyester
PID-Regler	Proportional-Integral-Derivativ-Regler
PropV	Proportionalventil
RT	Raumtemperatur
RTM	Resin Transfer Molding
SCRIMP	Seemann Composites Resin Infusion Molding Process
SD	Stichdichte
UD	Unidirektional
UPM	Universalprüfmaschine
VAP [®]	Vacuum Assisted Process
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion
VI	Vakuuminfusionsverfahren
WZ	Werkzeug
Ø	Arithmetisches Mittel

Verzeichnis verwendeter Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
∇p	Pa/m	Druckgradient
\vec{v}	m/s	Volumengemittelte Fließgeschwindigkeit
$\partial p / \partial t$	Pa/s	Zeitliche Änderung des Injektionsdrucks
ΔL	m	Fließlänge im Textil
ΔL^+	m	Messwert der Fließlänge mit jener Messabweichung zum Realwert die zu maximaler Überschätzung von K3 führt
Δp	Pa	Druckabfall
Δp^+	Pa	Messwert des Druckabfalls mit jener Messabweichung zum Realwert die zu maximaler Überschätzung von K3 führt
Δp_i	Pa	Druckabfall an Zone i
A	m ²	Durchströmte Querschnittsfläche
A_1	m ²	Gesamtfläche des einströmenden Fluids kurz vor der Lochscheibe
A_2	m ²	Fläche der Löcher in der Lochscheibe und der Lücke zur Außenwand
C	-	Kozeny-Carman Konstante
d	m	Durchmesser
d_p	m	Partikeldurchmesser
F	-	Position der Fließfront
f_1, f_2, f_3	-	Funktionskonstanten
F_{dA}	N	Dynamische Auftriebskraft
F_G	N	Gewichtskraft

F_{sA}	N	Statische Auftriebskraft
g	m/s^2	Erdbeschleunigung
h_L	m	Höhe einer Einzellage
i	-	Positionsnummer einer Einzellage im Lagenaufbau
K	m^2	Permeabilität
K_1	m^2	Höchste Ebenenpermeabilität
K_2	m^2	Niedrigste Ebenenpermeabilität
K_3	m^2	Dickenpermeabilität
K_{ges}	m^2	Gesamtpermeabilität des Lagenaufbaus
$K_{gesättigt}$	m^2	Gesättigte Permeabilität
K_i	m^2	Permeabilität der Zone i
$K_{ungesättigt}$	m^2	Ungesättigte Permeabilität
L	-	Position der vom Anguss aus letzten Lage eines transversal zu imprägnierenden Lagenaufbaus
L_{ges}	m	Initiale Länge aller Einzelzonen
$L_{ges,neu}$	m	Länge aller Einzelzonen bei Durchströmung
L_i	m	Länge der Zone i
$L_{i,alt}$	m	Länge der Zone i beim vorhergehenden Schleifendurchlauf
$L_{i,neu}$	m	Länge der Zone i bei aktuellen Schleifendurchlauf
m_{LS}	kg	Masse Lochscheibe
n	-	Zählvariable für Einzelzonen im Lagenaufbau
N	-	Anzahl Fließkanäle pro Einheitsfläche
p_0	Pa	Harzdruck zwischen Garnen
p_1	Pa	Harzdruck im Garn
p_{eff}	Pa	Effektiv auf Textil wirkender Kompaktierungsdruck

$p_{\text{eff},i}$	Pa	Auf Zone i effektiv wirkender Kompaktierungsdruck
p_{fluid}	Pa	Auf Fluid im Porenraum wirkender Druck
p_{gesamt}	Pa	Auf Textil und Fluid im Porenraum wirkender Gesamtdruck
p_{inj}	Pa	Injektionsdruck
Q	m^3/s	Volumenstrom
Q^+	m^3/s	Messwert des Volumenstroms mit jener Messabweichung zum Realwert die zu maximaler Überschätzung von K_3 führt
Q_i	m^3/s	Volumenstrom durch Zone i
r	m	Rohrdurchmesser
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
Re	-	Reynoldszahl
t	s	Zeitvariable bei der Imprägnierung
v	m/s	Fließgeschwindigkeit
V_{CF}	-	Kohlenstofffaservolumengehalt
$V_{\text{CF,initial}}$	-	Initialer Kohlenstofffaservolumengehalt vor Durchströmung
V_{F}	-	Faservolumengehalt
$V_{\text{F},i}$	-	Faservolumengehalt der Zone i
$V_{\text{F},i,\text{alt}}$	-	Faservolumengehalt der Zone i beim letzten Schleifendurchlauf
$V_{\text{F},i,\text{neu}}$	-	Faservolumengehalt der Zone i beim aktuellen Schleifendurchlauf
$V_{\text{F,initial}}$	-	Initialer Faservolumengehalt vor Durchströmung
V_{GF}	-	Glasfaservolumengehalt
$V_{\text{GF,initial}}$	-	Initialer Glasfaservolumengehalt vor Durchströmung

x	m	Positionsvariable im Lagenaufbau zwischen Anguss (x_0) und Fließfront (x_L)
z	-	Anzahl Zonen (Simulation)
ε	-	Porosität
$\varepsilon_{\text{hydro}}$	-	Hydrodynamische Kompaktierung bei Durchströmung
η	Ns/m ²	Viskosität
η^+	Ns/m ²	Messwert der Viskosität mit jener Messabweichung zum Realwert die zu maximaler Überschätzung von K3 führt
ρ	kg/m ³	Materialdichte

Kurzfassung

Bei Harzinjektionsverfahren wird eine trockene Faserstruktur mit einem reaktiven Harzsystem imprägniert, um einen Faser-Kunststoff-Verbund herzustellen. Dabei gewinnen Verfahren an Bedeutung bei denen die Imprägnierung hauptsächlich transversal, also senkrecht zur Bauteil- und Textilebene, stattfindet. Sie bergen im Vergleich zur Imprägnierung in der Ebene ein großes Potenzial zur Fließweg- und damit Zykluszeitreduktion. Allerdings behindern strömungsinduzierte Textildeformationen die volle Ausschöpfung dieses Potenzials. Im Rahmen der Arbeit wurde ein neues Messsystem entwickelt, welches die gezielte Untersuchung des transversalen Imprägnierverhaltens von Textilien ermöglicht. Erstmals wurde eine Dickenpermeabilitätsmessung mit einer simultanen Echtzeiterfassung der strömungsinduzierten Textilkompaktierung kombiniert. So konnte das Textilverhalten prozessnah untersucht werden. Mit dem neuen Messsystem wurden anhand exemplarischer Textilien (Glasfasergewebe und -gelege) zahlreiche Einflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten identifiziert. Diese ergeben sich aus dem Prozess (z. B. Injektionsdruck), der Textilarchitektur (z. B. Garntiter) und dem Preforming (z. B. Bindern).

Vor allem konnte gezeigt werden, dass eine Erhöhung des Injektionsdrucks, aufgrund von Textildeformationen, nicht zwingend zu einer Imprägnierzeitreduktion führt. Unkenntnis über das transversale Imprägnierverhalten von Textilien stellt daher ein großes Risiko für die Prozesseffizienz und -robustheit dar, denn meist werden nicht die zykluszeitoptimalen Parameter gewählt. Hingegen kann entsprechendes Know-How zur gezielten Parameterfestlegung genutzt werden. Die Parameterstudie zeigt weiterhin auf, wie das transversale Imprägnierverhalten durch Anpassung der Textilarchitektur oder gezieltes Preforming hinsichtlich einer minimalen Imprägnierzeit optimiert werden kann. Die Ergebnisse wurden in Richtlinien für die Definition von Prozess- und Materialparametern sowie für die Nutzung von Preformingtechnologie für transversale Imprägnierprozesse zusammengefasst. Abschließend wurden die entwickelten Richtlinien validiert, indem exemplarisch ein für Strukturbauteile typischer Lagenaufbau anhand der Richtlinien angepasst wurde, um ihn hinsichtlich des transversalen Imprägnierverhaltens zu optimieren.

Abstract

During Liquid Composite Molding (LCM) a fiber structure is impregnated with a resin system in order to manufacture a fiber reinforced polymer composite (FRPC). Process variants which provide transverse instead of in-plane impregnation gain in popularity, since they offer the opportunity to dramatically shorten cycle times, due to the massively shortened flow lengths. Corresponding processes, such as Advanced/Compression RTM, SCRIMP, Wet Compression Molding or Film Stacking allow the efficient manufacturing of high performance FRPC. However, during the transverse impregnation textile deformation occurs, which can strongly reduce the process efficiency. Thereby, the transverse impregnation behavior of textiles is very complex to describe and predict, due to the interdependency of textile transverse permeability and compaction behavior. The process stability and efficiency are threatened if the textile impregnation behavior and its dependence on different influences are not understood. On the other hand, knowledge about such influences offers a chance for specific manipulation of the textile impregnation behavior and improvement of process efficiency. Correspondingly, the target of the presented research was to holistically describe influences on the transverse impregnation behavior of textiles, in order to transfer them from threats into opportunities.

For this purpose a novel measurement system was developed, to realistically reproduce the process conditions during transverse impregnation. It allows an online compaction monitoring, simultaneous to a transverse permeability measurement. At first, the system was extensively tested concerning its functionality. It was proven that the measurement can be considered as non-invasive and that the application of the law of Darcy for the calculation of the transverse permeability is valid. With a reference structure and a statistical error analysis it was shown that the inherent measurement error is $< \pm 4 \%$, which allows statistically profound statements.

In a next step the system was used to perform a copious study concerning the influence of process-, textile-, and preforming-related influences on the transverse impregnation behavior. As a starting point glass fiber woven fabrics and glass fiber non-crimp fabrics were chosen. Thus, two cases of main industrial relevance are covered by the study. Within the novel system the textile reaction to different transverse flow

conditions in terms of compaction and resulting transverse permeability was measured.

It was found that with increasing pressure drop a severe hydrodynamic compaction of the textiles takes place. An increase of the initial fiber volume content of up to 7.5 percentage points and a corresponding transverse permeability reduction of about 80 % were measured at pressure drops below 5 bar. It was therefore shown that with increasing injection pressure the achievable increase of flow velocity stagnates. The hydrodynamic compaction can even cause a flow rate reduction with increasing injection pressure. Hence, a correct process parameter selection is of high importance for the process efficiency and increasing injection pressure does not automatically reduce the cycle time.

The results also revealed that a transverse impregnation will not only cause a compaction of the stack in total, but will also lead to a heterogenization of the fiber distribution. This heterogenization also causes a transverse permeability reduction. Thus, even if the pre-compaction of the textile within the tool is not exceeded and therefore the total fiber volume content remains constant, an increase of the injection pressure can cause a transverse permeability reduction. Since the transverse permeability depends on the total fiber volume content, but also on the fiber structure heterogenization caused by certain flow conditions, it should be described as a function of both – fiber volume content and flow condition (e.g. pressure drop).

Further studies confirmed a viscoelastic-plastic compaction behavior of textiles. Due to plastic deformation, multiple flow cycles, with increasing and decreasing injection pressure, reduce the textile compaction resistance. A further finding is that with a fast increase of the injection pressure, the textile viscoelasticity can be utilized to cause temporarily higher flow rates.

During LCM processes a dry reinforcement gets impregnated which corresponds to an unsaturated flow. It was found that the saturated transverse permeability is higher than the unsaturated transverse permeability.

In order to investigate the influence of textile- and preforming-related parameters, samples were prepared, which only differed concerning one single parameter. Subsequently, the textile reaction to specific flow conditions was compared.

For woven fabrics it was found that an increasing number of layers, a similar orientation of stacked layers, and a smaller number of yarn crossing points is advantageous

for high flow velocities. For the non-crimp fabrics an increasing number of layers, a similar orientation of stacked layers, a higher linear yarn density, and a higher stitching length lead to higher flow velocities. Due to the pore space heterogenization the flow direction can affect the transverse permeability of mixed layups.

The preforming studies revealed that sewing technology offers various opportunities to manipulate the transverse impregnation behavior in terms of compaction and transverse permeability. For example tufted samples partially showed a transverse permeability increase of over 114 %. Thermoplastic binder on the other side reduces the transverse permeability by reduction of pore space in a range of - 35 % to - 50 %. However, it was proven that by placing unmolten binder webs between textile layers hydrodynamic compaction can be impeded at higher pressure drops. Thus, the available transverse permeability is preserved. Shearing reduces the transverse permeability by increasing the material density and geometrical changes, whereby the share of the latter is below 10 %. A maximal shearing and subsequent back-shearing to 0° increased the transverse permeability of both textiles by about 30%. Dry pre-compaction cycles can be used to reduce compaction resistance and increase reproducibility of compaction behavior.

The results were summarized and transferred into guidelines for process, material, and preforming parameter selection. By identifying the basic effects causing variation of transverse impregnation behavior these guidelines can also be used to evaluate parameters not covered by the study. Finally, to validate the developed guidelines, they were exemplarily applied to a textile lay-up as it can be for example found in structural applications. At a pressure drop of about 1 bar the transverse permeability of the lay-up could be increased by 415 %.

All in all the results can support the selection of process parameters, textiles and preforming technologies for transverse impregnation processes. Also, the results are of interest for numerical simulation, since a method for detailed and process-near measurement and description of textile behavior was found.

1 Einleitung und Zielsetzung

In einem Verbundwerkstoff können gewünschte Eigenschaften unterschiedlicher Ausgangsmaterialien so kombiniert werden, dass der Verbund eine bessere Performance zeigt als die Einzelmaterialien. Die Verstärkung von Kunststoffen durch Fasern erlaubt hervorragende spezifische mechanische Eigenschaften, bei relativ geringer Materialdichte. Die Faser überträgt dabei die Last und bestimmt die Steifigkeit und die Festigkeit des Verbundwerkstoffes. Der Kunststoff ist die Matrix, welche die Fasern einbettet, vor mechanischen und chemischen Einflüssen schützt und durch räumliche Fixierung die Lasteinleitung in die Fasern ermöglicht. Die Vielfalt solcher Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) ist groß. Als Fasermaterial kann z. B. Glas, Kohlenstoff oder Aramid genutzt werden. Für die Kunststoffmatrix kommen duroplastische, thermoplastische und seltener auch elastomere Polymere zum Einsatz. Weitere Möglichkeiten zur anwendungsspezifischen Anpassung bestehen in der Faserlänge. Durch ihre hohe Variabilität und die Möglichkeit der lastgerechten Faserorientierung bieten vor allem endlosfaserverstärkte FKV basierend auf textilen Faserhalbzeugen, wie Geweben oder Gelegen, ein sehr hohes Leichtbaupotenzial. Dabei wird die Faserlänge quasi nur durch die Bauteilgröße selbst begrenzt und bietet so ein Maximum an mechanischer Leistungsfähigkeit.

Durch ihre herausragenden Leichtbaueigenschaften können FKV einen Kernpunkt nachhaltiger Energie- und Mobilitätskonzepte bilden. Der Markt für FKV konnte daher in den letzten Jahren ein rasant ansteigendes Wachstum verbuchen. Für 2020 wird ein Herstellungsvolumen von 2.300 kt endlos glasfaserverstärkter FKV und 160 kt endlos kohlenstofffaserverstärkter FKV erwartet. Dabei werden Seriengrößen von 10.000 Stück pro Jahr dominieren. Für diese gelten das Resin Transfer Molding (RTM) und ähnliche Harzinjektionsverfahren als die wirtschaftlichsten Alternativen. Da allerdings keine hinreichenden Kostenreduktionen auf Seiten der Fasern zu erwarten sind (ca. - 20 %), muss die prozessseitige Kosteneffizienz erhöht werden, wenn das Ziel der breiten Substitution konventioneller Werkstoffe erreicht werden soll. [1]

Im Folgenden wird erläutert wie eine solche Prozessverbesserung durch transversale Imprägnierung erreicht werden kann. Darauf aufbauend werden die Zielsetzung und der Aufbau dieser Arbeit dargestellt.

1.1 Potenziale und Herausforderungen der transversalen Imprägnierung

Bei den Harzinjektionsverfahren wird eine Faserverstärkung in einem Werkzeug platziert und dort durch Überdruck mit einem reaktiven Harzsystem imprägniert. Dies ist in Abbildung 1.1 am Beispiel des RTM-Verfahrens, einem klassischen Vertreter der Harzinjektionsverfahren, dargestellt. Da der Imprägniervorgang typischerweise etwa 50 % der Zykluszeit ausmacht, ist er im Fokus von Ambitionen zur Prozesseffizienzsteigerung. Neben dem komplexen Viskositätsverhalten des Harzsystems, bestimmen vor allem die Angussstrategie und das Imprägnierverhalten der Verstärkungsstruktur den Imprägnierverlauf und das Prozessergebnis. [2, 3]

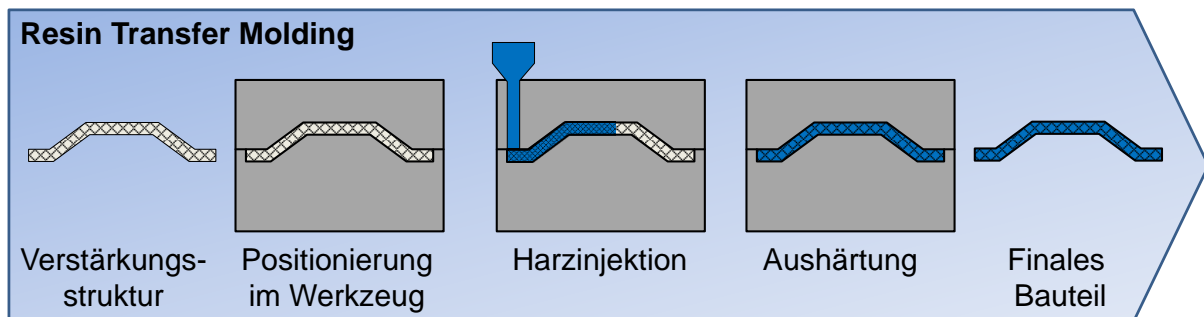


Abbildung 1.1: Prozesskette des Resin Transfer Molding

Bei den klassischen Harzinjektionsverfahren breitet sich die Fließfront hauptsächlich in der Bauteilebene aus. Bestrebungen den Imprägnierprozess zu beschleunigen, führen aber zur zunehmenden Verbreitung von Harzinjektionsverfahren, die eine transversale Imprägnierung (senkrecht zur Textilebene bzw. durch die Dicke) vorsehen. Da die flächige Ausdehnung der meisten Bauteile meist Dekaden über der in Dickenrichtung liegt, können so im Vergleich zur Imprägnierung in Ebenenrichtung drastische Verkürzungen der Fließwege erreicht werden. Bei einer Motorhaube mit einer Fläche von $1500 \times 1500 \text{ mm}^2$ und einer Dicke von 2 mm würde die Fließstrecke im Textil um den Faktor 750 verkürzt. Aufgrund der Verkürzung der Fließwege kann durch eine transversale Imprägnierung daher eine Reduktion der Imprägnierzeit erreicht werden.

Allerdings bringt die transversale Imprägnierung auch neue Herausforderungen mit sich. Die Permeabilität des Textils, welche die Durchlässigkeit für das flüssige Harz quantifiziert, ist in Dickenrichtung meist deutlich niedriger (ca. eine Größenordnung). Gleichzeitig kommt es im Vergleich zur Ebenenimprägnierung zu sehr viel stärkeren Textildeformationen. Dies ist in Abbildung 1.2 dargestellt: Das Harz wird unter Druck

in die Kavität injiziert, in der sich die textile Verstärkungsstruktur befindet. Es entstehen drei Zonen: Wird die durch das Werkzeug aufgebrachte Vorkompaktierung des Textils überschritten, kommt es aufgrund des Harzdrucks zu Verdrängungseffekten und einer entsprechenden Kompaktierung des Textils - es entsteht eine erste Reinharzzone (1). In einer zweiten Zone wird das Textil durchströmt. Infolge des textilen Fließwiderstands fällt der Injektionsdruck ab und das Textil wird entsprechend dem Druckabfall kompaktiert. Das Verhalten in Zone 2 ist aufgrund der Deformierbarkeit des Textils durch ein komplexes Zusammenspiel von Strömungs- und Kompaktierungsvorgängen gekennzeichnet und daher schwer zu beschreiben bzw. vorherzusagen. In Zone 3 ist das Textil noch nicht imprägniert. Der Injektionsdruck wird von den oberen Lagen übertragen und wirkt vollständig auf das trockene Textil, was zu einer entsprechenden homogenen Kompaktierung führt.

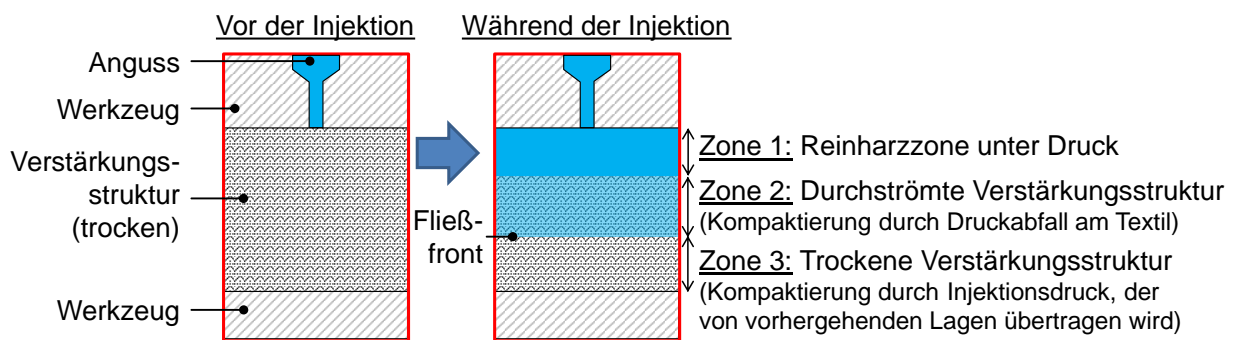


Abbildung 1.2: Schematische Darstellung der hydrodynamischen Kompaktierung der Verstärkungsstruktur bei transversaler Imprägnierung

Die durch den Imprägniervorgang und die entsprechenden Strömungen induzierten Deformationen werden als hydrodynamische Kompaktierung bezeichnet. Durch die hydrodynamische Kompaktierung sinkt die textile Dickenpermeabilität (Permeabilität in Dickenrichtung), was über die Druckverteilung letztlich wieder die Kompaktierung verstärkt. Die erreichbaren Fließgeschwindigkeiten sind bei einer transversalen Imprägnierung daher im Vergleich zur Ebenenimprägnierung deutlich geringer. Durch die speziellen Bedingungen der transversalen Imprägnierung kann die Verkürzung der Fließstrecke daher meist nicht vollständig in Ersparnisse bei der Zykluszeit überführt werden. Die Herausforderung besteht deshalb darin, das durch die Fließwegreduktion gegebene Potenzial für eine Imprägnierzeitverkürzung, trotz der hydrodynamischen Kompaktierungseffekte, bestmöglich auszuschöpfen. Dies erfordert fundierte Kenntnisse über das transversale Imprägnierverhalten von Textilien. Die Vorher-

sage und Beschreibung des textilen, transversalen Imprägnierverhaltens und der hydrodynamischen Kompaktierungsvorgänge ist allerdings sehr komplex. Das Imprägnierverhalten ist das Resultat einer Vielzahl äußerer Einflüsse welche sich aus dem Textilaufbau, dem der Imprägnierung vorgelagerten Preforming-Schritt zur Herstellung der Faserverstärkung sowie den Prozessparametern der Imprägnierung ergeben. Während Unkenntnis über solche Einflüsse eine Gefahr für die stabile, effiziente und reproduzierbare Prozessdurchführung darstellt, kann entsprechendes Know-how genutzt werden, um Prozesse und Materialien hinsichtlich maximaler Zeit- und Kosteneffizienz sowie Prozessrobustheit zu optimieren. Durch den gezielten Einsatz entsprechender Prozess- und Materialsysteme wird dann ein vorteilhaftes Textilverhalten bei der transversalen Imprägnierung erzielt und das Potenzial der Fließwegreduktion kann bestmöglich ausgeschöpft werden. Der Aufbau einer solchen Wissensbasis erfordert allerdings eine entsprechende Messtechnologie und -methodologie, welche die realitätsnahe in situ Erfassung und Analyse des Textilverhaltens bei transversaler Imprägnierung erlaubt.

1.2 Aufbau und Zielsetzung der Arbeit

Ziel der Arbeit ist es Einflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten von Verstärkungstextilien umfassend zu erforschen. Die Ergebnisse sollen eine zielorientierte

- Auswahl von Prozessparametern,
- Auswahl textiler Materialparameter,
- Definition von Lagenaufbauten, sowie
- Nutzung von Preformingtechnologie

ermöglichen. Vorrangiges Ziel ist dabei die Erreichung einer minimalen Zykluszeit. Eine Kenntnis des Materialverhaltens ist außerdem Voraussetzung für die Durchführung einer akkuraten numerischen Füllsimulation und die Entwicklung neuer Prozessstrategien welche die Einflüsse gezielt nutzen. Abbildung 1.3 zeigt die zur Erreichung des Ziels verfolgte Methodik sowie die anwendbaren Ergebnisse die erreicht werden sollen.

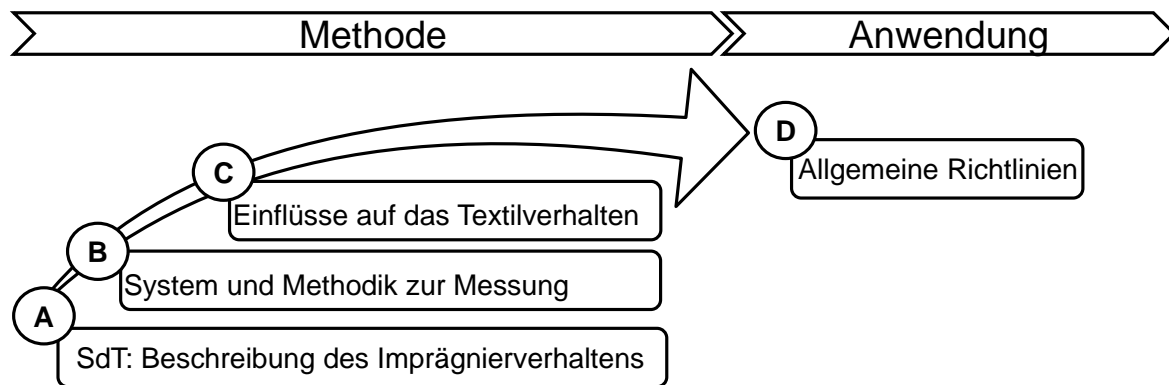


Abbildung 1.3: Methodik und Zielsetzung der Arbeit

- A. Zu Beginn wird der Stand der Technik hinsichtlich transversaler Imprägniervorgänge bei Harzinjektionsverfahren betrachtet. Es wird untersucht, wie diese Vorgänge modelliert werden und welche Materialkennwerte zur Beschreibung des transversalen Imprägnierverhaltens der Textilien benötigt werden. Darauf aufbauend wird recherchiert, welche Messsysteme zur Ermittlung dieser Materialkennwerte bereits entwickelt und welche Einflüsse auf das textile, transversale Imprägnierverhalten bereits identifiziert wurden.
- B. Aufbauend auf den Erkenntnissen aus dem Stand der Technik wird ein neues Messsystem entwickelt, das die komplexen Interdependenzen von Strömung, Dickenpermeabilität und Kompaktierung erfassen soll. Die Funktionalität und Validität dieses Systems für die im Rahmen der Arbeit durchzuführenden Versuche wird umfangreich untersucht.
- C. Das validierte System wird anschließend genutzt, um eine Studie zur Identifikation und Evaluation von Einflüssen auf das transversale Imprägnierverhalten durchzuführen. Die Studie ist untergliedert in Prozess-, Textil- und Preforming-Einflüsse.
- D. Basierend auf den Ergebnissen aus der Parameterstudie werden allgemeingültige Richtlinien für die Auslegung von Imprägnierprozessen, Textilien und Preformingprozessen definiert. Weiterhin wird die Transferierbarkeit auf andere Prozess- und Materialbedingungen evaluiert. Abschließend wird an einem Beispiel die Anwendbarkeit der Richtlinien demonstriert.

2 Stand der Technik

Im Folgenden wird zunächst die industrielle Bedeutung der transversalen Imprägnierung durch die Betrachtung entsprechender FKV-Herstellungprozesse dargestellt. Anschließend werden Ansätze zur Modellierung transversaler Imprägnierprozesse aufgezeigt und es werden Methoden und Systeme dargestellt, die gegenwärtig zur Ermittlung des Materialverhaltens zur Verfügung stehen. Darauf aufbauend wird ein Überblick über die in der Literatur beschriebenen prozess-, textil- und preformingbezogenen Einflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten von Textilien gegeben. Die Erkenntnisse werden abschließend zusammengefasst, um darzustellen inwiefern die vorliegende Arbeit über den Stand der Technik hinausgeht.

2.1 Harzinjektionsverfahren mit transversaler Imprägnierung

Im Folgenden werden die Harzinjektionsverfahren (engl. Liquid Composite Molding, LCM) mit transversaler Imprägnierung, sowie die entsprechenden textilen Halbzeuge und der Preformingprozess betrachtet.

2.1.1 Verfahrensvarianten

Harzinjektionsverfahren zeichnen sich durch eine hohe Prozessvariabilität und eine große Anzahl an Verfahrensvarianten aus, wodurch von der Klein- bis zur Großserie maßgeschneiderte Lösungen für die Herstellung von FKV gegeben sind [3]. Als Matrixmaterial kommen bei den Harzinjektionsverfahren hauptsächlich duroplastische Polymere zum Einsatz, welche im Gegensatz zu Thermoplasten irreversibel aushärten, was zu einem komplexen vernetzungsgrad- und temperaturabhängigen Viskositätsverhalten führt [4]. Durch die fortschreitende Entwicklung in situ polymerisierender Thermoplaste, welche mit Harzinjektionsverfahren verarbeitet werden können, erweitern sich die Anwendungsmöglichkeiten der Verfahrensgruppe zusätzlich [3, 4]. Diverse Harzinjektionsverfahren sehen eine transversale Imprägnierung vor. Ein typisches Beispiel ist die RTM-Variante Advanced bzw. Compression RTM (ARTM/CRTM), dargestellt in Abbildung 2.1. Hierbei wird zunächst aus textilen Halbzeugen eine Preform gefertigt und im Werkzeug positioniert. Das Werkzeug wird vor der Injektion nicht auf die finale Kavitätshöhe geschlossen, bei der die Preform auf den finalen Faservolumengehalt kompaktiert ist, sondern nur soweit, dass die Pre-

form wenig bis gar nicht kompaktiert ist oder sogar ein kleiner Fließspalt zwischen Preform und Werkzeug übrig bleibt. Das von oben injizierte Harzsystem verteilt sich dann zunächst über die Textilloberfläche. Erste Dickenströmungen entstehen hierbei durch den Injektionsdruck und Kapillarkräfte. Ist die Harzinjektion abgeschlossen und wird dann das Werkzeug geschlossen, erfolgt der eigentliche Imprägnierprozess dessen Dauer - je nach Bauteilgröße - zwischen einigen Sekunden und mehreren Minuten variieren kann. Das schließende Werkzeug schiebt dabei das Harzsystem in die Preform und es entstehen die drei in Kapitel 1 erläuterten Zonen. [3, 5]

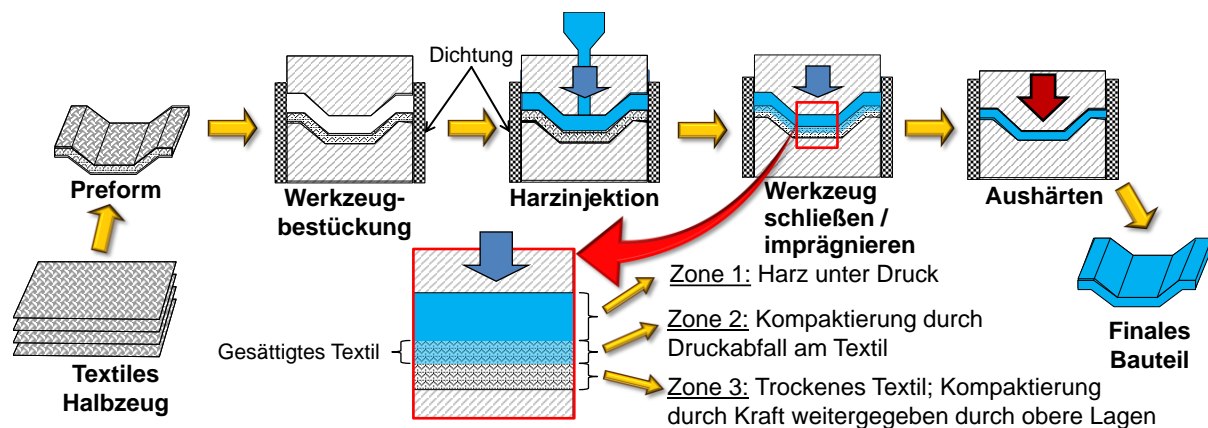


Abbildung 2.1: Prozesskette des Advanced RTM

Weiterhin ist das Nasspressverfahren (Abbildung 2.2, oben) zu nennen. Dabei wird das Harzsystem auf die Einzellagen der unkompaktierten Preform aufgetragen, welche, getrieben durch Gravitations- und Kapillarkräfte, teilweise von dem Harz imprägniert wird. Die gestapelten und mit Harz bedeckten Preformlagen werden dann im Werkzeug gemeinsam verpresst, wodurch aufgrund des Pressendrucks eine vollständige Imprägnierung erreicht wird. Der Fließweg wird damit auf die Einzellagendicke minimiert. Die Presskraft liegt bei etwa einem Drittel der Kraft die beispielsweise beim Hochdruck-RTM erforderlich ist, bei dem durch eine Steigerung des Injektionsdrucks auf bis zu 150 bar eine minimale Zykluszeit erreicht werden soll. [6]

Bei der in Abbildung 2.2 unten links gezeigten, weit verbreiteten Vakuuminfusion (Vacuum Assisted Resin Infusion, VARI) wird die trockene Preform in einem Unterwerkzeug platziert und mit einer Vakuumfolie bedeckt. Beim weiterentwickelten Seemann Composites Resin Infusion Molding Process (SCRIMP) wird zwischen Preform und Folie noch ein hochpermeables Verteilermedium (z. B. Vlies oder Glasfasermatte) platziert, welches bei Anlegen des Vakuums zunächst eine oberflächliche Harzausbreitung von den Angusspunkten aus ermöglicht. Danach wird das Harz

durch die Dicke der sehr viel weniger permeablen Preform gezogen, wodurch wiederum eine transversale Imprägnierung gegeben ist. Beim Vacuum Assisted Process (VAP) wird über die gesamte Bauteilfläche über dem hochpermeablen Verteilermedium noch eine luft- aber nicht harzdurchlässige Membran, gefolgt von einer weiteren Lage des hochpermeablen Verteilermediums positioniert. So kann eine flächige Entlüftung und eine vollständige Imprägnierung erreicht werden. [3, 7]

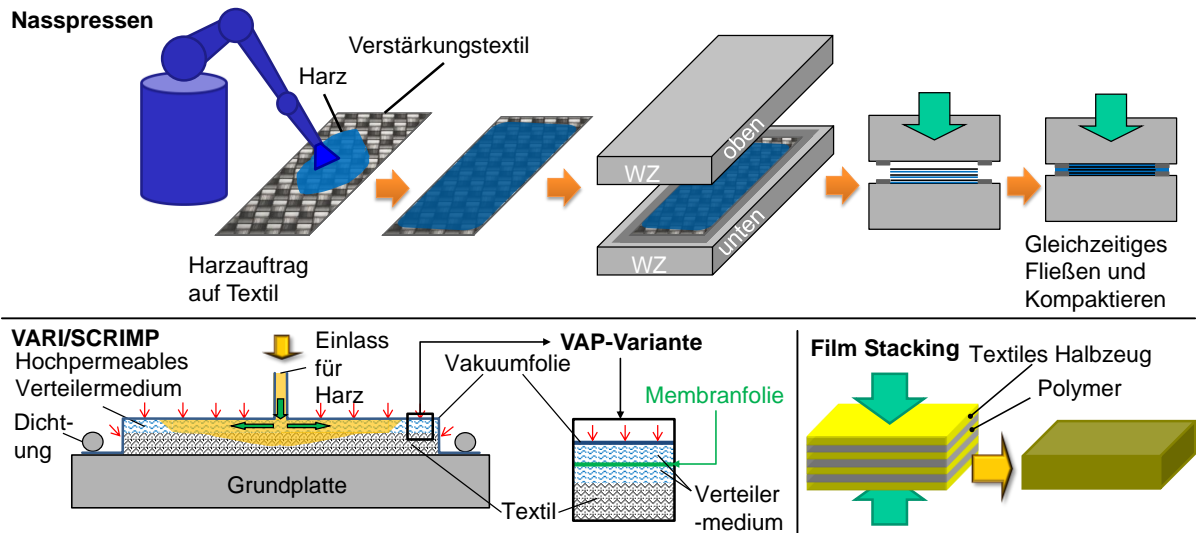


Abbildung 2.2: Harzinjektionsverfahren mit transversaler Imprägnierung

Beim Film Stacking oder auch bei der Resin Film Infusion (Abbildung 2.2, unten rechts) wird ein alternierender Aufbau aus Textil und Polymer gemeinsam verpresst. Das zunächst zähe Matrixsystem wird durch Temperaturerhöhung in seiner Viskosität herabgesetzt um den transversalen Imprägnierprozess zu befördern. [8]

Beim Spaltimprägnierverfahren wird ähnlich dem ARTM in einen Fließspalt injiziert. Allerdings wird das Werkzeug nicht planparallel geschlossen, sondern hinsichtlich der Kavitätshöhe ungleichmäßig. So entstehen neben einer transversalen Strömung auch Ebenenströmungen, wodurch Luft einschließen vermieden werden sollen. [9, 10]

Die genannten Verfahren erlauben teilweise Bauteildicken über 10 mm, eine sehr hohe Oberflächenqualität und die Herstellung von Bauteilen bis zu mehreren Tonnen Gewicht.¹ Welches Verfahren letzten Endes das geeignetste ist, hängt von den Bauteildimensionen, der geometrischen Komplexität und den Anforderungen an die Endkonturgenauigkeit, die Oberflächenqualität, das Automatisierungspotenzial sowie der geplanten Seriengröße ab. Typische Bauteile sind beispielsweise Karosserieteile für

¹ Eine nach Verfahren aufgegliederte Aufstellung typischer Prozesswerte ist in Tabelle 3.1 aufgeführt.

den Automobilbau (ARTM, Spaltimprägnierverfahren, Nasspressen), strukturelle Bauteile für die Luftfahrt (RFI) bis hin zu Flugzeug-/Bootsrümpfen und Rotorblättern für Windkraftanlagen (VARI). [3, 10-13]

Durch die Vielfalt der zur Verfügung stehenden Ansätze ist daher eine flexible Anpassung an den Anwendungsfall möglich, was aber ein detailliertes Prozessverständnis erfordert. Viele weitere Prozessvarianten mit transversaler Imprägnierung sind denkbar. Außerdem treten transversale Imprägniervorgänge auch bei hauptsächlich in der Bauteilebene orientierten Imprägnierungen auf, z. B. bei komplexen 3D-Geometrien und/oder variierenden Wanddicken.

2.1.2 Textile Halbzeuge und Preforming

Durch Harzinjektionsverfahren werden hauptsächlich endlosfaserverstärkte FKV hergestellt, bei denen die Faserlänge meist nur durch die Bauteilgröße selbst begrenzt ist und eine hohe Orientierungsgenauigkeit erreicht werden kann. So wird eine bestmögliche mechanische Performance erreicht. [1]

Verstärkungsstrukturen werden entweder unter Nutzung von Technologien wie dem 3D-Weben direkt aus Multifilamentgarnen gefertigt oder indem auf textile Halbzeuge (Gewebe, Gelege, Geflechte etc.) zurückgegriffen wird [14]. Im Bereich der Harzinjektionsverfahren ist die Nutzung von Geweben und Gelegen am weitesten verbreitet, da sie sehr effizient industriell hergestellt werden können [1].

Bei Geweben werden rechtwinklig zueinander angeordnete Multifilamentgarne miteinander verkreuzt, um einen Zusammenhalt herzustellen. Durch eine Variation der Anzahl an Garnverkreuzungen können verschiedene Webarten hergestellt werden. Aufgrund der unterschiedlichen Ondulation und der Intergarn-Reibungseffekte hat dies starke Auswirkungen auf Drapierbarkeit, Permeabilität und mechanische Performance des späteren FKV-Bauteils. Generell sinkt mit zunehmender Anzahl an Garnverkreuzungen die Drapierbarkeit, während die mechanische Performance im Bauteil durch die geringere Ondulation steigt. In Abbildung 2.3 (links) sind die wichtigsten Parameter aufgeführt, die ein Gewebe charakterisieren. [15, 16]

Bei Gelegen wird der Zusammenhalt der Fasern durch eine Verwirkung (Vernähung) erreicht. Da so die Ondulation minimiert wird, ist die Potenzialausschöpfung hinsichtlich der mechanischen Performance im Vergleich zu Geweben höher. Bei Multiaxialgelegen werden Einzellagen, in denen die Fasern jeweils in eine Richtung orientiert

sind, miteinander verwirkt. Da die Garne durch die Verwirkung determiniert werden, bestimmt die Stichdichte der Verwirkung auch die Fadendichte. In Abbildung 2.3 (rechts) sind die Parameter aufgeführt, die ein Gelege charakterisieren. Die Nähfeinheit wird klassischerweise in Näden pro Zoll (1 Zoll = 2,54 cm) angegeben. [15, 17]

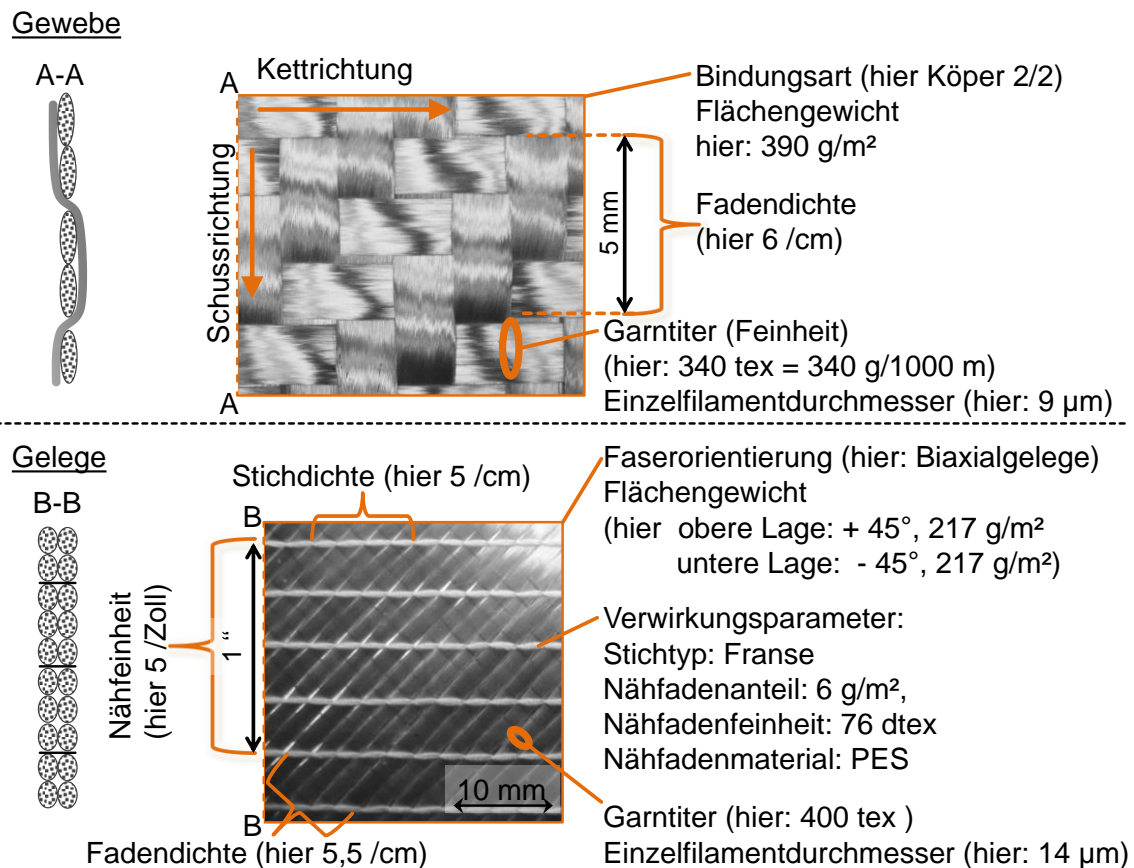


Abbildung 2.3: Textile Parameter von Geweben und Gelegen

Vor der Imprägnierung werden die textilen Halbzeuge, beim sogenannten Preforming, zu mehrlagigen, trockenen Preforms (Vorformlingen) kombiniert. Die Geometrie der Preforms entspricht dabei oft der finalen Bauteilgeometrie, so dass die Preform direkt im Werkzeug platziert werden kann. Wichtige Schritte des Preforming sind der Zuschnitt, die Stapelung des Lagenaufbaus, die Formgebung und schließlich die Fixierung der Kontur. [14]

Bei der Formgebung werden die textilen Halbzeuge drapiert. Wird ein zweidimensionales textiles Halbzeug in eine dreidimensionale Form drapiert führt dies zwangsläufig zu einer Veränderung der Materialstruktur, insbesondere zu Scherung [18]. Scherung bedeutet, dass die durch die Garnorientierung vorgegebenen Materialhauptachsen ihren Winkel zueinander verändern [18]. Zur Fixierung der Endkontur kommen

hauptsächlich Näh- und Bindertechnologien zum Einsatz [19]. Nähtechnologie bietet den Vorteil hoher Produktionsraten, niedriger Investitionskosten, geringen Energieverbrauchs sowie gesteigerter mechanischer Eigenschaften in Dickenrichtung [20]. Bei der Fixierung durch Bindertechnologie wird der meist thermoplastische (seltener duroplastische) Binder thermisch aktiviert, wodurch er schmilzt und nach Erstarren zu einer hohen Preform-Steifigkeit führt und die Einzellagen verklebt. Binder wird als Pulver aufgestreut, als Bindervlies zwischen den Lagen platziert oder als flüssige Emulsion aufgebracht und beeinflusst sowohl das Umformverhalten und die Permeabilität als auch die mechanische Performance, weshalb eine Abstimmung des Binders auf das Matrixpolymer erforderlich ist [14, 21, 22].

Generell entsteht bei allen Harzinjektionsverfahren ein komplexer Imprägnierprozess. Im Folgenden soll anhand vorhandener Modellierungsansätze eine detailliertere Betrachtung der transversalen Imprägnierprozesse erfolgen.

2.2 Modellierung der transversalen Imprägnierprozesse

Wird ein Textil mit einem Harzsystem imprägniert, entspricht dies einer Strömung eines Fluids durch eine poröse Struktur. Solche Strömungen lassen sich durch das Gesetz von Darcy (Gleichung (2.1)) beschreiben, welches der französische Ingenieur Henry Darcy 1856 empirisch ermittelte [23]. Es ermöglicht, die Berechnung des sich bei gegebenem Druckabfall Δp einstellenden Volumenstroms Q , sofern die textile Permeabilität K , die Fluidviskosität η , die durchströmte Querschnittsfläche A und die durchströmte Länge ΔL bekannt sind.

$$Q = -\frac{K \cdot \Delta p \cdot A}{\eta \cdot \Delta L} \quad (2.1)$$

Voraussetzung für die Anwendbarkeit des Gesetzes ist die Einhaltung der folgenden Randbedingungen:

- Das durchströmende Fluid muss ein newtonsches (im Viskositätsverhalten nicht scherratenabhängiges), inkompressibles Fluid sein.
- Die Strömung ist stationär und laminar. Diese Bedingung ergibt sich daraus, dass das Gesetz von Darcy einen linearen Zusammenhang zwischen Fließgeschwindigkeit und Druck beschreibt. Das Gesetz lässt sich aus der Navier-Stokes Gleichung ableiten [24], wobei die nichtlinearen Trägheitsglieder in

dieser Bewegungsgleichung wegfällen. Im Gültigkeitsbereich des Gesetzes von Darcy liegt eine schleichende, stationäre und inkompressible Strömung und daher ein Kräftegleichgewicht zwischen Druck- und Reibungskräften vor. Wird der laminare Bereich verlassen, kommt es aber zu nichtlinearen Zusammenhängen zwischen Injektionsdruck und Fließgeschwindigkeit. Ob eine schleichende Strömung vorliegt, lässt sich anhand der Reynoldszahl Re beurteilen. Diese beschreibt das Verhältnis von Trägheitskräften zu Reibungskräften [25]. Ist die Reynoldszahl Re unter einem kritischen Wert so überwiegen die Reibungskräfte und eine laminare Strömung liegt vor, für die das Gesetz von Darcy seine Gültigkeit behält [26]. Der kritische Wert wird meist mit 1 [27] oder 1-10 [28] angegeben. Für Harzinjektionsverfahren und entsprechende Textiluntersuchungen lässt sich die Anwendbarkeit des Gesetzes von Darcy, wie in Gleichung (2.2) dargestellt, an der Reynoldszahl Re überprüfen [29]:

$$Re = \frac{v\rho\sqrt{K}}{(1-V_F)\eta} \quad (2.2)$$

Dabei ist v die Fließfrontgeschwindigkeit, ρ die Dichte, η die Fluidviskosität, K die textile Permeabilität und V_F der Faservolumengehalt.

- Es gibt keine Veränderungen des durchströmten Querschnitts (mechanisch steife Probe).
- Es ist kein Einfluss durch Kapillarkräfte gegeben (da das Gesetz für stationäre Strömungen definiert ist).

Im Zusammenhang mit Harzinjektionen ist zu beachten, dass das Gesetz von Darcy ursprünglich eine kontinuierliche, gesättigte Strömung beschreibt, während bei der Harzinjektion das Fortschreiten des Harzes in der zunächst trockenen Faserstruktur beschrieben werden muss. Das Gesetz von Darcy kann auf diesen Anwendungsfall angepasst werden (Gleichung (2.3)), indem der Quotient aus Volumenstrom und durchströmter Querschnittsfläche durch die Fließgeschwindigkeit \vec{v} (die sogenannte „superficial velocity“ – die tatsächliche Fließfrontgeschwindigkeit ergibt sich als Quotient aus „superficial velocity“ und Porosität) ersetzt wird. ∇p entspricht dem Druckgradienten, der sich aus dem Differenzdruck zwischen Anguss und Fließfront bezogen auf die Strecke über die dieser Druck abfällt ergibt. Der Injektionsdruck des Har-

zes ist ein einstellbarer Prozessparameter und daher am Anguss bekannt. An der Fließfront herrscht meist Umgebungsdruck oder Vakuum. [30]

$$\vec{v} = -\frac{K \cdot \nabla p}{\eta} \quad (2.3)$$

Damit spielen für die Beschreibung des Fließfrontfortschritts bei Harzinjektionsverfahren zwei Materialparameter eine Rolle: Die Viskosität des Harzsystems und die Permeabilität des Textils.

Das Viskositätsverhalten wird vom Zusammenspiel der rheologischen und reaktionskinetischen (Vernetzung) Anteile bestimmt und ist in seiner Zeit- und Temperaturabhängigkeit sehr komplex [31]. Es wird gewöhnlich mit Hilfe von Scherrheometern bestimmt, wobei neuere - speziell für RTM-Verfahren entwickelte Ansätze – im Bereich der hochreaktiven Harzsysteme die Charakterisierung künftig weiter verbessern können [17].

Die textile Permeabilität, welche die Durchlässigkeit für ein Fluid quantifiziert, ist eine richtungsabhängige Größe, die sich für den dreidimensionalen Fall durch einen Tensor zweiten Grades bestimmen lässt. Durch die bei Textilien gegebenen Symmetriebedingungen vereinfacht sich der Tensor, so dass letztlich drei Werte zur Beschreibung der Permeabilität ausreichen. Dies sind der höchste und niedrigste Ebenenpermeabilitätswert (K_1 und K_2) sowie der Permeabilitätswert in Dickenrichtung (K_3 , Dickenpermeabilität). [30]

Während die Annahme einer steifen Struktur, entsprechend dem Gesetz von Darcy, für eine Beschreibung einer rein ebenen Harzausbreitung meist als ausreichend betrachtet wird [32], ergeben sich in der Dickenrichtung starke Deformationen durch die bereits erläuterte hydrodynamische Textilkompaktierung, welche aus den durch die Durchströmung erzeugten Druckbedingungen resultiert [33]. Diese Probleme führen dazu, dass Modelle für die transversale Imprägnierung deformierbarer Strukturen erweitert werden müssen. Sie müssen zu jedem Zeitpunkt die an jedem Ort im Lagenaufbau herrschenden Permeabilitäts-, Faservolumengehalts- sowie Druckbedingungen vorhersagen können, da diese nicht mehr konstant sondern veränderlich sind [34]. Hierzu wurden entsprechende Modelle entwickelt, welche u.a. den Verlauf der in Kapitel 2.1 erläuterten Prozesse beschreiben sollen. Govignon et al. [35] sowie Ouahbi et al. [36] entwickelten ein Modell zur Simulation einer Vakuuminfusion, wohingegen Masania et al. [34], Merotte et al. [37, 38], Shojaei [39], Kang und Lee [40]

sowie Bhat et al. [5] das ARTM modellierten. Parnas et al. [41] entwickelten ein Modell zur Berücksichtigung von Preformdeformationen beim RTM-Prozess. Von Michaud et al. [33] wird ein allgemeines Modell für Harzinjektionsverfahren und für die Effekte bei der Imprägnierung von Fasermatten mit thermoplastischem Polymer [42] beschrieben. Von Mayer [43] stammt ein Modell für die transversale Imprägnierung von Textilien mit Thermoplasten bei der Organoblechherstellung. Um die bei der transversalen Imprägnierung entstehenden Dickenänderungen und eventuell Viskositätsänderungen mit einzubeziehen, wird dabei ausgehend von einem Organoblechherstellungsprozess der zu vollständiger Imprägnierung geführt hat, der sogenannte B-Faktor, definiert. Dieser charakterisiert die Imprägnierleistung eines Prozesses hinsichtlich der Einflussgrößen Zeit, Temperatur und Druck. So wird die Notwendigkeit einer expliziten Modellierung durch empirisch ermittelte Kenngrößen umgangen. Klunker et al. [44, 45] konnten dieselben Deformationseffekte während der Dickenpermeabilitätsmessung nachweisen. Sie entwickelten einen simulationsbasierten Ansatz, um den Einfluss des bei der Messung verwendeten Injektionsdruck, auf die gemessenen Dickenpermeabilitätswerte, herauszurechnen.

Die zahlreichen Modelle unterscheiden sich neben der Angussstrategie vor allem in der Komplexität der textilen Kompaktierungsmodelle. Da der Fokus dieser Arbeit auf experimentellen Studien liegt, wird bezüglich der detaillierten Unterscheidung der einzelnen Modelle auf die genannten Quellen verwiesen. An dieser Stelle soll aber der für das Verständnis erforderliche Grundansatz zur Beschreibung des transversalen Imprägnierverhaltens einer deformierbaren Struktur erläutert werden.

Das Basismodell der Darcy-Modellierung ist in Abbildung 2.4 dargestellt. Die Diagramme zeigen eine Momentaufnahme eines transversalen Imprägnierprozesses, unter der Annahme einer steifen, nicht kompaktierbaren Faserstruktur. Da keine Kompaktierung stattfindet, ist der Faservolumengehalt (V_F) im gesamten Lagenaufbau, von der angussseitig ersten Lage bei Position 0 über die Position der Fließfront F bis zur Position der letzten Lage L , gleich und unveränderlich². Damit ist auch die Dickenpermeabilität überall im Lagenaufbau gleich, wodurch sich ein linearer Abfall des Injektionsdrucks vom Anguss bis zur Fließfront ergibt. Im linken Diagramm ist der effektiv auf jede Position im Lagenaufbau wirkende Druck dargestellt. In jedem belie-

² Tatsächlich können sich aus dem Textilaufbau heraus lokale Unterschiede ergeben, z. B. zwischen Bereichen innerhalb von Garnen und Textillagen und Bereichen zwischen Garnen und Textillagen. Hier wird von einem idealen und homogenen Textil ausgegangen.

bigen Schnitt durch den Lagenaufbau lässt sich der für die Textilkompaktierung ursächliche, effektive Druck auf die Faserstruktur (p_{eff}) entsprechend dem Prinzip von Terzaghi [46] (Gleichung (2.4)) berechnen. Der effektive Druck entspricht der Differenz aus dem Gesamtdruck (p_{gesamt}) – welcher gleich dem Injektionsdruck ist – und dem Fluiddruck an diesem Schnitt (p_{fluid}) [46]:

$$P_{\text{gesamt}} = P_{\text{fluid}} + P_{\text{eff}} \quad (2.4)$$

Daher verläuft der effektive Druck über die Fließlänge immer opponierend zum Fluiddruck. Der Ansatz von Terzaghi [46] dient ursprünglich der Beschreibung von Konsolidierungsvorgängen bei nassen Böden unter Belastung. Dabei ist der auf den Boden wirkende Gesamtdruck immer gleich der Summe aus dem durch die Lastaufnahme der porösen Struktur entstehenden Gegendruck sowie dem Gegendruck durch das in den Poren vorhandene Fluid welches komprimiert wird. Die Konsolidierung ist abgeschlossen, wenn der Gesamtdruck vollständig von der porösen Struktur getragen wird und das überschüssige Fluid aus dem Boden gepresst wurde.

Übertragen auf die durchströmte Faserstruktur bedeutet dies, dass der lokale Fluiddruck vom Gesamtdruckabfall abzuziehen ist, um den lokal wirkenden, effektiven Druck auf die Preform zu berechnen. Damit ist der auf die Fasern wirkende Druck am Einlass minimal, da der Fluiddruck dort maximal ist. Umgekehrt ist am Auslass der Fluiddruck minimal und damit der Druck auf die Fasern maximal [45]. Während der Imprägnierung verändern sich demnach die Druckbedingungen. Bei einer nicht deformierbaren Struktur, wie in Abbildung 2.4 dargestellt, hat dies aber keine weiteren Auswirkungen.

Initial reine Modellierung nach Darcy - keine hydrodynamische Kompaktierung:

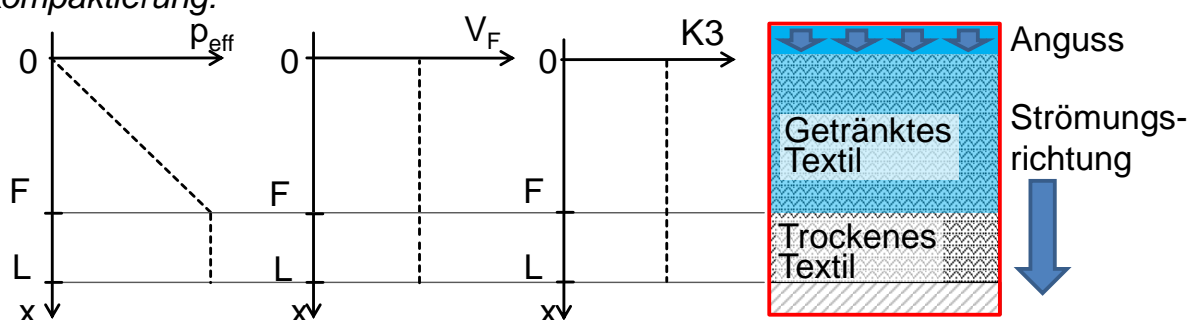


Abbildung 2.4: Modellierung der transversalen Imprägnierung nach Darcy (bei Annahme einer steifen, ideal homogenen Struktur)

Wird nun die hydrodynamische Kompaktierung in der Modellierung berücksichtigt, kommen die in Abbildung 2.5 gezeigten funktionellen Zusammenhänge von Effektivdruck und Faservolumengehalt ($V_F(p_{eff})$), sowie von Dickenpermeabilität und Faservolumengehalt ($K3(V_F)$) zum Tragen.

Modellierung unter Berücksichtigung der hydrodynamischen Kompaktierung durch Funktionen für $V_F(p)$ und $K3(V_F)$:

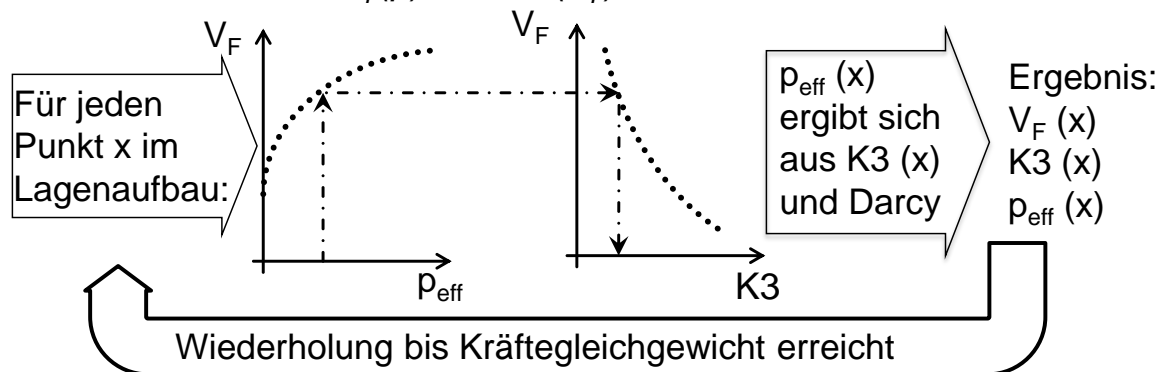


Abbildung 2.5: Modellierung der transversalen Imprägnierung bei Berücksichtigung der hydrodynamischen Textilkompaktierung durch Funktionen zur Beschreibung des textilen Kompaktierungs- und Dickenpermeabilitätsverhaltens

Sie stellen den für die Modellierung erforderlichen Input dar. Auf die trockenen Bereiche wirkt stets der volle Injektionsdruck. Hinter der Fließfront kommt es aber, entsprechend der sich ändernden Druckbedingungen und der dargestellten funktionellen Zusammenhänge, zu Relaxationsvorgängen und inhomogener Kompaktierung. Da diese Bereiche im Zuge der weiteren Imprägnierung weiterhin durchströmt werden müssen, was entsprechend Darcy einen Druckabfall erfordert, hat dies einen starken Einfluss auf das Gesamtsystem [34]. Über die gesamte Fließlänge im Textil lässt sich für jeden Punkt der aus dem effektiven Druck resultierende Faservolumengehalt berechnen. Dieser bestimmt wiederum die an diesem Punkt herrschende Dickenpermeabilität. Weiterhin kann aus den V_F -Änderungen die Fließlänge neu berechnet werden. Durch die neue Dickenpermeabilitätsverteilung ergeben sich wieder neue Druckabfälle und effektive Drücke, welche wiederum zu einer neuen V_F -Verteilung führen usw. Dieser Zyklus setzt sich bei konstanter Durchströmung fort bis ein Kräftegleichgewicht erreicht ist. Ein mögliches Ergebnis zeigt Abbildung 2.6. Während V_F am Anguss unterhalb des initialen V_F liegt, ist der Wert an der Fließfront maximal. Außerdem ist der Druckabfall nichtlinear, da Steigerungen des effektiv wirkenden Kompaktierungsdrucks sich über die Dickenpermeabilitätsreduktion verstärken. Tatsächlich kann sich sogar eine Gesamtkompaktierung ergeben, wodurch das Material

den Kontakt zum Werkzeug verliert, wie an der Reinharzzone in der schematischen Darstellung in Abbildung 2.6 rechts zu sehen. Auch K_3 ist nicht mehr über den Lagenaufbau konstant, sondern nicht-linear. Welchen Verlauf die Kurven tatsächlich annehmen hängt von den Verläufen der Funktionen ($V_F(p_{eff})$ und $K_3(V_F)$) ab. Eine detaillierte Betrachtung erfolgt im Zuge der in Kapitel 3.6 vorgestellten Simulation. Es ist anzumerken, dass sich bei fortschreitender Fließfront, wie sie beim ARTM auftritt, vor der vollständigen Imprägnierung kein Kräftegleichgewicht einstellt. [34, 45]

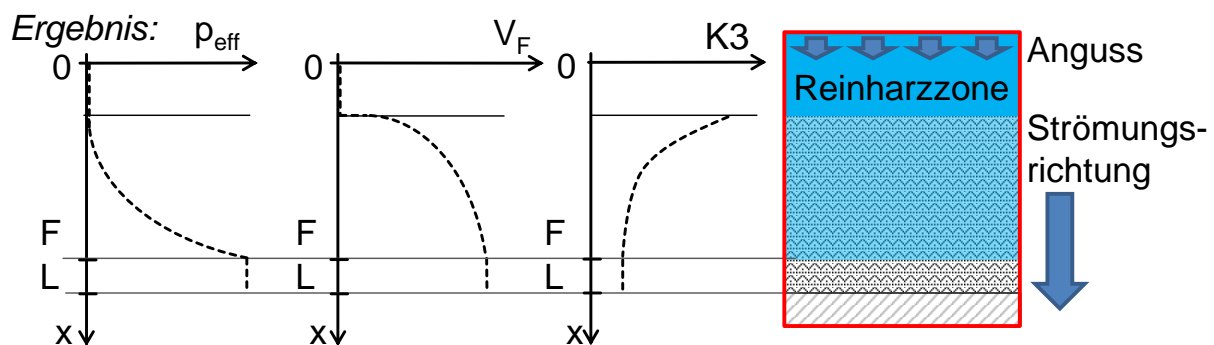


Abbildung 2.6: Ergebnis der Modellierung der transversalen Imprägnierung bei Berücksichtigung der hydrodynamischen Textilkompaktierung

Die zur Beschreibung des Fließfrontverlaufs bei transversaler Imprägnierung entwickelten Modelle, bilden lediglich homogene Lagenaufbauten ab, während unterschiedliche V_F innerhalb von Lagen und zwischen Lagen vernachlässigt werden. Weiterhin weisen Verstärkungstextilien in Dickenrichtung ein komplexes viskoelastisch-plastisches Verhalten auf (vgl. Kapitel 2.4.1), was beispielsweise im Modell von Michaud et al. [33] berücksichtigt wird³.

Insgesamt stehen zur Beschreibung der transversalen Imprägnierung mathematisch ausgereifte Modelle zur Verfügung. Trotz der Unterschiede in den Modelleinsätzen, zeigen die Ergebnisse, dass es bei transversaler Imprägnierung zu einer inhomogenen und gegebenenfalls sogar zu einer Gesamtkompaktierung kommen wird. Folglich reicht eine Dickenpermeabilitätsmessung bei einem bestimmten initialen V_F nicht aus, um die textile Dickenpermeabilität zu beschreiben, da sich eine bestimmte V_F -Verteilung im Lagenaufbau ergibt, welche abhängig vom Druckgradienten ist. Um das transversale Imprägnierverhalten von Textilien zu untersuchen, muss daher das Zusammenspiel von hydrodynamischer Kompaktierung und Dickenpermeabilität

³ Ein Review zu Modellierungsansätzen für textile Kompaktierung findet sich beispielsweise bei [47].

messtechnisch erfasst werden. Das folgende Kapitel beschäftigt sich mit den hierfür zur Verfügung stehenden Systemen.

2.3 Bestimmung des textilen Imprägnierverhaltens

Wie in Kapitel 2.2 dargelegt, ergibt sich das transversale Textilverhalten aus dem komplexen Zusammenspiel der von V_F abhängigen Dickenpermeabilität und des Kompaktierungsverhaltens. Zur Messung des Verhaltens wurden verschiedene Systeme entwickelt, welche im Folgenden erläutert werden.

Das Gesetz von Darcy bildet die Grundlage der Dickenpermeabilitätsmessung. Grundsätzliche lassen sich gesättigte (kontinuierliche Durchströmung) und ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessungen (Imprägnierung einer trockenen Struktur) unterscheiden. [48, 49]

Im ungesättigten Fall ist für die Dickenpermeabilitätsmessung die Erfassung der Fließgeschwindigkeit erforderlich, was durch das Verfolgen der Fließfrontposition über die Zeit möglich ist. Im Gegensatz zur Ebenenimprägnierung, bei der es hierfür bereits sehr weit entwickelte und akkurate Systeme gibt [50-55], ist die Erfassung der Fließfrontausbreitung bei einer transversalen Imprägnierung relativ komplex. Eine Möglichkeit stellen invasive Messungen über leitfähige Strukturen [56], Thermistoren [57] oder optische Fasern dar [58, 59]. Auch nicht-invasive Messungen sind bspw. durch Ultraschalltechnologie möglich [60]. Eine dritte Möglichkeit ist die Ableitung der Fließfrontgeometrie aus der sich an den Kavitätsflächen ergebenden Fließfront, welche optisch [61-63] oder durch dielektrische Sensoren [64] erfasst werden kann. Der Hauptnachteil bei der ungesättigten Dickenpermeabilitätsmessung ist die Notwendigkeit einer Fließfrontausbreitung entsprechend einer bestimmten mathematischen Annahme. Wenn bspw. das Messfluid punktförmig injiziert wird, werden die erfassten Sensorwerte auf eine halbellipsoide Ausbreitung angepasst. Jegliche Abweichung der realen Fließfront vom Idealmodell führt zu teils starken Ungenauigkeiten. Fließkanäle, wie sie etwa durch die Verwirkung bei Gelegen entstehen, können solche Abweichungen verursachen. In Abbildung 2.7 ist beispielsweise die Idealannahme des sich bei Punktinjektion ergebenden Halbellipsoids als Dreiviertelschnitt gezeigt (links). Im rechten Bild ist in einem schematischen Schnittbild dargestellt, wie sich durch eine Vernähung geschaffene Fließkanäle auf die Fließfrontgeometrie auswirken. Es ist klar zu sehen, dass es zu deutlichen Unterschieden kommt, welche die

Genauigkeit eklatant beeinträchtigen. Bei anderen Angusstrategien kann es durch Vorseilungen des Messfluids an den Textilrändern (Race-Tracking) oder durch Werkzeugdurchbiegung zu Verzerrungen der Fließfront kommen. Ein weiteres Problem bei der ungesättigten Messung stellt die in Kapitel 2.2 erläuterte, strömungsinduzierte hydrodynamische Kompaktierung dar. Sie verzerrt die Fließfront, verfälscht die Druckbedingungen und behindert eine korrekte Zuordnung der gemessenen Dickenpermeabilität zum V_F .

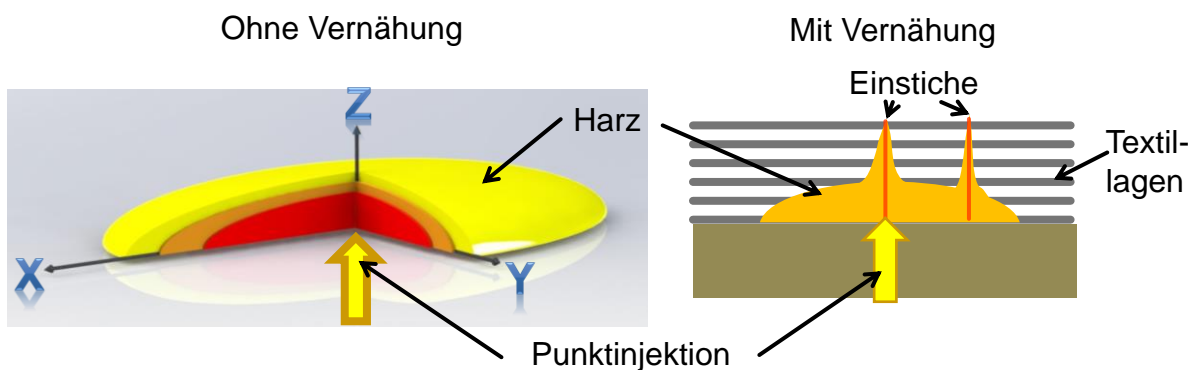


Abbildung 2.7: Dreiviertelschnitt des sich bei Punktinjektion in eine homogene, poröse Struktur ergebenden Fließfront-Halbellipsoids (links), Schnitt durch eine Punktinjektion in ein vernähtes Textil - aus der Vernähung erfolgt eine deutliche Fließfrontverzerrung und Abweichung von der Idealannahme (rechts)

Auch für die ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessung wurden verschiedene Messsysteme entwickelt [44, 65-69]. Bei ihnen wird die Fließgeschwindigkeit erfasst, indem der Volumenstrom der kontinuierlichen Strömung auf den durchströmten Querschnitt bezogen wird. Zwar sind sie dadurch unempfindlich gegenüber Verzerrungen der Fließfront, der Einfluss der hydrodynamischen Kompaktierung ist aber weiterhin gegeben. Mit zunehmendem Druckabfall am Textil kommt es zu einer Heterogenisierung der V_F -Verteilung im Lagenaufbau und – sofern die Vorkompaktierung überschritten wird – zu einer Gesamtkompaktierung. Dies kann experimentell nachgewiesen werden [44].

Um das Problem der hydrodynamischen Kompaktierung während der Dickenpermeabilitätsmessung zu umgehen, wird oft zu sehr niedrigen Injektionsdrücken bei der Messung geraten [45]. Wie bereits dargelegt treten diese Effekte aber auch bei realen Prozessen auf und sollen im Rahmen dieser Arbeit gezielt untersucht werden. Es stellt sich daher die Frage, wie hydrodynamische Kompaktierungsvorgänge erfasst werden können.

Um das Kompaktierungsverhalten von Textilien zu ermitteln werden die Dickenpermeabilität und das Kompaktierungsverhalten in der Regel separat ermittelt. Zur Ermittlung des Kompaktierungsverhaltens werden dann meist Universalprüfmaschinen eingesetzt. Allerdings ergibt sich dabei ein Problem: Selbst wenn getränkte Lagenaufbauten kompaktiert werden, um dem Realfall näher zu kommen, wird die Simultaneität von Kompaktierung und Strömung vernachlässigt, was wiederum zu Ungenauigkeiten führt. Es wurden verschiedene Systeme entwickelt, die diese Lücke schließen sollten. Eine Alternative sieht vor, den Faservolumengehalt während der gesättigten Dickenpermeabilitätsmessung zu variieren, um ein breites V_F -Spektrum kontinuierlich abzubilden. Dazu wird durch aktives Aufbringen einer Kraft die Kavitätshöhe variiert [68, 70, 71]. Auf diese Weise erfolgt allerdings keine Messung des Kompaktierungsverhalten bei Durchströmung sondern die Kompaktierung wird aktiv eingestellt und beeinflusst. Andere Ansätze sehen eine alternierende Durchführung von gesättigter Dickenpermeabilitätsmessung und Kompaktierungsmessung vor, um realistischere Kompaktierungswerte zu erhalten [72]. Auch dabei wird aber immer noch die Simultaneität außer Acht gelassen. In [73] wird ein Stack auf eine konstante Höhe gepresst, wobei der Schließdruck gemessen werden kann. Dies könnte auch bei laufender Durchströmung erfolgen. Auch dies ginge aber mit einer aktiven Kompaktierung einher. Dahingegen entsteht bei transversalen Imprägnierungen die Kompaktierung der Preform meist nicht durch direkten Werkzeugkontakt, sondern indirekt durch die entstehenden Druckbedingungen bei der Durchströmung mit Harz. Die aufgeführten Systeme erlauben es nicht diese passive, strömungsinduzierte Kompaktierung zu untersuchen. Eine solche strömungsinduzierte Kompaktierung kann mit dem in [44] beschriebenen System zwar experimentell gezeigt werden, allerdings ohne die Möglichkeit einer quantitativen Messung. Aus messtechnischer Sicht lässt sich daraus schließen, dass eine im Rahmen dieser Arbeit durchzuführende Systementwicklung zu einer gezielteren Untersuchung des transversalen Imprägnierverhaltens beitragen kann.

Aufgrund des hohen Aufwands und der Komplexität bei experimentellen Messungen nehmen die Bestrebungen zu, diese durch Simulationen zu substituieren. Dies führt zum vermehrten Einsatz von Computational Fluid Dynamics (CFD) zur Berechnung der Dickenpermeabilität von Textilien. Mit CFD-Simulationen werden strömungsmechanische Aufgaben numerisch gelöst [74], wobei durch CFD-Software wie Fluent,

Geodict, ANSYS CFX(R), oder Abaqus CFD Strömungen durch Textilmodelle simuliert und die Dickenpermeabilitätswerte berechnet werden können. Für die Erstellung des Textilmodells finden Programme wie TexGen (Universität Nottingham) [75] oder WiseTex [75-77] (KU Leuven), die meiste Verwendung. Die größte Herausforderung ist dabei die korrekte Abbildung des Textils. So zeigen Swery et al. [75] und Wong et al. [78] einen großen Einfluss der Garnquerschnittsform. In [79] zeigen Wong et al. außerdem die signifikanten Auswirkungen statistisch verteilter Garnverschiebungen in Halbzeugen. Hinzu kommt, dass bei mehrlagigen Aufbauten auch das Nestingverhalten⁴ wirklichkeitsgetreu abgebildet werden muss, was allerdings äußerst komplex ist [78]. Auch die richtige Wahl der Simulationsparameter ist wichtig. So zeigten Lomov et al. [76], starke Unterschiede in Abhängigkeit von den Randbedingungen des Textilmodells („wall condition vs. „periodic condition“). Insgesamt muss festgestellt werden, dass eine wirklich realitätsgetreue Modellierung aufgrund der stochastischen Unregelmäßigkeiten eines Textils quasi unmöglich ist [80]. Bislang konnte der exakte Zusammenhang zwischen dem 3D Porenraum eines Gewebes und der dazugehörigen Dickenpermeabilität daher auch nicht erfolgreich beschrieben werden [81]. Eine Möglichkeit dieses Problem zu lösen wäre die direkte Betrachtung von realen Strukturen beispielsweise durch μ CT-Aufnahmen. Bei detaillierter Analyse der tatsächlichen Textilgeometrie konnte durch CFD die Dickenpermeabilität von Wirrfasermatten bereits mit einer Abweichung von 20 % bis 50 % (40 % bis 50 % für Gewebe) angenähert werden. Ohne die Detailbetrachtung ergaben sich aber Abweichungen von etwa 100 % [82, 83].

Insgesamt bieten CFD-Simulationen damit bereits die Möglichkeit wichtige Erkenntnisse über Einflussparameter auf die Dickenpermeabilität zu identifizieren. Der zur Erreichung guter Ergebnisse nötige Aufwand zur Modellierung der stochastischen Realität steht aber den momentan noch sehr viel schneller durchführbaren und praxisnäheren Experimenten gegenüber. Aufgrund der dargestellten Anforderungen an Experimentalsysteme mangelt es zudem an Möglichkeiten die Simulationen zu validieren. Deshalb wird der technische Stand der Simulationen als unzureichend für die Untersuchung der komplexen hydrodynamischen Kompaktierungseffekte angesehen.

⁴ Nesting beschreibt die raumsparende Anordnung von Strukturen – im Falle von Textilien durch Ineinandergleiten von Erhebungen einer Lage in Senken der Nachbarlage. Durch den Aufbau von Textilien aus Garnen sind die Nestingmöglichkeiten bspw. bei Geweben sehr stark ausgeprägt.

Hinsichtlich des Ziels dieser Arbeit – der realitätsnahen Untersuchung des transversalen Imprägnierverhaltens – lässt sich damit feststellen, dass die Neuentwicklung eines Systems erforderlich ist, welches eine Dickenpermeabilitätsmessung und eine simultane Messung der bei Durchströmung entstehenden Kompaktierung ermöglicht. Um diese Messanforderungen zu erfüllen wurde ein neues System entwickelt, welches in Kapitel 3 erläutert wird.

2.4 Transversales Imprägnierverhalten textiler Verstärkungsstrukturen

Wie bereits erläutert bilden Dickenpermeabilität und Kompaktierung die Kernelemente des transversalen Imprägnierverhaltens. Bezüglich des transversalen Textilverhaltens können aus einer getrennten Betrachtung die falschen Schlüsse gezogen werden. Eine hohe gemessene Dickenpermeabilität ist kein Garant dafür, dass diese im Prozess verfügbar ist. Durch eine geringe Steifigkeit und infolgedessen starke hydrodynamische Kompaktierung kann die Dickenpermeabilität stark sinken. Alleine durch die Betrachtung separat erhobener Messergebnisse lässt sich deshalb nicht sagen, welches Textil gegenüber einem anderen im Prozess einen Vorteil bringt. Dennoch ist eine Recherche der Einflüsse auf Dickenpermeabilität und Kompaktierungsverhalten sinnvoll, da so zumindest eine Abschätzung der Einflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten möglich ist. Diese Recherche dient zudem dazu die Parameter festzulegen, welche im Rahmen der Studie untersucht werden sollen.

2.4.1 Kompaktierung

Faktoren, welche das Kompaktierungsverhalten beeinflussen, haben auch einen Effekt auf das transversale Imprägnierverhalten. Bewirkt ein Parameter bspw. eine Steigerung des Kompaktierungswiderstands⁵, wird die hydrodynamische Kompaktierung bei der Imprägnierung reduziert und die Dickenpermeabilität bleibt erhalten.

Bei Textilien handelt es sich um zweiskalige (dual-scale) Porenstrukturen. Es ist zwischen dem Mikroporenraum innerhalb der Multifilamentgarne und dem Makroporenraum zwischen den Multifilamentgarnen zu unterscheiden. Daher ist das Kompaktierungsverhalten im Hinblick auf diese zwei Skalen zu betrachten. Abbildung 2.8 (links) zeigt das von Matsudaira und Qin [84] vorgeschlagene textile Kompaktierungsmodell

⁵ Je höher der Kompaktierungswiderstand eines Textils, desto größer sind die zur Erreichung eines definierten V_F erforderlichen Kompaktierungsdrücke.

(bei aktiver Kompaktierung – keine Durchströmung). In den ersten zwei Phasen der Kompaktierung werden vorhandene Porenräume zwischen Filamenten und Garnen geschlossen. In einer dritten Phase dominieren mikroskopische Faserverformungen. Es ist deutlich zu sehen, dass mit zunehmendem Kompaktierungsdruck die Kompaktierungsfähigkeit abnimmt. Bei der anschließenden Reduktion des Kompaktierungsdrucks sind plastische Effekte zu beobachten.⁶

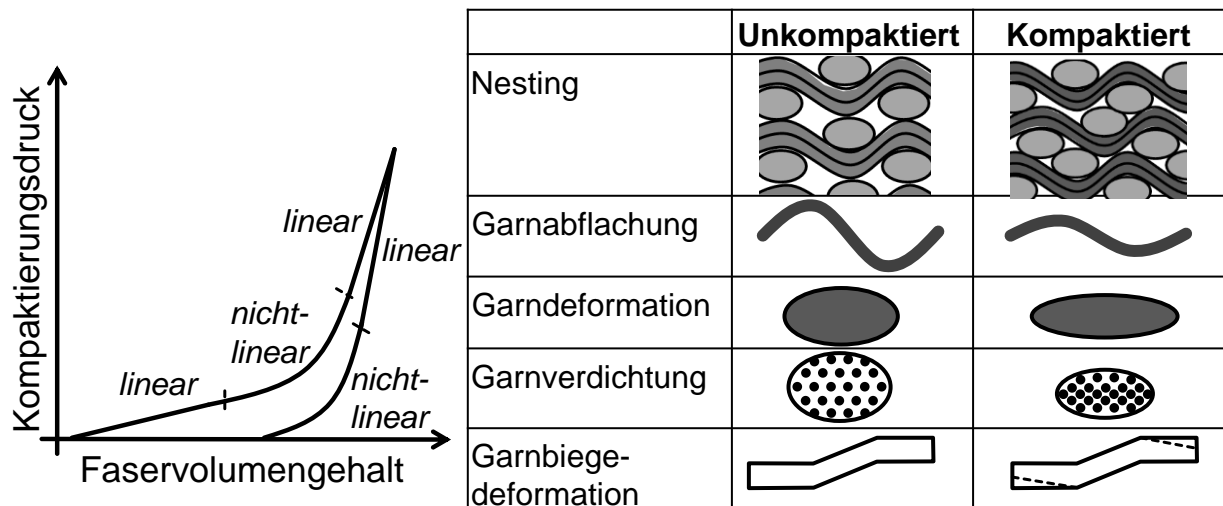


Abbildung 2.8: Korrelation von Kompaktierungsdruck und Faservolumengehalt (links) in Anlehnung an Matsudaira und Qin [84] (links), Faktoren der Textilkompaktierung in Anlehnung an Chen et al. [87]

Bei FKV-Herstellungsprozessen, wie jenen die in Kapitel 2.1.1 beschrieben sind, ist gewöhnlich keine Erreichung der dritten, linearen Phase zu erwarten. In den ersten beiden Phasen, sind es nach Chen et al. [87] die in Abbildung 2.8 (rechts) dargestellten Faktoren, welche das textile Kompaktierungsverhalten beeinflussen. Hierbei ist vor allem das Nesting hervorzuheben, bei dem sich Unebenheiten aneinander grenzender Textillagen raumsparend ineinander schieben. Dementsprechend führen Variationen, welche Wahrscheinlichkeit und/oder Ausprägung von Nesting erhöhen (z. B. durch Lagenanzahlvariation) gewöhnlich zu einer Reduktion des Kompaktie-

⁶ Die Steigung der dritten Kompaktierungsphase bestimmt das elastische Modul der Fasern selbst. Die Steigung der ersten Dekompaktierungsphase ergibt sich aus der Wiederherstellbarkeit der ursprünglichen Faserform. Je nach Ausprägung resultiert aus der unterschiedlichen Steigung in beiden Phasen eine Hysterese. Matsudaira und Qin betrachten jedoch Fasern aus der Textilherstellung (Polyester, Baumwolle etc.) [85]. Hingegen weisen bspw. Kohlenstoffasern bei lateraler Kompression bis zum Versagen ein rein elastisches Verhalten auf [86]. Daher ist dieser Effekt dort nicht zu erwarten. Plastische Deformation kann sich bei Verstärkungstextilien aber aus den makroskopischen Verformungen der Faserstruktur in der zweiten Dekompaktierungsphase ergeben.

rungswiderstands. Umgekehrt wird dieser erhöht, wenn Nestingwahrscheinlichkeit und/oder Nestingausprägung (z. B. durch Bindervlies) reduziert werden. [87-89]

Maßgebliche Einflussfaktoren, welche die in Abbildung 2.8 (rechts) dargestellten Faktoren beeinflussen, ergeben sich aus Prozessparametern, Textilparametern und Preforming, weshalb im Folgenden entsprechende Studien betrachtet werden. Der grundlegende Ansatz der Versuche ist nahezu einheitlich: Zuschnitte textiler Halbzeuge werden als Einzel- oder Mehrlagenaufbauten mit Universalprüfmaschinen gezielt kompaktiert und die hierfür notwendigen Kompaktierungskräfte gemessen.

Prozessparameter

Prozessbezogene Parameter, wie bspw. der Injektionsdruck, die Angussstrategie oder das Werkzeugdesign bestimmen die Bedingungen, unter denen das Textil kompaktiert wird. Sie beeinflussen maßgeblich das Kompaktierungsverhalten. So stellten Kim et al. [90] für trockene Gewebe und UD Rovings einen Anstieg des Kompaktierungswiderstands bei zunehmender Kompaktierungsgeschwindigkeit fest. Als Begründung nennen sie die Reduktion der Zeit, die für Faserneuanordnungen und Relaxation zur Verfügung steht. Auch Kelly et al. [91] konnten diesen Effekt zwischen 0,5 mm/min und 100 mm/min für Wirrglasfasermatten nachweisen.

Der Einfluss der Kompaktierungsgeschwindigkeit belegt für Textilien ein viskoelastisches Verhalten. Dieses zeigt sich auch durch die Zeitabhängigkeit von Relaxierungsvorgängen, z. B. wenn definierte Kavitätshöhen angefahren und gehalten werden. Ein Rückgang der zum Halten der Kavitätshöhe erforderlichen Schließkraft ist selbst nach mehreren Minuten noch messbar [92]. Die Relaxierung betrug bei Bickerton et al. [93] 64 % vom Maximaldruck und dauerte mit mehreren hundert Sekunden solange wie ein typischer RTM Prozess. Dabei ist die Ausprägung der Relaxierung wiederum von der Kompaktierungsgeschwindigkeit [93], dem initialen Kompaktierungsdruck (je höher, desto geringer ist die Relaxierung) [90, 94] und der Faserausrichtung (je besser die Ausrichtung, desto kleiner die Relaxierung) [90] abhängig. Außerdem ist die Relaxierung bei Geweben im Vergleich zu Gelegen und Fasermatten sehr viel stärker ausgeprägt [95, 96]. Ein entsprechendes, viskoelastisches Textilmodell ist z. B. in [91] zu finden. Es gibt bei Textilien weiterhin plastische Deformationen. So stellten Robitaille und Gauvin [97] für Gelege und Gewebe selbst bei 51 aufeinanderfolgenden Kompaktierungszyklen noch einen Rückgang des Kompaktie-

rungswiderstands von Zyklus zu Zyklus fest. Dieser Effekt trat auch bei anderen Studien auf [90, 94, 96, 98], wobei die relative Reduktion teilweise früher stagniert, zum Beispiel nach fünf Zyklen bei Kim et al. [90]. Es zeigt sich also, dass Textilien sich auch stark plastisch verformen⁷, weshalb Prozessparameter, wie beispielsweise ein hoher Injektionsdruck zu Beginn der Imprägnierung, das Textilverhalten nachhaltig beeinflussen. Comas-Cardona et al. [99] konnten für Glasfasergewebe einen plastischen Anteil von 70 % nachweisen. Dies deckt sich mit Untersuchungen von Somashekar et al. [95, 96], welche plastische und elastische Verformung in derselben Größenordnung sehen. Dabei stellen sie fest, dass Parametervariationen welche den elastischen Anteil erhöhen, den plastischen Anteil reduzieren und umgekehrt. Damit ergibt sich für Textilien ein komplexes viskoelastisch-plastisches Verhalten.

Über Prozessparameter, wie z. B. die Angusspositionierung wird auch definiert in welcher Prozessphase bestimmte Bereiche des Textils mit Harz gesättigt (getränkt) werden. Sind die Textilien mit Fluid gesättigt treten zwei gegensätzliche Effekte auf. Die Mehrzahl der in der Literatur beschriebenen Studien weist eine Reduktion des Kompaktierungswiderstands bei Sättigung nach [72, 89-91, 97, 99-102], wobei die Studien Wirrglasfasermatten, Gewebe, Gelege und auch UD Rovings umfassen. Dabei messen bspw. Kelly et al. [91], dass der zur Erreichung eines V_F von 0,35 erforderliche Kompaktierungsdruck sich um 40 % reduziert. Dies kann durch Schmiereffekte erklärt werden, welche das Nesting erleichtern. Nesting beschreibt dabei die raumsparende Anordnung von Strukturen – im Falle von Textilien durch Ineinandergleiten von Erhebungen einer Lage in Senken der Nachbarlage. Andererseits führt eine Kompaktierung gesättigter Textilien zu einer Fluidverdrängung und –strömung. Aufgrund des Fließwiderstands des Textils erhöht dies den Kompaktierungswiderstand. Je höher die Kompaktierungsgeschwindigkeit ist, desto stärker ist der Einfluss der Fluidverdrängung. So berechneten Kelly et al. [91], dass in ihren Versuchen bei einem V_F von 0,35 der vom Fluid getragene Druck bei 5 mm/min lediglich 3 – 10 % des Kompaktierungsdrucks beträgt, bei 100 mm/min aber bereits 68 %. Saunders et al. [88] bestätigten den Effekt. Bei Hammami und Gebart [103] zeigte sich der wechselhafte Einfluss der Sättigung. Sie stellten bei 2 mm/min eine Erhöhung und bei 0,05 mm/min eine Reduktion des Kompaktierungswiderstands durch Sättigung fest.

⁷ Streng genommen müsste eine tatsächliche Plastizität durch Langzeitversuche nachgewiesen werden. Bezogen auf die für Harzinjektionsverfahren relevanten Zeiträume ist aber von einer Quasi-Plastizität auszugehen.

Auch auf die plastische Deformation hat Sättigung einen Einfluss. So stellten Robitaille und Gauvin [97] fest, dass die Energieverluste zwischen zwei Zyklen bei Öl höher waren als bei Wasser und bei Wasser höher als bei Luft. Dies rechneten sie den zusätzlichen Schmiereffekten zu. Ob bei gesättigten Proben letzten Endes die Viskoelastizität, die Schmierung oder der Fließwiderstand das Kompaktierungsverhalten dominiert hängt daher stark von den Material- und Prozessparametern und auch vom V_F -Bereich, welcher den textilen Fließwiderstand bestimmt ab.

Textile Parameter

Textile Parameter bilden die zweite große Gruppe der Einflussfaktoren. Diese können sich einerseits aus der Architektur des einzelnen textilen Halbzeugs oder aus dem Lagenaufbau ergeben.

Wird der Lagenaufbau betrachtet, ergibt sich ein Einfluss aus der Lagenanzahl. Hierzu sind die Aussagen sehr unterschiedlich. Viele Studien zeigen für Gewebe und Fasermatten einen reduzierenden Einfluss der Lagenanzahl [87-89] auf den Kompaktierungswiderstand. Allerdings oft nur bis zu einer bestimmten Obergrenze. Diese lag bspw. bei Saunders et al. [88] bei 5 und bei Chen et al. [87] bei 10 Lagen. Bis 20 Lagen konnten Chen et al. [104] diesen Effekt auch durch eine Modellierung nachbilden. Der reduzierende Einfluss ist steigenden Nestingmöglichkeiten zuzurechnen, die sich durch die steigende Anzahl an Textil/Textil - Grenzschichten ergeben. Andere Studien zeigten - hauptsächlich für Gelege [94, 96, 101], in einem Fall aber auch für ein Gewebe [98] - hingegen einen steigenden Kompaktierungswiderstand mit zunehmender Lagenanzahl. Robitaille und Gauvin [94] konnten diesen steigernden Effekt für ein GF-Gelege bis 12 Lagen nachweisen. Klunker et al. [101] stellten das Gleiche fest. Dabei muss festgehalten werden, dass Nesting bei Gelegen unter anderen Bedingungen stattfindet als bei Geweben. Sie werden hauptsächlich durch das Verwicklungsmuster definiert [105] und in den Grenzschichten sind die Fasern oft rechtwinklig zueinander. Es liegt nahe, dass bei Gelegen gleichorientierte Verwicklungsfäden bei Überlagerung eine Erhöhung des Kompaktierungswiderstands mit sich bringen. Die Wahrscheinlichkeit solcher Überlagerungen steigt mit der Lagenanzahl. Liu et al. [100] fanden für Gelege einen differenzierteren Einfluss. In ihrer Studie ließen sich Mehrlagenaufbauten zwar bei geringen V_F schwerer kompaktieren als

Einzellagen, bei höheren änderte sich dies aber. Wahrscheinlich überlagern sich bei Gelegen die Effekte, wobei der dominierende Faktor wechseln kann.

Auch die Orientierung der Lagen zueinander hat einen Einfluss. So zeigen Studien von Hammami und Gebart [103] für gesättigte UD-Gelege einen sinkenden Kompaktierungseinfluss bei einer Stapelung mit Versatz. Durch den Versatz werden gleichorientierte Verwirkungsfäden vermieden. Eventuell kann so im Versuch auf der UPM auch das Fluid besser ausfließen. Kim et al. [90] stellten für trockene Gewebe und UD Rovings hingegen eine Steigerung der Kompaktierungskräfte mit zunehmender Alternierung fest, was dem reduzierten Nestingpotenzial zugerechnet werden kann.

Wird die Architektur der textilen Halbzeuge variiert, zeigen sich weitere Einflussfaktoren. Lomov et al. [105] modellierten das Kompaktierungsverhalten von NCFs und zeigten den starken Einfluss der Verwirkungsart. In Studien von Becker et al. [106] zeigte sich dementsprechend bei Gelegen ein Einfluss der Verwirkungsstichlänge (Abstand zwischen zwei Nähstichen). Eine größere Stichlänge und ein dickerer Verwirkungsfaden führten zu höheren Kompaktierungsdrücken, während die Verwirkungsart keinen Effekt zeigte. Der Einfluss der Verwirkungsfadenorientierung zeigt sich durch den Vergleich von Biaxialgelegten mit Faserlagen in $\pm 45^\circ$ - Orientierung und solchen mit Faserlagen in $0^\circ/90^\circ$ - Orientierung. Hier konnte teilweise ein höherer Kompaktierungswiderstand für die $0^\circ/90^\circ$ - Gelege festgestellt werden. In der Studie wurden ebenfalls Glasfasergewebe betrachtet. Dabei zeigte sich ein Einfluss in der Art, dass Köpergewebe beim gleichen V_F höhere Drücke aufwiesen als Leinwandgewebe. Auch ein sinkender Titer steigert den Kompaktierungswiderstand, genau wie eine sinkende Garndichte. Das Finish, welches Garndeformierbarkeit und Reibkoeffizienten bestimmt, zeigte einen Einfluss in beide Richtungen.

Preforming

Dem Preforming kommt bezüglich des Kompaktierungsverhaltens eine herausragende Bedeutung zu, da es direkt vor dem Imprägnierprozess erfolgt. Aus den verschiedenen Preformingschritten ergeben sich Einflüsse auf das Imprägnierverhalten.

Durch die Scherung des Textils bei Drapierprozessen, steigt zunächst das Flächengewicht, was bei gleichbleibender Kavitätshöhe zu höheren V_F und damit höheren Kompaktierungsdrücken führt. Wird nicht der zur Erreichung einer bestimmten Kavitätshöhe sondern der zur Erreichung eines bestimmten V_F nötige Druck verglichen,

so kann es immer noch einen Einfluss geben, der sich aus den geometrischen Änderungen ergibt. Bei den Studien von Berg et al. [107] führte bei den betrachteten CF-Gelegen neben der Materialverdichtung auch die geometrische Veränderung zu steigenden Kompaktierungsdrücken. Das bestätigt die theoretischen Betrachtungen von Lomov et al. [105], welche ein geometrisches Modell nutzten, um zu zeigen, dass durch Scherung Nestingeffekte reduziert werden.

Eine weitere Einflussgröße ergibt sich aus der beim Preforming nötigen Fixierung der Endkontur. Diese erfolgt üblicherweise durch Nähte oder thermoplastische Binder [19]. Sowohl Floeck et al. [108] als auch Mouritz et al. [109] beobachteten eine fadenspannungsabhängige Vorkompaktierung durch das Vernähen. Für kleine V_{GF} -Werte führte dies zu kleineren Kompaktierungsdrücken. Wurde die Vorkompaktierung jedoch überschritten, war der Kompaktierungswiderstand vergleichsweise höher. Floeck et al. [108] stellten weiterhin eine Steigerung des Widerstands bei zunehmender Stichdichte fest. Wu et al. [110] zeigten, dass der Einfluss eines thermoplastischen Binders auf das Kompaktierungsverhalten sowohl von der Bindermenge als auch von den Parametern bei der thermischen Aktivierung (Temperatur, Zeit) abhängig ist. Dies war auch bei Aranda et al. [22] der Fall. Bei den untersuchten CF-Gelegen führte dabei ein Bindervlies zu einer größeren Steigerung des Kompaktierungswiderstands als ein Pulverbinder. Eine steigende Bindermenge steigerte auch den Kompaktierungswiderstand. Dabei war der Kompaktierungswiderstand in beiden Fällen bei Verarbeitungstemperatur von 120 °C geringer als bei Raumtemperatur.

Insgesamt zeigt sich, dass das Kompaktierungsverhalten von vielen Parametern beeinflusst wird, aber auch zielgerichtet beeinflusst werden kann. Dabei ist der absolute Einfluss sehr stark material- und prozessabhängig. Ein Versuch die Effekte zu quantifizieren, ist daher nicht zielführend. Die gefundenen Kompaktierungseffekte sind daher in Tabelle 2.1 rein qualitativ zusammengefasst. Wenn auch die Ergebnisse nicht vollständig auf den Fall der transversalen Imprägnierung übertragen werden können, so liefern sie doch sehr wichtige Hinweise und bilden eine gute Basis für die Evaluation der späteren Ergebnisse.

Tabelle 2.1: Einflüsse auf das Kompaktierungsverhalten von Textilien

Kategorie	Parameter	Einfluss auf Kompaktierungswiderstand wenn erhöht bzw. angewendet*
Prozess	Kompaktierungsgeschwindigkeit	↑
	Zykluszahl	↓
	Sättigung (langsame Kompaktierung)	↓
	Sättigung (schnelle Kompaktierung)	↑
Textiler Aufbau	Lagenanzahl	↑/↓
	Alternierende Orientierung	↑/↓
	Gelege – Verwirkung	
	- Stichlänge	↑
	- Nähfadenstärke	↑
	- Verwirkungsart	○
	- Faserorientierung $\pm 45^\circ$ statt $0^\circ/90^\circ$	↓
	Gewebe	
	- Köper statt Leinwand	↑
	- Titer	↓
	- Garndichte	↓
- Finish	↑/↓/○	
Preforming	Vernähen	↓/↑
	Binder	↑
	Scherung	↑
	- Verdichtung	↑
	- Geometrische Änderungen	↑
↑ - steigend, ↓ - senkend, ○ – kein klarer Einfluss		
*Häufigstes Ergebnis bei widersprüchlichen Ergebnissen		

2.4.2 Dickenpermeabilität

Im Folgenden sollen Einflüsse auf die Dickenpermeabilität identifiziert werden. Bewirkt ein Parameter eine Steigerung der Dickenpermeabilität, so sinken die effektiven Drücke auf das Textil, und die Kompaktierung fällt geringer aus. Dies führt wiederum zu einer geringeren Dickenpermeabilitätsreduktion. Dadurch ergibt sich ein überproportional positiver Effekt in Bezug auf die transversale Imprägniergeschwindigkeit.

Die Permeabilität einer porösen Struktur wird von verschiedenen Faktoren beeinflusst. Wird der Porengehalt durch Kompaktierung reduziert, reduziert sich der für die Strömung zur Verfügung stehende Raum, was zu einer Permeabilitätsreduktion führt.⁸ Eine der bekanntesten Gleichungen zur Beschreibung dieses Effekts ist die Kozeny-Carman-Gleichung [111, 112]. Die entsprechende Gleichung (2.5) be-

⁸ Diese Aussage bezieht sich auf poröse Strukturen, welche einen vollständig zusammenhängenden Porenraum aufweisen, der dementsprechend vollständig für die Strömung zur Verfügung steht [28].

schreibt, wie auch das Gesetz von Darcy, eine laminare Strömung, allerdings enthält sie statt eines allgemeinen Permeabilitätswertes Parameter zur Beschreibung des Porenraumes. Dies sind der Partikeldurchmesser d_p und die Porosität ε sowie die empirisch zu ermittelnde Konstante C^9 . Dabei können Volumenstrom Q , Druckabfall Δp , durchströmte Querschnittsfläche A , Fließlänge ΔL sowie Viskosität η wie beim Gesetz von Darcy (2.1) definiert werden.

$$Q = - \frac{\varepsilon^3 \cdot \Delta p \cdot A \cdot d_p^2}{(1 - \varepsilon)^2 \cdot \eta \cdot \Delta L \cdot C} \quad (2.5)$$

Es wird deutlich, dass die Gleichung bei Reduktion der Porosität eine starke Abnahme des Volumenstroms und damit der Permeabilität der porösen Struktur beschreibt. Gerade die korrekte Ermittlung von C stellt bei Faserstrukturen aber ein Problem dar. Durch Arbeiten zur Korrelation von Faserradius und hydraulischem Radius¹⁰ von Williams et al. [114] konnte die Gleichung auf Faserstrukturen angewendet werden. Allerdings zeigen Untersuchungen an textilen Verstärkungsstrukturen, dass die Konstante teilweise mit zunehmendem V_F immer kleiner werden müsste, um die experimentellen Ergebnisse korrekt abzubilden [16, 115, 116]. Eine verlässliche Vorhersage der V_F -Abhängigkeit der textilen Permeabilität ist daher nicht möglich. Allerdings bietet die Gleichung einen guten Ansatzpunkt zur Abschätzung der Größenordnung mit der die Porosität die Permeabilität beeinflusst. Generell erzeugt eine Porenraumreduktion eine starke Senkung der Permeabilität.

Alleine aufgrund des Porengehalts lässt sich aber keine Aussage über die Permeabilität treffen. Auch die Struktur der Poren ist von Bedeutung. Bei Geweben und Gelegen gibt es durch den Textilaufbau Makro- (zwischen den Garnen) und Mikrofließräume (in den Garnen) [117, 118]. Die Permeabilität in Mikro- und Makroporenräumen unterscheidet sich um mehrere Dekaden, vor allem bei transversaler Strömung [61]. Daher spielen vor allem Makrofließkanäle in Strömungsrichtung eine große Rolle, wie sie beispielsweise durch eine Vernähung von Geweben oder die Verwirkung von Gelegen entstehen. Wird die poröse Struktur als Block mit in Strömungsrichtung orientierten Kapillarröhren betrachtet, lässt sich der Einfluss bspw. einer Naht theore-

⁹ Diese Konstante wird meist als Kozeny-Carman-Konstante bezeichnet und gewöhnlich mit K abgekürzt. Um eine Verwechslung mit der Permeabilität zu verhindern wird die Konstante in dieser Arbeit mit C bezeichnet.

¹⁰ Der hydraulische Radius wird verwendet sofern der durchströmte Querschnitt nicht kreisförmig ist. Er entspricht der durchströmten Querschnittsfläche bezogen auf den benetzten Umfang. [113]

tisch beleuchten. Dazu kann auf das Gesetz von Hagen-Poiseuille [119] (Gleichung (2.6)) zurückgegriffen werden, welches die Berechnung des entstehenden Volumenstroms in einem Rohr in Abhängigkeit des Druckabfalls erlaubt:

$$Q = - \frac{\pi \cdot r^4 \cdot \Delta p}{8 \cdot \eta \cdot \Delta L} \quad (2.6)$$

Dabei entspricht r dem Rohrdurchmesser und ΔL der Fließlänge, welche hier der Rohrlänge entspricht. Q , Δp und η sind weiterhin als Volumenstrom, Druckdifferenz und Viskosität definiert. Werden diese Gleichung sowie das Gesetz von Darcy (2.1) nach Δp aufgelöst und gleichgesetzt, kann wiederum nach der Permeabilität aufgelöst werden, die sich dann als $r^2/8$ ergibt. Die Permeabilität hängt also sehr stark von Durchmesser ab – bei gleicher Gesamtfläche sind wenige große Fließkanäle höher permeabel als viele kleine. Durch Einbringen großer Fließkanäle, kann demnach die Reduktion von kleineren Fließkanälen überkompensiert werden.

Neben der Fließkanalfläche ist aber auch deren Turtuosität¹¹ von Bedeutung. Diese reduziert die Permeabilität. Scheidegger [120] schlägt beispielsweise eine Reduktion der berechneten Kanalpermeabilität um einen Turtuositätsfaktor vor, welcher sich als Quotient aus tatsächlicher Fließkanallänge und der Länge der porösen Struktur ergibt. Die starken Umlenkungen in einem Textil reduzieren die Permeabilität damit erheblich. Daraus ergibt sich ein weiterer Vorteil von Vernähungen oder Verwirkungen, welche gerade durch das Textil gehen.

Die Theorie der Fließkanäle und der Turtuosität begründet auch warum bei dual-scale¹² Textilien die Ebenenpermeabilität meist etwa eine Größenordnung oberhalb der transversalen Permeabilität liegt (z. B. für das im Rahmen der Parameterstudie dieser Arbeit genutzte Gewebe 1 bei $V_F = 0,5$: $K_1 \approx 2,8E-11 \text{ m}^2$, $K_2 \approx 1,3E-11 \text{ m}^2$ und $K_3 \approx 1,4 E-12 \text{ m}^2$). Es gibt zwischen und in den Garnen durchgängige Fließkanäle mit vergleichsweise geringer Turtuosität.

Damit kann bezüglich der textilen Permeabilität und damit auch der Dickenpermeabilität festgehalten werden:

¹¹ Der Begriff leitet sich vom lateinischen Wort „tortuosus“ ab, der sich mit „gewunden“ übersetzen lässt. Er beschreibt damit die „Gewundenheit“ von Fließkanälen in porösen Strukturen.

¹² Durch Multifilamentgarne bedingter Aufbau aus Mikro- und Makroporenräumen

- Die Vergrößerung von **Fließkanälen** durch die Verkleinerung anderer Fließkanäle bewirkt eine Permeabilitätssteigerung.
- Die Verringerung von **Turtuosität** vorhandener Fließkanäle steigert die Permeabilität.
- Wird keiner der oben genannten Faktoren beeinflusst, führt eine Reduktion des **Porenraumes** zu einer Permeabilitätsreduktion.

Aus Prozessparametern, Textilparametern sowie dem Preforming ergeben sich zahlreiche Einflussgrößen auf die oben genannten Effekte und damit auf die Dickenpermeabilität. Im Folgenden werden entsprechende Studien zu diesen drei Kategorien betrachtet.

Prozessparameter

Bereits in Kapitel 2.2 wurde erläutert, dass Prozessparameter wie der Druck durch die Deformation des Textils einen Einfluss auf die gemessene Dickenpermeabilität haben können. Eine Reduktion der gesättigten Dickenpermeabilität bei steigender Druckdifferenz wurde bspw. von Endruweit et al. [121] gemessen. Als Ursache sehen sie eine zunehmende Kompaktierung. Sie beobachten ebenfalls eine Abhängigkeit von der initialen Vorkompaktierung. Ist diese hoch, tritt eine Reduktion erst auf, sobald dieser vom Druckabfall überschritten wird. Klunker et al. [44] stellten dasselbe Verhalten fest, wobei sie die Textilkompaktierung sowie die Heterogenisierung des Faservolumengehaltsverteilung durch eine transparente Röhre qualitativ beobachten konnten.

Ouagne und Bréard [68, 122] messen die gesättigte Dickenpermeabilität bei kontinuierlicher Erhöhung von V_F . Nur bei hinreichend kleinen Kompaktierungsgeschwindigkeiten ist der Unterschied zu einer diskreten Messung bei einzelnen Faservolumenwertswerten gering. Bei schnellerer Kompaktierung ist der Unterschied signifikant und die gemessenen Dickenpermeabilitätswerte sind geringer. Als Ursache sehen sie eine unvollständige Ausbildung des Strömungszustandes durch die zu schnelle Kompaktierung und dem viskoelastischen Textilverhalten.

Ven et al. [73] durchströmten einen Lagenaufbau mehrmals hintereinander und konnten eine Reduktion der Dickenpermeabilität von Zyklus zu Zyklus messen. Diese rechneten sie durch Schmiereffekte begünstigtem Nesting zu, welcher einen zuneh-

menden V_F erzeugt, was sie allerdings nicht messen konnten. Auch Endruweit et al. [121] konnten selbst beim fünften Zyklus noch eine Reduktion feststellen.

Während der Imprägnierung wird das zunächst trockene (ungesättigte) Textil mit Harz getränkt (gesättigt). Dabei kann sich die gesättigte Dickenpermeabilität von der ungesättigten unterscheiden. Eine Zusammenfassung von entsprechenden Studienergebnissen findet sich bei Dungan et al. [123], welche in der Literatur gemessene Quotienten aus ungesättigter zu gesättigter Dickenpermeabilität von $\frac{1}{4}$ bis 4 finden. Als Begründung werden in den Studien Faser- bzw. Garnverschiebungen, Kapillareffekte, Lufteinschlüsse und zeitverzögerte Garnimprägnierung genannt.

Scholz et al. [71] untersuchten den Einfluss der Viskosität durch Dickenpermeabilitätsmessungen mit Luft und Wasser. Die Luft-Messungen brachten höhere K_3 -Werte, welche die Autoren aber immer noch als vergleichbar zu den Wasser-Messungen einstufen. Luo et al. [124] bewerten die Differenzen bei einer Ebenenpermeabilitätsmessung mit Silikonöl und Maissirup als vernachlässigbar im Vergleich zur allgemeinen Wiederholgenauigkeit. Einflüsse können aus ihrer Sicht nur durch Kapillarkräfte und deshalb nur bei ungesättigter Messung entstehen. Hammond und Loos [125] stellten bei der Untersuchung eines Glasfasergewebes weder bei gesättigter noch bei ungesättigter Ebenenpermeabilitätsmessung einen relevanten Unterschied zwischen Messungen mit Wasser, Maisöl und einem Epoxidharz fest. Auch zwischen gesättigter und ungesättigter Messung gab es keinen bemerkenswerten Unterschied.

Textile Parameter

Bezüglich des textilen Aufbaus können sich einerseits aus der Architektur des einzelnen textilen Halbzeugs oder aus dem Lagenaufbau Einflüsse ergeben.

Bei Geweben konnten Mitschang et al. [126] feststellen, dass eine Leinwandbindung zu einer höheren Dickenpermeabilität führt als eine Körperbindung. Ihre Ergebnisse zeigen weiterhin, dass die Dickenpermeabilität mit steigender Garndichte (Garne pro Längeneinheit) ansteigt. Außerdem wird ein interdependenter Einfluss von Garndichte und Garntiter festgestellt. Rieber et al. [127] beobachteten auch eine steigende Ebenenpermeabilität mit steigendem Einzelfilamentdurchmesser.

Arnold [17] untersuchte den Einfluss textiler Parameter auf die Dickenpermeabilität von Gelegen. Die Dickenpermeabilität von $\pm 45^\circ$ -Gelegen lag deutlich über der von

0°/90°-Gelege. Als Ursache wird der unterschiedliche Aufbau von Garndurchstichfehlstellen (Fließkanäle) angeführt, der daraus entsteht, dass die Verwirkung immer in Produktionsrichtung (0°) liegt. Der Einfluss der Nähfadenfeinheit war nicht signifikant, ebenso wie die Stichelänge der Verwirkung beim 0°/90°-Gelege. Bei einem $\pm 45^\circ$ -Gelege führt die Reduktion der Stichelänge hingegen aufgrund der höheren Anzahl an transversalen Fließkanälen zu einer höheren Dickenpermeabilität, was auch von Drapier et al. [27] und Antonucci et al. [59] festgestellt wurde. Letztere stellten auch fest, dass ein höheres Flächengewicht, was bei gleicher Nähkonfiguration zu dickeren Garnen führt, ebenfalls eine höhere Dickenpermeabilität erzeugt.

Elbouazzaoui et al. [128] stellten systematische Differenzen bei der Messung der Dickenpermeabilität fest, wenn sich den gleichen Lagenaufbau (Gelege) von unterschiedlichen Seiten anströmten. Sie versuchten sich an einer Erklärung basierend auf der Veränderung der durch die Verwirkung gegebenen Durchstichlöcher, konnten aber keine finale Begründung liefern. Elbouazzaoui et al. deckten einen weiteren Effekt auf. In Abhängigkeit von der Fadenspannung der Verwirkung, kommt es bei der Messung zu einer Aufweitung der Durchstichlöcher. Dies würde - ebenso wie die Kompaktierung - zu einer Abhängigkeit des gemessenen Dickenpermeabilitätswerts von der Fließgeschwindigkeit führen. Allerdings sollte die Dickenpermeabilität dadurch mit zunehmendem Druck besser und nicht schlechter werden.

Um bei der Textilherstellung eine Faserschädigung zu vermeiden, wird meist eine Schlichte aufgebracht, die später abgewaschen und durch ein Finish ersetzt wird, welches wiederum für eine gute Faser-Matrix-Anhaftung sorgt. Studien von Karbhari, Palmese und Andersen [129-131] zeigen einen Finish-Einfluss auf die Ebenenpermeabilität, wohingegen Rieber [16] dies nicht bestätigen konnte. Es ist davon auszugehen, dass sich Finish-Einflüsse auch für die Dickenrichtung ergeben können.

Wird der Gesamtaufbau betrachtet, ergeben sich zahlreiche Einflüsse aus dem Verhalten in den Grenzschichten. Das Strömungsverhalten in den Grenzschichten ist abhängig davon, in welcher Ausprägung es zu Nesting kommt. Dungan et al. [132] und Senogus et al. [133] geben bei der Untersuchung von Leinwandbindungen an, dass die Dickenpermeabilität bei keinem Nesting um das 10-fache höher sein kann als bei maximalem Nesting. Fang et al. [134] untersuchten den Nestingeffekt für UD-Gelege und kamen zu dem Schluss das beim selben V_F , die Dickenpermeabilität der minimal genesteten Modelle sehr viel höher (etwa zwei Größenordnungen) ist, wobei

die Differenz mit steigendem V_F abnimmt. Als Ursache für die Abnahme des Effekts sehen sie, dass es schwieriger wird die Einzellagen tatsächlich korrekt zu stapeln, wodurch es zu einer Homogenisierung aufgrund von zufälligem Nesting kommt. Dies sehen sie durch Untersuchungen von Lomov et al. bestätigt [105]. Allerdings haben sie in ihrer Messzelle keine Möglichkeit den tatsächlichen Faservolumengehalt zu messen, obwohl eine V_F - Steigerung durch hydrodynamische Kompaktierung wahrscheinlich einen Großteil des Einflusses bewirkt. Es ist davon auszugehen, dass er sehr stark ansteigt. Song et al. [135] erhielten ähnlich hohe Differenzen. Insgesamt hat das Nesting durch seine Beeinflussung des Kompaktierungsverhaltens und durch die geometrischen Veränderungen einen starken Einfluss auf die Dickenpermeabilität, der sich auch darin widerspiegelt, dass sich die Dickenpermeabilitätswerte von Aufbauten mit unterschiedlichen Nestingmöglichkeiten stark unterscheiden.

Weiterhin können sich Einflüsse aus der Anzahl der Lagen ergeben. Fang et al. stellten simulativ eine Abnahme der Dickenpermeabilität mit zunehmender Lagenanzahl fest. Song et al. [135] erhielten experimentell und simulativ das gleiche Ergebnis, wobei sie die Ursache auch hier im Nesting sehen. Sie merken an, dass oberhalb einer Lagenanzahl von neun kein Einfluss mehr gegeben ist.

Auch die Lagenorientierung kann sich über das Nesting auf die Dickenpermeabilität auswirken. Tahir et al. [136] und Stylianopoulos et al. [137] berücksichtigen einen solchen Einfluss nicht, mit der Begründung, dass die Dickenpermeabilität einer Einzellage durch ihre Orientierung im Raum nicht geändert wird. Auch Sas et al. [138] stellten bei Modellierung und Experiment zunächst nur einen geringen Einfluss fest, solange der Winkelversatz nur gering ist (5°). Bei größerem Versatz ($> 10^\circ$) ist die Differenz allerdings sehr deutlich, erreicht bei 90° ihr Maximum (ca. + 525 % im Vergleich zu 0°) und ergibt sich wiederum aus den Unterschieden im Nestingverhalten. Insgesamt muss dabei aber festgehalten werden, dass Modelle die komplexe Garndeformation gar nicht oder nur sehr ungenau abbilden können. Diese kann ihrerseits eine Dickenpermeabilitätsreduktion durch Verbreiterung der Garne und resultierende Verkleinerung von Fließkanälen verursachen.

Preforming Parameter

Weitere Einflüsse ergeben sich aus dem Preforming-Prozess. Untersuchungen zu Einflüssen einer Vernähung beziehen sich meist auf die Verwirkung bei der Gelege-

herstellung. Wie oben bereits erläutert, gilt dabei, dass größere Fließkanäle und Stichdichten die Dickenpermeabilität stark erhöhen. Die Erkenntnisse lassen sich auch auf eine nachträgliche Vernäherung eines Lagenpaketes übertragen. Talvensaaari et al. [139] und Rieber et al. [140] untersuchten die Ebenenpermeabilität solcher vernäherter Lagenpakete und beobachteten eine erhöhte Permeabilität durch die Bildung von Makroporenräumen zwischen den Lagen. Diese Manipulation der Grenzflächen wird sich auch in Dickenrichtung bemerkbar machen.

Dickert et al. [21] untersuchten den Einfluss von Binder und stellten fest, dass dieser von Bindermenge, Textilparametern und Aktivierungsparametern (Temperatur, Druck, Zeit) abhängt. Steigernde und senkende Effekte wurden gefunden, wobei die steigernden Effekte durch die Schaffung neuer Fließkanäle und die senkenden durch die Reduktion des für die Strömung verfügbaren Porenraums erklärt wurden.

Bezüglich der Ebenenpermeabilität gibt es bereits zahlreiche Erkenntnisse hinsichtlich des Einflusses von Drapierung, speziell Scherung [116, 141-145]. Scherung reduziert den Porenraum und damit die Ebenenpermeabilität. Außerdem ändert sich durch die geometrischen Veränderungen die Orientierung der Ebenenpermeabilitäts-hauptachsen. Es kann davon ausgegangen werden, dass auch die Dickenpermeabilität durch die Porenraumreduktion reduziert wird.

Eine Studie von Scholz et al. [71] beschäftigt sich mit dem Einfluss von Vorkompaktierung, also der Durchführung von Kompaktierungszyklen vor der eigentlichen Messung. Sie stellten fest, dass die Dickenpermeabilität reduziert wird. Dies steht ihrer Meinung nach im Zusammenhang mit dem veränderten Nestingverhalten vorkompaktierter Lagenaufbauten (vgl. Kapitel 2.4.1).

Insgesamt ergeben sich in allen drei Kategorien starke Einflüsse auf die Dickenpermeabilität, welche sich auch auf das transversale Imprägnierverhalten auswirken werden, weshalb deren Untersuchung in der Parameterstudie erforderlich ist. Eine Zusammenfassung der Recherche ist in Tabelle 2.2 dargestellt. Dabei gilt auch hier, dass der absolute Einfluss stark material- und prozessabhängig ist, weshalb wiederum eine qualitative Darstellung erfolgt. Da die den Messungen zugrunde liegenden Systeme meist keine Möglichkeit zur Erfassung des V_F besitzen, ist zu beachten, dass viele der Ergebnisse eben nicht nur den reinen Dickenpermeabilitätseinfluss darstellen, sondern auch die Auswirkungen auf das Kompaktierungsverhalten.

Tabelle 2.2: Einflüsse auf die Dickenpermeabilität von Textilien

Kategorie	Parameter	Einfluss auf Dickenpermeabilität wenn erhöht bzw. angewendet*:	
Prozess	Injektionsdruck	↓	
	Volumenstrom	↓	
	Multiple Durchströmung	↓	
	Viskosität	↓/○	
	Sättigung	↑/↓/○	
Textiler Aufbau	Lagenanzahl	↓/○	
	Nesting	↓	
	Alternierende Orientierung	↑/○	
	Einzelfilamentdurchmesser	↑	
	Finish	↑/↓/○	
	Gelege – Verwirkung		
	Gelege –	- Stichdichte	↑/○
	Verwirkung	- Fadenstärke	○
		- Faserorientierung $\pm 45^\circ$ statt $0/90^\circ$	↑
		- Garntiter	↑
Gewebe	- Köper statt Leinwand	↓	
	- Fadendichte	↑	
Preforming	Vernähen	↑	
	Bindern	↑/↓	
	Scherung	↓	
	Vorkompaktierung	↓	

↑ - steigend, ↓ - senkend, ○ – kein klarer Einfluss
 *Häufigstes Ergebnis bei widersprüchlichen Ergebnissen

2.5 Schlussfolgerungen

Insgesamt ergibt sich bei Betrachtung des Standes der Technik folgendes Bild:

- Transversale Imprägnierung birgt großes Potenzial zur Zykluszeitreduktion.
- Textildeformationen schränken dabei die Potenzialausschöpfung stark ein.
- Dickenpermeabilitätsmesssysteme berücksichtigen die hydrodynamische Kompaktierung bisher gar nicht oder nur begrenzt.
- Es gibt bis jetzt noch kein System, welches die hydrodynamische - durch Durchströmung erzeugte – Kompaktierung quantitativ erfasst.
- Prozess, Textilaufbau und Preforming bestimmen das transversale Imprägnierverhalten maßgeblich und entsprechende Maßnahmen können zur Prozessführung und Effizienzsteigerung genutzt werden.

Im Rahmen der Arbeit soll durch Schaffung und Anwendung neuer messtechnischer Möglichkeiten, die Nutzung dieser Maßnahmen ermöglicht und so eine maximale Potenzialausschöpfung bei der transversalen Imprägnierung erreicht werden.

3 Entwicklung eines Messsystems zur Bestimmung des transversalen Imprägnierverhaltens von Textilien

Basierend auf den in Kapitel 2 gewonnen Erkenntnissen, wurde ein neues Messsystem zur ganzheitlichen Untersuchung des transversalen Imprägnierverhaltens entwickelt. Im Folgenden werden zunächst die Anforderungen an das Messsystem definiert sowie das Grundprinzip und der Aufbau des Systems erläutert. Anschließend werden die Materialien vorgestellt, die bei der Systementwicklung und -validierung verwendet wurden. Weiterhin werden die Möglichkeiten zur Versuchsdurchführung sowie die entsprechenden Versuchsergebnisse dargestellt und die Systemvalidierung sowie Fehlerbetrachtung präsentiert. Eine Simulation ermöglicht schließlich eine Betrachtung transversaler Strömungsvorgänge über die messtechnischen Grenzen hinaus.

3.1 Vorbetrachtungen zu den Anforderungen an das Messsystem

Die in Kapitel 2.2 dargestellte Modellierung macht deutlich, dass für eine vollständige Beschreibung des transversalen Imprägnierverhaltens die vom Faservolumengehalt (V_F) abhängige Dickenpermeabilität und das Kompaktierungsverhalten bekannt sein müssen. Um die Interdependenzen zu erfassen, ist eine simultane Messung nötig. Während eine Dickenpermeabilitätsmessung Stand der Technik ist, erfordert die in situ Messung der Kompaktierung eine Neuentwicklung. Es sei dabei nochmal betont, dass nicht gezielt eine Kompaktierung erzeugt und die dafür nötige Kraft gemessen werden soll, sondern es soll die durch die Strömung selbst entstehende Kompaktierung erfasst werden.

Die Modellierung hat gezeigt, dass es neben einer Gesamtkompaktierung auch zu einer Heterogenisierung der V_F -Verteilung kommt. Die Tragweite dieses Ergebnisses, soll Abbildung 3.1 verdeutlichen, welche die kontinuierliche Durchströmung von zwei Lagenaufbauten zeigt. Der linke Lagenaufbau ist initial unkompaktiert (A1) während der rechte auf einen definierten V_F vorkompaktiert (B1) ist. Der rechte, vorkompaktierte Lagenaufbau wird bei einem relativ geringen Differenzdruck durchströmt, der hier annahmegemäß zu keinerlei Kompaktierung führt (B2). Gleichzeitig wird der linke Aufbau bei einem höheren Angussdruck durchströmt, so dass er sich infolge der Durchströmung letztlich auf denselben mittleren V_F kompaktiert wie im rechten

Aufbau (A2). Beide Lagenaufbauten weisen nun exakt den gleichen Gesamt- V_F auf. Dennoch ist die V_F -Verteilung rechts homogen und links heterogen – es handelt sich nicht mehr um denselben strukturellen Aufbau. Dies schlägt sich darin nieder, dass auch die Dickenpermeabilität des Gesamtaufbaus für beide unterschiedlich ist und dementsprechend auch der Druckverlauf, wie in Abbildung 3.1 zu sehen ist.

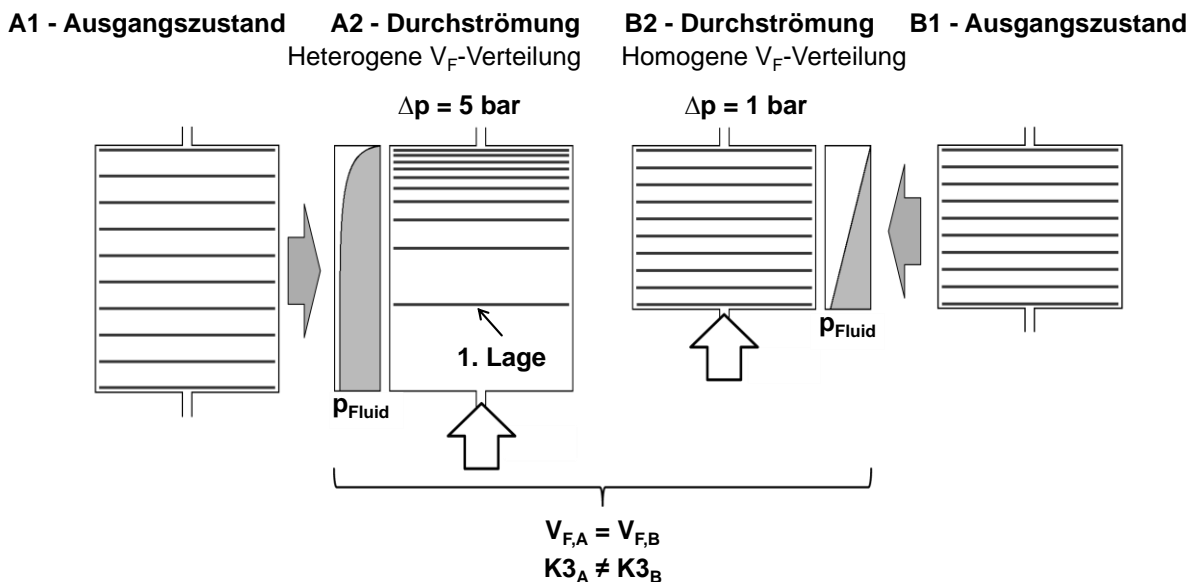


Abbildung 3.1: Heterogenisierung des Faservolumenanteils bei Durchströmung

Es ist wichtig diesem Umstand durch genaue Begriffsdefinitionen Rechnung zu tragen. Es ist nicht die Dickenpermeabilität welche druckabhängig ist – eine steife Struktur wird unabhängig vom Druck immer die gleiche Dickenpermeabilität aufweisen. Wird in dieser Arbeit von Dickenpermeabilität gesprochen, so ist dabei immer zu berücksichtigen, dass der Wert sich nicht nur auf einen bestimmten V_F bezieht, sondern auch auf eine bestimmte V_F -Verteilung, welche bei der Messung geherrscht hat. Eine messtechnische Erfassung der Heterogenisierung, welche sich bei der Durchströmung ergibt, würde sehr komplexe Messtechnik erfordern¹³, zumal keine Beeinflussung der Messung erfolgen darf. Da die Heterogenisierung abhängig vom Strömungszustand (Druckabfall/Volumenstrom) ist, kann diese messtechnische Lücke aber geschlossen werden, wenn das System das Imprägnierverhalten bei unterschiedlichen Strömungsbedingungen erfassen kann. Daher muss es mit dem Messsystem möglich sein

¹³ Konkret müssten Einzellagenverschiebungen gemessen werden. Ein entsprechender technischer Ansatz wird in Anhang C vorgestellt.

- eine transversale Durchströmung bei verschiedenen Drücken und Volumenströmen herzustellen,
- die zur Berechnung der Dickenpermeabilität nach Darcy nötigen Parameter (Fließgeschwindigkeit, Viskosität, Druckabfall) zu messen, sowie
- die auftretende Gesamtkompaktierung des textilen Lagenaufbaus zu erfassen.

Während die ersten beiden Punkte durch den Stand der Technik abgedeckt sind, stellt die Erfassung der Kompaktierung eine Neuheit dar.

Aus diesen theoretischen Vorbetrachtungen und den Erkenntnissen aus dem Stand der Technik lässt sich ein Lastenheft für das Messsystem definieren. Eine weitere wichtige Grundlage sind dabei typische Prozesswerte der in Kapitel 2.1 erläuterten Verfahren, welche in Tabelle 3.1 aufgeführt sind.

Tabelle 3.1: Typische Prozesswerte von Verfahren mit transversaler Imprägnierung

Prozessparameter	RTM	ARTM	VI	SCRIMP	Film Stacking
Injektionsdruck [bar]	1 - 20	1 - 20	≈ 1	≈ 1	-
Fließgeschwindigkeit [mm/min]	10 - 500	0,2 - 200	10 - 50	10 - 50	10 - 20
Bauteildicke [mm]	< 40	< 10	< 100	< 45	< 10
Faservolumengehalt [%]	40 - 60	40 - 60	40 - 50	40 - 50	< 60
Forminnendruck [bar]	5-30	1 – 60, > mgl.	≈ 0	≈ 0	10 - 40

Diese Prozesswerte lassen sich in Anforderungen an das Messsystem überführen, wobei techno-ökonomische Betrachtungen naturgemäß zu einer Begrenzung führen. Dies gilt vor allem für den Druckbereich. Eine Auslegung auf hohe Druckbereiche (> 6 bar) würde erstens zu sehr hohem Aufwand für Dichtungstechnik, Druckerzeugung und Schließkraft führen und außerdem zu Lasten der Genauigkeit gehen. Außerdem konnte in Voruntersuchungen bereits gezeigt werden, dass die zu untersuchenden Effekte auch im gewählten Druckbereich beobachtet werden können. Die grundsätzlichen Erkenntnisse gelten auch für höhere Drücke.¹⁴

Bei den genannten Verfahren gibt es im Verlauf der Imprägnierung gesättigte und ungesättigte Bereiche. Die Untersuchungen sollen vor allem durch gesättigte Messungen erfolgen. Zum Vergleich gesättigter und ungesättigter Dickenpermeabilitäts-

¹⁴ Das bei niedrigen Drücken gemessene Ebenenpermeabilitätswerte auch für die Simulation von Strömungen bei hohen Drücken geeignet sein können, wird beispielsweise in [146] für Drücke bis 50 bar gezeigt.

werte sollen beide gemessen werden können. Die ungesättigten Dickenpermeabilitätsmessungen sollen allerdings bei niedrigen Drücken, und vernachlässigbarer hydrodynamischer Kompaktierung, durchgeführt werden, da sonst der Gültigkeitsbereich der Darcy-Gleichung verlassen würde.

Schließlich ergeben sich noch Anforderungen an die Genauigkeit der Messtechnik, welche statistisch fundierte Aussagen erlauben soll. Insgesamt ergibt sich damit das in Tabelle 3.2 dargestellte Lastenheft. Der Vergleich mit Tabelle 3.1 zeigt, dass die realen Produktionsbedingungen so gut abgedeckt werden können.

Tabelle 3.2: Lastenheft für das Messsystem zur Untersuchung des transversalen Imprägnierverhaltens von Textilien

Kategorie	Parameter	Anforderung an das Messsystem
Versuchsparameter	Möglicher Injektionsdruck	Variabel zwischen 0 und 6 bar
	Mögliche Fließgeschwindigkeit	Variabel zwischen 0,5 und 150 mm/min
	Art der Messung	<ul style="list-style-type: none"> - Gesättigte Dickenpermeabilitätsmessung bei simultaner Erfassung der hydrodynamischen Kompaktierung - Ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessung bei Niedrigdruck (< 0,5 bar)
Geometrie der Kavität	Messbare Textildicke	0 bis 36 mm, feine Abstufung, Aufweitung der Kavitätshöhe bei 6 bar Fluiddruck < 0,1 %, Vorkompaktierung auf definierte V_F durch Distributionsmedien
	Messfläche	> 15.000 mm ²
	Probenform	Elliptisch für exakte Positionierung
	Begrenzung der Messfläche	Durch Quetschkante zur vollständigen Verhinderung von Race-Tracking
Messwert- erfassung	Versuchssteuerung	Regelung auf konstanten Druckabfall/Volumenstrom möglich
	Volumenstrom	5 bis 1500 ml/min, bei Messabweichung < 1 %
	Druckdifferenz	0 bis 6 bar, bei Messabweichung < 0,5 %
	Viskosität	Messfluid mit bekanntem Temperatur-Viskositätsverlauf, Temperaturmessung außerhalb der Messzelle, konstante Temperatur bei Versuch, Messabweichung der Temperaturmessung ≤ 0,25 %
	Gesamt-kompaktierung	0 bis 5 mm Messweg ausgehend von Nullstellung bei Messabweichung ≤ 0,2 %

Basierend auf dem Lastenheft wurde ein System entwickelt, welches im folgenden Kapitel vorgestellt wird.

3.2 Grundprinzip und Aufbau des Messsystems

Eine schematische Darstellung des entwickelten und patentierten [147] Systems zur Messung des hydrodynamischen Kompaktierungsverhaltens und der Dickenpermeabilität (HyKoPerm) ist in Abbildung 3.2 dargestellt.

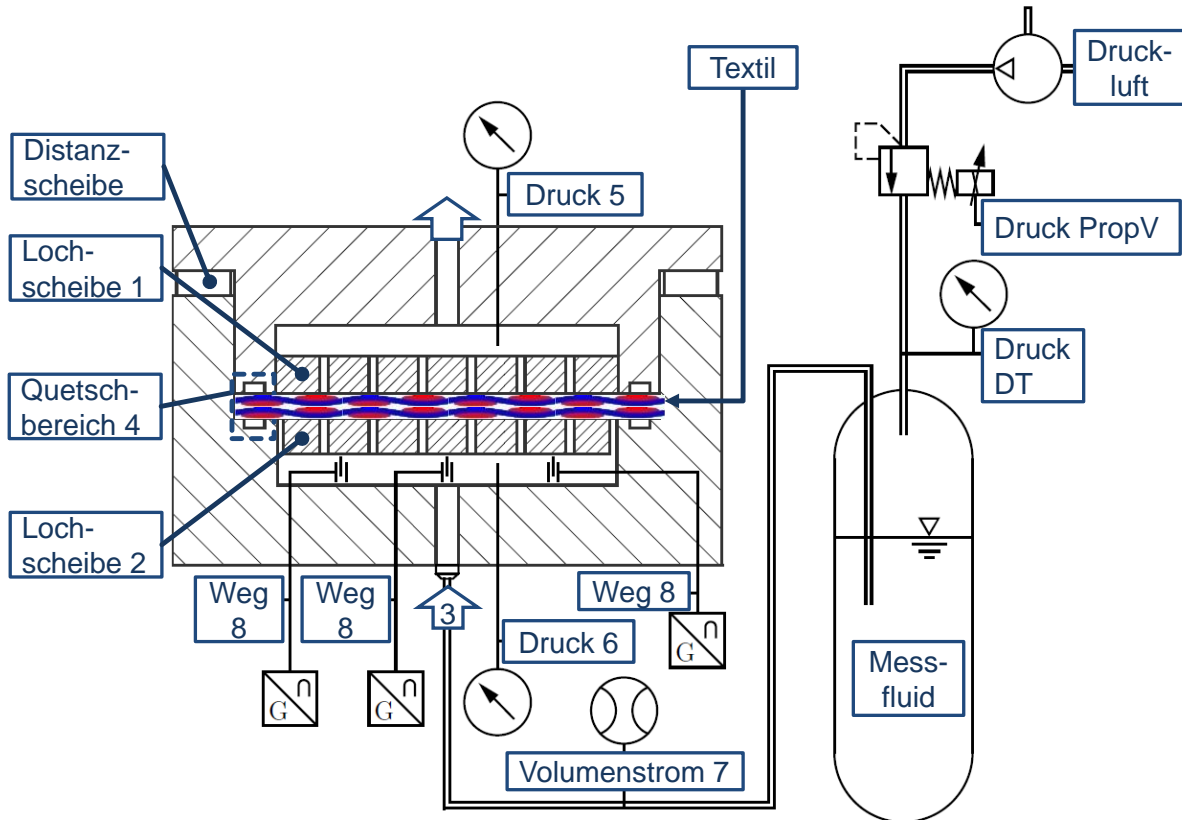


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung des entwickelten Messsystems HyKoPerm
Zur Charakterisierung einer Textilprobe wird diese in der Kavität platziert, welche oben und unten durch zwei Distributionsmedien (Aluminium-Lochscheiben mit dichtem Bohrungsmuster, 1 und 2) begrenzt wird, deren genauer Abstand durch geschliffene Distanzscheiben definiert (0 - 36 mm) und durch eine Verschraubung¹⁵ sichergestellt wird. Über einen durch ein Proportionalventil gesteuerten Drucktank wird am Einlass (3) das Messfluid injiziert. Die Lochscheiben stellen zusammen mit den vor-

¹⁵ Es wurden acht M12 Gewindestangen der Festigkeitsklasse 8.8 verwendet. Grundlage der Auslegung ist eine Betriebskraft unter Annahme von 5 bar Fluiddruck und 10 bar Textilkompaktierungsdruck im Messbereich sowie zusätzlichen 20 bar Textilkompaktierungsdruck im Quetschantenbereich. Unter Berücksichtigung von Vorspannkraft, Längung der Gewindestangen, Kraftverlust durch Setzen etc. würde sich bei der Betriebskraft eine maximale Aufweitung von lediglich 10 μm ergeben. Erst ab einem Messflächendruck von etwa 90 bar – weit über den in der Arbeit erreichten Werten - würde sich eine Trennfuge bilden. Damit kann eine Messwertverfälschung infolge Kavitätsaufweitung durch Innendruck ausgeschlossen werden.

bzw. nachgelagerten Verteilkammern eine flächige, eindimensionale Durchströmung der Probe in Dickenrichtung sicher. Beidseitig verhindern zusätzlich Silikon - Quetschringe (4) Strömungen in Ebenenrichtung sowie ein Vorseilen der Fließfront am Probenrand (Race-Tracking). Die von den Quetschringen definierte Messfläche ist zur Erleichterung der Faserorientierung elliptisch und mit Halbachsen von 80 mm und 60 mm so groß gewählt, dass der Einfluss lokaler Materialinhomogenitäten hinreichend klein ist. Die Bottom-to-top Injektion erlaubt dabei eine Verdrängung der Luft welche bei umgekehrter Fließrichtung eingeschlossen würde und die Messung verfälschen könnte. Drucksensoren¹⁶ in der oberen (5) und unteren (6) Verteilkammer erlauben eine Erfassung des Druckabfalls am Textil. Wird der erfasste Volumenstrom¹⁷ (7) auf den durchströmten Querschnitt bezogen, ergibt sich die Fließgeschwindigkeit. Ist die Viskosität des verwendeten Messfluids bekannt, kann so mit den erfassten Sensordaten die gesättigte Dickenpermeabilität berechnet werden. Abbildung 3.3 verdeutlicht den Aufbau nochmals anhand einer Realdarstellung und CAD-Schnittdarstellungen.

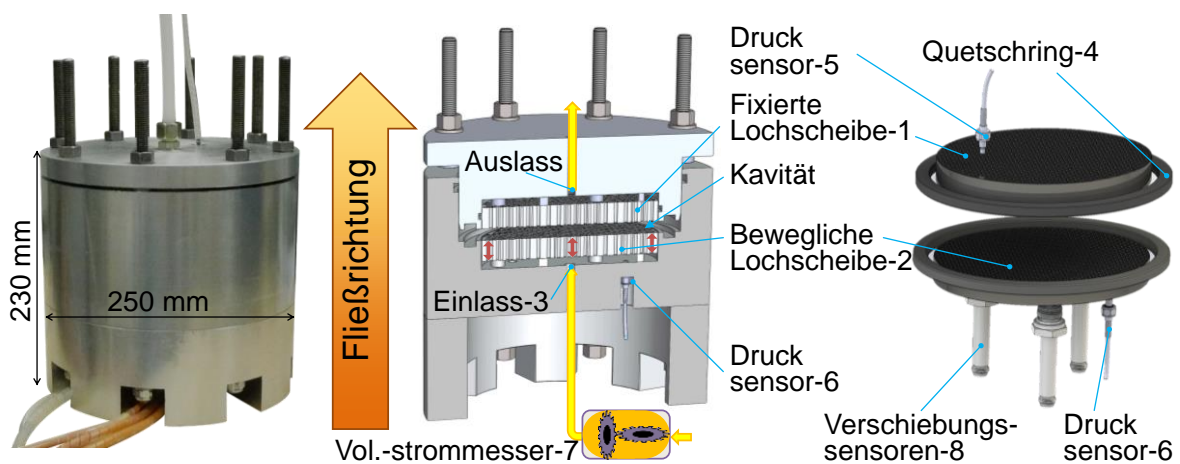


Abbildung 3.3: Messsystem HyKoPerm als Realbild (links), CAD-Halbschnitt (mitte) und als CAD bei ausgeblendetem Gehäuse (rechts)

Um nun das Ziel der In situ - Kompaktierungserfassung zu realisieren, wurde die untere der beiden Lochscheiben (2) im Gegensatz zur oberen beweglich gestaltet und leicht gefedert gelagert. Dadurch ist sie immer im Kontakt mit der Textilprobe. Wenn das Textil aufgrund der Strömung kompaktiert wird, entspricht die Verschiebung der

¹⁶ Hersteller: measurement specialities, Bez.: XPM5 – 20BA-/HA/SI/ZI/SC, Messbereich: 0 - 20 bar

¹⁷ Hersteller: BioTech, Bez.: VZS-005-ALU, Messbereich: 0,005 - 1,5 L/min

Lochscheibe der Textilkompaktierung. Durch Wegsensoren¹⁸ (8) wird diese Bewegung erfasst. Durch den Einbau von gleich drei Wegsensoren (Linear Variable Differential Transformer - LVDT) können dabei auch Verkippungen der Lochscheibe infolge ungleichmäßiger Kompaktierung erfasst werden. Das entwickelte System erlaubt somit zu jedem Zeitpunkt die Berechnung des Gesamtfaservolumengehalts. Insbesondere bei geringen initialen Faservolumengehalten kann daher die entstehende hydrodynamische Kompaktierung berücksichtigt werden – zur korrekten V_F -Zuordnung sowie zur korrekten Kalkulation der in die Gleichung (2.1) eingehenden Fließlänge. Die Software zur Steuerung der Messung sowie zur Erfassung und Speicherung der Sensordaten wurde in LabView[®] programmiert. Die Auswertung und Diagrammerstellung erfolgt durch LabView[®] und Origin[®] oder MS Excel[®].

3.3 Versuchsmaterialien

Für die Entwicklung und Validierung definierter Messmethoden wurden verschiedene Versuchsmaterialien genutzt welche im Folgenden vorgestellt werden. Die Materialien fanden auch bei der Parameterstudie Verwendung.

3.3.1 Textilien

Grundlage der Systementwicklung/-validierung sowie der Parameterstudie in dieser Arbeit bilden Glasfasergewebe (Gew.) sowie Glasfaserbiaxialgelege (NCF¹⁹) wodurch zwei weit verbreitete Textilarten mit hoher industrieller Relevanz abgedeckt sind. Bei beiden liegen Fasern in zwei Hauptachsen vor. Während die Garne bei Gelegen durch einen Verwirkungsfaden zusammengehalten werden, beruht der Zusammenhalt bei den Geweben auf einer Garnverkreuzung. Die Materialeigenschaften laut Datenblatt sind in Tabelle 3.3 und Tabelle 3.4 aufgeführt. In Kapitel 2.1.2 wurden in Abbildung 2.3 bereits exemplarisch die textilen Parameter anhand von Gew. 1 und NCF 1 dargestellt.

Das Flächengewicht aller Proben einer Versuchsreihe wurde jeweils gemessen und gemittelt, um den Einfluss von Produktionsschwankungen auf den tatsächlich gegebenen Faservolumengehalt bei einer Messung zu minimieren. Die Abweichungen waren immer unterhalb der von den Herstellern angegebenen Toleranz.

¹⁸ Hersteller: WayCon, Bez.: Wegaufnehmer SM-HYD-T-SA-F18/L20, Messbereich: $\pm 2,5$ mm

¹⁹ NCF leitet sich aus dem gebräuchlichen englischen Begriff „non-crimp fabric“ ab.

Tabelle 3.3: Materialeigenschaften der untersuchten Gewebe (Gew.)

Textil/ Hersteller- bezeichnung	Spezifikation	Flächengewicht	Richtung	Garn- titer	Faden- dichte
		[g/m ²]			
Gew. 1 Schlösser und Cramer 3106/3107 ¹	Glasfaser (9 µm) Gewebe (Köper 2/2)	390 (± 5,1 %)	Kette	340	6,0
			Schuss	272	6,7
Gew. 2 PD Inter- glass 92105	Glasfaser (9 µm) Gewebe (Leinwand)	163 (± 5 %)	Kette	68	12,0
			Schuss	68	11,5
Gew. 3 PD Inter- glass 92110	Glasfaser (9 µm) Gewebe (Köper 2/2)	163 (± 5 %)	Kette	68	12,0
			Schuss	68	11,5
Gew. 4 PD Inter- glass 92626	Glasfaser (6 µm) Gewebe (Atlas1/7)	296 (± 5 %)	Kette	68	22,0
			Schuss	68	21,0

¹ Bei 3106 und 3107 handelt es sich um den gleichen Textiltyp, vom gleichen Hersteller – lediglich die Produktionsbreite ist unterschiedlich (1000 mm vs. 1250 mm)

Tabelle 3.4: Materialeigenschaften der untersuchten Gelege (NCF)

Textil/ Hersteller- bezeichnung	Spezifikation	Flächen- gewicht	Richtung	Flächen- gewicht Einzellige	Garntiter
		[g/m ²]		[g/m ²]	
NCF 1 Saertex X-E- 444g/m ² - 1270mm	Glasfaser (14 µm) Biaxialgelege (Franse-Bindung)	444 (± 5,2 %)	45°	217	399 ³
			90° ¹	3	68
			0° ¹	1	68
			-45°	217	399 ³
			Nähfaden ²	6	7,6
NCF 2 Saertex X-E- 612g/m ² - 1270mm	Glasfaser (14 µm) Biaxialgelege (Franse-Bindung)	612 (± 5,1 %)	45°	300	424 ³
			90° ¹	3	68
			0° ¹	3	68
			-45°	300	424 ³
			Nähfaden ²	6	7,6
NCF 3 Saertex X-E- 812g/m ² - 1270mm	Glasfaser (14 µm) Biaxialgelege (Franse-Bindung)	812 (± 5,1 %)	45°	401	737 ³
			90° ¹	3	68
			0° ¹	1	34
			-45°	401	737 ³
			Nähfaden ²	6	7,6

¹ Stabilisierungsfäden, die das Handling verbessern sollen

² Material: PES, Nähfeinheit: 5,0 /Zoll, Stichlänge (laut Hersteller): NCF 1 2,6 mm / NCF 2 2,0 mm / NCF 3 2,6 mm

³ Entspricht dem Garntiter der sich aus der Verwirkung ergibt. Die Garne werden im Prozess flächig verteilt und vernäht, wodurch sich die Garne neu bilden (vgl. Abbildung 2.3) – der Titer der Ausgangsrovings hat hierauf keinen Einfluss. Die Werte wurden aus den Angaben zur Stichlänge (bestimmt Garnbreite, wobei der Winkel zwischen Garnorientierung und Nährichtung zu beachten ist) und Flächengewicht (bestimmt Materialgewicht zwischen Stichen) berechnet.

3.3.2 Messfluid

Als Messfluid wurde ein Rapsöl der Firma „Bellasan“ verwendet, dessen Eignung für Dickenpermeabilitätsmessungen von Rieber [16] positiv geprüft wurde. Oberflächenspannung (33,67 mN/m bei RT) und Viskosität (73 mPas bei RT) wurden von Rieber gemessen und sind einem Standardharz bei RTM-typischer Verarbeitungstemperatur ähnlich. Die temperaturabhängige Viskosität η wurde von Rieber mittels Brookefield Spindel Rheometer (Spindel LV1) gemessen und durch das Polynom $\eta = -0,002145 \cdot x^3 + 0,262631 \cdot x^2 - 11,508878 \cdot x + 214,709069$ beschrieben. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit konnte die Gültigkeit des Polynoms durch weitere Versuche bestätigt werden (Differenz im relevanten Bereich < 2 %) und wird daher für die Berechnung der Viskosität innerhalb der Versuche eingesetzt.

3.4 Versuchsdurchführung und -ergebnisse

Zur Nutzung des entwickelten Systems im Rahmen einer Parameterstudie wurden drei verschiedene Messmethoden entwickelt, um gezielt bestimmte Einflüsse zu untersuchen. Alle Methoden basieren auf der Erzeugung von Strömungszuständen anhand derer die Berechnung der Dickenpermeabilität durch das Gesetz von Darcy erfolgen kann.

3.4.1 Gesättigte Messung mit Drucktopfsteuerung

Die erste der drei entwickelten Messmethoden bildet die gesättigte Messung mit Drucktopfsteuerung. Wird der Drucktopf, in welchen sich das Messfluid befindet, gezielt mit einem definierten Druck beaufschlagt, kann eine kontinuierliche Durchströmung des Textils erreicht werden. Der sich einstellende Druckabfall ist dabei vom Dickenpermeabilitäts- und Kompaktierungsverhalten der Textilprobe abhängig. Um ein Textil zu untersuchen wird es zunächst bei geringem Überdruck (< 0,5 bar) gesättigt, um Vorkompaktierung zu vermeiden. Danach wird die Datenaufzeichnung gestartet und der Überdruck im Drucktopf wird stufenweise (Abstufung je nach Anwendungsfall) auf bis zu 5 bar erhöht. Vor der jeweils nächsten Druckerhöhung wird gewartet, bis keiner der erfassten Messwerte (Druck, Volumenstrom, Verschiebung) mehr eine relevante Zu- oder Abnahme zeigt (i.d.R. 5 -30 s). Danach erfolgt über einen definierten Zeitraum (i.d.R. 5 -30 s) eine Mittelung der für jeden Messzeitpunkt (Messfrequenz 8 Hz) berechenbaren Dickenpermeabilität bzw. Kompaktierung. In

Abbildung 3.4 sind beispielhaft die während eines solchen Messzyklus erfassten Werte dargestellt. Im Diagramm zum Druckabfall (l.o.) ist zu sehen, wie durch den stufenweisen Anstieg des Injektionsdrucks ein korrespondierender Anstieg des Druckabfalls erreicht wird. Auch der Volumenstrom steigt infolge dessen (l.u.). Jeder Anstieg des Druckabfalls verursacht zudem eine zunehmende hydrodynamische Kompaktierung des Textils (r.o.). Der sich ergebende Wert für K_3 fällt infolge der hydrodynamischen Kompaktierung ab (r.u.).

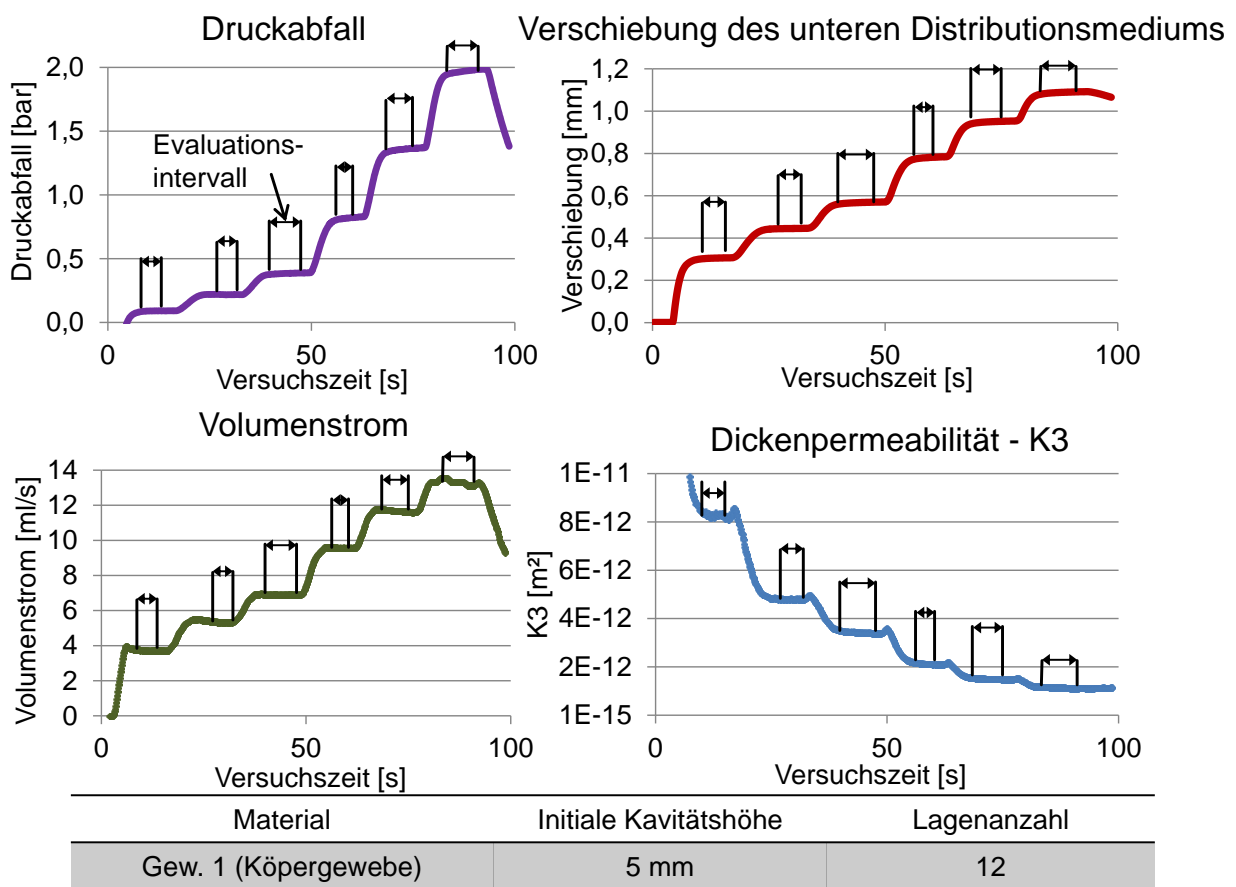


Abbildung 3.4: Beispiel für erfasste Sensordaten während einem gesättigten Messzyklus

In den Diagrammen von Abbildung 3.4 sind auch die einzelnen Evaluationsintervalle dargestellt, welche durch konstante Strömungsbedingungen gekennzeichnet sind. Aus der Mittelwertbildung in diesen Bereichen resultiert die Darstellung entsprechend Abbildung 3.5.²⁰ Neben der Druckvariation kann die Variation des initial eingestellten Faservolumengehalts zur Annäherung des Realprozesses beitragen. Zur statisti-

²⁰ Da das Gesetz von Darcy nur für statische Strömungen definiert ist, ist der Wert K_3 streng genommen nur in diesen Evaluationsintervallen korrekt definiert.

schen Absicherung wird im Rahmen dieser Arbeit der beschriebene Zyklus pro zu betrachtender Textilstruktur und pro initialem Faservolumengehalt in der Regel dreimal an verschiedenen Proben durchgeführt.

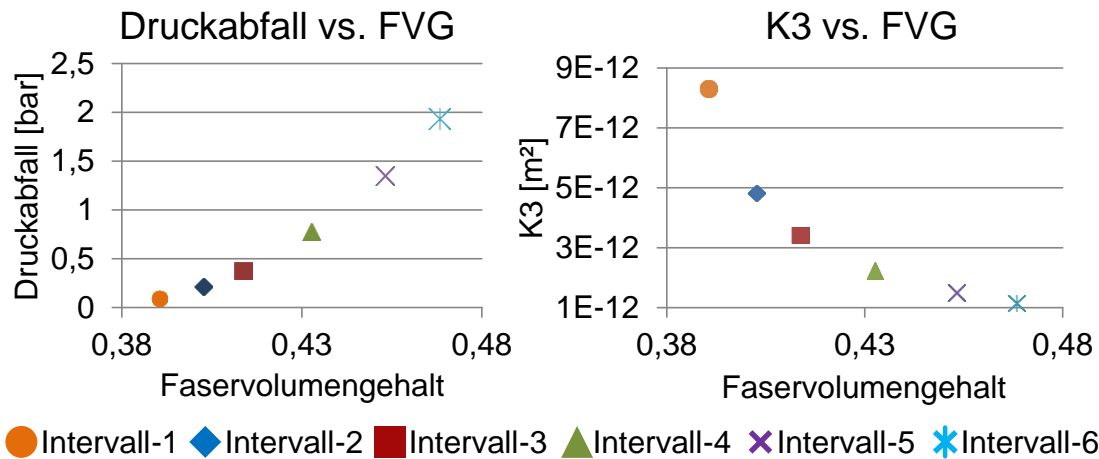


Abbildung 3.5: Beispiel für das Ergebnis eines einzelnen Messzyklus mit dem neuen System – Faservolumengehalt des Lagenaufbaus infolge Durchströmung mit unterschiedlichem Druckabfall (links) und resultierende K3-Werte in den entsprechenden Intervallen (rechts)

3.4.2 Gesättigte Messung mit Druckdifferenz- bzw. Volumenstromsteuerung

Die drucktopfgesteuerte Messung ist für eine Untersuchung des Einflusses von Prozessparametern wie der Druckdifferenz und dem Volumenstrom nur bedingt geeignet, da es durch auftretende Druckverluste in der Schlauchzuführung Abweichungen des Angusdruckes in der Messzelle vom Druck im Drucktopf gibt (eine nähere Erläuterung findet sich in Anhang A). Da das Imprägnierverhalten zwischen Proben unterschiedlich ist, wird daher nicht immer die gleiche Druckdifferenz erreicht. Es ist jedoch notwendig, dass diese Werte unabhängig von der verwendeten Textilkonfiguration eingestellt werden können. Um dies zu erreichen, wurde die Software des Messsystems um einen PID-Regler erweitert, der durch einen kontinuierlichen Abgleich der Sensorwerte die Differenz vom Sollwert ermittelt und das den Drucktopf ansteuernde Proportionaldruckventil entsprechend regelt. Gleichzeitig zur Regelung erfolgt eine Überwachung der nicht geregelten Sensorwerte. So werden die Evaluationsintervalle, innerhalb derer die Messwerte einen definierten Toleranzkorridor nicht verlassen, automatisch ermittelt. Die generelle Messmethodik unterscheidet sich nicht weiter von der in Kapitel 3.4.1 beschriebenen. Allerdings ist die Einstellung der Regelwerte des PID-Reglers für jedes Material mit mindestens einem Vorversuch ver-

bunden, woraus sich ein deutlicher höherer Messaufwand ergibt. Diese Vorversuche dienen der Ermittlung jener Werte für Proportionalbeiwert, Nachstellzeit und Vorhaltezeit die zu einer möglichst schnellen und stabilen Erreichung der Toleranzkorridore führen.

3.4.3 Ungesättigte Messung bei konstantem Volumenstrom

Die im Vorhergehenden erläuterte Implementierung eines PID-Reglers für einen konstanten Volumenstrom erlaubt es bei ungesättigter Dickenpermeabilitätsmessung das komplexe Problem der Fließfrontverfolgung zu umgehen. Wird bei konstantem Volumenstrom injiziert, lässt sich aus dem theoretisch linear über die Versuchszeit ansteigenden Angussdruck die ungesättigte Dickenpermeabilität gemäß Gleichung (3.1) berechnen [148]:

$$K_{\text{ungesättigt}} = \left(\frac{Q}{A}\right)^2 \frac{\eta}{1 - V_F} \left(\frac{\partial p}{\partial t}\right)^{-1} \quad (3.1)$$

$K_{\text{ungesättigt}}$ ist die dabei ungesättigte Dickenpermeabilität, Q der Volumenstrom, A die Querschnittsfläche der Kavität, V_F der Faservolumengehalt, η die Viskosität des Fluids und $\partial p/\partial t$ die zeitliche Änderung des Injektionsdrucks.

Abbildung 3.6 zeigt beispielhaft einen Messverlauf für die ungesättigte Messung mit dem neu entwickelten System am Beispiel des NCF 1 (Tabelle 3.4).

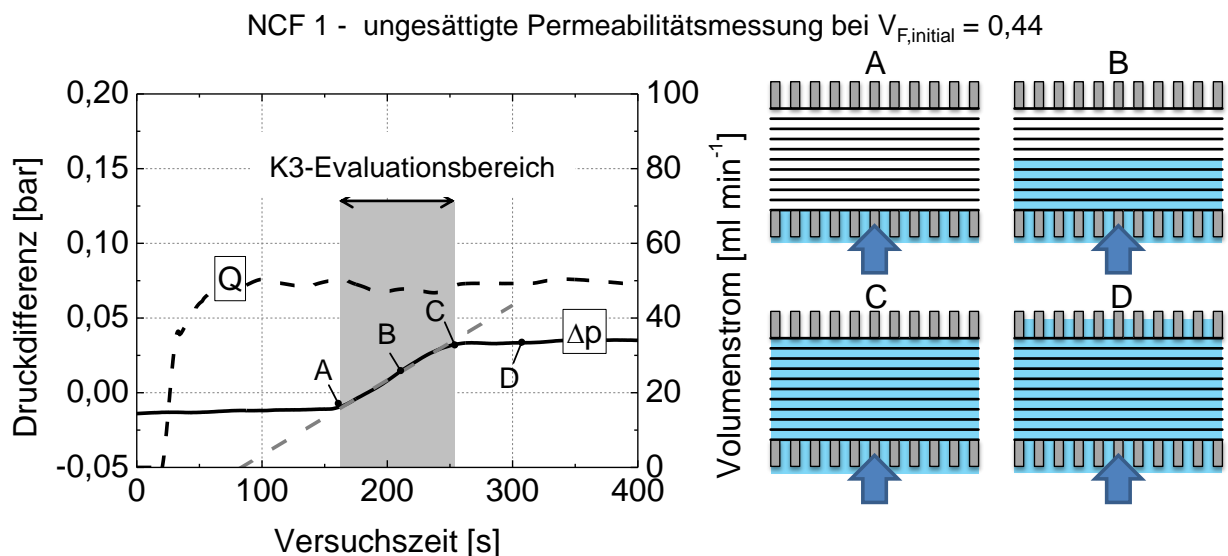


Abbildung 3.6: Verlauf von Volumenstrom und Druckdifferenz bei Sättigung eines Textils (links) und korrespondierende Stadien (A - D) der Sättigung des Textils zwischen den Lochscheiben (rechts)

Ziel der Messung ist es in einem Bereich möglichst konstanten Volumenstroms die Steigung der Druckkurve linear anzunähern (die leicht negative Druckdifferenz zu Beginn ergibt sich aus Kalibrierungenauigkeiten). Für die korrekte Berechnung der Fließgeschwindigkeit ist es erforderlich, dass jegliche hydrodynamische Kompaktierung vermieden wird, weshalb die entsprechenden Versuche bei geringem Injektionsdruck ($< 0,2$ bar) durchgeführt werden. Die erforderliche Kompaktierungskraft, zur Erreichung des geringsten V_F im ungesättigten Zustand, beträgt im Mittel aus drei Versuchen beim Gew. 1 0,31 bar und beim NCF 1 0,23 bar und wird damit durch den Injektionsdruck nicht überschritten. In den durchströmten Bereichen ist der Kompaktierungswiderstand trotz der Schmiereffekte durch das Fluid erhöht (vgl. Kapitel 3.6). Im Anschluss kann eine gesättigte Messung entsprechend der in Kapitel 3.4.1 oder 3.4.2 beschriebenen Systematik durchgeführt werden.

Insgesamt wurden damit für die Versuchsdurchführung und -auswertung Methoden entwickelt, welche eine zielgerichtete und vollständige Durchführung der Parameterstudie erlauben. Hierfür müssen die Messmethoden allerdings noch validiert werden.

3.5 Systemvalidierung und Fehlerbetrachtung

Die Aussagekraft der mit dem System gewonnenen Daten wird im Folgenden durch die Validierung verschiedener Annahmen sowie eine Fehlerbetrachtung evaluiert, um zu bestätigen, dass das System die im Lastenheft definierten Messanforderungen erfüllen kann und für die Durchführung der Parameterstudie geeignet ist.

3.5.1 Einflüsse auf die Kompaktierungsmessung

Da das Kompaktierungsverhalten eine der Hauptkomponenten des Imprägnierverhaltens darstellt, ist die Genauigkeit der Messung essentiell für die Funktionalität des Gesamtsystems. Daher sollte die Messung das Verhalten selbst nicht beeinflussen. Für eine genaue Messung ist es wichtig, dass die untere Lochscheibe immer flächig die Textilprobe kontaktiert. Dazu ist eine Federung nötig, welche allerdings von sich aus keine relevante Kompaktierung verursachen darf. Die drei Verschiebungssensoren sind ebenfalls gefedert, was berücksichtigt werden muss. Zur Auslegung wurden zunächst die dynamische (ergibt sich aus Strömungswiderstand) und statische Auftriebskraft (Dichteunterschied von Aluminium und Messfluid) der Lochscheiben berechnet. Die Vermessung der Federkräfte der Verschiebungssensoren erbrachte

dann die nötigen Daten zur Berechnung der zusätzlichen Federkräfte. Insgesamt wurde das System derart ausgelegt, das unter Strömungsbedingungen ein Kompaktierungsdruck $< 0,0025$ bar eingehalten wird. Dieser Wert wird als vernachlässigbar eingestuft. Die genaue Berechnung wird in Anhang B erläutert.

Einen weiteren potenziellen Einfluss stellt die Quetschkante dar. Sie muss das Fasermaterial erfahrungsgemäß auf einen $V_F > 70$ % kompaktieren, um zuverlässig Leckströme zu verhindern. Diese Kompaktierung darf sich aber auch nicht auf das Kompaktierungsverhalten im Messbereich auswirken, weshalb zwischen Quetschkante und Messbereich für die Kompaktierung eine 5 mm breite Pufferzone vorgesehen ist. Es wird angenommen, dass Einflüsse durch Umlenkungen nur in dieser Zone gegeben sind. Um dies zu prüfen, wurde die Quetschkante durch einen verschraubten Spannrahmen nachgebildet. Die beiden Textilien Gew. 1 und NCF 1 wurden auf einer Universalprüfmaschine (Zwick 1474) zunächst jeweils ohne Spannrahmen zwischen den zwei Lochscheiben des Messsystems kompaktiert (Kompaktierungsgeschwindigkeit 1 mm/min). Anschließend wurde eine neue Probe der Textilien im Spannrahmen eingeklemmt und wiederum zwischen den Lochscheiben kompaktiert. Abbildung 3.7 zeigt die Ergebnisse und den schematischen Aufbau der Versuche.

Die Diagramme zeigen den zur Erreichung eines bestimmten Faservolumengehalts erforderlichen Kompaktierungsdruck. Dabei entspricht der Druck der gemessenen Kraft bezogen auf die Fläche der Lochscheibe²¹. Der Faservolumengehalt lässt sich bei Kenntnis von Lagenanzahl, Flächengewicht und Materialdichte aus dem gemessenen Messplattenabstand ableiten. Es ist deutlich zu sehen, dass kein Einfluss auf die Kompaktierungsmessung nachgewiesen werden konnte. Dies gilt auch für die nicht im Diagramm dargestellten sehr geringen V_F -Bereiche. Von Beginn der Kompaktierung an ist keine systematische Abweichung zu erkennen. Daher wird für die in dieser Arbeit genutzten Kavitätshöhen und V_F -Werte davon ausgegangen, dass die Messung des Kompaktierungsverhaltens nicht-invasiv ist.

²¹ Es wurde die ganze Fläche der Lochscheibe genommen, inklusive der Löcher. Dies beruht auf der Annahme, dass die Löcher ($d = 3$ mm) zu klein sind für eine relevante Textilumlenkung. Ohnehin hätten eventuelle Fehlerwerte auf beide Konstellationen den gleichen Einfluss und sind für den Vergleich damit unerheblich.

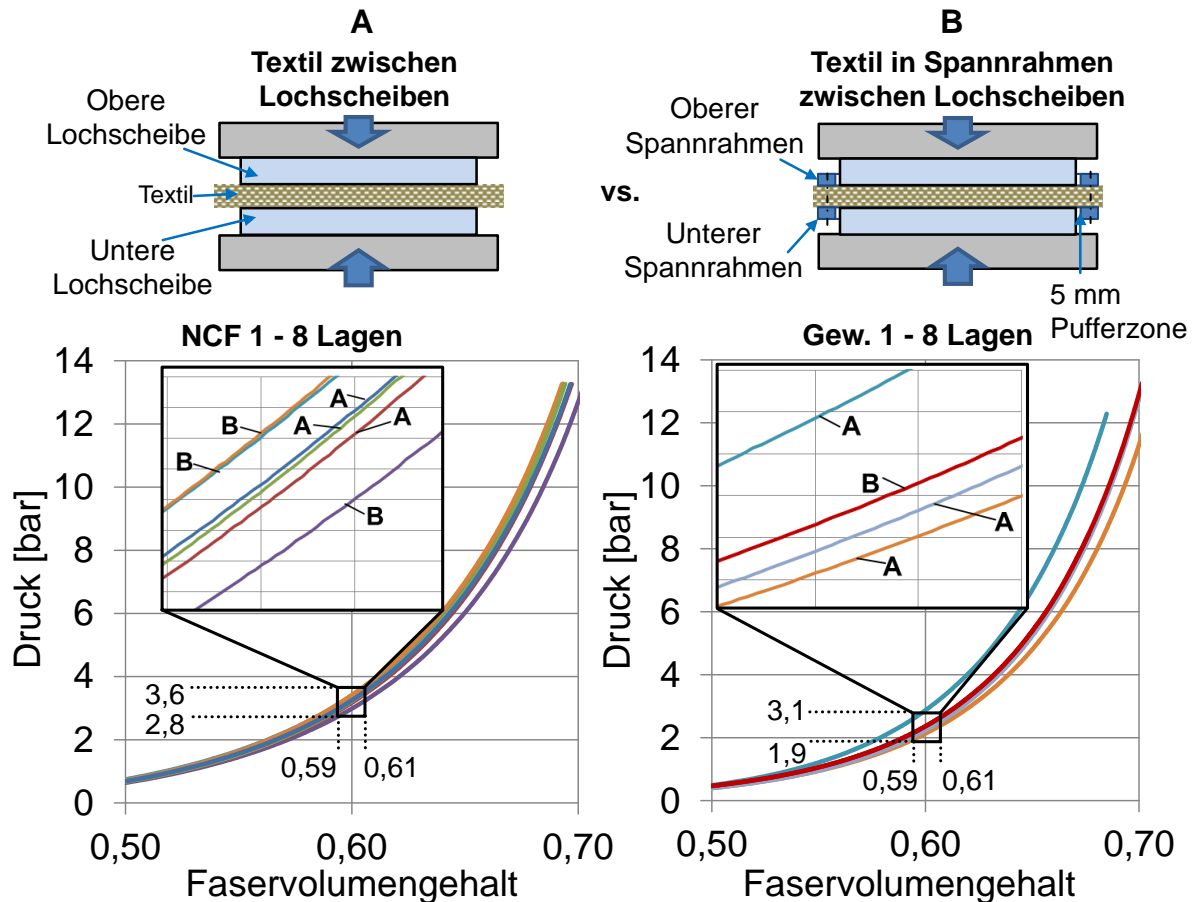


Abbildung 3.7: Vergleich von Kompaktierungskurven von NCF 1 und Gew. 1²² bei Kompaktierung ohne (A) und mit Spannrahmen (B)

Für die korrekte Kompaktierungsmessung, wie auch für die korrekte Permeabilitätsmessung ist eine korrekte Messung des Druckabfalls entscheidend. Mögliche Einflüsse auf die Messung des Druckabfalls werden daher im Folgenden betrachtet.

3.5.2 Einflüsse auf die Messung des Druckabfalls

Für die Berechnung der Permeabilität und der Kompaktierungskräfte ist die Erfassung des Druckabfalls kritisch. Die Drucksensoren befinden sich in der unteren und oberen Verteilkammer, wodurch sie nicht nur den Druckabfall an der Textilprobe sondern auch den an den Lochscheiben messen. Der an den Lochscheiben entstehende Druckverlust ist abhängig vom Injektionsdruck, dem Verhältnis zwischen Proben- und Lochscheibenpermeabilität sowie Proben- und Lochscheibenfließlänge (vgl. Anhang A). Die Dickenpermeabilität der Lochscheibe als Struktur paralleler Fließkanäle lässt sich wie folgt berechnen [28]:

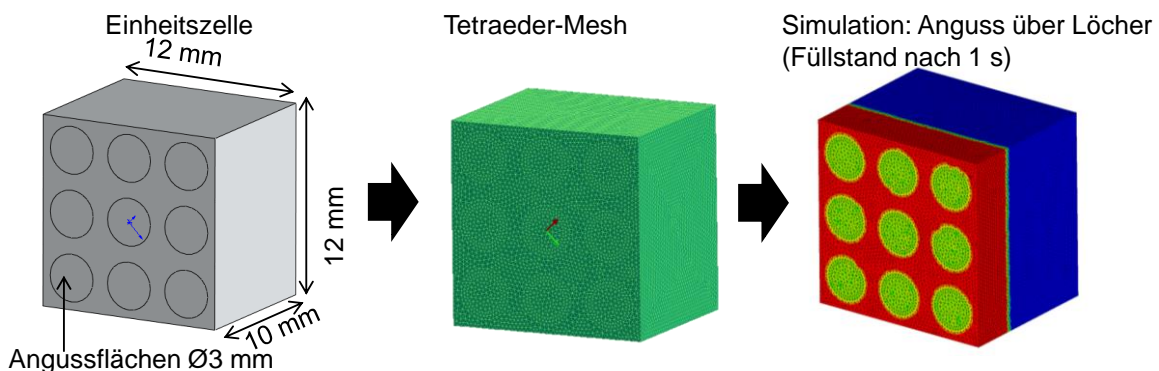
²² Beim Gew. 1 wurde mit Spannrahmen nur ein Versuch durchgeführt

$$K = N \frac{\pi d^2}{4} \frac{d^2}{32} \quad (3.2)$$

Die Dickenpermeabilität K hängt damit von der Anzahl von Fließkanälen pro Fläche N und deren Durchmesser d ab. Bei 874 Bohrungen ($d = 3 \text{ mm}$) ergibt sich eine Dickenpermeabilität von $1,2\text{E-}7 \text{ m}^2$ bei einer Fließlänge von 18 mm je Lochscheibe. Den größten Einfluss werden die Lochscheiben bei maximalem Injektionsdruck und minimaler Probenfließlänge aufweisen. Die entsprechenden Extremwerte im Rahmen dieser Arbeit sind 5 bar bzw. 1 mm . Bei dieser Konfiguration wäre eine Probendickenpermeabilität größer $3,5\text{E-}11 \text{ m}^2$ nötig um einen Druckabfall $> 0,05 \text{ bar}$ an den Lochscheiben zu erzeugen. Eine solche hohe Dickenpermeabilität am Textil liegt bei den in dieser Arbeit verwendeten Textilien allerdings nicht einmal ansatzweise vor. Die Ergebnisse wurden durch eine Durchströmung der Messzelle ohne eingelegte Textilprobe bestätigt. Bis zum maximal erreichbaren Volumenstrom (23 ml/s) war keine Differenz zwischen dem oberen und dem unteren Drucksensor messbar.

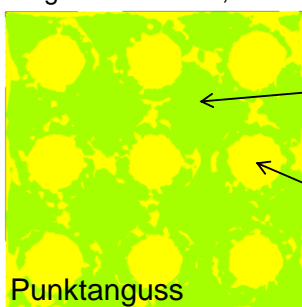
Auch wenn die Lochscheiben keinen Einfluss auf die Druckdifferenzmessung haben, ist immer noch zu zeigen, ob sie zu einer inhomogenen Druckverteilung im Lagenaufbau führen. Bei Durchführung einer Messung ohne Deckel (die obere Lochscheibe wurde über Schraubzwingen fixiert) konnte gezeigt werden, dass die Fließfront die Preformoberfläche gleichmäßig erreicht. Zur näheren Untersuchung wurde eine simulative Validierung durchgeführt. Als Referenz dient dabei der Flächenanguss, der im System nachgebildet werden soll. Um den Einfluss der Lochscheiben evaluieren zu können wurde im Simulationsprogramm PAM-RTM der ESI Group ein 3D-Simulationsmodell aufgebaut, welches eine Einheitszelle nachbildet. Diese Einheitszelle wurde zunächst flächig und dann über der Lochscheibe nachempfundenen Bohrungen imprägniert. Die Druckverteilung bei verschiedenen zeitlichen und räumlichen Abständen zum Anguss wurde verglichen. Abbildung 3.8 zeigt den Aufbau des Simulationsmodells und den Vergleich der Druckverteilung. Mit fortschreitender Fließfront ändert sich der in einer Ebene vorliegende Druck. Im Vergleich ist die Differenz zwischen Punkt- und Flächenanguss klar zu sehen. In der flächig angesessenen Simulation ergeben sich nur rein homogene Druckverteilungen. Beim Punktanguss sind die Angusspunkte zu erkennen, wobei der Einfluss mit zunehmendem Abstand zur Angussfläche abnimmt. Die maximale Differenz beträgt $0,1 \text{ bar}$. Bei einem

Abstand von 1 mm war zwischen den Schnittbildern von Flächen- und Punktanguss kein Unterschied mehr gegeben. Ein geringer Einfluss der Lochscheibe auf die Druckverteilung ist demnach erwartungsgemäß gegeben, allerdings ist er nicht zuletzt wegen der großen Anzahl von Bohrungen auf der relativ großen Messfläche als vernachlässigbar einzustufen.

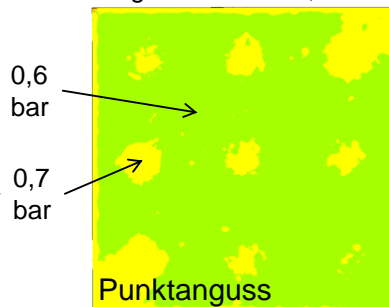


Vergleich der Druckverteilung bei Erreichen eines Harzdrucks von 0,6 - 0,7 bar:

Angussabstand: 0,25 mm



Angussabstand: 0,5 mm



Angussabstand: 0,5 mm



K1, K2, K3 von Gew. 1 bei $V_F = 0,5$; Fluidviskosität 70 mPas; $p_{inj} = 1$ bar

Abbildung 3.8: Simulation des Einflusses der Lochscheibe auf die Druckverteilung

3.5.3 Anwendbarkeit des Gesetzes von Darcy

Zur Berechnung der Dickenpermeabilität soll das Gesetz von Darcy genutzt werden, welches wie in Kapitel 2.2 erläutert, nur für bestimmte Strömungsbedingungen definiert ist. Für die korrekte Anwendung des Gesetzes muss geprüft werden, ob diese Voraussetzungen eingehalten werden:

Zunächst muss ein newtonsches (im Viskositätsverhalten nicht scherratenabhängiges), inkompressibles Fluid als Messfluid genutzt werden. Dies wird durch die Nutzung eines Rapsöls (vgl. Kapitel 3.3.2) eingehalten.

Weiterhin müssen die bei der Messung auftretenden Strömungen stationär und laminar sein. Dies kann über die mit Gleichung (2.2) berechenbare Reynoldszahl geprüft werden. Zur Abschätzung der maximal in dieser Arbeit auftretenden Reynolds-

zahl wurden die zum höchsten Wert führenden Parameter miteinander kombiniert. Für eine Fließgeschwindigkeit von 1,53 cm/s (berechnet aus dem maximal möglichen Volumenstrom von 23 ml/s bezogen auf die Messfläche), einen maximalen Faservolumenanteil von 0,8, eine Fluidichte von 0,916 g/cm [31], eine maximale Dickenpermeabilität von $1\text{E-}10\text{ m}^2$ sowie eine minimale, temperaturbedingte Viskosität von 60 mPas ergab sich eine Reynoldszahl von $1,16\text{E-}3$, was deutlich kleiner 1 ist. Demnach ist von einer laminaren Strömung auszugehen und die Anwendbarkeit des Gesetzes von Darcy ist hierdurch nicht beeinträchtigt.

Eine weitere Bedingung ist, dass es keine Veränderungen des durchströmten Querschnitts (mechanisch steife Probe) geben darf. Bei der Durchströmung von Textilien finden jedoch aufgrund der hydrodynamischen Kompaktierung eine Deformation und daher eine Veränderung des durchströmten Querschnitts statt. Um das Gesetz von Darcy dennoch anwenden zu können, findet es in dieser Arbeit nur auf jene Zeitbereiche der Messung Anwendung, in denen sich ein in jeder Hinsicht ausgeglichener und stationärer Zustand ausgebildet hat, also keine Querschnittsveränderungen mehr stattfinden. Die ungesättigten Messungen werden deutlich unterhalb des Vorkompaktierungsdrucks durchgeführt, um auch dort die Anwendbarkeit des Gesetzes zu erhalten. In den Bereichen der Auswertung ist damit kein veränderter Querschnitt gegeben und das Gesetz anwendbar. Deshalb wird auch weiterhin am Begriff der Dickenpermeabilität festgehalten. Die theoretischen Betrachtungen bezüglich des Einflusses der Deformierbarkeit und der laminaren Strömung sollen in Kapitel 3.5.5 unter Nutzung einer steifen Referenzstruktur experimentell bestätigt werden.

Schließlich bedingt die Anwendung des Gesetzes von Darcy eine kontinuierliche (gesättigte) Strömung. Bei den in dieser Arbeit hauptsächlich durchgeführten gesättigten Messungen ist diese Bedingung erfüllt. Bei einer ungesättigten Strömung können sich Einflüsse wie bspw. Kapillarkräfte ergeben, welche durch das Gesetz von Darcy nicht erfasst werden. Das Gesetz von Darcy ist heute dennoch das gängige Modell zur Beschreibung ungesättigter Strömungen und ist Grundlage vorhandener Messsysteme und gängiger Füllsimulationsprogramme. Um den Einfluss von Kapillarkräften gering zu halten, werden bei Dickenpermeabilitätsmessungen meist Injektionsdrücke gewählt die über den mutmaßlichen Kapillardrücken (z. B. 0,08 bis 0,6 bar [149-152]) liegen. Bei der ungesättigten Messung der Dickenpermeabilität entsteht daher ein Zielkonflikt zwischen dem Bestreben Kompaktierung zu verhin-

dern und dem Bestreben den Einfluss von Kapillarkräften zu minimieren. Bei den in dieser Arbeit gewählten Injektionsdrücken ist ein Einfluss möglich. Durch die ungesättigten Messungen in Kapitel 4.1.4 soll daher gezielt der Einfluss des Sättigungsgrades untersucht werden.

Die mit dem neu entwickelten System durchgeführten gesättigten Messungen bewegen sich demnach im Gültigkeitsbereich des Gesetzes von Darcy und lassen sich auf Grundlage dessen auswerten.

3.5.4 Statistische Fehlerbetrachtung

Gerade die Reproduzierbarkeit von Permeabilitätsmessungen zwischen verschiedenen Anlagen ist ein zentrales Forschungsthema im Bereich der Permeabilitätsmessungen. Internationale Benchmarks haben für die 1D-Messung der Ebenenpermeabilität bereits gezeigt, dass extrem hohe Abweichungen zwischen verschiedenen Systemen möglich sind. Bis zu 1000 % bei der ersten Benchmark und immer noch 20 % bei der zweiten mit sehr viel strikteren Vorgaben [48, 153, 154]. Die Community der Konferenzreihe „Flow Processes in Composite Materials“ plant als nächstes eine entsprechende Benchmark zur Dickenpermeabilität, was die Bedeutung dieses Materialkennwerts hervorhebt. Allerdings ist oft schon die Wiederholgenauigkeit auf einer einzigen Anlage problematisch [50]. Von der Datenerfassung bis hin zur Viskosität des Messfluids, gibt es mehrere Fehlerquellen die sich zu inhärenten Messfehlern der Messkette ergeben [155]. Um eine realistischere Abschätzung des zu erwartenden Streuungsbereichs durchzuführen, wäre eine wiederholte Messung derselben Probe das Mittel der Wahl. Allerdings ist dies in diesem Falle nicht möglich, da die Messung die Textilien beeinflusst und keine zwei Proben identisch sind. Daher soll eine theoretische Betrachtung durchgeführt werden.

Einzelne Fehler in der Messkette können sich gegenseitig verstärken oder kompensieren. Da im Vorhinein keine Aussage darüber getroffen werden kann, in welche Richtung und in welchem Maße eine Abweichung stattfindet, soll für das neue Messsystem zunächst eine Worst Case - Analyse den maximal möglichen Fehler zeigen. Es geht dabei nicht um die Fehler die sich aus Materialinhomogenitäten ergeben, sondern um die maximale Abweichung die sich zwischen zwei Messungen ein und derselben Struktur (mit unveränderlicher Dickenpermeabilität) ergeben könnten. Grundlage der Analyse sind die in Tabelle 3.5 aufgezählten Parameter, welche einer

Unsicherheit unterliegen können, sowie die dazugehörigen Maximalabweichungen. Von der Analyse unbeachtet bleiben mögliche systematische Abweichungen. Diese haben in der Arbeit ohnehin eine nachrangige Relevanz, da sie alle Messwerte gleichermaßen betreffen und daher auf die in dieser Arbeit durchgeführten Vergleiche keine Auswirkungen haben.

Tabelle 3.5: Maximale Messabweichungen bei der Dickenpermeabilitätsmessung mit HyKoPerm

Parameter	Einheit	Max. zu erwartende Abweichung von Grundwert (\pm %)
Viskosität (Rapsöl, Kapitel 3.3.2)	[mPas]	2,0 ¹
Temperatur	[°C]	0,25 ²
Druckdifferenz	[bar]	0,5 ³
Wegverschiebung	[mm]	0,2 ³
Volumenstrom	[ml/min]	1,0 ³

¹ maximale bei Raumtemperatur (RT) gemessene Abweichung vom zur Berechnung des temperaturabhängigen Viskositätswertes genutzten Polynoms (vgl. Kapitel 3.3.2)

² Fehler durch Auflösung der Temperaturmessung (0,1) bezogen auf RT (0,05/20)

³ Sensorgenauigkeit laut Datenblatt inklusive Nichtlinearität

Der Worst Case für eine Überbewertung der Dickenpermeabilität lässt sich entsprechend der Gleichung (3.3) berechnen:

$$K_{\text{überbewertet}} = -\frac{Q^+ \cdot \eta^+ \cdot \Delta L^+}{A \cdot \Delta p^+} = -\left(\frac{1,01 \cdot (1,02 \cdot 1,0025) \cdot 1,002}{0,99}\right) \cdot \frac{Q \cdot \eta \cdot \Delta L}{A \cdot \Delta p} \quad (3.3)$$

Die mit „+“ indizierten Symbolzeichen entsprechen dabei den jeweiligen Werten inklusive der Sensorabweichung die zur maximalen Überbewertung von K führt. Die Abweichung der Viskosität (η) ergibt sich aus der ungünstigsten Verkettung von fehlerhafter Temperaturmessung und Abweichung der Chargenviskosität. Dass die Druckdifferenz (Δp) über zwei Sensoren berechnet wird, wurde durch eine Verdoppelung des Fehlerwerts auf 1 % berücksichtigt. Fehler bei der Volumenstrom- (Q) und Fließlängenmessung (ΔL) ergeben sich direkt aus den jeweiligen Sensorungenauigkeiten. Die Dickenpermeabilität würde so im ungünstigsten Falle um 4,53 % überschätzt. Umgekehrt kann eine maximale Unterbewertung von 4,37 % berechnet werden. Allerdings ist der Worst Case Fall gleichsam unwahrscheinlich. Daher wurde basierend auf der Wahrscheinlichkeitstheorie eine weitere Methode genutzt, die auf dem Gesetz der großen Zahlen basiert: Die Monte-Carlo-Simulation. Ausgehend von

der Annahme, dass die oben genannten Parameter im Bereich der möglichen Abweichungen gleich verteilt sind, wurden künstliche Datensätze generiert, welche genau dieses Rauschen widerspiegeln. Richtung und Wert der Abweichung sind damit für jeden Wert unabhängig und willkürlich, so wie es für die reale Messung zu erwarten ist. 10^6 Datensätze wurden generiert und für jeden die Messabweichung vom realen Dickenpermeabilitätswert ermittelt. Dabei ergab sich eine maximale Überschätzung von + 3,79 % und eine maximale Unterschätzung von - 3,70 %. Insgesamt ergeben sich aus den inhärenten Messfehlern des Systems also Messgenauigkeiten in einem Bereich $< \pm 4$ % des tatsächlichen Dickenpermeabilitätswerts.

Über die genannten Fehlerbereiche hinausgehende Unterschiede zwischen Wiederholungsversuchen werden handlings- und herstellungsbedingten Materialinhomogenitäten zugerechnet. Für den Vergleich zwischen Messreihen mit unterschiedlichen Probenkonfigurationen wird die statistische Signifikanz über die Standardabweichung zwischen Einzelmessungen evaluiert und für die Ableitung von Aussagen über Einflüsse auf das hydrodynamische Imprägnierverhalten genutzt. Die theoretischen Überlegungen sollen in Kapitel 3.5.5 unter Nutzung einer steifen Referenzstruktur experimentell validiert werden.

3.5.5 Validierung mittels einer Referenzstruktur

Die Betrachtungen der vorigen Kapitel sollen experimentell untermauert werden. Dazu wird eine Referenzstruktur genutzt, die mechanisch steif ist. Die den Textildeformationen zugerechneten Effekte dürften daher nicht auftreten. Bereits in der Vergangenheit zeigten sich mit 3D-Druckern gefertigten Strukturen als geeignete Referenzstrukturen für Permeabilitätsmesssysteme [156]. Die von Morren et al. [156] vorgeschlagene Struktur weist allerdings eine sehr hohe Permeabilität (in der Größenordnung 10^{-9} m²) auf und ist als Referenz für Ebenenpermeameter ausgelegt. Für diese Arbeit wurde eine Struktur genutzt, welche der Permeabilität der untersuchten Textilien näher kommt. Dazu wurde die Messzelle über eine Höhe von 22 mm mit PET-Granulat gefüllt. Der mittlere Partikeldurchmesser der Schüttung lag bei etwa 2,5 mm. Zwischen Lochscheiben und Granulat wurde Filterpapier platziert, um eine maximale Kompaktierung zu erlauben, ohne dass das Granulat durch die Löcher fällt. Abbildung 3.9 (links) zeigt eine weiterentwickelte Form einer solchen Referenzstruktur, bei der das Granulat durch Vermengung mit Epoxidharz hochsteif verklebt

ist, wobei die Porosität erhalten bleibt und die Permeabilität (richtungsunabhängig) im Bereich von Textilien liegt.

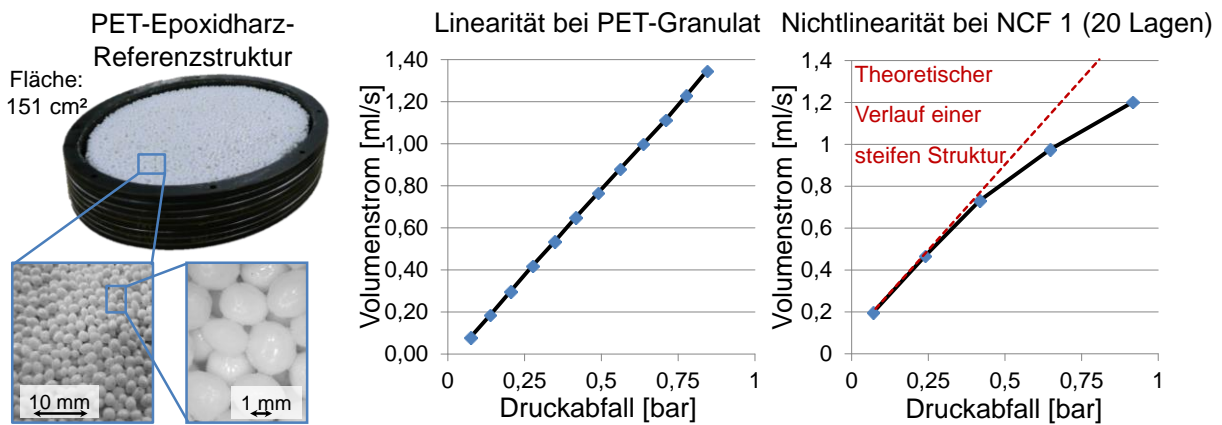


Abbildung 3.9: Aufbau einer porösen Referenzstruktur (links) und Vergleich der Linearität der Korrelation von Druckabfall und Volumenstrom bei Referenzstruktur (Mitte) und NCF 1 (rechts)

Zunächst soll anhand dieser Referenzstruktur gezeigt werden, dass der nichtlineare Zusammenhang von Druckabfall und Volumenstrom, welcher sich in einer Druckabhängigkeit des Dickenpermeabilitätswerts niederschlägt, nicht durch einen Messfehler sondern durch Textildeformation verursacht wird. Dazu wurde die Referenzstruktur bei verschiedenen Druckabfällen mit einem Rapsöl als Messfluid (vgl. Kapitel 3.3.2) durchströmt. Diese Messung wurde drei Mal mit derselben Struktur durchgeführt. Abbildung 3.9 (Mitte) zeigt das Ergebnis beispielhaft an einem der drei Versuche. Es ergibt sich ein sehr klarer linearer Zusammenhang und damit eine konstante Dickenpermeabilität ($2,3E-11 \text{ m}^2$). Das Bestimmtheitsmaß R^2 einer angenäherten linearen Trendfunktion lag für die drei Versuche zwischen 0,99746 und 0,99987, wobei 1 einen perfekten linearen Zusammenhang beschreibt. Zum Vergleich ist im rechten Diagramm das Ergebnis für das NCF 1 im selben Druckbereich dargestellt. Die Abweichung von der Linearität ist deutlich zu sehen und führt mit 0,98082 auch zu einem deutlich kleineren R^2 . Damit ist klar, dass die Ursache für die Nichtlinearität in einer Änderung der textilen Struktur begründet ist, die nur durch die Deformierbarkeit der Textilien erklärt werden kann.

Weiterhin soll der inhärente Messfehler des Systems untersucht werden, um die statistische Fehlerbetrachtung zu untermauern. Jeder der drei durchgeführten Versuchszyklen wurde für alle zwölf angefahrenen Druckabfälle ausgewertet. Für jeden Druckabfall wurde der Variationskoeffizient der gemessenen Dickenpermeabilität aus

den drei Messungen berechnet. Dieser lag bei minimal 1,97 % und maximal 4,24 % und damit im Bereich der theoretischen Betrachtung (Streubereich etwa ± 4 % des Realwerts). Die für die Durchführung der Parameterstudie erforderliche Messgenauigkeit ist damit auch experimentell validiert.

Als letztes sollte eine eventuelle Zeitabhängigkeit der Messung geprüft werden, da beispielsweise bei Drucksensoren ein Driften bekannt ist. Dazu wurde die Referenzstruktur bei einem definierten Druckabfall für 300 s durchströmt, was der maximalen Dauer einer gewöhnlichen Messung entspricht. Für diese Zeitspanne wurde die Entwicklung der Dickenpermeabilität betrachtet, die für jeden Zeitschritt (0,125 s) einzeln berechnet werden kann. In zwei Versuchen lag die Dickenpermeabilität der einzelnen Zeitschritte stets in einem Korridor von $\pm 3,0$ % bzw. $\pm 1,17$ % um den Medianwert. Damit ist auch die Zeitabhängigkeit hinreichend gering. Somit ist das System auch experimentell validiert.

Insgesamt entspricht das entwickelte System den Anforderungen aus dem Lastenheft und ist somit für die Erreichung der Ziele dieser Arbeit geeignet. Die geplanten Versuche befinden sich im Gültigkeitsbereich des Messsystems und die Validierung bzw. Fehlerbetrachtung bestätigt die Aussagekraft der Versuchsergebnisse sowie der daraus gezogenen Rückschlüsse.

3.6 Simulation des Textilverhaltens bei transversaler Imprägnierung

Das entwickelte System ist für die Durchführung der Parameterstudie validiert, es gibt aber dennoch weiterhin Aspekte der transversalen Imprägnierung, die durch das System nicht detailliert betrachtet werden können. Wie bereits erläutert kann mit dem entwickelten Messsystem zwar die Gesamtkompaktierung, nicht aber die V_F -Heterogenisierung gemessen werden. Um die messtechnischen Limitationen des Messsystems zu überwinden, wurde ein Simulationsmodell aufgebaut. Das Simulationsmodell wird im Folgenden für drei Zwecke genutzt:

- Mit der Simulation kann die bei Durchströmung entstehende V_F -Heterogenisierung untersucht werden.
- Durch die Simulation kann untersucht werden, welche Abweichungen sich ergeben, wenn das textile Kompaktierungsverhalten durch Messungen mit der Universalprüfmaschine (UPM) ermittelt wird.

- Durch Simulationen kann auf Basis diskreter Versuchsdaten eine gezielte Vorhersage des Druckeinflusses in anderen Druckbereichen erfolgen und so der Messbereich extrapoliert sowie der Messaufwand reduziert werden.

Das Simulationsmodell bildet eine stationäre Durchströmung eines Lagenaufbaus ab und entspricht einer Umsetzung des in Kapitel 2.2 vorgestellten Grundmodells in einen C++-basierten Berechnungsalgorithmus. Der genaue Aufbau und die hinterlegten Formeln werden in Anhang D ausführlich erläutert.

Mit dem Modell wurde das Durchströmungsverhalten des Gew. 1 simuliert. Die Dickenpermeabilitätsfunktion basiert auf mit dem neuen Messsystem ermittelten Dickenpermeabilitätswerten. Dazu wurden Proben des Gew.1 bei drei initialen V_F (45,9 %, 50,3 %, 54,6 %, jeweils drei Messungen pro V_F) mit 0,5 bar durchströmt.²³

Basis der Kompaktierungsfunktion waren gesättigte Messungen des Gew. 1 auf einer UPM. Hierzu wurden jeweils zehn Lagen des Gew. 1 mit Rapsöl (vgl. Kapitel 3.3.2) getränkt und bei Raumtemperatur zwischen den Messplatten der UPM kompaktiert (Kompaktierungsgeschwindigkeit 1 mm/min). Der Aufbau ist in Abbildung 3.10 (rechts) schematisch dargestellt und entspricht der typischen Vorgehensweise zur Ermittlung von Kompaktierungswerten für die Simulation von transversalen Imprägnierungen. Während der Kompaktierung wird das überschüssige Fluid aus dem Textil gepresst, wodurch sich der Kompaktierungswiderstand aus der textilen Deformation und dem Fließwiderstand in der Ebene ergibt. Die ermittelten Kompaktierungskräfte zur Erreichung verschiedener V_F -Werte können auf die Probenfläche (kreisförmig mit Durchmesser 100 mm) bezogen werden, um die Kompaktierungsdrücke zu erhalten. Das Ergebnis ist in Abbildung 3.10 (links) als Kurve A dargestellt.²⁴

Fall C der Abbildung 3.10 (links) zeigt im Vergleich dazu die tatsächlich bei Durchströmung mit unterschiedlichen Druckdifferenzen²⁵ entstehenden V_F -Werte, wie sie mit dem neuen Messsystem gemessen wurden. Es ist klar zu sehen, dass zur Erreichung desselben V_F bei der hydrodynamischen Kompaktierung (C) ein höherer Druckabfall notwendig ist, als Kompaktierungsdruck bei der Universalprüfmaschine (A). Ein Hauptgrund hierfür lässt sich aus der in Kapitel 2.2 erläuterten Modellierung

²³ Die Mittelwerte bei den V_F wurden durch die Methode der kleinsten Fehlerquadrate an eine exponentielle Funktion angenähert. $K3(V_F) = 8,97 \cdot e^{(-V_F/0,08)-0,12}$.

²⁴ Durch Methode der kleinsten Fehlerquadrate und basierend auf drei individuellen UPPM-Messungen angenäherte Kompaktierungsfunktion $V_F(p_{eff}) = 0,0484821 \cdot \log(p_{eff}) + 0,01739$.

²⁵ Aufgrund der Druckverluste in den Schlauchzuführungen des Messsystems konnten nur Druckdifferenzen bis knapp 4 bar erreicht werden. Vgl. Anhang A.

transversaler Imprägnierprozesse ableiten: Bei der Kompaktierungsmessung an der UPM entspricht der Lagenaufbau vereinfacht einer Reihenschaltung von Federn. Der effektive Druck auf die Preform ist über die gesamte Dicke konstant, während er bei Durchströmung über die Dicke des Lagenaufbaus zunimmt. Eine aktive Kompaktierung mit 1 bar und eine Durchströmung bei 1 bar Druckdifferenz sind daher nicht direkt vergleichbar. Ein sinnvoller Vergleich erfordert die Kenntnis der Effektivdruckverteilung bei Durchströmung. Dann kann die entsprechende textile Kompaktierung anhand des mit der UPM gemessenen Kompaktierungsverhaltens berechnet werden.

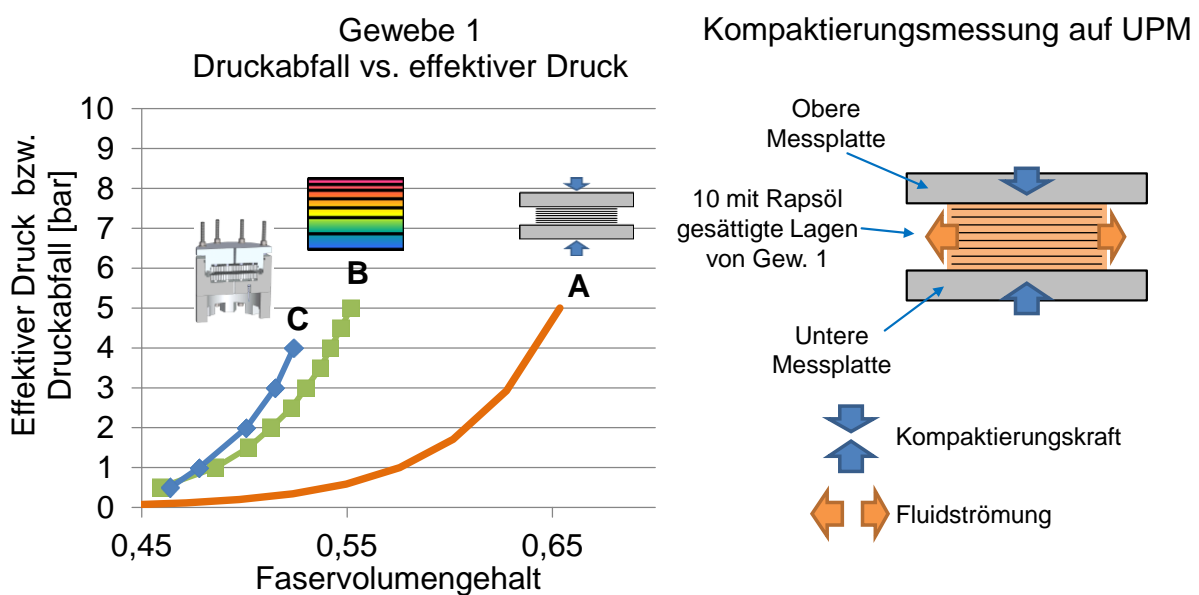


Abbildung 3.10: Links – Aktives Kompaktierungsverhalten des gesättigten Gew. 1 ermittelt mit der UPM (A), Simulative Abschätzung des hydrodynamischen Kompaktierungsverhaltens des Gew. 1 basierend auf der UPM-Kompaktierungsfunktion (B) und mit dem neuen Messsystem HyKoPerm gemessenes, hydrodynamisches Kompaktierungsverhalten (C); rechts - Schematische Darstellung der gesättigten Kompaktierungsmessung mit der UPM

Die sich bei Durchströmung einstellende Verteilung des Effektivdrucks lässt sich durch das Simulationsmodell berechnen. Dazu wurde die Durchströmung des Gew. 1 bei unterschiedlichen Differenzdrücken simuliert. Abbildung 3.11 zeigt die entsprechenden Ergebnisse für V_F , K_3 und den effektiv auf das Textil wirkenden Kompaktierungsdruck in Abhängigkeit der relativen Position über die Dicke im Lagenaufbau. Dabei entspricht 0 dem angussseitig ersten Punkt des Stapels und 1 dem letzten. Die horizontal abgeflachten Zonen bei V_F und K_3 -Verteilung (links und mitte) gehen auf einen minimalen V_F zurück der im Programm implementiert wurde. Aufgrund der Textilstruktur entspricht der Wert von 0,35 hier dem unkompaktierten Zustand. Die

Ergebnisse zeigen die erwartete Heterogenisierung der V_F -Verteilung. Sie zeigen weiterhin, dass mit steigendem Injektionsdruck auch der an jedem Punkt im Lagenaufbau effektiv wirkende Kompaktierungsdruck steigt (rechts), was die Heterogenisierung erhöht (links). Es ist auch zu sehen, dass es zu einer Gesamtkompaktierung des Stacks kommt. Dadurch sinkt K_3 an jedem Punkt im Stapel und dementsprechend auch insgesamt ab (mitte).

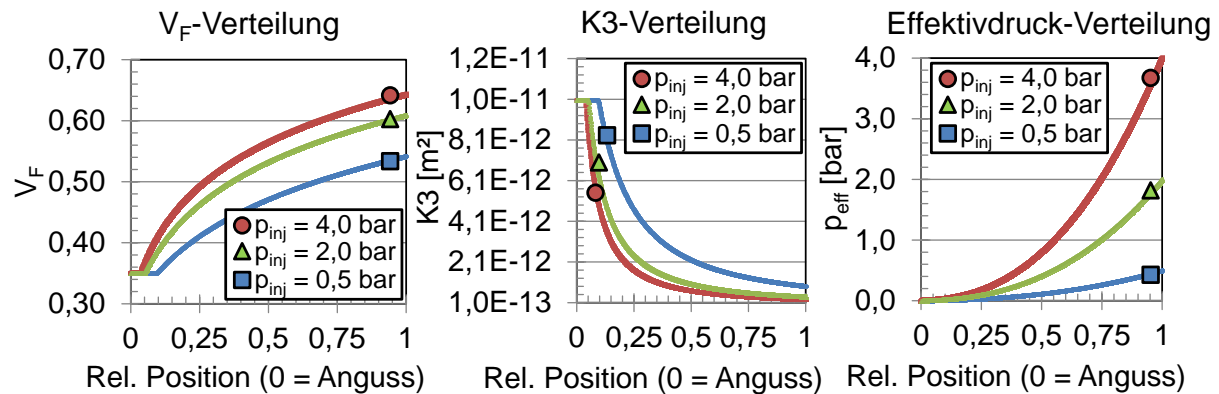


Abbildung 3.11: Ergebnisse der Strömungssimulation für das Gew. 1

Die Ergebnisse entsprechen den theoretischen Betrachtungen. Durch den zum Auslass hin steigenden Druck auf die Preform sinkt dort die Dickenpermeabilität, wodurch wiederum der Kompaktierungsdruck steigt. Der Kompaktierungsdruck steigt über die Dicke des Lagenaufbaus also überproportional an. Da es durch den Textilaufbau eine untere V_F -Grenze gibt und die zur Erreichung bestimmter V_F nötigen Drücke meist extrem schnell ansteigen ist dennoch ein eher degressiver Verlauf von V_F über die Dicke des Lagenaufbaus gegeben. Durch die starke Abhängigkeit der Dickenpermeabilität von V_F zeigt sie über die Dicke zum Auslass hin einen regressiven Verlauf. Die so generierten Werte sind in Abbildung 3.10 als Fall (B) dargestellt. Die dargestellten Ergebnisse weichen immer noch von den Experimentalwerten (C) ab. Tabelle 3.6 zeigt die diskreten Ergebnisse, sowohl die HyKoPerm-Experimentalergebnisse (Spalte „Experiment“) als auch die Simulationsergebnisse für Gesamt- V_F und die resultierende Dickenpermeabilität des Lagenaufbaus (Spalte „Simulation 1“). Es zeigt sich das die Simulation den Realwerten recht nahe kommt, allerdings wird die Kompaktierung ab 1,0 bar überschätzt. Damit bestätigt sich die Annahme, dass aktives und strömungsinduziertes Kompaktierungsverhalten unterschiedlich sind. Die simultane Durchströmung steigert den Kompaktierungswiderstand. Die UPM-Kompaktierungsmessungen, bei denen das Fluid in der Ebene aus-

gepresst wird, sind daher für eine Vorhersage des Kompaktierungsverhaltens nur sehr bedingt geeignet. Da die Vorhersage des Kompaktierungsverhaltens also sehr komplex und zudem fehlerbehaftet ist, ist beim derzeitigen Kenntnisstand letztlich die realitätsnahe experimentelle Messung vorzuziehen.

Tabelle 3.6: Vergleich von Experiment und Modell

Gew. 1 $V_{F,init} = 45,9 \%$	Experiment		Simulation 1 (Heterogen)		Simulation 2 (Homogen)	
	V_F [%]	K3 [m ²]	V_F [%]	K3 [m ²]	V_F [%]	K3 [m ²]
Injektions- druck [bar]	V_F [%]	K3 [m ²]	V_F [%]	K3 [m ²]	V_F [%]	K3 [m ²]
0,5	46,4	2,60E-12	45,9	2,03E-12	45,9	2,58E-12
1,0	47,8	1,72E-12	48,6	1,38E-12	48,6	1,84E-12
2,0	50,1	1,03E-12	51,3	9,29E-13	51,3	1,31E-12
3,0	51,5	7,22E-13	53,0	7,35E-13	53,0	1,06E-12
4,0	52,4	5,50E-13	54,2	6,22E-13	54,2	9,17E-13

In einem nächsten Schritt sollte der Einfluss der V_F -Heterogenisierung simulativ untersucht werden. Dazu wurde bei der Simulation, deren Ergebnisse in der letzten Spalte („Simulation 2“) aufgetragen sind, ausgehend vom initialen V_F keine hydrodynamische Kompaktierung zugelassen. Die Struktur ist damit hinsichtlich des V_F homogen. Es wurde K3-Werte berechnet für die Gesamt- V_F die sich bei der heterogenen Simulation (1) ergaben. Beim Vergleich der heterogenen Simulation (1) und der homogenen Simulation (2) ist zu sehen, dass die Werte bei (2) deutlich höher sind als bei (1). Mit - 21 % bis - 32 % ergibt sich ein deutlich negativer Einfluss der Heterogenisierung auf die Dickenpermeabilität. Wieso die Heterogenisierung eine Dickenpermeabilitätsreduktion verursacht wird deutlich, wenn ein einfaches Modell aus zwei Zonen gleicher Länge, welche hintereinander durchströmt werden, betrachtet wird. Haben beide Zonen die gleiche Dickenpermeabilität, wird an beiden jeweils die Hälfte der Gesamtdruckdifferenz abfallen. Halbiert sich die Dickenpermeabilität einer der beiden Zonen müsste sich nach Darcy der Druckabfall an dieser Zone verdoppeln, um den gleichen Volumenstrom wie beim Initialzustand zu erreichen. Dies würde aber schon der Gesamtdruckdifferenz entsprechen, so dass die andere Zone quasi unendlich permeabel sein müsste, um die Dickenpermeabilitätsreduktion aus-

zugleichen. Auch wenn sich die Dickenpermeabilität der anderen Zone verdoppelt, wird der bei der Gesamtdruckdifferenz erreichte Volumenstrom daher kleiner sein als beim Initialzustand – die Dickenpermeabilität ist also kleiner. Der Effekt wird teilweise durch die Anpassung der Zonenlängen infolge der veränderten V_F -Werte kompensiert. Bei Textilien ist die V_F - Abhängigkeit der Dickenpermeabilität aber sehr groß und schon sehr kleine Längen- und damit V_F - Änderungen bewirken starke Dickenpermeabilitätsänderungen. Für eine volle Kompensation reicht dies daher nicht aus.

Das Simulationsmodell wurde schließlich auch genutzt, um zu untersuchen wie sich das Textilverhalten bei einem sehr hohen Druckabfall entwickelt, wie er in einem realen Industrieprozess durchaus entstehen kann. Dies kann mit dem Messsystem nicht abgebildet werden. Wie in Abbildung 3.12 zu sehen, entwickelt sich der Einfluss des Druckabfalls auf den Gesamt- V_F und auf die Gesamtdickenpermeabilität degressiv. Steigt der Druckabfall von 0,5 auf 1,0 bar, reduziert sich K_3 um 23 % und V_F steigt um 6 %. Steigt der Druckabfall aber von 100 auf 100,5 bar, sinkt K_3 lediglich um 0,2 % und V_F steigt nur um 0,03 %. Der Einfluss stagniert also, was vor allem durch die textilbedingte Ober- und Untergrenze für V_F bedingt ist.

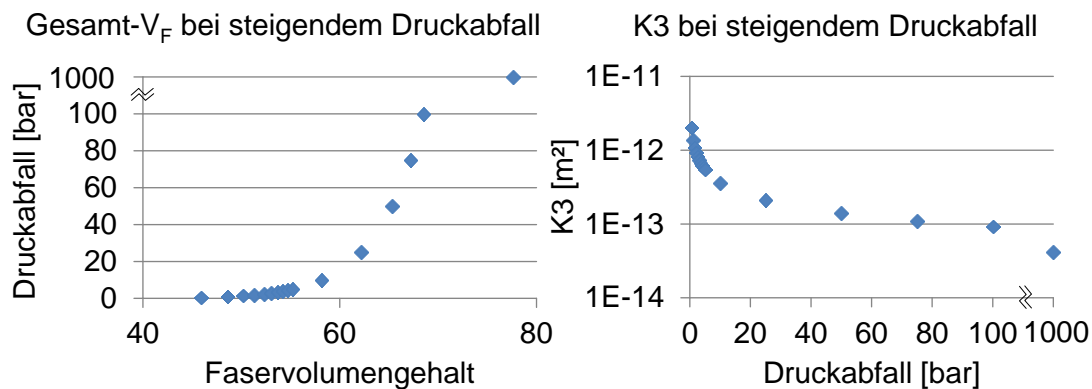


Abbildung 3.12: Entwicklung von Gesamt-Faservolumengehalt und Dickenpermeabilität mit steigendem Druckabfall der Durchströmung beim Gew. 1

Insgesamt zeigte sich, dass bei einer Simulation basierend auf mit einer UPM gemessenem Kompaktierungsverhalten der tatsächliche Kompaktierungswiderstand bei hydrodynamischer Durchströmung unterschätzt wird, was die Bedeutung des Aufbaus eines adäquaten Messsystems unterstreicht. Dennoch erlaubt die Simulation tiefere Einblicke auf Tendenzen des textilen Imprägnierverhaltens außerhalb des Messbereichs. Die Simulation bestätigt weiterhin den negativen Effekt der V_F -Heterogenisierung auf die Dickenpermeabilität.

4 Textilverhalten bei transversaler Imprägnierung

Das in Kapitel 3 beschriebene System wurde genutzt, um Einflüsse auf das hydrodynamische Imprägnierverhalten von Textilien zu untersuchen. Wie im Rahmen der allgemeinen Zielsetzung beschrieben, dienen diese Ergebnisse dazu, Risiken beim Imprägnierprozess zu vermeiden und Chancen zur Verbesserung nutzbar zu machen. Die Studie gliedert sich in Einflüsse, die sich aus der Prozessauslegung, dem Textilaufbau und dem Preforming ergeben. Die Untersuchungen werden hauptsächlich an Gew. 1 und NCF 1 (vgl. Tabelle 3.3 bzw. Tabelle 3.4) durchgeführt. Weitere Textilien dienen der Untersuchung einzelner textiler Parameter.

4.1 Einflüsse durch Prozessauslegung

Die in Kapitel 2.1 genannten Prozesse bieten zahlreiche Variationsparameter, die einen potenziellen Einfluss auf das hydrodynamische Imprägnierverhalten haben können. Diese sollen in diesem Kapitel betrachtet werden.

4.1.1 Injektionsdruck und Volumenstrom

Der wohl bedeutendste Prozessparameter ist der Injektionsdruck. Während er bspw. bei der Vakuuminfusion durch den atmosphärischen Druck bestimmt ist, kann er beim RTM gezielt eingestellt werden und resultiert beim ARTM aus der Schließgeschwindigkeit des Werkzeugs und dem textilen Imprägnierverhalten.

Durch die Strömungsbedingungen bei unterschiedlichen Injektionsdrücken können im Textil strukturelle Veränderungen entstehen. Um diese Effekte experimentell zu untersuchen, wurden das Gew. 1 und das NCF 1, entsprechend der in Kapitel 3.4.2 vorgestellten Methodik, bei verschiedenen definierten Druckdifferenzen (0,5 bis max. 4,0 bar) durchströmt. Beide Textilien wurden bei jeweils drei initialen Faservolumengehalten (V_F) (Gew. 1: 46 %, 50 %, 55 %; NCF 1: 44 %, 51 %, 55 %) untersucht. Um den Einfluss von Handling zu minimieren, wurden die Materialien im trockenen Zustand jeweils 15-mal für 2 min auf den späteren initialen V_F vorkompaktiert. Abbildung 4.1 zeigt die Textilreaktion auf den steigenden Differenzdruck. Dargestellt werden jeweils die Ergebnisse für alle drei Proben. Die Diagramme auf der linken Seite zeigen die Ergebnisse für das Gew. 1.

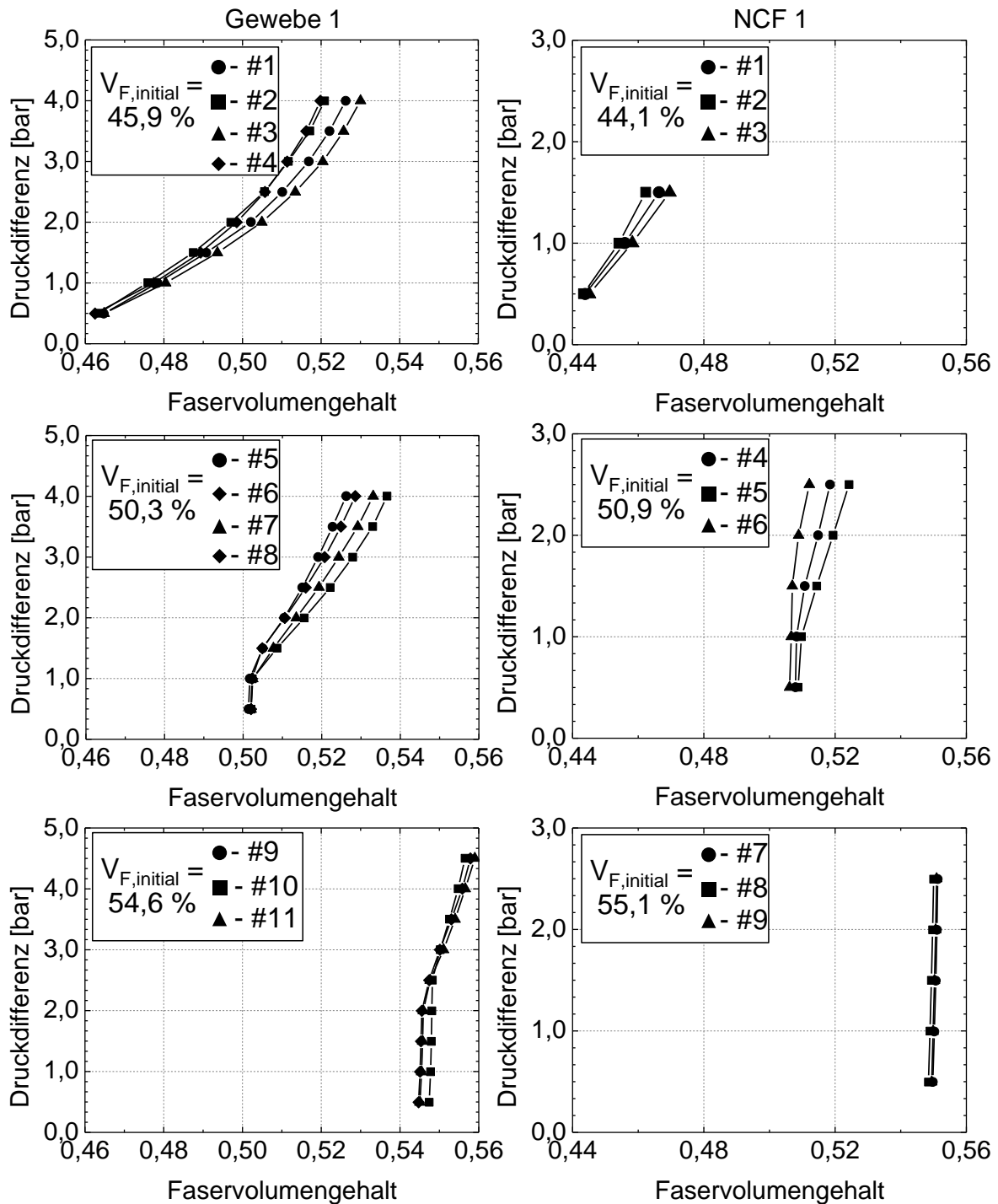


Abbildung 4.1: Druckdifferenzabhängiges Kompaktierungsverhalten der Textilien bei drei verschiedenen initialen Faservolumengehalten (jeweils mehrere Proben) und bei verschiedenen Druckgradienten

Beim niedrigsten initialen V_F (l.o.), ist der typische progressive Verlauf einer textilen Kompaktierungskurve zu sehen. Von Beginn an führte jede Steigerung der Druckdifferenz am Textil zu einer Steigerung des V_F . Bei 4 bar wurde gegenüber dem Ausgangszustand eine Erhöhung des V_F um 6 bis 7 Prozentpunkte erreicht. Beim middle-

ren initialen V_F (l.m.) und beim höchsten initialen V_F (l.u.) führten die ersten Druckerhöhungen zu fast keiner Kompaktierung – die in der Kavität aufgebrachte Vorkompaktierung wurde zunächst nicht überschritten. Erst ab einer bestimmten Druckdifferenz fand eine weitere Kompaktierung statt.

Weiterhin zeigt sich ein Einfluss der Vorkompaktierung auf das Kompaktierungsverhalten. Steigt durch hydrodynamische Kompaktierung der V_F , wird die komplette Kompaktierung nicht vom Werkzeug sondern von der Strömung induziert. Beim niedrigsten und mittleren initialen V_F des Gew. 1 überschneiden sich die V_F - Bereiche teilweise. Obwohl die jeweilige Vorkompaktierung überschritten wurde, ist dabei der aus der gleichen Druckdifferenz resultierende V_F beim mittleren initialen V_F höher als beim niedrigsten. Offensichtlich ist der Kompaktierungswiderstand reduziert. Dies kann einerseits durch die stärkere Vorkompaktierung verursacht werden. Andererseits sind auch die bei Imprägnierung und Durchströmung unter Werkzeugdruck auftretenden Textilspannungen sehr verschieden. Die Heterogenisierung der V_F - Verteilung wird durch die Kavität behindert, wodurch Spannungen induziert werden, die das Verhalten offenbar nachhaltig verändern. Daher sollte der initiale V_F bei der Messung dem realen Anwendungsfall möglichst nahe kommen.

Beim NCF 1 ist durch die insgesamt höhere Dickenpermeabilität die maximal generierbare Druckdifferenz geringer als beim Gew. 1, da durch die höheren Fließgeschwindigkeiten der Druckverlust in den Schlauchzuleitungen größer ist (vgl. Anhang A). Daher konnten keine Druckdifferenzen größer 3 bar erreicht werden. Das NCF 1 (Abbildung 4.1, rechts) zeigte beim niedrigsten und mittleren initialen V_F ein ähnliches Verhalten wie das Gew. 1. Sobald die Vorkompaktierung überwunden wurde, führte zunehmender Injektionsdruck zu steigenden V_F -Werten. Interessant ist der höchste initiale V_F (r.u.) bei dem die Vorkompaktierung vermutlich überhaupt nicht überschritten wurde. Die Änderungen sind daher minimal und wahrscheinlich durch kleinste Setzbewegungen verursacht.

Insgesamt zeigt sich bei beiden Textilien, dass das Kompaktierungsverhalten relativ gut reproduzierbar ist.

Durch die gemessenen V_F -Änderungen ändert sich auch die gemessene Dickenpermeabilität. Aufgrund der Kompaktierung reduziert sich der für die Strömung verfügbare Porenraum, wodurch die Dickenpermeabilität absinkt. Abbildung 4.2 stellt dies für

die beiden Textilien in halb-logarithmisch skalierten Diagrammen dar. Dargestellt sind die Ergebnisse für die Messungen bei den drei initialen V_F , wobei die Ergebnisse der einzelnen Proben gemittelt wurden. Die Fehlerbalken zeigen die Standardabweichungen. Bei allen initialen V_F ist eine sehr deutliche K3-Reduktion ist zu sehen – im Extremfall führt die Kompaktierung beim höchsten Druck zu einer Dickenpermeabilität, welche fast eine Dekade unter der beim geringsten Druck liegt.

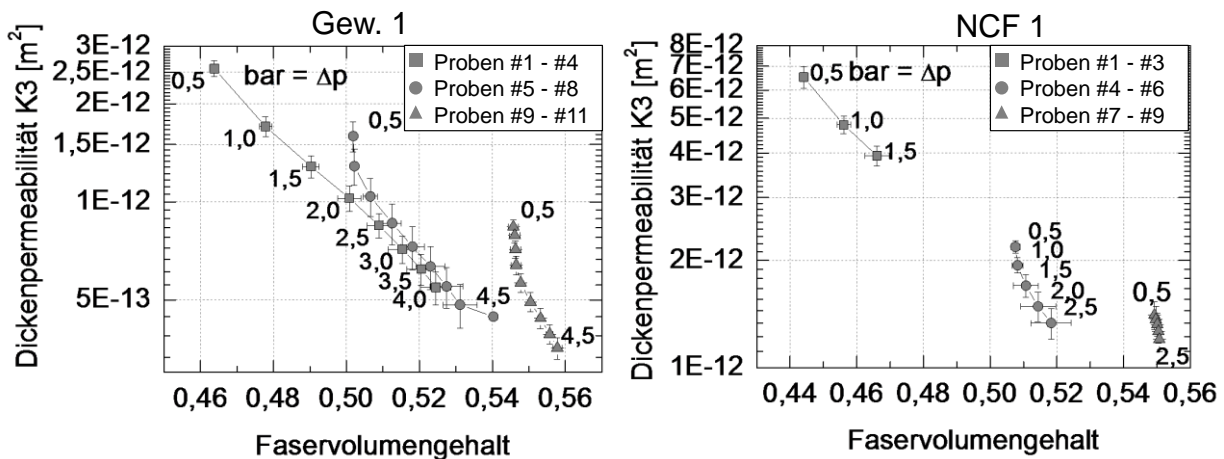


Abbildung 4.2: Dickenpermeabilität der Textilstrukturen Gew. 1 und NCF 1 bei verschiedenen Strömungszuständen (Druckdifferenzen)

In Abbildung 4.2 (rechts) zeigt sich, dass es beim höchsten initialen V_F des NCF 1 zu fast keiner V_F -Steigerung kam. Dennoch fiel die Dickenpermeabilität dort infolge der steigenden Druckabfälle ab. Auch bei den ersten Drucksteigerungen beim höchsten initialen V_F des Gew. 1 ist kaum Kompaktierung aber eine Dickenpermeabilitätsreduktion festzustellen. Generell gehen die Kurven der Messungen bei den einzelnen initialen V_F bei beiden Textilien nicht ineinander über, so wie es zu erwarten wäre, wenn allein die V_F -Steigerung die Dickenpermeabilitätsreduktion verursachen würde. Da die Dickenpermeabilität als Wert unabhängig vom Druck ist, kann nur eine Strukturveränderung hierfür ursächlich sein. Diese Strukturveränderung ist in der Heterogenisierung des Porenraums begründet. Sie wurde bereits im Rahmen der simulativen Modellierung erläutert (vgl. Kapitel 3.6). Durch die Heterogenisierung der Faser-Verteilung wird die Dickenpermeabilität insgesamt reduziert. Bei gleicher Gesamtporosität senken die stärker kompaktierten Zonen die Gesamtdickenpermeabilität stärker ab als durch den Dickenpermeabilitätszuwachs in den weniger stark kompaktierten Zonen kompensiert werden könnte. So entsteht eine Dickenpermeabilitätsreduktion auch bei gleichem Gesamt- V_F . Abbildung 4.3 (links) stellt dies grafisch dar:

Die durch V_F -Heterogenisierung erzeugte K3-Reduktion beim NCF 1 beim höchsten initialen V_F liegt bei - 14 % bei einer Steigerung des Druckabfalls von 0,5 auf 2,5 bar, was in der Größenordnung den simulativen Ergebnissen (vgl. Kapitel 3.6) entspricht. Damit ist ihr eben so viel Einfluss auf das Imprägnierverhalten beizumessen, wie der K3-Reduktion infolge einer V_F -Steigerung durch Kompaktierung und kann nicht vernachlässigt werden.

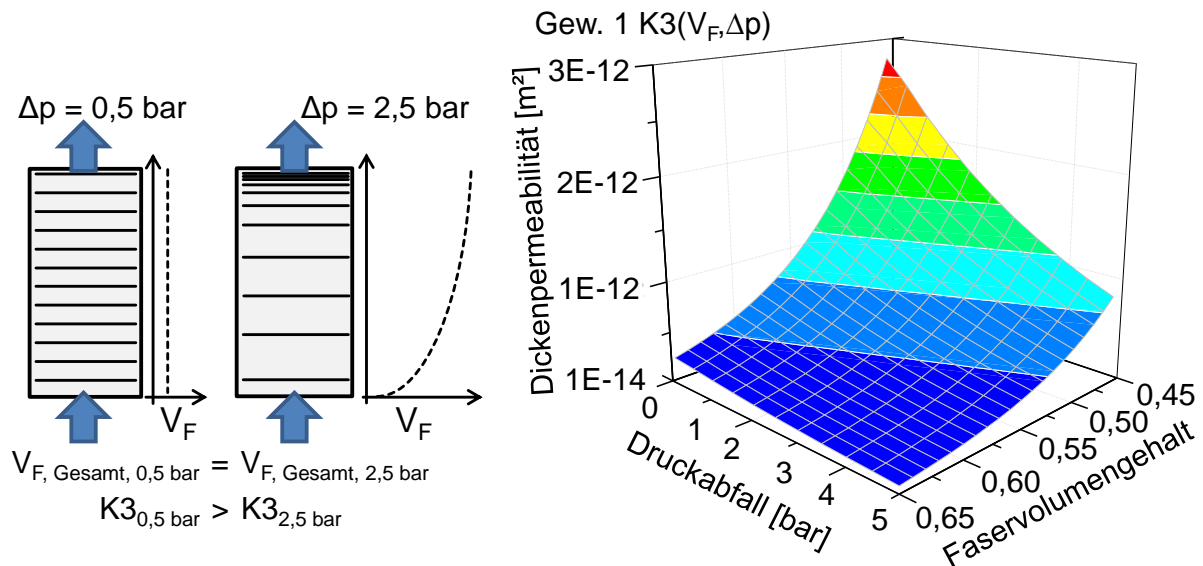


Abbildung 4.3: Strömungsinduzierte Heterogenisierung der Faservolumengehaltsverteilung bei gleichbleibendem Gesamtfaservolumengehalt (links) und 3D-Plot des Zusammenhangs zwischen Dickenpermeabilität, Faservolumengehalt und Druckabfall beim Gew. 1 (rechts)

Die Heterogenisierung tritt auch bei ungesättigten Imprägniervorgängen auf, da hinter der Fließfront Relaxierungs- und Durchströmungseffekte auftreten (vgl. Kapitel 2.2). Daher ist dieser Effekt auch dort zu berücksichtigen. Allgemein ergibt sich aus den Ergebnissen, dass für die genaue Beschreibung des transversalen Imprägnierverhaltens die Strömungsbedingungen mit einbezogen werden müssen. Eine reine Beschreibung von K3 in Abhängigkeit von V_F ist nicht ausreichend, da die V_F -Heterogenisierung vernachlässigt würde. Eine mögliche Lösung ist die Beschreibung durch eine Funktion welche die Dickenpermeabilität sowohl in Abhängigkeit von V_F als auch von der Druckdifferenz beschreibt. Um die Konsistenz der Terminologie aufrechtzuerhalten wird weiterhin von der Dickenpermeabilität gesprochen. Dabei muss aber beachtet werden, dass diese Funktion streng genommen nicht mehr die durch das Gesetz von Darcy definierte Dickenpermeabilität beschreibt, da dieses keine

Druckabhängigkeit vorsieht. Die Funktion beschreibt die bei einem bestimmten Textilaufbau bei einem bestimmten Gesamt- V_F sowie bestimmten Druckbedingungen messbare Dickenpermeabilität. Für die Definition einer solchen Funktion wurden für beide Textilien alle $K3$ - V_F - Δp Datenpunkte durch die Methode der kleinsten Fehlerquadrate angenähert. Für die Näherung hat sich die Grundform (4.1) als vorteilhaft hinsichtlich des Gesamt-Fehlerwertes erwiesen.

$$f(V_F, \Delta p) = f_1 \cdot e^{-\frac{V_F}{f_2} - \frac{\Delta p}{f_3}} \quad (4.1)$$

Dabei sind f_1 , f_2 und f_3 die durch die Regression anzunähernden Funktionskonstanten. Die Funktionen sind

$$K3(V_F, \Delta p) = 9,021 \times 10^{-10} m^2 \cdot e^{-\frac{V_F}{0,080} - \frac{\Delta p \cdot bar^{-1}}{4,178}} \quad (4.2)$$

für das Gew. 1 und

$$K3(V_F, \Delta p) = 5,753 \times 10^{-9} m^2 \cdot e^{-\frac{V_F}{0,066} - \frac{\Delta p \cdot bar^{-1}}{5,487}} \quad (4.3)$$

für das NCF 1²⁶.

Insgesamt ergibt sich damit ein sehr stark ausgeprägter Einfluss des Druckgradienten auf das transversale Imprägnierverhalten, welcher in Abbildung 4.3 (rechts) für das Gew. 1 als 3D-Plot visualisiert ist. Eine Visualisierung der Funktion für das NCF 1 ist in Abbildung 8.4 im Anhang zu finden. Dabei ist festzuhalten, dass der Gültigkeitsbereich der Funktionen zugunsten einer besseren Annäherung der Realwerte eingeschränkt ist. Theoretisch müsste eine Funktion bei einem Faservolumengehalt von 0 oder 1 unabhängig vom Druck sein, da es hier zu keiner Deformation kommen kann. Diese Randbedingung mit einzubeziehen würde aber zu einer sehr viel größeren Abweichung der Funktion von den gemessenen Realwerten führen und die V_F -Extrembereiche sind für reale Anwendungen ohnehin von geringem Interesse. Während die Datenbasis eine saubere Interpolation der Daten erlaubt ist die Extrapolation daher schwierig. Die Messungen sollten deshalb den unkompaktierten Zustand sowie den maximal zu erwartenden V_F -Wert einschließen und diese Werte sollten als

²⁶ bar^{-1} wurde hinzugefügt, damit die Funktion trotz Berücksichtigung des Druckeinflusses die gewohnte Permeabilitätseinheit m^2 aufweist.

Gültigkeitsgrenzen aufgefasst werden. Eine solche Funktion erlaubt die kontinuierliche Dateninterpolation. Sie kann daher direkt als Input für eine Simulation oder zur Validierung der in Kapitel 2.2 genannten Modelle genutzt werden. Auch erlaubt eine solche Funktion durch die umfassende Beschreibung des Textilverhaltens ein optimiertes Prozessdesign und kann zur Textilauswahl oder –auslegung genutzt werden.

Insgesamt zeigen die Untersuchungen, dass steigende Injektionsdrücke die transversale Imprägnierleistung durch Kompaktierung und Heterogenisierung der V_F -Verteilung verringern, wobei der Einfluss mit steigendem V_F abnimmt.

In vielen Prozessen wird nicht der Injektionsdruck geregelt, sondern der Volumenstrom der von der Injektionsanlage ausgegeben wird. Dies erleichtert die stabile Herstellung des benötigten Mischungsverhältnisses. Auch bei konstanter Schließgeschwindigkeit, wie beispielsweise beim ARTM entsteht ein konstanter Volumenstrom. Bei einer Injektion in ein trockenes Textil führt dies mit zunehmender Fließlänge zu ansteigenden Drücken, solange bis ein anlagenabhängiger Maximaldruck erreicht wird. Injektionsdruck und Volumenstrom haben einen gekoppelten Einfluss auf die Permeabilität. Aus dem Gesetz von Darcy (2.1) lässt sich herleiten, dass bei Konstanz der Permeabilität, der Viskosität, der Fließlänge und des durchströmten Querschnitts, der Volumenstrom proportional zur Druckdifferenz ist (4.4).

$$Q = -\frac{K \cdot \Delta p \cdot A}{\eta \cdot \Delta L} \quad (=) \quad Q = \Delta p \cdot \left(-\frac{K \cdot A}{\eta \cdot \Delta L}\right) \quad (=) \quad Q \sim \Delta p \quad (4.4)$$

Daraus lässt sich schließen, dass ein steigender Volumenstrom nur durch einen steigenden Druckabfall erzeugt werden kann und dass ein steigender Druckabfall immer auch mit einer Volumenstromsteigerung verbunden ist. Diese Proportionalität wird aber durch die hydrodynamische Textildeformation ausgehebelt. Denn durch die Kompaktierung werden die Fließlänge, der durchströmte Querschnitt und damit auch die Permeabilität geändert. Dies wirkt sich auf die erreichbaren Volumenströme aus. In Abbildung 4.4 sind die Volumenstromwerte über die durch sie erzeugten V_F (obere Diagrammreihe) bzw. über den zur Einstellung erforderlichen Druckabfall (untere Diagrammreihe) aufgetragen. Die Daten entsprechen den Versuchen für die druckdifferenzabhängige Kompaktierung aus Abbildung 4.1.

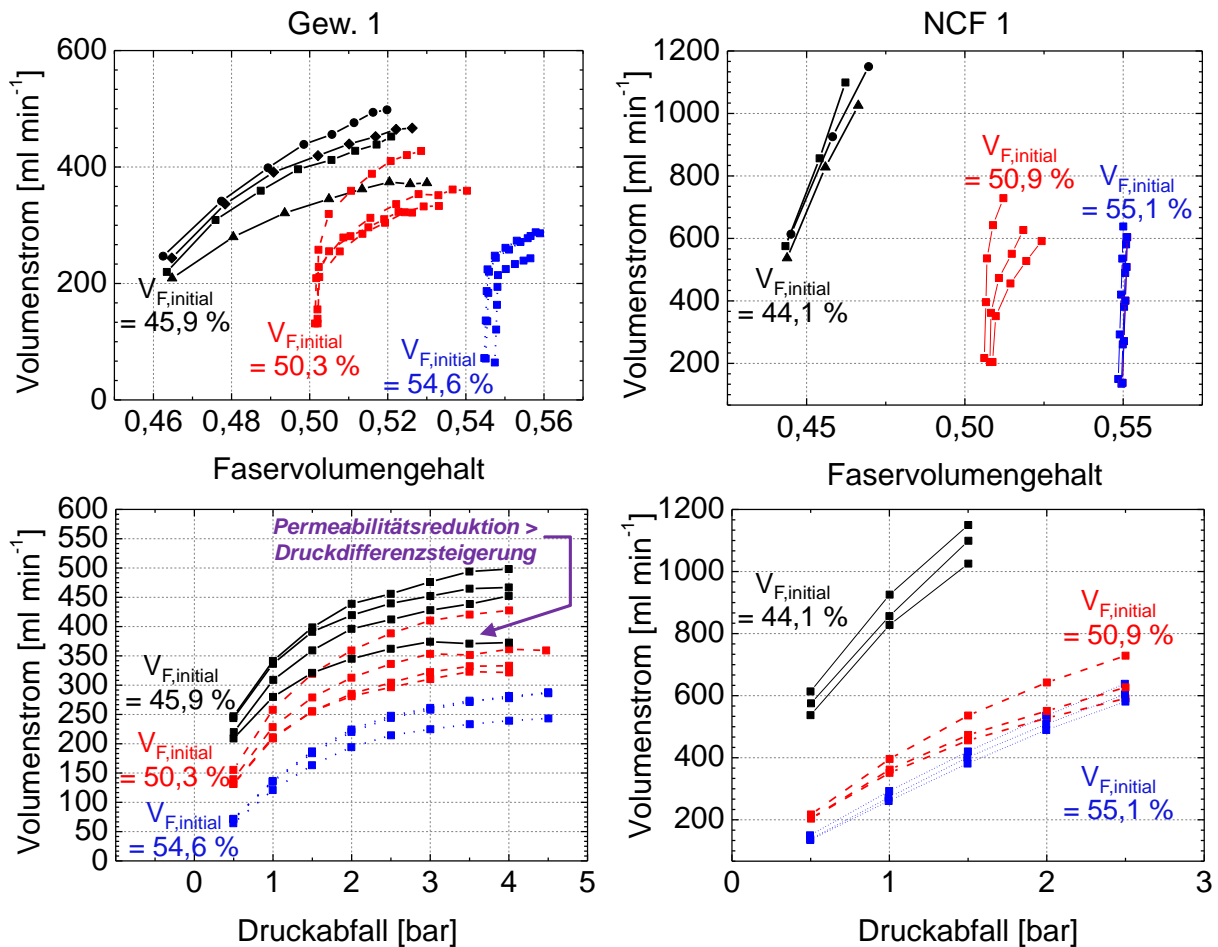


Abbildung 4.4: Hydrodynamische Kompaktierung durch Volumenstromsteigerung und kompaktierungsbedingte Stagnation der durch Drucksteigerung erreichbaren Volumenströme beim Gew. 1 (links) und NCF (rechts) bei jeweils drei V_F und mehreren Proben pro V_F

Die Diagramme zur Volumenstrom- V_F Korrelation zeigen deutlich, dass auch eine Steigerung des Volumenstroms zu einer hydrodynamischen Kompaktierung führt (Abbildung 4.4, oben). Dabei zeigt sich auch wieder, dass zunächst die Vorkompaktierung des Lagenaufbaus überwunden werden muss, die größer ist je höher der initiale V_F ist. Die untere Diagrammreihe zeigt die durch verschiedene Druckdifferenzen erreichten Volumenströme. Bei allen Versuchen ist ein degressiver Kurvenverlauf gegeben. Die durch eine Druckdifferenzsteigerung erreichbare Volumenstromzunahme stagniert, da die hydrodynamische Kompaktierung zu starken Permeabilitätsreduktionen führt. Einige der Kurven flachen so stark ab, dass es selbst bei einer weiteren Druckerhöhung nicht mehr zu einer Zunahme der Fließgeschwindigkeit kommt – tatsächlich kommt es, wie in der Abbildung 4.4 markiert, teilweise sogar zu einer Reduktion der Fließgeschwindigkeit. Die Kenntnis solcher Bereiche ist für die

Prozessauslegung von hoher Relevanz. Eine einfache Drucksteigerung zur Zykluszeitensenkung ist ein Lösungsansatz mit limitierter Effektivität und bringt durch die erforderliche Dichtungstechnik, Werkzeugsteifigkeit etc. hohe Kosten mit sich. Durch die je nach Bauteilgeometrie entstehenden Ebenenströmungen steigt auch die Gefahr durch Fiber-Wash-Out, also einer strömungsinduzierten Faserverschiebung, mit zunehmendem Injektionsdruck. Die gezielte Untersuchung lokaler Fließgeschwindigkeitsoptima kann daher wirtschaftlich sinnvoll sein.

Die Ergebnisse zeigen somit, dass mit steigendem Volumenstrom auch die hydrodynamische Kompaktierung zunimmt, was die durch einen definierten Injektionsdruck erreichbaren Volumenströme begrenzt. Das Kompaktierungsverhalten ist daher kritisch für die erreichbaren Prozessgeschwindigkeiten.

Dieser Effekt wird noch deutlicher, wenn die bei verschiedenen Volumenströmen gegebene Dickenpermeabilität betrachtet wird. Mit dem Messsystem lässt sich auch gezielt ein definierter Volumenstrom erzeugen. Um die Abhängigkeit des gemessenen Dickenpermeabilitätswertes von definierten Volumenstromwerten zu zeigen, wurde dies für das Gew. 1 durchgeführt (um den Einfluss von Handling zu minimieren, wurde das Textil auch hier im trockenen Zustand jeweils 15-mal für 2 min auf den späteren initialen V_F kompaktiert). Abbildung 4.5 zeigt die Dickenpermeabilitätswerte bei drei initialen V_F -Werten.

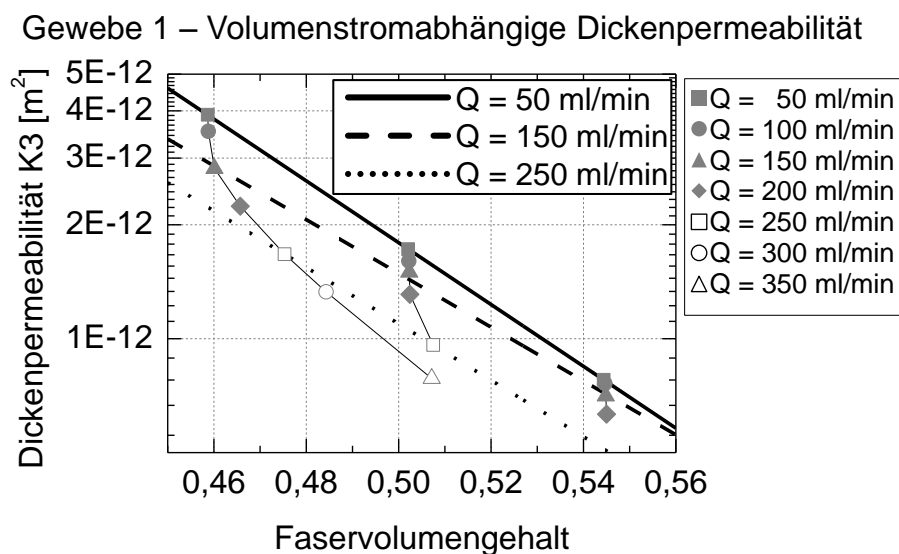


Abbildung 4.5: Dickenpermeabilität des Gew. 1 bei verschiedenen Strömungszuständen (Volumenströmen)

Die Dickenpermeabilität sinkt mit zunehmendem Volumenstrom, weshalb eine Steigerung der Fließgeschwindigkeit eine immer höhere Druckdifferenz erfordert. Wird das Gew. 1 beim niedrigsten initialen V_F statt mit 50 ml/min mit 250 ml/min durchströmt ist die verfügbare Dickenpermeabilität um 57 % reduziert. Die Verfünffachung des Volumenstroms erfordert daher eine Verzehnfachung des Differenzdrucks.

Auch hier ist für eine Beschreibung des Materialverhaltens, bspw. als Input für Fließsimulationen, wieder eine funktionelle Beschreibung des Materialverhaltens unter Berücksichtigung der Strömungsbedingungen möglich. Da bei jeder Messung der Volumenstrom kontinuierlich erfasst wird, kann die Berechnung der Funktionen auch auf Basis der Messungen bei definierten Druckdifferenzen erfolgen. So kann durch wenige Messungen ein variabel nutzbarer Datensatz erzeugt werden, was den Aufwand deutlich reduziert. Die entsprechende dreidimensionale Funktion für das Gew. 1 lautet

$$K3(V_F, Q) = 1,905 \times 10^{-8} m^2 \cdot e^{-\frac{V_F}{0,055} - \frac{Q \cdot ml^{-1} \min}{473,914}} \quad (4.5)$$

und für das NCF1²⁷

$$K3(V_F, Q) = 1,175 \times 10^{-6} m^2 \cdot e^{-\frac{V_F}{0,041} - \frac{Q \cdot ml^{-1} \min}{473,500}} \quad (4.6)$$

Eine grafische Darstellung ist für beide Funktionen in Abbildung 8.3 bzw. Abbildung 8.4 im Anhang zu finden. Damit wird deutlich, dass der Volumenstrom einen ausgeprägten Einfluss auf das transversale Imprägnierverhalten hat. Steigende Volumenströme verschlechtern das transversale Imprägnierverhalten durch strukturelle Veränderungen.

Im Hinblick auf die Ergebnisse lässt sich für den Vergleich von injektionsdruck- und volumenstromgeregelten transversalen Imprägnierprozessen folgendes festhalten:

- Wird eine transversale Imprägnierung über den Volumenstrom geregelt, so ändern sich während dem Prozess die Druckbedingungen und es wäre sehr aufwendig einen hinsichtlich der Imprägnierzeit optimalen Parameterbereich anzusteuern, der bspw. durch eine vorhergehende Materialcharakterisierung

²⁷ ml⁻¹min wurde hinzugefügt, damit die Funktion trotz Berücksichtigung des Volumenstromeinflusses die gewohnte Permeabilitätseinheit m² aufweist.

festgelegt wurde. Allerdings wird unabhängig von eventueller hydrodynamischer Kompaktierung in einem definierten Zeitraum eine definierte Harzmenge in die Kavität injiziert. Wird also ein Volumenstrom gefunden, der unterhalb des Grenzdrucks der Anlagentechnik liegt, kann eine hohe zeitliche Prozessreproduzierbarkeit erreicht werden.

- Wird eine transversale Imprägnierung über den Injektionsdruck geregelt, so kann basierend auf vorhergehenden Materialuntersuchungen ein zykluszeitoptimaler Druck eingestellt werden. So können sehr kurze Zykluszeiten erreicht werden. Das tatsächlich injizierte Harzvolumen schwankt aber in Abhängigkeit vom textilen Imprägnierverhalten, weshalb die zeitliche Prozessreproduzierbarkeit geringer sein kann.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse den starken Einfluss der textilen Deformierbarkeit. Es ist bekannt, dass Textilien auch bleibende Deformationen aufweisen können, was den Prozessverlauf ebenfalls beeinflussen kann. Dies soll im Folgenden genauer untersucht werden.

4.1.2 Zyklische Druckbedingungen

Als nächstes soll gezeigt werden, wie sich veränderliche Druckbedingungen während der Durchströmung auf das textile Imprägnierverhalten auswirken. Ein von stufenweise steigenden Druckdifferenzen gekennzeichnete Messzyklus wurde hierzu mit drei Proben von Gew. 1 und NCF 1 jeweils dreimal hintereinander wiederholt. Der sich ergebende Druckdifferenzverlauf ist in Abbildung 4.6 (oben) gezeigt. Die beiden unteren Diagramme der Abbildung zeigen beispielhaft für eine Probe des Gew. 1 die textile Reaktion bei einem initialen V_F von 50,3 %. Auch für diese Versuche wurde eine 15-fache Vorkompaktierung des Materials auf die initiale Kavitätshöhe durchgeführt, um den Einfluss der Handling-Historie zu minimieren und den Einfluss des Strömungszyklus isoliert zu betrachten. Im Diagramm links unten ist klar zu sehen, wie der Kompaktierungswiderstand vom ersten zum zweiten und dritten Zyklus hin abnimmt. Dabei reichte die Pause von 120 s zwischen den Zyklen für eine Relaxation des viskoelastischen Anteils des Textils aus. Dies ist auch daran zu sehen, dass alle V_F -Werte bei einer Druckdifferenz von 0,5 bar identisch sind. Die Reduktion des Kompaktierungswiderstands führt dazu, dass der bei Zyklus 1 anfänglich vorhandene degressive Verlauf beim Zyklus 3 nicht mehr vorhanden ist. Selbst bei geringem

Druck findet daher schon eine deutliche Kompaktierung statt. Die Ursache für die Reduktion des Kompaktierungswiderstands ist in zunehmendem Nesting zu sehen. Es ist bekannt, dass mehrfache Kompaktierung diesen Effekt hat (vgl. Kapitel 2.4.1), und die mehrfache Durchströmung bewirkt letzten Endes das Gleiche. Neben der wiederholten Gesamtkompaktierung kommt aber noch ein weiterer Effekt hinzu: Es ist davon auszugehen, dass die V_F -Heterogenisierung sich von Zyklus zu Zyklus verstärkt. Denn durch die inhomogene Druckverteilung findet eine inhomogene Kompaktierung statt, wodurch auch die Reduktion des Kompaktierungswiderstands ungleich verteilt ist. Der Effekt verstärkt sich also selbst. Beide Effekte – die Kompaktierung und die Heterogenisierung – wirken sich negativ auf die Dickenpermeabilität aus, was durch die Messungen belegt wird.

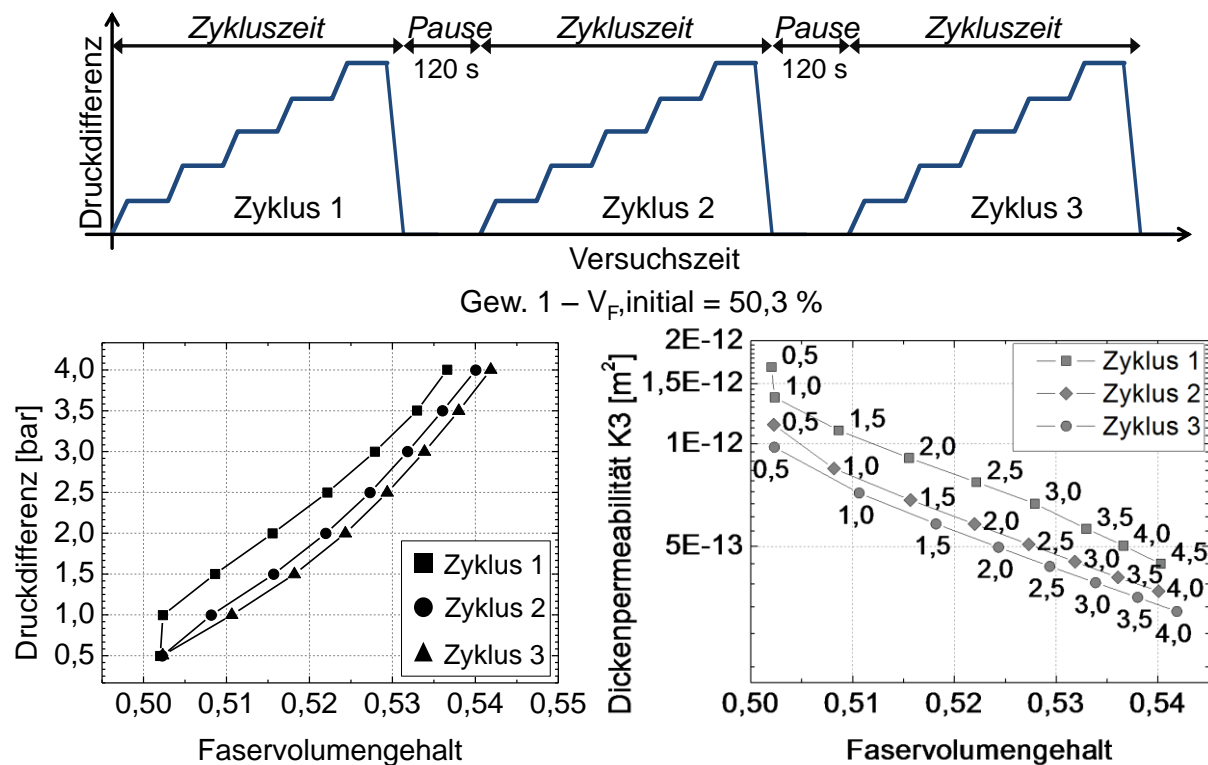


Abbildung 4.6: Druckdifferenzverlauf bei mehrfacher Wiederholung des Messzyklus bei derselben Probe (oben), Reduktion des Kompaktierungswiderstands (unten links) und Abnahme der Dickenpermeabilität (unten rechts) durch zyklische Druckbedingungen bei einer Probe des Gew. 1

Im rechten Diagramm zeigt sich, dass bei den gleichen Druckgradienten mit zunehmender Zykluszahl ein höherer V_F erreicht und die verfügbare Dickenpermeabilität deshalb geringer ist. Die Betrachtung aller Kurven für Gew. 1 und NCF 1 (Abbildung 8.6 im Anhang) zeigt, dass die Zunahme der hydrodynamischen Kompaktierung und

damit auch der Unterschied zwischen den einzelnen Zyklen kleiner ist, je höher der initiale V_F ist. Beim Gew. 1 reduzierte sich die Permeabilität bei einer Druckdifferenz von 1,5 bar von Zyklus 1 zu Zyklus 3 um etwa 45 % ab. Das gleiche Verhalten zeigte sich für das NCF 1, wo die Dickenpermeabilität bei 1,5 bar Druckabfall von Zyklus 1 zu Zyklus 2 um 10 % abfiel.

Dieses Verhalten ist auch für die Praxis von Relevanz. Wird eine textile Verstärkungsstruktur kontinuierlich imprägniert, so steigt der Differenzdruck der Strömung in einzelnen Bereichen gewöhnlich stetig an. Dennoch kann es bei komplexeren Angussstrategien mit mehreren Angüssen und Entlüftungen zu aufeinanderfolgenden Phasen steigender und fallender Drücke kommen. Der Effekt kann auch gezielt erzeugt werden, beispielsweise indem beim ARTM die Schließkraft periodisch erhöht und verringert wird, um bei gleichem Druck einen höheren V_F zu erreichen. Dies könnte vor allem auch für Verfahren wie VARI genutzt werden, wo der zur Erreichung eines bestimmten V_F nutzbare Druck auf den Atmosphärendruck begrenzt ist.

Zyklische Druckbedingungen reduzieren damit die Imprägnierbarkeit durch Dickenpermeabilitätsreduktion infolge von reduziertem Kompaktierungswiderstand.

4.1.3 Strömungsbeschleunigung

In den vorhergehenden Kapiteln konnte der negative Einfluss von hydrodynamischer Textilkompaktierung auf die Imprägniergeschwindigkeit gezeigt werden und auch das es bleibende Deformationseffekte gibt. Es ist aber auch bekannt, dass Textilien ein viskoelastisches Kompaktierungsverhalten aufweisen. Diese könnte für eine Verkürzung der Imprägnierzeit genutzt werden. Der Ansatz hierzu ist der Folgende: Statt einer langsamen Steigerung der Druckdifferenz, welche dem Textil genug Zeit gibt sich zu kompaktieren, wird der Druck schlagartig erhöht. Durch die textile Viskoelastizität tritt die Kompaktierung erst zeitlich verzögert auf. So können unmittelbar nach Druckerhöhung temporär hohe Fließgeschwindigkeiten erreicht werden.

Die Vorteilhaftigkeit des Ansatzes wurde anhand Gew. 1 untersucht. Gew. 1 wurde zunächst in gewohnter Weise mit langsam und schrittweise steigender Druckdifferenz durchströmt, bis hin zu einer finalen Druckdifferenz von 2,5 bar. Das den Drucktopf und die Messzelle verbindende Ventil war dabei durchgängig geöffnet. So ist genug Zeit für Kompaktierung durch Faserneuanordnungen und Nesting gegeben.

Der entsprechende Verlauf der Druckdifferenz ist in Abbildung 4.7 als Experiment A schematisch dargestellt.

In einem zweiten Versuch war das den Drucktopf und die Messzelle verbindende Ventil zunächst geschlossen und wurde dann schlagartig geöffnet, um die Druckdifferenz von 2,5 bar einzustellen. Der entsprechende Verlauf der Druckdifferenz ist in Abbildung 4.7 als Experiment B schematisch dargestellt.

Der Fokus des Vergleichs liegt auf den 25 s bevor der finale Druck erreicht wird. In beiden Experimenten wurden nach 5 s mehr als 90 % des finalen Drucks von 2,5 bar erreicht, ein volles Gleichgewicht bei dem alle Kompaktierungseffekte abgeschlossen waren stellte sich aber erst nach weiteren 20 s ein. Für den Volumenstrom sind nun zwei Fälle denkbar:

1. Verhält sich das Textil rein elastisch - ohne viskose Komponente - dann gilt: Der Druckabfall bei Experiment A ist zu jedem Zeitpunkt bis zur Erreichung des finalen Drucks höher als in Experiment B. Die in Abbildung 4.4 dargestellten Ergebnisse zeigen, dass beim Gew.1 in diesem Druckbereich jede Druckabfallsteigerung zu einer Volumenstromsteigerung führt, trotz auftretender hydrodynamischer Kompaktierung. Daher müsste der Volumenstrom für Experiment A durchgängig höher liegen.
2. Verhält sich das Textil viskoelastisch ergibt sich ein anderes Bild. Dann würde der schnelle Anstieg des Druckabfalls zu einem schlagartigen Anstieg des Volumenstroms führen, da die Kompaktierung verzögert auftritt und der Druckabfall deshalb temporär auf ein weniger stark kompaktiertes Textil wirkt.

Die Diagramme auf der rechten Seite von Abbildung 4.7 zeigen den Fließfrontverlauf über die gesamte Versuchslaufzeit (oben) bzw. während der 25 s die im Fokus des Vergleichs liegen (unten). Die Diagramme zeigen tatsächlich ein deutliches Überschwingen des Volumenstroms bei Experiment B. Erst nach 20 s gleichen sich die Volumenstromme beider Experimente wieder an. Insgesamt sind bei Experiment B im Betrachtungszeitraum 11 ml mehr durch das Textil geströmt als bei Experiment A. Bezogen auf die durchströmte Querschnittsfläche und unter Annahme eines konstanten V_F von 49 % entspricht dies einem zusätzlichen Fließweg von 1,5 mm. Da die Viskoelastizität auch bei trockenen Textilien nachgewiesen ist (Kapitel 2.4.1) kann davon ausgegangen werden, dass viskoelastische Effekte bei der transversalen Tex-

tilimprägnierung auftreten und entsprechend der Ergebnisse für eine schnellere Imprägnierung genutzt werden können.

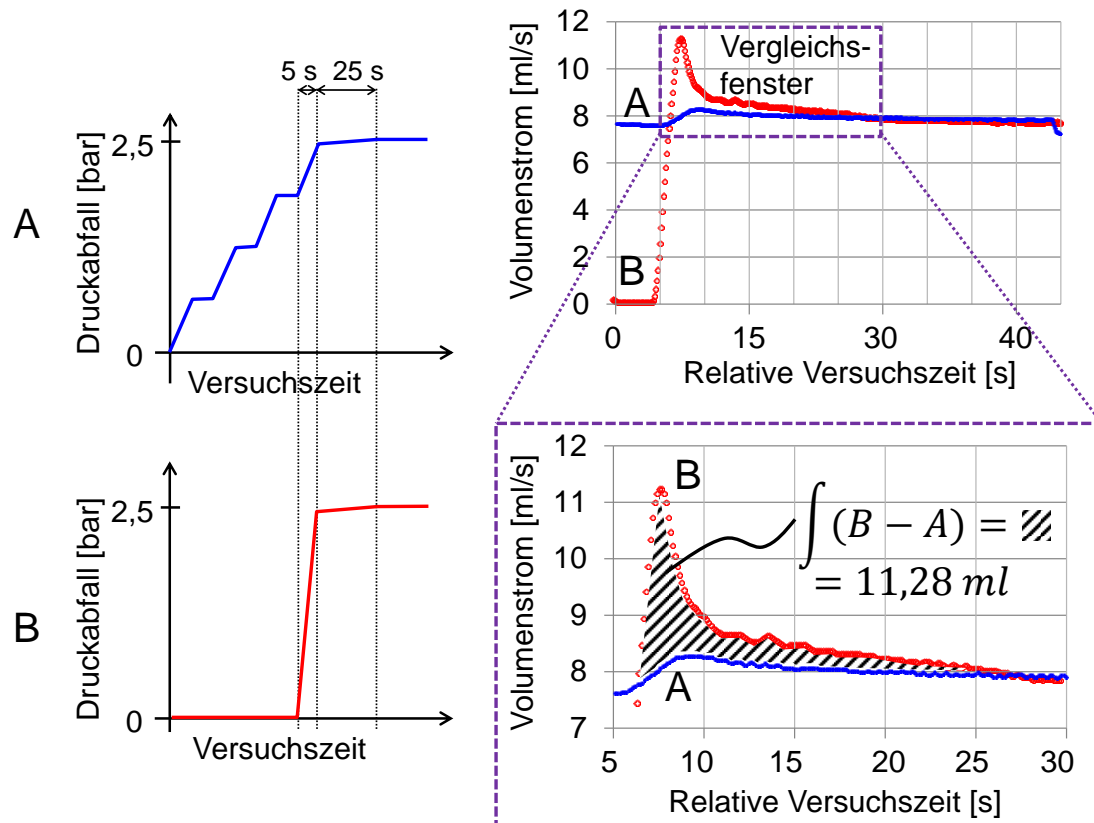


Abbildung 4.7: Volumenstromsteigerung beim Gew. 1 durch Ausnutzung der textilen Viskoelastizität bei hoher Strömungsbeschleunigung

4.1.4 Gesättigte und ungesättigte Strömung

Um zu untersuchen inwiefern sich gesättigte und ungesättigte Dickenpermeabilität unterscheiden, wurden beiden Textilien bei jeweils drei Faservolumengehalten gesättigt (Methode siehe 3.4.2) und ungesättigt (Methode siehe 3.4.3) gemessen.

Beim Gew. 1 und beim höchsten initialen V_F des NCF 1 wichen die Kurvenverläufe (Druck und Volumenstrom) von der theoretischen, linearen Annahme zu stark ab, als dass eine fundierte Aussage über das Verhältnis von gesättigter zu ungesättigter Dickenpermeabilität getroffen werden kann (vgl. Abbildung 8.7 im Anhang). Für die beiden niedrigeren initialen V_F des NCF 1 entsprechen die Kurvenverläufe aber hinreichend den theoretischen Erwartungen (konstanter Volumenstrom, linearer Anstieg des Injektionsdrucks). In Abbildung 4.8 ist der Vergleich von gesättigter und ungesät-

tiger Dickenpermeabilität für das NCF 1 dargestellt. Die Ergebnisse zeigen ein Verhältnis von ungesättigter zu gesättigter Dickenpermeabilität < 1 .

NCF 1 – Gesättigte und ungesättigte Messung mit HyKoPerm

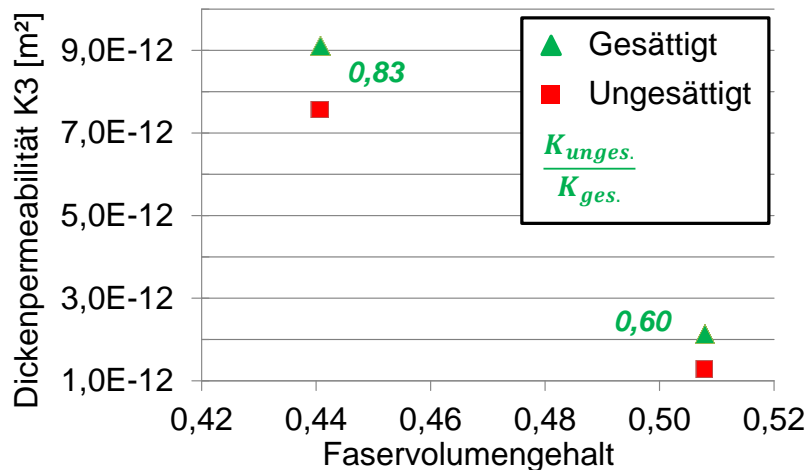


Abbildung 4.8: Gesättigte und ungesättigte Dickenpermeabilität von NCF 1 im Vergleich (alle Messungen durchgeführt mit dem HyKoPerm-Messsystem)

Aufgrund der inhärenten Messunsicherheit der Methodik wurden Gew. 1 und NCF 1 mit einem weiteren Messsystem für ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessungen untersucht.²⁸ Zudem wurde die Studie um vier weitere Glasfasergewebe (Daten in Tabelle 3.3) erweitert, zu welchen von Mitschang et al. [126] bereits Daten bezüglich der ungesättigten Dickenpermeabilität vorlagen. Das Messsystem ist in Abbildung 4.9 (links) dargestellt und basiert auf einer Punktinjektion auf die Unterseite eines textilen Lagenaufbaus und einer Fließfrontverfolgung durch Ultraschall. Dabei wird die unterschiedliche Schallgeschwindigkeit in trockenen und gesättigten Textilbereichen ausgenutzt, welche dazu führt dass über die Laufzeit der Ultraschallwellen auf die Scheitelpunkthöhe geschlossen werden kann. Gleichzeitig wird durch eine Wägung das Gesamtvolumen des Fließfronthalbellipsoiden bestimmt. Eine nähere Beschreibung findet sich in [60, 157]. Um die Vergleichspunkte zu den gesättigten Messungen zu generieren wurden die mit dem Ultraschall-System generierten Versuchsdaten durch eine exponentielle Funktion angenähert (Methode kleinster Fehlerquadrate) und die Werte bei den entsprechenden V_F berechnet. Dies wird in Abbildung 4.9 (rechts) beispielhaft dargestellt (durch die halblogarithmische Skalierung stellt sich

²⁸ Eine Möglichkeit die ungesättigte Messung mit dem entwickelten HyKoPerm-System zu verbessern wäre die Implementierung einer Technologie zur Fließfrontverfolgung. Ein entsprechender technologischer Ansatz ist in Anhang C dargestellt.

die Exponentialfunktion als Gerade dar). Die Messwerte im Einzelnen sind in Anhang E zu finden.

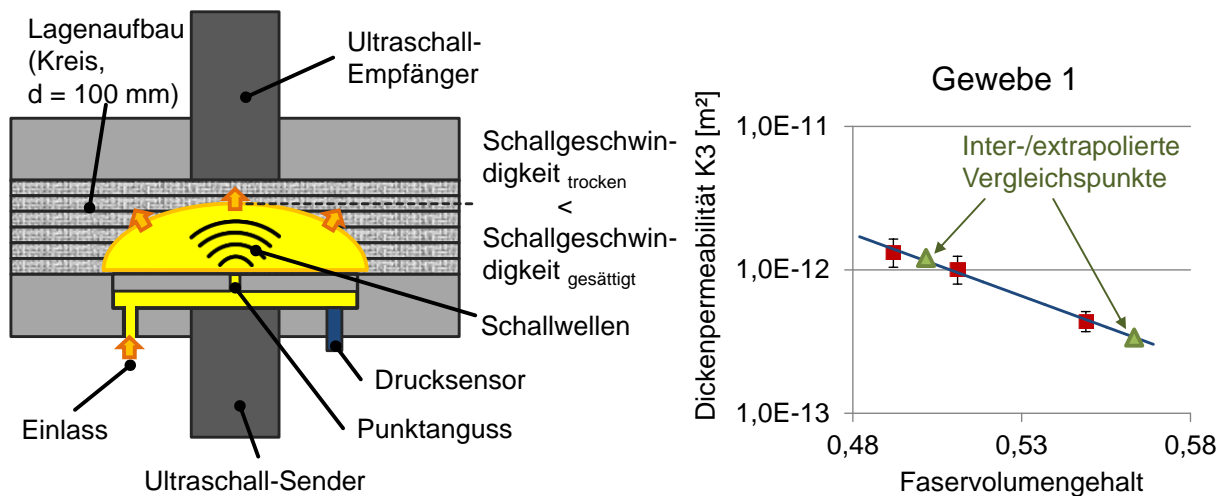


Abbildung 4.9: Schematischer Aufbau des Ultraschall-Messsystems für ungesättigte Permeabilitätsmessungen (links), Inter- bzw. Extrapolation der Datenpunkte für den Vergleich mit den gesättigten Dickenpermeabilitätsmessungen am Bsp. des Gew. 1

Abbildung 4.10 zeigt den Vergleich ungesättigter und gesättigter Dickenpermeabilität für die Gewebe. Da bereits in Kapitel 4.1.1 gezeigt wurde, dass nur bei ähnlichen Drücken durchgeführte Messungen vergleichbar sind, wurden nur die bei definierten Druckgradienten von $1,35 \pm 0,4$ bar gemessenen Werte zum Vergleich herangezogen. Dies entspricht den für die ungesättigten Messungen genutzten Injektionsdrücken. Für die Ermittlung der gesättigten und ungesättigten Dickenpermeabilität wurden wieder pro Faservolumengehalt jeweils drei Messungen durchgeführt. Die gesättigten Messungen zeigen daher den Mittelwert bezüglich gemessenem K_3 und V_F . Die Fehlerbalken zeigen die entsprechenden Standardabweichungen. Das ungesättigte Messsystem erlaubt keine Kompaktierungsmessung, weshalb keine Standardabweichung bezüglich des Faservolumengehalts (V_F) angegeben werden kann. Deshalb wurden auch nur Messungen bei einem V_F größer 48 % durchgeführt und verglichen. Da die dargestellten Datenpunkte zur ungesättigten Dickenpermeabilität inter- bzw. extrapoliert wurden, werden auch keine K_3 -Standardabweichungen dargestellt. Die Variationskoeffizienten der Messwerte des Ultraschall-Systems lagen zwischen 2 % und 25 %.

Bei den Geweben lag der Quotient aus ungesättigter und gesättigter Dickenpermeabilität bei allen Vergleichswerten deutlich unter 1. Auch beim NCF 1 lag der Quotient

zwischen 0,77 und 0,38, was die Ergebnisse der Vergleichsmessungen mit den HyKoPerm-System bestätigt. Damit ist die gesättigte Permeabilität durchgängig größer als die ungesättigte.

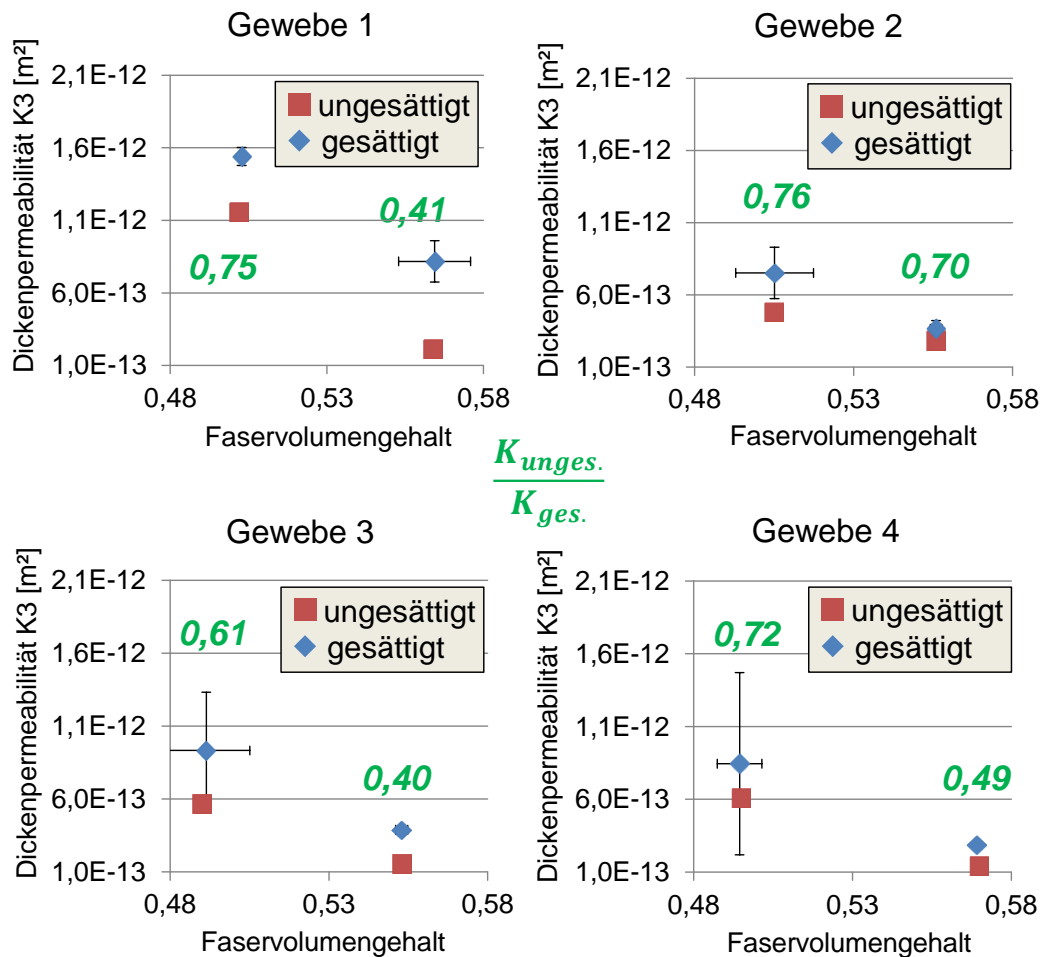


Abbildung 4.10: Gesättigte (HyKoPerm) und ungesättigte (Ultraschall-System, inter- bzw. extrapoliert) Dickenpermeabilitätswerte für vier Glasfasergewebe im Vergleich

Gleichzeitig ist bei beiden Textilien zu erkennen, dass mit steigendem V_F die ungesättigte Dickenpermeabilität stärker abfällt als die gesättigte. Der Quotient aus ungesättigter und gesättigter Dickenpermeabilität wird mit steigendem V_F also kleiner. Die Ursache hierfür ist in zwei gegenläufigen Effekten zu sehen, welche in Abbildung 4.11 dargestellt sind. Bei einer ungesättigten Strömung (links) wird das Multifilamentgarn aufgrund seiner sehr viel niedrigeren Permeabilität zeitverzögert imprägniert. Dadurch wirkt der Harzdruck (p_1) auf das Garn in dem Umgebungsdruck herrscht (p_0), was zu einer Garnkompaktierung führt. Dadurch wird einerseits die Permeabilität des Garns weiter reduziert. Andererseits werden die Makrofließkanäle zwischen den Garnen größer, was die Permeabilität der Fließkanäle erhöht. Bei einer gesättig-

ten Strömung ist hingegen der Druck zwischen den Garnen und innerhalb der Garne ausgeglichen. Daher sind im Vergleich zur ungesättigten Strömung die Makrofließkanäle kleiner aber die Garnpermeabilitäten höher. Eine Modellierung dieser Effekte wurde bspw. von Huber und Maier [158] erstellt.

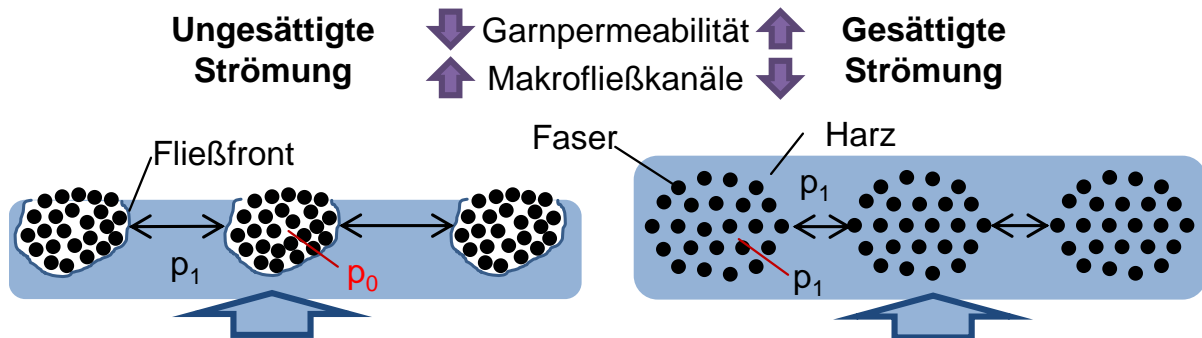


Abbildung 4.11: Unterschiedlicher Einfluss ungesättigter und gesättigter Strömung auf die Garnkompaktierung und auf die Makrofließkanäle bei Textilien

In Abbildung 4.12 ist der Effekt der zeitverzögerten Mikroimprägnierung bei der transversalen Imprägnierung am Beispiel des Gew. 1 dargestellt. Die Aufnahmen wurden mit einem von Christmann [159] entwickelten System zur optischen Verfolgung von transversalen Imprägniervorgängen erstellt. Hierzu wurden fünf trockene Gewebelagen gemeinsam mit einem mit Messfluid²⁹ getränkten Saugvlies verpresst (5 bar Schliessdruck). Während der Imprägnierung wird das Textil durchleuchtet, wobei das Licht in den mit Messfluid getränkten Bereichen besser geleitet wird und die entsprechenden Stellen im Bild heller sind. Die Aufnahmen zeigen, dass die Strömung zwischen den Garnen schneller ist, als die Mikroimprägnierung innerhalb der Garne.

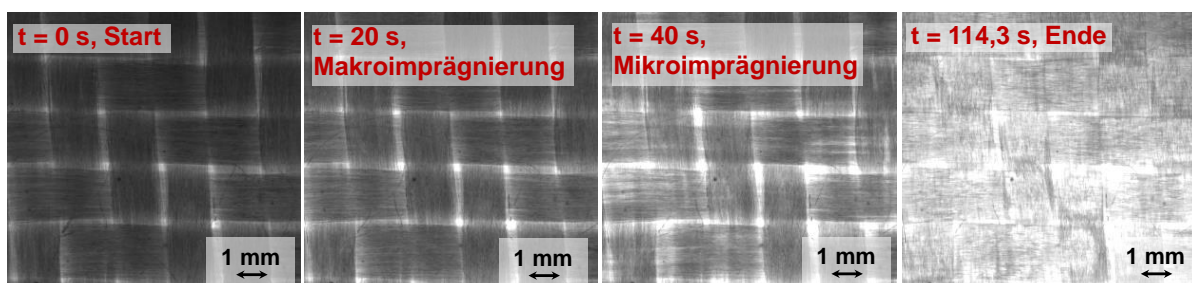


Abbildung 4.12: Zeitverzögerte Mikro- und Makroimprägnierung bei der transversalen Imprägnierung des Gew. 1

²⁹ Als Messfluid wurde Rapsöl (vgl. Kapitel 3.3.2) genutzt.

Bei den durchgeführten Dickenpermeabilitätsmessungen war die gesättigte Dickenpermeabilität durchweg höher als die ungesättigte. Die Erhöhung der Garnpermeabilität hat demnach mutmaßlich einen stärkeren Effekt als die Reduktion der Makrofließkanäle.

Die negative Korrelation, zwischen dem Quotienten aus ungesättigter und gesättigter Dickenpermeabilität sowie dem V_F -Wert, zeigt dass die Dominanz der Garnpermeabilität mit zunehmendem V_F -Wert ansteigt. Mit zunehmendem V_F sinkt der Anteil der Makrofließräume. Dadurch steigt der Anteil von Strömungen innerhalb des Garns und somit die Bedeutung der Garnpermeabilität, welche bei der gesättigten Strömung größer ist als bei der ungesättigten.

Der Effekt wird verstärkt durch Schmiereffekte, welche bei der gesättigten Messung stärker sind und zu mehr Nesting führen als bei der ungesättigten Messung. In einer Kompaktierungsstudie auf einer Universalprüfmaschine zeigte sich für die untersuchten Glasfasergewebe durchgängig eine reduzierende Wirkung von Sättigung (mit Rapsöl) auf den Kompaktierungswiderstand. Die zur Erreichung eines V_F von 50 % erforderlichen Drücke sanken durch zunehmendes Nesting um 30 – 70 % (vgl. auch [106]). Stärkeres Nesting kann bei Reduktion von Garndeformationen ebenfalls zu einer höheren Dickenpermeabilität führen, was in Kapitel 4.2.1 detailliert erläutert wird.

Insgesamt konnte somit festgestellt werden, dass die gesättigte Permeabilität im Messbereich deutlich größer als die ungesättigte ist. Mit zunehmendem V_F nimmt der Quotient aus ungesättigter und gesättigter Dickenpermeabilität ab. Dies ist bei der Generierung von Absolutwerten, bspw. für eine Fließsimulation, zu beachten.

4.2 Einflüsse durch Textilarchitektur

Die Textilarchitektur basiert meist auf Überlegungen hinsichtlich mechanischer Performance und Drapierbarkeit. Dahingegen wird die Imprägnierbarkeit selten in Betracht gezogen. Tatsächlich können sich mechanisch vergleichbare Textilien hinsichtlich der erzielbaren Imprägnierzeiten schnell um den Faktor 200 unterscheiden [160]. Die Auswirkungen der Textilarchitektur auf das transversale Imprägnierverhalten wurden daher gezielt untersucht, um eine Berücksichtigung bereits bei Textilauswahl und –auslegung zu ermöglichen. Um den Erkenntnissen zum Einfluss der Strömungsbedingungen Rechnung zu tragen, werden die Textilien verglichen, indem ihre

Reaktion auf einen definierten, gesättigten Strömungszustand gegenüber gestellt wird. Dadurch können sowohl das hydrodynamische Kompaktierungsverhalten, als auch die Dickenpermeabilität sowie die Varianz beider Charakteristika evaluiert werden. Auf andere Druckbereiche wird lediglich Bezug genommen, sofern sich dort abweichende Ergebnisse ergaben.

4.2.1 Lagenanzahl

Bei einem homogenen porösen Medium hat die Fließlänge keinen Einfluss auf den gemessenen Dickenpermeabilitätswert. Daher sollte auch für Textilien der V_F und nicht die Lagenanzahl/Kavitätshöhe ausschlaggebend sein. Allerdings wurde bereits in Kapitel 2.4.1 dargelegt, dass es durch die unterschiedliche Anzahl an Lagengrenzen zumindest beim Kompaktierungsverhalten zu Differenzen kommt. Im Rahmen einer Kompaktierungsstudie mit einer Universalprüfmaschine konnte dies für diverse CF-Gelege und GF-Gewebe (auch Gew. 1) bestätigt werden [106].

Um den Einfluss auf das transversale Imprägnierverhalten zu untersuchen, wurden für beiden Textilien Stacks mit unterschiedlichen Lagenanzahlen (Gew. 1: 6, 12, 24; NCF 1: 10, 20) aber beim gleichen initialen V_F gemessen. Damit der initiale V_F trotz unterschiedlicher Lagenanzahl gleich ist, wurde die Kavitätshöhe angepasst (z. B. doppelte Kavitätshöhe bei doppelter Lagenanzahl). Die Einzellagen wurde alle mit identischer Orientierung gestapelt.

Abbildung 4.13 zeigt die Ergebnisse. Wie bereits erläutert können mit dem System textile Reaktionen auf verschiedene Strömungszustände untersucht werden. Um isoliert den Effekt der Lagenanzahl zu untersuchen, wird die textile Reaktion auf einen definierten Druckgradienten dargestellt. Dabei begrenzen die geringen Lagenanzahlen durch die hohen Volumenströme den erreichbaren Druckgradienten. Die x-Achse zeigt den Glasfaservolumengehalt (V_{GF})³⁰. Jeder Punkt stellt den Mittelwert (je 3 Proben) bezüglich des erreichten V_{GF} und der gemessener Dickenpermeabilität dar. Die Fehlerbalken zeigen die Standardabweichungen.

³⁰ Die Unterscheidung zwischen V_{GF} und V_F wird in diesem und im nächsten Unterkapitel gewählt, weil bei diversen Versuchen zusätzliches Material (kein GF) eingebracht wird. Betrachtet werden soll aber der reine GF-Wert, der auch für die mechanische Auslegung von Interesse ist. Hierbei ist anzumerken, dass beim Gelege der Unterschied der Materialdichte von GF (2,55 g/cm³) und Wirkfaden (PES, ca. 1,4 g/m²) vernachlässigt und der Wirkfaden dem GF zugezählt wurde. Durch den geringen Anteil (6/444 g/m² entspricht 1,35 %) ist der Einfluss auf den Porengehalt minimal. Da das Gelege ohnehin nur mit dem Gelege selbst verglichen wird, hat dies auf die Schlussfolgerungen keine Bedeutung, da der Versatz auf der y-Achse immer der gleiche ist.

Die Ergebnisse für das Gew. 1 (links) zeigen bei allen Versuchen eine hydrodynamische Kompaktierung, ausgehend vom initialen V_{GF} . Dabei ist eine zunehmende hydrodynamische Kompaktierung mit zunehmender Lagenanzahl zu beobachten. Die Begründung hierfür wurde schon im Stand der Technik erläutert: Mit zunehmender Lagenanzahl steigende Nesting-Möglichkeiten durch die steigende Anzahl an Textil-Textil Grenzen. Beim Nesting schieben sich Unebenheiten aneinander grenzender Lagen raumsparend ineinander. Gibt es mehr Grenzbereiche ist auch das Nestingpotenzial erhöht. Daher wird beim gleichen Druck ein höherer V_{GF} -Wert erreicht.

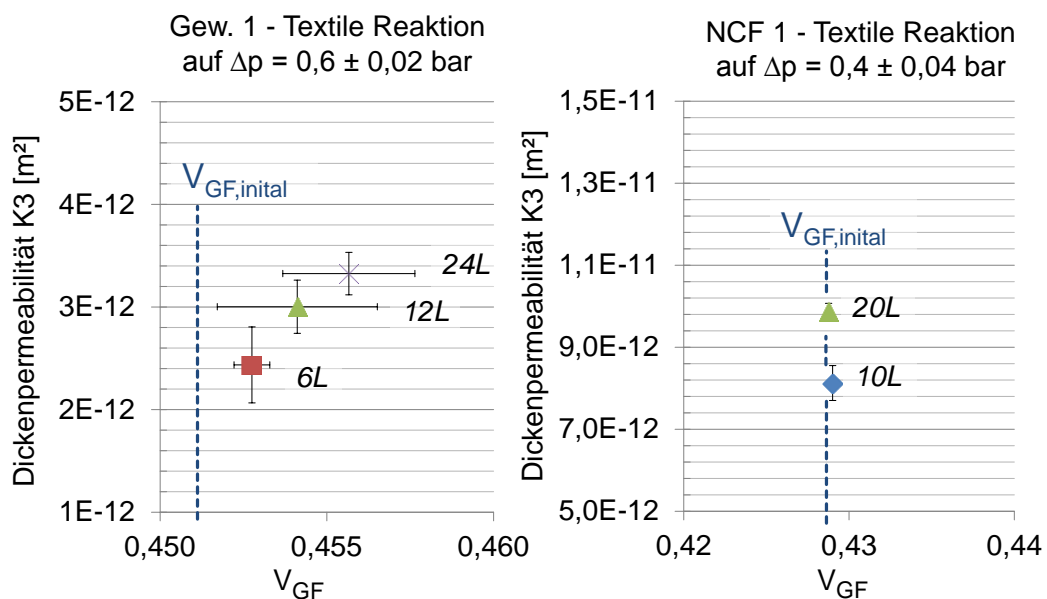


Abbildung 4.13: Einfluss der Lagenanzahl auf das transversale Imprägnierverhalten bei gleichem initialen V_{GF} und entsprechender adaptierter initialer Kavitätshöhe

Auffallend ist, dass trotz gestiegenen V_{GF} die Dickenpermeabilität mit zunehmender Lagenanzahl zunimmt (+ 23 % von 6 zu 12 und + 11% von 12 zu 24 Lagen). Hierzu wird die folgende Hypothese aufgestellt: Bei der höheren Lagenanzahl gibt es mehr Nestingmöglichkeiten. Dadurch kommt es zu einer stärkeren Gesamtkompaktierung. Durch die flächigere Lastverteilung fällt die Garndeformation hingegen geringer aus. Der unterschiedliche Einfluss von Nesting und Garndeformation auf die Makrofließräume eines Gewebes ist in Abbildung 4.14 dargestellt. Es ist zu sehen, dass die Erzeugung von Nesting bei gleichzeitiger Reduktion von Garndeformation Fließräume erhalten und damit die Dickenpermeabilität verbessern kann. Dementsprechend kann eine Erhöhung des Nestings bei Reduktion der Garndeformation eine Porenraumreduktion durch einen größeren Anteil an Makroporenräumen überkompensieren.

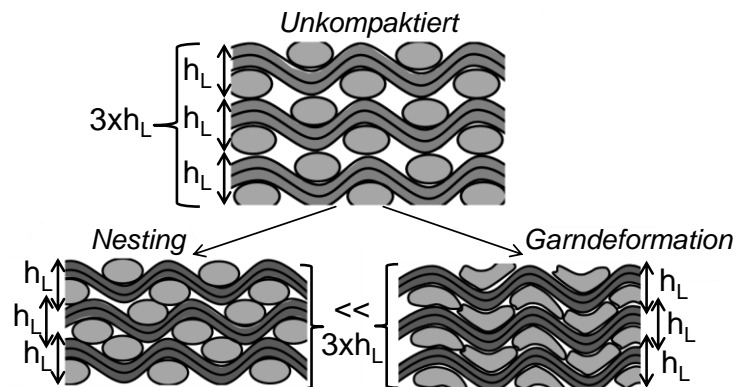


Abbildung 4.14: Darstellung des Einflusses von Nesting und Garndeformation auf Makroporenräume im Gewebe

Die Ergebnisse des Geleges NCF 1 (Abbildung 4.13, rechts) zeigen ebenfalls eine steigende Dickenpermeabilität mit zunehmender Lagenanzahl. Die Dickenpermeabilität des 20-lagigen Stapels ist um 22 % höher als die des 10-lagigen Stapels. Durch die hohe Dickenpermeabilität ist in diesen Versuchen keine hydrodynamische Kompaktierung festzustellen. Der Gesamt- V_F ist daher gleich. Bei Gelegen sind im Vergleich zu Geweben weniger Nestingeffekte zu erwarten, da durch die rechtwinklig zueinander liegenden Fasern in den Grenzbereichen deutlich weniger Nesting möglich ist. Dennoch wirkt sich auch beim NCF 1 die steigende Anzahl an Textil-Textil-Grenzschichten positiv auf die Permeabilität aus. Bei einer sehr geringen Lagenanzahl ist aber davon auszugehen, dass die Bedeutung der transversalen Fließkanäle, die sich durch die Einstiche der Verwirkung ergeben, zunimmt. Bei steigender Lagenanzahl steigt auch die Wahrscheinlichkeit, dass diese Fließkanäle durch die Garne der Nachbarlage verdeckt werden. Dieser Effekt ist bei den durchgeführten Versuchen bei 10 und 20 Lagen nicht dominant, könnte aber bei kleineren Lagenanzahlen an Bedeutung gewinnen. Ein Versuch mit einem Stapel von fünf Lagen konnte nicht ausgewertet werden, da die Dickenpermeabilität zu hoch und der Druckgradient ($< 0,1$ bar) daher zu gering war.

Es kann festgehalten werden, dass eine zunehmende Lagenanzahl einen steigenden Einfluss auf die Dickenpermeabilität hat.

4.2.2 Lagenorientierung

Die Orientierung der Fasern im Lagenaufbau orientiert sich an den mechanischen Anforderungen an das spätere Bauteil. Dennoch können bestimmte Eigenschaften

wiederum auf unterschiedliche Weise gleichermaßen erreicht werden. Eine Kernfrage ist dabei die nach der Stapelreihenfolge von Lagen unterschiedlicher Orientierung. Soll beispielsweise ein quasi-isotropes Material mit Fasern in 0° , 90° , $+45^\circ$ und -45° symmetrisch aufgebaut werden, so kann aus mechanischer Sicht die Frage ob immer mehrere $0^\circ/90^\circ$ -Textilien und mehrere $\pm 45^\circ$ -Textilien in Paketen übereinander gestapelt werden oder ob eine alternierende Stapelung von Einzellagen erfolgt nachrangig sein. Für das transversale Imprägnierverhalten gilt dies allerdings nicht. Um dies zu untersuchen wurden zunächst vom Gew. 1 Stacks zu je 24 Lagen gestapelt. Aus dem Rollenmaterial wurden Ellipsen mit der langen Halbachse in 0° - und in 45° -Orientierung zugeschnitten. Bei drei Stapeln wurden 0° - orientierte und 45° - orientierte Lagen immer abwechselnd übereinander gestapelt (maximale Alternierung), bei drei anderen wurden zuerst alle zwölf 0° - orientierten und dann alle zwölf 45° - orientierten Lagen übereinander gestapelt (minimale Alternierung). Abbildung 4.15 zeigt für das Gew. 1 abermals das Textilverhalten bei einem definierten Druckgradienten von 1 bar.

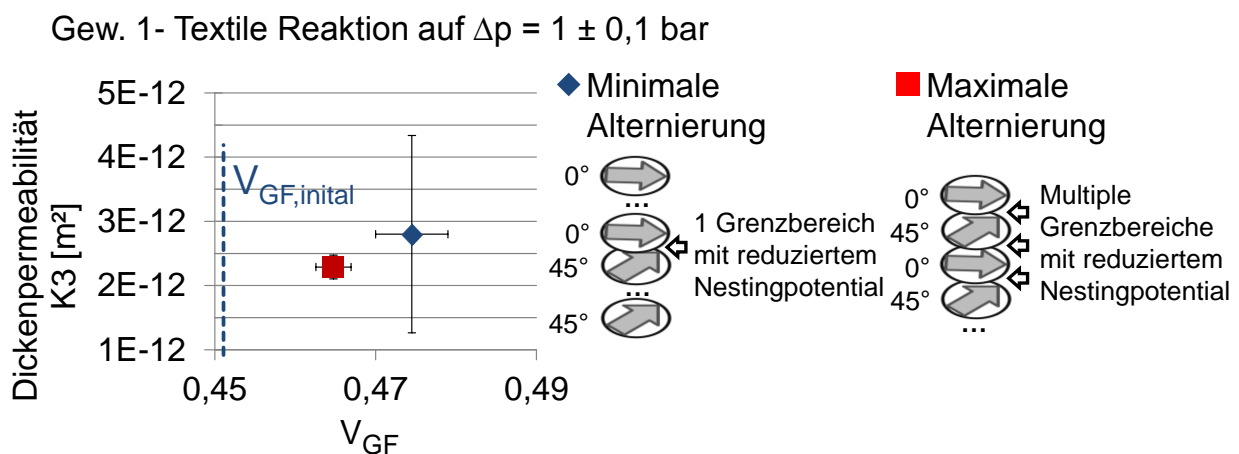


Abbildung 4.15: Einfluss einer alternierenden Lagenanordnung auf das transversale Imprägnierverhalten des Gew. 1

Die hydrodynamische Kompaktierung ist beim minimal alternierenden Stapel größer, da sich gleichorientierte Lagen besser nesten und es hier nur einen Grenzbereich mit ungleicher Orientierung gibt. Dennoch ist die verfügbare Dickenpermeabilität beim Stapel mit minimaler Alternierung im Mittelwert höher. Dies wird abermals dem erhöhten Nesting zugerechnet, welches die für die Dickenpermeabilität nachteilige Garndeformation substituiert (vgl. Abbildung 4.14). Auch die transversalen Fließkanäle an den Knotenpunkten liegen bei Gleichorientierung besser übereinander. Bei

höheren Drücken kann aber die Porenraumreduktion dominant werden, was im gemessenen Druckgradientenbereich ($< 2,5$ bar) jedoch nicht der Fall war. Auffällig ist die relativ hohe Standardabweichung bei der minimalen Alternierung mit dem hohen Nestingpotenzial. Durch das gestiegene Nestingpotenzial kann sich auch eine gesteigerte Varianz der sich tatsächlich einstellenden Nestingausprägung ergeben. So ergeben sich Unterschiede im Dickenpermeabilitätswert.

Das NCF 1 ist ein biaxiales Gelege und jede Einzellage besteht aus zwei Faserlagen ($+ 45^\circ$ und $- 45^\circ$). Bei gleichorientierter Stapelung ergeben sich deshalb nur Grenzschichten mit rechtwinklig zueinander liegenden Faserorientierungen. Dies ist in Abbildung 4.16 (links) dargestellt. Werden die Einzellagen aber alternierend mit 0° -Orientierung und 90° -Orientierung gestapelt, ergeben sich parallel ausgerichtete Garne in allen Grenzlagen (Abbildung 4.16 rechts), was das Nestingpotenzial stark erhöht. Der Einfluss auf die transversalen Fließkanäle ist in Abbildung 4.16 (mitte) dargestellt. Bei gleichorientierten Garnen werden die Fließkanäle durch Nesting geschlossen, was die Dickenpermeabilität verringert. Bei senkrecht zueinander liegenden Garnen kann dies nicht passieren.

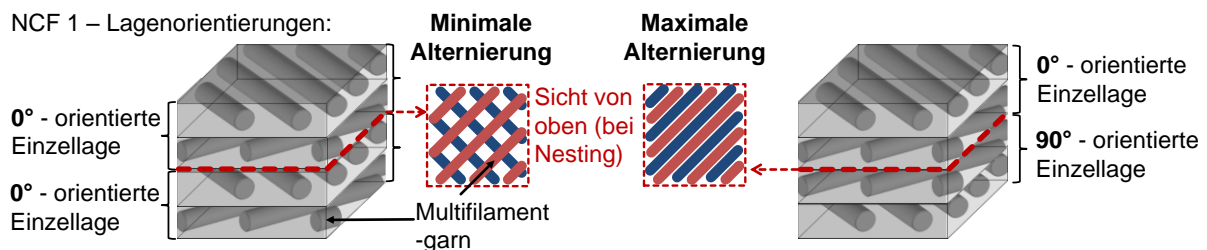


Abbildung 4.16: Einfluss der Lagenorientierung auf die Fließkanäle beim NCF 1

Um diese theoretische Annahme zu prüfen wurden vom NCF 1 Stacks zu je 19 Lagen gestapelt. Bei drei Stapeln wurden 0° -orientierte und 90° -orientierte Lagen immer abwechselnd übereinander gestapelt, bei drei anderen wurden zuerst alle 0° -orientierten und dann alle 90° -orientierten Lagen übereinander gestapelt. Entsprechend den theoretischen Überlegungen betrug die Dickenpermeabilität des Stapels mit maximaler Alternierung – und damit hoher Anzahl gleich orientierter Grenzflächen - bei einem Druck von $0,94 \pm 0,5$ bar nur 46 % der Dickenpermeabilität des Stapels mit minimaler Alternierung (vgl. Abbildung 8.8 im Anhang). Eine hydrodynamische Kompaktierung fand im Messbereich nicht statt. Es kann daher festgehalten werden, dass die transversale Tränkbarkeit bei alternierender Orientierung abnimmt.

Insgesamt sollte der Einfluss der Stapelsequenz daher nicht außer Acht gelassen werden, da er ein wichtiges Mittel zur Einflussnahme auf das Imprägnierverhalten bei Erhaltung der mechanischen Performance sein kann. Beim Gew. 1 ist eine Gleichorientierung der Garne in angrenzenden Lagen vorteilhaft, da sie Nesting fördert und Garndeformation reduziert. Bei Gelegen führt eine Gleichorientierung, obwohl auch hier Nesting gefördert wird, zu reduzierter Dickenpermeabilität, da Fließkanäle verdeckt werden.

4.2.3 Stapelsequenz bei Mischaufbauten

Viele Lamine bestehen aus gänzlich unterschiedlichen Textilien. Oft werden beispielsweise biaxiale Gelege mit unidirektionalen Gelegen kombiniert, um die Anisotropie des Werkstoffs zu nutzen. Dabei können sich die Materialpartner teilweise stark in ihrem Kompaktierungs- und Dickenpermeabilitätsverhalten unterscheiden. Die Modellbildung in Kapitel 2.2 hat gezeigt, dass der Druckabfall bei transversaler Durchströmung nicht linear ist. Dementsprechend ist der effektive Druck auf dem Anguss nahe liegenden Lagen kleiner als bei den näher am Auslass liegenden. Die Lagen werden also auch unterschiedlich kompaktiert. Werden Textilien mit unterschiedlichem Kompaktierungswiderstand kombiniert, müsste es demnach einen Einfluss haben, welches Textil dem Auslass und welches dem Anguss zugewandt ist, da sich bei unterschiedlicher Strömungsrichtung auch hinsichtlich der Porenraumverteilung unterschiedliche Strukturen ergeben.

Um diese Annahme zu prüfen, wurden zunächst zwei Lagenaufbauten mit möglichst großer Differenz hinsichtlich des Kompaktierungsverhalten generiert. Um einen „weichen“ Aufbau zu erhalten wurden Stackings des Gew. 1 15-mal definiert mit 5 bar und 2 min Haltezeit vorkompaktiert was den Kompaktierungswiderstand reduziert. Um einen „harten“ Aufbau zu erhalten, wurden Lagen des NCF 1 mit Bindervlies zwischen allen Einzellagen (Spunfab®, 12 g/m²) gestackt, was zu einem hohen Kompaktierungswiderstand führt. Anschließend wurden der „weiche“ und der „harte“ Lagenaufbau übereinander gestapelt. Jeweils die Hälfte der Stapel wurde mit dem „weichen“ Material am Anguss und die andere Hälfte mit dem „harten“ Material am Anguss gemessen. Die Versuche wurden mit Stapeln zu insgesamt 10 bzw. 20 Lagen bei unterschiedlichen initialen V_{GF} durchgeführt. Das Ergebnis ist in Abbildung 4.17 gezeigt. In beiden Fällen war bei angussseitig weichem Material der Gesamt-

Glasfaservolumengehalt (V_{GF} , ohne Bindervolumen) höher, was trotz der Porenraumreduktion ebenfalls mit einer leichten Dickenpermeabilitäts-erhöhung einherging. Dies zeigt, dass bei Mischaufbauten verschiedene Textilien die Hauptkomponenten des Imprägnierverhaltens - Dickenpermeabilität und Kompaktierung – bestimmen. Im untersuchten Fall wird die Dickenpermeabilität maßgeblich vom weichen Gewebe bestimmt, welches eine vergleichsweise niedrigere Dickenpermeabilität hat. Zusammen mit dem harten Material in der Kavität positioniert, wird es – entsprechend einer Reihenschaltung von Federn - von vornherein stark kompaktiert, wodurch die Dickenpermeabilitätsdifferenz zwischen hartem und weichem Material noch größer wird. Ist das weiche Material am Auslass, wird es noch stärker kompaktiert. So verstärkt die auslassnahe Positionierung des weichen Materials die Heterogenisierung des Gesamtaufbaus, was sich nachteilig auf die Dickenpermeabilität auswirkt. Dadurch, dass das weiche Material die Dickenpermeabilität bestimmt, wird der Effekt der geringeren Gesamtkompaktierung bei auslassseitiger Positionierung überkompensiert. Der Grund für die höhere Gesamtkompaktierung bei auslassseitig hartem Material liegt darin, dass maßgeblich das harte Material den V_{GF} bestimmt. Der im Vergleich zum weichen Material hohe Kompaktierungswiderstand sorgt dafür, dass das harte Material in der Kavität überproportional viel Platz einnimmt. Daher, wirken sich höhere Drücke auf das harte Material in den Absolutwerten sehr stark aus.

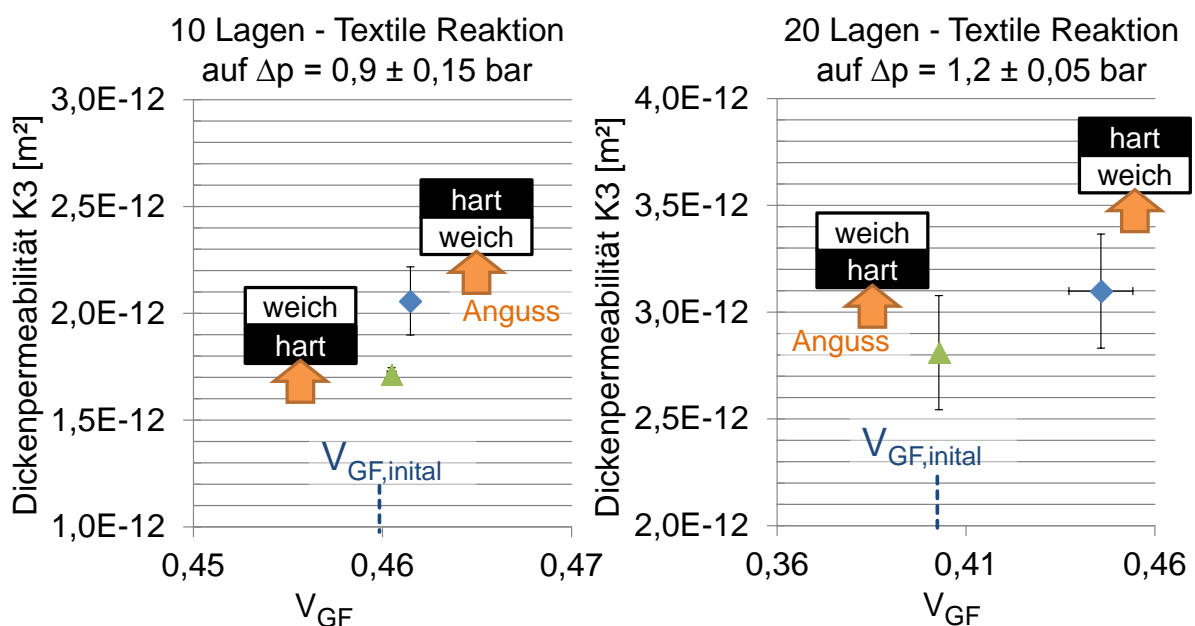


Abbildung 4.17: Einfluss der Stapelsequenz von Mischaufbauten auf das transversale Imprägnierverhalten von Stapeln mit insgesamt 10 (links) und 20 Lagen (rechts)

Es zeigt sich demnach, dass selbst bei identischen Aufbauten Unterschiede durch die Strömungsrichtung entstehen können. Dabei spielen viele Effekte eine Rolle, die sich gegenseitig teilweise kompensieren. Bei Mischaufbauten muss daher immer das Gesamtsystem betrachtet werden.

4.2.4 Garntiter und Stichtlänge/Fadendichte bei Gelegen

Bei der Herstellung von Gelegen werden Faserbündel gespreizt, flächig verteilt und miteinander vernäht. Durch die Vernähung werden die flächig verteilten Fasern zu Garnen zusammengefasst (vgl. Abbildung 2.3). Die Struktur dieser Garne hängt davon ab, mit welcher Stichtlänge genäht wird und wie dicht die Fasern bei der Vernähung zusammenliegen. Je dichter die Fasern bei der Vernähung zusammenliegen, desto größer wird das Flächengewicht. Für den gleichen V_{GF} müssen dann bei gleicher Kavitätshöhe weniger Lagen eingesetzt werden, was auch einen Einfluss auf das transversale Imprägnierverhalten haben kann (vgl. Kapitel 4.2.1).

Um den Einfluss von Strukturänderungen auf das transversale Imprägnierverhalten zu untersuchen, wurden die Gelege NCF 1 (444 g/m²), NCF 2 (612 g/m²) und NCF 3 (812 g/m²) miteinander verglichen (Materialdaten in Tabelle 3.4).

NCF 1 und NCF 3 haben die gleiche Stichtlänge (2,6 mm). Das höhere Flächengewicht ergibt sich demnach daraus, dass zwischen zwei Einstichen mehr Fasern vorhanden sind. Der Titer der durch die Verwirrung erzeugten Garne ist daher größer. Abbildung 4.18 zeigt die Messergebnisse der beiden Gelege. Entsprechend der Erkenntnisse aus Kapitel 4.2.1 wurde die Kavitätshöhe und nicht die Lagenanzahl variiert, um die Materialien beim gleichen initialen V_{GF} zu untersuchen. Auf der rechten Seite sind zunächst die Unterschiede zwischen den Textilien nochmals schematisch dargestellt. Der Vergleich im Diagramm (links) zeigt eine deutlich stärkere hydrodynamische Kompaktierung beim NCF 3. Beim Stapeln des biaxialen Geleges grenzen jeweils Faserlagen mit + 45° und - 45° aneinander, weshalb Nestingeffekte zwischen den Einzellagen stark reduziert sind. Daher ist die Änderung des Kompaktierungsverhaltens der Garntitererhöhung zuzurechnen. Mit dem höheren Garntiter geht demnach eine bessere Garndeformierbarkeit einher. Trotz des sehr viel höheren V_F ist eine leicht höhere Dickenpermeabilität des NCF 3 im Vergleich zum NCF 1 gegeben. Dementsprechend steigt die Dickenpermeabilität mit steigendem Garntiter, was auch den Ergebnissen von Antonucci et al. [59] entspricht. Dies ist durch die vergröß-

ßerten Makrofließräume zu begründen, welche den insgesamt höheren V_F überkompensieren. Eine Erhöhung des Garntiters kann bei Gelegen kein Verschließen der Fließkanäle zwischen den Garnen verursachen, da diese durch die Wirkfäden offengehalten werden.

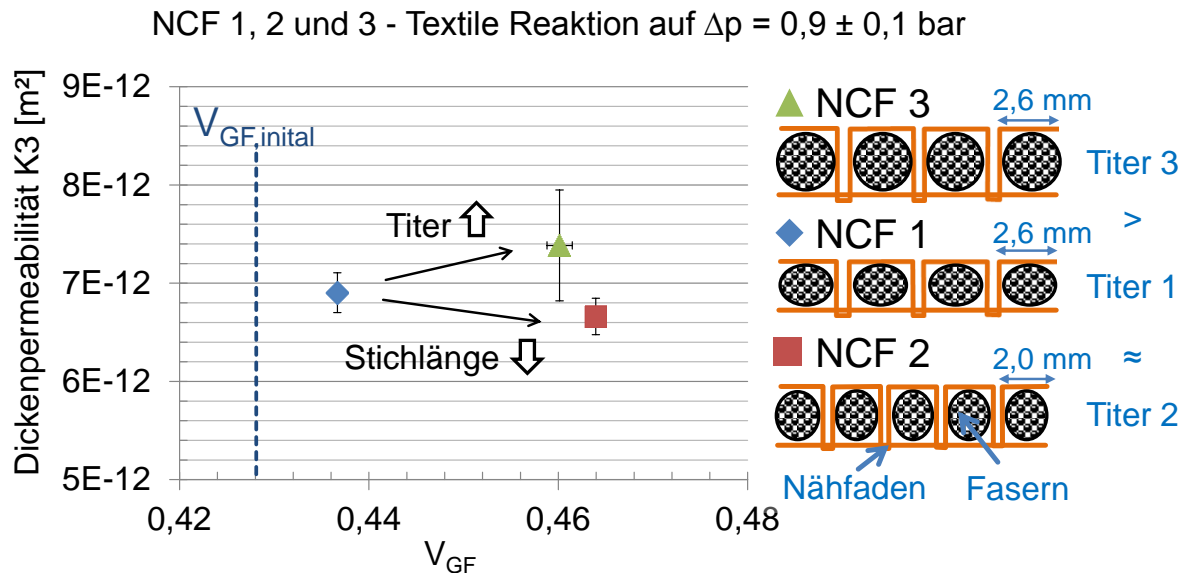


Abbildung 4.18: Einfluss von Garntiter und Fadendichte auf das transversale Imprägnierverhalten verschiedener Biaxialgelege ($\pm 45^\circ$)

Das NCF 2 hat eine kleinere Stichdichte als das NCF 1 (2,0 mm vs. 2,6 mm). Gleichzeitig lagen die Fasern bei der Vernähung dichter zusammen. Dadurch ist der Garntiter ähnlich und die beiden Gelege unterscheiden sich vor allem in der Stichdichte. Wie in Abbildung 4.18 (links) zu sehen, wird das NCF 2 sehr viel stärker hydrodynamisch kompaktiert, wodurch auch die Dickenpermeabilität leicht reduziert ist. Nestingeffekte in den Grenzbereichen sind, wie bereits erläutert, stark reduziert und nicht ursächlich für die Änderung des Kompaktierungsverhalten. Da aber ein ähnlicher Garntiter durch die Vernähung eine geringere Breite einnimmt, sind die Garne initial beim NCF 2 höher als beim NCF 1 (vgl. Abbildung 4.18, rechts), was die Deformierbarkeit erhöht. Dass die Dickenpermeabilitätsreduktion, trotz der stärkeren Kompaktierung so gering ausfällt, ist der größeren Anzahl an transversalen Fließkanälen zuzuschreiben, die mit der erhöhten Stichdichte einhergeht.

Insgesamt zeigt sich bei den „schwereren“ Gelegen eine stärkere hydrodynamische Kompaktierung, wobei diese mit Bezug auf die Dickenpermeabilität durch Einstellung einer strömungstechnisch günstigen Struktur überkompensiert werden kann.

4.2.5 Webart bei Geweben

Im Rahmen der Arbeit wurde der Unterschied im Verhalten einer Köper- und einer Leinwandbindung untersucht. Abbildung 4.19 zeigt die beiden Webarten als Modell (rechts) und die textile Reaktion auf einen definierten Druckgradienten (links).

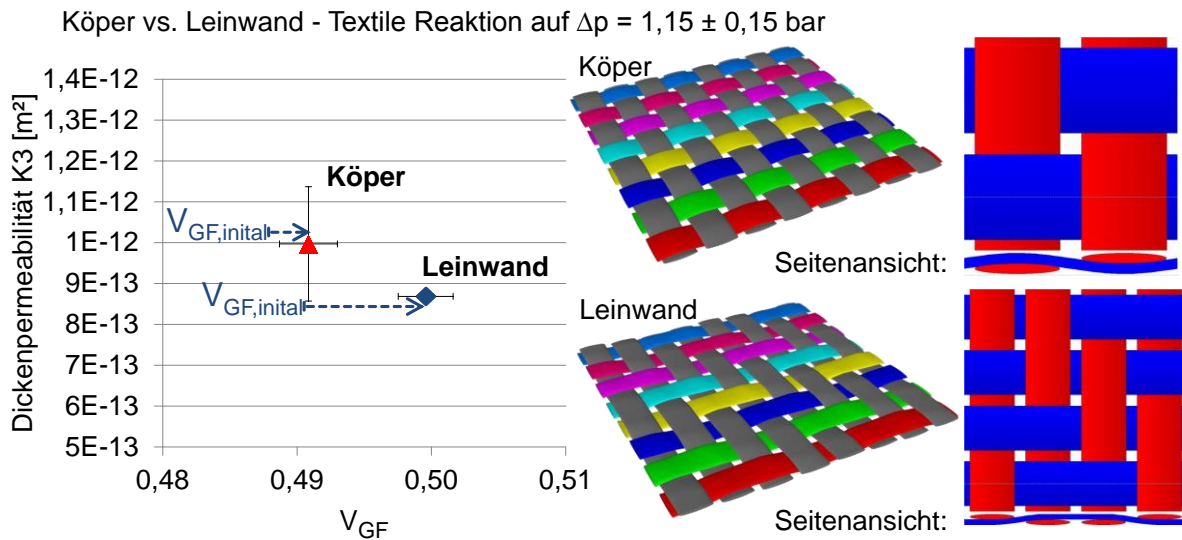


Abbildung 4.19: Einfluss der Webart auf das transversale Imprägnierverhalten zweier Gewebe

Verglichen werden die Gewebe Gew. 2 (Leinwand) und Gew. 3 (Köper) welche sich lediglich in der Bindungsart unterscheiden (vgl. Tabelle 3.3). Beim Leinwandgewebe ist eine viel stärkere hydrodynamische Kompaktierung infolge der Durchströmung zu beobachten. Dies deckt sich mit den Erkenntnissen aus dem Stand der Technik wonach die Nestingmöglichkeiten beim Leinwand-Aufbau durch die stärkere Verkreuzung höher sind und der Kompaktierungswiderstand daher geringer ist. Eine dichtere Packung von „Bergen und Tälern“ erhöht die Nestingwahrscheinlichkeit. Durch den reduzierten Porenraum ist auch die Dickenpermeabilität des Leinwandgewebes niedriger. Damit zeigt sich deutlich, wie sehr das transversale Imprägnierverhalten vom Zusammenspiel von Dickenpermeabilität und Kompaktierung bestimmt wird.

Der textile Aufbau hat damit insgesamt einen starken Einfluss auf das transversale Imprägnierverhalten.

4.3 Einflüsse durch Preforming

Das Preforming erfolgt im FKV-Herstellungsprozess direkt vor der Imprägnierung und bietet sich daher ideal zur Manipulation des Imprägnierverhaltens an. Im Folgenden

soll untersucht werden, wie unterschiedliche Preformingtechnologien das Imprägnierverhalten beeinflussen. Dabei liegt der Fokus auf Technologien zur Fixierung der Endkontur (Näh- und Bindertechnologie) sowie der sich bei Formung der Endkontur einstellenden Textilscherung und der Vorkompaktierung, welche sich aus Materialhandling, -transport und -lagerung ergeben kann. Die Parametereinflüsse werden untersucht indem ihre Reaktion auf einen definierten, gesättigten Strömungszustand gegenüber gestellt wird. Auch hier wird auf andere Druckbereiche lediglich Bezug genommen, sofern sich dort abweichende Ergebnisse ergeben haben.

4.3.1 Nähtechnologie

Nähtechnologie dient beim Preforming hauptsächlich der Verbindung von Einzellaugen und der Fixierung der Endkontur. Untersucht wurde zunächst der Einfluss von Doppelsteppstich³¹-Nähten bei unterschiedlicher Stichdichte (2 /cm² vs. 3,33 /cm²) und unterschiedlicher Nähfadenstärke (Nähfaden SABA c50 mit 66 tex vs. Nähfaden SABA c120 mit 28 tex) anhand von Gew. 1. Die Nähfadenspannung blieb konstant (141 cN Oberfaden, 42 cN Unterfaden). Abbildung 4.20 (links) zeigt das transversale Imprägnierverhalten von unbehandelten Referenzproben und der verschiedenen Nähkonfigurationen im Vergleich.

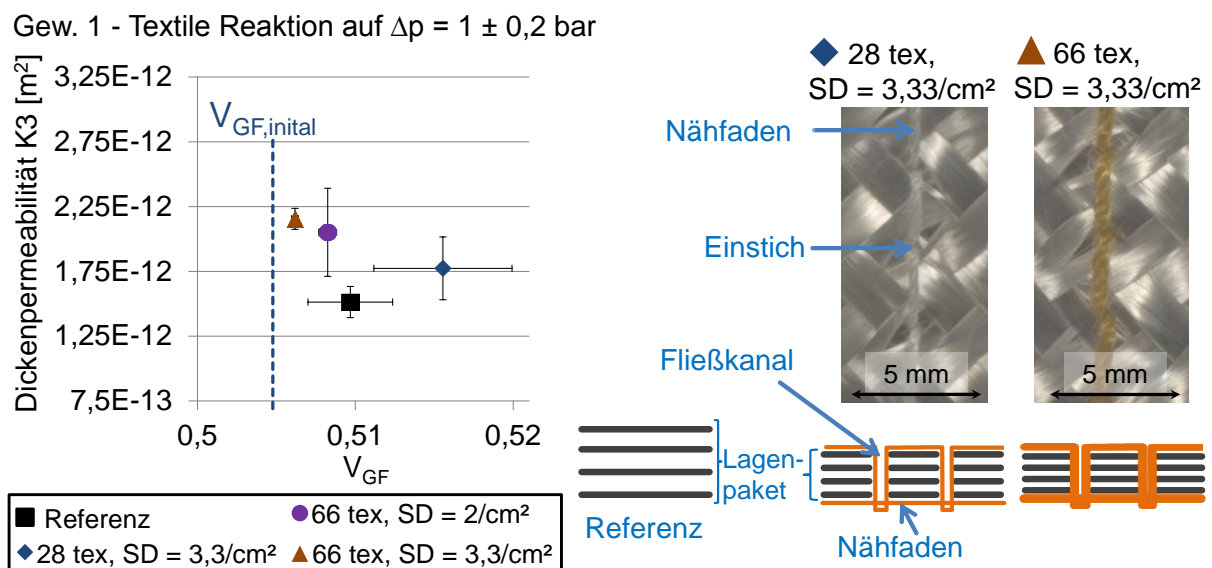


Abbildung 4.20: Einfluss einer Vernähung auf das transversale Imprägnierverhalten von Gew. 1 (links), Schematische Darstellung einer Vernähung und Mikroskopaufnahmen zweier Nähkonfigurationen (rechts)

³¹ Verwendet wurde eine modifizierter Doppelsteppstich. Die Verknotung von Ober- und Unterfaden lag hierbei nicht in der Mitte sondern an der Unterseite (vgl. auch [161])

Die Abbildung stellt dabei die textile Reaktion auf eine Durchströmung mit einer Druckdifferenz von 1 ($\pm 0,2$) bar dar. Die x-Achse zeigt den Glasfaservolumengehalt (V_{GF} , d.h. das durch das Vernähen eingebrachte Zusatzvolumen wurde nicht einberechnet³²). Jeder Punkt stellt den arithmetischen Mittelwert bezüglich des erreichten V_{GF} und der gemessenen Dickenpermeabilität dar. Die Fehlerbalken zeigen die entsprechenden Standardabweichungen.

Im linken Diagramm ist anhand des eingezeichneten initialen Glasfaservolumengehalts zu sehen, dass alle untersuchten Proben eine deutliche hydrodynamische Kompaktierung zeigen. Die Proben mit dem dünnen Nähfaden zeigen dabei eine stärkere hydrodynamische Kompaktierung als die Referenz. Die Ursache ist in Abbildung 4.20 (rechts unten) schematisch dargestellt. Durch die Vernähung ist das Textil vorkompaktiert, was bei Durchströmung zur Erreichung eines höheren V_F führt. Die zwei Konfigurationen mit dem dickeren Nähfaden wurden mit der gleicher Fadenspannung vernäht, weisen also ebenfalls eine Vorkompaktierung auf. Im Diagramm ist aber zu sehen, dass die hydrodynamische Kompaktierung geringer ist als bei der Referenz. Der dickere Nähfaden erhöht durch sein Zusatzvolumen den Kompaktierungswiderstand, was die Vorkompaktierung überkompensiert. Die unterschiedliche Dicke der verwendeten Nähfäden ist in Abbildung 4.20 (rechts) deutlich in den Mikroskopaufnahmen zu erkennen. Durch die Nähfadendicke und die Fadenspannung beim Vernähen kann demnach das Kompaktierungsverhalten beeinflusst werden.

Weiterhin kann aus dem Diagramm entnommen werden, dass eine höhere Stichdichte, durch das noch höhere Zusatzvolumen, die hydrodynamische Kompaktierung reduziert. Durch die Verhinderung von hydrodynamischer Kompaktierung bleibt die Dickenpermeabilität erhalten und die Varianz bzgl. des erreichten Faservolumengehaltes wird minimiert. So zeigt die Probe „66 tex, SD = 3,3/cm²“ hinsichtlich der Reproduzierbarkeit ein ausgezeichnetes Verhalten.

Auch die Dickenpermeabilität wird durch die Nähtechnologie beeinflusst. Alle vernähten Proben zeigen eine gesteigerte Dickenpermeabilität (zwischen + 17 % und + 22 %). Die beim Nähen eingebrachten Fließkanäle - schematisch dargestellt in Abbildung 4.20 (r.u.) - überkompensieren die Porenraumreduktion durch das zusätzliche Nähfadenvolumen. Dabei stellt sich eine hohe Nähfadendicke als vorteilhaft her-

³² Diese Darstellungsweise ist anwendungsfreundlicher als eine Betrachtung des Porengehalts, da V_{GF} letztlich der Wert ist, der für die Performance des späteren Bauteils relevant ist.

aus. Der dickere Nähfaden (0,5 vs. 0,3 mm) wurde mit einer dickeren Nähnadel vernäht (1,2 vs. 0,7 mm). Damit ergibt sich für den dickeren Nähfaden eine größere Fläche des Fließkanals der resultiert wenn die Nadel entfernt ist und nur der Nähfaden verbleibt. Auch die höhere Stichdichte führt aufgrund der höheren Anzahl an Fließkanälen erwartungsgemäß zu einer höheren Dickenpermeabilität. In der Praxis ist allerdings zu beachten, dass mit den Fließkanälen die Gefahr von Lufteinschlüssen einhergeht. Auch kann eine zu hohe Nähfadenspannung das Garn stark kompaktieren und so ggf. die Garnimprägnierung behindern.

Neben einer Vernähung mit Ober- und Unterfaden kommt in der Praxis häufig das sogenannte Tuften zum Einsatz, bei dem quasi nur ein Oberfaden zum Einsatz kommt. Tuften bietet den Vorteil, dass ein einseitiger Zugang zum Material ausreichend ist. Allerdings gibt es aufgrund der fehlenden Verknotung keine stoffschlüssige Kompaktierung. Zur Untersuchung des Potenzials von Tuften für die Beeinflussung des transversalen Imprägnierverhaltens wurde für die Konfiguration „66 tex, SD = 3,3/cm“ eine Messreihe mit entferntem Unterfaden durchgeführt. Dies entspricht im Prinzip einem getufteten Material. Abbildung 4.21 (links) zeigt das Ergebnis für das Gew. 1³³.

Es ist eine deutliche Steigerung der Dickenpermeabilität festzustellen (+ 114 %), die sogar noch höher ist als beim Nähen, da der Porenraum infolge des geringeren Nähfadenvolumens weniger stark reduziert wird. Dies konnte in einer analogen Versuchsreihe auch für das NCF 1 festgestellt werden, wenn auch die Dickenpermeabilitätserhöhung mit + 45 % geringer ausfällt, was mit der aufgrund der Verwirkung ohnehin relativ hohen Dickenpermeabilität zusammenhängt. Gleichzeitig zeigen alle Proben ein ähnliches Kompaktierungsverhalten, wobei aufgrund des hohen $V_{GF,initial}$ relativ wenig hydrodynamische Kompaktierung auftritt. Dies deckt sich mit der Annahme, dass ohne Unterfaden ein geringerer Einfluss auf das Kompaktierungsverhalten gegeben sein sollte, da keine stoffschlüssige Verbindung der Einzellagen gegeben ist (schematische Darstellung in Abbildung 4.21, rechts unten).

³³ Auf den direkten Vergleich mit der Vernähung wurde verzichtet, da es sich um eine neue Materialcharge handelt und auch die Referenz geringe Unterschiede aufweist. Daher wurde die Referenz neu vermessen.

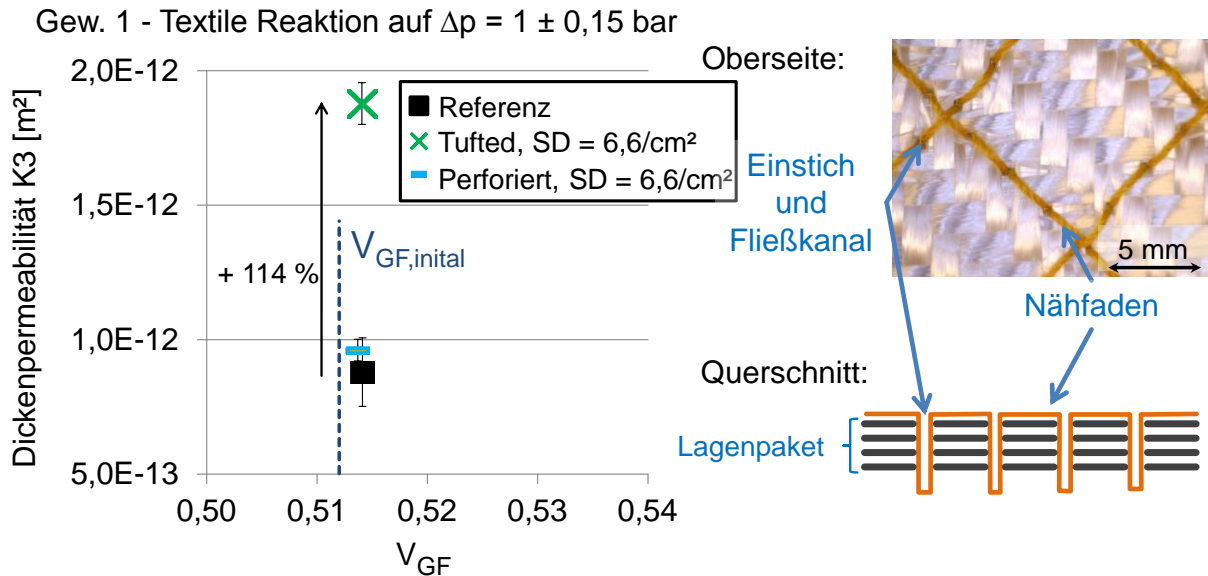


Abbildung 4.21: Einfluss von Tuften auf das transversale Imprägnierverhalten von Gew. 1 (links), Mikroskopaufnahme und schematische Darstellung einer getufteten Probe (rechts)

Bei Tuften und Vernähen verbleibt der Nähfaden im Textil, was zur Reduktion der Leichtbaugüte führen kann. Bei einer dritten Messreihe wurde daher komplett auf einen Nähfaden verzichtet, um zu prüfen ob die Verbesserung des Imprägnierverhaltens auch durch eine reine Perforation erreicht werden kann. Die Messergebnisse und Mikroskopuntersuchungen zeigen allerdings, dass die Fließkanäle unmittelbar nach dem Perforiervorgang durch Rückstellkräfte bereits fast vollständig verschwunden sind, wodurch die Dickenpermeabilität nur geringfügig steigt (Gew. 1: + 9 %, NCF 1: + 2 %).

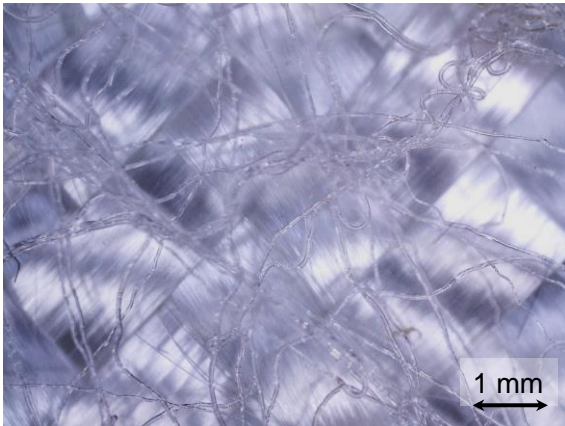
Insgesamt bietet die Nähtechnologie die Chance, das transversale Imprägnierverhalten zu verbessern indem Kompaktierung verhindert sowie die Dickenpermeabilität und gegebenenfalls die Reproduzierbarkeit erhöht werden.

4.3.2 Bindertechnologie

Bindertechnologie ist eine Alternative zur Fixierung der Endkontur und zum Verkleben von Einzellagen. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein unbehandelter Referenzaufbau aus Gew. 1 bzw. NCF 1 jeweils mit Aufbauten verglichen, bei denen zwischen jede Textillage ein thermoplastisches Bindervlies (Spunfab[®], 12 g/m²) platziert wurde. Es wurden Messreihen mit nicht aktivierten und mit aktivierten Binder (30 min bei 90° C und initialer Kavitätshöhe des späteren Imprägnierversuchs) durchgeführt.

Nichtaktiviertes Bindervlies wird in der Praxis beispielsweise bei Vakuuminfusionsverfahren eingesetzt, um eine zu starke Kompaktierung zu verhindern und makroskopische Fließräume zu erhalten. Abbildung 4.22 zeigt Mikroskopaufnahmen des Gew. 1 unter Bindereinfluss.

Bindervlies Spunfab®
(12 g/m²) nicht aktiviert



Spunfab® (12 g/m²) aktiviert bei 30 min @
90°C, $V_{F,initial}$

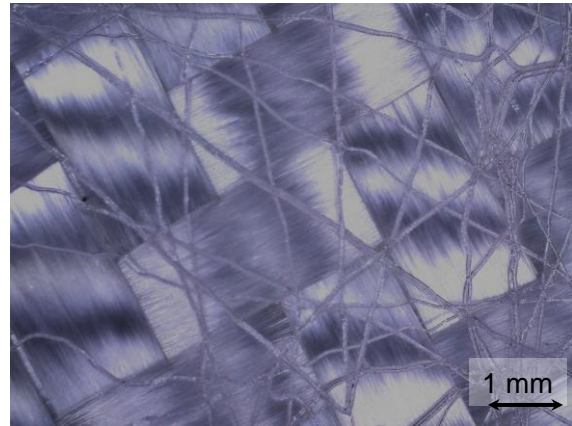


Abbildung 4.22: Mikroskopaufnahmen des Gew. 1 mit ungeschmolzenem (links) und geschmolzenem (rechts) thermoplastischen Bindervlies

Abbildung 4.23 zeigt die Ergebnisse der Versuche für einen definierten Druckabfall. Bei keiner der NCF 1-Proben wurde die Vorkompaktierung überschritten. Dahingegen kommt es bei der Referenz und den Proben mit aktiviertem Binder des Gew. 1 zu einer deutlichen Kompaktierung. Eine Aktivierung bei einem noch höheren V_F könnte dies durch die Vorkompaktierung noch verstärken. Bei der Probe mit nicht aktiviertem Binder ist die hydrodynamische Kompaktierung hingegen minimal. Die Ursache hierfür ist in Abbildung 4.23 mittig schematisch dargestellt. Bei Referenz und aktiviertem Binder können die Einzellagen sich ineinander nesten. Trotz des aktivierten Binders ist noch genug Elastizität für eine Kompaktierung gegeben. Dahingegen bildet das nicht aktivierte Bindervlies eine Barriere in den Grenzbereichen. Der erhöhte Platzbedarf ist auch in Abbildung 4.22 (links) gut zu erkennen. Kompaktierung kann im Extremfall nur durch Garndeformation erfolgen. In entsprechenden Kompaktierungsversuchen auf einer Universalprüfmaschine zeigten Proben mit nicht aktiviertem Binder im Vergleich zu unbedingten Referenzproben dementsprechend auch um mehr als 300 % höhere Kompaktierungsdrücke beim gleichen V_{GF} von 55 %. Für den aktivierten Binder lag die Steigerung bei nur 32 % und ist im Zusatzvolumen begründet.

Im Gegensatz zu der Vernähung verschlechtert sich die Dickenpermeabilität der bebinderten Proben bei beiden Textilien. Die Dickenpermeabilität der bebinderten Proben ist zwischen 33 % und 54 % niedriger. Der Reduktion des Porengehaltes durch das Zusatzvolumen stehen in diesem Falle keine kompensierenden Einflüsse wie Fließkanäle gegenüber. Bei beiden Textilien ist die Dickenpermeabilitätsdifferenz zwischen aktiviertem und nicht aktiviertem Binder gering.

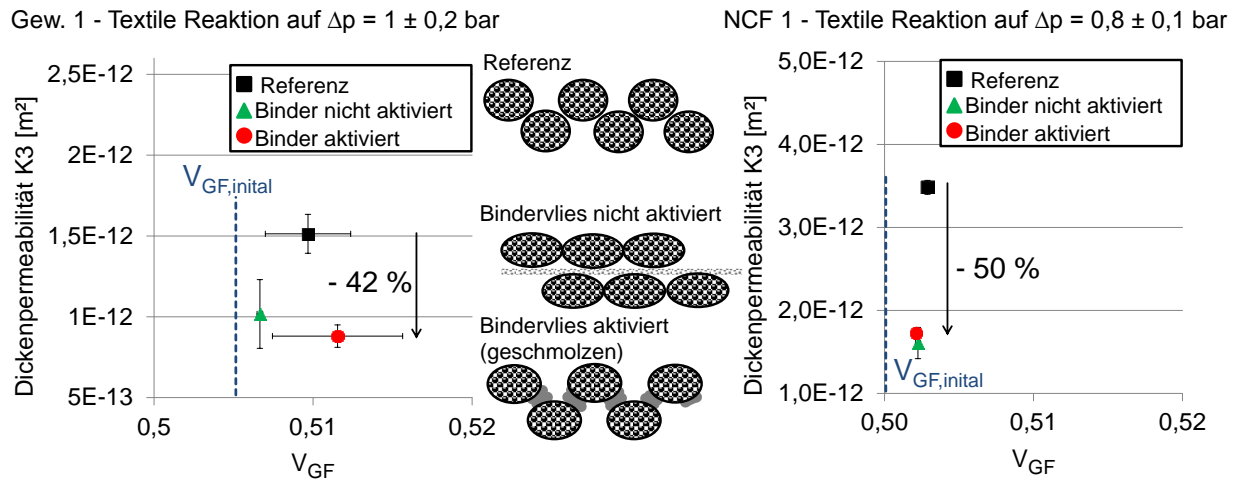


Abbildung 4.23: Einfluss Bindertechnologie auf das transversale Imprägnierverhalten von Gew. 1 (links) und NCF 1 (rechts), schematische Darstellung des Bindereinflusses am Beispiel eines Gewebes (mitte)

Die Vorteilhaftigkeit der Konfigurationen kann durch die Nesting-verhindernde Eigenschaft des nicht aktivierten Binder-Vlieses aber bei höheren als den dargestellten Druckabfällen wechseln, wie in Abbildung 4.24 beispielhaft an einer Referenzprobe und einer Probe mit nicht aktiviertem Binder dargestellt. Für beide ist die komplette Versuchskurve dargestellt, die aus der schrittweisen Erhöhung des Injektionsdrucks resultiert. Wie im Diagramm zu sehen, geht die Erhöhung des Injektionsdrucks bei der Referenz mit starker hydrodynamischer Kompaktierung einher, wodurch der Porenraum reduziert wird und damit die Dickenpermeabilität stark abfällt. Bei der Probe mit nicht aktiviertem Bindervlies bleibt der Porenraum durch den gesteigerten Kompaktierungswiderstand hingegen auch bei steigendem Druck erhalten. Es gibt also einen Grenzdruck, ab dem die tränkungsoptimale Konfiguration wechselt. In diesem Beispiel wurde dieser Punkt schon bei ca. 1,5 bar erreicht. Bei größeren Druckdifferenzen war die Dickenpermeabilität der Probe mit nicht aktiviertem Binder bei jeweils gleicher Druckdifferenz höher als bei der Referenz. Nicht aktivierter Binder kann also bspw. zur Erhaltung von Porenräumen bei einem Vakuuminfusionsverfahren einge-

setzt werden. Die zusätzlichen Materialkosten, der zusätzliche Aufwand bei der Preformherstellung und die möglichen Einflüsse auf die mechanische Performance sind allerdings deutliche Nachteile, weshalb dieser Ansatz eher auf Fälle beschränkt ist in denen eine vollständige Imprägnierung nicht erreicht wird und kurzfristige Lösungen benötigt werden.

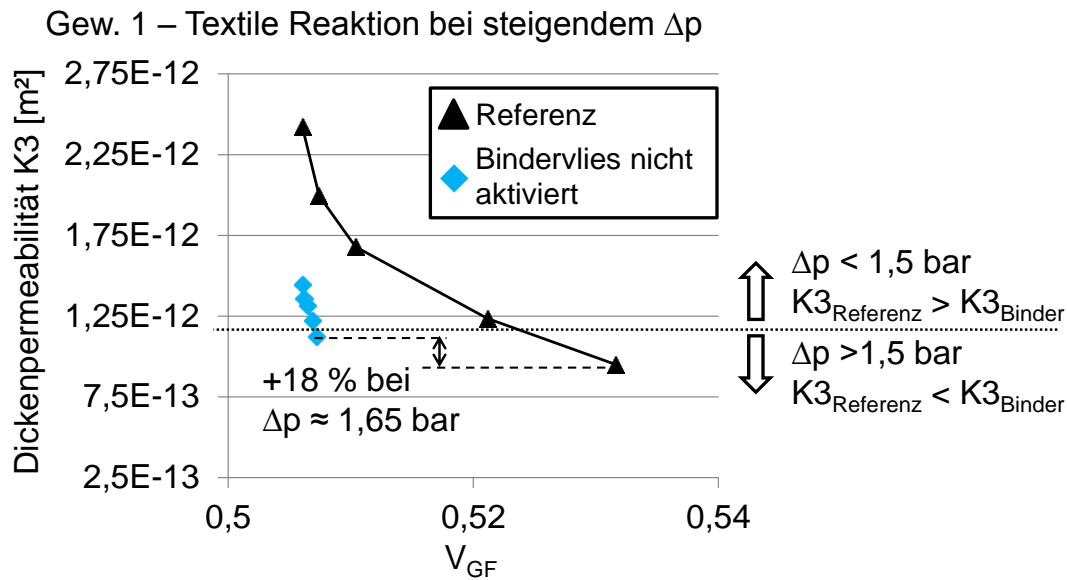


Abbildung 4.24: Positiver Einfluss von nicht aktiviertem Binder auf die Dickenpermeabilität des Gew.1 bei steigendem Differenzdruck, resultierend aus der Steigerung des Widerstands gegen hydrodynamische Kompaktierung

Dementsprechend führt Binder vor allem zu einer Dickenpermeabilitätsreduktion aufgrund von Porenraumreduktion. Bei hohen Drücken bietet die Bindertechnologie aber auch Möglichkeiten zur Verbesserung des Imprägnierverhaltens durch die Erhöhung des Kompaktierungswiderstands.

4.3.3 Drapierung/Scherung

Um mit textilen Halbzeugen dreidimensionale Bauteile formen zu können muss das Material drapiert werden, was vor allem die Orientierung der Materialachsen zueinander beeinflusst (Scherung). Zur Untersuchung des Schereinflusses wurden das Gew. 1 und das NCF 1 vom Ausgangszustand (0°) zu Scherwinkeln von 10° und 20° geschert. Der Scherwinkel beschreibt dabei die Abweichung vom Ausgangszustand, bei dem die zwei Faserachsen von Gewebe und Gelege in einem Winkel von 90° zueinander stehen. Die Scherung erfolgte manuell an rechteckigen Einzellagenschnittstücken (170×240 mm) aus denen anschließend die Proben gestanzt wurden. Die

durch Kontrollmessungen ermittelte Genauigkeit lag bei $\pm 2^\circ$. In Abbildung 4.25 sind Mikroskopaufnahmen der Textilien bei unterschiedlichen Scherwinkeln dargestellt.

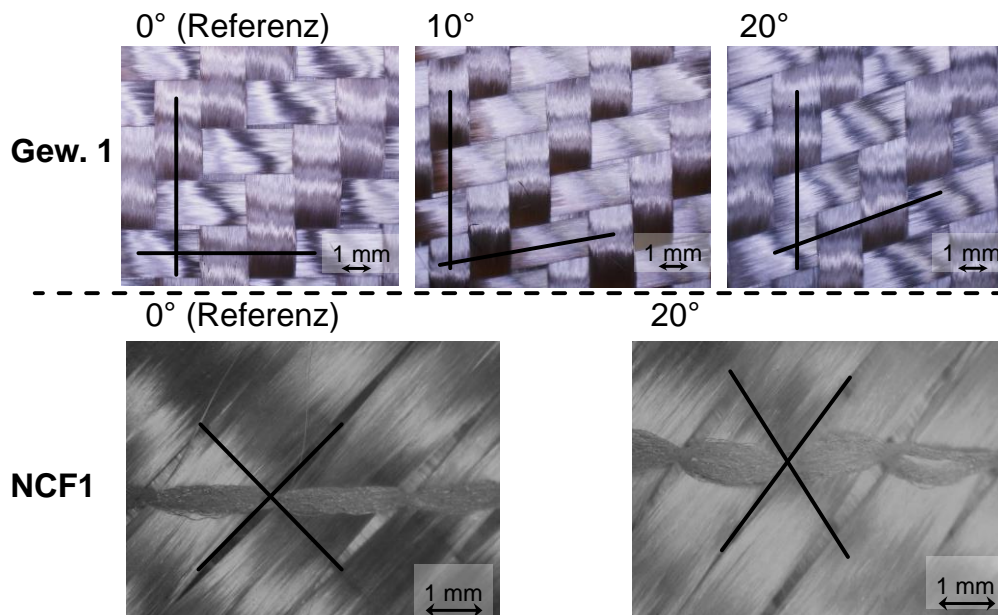


Abbildung 4.25: Mikroskopaufnahmen von Gew. 1 und NCF 1 bei unterschiedlichen Scherwinkeln

In Abbildung 4.26 ist das transversale Imprägnierverhalten der beiden Textilien bei den verschiedenen Scherwinkeln zu sehen. Die Darstellung fokussiert sich wieder auf die Textilreaktion auf einen bestimmten Druckgradienten. Eine hydrodynamische Kompaktierung wurde bei dem betrachteten Druckgradienten bei keiner der Proben beobachtet. Die Vorkompaktierung wurde nicht überschritten, da der initiale V_{GF} bereits relativ hoch war. Dennoch steigt bei beiden Textilien der V_{GF} mit zunehmendem Scherwinkel (10° , 20°) an. Dies ist hier allerdings der durch die Scherung entstehenden Materialverdichtung zuzurechnen. Da alle Proben bei gleicher Langenzahl und Kavitätshöhe gemessen wurden, führt die durch Scherung induzierte Steigerung des Flächengewichts zu einem höheren V_{GF} . Die mit der Materialverdichtung einhergehende Reduktion des für die Strömung verfügbaren Porenraums führt zu einer entsprechenden Abnahme der Dickenpermeabilität. Wie in Abbildung 4.26 (rechts) dargestellt, können sich durch die Scherung aber auch die Fließkanäle ändern, welche die Dickenpermeabilität mutmaßlich dominieren. Dabei ergeben sich zwei gegenteilige Effekte: Einerseits nimmt die Anzahl der Fließkanäle pro Flächeneinheit zu (z. B. für das Gew. 1: + 1,5 % bei 10° und + 6,4 % bei 20°) andererseits reduziert sich aber die Fließkanalfläche (z. B. für das Gew. 1: - 1,5 % bei 10° und - 6,0 % bei 20°). Bei

gleicher Gesamtfläche bieten wenige große Kanäle eine höhere Dickenpermeabilität als viele kleine (vgl. Kapitel 4.3.3), die geometrischen Veränderungen bei der Scherung sollte also eine Dickenpermeabilitätsreduktion verursachen. Um zu prüfen ob neben der reinen Porenraumreduktion auch die geometrischen Veränderungen einen Einfluss haben, wurden die Versuche mit dem auf 20° gescherten Material bei einer größeren Kavitätshöhe wiederholt wodurch der V_{GF} nahe dem der 0° - Referenz liegt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.26 mit 20° -B markiert. Bei beiden Materialien ist die Dickenpermeabilität der 20° -Konfiguration trotz des geringfügig niedrigeren V_{GF} geringer, was die theoretische Betrachtung bestätigt. Allerdings ist der Effekt im Vergleich zur Materialverdichtung gering.

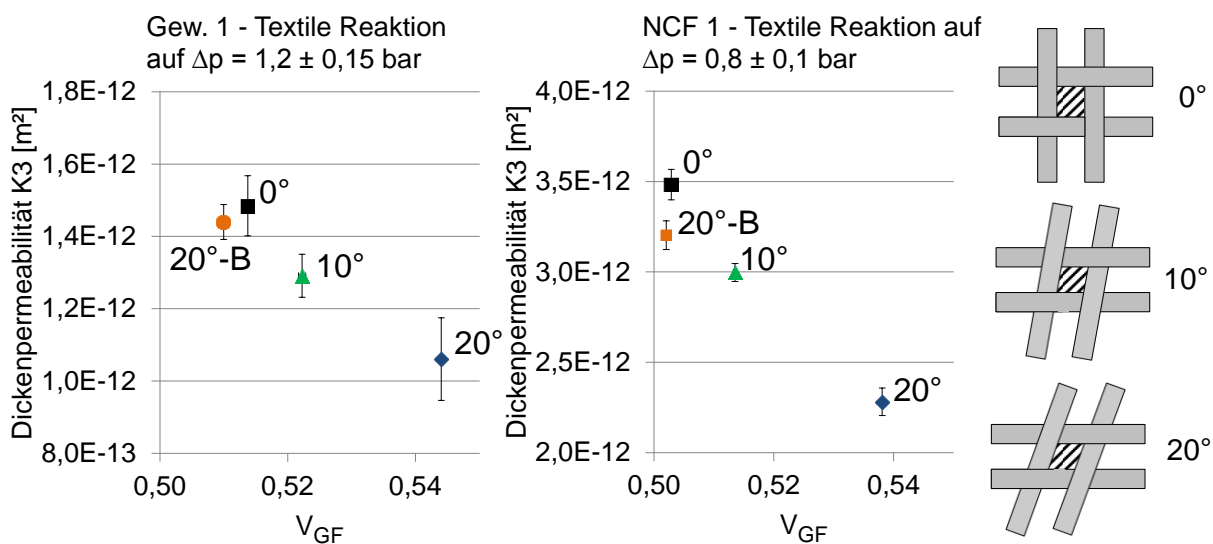


Abbildung 4.26: Einfluss von Scherung auf das transversale Imprägnierverhalten

Neben der Änderung der Garnorientierungen gibt es auch Garndeformationen. Bei einem Textil das bereits soweit geschert ist, dass sich benachbarte Garne berühren, kann jede weitere Scherung nur durch eine Verringerung der Garnbreite erfolgen [18]. Wird das Material zurückgeschert, bleibt diese Garndeformation teilweise erhalten, wodurch die Fließkanäle zwischen den Garnen vergrößert sind. Dieser Effekt wurde untersucht indem Gew. 1 und NCF 1 zum maximalen Scherwinkel und zurück zu 0° geschert wurden. Der maximale Scherwinkel (Gew. 1: 45° , NCF 1: 50°) ist erreicht, wenn eine weitere Scherung zu Faltenbildung führt und das Material somit nicht mehr zweidimensional vorliegt. Abbildung 4.27 zeigt entsprechende Mikroskopaufnahmen auf denen die Garndeformationen und die so entstehenden Fließkanäle zu erkennen sind. In beiden Fällen liegt die Dickenpermeabilität der rückgescherten

Probe über der unbehandelten Referenz (Gew. 1: + 30 % bei $\Delta p = 0,9$ bar; NCF 1: + 28 % bei $\Delta p = 0,9$ bar). Diese Ergebnisse zeigen die Auswirkungen des Handlings – oft entsteht bei der Materialablage Scherung, die wieder zurechtgeschoben werden muss. Andererseits ließe sich eine gezielte ebene Scherung und Rückscherung in viele Preforming-Konzepte einbauen. Der Aufwand rechtfertigt sich aber wohl nur, wenn die vollständige Imprägnierung ohne die gesteigerte Dickenpermeabilität nicht erreicht würde. Zudem müssten die Auswirkungen der Strukturveränderungen (mehr harzreiche Makroporen) auf die mechanische Performance untersucht werden.

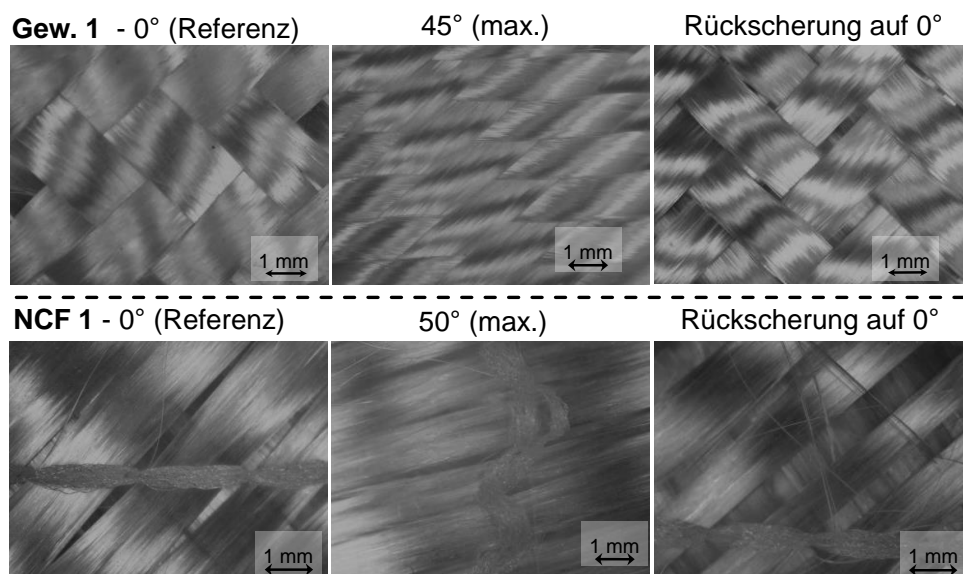


Abbildung 4.27: Mikroskopaufnahmen von Gew. 1 und NCF 1 ohne Scherung und bei Scherung zu maximalem Scherwinkel mit anschließender Rückscherung auf 0°

Die Ergebnisse zeigen klar, dass Scherung das Imprägnierverhalten verschlechtert. Wird die Kavitätshöhe nicht auf die Materialverdichtung angepasst, wird die Dickenpermeabilität stark reduziert.

4.3.4 Vorkompaktierung

Vom Zeitpunkt der Materialherstellung bis zur Imprägnierung kommt es zu Kompaktierung des Materials. Diese entsteht oft undefiniert, beispielsweise durch ungestützte Lagerung der Textilrolle und entsprechender Kompaktierung auf der Unterseite durch Eigengewicht oder durch das Handling beim Aufbau eines Laminats. Beim Bindern oder Nähen sowie beim Aufrollen unter Spannung kommt es zu weiteren Kompaktierungsvorgängen, welche zwar reproduzierbar sind sich aber dennoch

stark auf das Materialverhalten auswirken. So konnte bei Kompaktierungsuntersuchungen mit dem trockenen Gew. 1 (10 Lagen) auf der Universalprüfmaschine ein Rückgang des Kompaktierungswiderstands von Zyklus zu Zyklus gemessen werden. Um einen V_F von 55 % zu erreichen waren beim ersten Zyklus 1,02 bar und beim fünften nur noch 0,15 bar nötig. Der Effekt stagnierte: Der Unterschied zwischen Zyklus 1 und 2 betrug - 68 % während er bei Zyklus 4 und 5 nur - 18 % betrug.

Demnach könnten definierte Kompaktierungszyklen vor der Imprägnierung die Reproduzierbarkeit des Materials im Prozess verbessern. Um dies zu verifizieren wurde eine unbehandelte Referenz der Textilien mit Proben verglichen, welche 15-mal auf die im späteren Tränkungsversuch verwendete Kavitätshöhe kompaktiert wurden (Haltezeit 2 min). Abbildung 4.28 zeigt die textile Reaktion auf unterschiedliche Druckgradienten sowohl für die drei unbehandelten Referenzproben als auch für die fünf vorkompaktierten Proben. Während von den drei Kurven der Referenz eine ganz klar von den anderen abweicht und damit einen Ausreißer bildet, liegen die Kurven der fünf vorbehandelten Proben sehr nahe bei einander. Die Reproduzierbarkeit des Materialverhaltens konnte demnach tatsächlich verbessert werden.

Ein weiterer aus dem Stand der Technik bekannter Effekt lässt sich ebenfalls beobachten. Die vorkompaktierten Proben zeigen beim gleichen Druck höhere V_{GF} . So beträgt der V_{GF} der unbehandelten Proben bei einer Druckdifferenz von 4 bar im Mittel 51,2 %, während er bei den vorkompaktierten Proben im Mittel bei 52,4 % liegt. Der Kompaktierungswiderstand wurde demnach reduziert. Dieser Effekt könnte bspw. bei Prozessen mit limitiertem Kompaktierungsdruck (VARI) genutzt werden um höhere V_{GF} zu erreichen. Weiterhin zeigen die vorkompaktierten Proben beim Gew. 1 eine höhere Dickenpermeabilität (+ 11 % bei $\Delta p = 1$ bar), obwohl der Porenraum durch den reduzierten Kompaktierungswiderstand erhöht ist - ein sehr wünschenswerter Effekt. Das verstärkte Nesting ist auch hier ursächlich für die Reduktion des Kompaktierungswiderstands und reduziert abermals die für die Dickenpermeabilität ungünstige Garndeformation (vgl. Kapitel 4.2.1, Abbildung 4.14). In Abbildung 4.28 ist aber auch zu sehen, dass beispielsweise bei 4 bar Druckabfall schließlich der Effekt der Gesamtkompaktierung überwiegt und die Dickenpermeabilität der vorkompaktierten Proben niedriger ist.

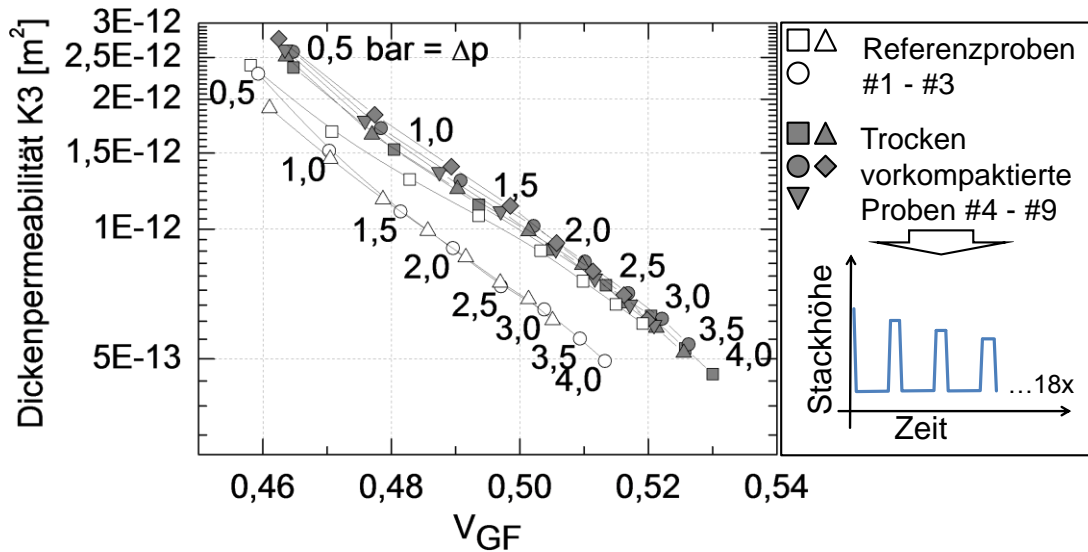


Abbildung 4.28: Einfluss von Vorkompaktierung auf das transversale Imprägnierverhalten von Gew. 1

Für das NCF 1 wurden entsprechende Vergleiche durchgeführt (vgl. Abbildung 8.5 im Anhang). Auch hier zeigten die vorkompaktierten Stapel eine stärkere hydrodynamische Kompaktierung. Bei etwa 1,2 bar Druckabfall lag V_{GF} bei 48,0 % (vorkompaktiert) bzw. 46,6 % (nicht vorkompaktiert). Die Vorkompaktierung hat den Kompaktierungswiderstand reduziert. Wie bereits erläutert dominieren bei Biaxialgelegenen Garndeformationen und nicht Nestingeffekte. Daher führt die Porenraumreduktion infolge der Vorkompaktierung zu einer deutlichen Dickenpermeabilitätsreduktion (-88 % bei ca. 1,2 bar Druckabfall).

Insgesamt reduziert die Vorkompaktierung also den Kompaktierungswiderstand, was vor allem bei hohen Drücken eine Dickenpermeabilitätsreduktion verursacht.

Preforming hat damit in all seinen Aspekten einen sehr großen Einfluss auf das transversale Imprägnierverhalten und kann dieses entscheidend verändern. Damit stellt es sich gleichzeitig als ausgezeichnetes Mittel zur gezielten Beeinflussung des transversalen Imprägnierverhaltens dar.

Zusammenfassend zeigt die Parameterstudie zahlreiche Einflüsse von Prozess-, Material-, und Preformingparametern auf das transversale Imprägnierverhalten auf. Eine Zusammenstellung der Messergebnisse ist in Anhang E zu finden. Diese werden in Kapitel 5 zu Richtlinien zusammengefasst.

5 Richtlinien für transversale Imprägnierprozesse

Ziel dieses Kapitels ist es, die in der Parameterstudie gewonnenen Erkenntnisse in Richtlinien, die industriell zur Prozessauslegung oder Materialauswahl nutzbar sind, zu überführen. Weiterhin wird die Transferierbarkeit der Ergebnisse auf andere Prozess- und Materialbedingungen evaluiert. Abschließend werden die Richtlinien an einem Anwendungsbeispiel validiert.

5.1 Definition der Richtlinien für Prozessgestaltung, Textilparameter und Preformingtechnologie

In Kapitel 4 wurden detailliert Einflüsse verschiedener Parameter auf das transversale Imprägnierverhalten untersucht. Aus den Betrachtungen zum textilen Kompaktierungs- und Dickenpermeabilitätsverhalten in Kapitel 2.4 sowie den Ergebnissen der Parameterstudie ergibt sich, dass die textile Permeabilität durch fünf Basisparameter bestimmt wird: Porengehalt, Fließkanäle, Turtuosität, Homogenität der Faserverteilung und Nesting. Für eine kurze Imprägnierzeit ist die Erzeugung der folgenden Basisparameterveränderungen vorteilhaft:

- Erhöhung des Porengehaltes
- Schaffung von Fließkanälen in Strömungsrichtung
- Reduktion der Turtuosität vorhandener Fließkanäle
- Erhöhung der Homogenität der Faserverteilung (vgl. Kapitel 4.1.1)
- Reduktion von Garndeformation (-verbreiterung) durch Nesting³⁴

Wichtig ist, dass diese Veränderungen der Basisparameter bei Durchströmung auch erhalten bleiben müssen. Anhand der Basisparameter werden nachfolgend Gestaltungsrichtlinien für transversale Imprägnierprozesse, dabei eingesetzte Textilien sowie Preformingprozesse definiert. Durch Betrachtung der Auswirkungen auf die Basisparameter können auch Einflussparameter evaluiert werden, die im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet wurden. Alle in der Parameterstudie beschriebenen Ein-

³⁴ Hier ergibt ein wechselhafter Effekt. Die Permeabilitätsstudie zeigte, dass eine Substitution von Garndeformation durch Nesting die Permeabilität erhöht. Eine Steigerung des Nestings wird aber immer zu einer Reduktion des Kompaktierungswiderstands führen, so dass der permeabilitätssteigernde Effekt an einem bestimmten Punkt durch den permeabilitätssenkenden Effekt der Porenraumreduktion kompensiert wird. Außerdem können durch Nesting Fließkanäle verschlossen werden. Ob die gezielte Erzeugung von Nesting vorteilhaft ist oder nicht ist daher Textil- und Prozessabhängig.

flussparameter wirken sich auf einen dieser Basisparameter aus. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass jede Parametervariation hinsichtlich ihres Einflusses auf diese Basisparameter geprüft werden muss, um den Einfluss auf das transversale Imprägnierverhalten abzuschätzen. Dabei können bei transversaler Imprägnierung mehrere Effekte gleichzeitig auftreten. Beispielsweise führt eine Vernähung zu Porenraumreduktion aber auch zu einer Verringerung der Tortuosität und zur Vergrößerung von Fließkanälen. Welcher der Basisparameter letzten Endes dominiert hängt von deren jeweiligen Ausprägung ab.

Es wurde für jede der Parameterkategorien (Prozess, Textil und Preforming) eine eigene Ergebnistabelle (Tabelle 5.1, Tabelle 5.2 und Tabelle 5.3) erarbeitet. Die linke Spalte zeigt jeweils den Parameter dessen Einfluss dargestellt werden soll. Die beiden letzten Spalten zeigen die für den Anwender relevanten Auswirkungen auf das transversale Imprägnierverhalten. Dieses wird definiert durch die resultierende Dickenpermeabilität K_3 und die auftretende hydrodynamische Kompaktierung ϵ_{Hydro} . Es wird dargestellt ob der Parameter, wenn er gesteigert oder angewendet wird, eine Erhöhung (\blacktriangle) oder Senkung (\blacktriangledown) von K_3 bzw. ϵ_{Hydro} bewirkt, oder ob er keinen Einfluss hat (\bullet). Die mittleren Spalten zeigen wie sich der betrachtete Parameter auf die einzelnen Basisparameter auswirkt, wenn er gesteigert oder angewendet wird. Der Einfluss kann entweder vernachlässigbar/unklar (\circ), erhaltend/steigernd (\uparrow) oder senkend (\downarrow) sein. Teilweise beeinflussen Parameter einzelne Basisparameter so, dass die Wirkung auf K_3 und ϵ_{Hydro} entgegengesetzt ist. Daher ist derjenige Basisparameter der letztlich dominiert jeweils hervorgehoben (\uparrow/\downarrow). Für eine tiefergehende Betrachtung wird auf Kapitel 4 verwiesen, in dem die Ergebnisse zu den einzelnen Parametern beschrieben werden.

Der Ansatz soll zunächst durch ein Beispiel verdeutlicht werden. In Tabelle 5.1 sind die Auswirkungen der prozessbezogenen Parameter zusammengefasst. Als erster Parameter ist der Injektionsdruck genannt. Wird dieser gesteigert, führt dies zu einer deformationsbedingten Reduktion des Porengehalts. Auch nehmen durch den zunehmenden Differenzdruck die V_F -Heterogenität und Nesting-Effekte zu. Die Versuche haben gezeigt, dass die Porenraumreduktion im Vergleich den größten Einfluss auf K_3 hat – dieser Effekt ist daher als dominant markiert. In den letzten beiden Spalten ist zu sehen, dass die Steigerung des Injektionsdrucks letztlich eine K_3 -Reduktion und eine Zunahme der hydrodynamischen Kompaktierung bewirkt.

Tabelle 5.1: Auswirkungen prozessbezogener Parameter auf das transversale Imprägnierverhalten als Richtlinien für die Prozessgestaltung

Prozesseinflüsse ¹		Einfluss auf Basisparameter ²					Transversale Imprägnierung	
Parameter		Poren- gehalt	Fließ- kanäle	Turtu- osität	Hetero- genität	Nes- ting	K3 ³	ϵ_{Hydro} ³
Injektionsdruck	↑	↓	○	○	↑	↑	▼	▲
Volumenstrom	↑	↓	○	○	↑	↑	▼	▲
Zyklische Druck- bedingungen	↑	↓	○	○	↑	↑	▼	▲

¹↑ - gesteigert oder angewandt
²↑ - erhaltend/steigernd, ↓ - senkend, ○ - kein klarer/relevanter Einfluss
 ↑↓ - dominante(r) Effekt(e) für K3
³K3 - resultierende Dickenpermeabilität, ϵ_{Hydro} - hydrodynamische Kompaktierung
 (▲ - höher, ▼ - geringer, ● - kein klarer Einfluss)

In Tabelle 5.2 wurden die Informationen zu den textilbezogenen Einflüssen zusammengefasst.

Tabelle 5.2: Auswirkungen textilbezogener Parameter auf das transversale Imprägnierverhalten als Richtlinien für die Textilauswahl/ -auslegung

Textileinflüsse ¹		Einfluss auf Basisparameter ²					Transversale Imprägnierung	
Parameter		Poren- gehalt	Fließ- kanäle	Turtu- osität	Hetero- genität	Nes- ting	K3 ³	ϵ_{Hydro} ³
Lagenzahl	↑	↓/○	○		○	↑	▲	▲/●
Alternierende Orientierung 0°/45° (Gewebe)	↑	↑	○	○	○	↓	▼	▼
Alternierende Orientierung 0°/90° (Gelege)	↑	○/↓	○	↑	○	↑	▼	●/▲
Garntiter	↑	↓	↑	○	○	↑	▲	▲
Stichlänge	↑	↑	↓	○	○	↓	▲	▼
Leinwand statt Körper	↑	↓	○	○	○	↑	▼	▲
Materialmix- Anguss: weich, K3 rel. niedrig Auslass: hart, K3 rel. hoch	↑	↓	○	○	↓	○	▲	▲

¹↑ - gesteigert oder angewandt
²↑ - erhaltend/steigernd, ↓ - senkend, ○ - kein klarer/relevanter Einfluss
 ↑↓ - dominante(r) Effekt(e) für K3
³K3 - resultierende Dickenpermeabilität, ϵ_{Hydro} - hydrodynamische Kompaktierung
 (▲ - höher, ▼ - geringer, ● - kein klarer Einfluss)

In Tabelle 5.3 sind die Richtlinien zur Nutzung der Preformingtechnologie zu finden.

Tabelle 5.3: Auswirkungen preformingbezogener Parameter auf das transversale Imprägnierverhalten als Richtlinien für die Anwendung von Preformingtechnologien

Parameter	Preformingeinflüsse ¹	Einfluss auf Basisparameter ²					Transversale Imprägnierung	
		Poren- gehalt	Fließ- kanäle	Turtu- osität	Hetero- genität	Nes- ting	K3 ³	ϵ_{Hydro} ³
Binder nicht akti- viert	↑	↓/↑	○	○	○	↓	▼/▲	▼
Binder aktiviert	↑	↓	○	○	○	○	▼	▼
Nähen	↑	↓	↑	↓	○	○	▲	▲/▼
Tuften	↑	↓	↑	↓	○	○	▲	●/▼
Perforieren	↑	○	○/↑	○/↓	○	○	●/▲	●
Scheren	↑	↓	↓	○	○	↓	▼	▼
Scheren & Rückscheren	↑	○	↑	○	○	○	▲	●
Vorkompaktieren	↑	↓	○	○	○	↑	▲/▼	▲

¹ ↑ - gesteigert oder angewandt

² ↑ - erhaltend/steigernd, ↓ - senkend, ○ - kein klarer/relevanter Einfluss

↑↓ - dominante(r) Effekt(e) für K3

³ K3 - resultierende Dickenpermeabilität, ϵ_{Hydro} - hydrodynamische Kompaktierung
(▲ - höher, ▼ - geringer, ● - kein klarer Einfluss)

Auf Basis dieser Richtlinien kann das transversale Imprägnierverhalten bereits bei der Bauteilauslegung, der Textilauswahl und beim Prozessdesign berücksichtigt werden. Wurden die erforderlichen mechanischen Kennwerte festgelegt, kann zunächst die textilbezogene Richtlinie herangezogen werden, um performanceneutrale Verbesserungen im Imprägnierverhalten umzusetzen (beispielsweise bei der Auswahl des Flächengewichts und der Lagenanzahl).

Anschließend können basierend auf Materialuntersuchungen die Prozessparameter zielorientiert definiert werden (z. B. durch Auswahl des korrekten strömungsoptimalen Injektionsdrucks). Dazu kann auch auf das in Kapitel 3.6 vorgestellte Simulationsmodell zurückgegriffen werden, welches eine erste Annäherung erlaubt.

Treten im Prozess Probleme auf, oder entspricht das Fließbild nicht den Erwartungen, können die Preforming-Richtlinien angewendet werden, um nachzusteuern.

Allgemein muss bei der Anwendung der Richtlinien berücksichtigt werden, dass sie eine nutzerorientierte Vereinfachung von sehr komplexen Zusammenhängen darstel-

len. Daher sollte immer eine ganzheitliche Betrachtung erfolgen, da nicht jeder Einzelfall durch sie abgebildet werden kann. Die Gültigkeit der Richtlinien soll deshalb im nächsten Kapitel durch die Evaluation der Transferierbarkeit der Versuchsergebnisse auf andere Prozess- und Materialkonfigurationen diskutiert werden.

5.2 Evaluation der Transferierbarkeit auf weitere Prozess- und Materialbedingungen

Die Ergebnisse der Parameterstudie zeigen, dass schon kleinste Variationen große Auswirkungen auf das transversale Imprägnierverhalten haben. Dies muss beim Transfer auf andere Bedingungen berücksichtigt werden. Zwei Hauptfälle lassen sich dabei unterscheiden:

- Der Transfer von Ergebnissen zur Abschätzung von relativen Veränderungen
- Der Transfer von Ergebnissen zur Abschätzung von Absolutwerten

Bezüglich des ersten Falles gilt, dass die Parametervariationen immer die gleichen Auswirkungen auf die in Kapitel 5.1 genannten Basisparameter haben, so dass eine fundierte Abschätzung erfolgen kann. Allerdings muss deshalb das Ergebnis nicht das Gleiche sein, da der dominierende Basisparameter wechseln kann. Dies hängt vor allem vom initialen Textilzustand ab. Weist beispielsweise ein Textil zunächst sehr wenig Makrofließräume auf (z. B. eine gewickelte Faserstruktur) dann wird beispielsweise die Vernähung einen sehr viel größeren Effekt haben als wenn vorhandene Fließkanäle (z. B. Gelege) bereits das Imprägnierverhalten dominieren. In allen Fällen erfolgt aber eine Fließkanalbildung (Dickenpermeabilitätssteigerung) sowie durch den Nähfaden eine Porenraumreduktion (Dickenpermeabilitätsreduktion).

Mit Geweben und Gelegen sind in der vorliegenden Arbeit bereits zwei industrielle Hauptfälle abgedeckt. Da das Imprägnierverhalten maßgeblich durch die generelle Textilstruktur bestimmt wird, kann davon ausgegangen werden, dass allgemeine, qualitative Tendenzen auch auf andere Gewebe/Gelege übertragbar sind. So werden Gewebe tendenziell stärker durch Nesting/Garndeformation beeinflusst als Gelege, bei denen die Fließkanäle durch die Verwirrung erhalten bleiben. Allerdings muss beachtet werden, dass die Textilarchitektur bei Absolutwerten zu sehr großen Differenzen führt. So können sich beispielsweise $\pm 45^\circ$ und $0/90^\circ$ Biaxialgelege in ihrem

Verhalten unterscheiden, da die Verwirkung immer in Produktionsrichtung (0°) erfolgt, wodurch mikrostrukturelle Unterschiede entstehen [17].

Um nun im Anwendungsfall die Übertragbarkeit auf ein anderes Textil zu evaluieren, sollte zunächst untersucht werden wie sich dieses von den in dieser Arbeit untersuchten Textilien unterscheidet (z. B. hinsichtlich des Garntiters). Daraus lassen sich durch Betrachtung der Basisparameter bereits die wahrscheinlichen Differenzen im transversalen Imprägnierverhalten abschätzen.

Weiterhin basieren die Richtlinien auf Messungen bei Drücken < 5 bar. Bei höheren Drücken kann der dominierende Grundeffekt ebenfalls wechseln. Allerdings stagnieren die meisten Effekte stark, so dass davon auszugehen ist, dass die Aussagen auch über den Messbereich hinaus eine qualitative Gültigkeit besitzen.

Die Versuche wurden außerdem mit einem Rapsöl durchgeführt. Es unterscheidet sich hinsichtlich der Oberflächenspannung und ggf. auch der chemischen Reaktion mit dem Faserfinish von reaktiven Harzsystemen. Die generelle Übertragbarkeit der Versuche mit dem in dieser Arbeit genutzten Rapsöl auf reale RTM-Prozesse wurde aber bereits nachgewiesen [146, 162].

Eine qualitative Übertragung auf andere Prozess- und Materialbedingungen kann daher erfolgen.

Der zweite Fall, eine Übertragung von Absolutwerten, ist aber nur sehr begrenzt aussagekräftig. Die quantitativen Auswirkungen sind schlichtweg zu komplex für eine Vorhersage. Daher sollte für die Ermittlung von Absolutwerten auf die in Kapitel 3.3 erläuterten Messmethoden zurückgegriffen werden, welche die prozessorientierte Untersuchung des transversalen Imprägnierverhaltens erlauben.

5.3 Validierung an einem Anwendungsbeispiel

Die Richtlinien sollen abschließend an einem Anwendungsbeispiel validiert werden. Dazu wird zunächst ein Standardlagenaufbau betrachtet, der dann entsprechend der in Kapitel 5.1 definierten Richtlinien optimiert wird. Der Standardaufbau ist in Abbildung 5.1 (links) grafisch dargestellt. Der Einsatz eines solchen symmetrischen Lagenaufbaus mit mittigem UD-Gurt ist beispielsweise als automobiles Strukturbauteil denkbar.

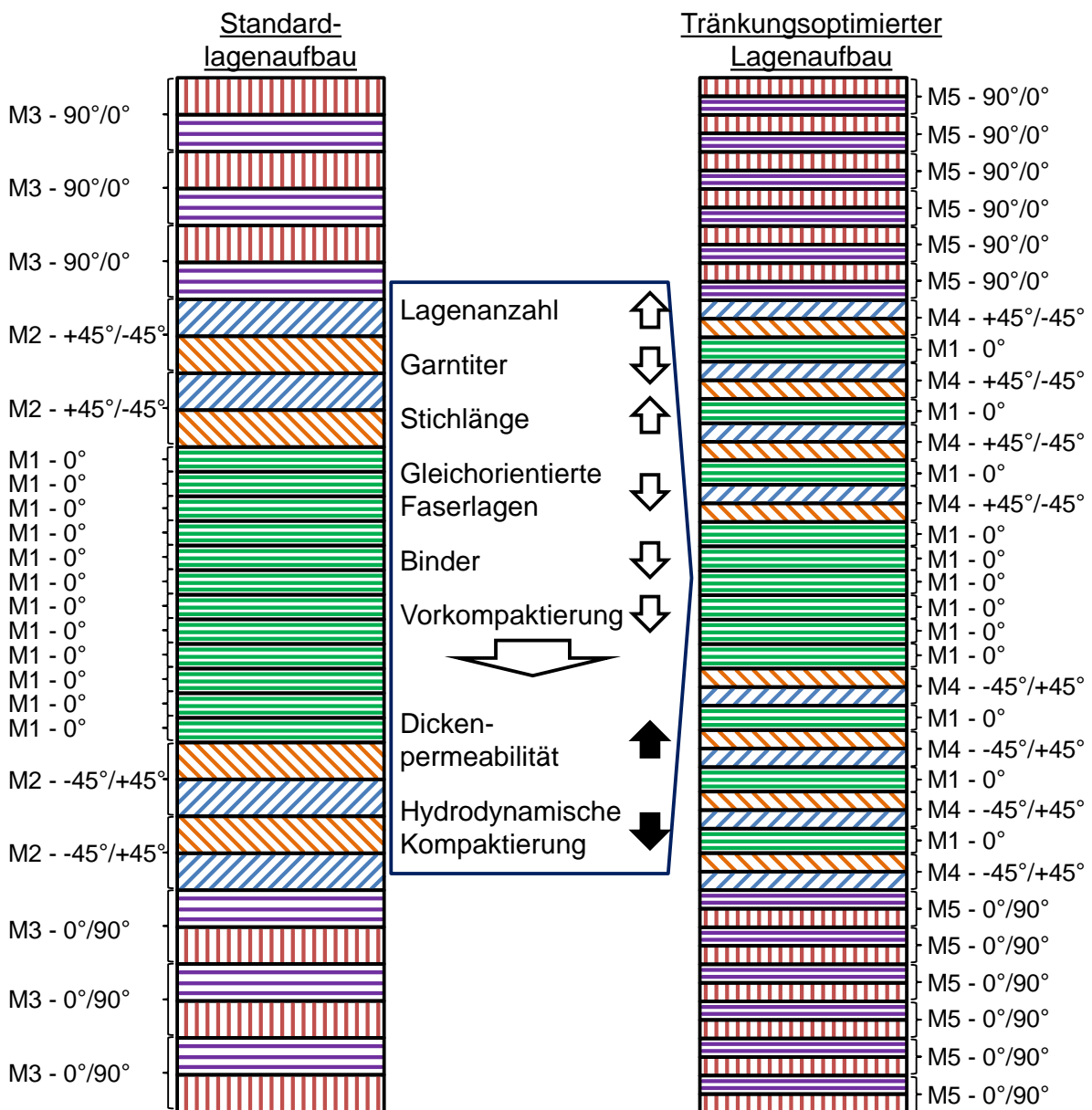


Abbildung 5.1: Prozessorientierte Verbesserung des transversalen Imprägnierverhaltens eines Lagenaufbaus entsprechend der entwickelten Richtlinien

Innerhalb des Standard-Lagenaufbaus kommen die in Tabelle 5.4 aufgeführten Materialien M1, M2 und M3 zum Einsatz:

Tabelle 5.4: Materialeigenschaften der im Lagenaufbau genutzten Textilien

Textil/ Hersteller- bezeichnung	Spezifikation	Richtung	Flächengewicht	Titer
			Einzellage	
			[g/m ²]	[tex]
M1 Sigmatex DV5971000	Kohlenstofffaser (5 µm) UD-Gewebe (Leinwand)	0°	200	1030
		90° ¹	9	22
M2 SGL HPT 610 C45	Kohlenstofffaser (7 µm) Biaxialgelege (Franse-Bindung)	45°	300	530 ³
		- 45°	300	530 ³
		Nähfaden ²	6	7,6
M3 SGL HPT 610 C090	Kohlenstofffaser (7 µm) Biaxialgelege (Trikot-Bindung)	0°	300	1089 ⁴
		90°	300	810 ³
		Nähfaden ²	7	7,6
M4 SGL HPT 300 C45	Kohlenstofffaser (7 µm) Biaxialgelege (Franse-Bindung)	45°	145	267 ³
		- 45°	145	267 ³
		Nähfaden ²	6	7,6
M5 SGL HPT 300 C090	Kohlenstofffaser (7 µm) Biaxialgelege (Trikot-Bindung)	0°	145	614 ⁴
		90°	145	483 ³
		Nähfaden ²	7	7,6

¹ Material: 11x2 White E-Glass

² Material: PES; Nähfeinheit (gemessen): 6,0 /Zoll (M2, M4 und M5), 7,0 /Zoll (M3); Stichlänge (gemessen): M2_2,5 mm, M3_2,7 mm, M4_2,6 mm, M5_3,3 mm

³ Titer der durch Verwirkung entstehenden Garne. Näherungsweise berechnet aus Flächengewicht und Stichlänge (vgl. Tabelle 3.4)

⁴ Titer der durch Verwirkung entstehenden Garne. Näherungsweise berechnet aus Flächengewicht und Nähfeinheit, welche die 0°-Garntiter bei Franse-Bindung definiert.

Zur Verbesserung des transversalen Imprägnierverhaltens müssen zunächst die durch den Prozess gegebenen Randbedingungen geklärt werden. Es soll von einem ARTM Prozess (vgl. Kapitel 2.1.1) ausgegangen werden, bei dem der Lagenaufbau vor Harzinjektion fast unkomprimiert im Werkzeug liegt. Daraus lässt sich ableiten, dass ein starker Fokus darauf liegen muss den Widerstand des Textils gegen hydrodynamische Kompaktierung zu minimieren, während gleichzeitig die Dickenpermeabilität maximiert werden soll. Dabei sollen das Gesamtflächengewicht der Kohlenstofffasern und auch deren Verteilung auf die verschiedenen Orientierungswinkel unverändert bleiben. Auch die Symmetrie soll weiterhin gegeben sein. Um dies zu erreichen wird der Lagenaufbau wie folgt verändert (vgl. Abbildung 5.1, rechts):

- Entsprechend der Richtlinien führt eine Steigerung der Lagenanzahl bei Konstanz aller anderen Parameter zu einer Steigerung der Dickenpermeabilität. Die Lagen von M2 bzw. M3 werden daher durch die jeweils doppelte Anzahl an La-

- gen von M4 bzw. M5 (vgl. Tabelle 5.4) ersetzt.³⁵ Da bei diesen Materialien keine Faserlagen mit gleicher Orientierung aneinander grenzen ist kein stärkeres Nesting zu erwarten, welches zu stärkerer hydrodynamischer Kompaktierung führen könnte.
- Geringere Titer und größere Stichlängen erhöhen stark den Widerstand gegen hydrodynamische Kompaktierung. Da ein nur sehr gering vorkompaktierter Lagenaufbau imprägniert werden soll, wird in diesem Fall davon ausgegangen, dass die Verhinderung von hydrodynamischer Kompaktierung für eine schnelle Imprägnierung von größerer Bedeutung ist als eventuelle Effekte auf die Dickenpermeabilität. Daher soll dieser Effekt genutzt werden, auch wenn größere Titer und mehr Einstiche bei gleichem V_F die Dickenpermeabilität verbessern können. M4 und M5 weisen dementsprechend bezogen auf die einzelnen Faserlagen jeweils geringere Titer und zudem größere Stichlängen als M2 und M3 auf. M5 hat außerdem eine geringere Nähfeinheit als M3, was bei der 0° -Lage einer Vergrößerung der Stichlänge entspricht.
 - Ein UD-Textil wurde im Rahmen der Studie nicht untersucht, weshalb Ähnlichkeiten zu den betrachteten Textilien evaluiert werden müssen. Auch wenn das UD-Textil aufgrund seiner Herstellungsart einem Gewebe entspricht, ist davon auszugehen, dass es hinsichtlich des Imprägnierverhaltens einem Gelege ähnlicher ist, da die Kohlenstofffasern nicht onduliert sind und der sehr viel kleiner dimensionierte Schussfaden rein dem Zusammenhalt dient und wie bei einem Gelege die Fließkanäle offen hält. Die Richtlinien definieren für Gelege einen negativen Einfluss gleichorientierter, benachbarter Faserlagen da Fließkanäle verdeckt werden und das Nestingpotenzial zunimmt. Die durch mehr Nesting erreichbare Substitution von Garndeformation hat bei Gelegen im Vergleich zu Geweben kaum einen positiven Effekt, da die Verwirkung die Fließkanäle ohnehin offen hält. Deshalb dominiert der Umstand, dass durch mehr Nesting der Gesamt- V_F steigt. Insgesamt sollten bei Gelegen daher gleichorientierte, benachbarte Faserlagen vermieden werden. Es wird angenommen, dass dies auch hier gilt. Deshalb werden einige der UD-Lagen zwischen den M4-Lagen positioniert um die Anzahl von $0^\circ/0^\circ$ Grenzlagen von elf auf fünf zu reduzieren.

³⁵ Da M4 und M5 nicht exakt das Doppelte wiegen wie M2 und M3 ist das Gesamtflächengewicht der Kohlenstofffasern des optimierten Stapels 2,4 % kleiner. Dies wird bei der Festlegung der Kavitätshöhe für den späteren Versuch berücksichtigt, damit tatsächlich der gleiche initiale V_{CF} gegeben ist.

- Die Richtlinien geben eine Minimierung des Binderanteils vor, da Binder die Dickenpermeabilität durch Porenraumreduktion stark minimiert. Um durch die größere Lagenanzahl keine Nachteile zu erhalten wird daher zwischen jeder Lage statt Bindervlies (Spunfab®) mit 12 g/m² eines mit 6 g/m² verwendet.
- Weiterhin belegen die Richtlinien, das Vorkompaktierung bei Gelegen zu einer stärkeren hydrodynamischen Kompaktierung und damit einer Reduktion der Dickenpermeabilität führt. Deshalb wird der Binder statt bei einem Druck von 5 bar nur bei 1 bar aktiviert (jeweils 90 °C, 30 min)

Je drei Proben der Lagenaufbauten wurden beim identischen, initialen Kohlenstofffaservolumengehalt (V_{CF}) von 44,9 % mit der in Kapitel 3.4.1 definierten Vorgehensweise gemessen, um die textile Reaktion auf definierte Druckdifferenzen (1,0 bis 4,0 bar, jeweils $\pm 0,05$ bar) zu untersuchen. Abbildung 5.2 zeigt die Ergebnisse.

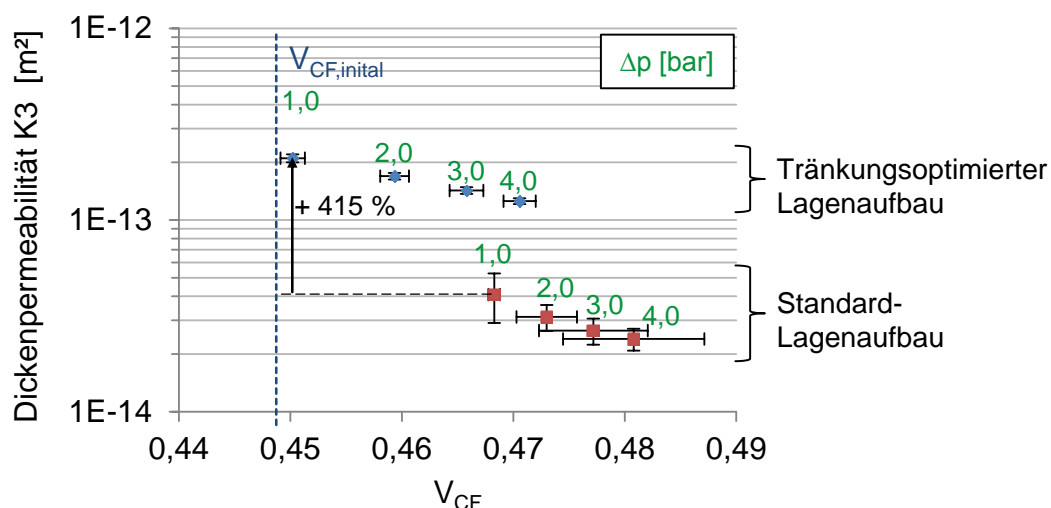


Abbildung 5.2: Transversales Imprägnierverhalten von Standardlagenaufbau und tränkungsoptimiertem Lagenaufbau bei unterschiedlichen Druckdifferenzen

Die hydrodynamische Kompaktierung fiel beim tränkungsoptimierten Lagenaufbau sehr viel geringer aus und infolge dessen war die Dickenpermeabilität im gesamten Messbereich höher als beim Standardlagenaufbau (+ 415 % bei $\Delta p = 1,0$ bar). Gleichzeitig führte das hohe Nestingpotenzial der UD-Lagen beim Standardlagenaufbau zu hoher Variation bei der hydrodynamischen Kompaktierung. Die Anwendung der Richtlinien war damit erfolgreich. Wichtig ist dabei aber vor allem, dass bei der Anwendung der Richtlinien die Prozessrandbedingungen (hier die geringe Vorkompaktierung) mit in Betracht gezogen wurden.

6 Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit war es Einflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten textiler Verstärkungsstrukturen umfassend zu untersuchen, um sie von Risiken für Prozesseffizienz und –robustheit in Chancen für eine Prozessoptimierung weiterzuentwickeln.

Um die Voraussetzungen zur Zielerreichung zu schaffen, wurde ein neues Messsystem entwickelt, welches die textile Reaktion auf eine Durchströmung bei definierten Strömungsbedingungen erfasst. Dabei werden sowohl die Dickenpermeabilität als auch die strömungsinduzierte Kompaktierung gemessen. Es konnte nachgewiesen werden, dass die Messung insgesamt nicht-invasiv ist und der inhärente Messfehler der Dickenpermeabilitätsmessung bei unter $\pm 4\%$ liegt. Die Validierung wurde theoretisch und simulativ sowie experimentell durch eine Permeabilitätsreferenzstruktur abgesichert.

Mit dem Messsystem wurde eine Studie zur Untersuchung von Prozess-, Textil- und Preformingeinflüssen auf das transversale Imprägnierverhalten von Textilien durchgeführt. Grundlage waren diverse Glasfasergewebe und -gelege. Bei kontinuierlicher Durchströmung mit verschiedenen Druckdifferenzen zwischen 0,5 und 4,0 bar, zeigte sich eine klare hydrodynamische Textilkompaktierung. Der initiale Faservolumengehalt stieg mit zunehmendem Injektionsdruck um bis zu 7,5 Prozentpunkte, wodurch die Dickenpermeabilität um bis zu 80 % sank. Es wurde nachgewiesen, dass aufgrund dieser Kompaktierung die durch eine Steigerung des Injektionsdrucks erreichbare Fließgeschwindigkeitserhöhung stagniert. Der Effekt ist so stark, dass er teilweise zu einer Reduktion der Fließgeschwindigkeit mit erhöhtem Injektionsdruck führt. Damit konnte gezeigt werden, dass die Wahl des Prozessfensters einen erheblichen Einfluss auf die Prozesseffizienz hat und dass eine Injektionsdrucksteigerung zur Verkürzung der Zykluszeit bei transversaler Imprägnierung ein limitierter Lösungsansatz ist.

Es konnte weiterhin gezeigt werden, dass bei einer transversalen Durchströmung, neben der Gesamtkompaktierung des Lagenaufbaus, auch eine Heterogenisierung der Porenraumverteilung auftritt, welche ebenfalls eine Dickenpermeabilitätsreduktion verursacht. Auch wenn die Vorkompaktierung im Werkzeug nicht überschritten

wird und der Gesamfaservolumengehalt konstant bleibt, kann daher mit zunehmendem Injektionsdruck eine Dickenpermeabilitätsreduktion auftreten. Daher ist es vorteilhaft das transversale Imprägnierverhalten durch Funktionen zu beschreiben welche sowohl den Gesamfaservolumengehalt als auch den Strömungszustand als Variablen beinhalten. In der Studie wurde weiterhin festgestellt, dass die hydrodynamische Kompaktierung bei wiederholter Durchströmung mit steigenden und sinkenden Differenzdrücken steigt. Außerdem hat sich gezeigt, dass das Verhältnis von ungesättigter zu gesättigter Dickenpermeabilität faservolumengehaltsabhängig ist, wobei die gesättigte Dickenpermeabilität höher ist als die ungesättigte. Die Prozessparameterstudie zeigte schließlich auch, dass viskoelastische Effekte im textilen Kompaktierungsverhalten gezielt genutzt werden können. Durch eine schlagartige Erhöhung des Injektionsdrucks bei Imprägnierbeginn können temporär höhere Fließgeschwindigkeiten erreicht werden.

Zur Untersuchungen der Einflüsse aus Textilarchitektur und Preforming wurden Proben hergestellt, welche sich in nur einem Parameter unterschieden. So konnte dessen Einfluss isoliert untersucht werden, indem die textile Reaktion auf einen bestimmten Strömungszustand verglichen wurde. Es zeigte sich, dass bei Geweben eine zunehmende Lagenanzahl, eine einheitliche Lagenorientierung und eine geringere Bindungspunkteanzahl für hohe Fließgeschwindigkeiten vorteilhaft sind. Dabei spielt vor allem Nesting eine große Rolle, welches – sofern es Garndeformationen subsitiuert – vorteilhaft für die Makrofließräume sein kann. Beim NCF waren neben einer zunehmenden Lagenanzahl und einer Gleichorientierung der Lagen vor allem steigende Stichlängen und Garntiter vorteilhaft für eine hohe Fließgeschwindigkeit. Durch die nichtlineare Druckverteilung über die Dicke hat bei Mischaufbauten, aus Materialien unterschiedlicher Dickenpermeabilität und Steifigkeit, auch die Strömungsrichtung einen Einfluss.

Die Studien zum Einfluss von Preforming zeigten vor allem bei der Nähetechnologie ein hohes Potenzial zur Manipulation des Imprägnierhaltens. Durch Vernähung konnte hydrodynamische Kompaktierung verhindert werden und die geschaffenen Fließkanäle führten bspw. beim Tuften zu starken Dickenpermeabilitätssteigerungen von über 100 %. Binder reduziert die Dickenpermeabilität hingegen (um bis zu 50 %). Allerdings konnte gezeigt werden, dass es schon bei niedrigen Differenzdrücken (et-

wa 1,5 bar) vorteilhaft sein kann, ungeschmolzenes Bindervlies zwischen einzelnen Textillagen zu positionieren. Es verhindert dort hydrodynamische Kompaktierung und hält so Fließräume offen. Scherung reduziert die verfügbare Dickenpermeabilität durch Materialverdichtung und in geringerem Maße (Anteil unter 10 %) auch durch geometrische Veränderungen. Der Effekt der Garndeformation bei maximaler Scherung ist aber positiv nutzbar. Bei anschließender Rückscherung auf 0° bleiben die Deformationen teilweise erhalten und führen zu vergrößerten Makrofließkanälen. So kann eine Dickenpermeabilitätssteigerung von ca. 30 % erreicht werden. Es zeigte sich auch, dass trockene Kompaktierungszyklen beim Imprägnierprozess den Kompaktierungswiderstand reduzieren, was zur Erhöhung des Faservolumengehalts genutzt werden kann, wenn nur ein definierter Kompaktierungsdruck zur Verfügung steht (z. B. beim VARI - Prozess).

Die Ergebnisse der Studie wurden schließlich zu allgemeingültigen Richtlinien zusammengefasst, welche darstellen wie durch Variation von Prozess-, Textil- und Preformingparametern das textile Imprägnierverhalten zielorientiert beeinflusst werden kann. Diese Richtlinien wurden um eine Evaluation der Transferierbarkeit auf andere Prozess- und Materialbedingungen ergänzt. Abschließend wurden die entwickelten Richtlinien validiert, indem exemplarisch ein für Strukturbauteile typischer Lagenaufbau anhand der Richtlinien angepasst wurde, um ihn hinsichtlich des transversalen Imprägnierverhaltens zu optimieren. So konnte die Dickenpermeabilität bei einem Druckabfall von 1,0 bar um 415 % gesteigert werden.

Insgesamt können die Erkenntnisse zum transversalen Imprägnierverhalten von Textilien bspw. Prozessentwickler bei der Wahl der Prozessparameter und Textilhersteller bei der Verbesserung ihrer Produkte unterstützen. Durch gezielten Preformingeinsatz können bei mangelhaftem Prozessergebnis kurzfristig Verbesserungen erreicht werden. So können FKV-Herstellungsprozesse robuster und effizienter gestaltet werden. Die Richtlinien bieten hierfür einen schnellen Einstieg. Schließlich sind die Ergebnisse auch im Hinblick auf eine numerische Simulation von Interesse, da eine Möglichkeit zur detaillierten Messung und Beschreibung des Verhaltens gefunden wurde.

7 Literatur

- [1] Lässig, R., Eisenhut, M., Mathias, A., Schulte, R. T., Peters, F., Kühmann, T., Waldmann, T., Begemann, W.: Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen. 2012
- [2] Friedrich, M.: Perspektiven einer automatisierten RTM-Fertigung. In: Wissenschaftstag 2009, Braunschweig, 30. September 2009
- [3] Weyrauch, F., Stadtfeld, H. C., Kissinger, C.: Harzinjektionsverfahren. In: M. Neitzel and P. Mitschang (Hrsg.), Handbuch Verbundwerkstoffe, Carl Hanser Verlag München, 2004
- [4] Hildebrandt, K., Mack, J., Becker, D., Mitschang, P., Medina, L.: Potentiale neuer Matrixpolymere für die FKV-Bauteilfertigung. *Lightweight Design*, Vol. 7, Heft 2, 2013, S. 14-21
- [5] Bhat, P., Merotte, J., Simacek, P., Advani, S. G.: Process analysis of compression resin transfer molding. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 40, Heft 4, 2009, S. 431-441
- [6] Zirn, R.: Anforderungen an die Pressentechnik bei der Produktion von CFK-Karosserieteilen. In: W. Siebenpfeiffer (Hrsg.), *Leichtbau-Technologien im Automobilbau*, Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014
- [7] DE 102010014545 B4. Klug, M., Llorenc, L. D. P., Neumaier, R., Scholler, J.: Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines Komposit-Formteils aus faserverstärktem Kunststoff, 2013
- [8] Loos, A., Rattazzi, D., Batra, R.: A three-dimensional model of the resin film infusion process. *Journal of composite materials*, Vol. 36, Heft 10, 2002, S. 1255-1273
- [9] Michaeli, W., Fischer, K.: Spaltimprägnierverfahren für schnellere Herstellung von Hochleistungsbauteilen. *Lightweight Design*, Vol. 3, Heft 1, 2010, S. 48-54
- [10] AVK (Hrsg.): *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*. 3. Auflage, Springer-Verlag, 2014
- [11] Simacek, P., Advani, S. G., Iobst, S. A.: Modeling flow in compression resin transfer molding for manufacturing of complex lightweight high-performance automotive parts. *Journal of composite materials*, Vol. 42, Heft 23, 2008, S. 2523-2545
- [12] Han, N., Suh, S., Yang, J.-M., Hahn, H.: Resin film infusion of stitched stiffened composite panels. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 34, Heft 3, 2003, S. 227-236
- [13] Brouwer, W., Van Herpt, E., Labordus, M.: Vacuum injection moulding for large structural applications. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 34, Heft 6, 2003, S. 551-558
- [14] Cherif, C.: *Textile Werkstoffe für den Leichtbau*. Springer Verlag, 2011
- [15] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, 2007
- [16] Rieber, G.: Einfluss von textilen Parametern auf die Permeabilität von Multifilamentgeweben für Faserverbundkunststoffe. *IVW Schriftenreihe Band 96*, Kaiserslautern: IVW GmbH, 2011
- [17] Arnold, M.: Einfluss verschiedener Angusszenarien auf den Harzinjektionsprozess und dessen simulative Abbildung. *IVW Schriftenreihe Band 110*, Kaiserslautern: IVW GmbH, 2014

- [18] Arnold, M., Broser, J., Becker, D., Mitschang, P.: Einfluss textiler Herstellungsparameter auf den maximalen Scherwinkel von Glasfasergeweben. *Technische Textilien*, Vol. Heft 3, 2013, S. 94-101
- [19] Weimer, C., Mitschang, P.: Preformverfahren. In: M. Neitzel and P. Mitschang (Hrsg.), *Handbuch Verbundwerkstoffe*, Carl Hanser Verlag München, 2004
- [20] Grieser, T., Mitschang, P.: Kontinuierliches Profil-Preforming für Versteifungsstrukturen. *Lightweight Design*, Vol. 7, Heft 4, 2014, S. 24-29
- [21] Dickert, M., Berg, D., Ziegmann, G.: Influence of binder activation and fabric design on the permeability of non-crimp carbon fabrics. In: *FPCM11*, Auckland, 09.-12.07.2012
- [22] Aranda, S., Klunker, F., Ziegmann, G.: Influence of the binding system on the compaction behaviour of ncf carbon fibre reinforcements. In: *ICCM18*, Jeju, 21.-26.08.2011
- [23] Darcy, H.: *Les Fontaines Publiques de la Ville de Dijon*. Libraire des Corps Imperiaux des Ponts et Chaussées et des Mines, 1856
- [24] Neuman, P.: Theoretical derivation of Darcy's law. *Acta Mechanica*, Vol. 25, Heft 3-4, 1977, S. 153-170
- [25] Zierep, J., Bühler, K.: *Grundzüge der Strömungslehre*. Springer, 2013
- [26] Das, B. M.: *Advanced soil mechanics*. CRC Press, 2013
- [27] Drapier, S., Pagot, A., Vautrin, A., Henrat, P.: 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, Heft 15, 2002, S. 1979-1991
- [28] Bear, J.: *Dynamics of fluids in porous media*. American Elsevier, 1972
- [29] Shojaei, A., Trochu, F., Ghaffarian, S., Karimian, S., Lessard, L.: An experimental study of saturated and unsaturated permeabilities in resin transfer molding based on unidirectional flow measurements. *Journal of reinforced plastics and composites*, Vol. 23, Heft 14, 2004, S. 1515-1536
- [30] Brusckke, M., Advani, S. G.: A finite element/control volume approach to mold filling in anisotropic porous media. *Polymer composites*, Vol. 11, Heft 6, 1990, S. 398-405
- [31] Ehrenstein, G. W.: *Polymer Werkstoffe, Struktur-Eigenschaften-Anwendungen*. Hanser Verlag, München Wien, Vol. 2, Heft 1999, S.
- [32] Trochu, F., Gauvin, R., Gao, D. M.: Numerical analysis of the resin transfer molding process by the finite element method. *Advances in Polymer Technology*, Vol. 12, Heft 4, 1993, S. 329-342
- [33] Michaud, V., Grajzgrund, H. J., Manson, J. A. E.: Influence of preform compressive behavior in liquid composite molding. In: *ICCM 5*, San Diego, 29.07 - 1.08.1999
- [34] Masania, K., Bachmann, B., Dransfeld, C.: The compression resin transfer moulding process for efficient composite manufacture. In: *ICCM 19*, Montréal, 28.07 - 02. 08.2013
- [35] Govignon, Q., Bickerton, S., Kelly, P.: Simulation of the reinforcement compaction and resin flow during the complete resin infusion process. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 41, Heft 1, 2010, S. 45-57
- [36] Ouahbi, T., Saouab, A., Bréard, J., Ouagne, P., Chatel, S.: Modelling of hydro-mechanical coupling in infusion processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 38, Heft 7, 2007, S. 1646-1654

- [37] Merotte, J., Simacek, P., Advani, S.: Resin flow analysis with fiber preform deformation in through thickness direction during Compression Resin Transfer Molding. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 41, Heft 7, 2010, S. 881-887
- [38] Merotte, J., Simacek, P., Advani, S. G.: Flow analysis during compression of partially impregnated fiber preform under controlled force. *Composites Science and Technology*, Vol. 70, Heft 5, 2010, S. 725-733
- [39] Shojaei, A.: Numerical simulation of three-dimensional flow and analysis of filling process in compression resin transfer moulding. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 37, Heft 9, 2006, S. 1434-1450
- [40] Kang, M. K., Il Lee, W.: Analysis of resin transfer/compression molding process. *Polymer composites*, Vol. 20, Heft 2, 1999, S. 293-304
- [41] Parnas, R. S., Schultheisz, C. R., Ranganathan, S.: Hydrodynamically induced preform deformation. *Polymer composites*, Vol. 17, Heft 1, 1996, S. 4-10
- [42] Michaud, V., Månson, J.-A.: Impregnation of compressible fiber mats with a thermoplastic resin. part I: Theory. *Journal of composite materials*, Vol. 35, Heft 13, 2001, S. 1150-1173
- [43] Mayer, C.: Prozessanalyse und Modellbildung bei der Herstellung gewebeverstärkter, thermoplastischer Halbzeuge. IVW Schriftenreihe Band 5, Kaiserslautern: IVW GmbH, 2000
- [44] Klunker, F., Danzi, M., Lämmlein, T., Louis, B., Ermanni, P.: Value correction in the determination of transverse permeability values by using flow simulation in deformable porous media. In: *FPCM 11*, Auckland, 09.-12.07.2012
- [45] Klunker, F., Danzi, M., Ermanni, P.: Fiber deformation as a result of fluid injection: modeling and validation in the case of saturated permeability measurements in through thickness direction. *Journal of composite materials*, published online before print, April, 2014
- [46] Terzaghi, K.: *Soil mechanics in engineering practice*. John Wiley & Sons, 1996
- [47] Potluri, P., Sagar, T.: Compaction modelling of textile preforms for composite structures. *Composite structures*, Vol. 86, Heft 1, 2008, S. 177-185
- [48] Lundström, T. S., Stenberg, R., Bergstrom, R., Partanen, H., Birkeland, P. A.: In-plane permeability measurements: a nordic round-robin study. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 31, Heft 1, 2000, S. 29-43
- [49] Francucci, G., Rodríguez, E. S., Vázquez, A.: Study of saturated and unsaturated permeability in natural fiber fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 41, Heft 1, 2010, S. 16-21
- [50] Grössing, H., Becker, D., Schledjewski, R., Mitschang, P., Kaufmann, S.: An evaluation of the reproducibility of capacitive sensor based in-plane permeability measurements: a benchmarking study. *Express Polymer Letters*, Vol. 9, Heft 2, 2015, S. 129-142
- [51] Grössing, H., Fauster, E., Schledjewski, R.: Accurate 2D permeability measurement: optical permeability characterization. In: *SAMPE SETEC*, Wuppertal, 11.-12.09.2013
- [52] Grössing, H., Kaufmann, S., Schledjewski, R.: Continuous on-line analysis of the matrix flow through manipulated RTM preforms compared to numerical filling simulations. In: *SAMPE TECH*, Seattle, 02.-05.06.2014
- [53] DE 100 04 146 C 2. Daniel, P., Kissinger, C., Röder, G.: Anordnung zur Vermessung der Ausbreitung eines Matrixmaterials in elektrisch leitfähigen Verstärkungsmaterialien, 2000

- [54] Kissinger, C.: Ganzheitliche Betrachtung der Harzinjektionstechnik. IVW Schriftenreihe Band 28, Kaiserslautern: IVW GmbH, 2001
- [55] Kissinger, C., Mitschang, P., Neitzel, M., Roder, G., Haberland, R.: Continuous on-line permeability measurement of textile structures. In: Bridging the Centuries with Sampe's Materials and Processes Technology, Vol 45, Books 1 and 2, 2000
- [56] Ballata, W. O., Walsh, S. M., Advani, S.: Determination of the transverse permeability of a fiber preform. Journal of reinforced plastics and composites, Vol. 18, Heft 16, 1999, S. 1450-1464
- [57] Weitzenböck, J. R., Shenoi, R. A., Wilson, P. A.: Measurement of three-dimensional permeability. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 29, Heft 1-2, 1998, S. 159-169
- [58] Ahn, S. H., Lee, W. I., Springer, G. S.: Measurement of the 3-Dimensional Permeability of Fiber Preforms Using Embedded Fiber Optic Sensors. Journal of composite materials, Vol. 29, Heft 6, 1995, S. 714-733
- [59] Antonucci, V., Esposito, M., Ricciardi, M., Raffone, M., Zarrelli, M., Giordano, M.: Permeability characterization of stitched carbon fiber preforms by fiber optic sensors. Express Polymer Letters, Vol. 5, Heft 12, 2011, S. 1075-1084
- [60] Stöven, T., Weyrauch, F., Mitschang, P., Neitzel, M.: Continuous monitoring of three-dimensional resin flow through a fibre preform. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 34, Heft 6, 2003, S. 475-480
- [61] Nedanov, P. B., Advani, S. G.: Numerical computation of the fiber preform permeability tensor by the homogenization method. Polymer composites, Vol. 23, Heft 5, 2002, S. 758-770
- [62] Wu, X. Q., Li, J. L., Shenoi, R. A.: A new method to determine fiber transverse permeability. Journal of composite materials, Vol. 41, Heft 6, 2007, S. 747-756
- [63] George, A., Pickett, A., Sirtautas, J., Drechsler, K.: Optimization of 3D wetting permeability measurements. In: FPCM11, Auckland, 09.-12.07.2012
- [64] Okonkwo, K., Simacek, P., Advani, S., Parnas, R.: Characterization of 3D fiber preform permeability tensor in radial flow using an inverse algorithm based on sensors and simulation. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 42, Heft 10, 2011, S. 1283-1292
- [65] US Patent No. 3,577,767. Stedile, F.: Felt Permeability Testing Apparatus, 1971
- [66] Visconti, I. C., Langella, A., Durante, M.: Analysis of transversal permeability for different types of glass fiber reinforcement. Applied Composite Materials, Vol. 10, Heft 2, 2003, S. 119-127
- [67] Merhi, D., Comte, E., Michaud, V., Månson, J. A. E.: Correlation between sizing formulation and compressive behavior of concentrated glass bundle suspensions. Polymer composites, Vol. 26, Heft 3, 2005, S. 370-376
- [68] Ouagne, P., Breard, J.: Continuous transverse permeability of fibrous media. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 41, Heft 1, 2010, S. 22-28
- [69] van de Ven, E. C., Loendersloot, R.: Experimental verification of out-of-plane permeability. In: ISCM, Marknesse, 17.-18.05.2006
- [70] Comas-Cardona, S., Binetruy, C., Krawczak, P.: Unidirectional compression of fibre reinforcements. Part 2: A continuous permeability tensor measurement. Composites Science and Technology, Vol. 67, Heft 3-4, 2007, S. 638-645

- [71] Scholz, S., Gillespie, J. W., Heider, D.: Measurement of transverse permeability using gaseous and liquid flow. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 38, Heft 9, 2007, S. 2034-2040
- [72] Li, M., Gu, Y., Zhang, Z., Sun, Z.: A simple method for the measurement of compaction and corresponding transverse permeability of composite prepregs. *Polymer composites*, Vol. 28, Heft 1, 2007, S. 61-70
- [73] Van de Ven, E., Loendersloot, R., Akkerman, R.: Experimental investigation of the compressibility and permeability of fabric reinforcements. In: *FPCM8*, Douai, 2006
- [74] Schwarze, R.: *CFD-Modellierung: Grundlagen und Anwendungen bei Strömungsprozessen*. Springer Verlag, 2012
- [75] Swery, E. E., Kelly, P., Walbran, W. A., Bickerton, S.: Numerical permeability prediction of woven textiles at different compaction levels. In: *TexComp11*, Leuven, 19.-20.09.2013
- [76] Lomov, S. V., Long, A., Wong, C. C., Roose, D.: Permeability of textile reinforcements: efficient prediction and validation. In: *ICCM16*, Kyoto, 03.-08.07.2007
- [77] Verleye, B., Klitz, M., Croce, R., Griebel, M., Lomov, S., Roose, D., Verpoest, I.: Predicting the permeability of textile reinforcements via a hybrid Navier-Stokes/Brinkman solver. In: *FPCM8*, 11.-13.07.2006
- [78] Wong, C. C., Long, A. C., Sherburn, M., Robitaille, F., Harrison, P., Rudd, C. D.: Comparisons of novel and efficient approaches for permeability prediction based on the fabric architecture. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 37, Heft 6, 2006, S. 847-857
- [79] Wong, C. C., Long, A. C., Rudd, C. D.: Modelling the effects of fabric structure on the variability of permeability In: *FPCM8*, Douai, 11.-13.07.2006
- [80] Wong, C. C., Robitaille, F., Long, A. C., Rudd, C. D.: Prediction of the effects of fiber architecture on permeability using the stream-surface method. In: *FPCM 7*, University of Delaware, 7. - 9.07.2004
- [81] Rief, S., Glatt, E., Laourine, E., Aibibu, D., Cherif, C., Wiegmann, A.: Modeling and CFD-Simulation of woven textiles to determine permeability and retention properties. *AUTEX Research Journal*, Vol. 11, Heft 3, 2011, S. 78-83
- [82] Verleye, B., Croce, R., Griebel, M., Klitz, M., Lomov, S. V., Morren, G., Sol, H., Verpoest, I., Roose, D.: Permeability of textile reinforcements: Simulation, influence of shear and validation. *Composites Science and Technology*, Vol. 68, Heft 13, 2008, S. 2804-2810
- [83] Verleye, B., Lomov, S. V., Long, A., Verpoest, I., Roose, D.: 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, Heft 1, 2010, S. 29-35
- [84] Matsudaira, M., Qin, H.: Features and mechanical parameters of a fabric's compressional property. *Journal of the Textile Institute*, Vol. 86, Heft 3, 1995, S. 476-486
- [85] Matsudaira, M., Hong, Q.: Features and characteristic values of fabric compressional curves. *International Journal of Clothing Science and Technology*, Vol. 6, Heft 2/3, 1994, S. 37-43
- [86] Phoenix, S., Skelton, J.: Transverse compressive moduli and yield behavior of some orthotropic, high-modulus filaments. *Textile Research Journal*, Vol. 44, Heft 12, 1974, S. 934-940

- [87] Chen, B., Lang, E. J., Chou, T. W.: Experimental and theoretical studies of fabric compaction behavior in resin transfer molding. *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 317, Heft 1-2, 2001, S. 188-196
- [88] Saunders, R. A., Lekakou, C., Bader, M. G.: Compression in the processing of polymer composites 1. A mechanical and microstructural study for different glass fabrics and resins. *Composites Science and Technology*, Vol. 59, Heft 7, 1999, S. 983-993
- [89] Kruckenberg, T., Ye, L., Paton, R.: Static and vibration compaction and microstructure analysis on plain-woven textile fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 39, Heft 3, 2008, S. 488-502
- [90] Kim, Y. R., McCarthy, S. P., Fanucci, J. P.: Compressibility and relaxation of fiber reinforcements during composite processing. *Polymer composites*, Vol. 12, Heft 1, 1991, S. 13-19
- [91] Kelly, P., Umer, R., Bickerton, S.: Viscoelastic response of dry and wet fibrous materials during infusion processes. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 37, Heft 6, 2006, S. 868-873
- [92] Robitaille, F., Gauvin, R.: Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. II: Compaction and relaxation of dry and H₂O-saturated woven reinforcements. *Polymer composites*, Vol. 19, Heft 5, 1998, S. 543-557
- [93] Bickerton, S., Buntain, M., Somashekar, A.: The viscoelastic compression behavior of liquid composite molding preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 34, Heft 5, 2003, S. 431-444
- [94] Robitaille, F., Gauvin, R.: Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results. *Polymer composites*, Vol. 19, Heft 2, 1998, S. 198-216
- [95] Somashekar, A., Bickerton, S., Bhattacharyya, D.: An experimental investigation of non-elastic deformation of fibrous reinforcements in composites manufacturing. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 37, Heft 6, 2006, S. 858-867
- [96] Somashekar, A. A., Bickerton, S., Bhattacharyya, D.: Exploring the non-elastic compression deformation of dry glass fibre reinforcements. *Composites Science and Technology*, Vol. 67, Heft 2, 2007, S. 183-200
- [97] Robitaille, F., Gauvin, R.: Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. III: reorganization of the fiber network. *Polymer composites*, Vol. 20, Heft 1, 1999, S. 48-61
- [98] Pearce, N., Summerscales, J.: The compressibility of a reinforcement fabric. *Composites Manufacturing*, Vol. 6, Heft 1, 1995, S. 15-21
- [99] Comas-Cardona, S., Le Grogne, P., Binetruy, C., Krawczak, P.: Unidirectional compression of fibre reinforcements. Part 1: A non-linear elastic-plastic behaviour. *Composites Science and Technology*, Vol. 67, Heft 3, 2007, S. 507-514
- [100] Liu, X., Falzon, P., Sweeting, R., Paton, R.: Effective compressibility and permeability of multi-layer non-crimp fiberglass reinforcements. *Journal of reinforced plastics and composites*, Vol. 23, Heft 8, 2004, S. 861-879
- [101] Klunker, F., Aranda, S., Ziegmann, G., Fideu, P., Baisch, P., Hermann, A.: Permeability and compaction models for non crimped fabrics to perform 3D filling simulations of vacuum assisted resin infusion. In: FPCM9, Montréal, 07.-09.07.2008

- [102] Endruweit, A., Gehrig, S., Ermanni, P.: Mechanisms of hydrodynamically induced in-plane deformation of reinforcement textiles in resin injection processes. *Journal of composite materials*, Vol. 37, Heft 18, 2003, S. 1675-1692
- [103] Hammami, A., Gebart, B. R.: Analysis of the vacuum infusion molding process. *Polymer composites*, Vol. 21, Heft 1, 2000, S. 28-40
- [104] Chen, Z.-R., Ye, L.: A micromechanical compaction model for woven fabric preforms. Part II: Multilayer. *Composites Science and Technology*, Vol. 66, Heft 16, 2006, S. 3263-3272
- [105] Lomov, S. V., Verpoest, I., Peeters, T., Roose, D., Zako, M.: Nesting in textile laminates: geometrical modelling of the laminate. *Composites Science and Technology*, Vol. 63, Heft 7, 2003, S. 993-1007
- [106] Becker, D., Brzeski, M., Linster, D., Mitschang, P.: Preform compaction and deformation during through-the-thickness impregnation. In: ICCM19, Montreal, 28.07.-02.08.2013
- [107] Berg, D. C., Dickert, M., Aranda, S., Ziegmann, G., Drechsel, M.: Influence of shear on the permeability tensor and compaction behaviour of a non-crimp fabric. In: ECCM15, Venice, 24.06.-28.06.2012
- [108] Floeck, M., Stadtfeld, H. C., Mitschang, P., Bickerton, S.: Impact of Stitching Processes on the Compaction Behavior of Glass Fiber Reinforcements. *Journal of Industrial Textiles*, Vol. 36/2006, Heft 2/10, 2006, S. 151-165
- [109] Mouritz, A. P., Leong, K. H., Herzberg, I.: A review of the effect of stitching on the in-plane mechanical properties of fiber-reinforced polymer composites. *Composites Part A*, Vol. 28A, Heft 1997, S. 12
- [110] Wu, W., Jiang, B., Xie, L., Klunker, F., Aranda, S., Ziegmann, G.: Effect of compaction and preforming parameters on the compaction behavior of bindered textile preforms for automated composite manufacturing. *Applied Composite Materials*, Vol. 20, Heft 5, 2013, S. 907-926
- [111] Kozeny, J.: Über die kapillare Leitung des Wassers im Boden. *Wien, Akad. Wiss*, Vol. 136, Heft 2a, 1927, S. 271
- [112] Carman, P. C.: *Flow of Gases through Porous Media*. Butterworths, London, 1956
- [113] Surek, D., Stempin, S.: *Technische Strömungsmechanik*. 2. Auflage, Springer-Verlag, 2014
- [114] Williams, J. G., Morris, C. E. M., Ennis, B. C.: Liquid Flow through Aligned Fiber Beds. *Polymer Engineering and Science*, Vol. 14, Heft 6, 1974, S. 413-419
- [115] Gutowski, T. G.: *Advanced composites manufacturing*. Wiley, 1997
- [116] Demaria, C., Ruiz, E., Trochu, F.: In-plane anisotropic permeability characterization of deformed woven fabrics by unidirectional injection. Part I: Experimental results. *Polymer composites*, Vol. 28, Heft 6, 2007, S. 797-811
- [117] Pillai, K. M., Advani, S. G.: Numerical and Analytical Study to Estimate the Effect of 2 Length Scales Upon the Permeability of a Fibrous Porous-Medium. *Transport in Porous Media*, Vol. 21, Heft 1, 1995, S. 1-17
- [118] Binetruy, C., Hilaire, B., Pabiot, J.: The interactions between flows occurring inside and outside fabric tows during RTM. *Composites Science and Technology*, Vol. 57, Heft 5, 1997, S. 587-596
- [119] Poiseuille, J.: *Le mouvement des liquides dans les tubes de petits diamètres*. Paris, 1844

- [120] Scheidegger, A. E.: Physics of flow through porous media. University of Toronto, 1963
- [121] Endruweit, A., Luthy, T., Ermanni, P.: Investigation of the influence of textile compression on the out-of-plane permeability of a bidirectional glass fiber fabric. *Polymer composites*, Vol. 23, Heft 4, 2002, S. 538-554
- [122] Ouagne, P., Bréard, J.: Influence of the compaction speed on the transverse continuous permeability. In: FPCM10, Ascona, 12.-15.07.2010 2010
- [123] Dungan, F. D., Sastry, A. M.: Saturated and unsaturated Polymer flows: Mircophenomena and Modeling. *Journal of composite materials*, Vol. 36, Heft 13, 2001, S. 1581-1603
- [124] Luo, Y., Verpoest, I., Hoes, K., Vanheule, M., Sol, H., Cardon, A.: Permeability measurement of textile reinforcements with several test fluids. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 32, Heft 10, 2001, S. 1497-1504
- [125] Hammond, V., Loos, A.: 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, Heft 1, 1997, S. 50-72
- [126] Mitschang, P., Glawe, M., Kreuz, D., Rieber, G., Becker, D.: Influence of textile parameters on the through-the-thickness permeability of woven textiles. In: FPCM 11, Auckland, 09.-12.07.2012
- [127] Rieber, G., Jiang, J., Deter, C., Chen, N., Mitschang, P.: Influence of textile parameters on the in-plane permeability. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 52, Heft 2013, S. 89-98
- [128] Elbouazzaoui, O., Drapier, S., Henrat, P.: An experimental assessment of the saturated transverse permeability of non-crimped new concept (NC2) multiaxial fabrics. *Journal of composite materials*, Vol. 39, Heft 13, 2005, S. 1169-1193
- [129] Karbhari, V. M., Palmese, G. R.: Sizing related kinetic and flow considerations in the resin infusion of composites. *Journal of Materials Science*, Vol. 32, Heft 21, 1997, S. 5761-5774
- [130] Palmese, G. R., Andersen, O. A., Karbhari, V. M.: Effect of glass fiber sizing on the cure kinetics of vinyl-ester resins. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 30, Heft 1, 1999, S. 11-18
- [131] Palmese, G. R., Karbhari, V. M.: Effects of Sizings on Microscopic Flow in Resin Transfer Molding. *Polymer composites*, Vol. 16, Heft 4, 1995, S. 313-318
- [132] Dungan, F. D., Senoguz, M. T., Sastry, A. M., Faillaci, D. A.: Simulations and experiments on low-pressure permeation of fabrics: Part I - 3D modeling of unbalanced fabric. *Journal of composite materials*, Vol. 35, Heft 14, 2001, S. 1250-1284
- [133] Senoguz, M. T., Dungan, F. D., Sastry, A. M., Klamo, J. T.: 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, Heft 14, 2001, S. 1285-1322
- [134] Fang, L., Jiang, J., Wang, J., Deng, C.: Effect of Nesting on the Out-of-Plane Permeability of Unidirectional Fabrics in Resin Transfer Molding. *Applied Composite Materials*, published online before print, Juni 2014

- [135] Song, Y. S., Heider, D., Youn, J. R.: Statistical Characteristics of Out-of-Plane Permeability for Plain-Woven Structure. *Polymer composites*, Vol. 30, Heft 10, 2009, S. 1465-1472
- [136] Tahir, M., Tafreshi, H. V.: Influence of fiber orientation on the transverse permeability of fibrous media. *Physics of Fluids (1994-present)*, Vol. 21, Heft 8, 2009, S. published online
- [137] Stylianopoulos, T., Yeckel, A., Derby, J. J., Luo, X.-J., Shephard, M. S., Sander, E. A., Barocas, V. H.: Permeability calculations in three-dimensional isotropic and oriented fiber networks. *Physics of Fluids (1994-present)*, Vol. 20, Heft 12, 2008, S. 123601
- [138] Sas, H. S., Wurtzel, E. B., Simacek, P., Advani, S. G.: Effect of relative ply orientation on the through-thickness permeability of unidirectional fabrics. *Composites Science and Technology*, Vol. 96, Heft 2014, S. 116-121
- [139] Talvensaaari, H., Ladstätter, E., Billinger, W.: Permeability of stitched preform packages. *Composite structures*, Vol. 71, Heft 3, 2005, S. 371-377
- [140] Rieber, G., Mitschang, P.: 2D Permeability changes due to stitching seams. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 41, Heft 1, 2010, S. 2-7
- [141] Arnold, M., Rieber, G., Broser, J., Möbius, T., Wahl, M., Mitschang, P.: Permeability of sheared reinforced textiles - Permeabilität von gescherten Verstärkungstextilien. In: 6. Aachen-Dresden International Textile Conference, Dresden, 29.-30.11.2012
- [142] Smith, P., Rudd, C., Long, A.: The effect of shear deformation on the processing and mechanical properties of aligned reinforcements. *Composites Science and Technology*, Vol. 57, Heft 3, 1997, S. 327-344
- [143] Heardman, E., Lekakou, C., Bader, M. G.: In-plane permeability of sheared fabrics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 32, Heft 7, 2001, S. 933-940
- [144] Louis, M., Huber, U.: Investigation of shearing effects on the permeability of woven fabrics and implementation into LCM simulation. *Composites Science and Technology*, Vol. 63, Heft 14, 2003, S. 2081-2088
- [145] Endruweit, A., Ermanni, P.: The in-plane permeability of sheared textiles. Experimental observations and a predictive conversion model. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 35, Heft 4, 2004, S. 439-451
- [146] Siddiqui, A., Ma, L., Barpanda, D., Koelman, H.: Carbon Fiber Composites Processing – An Integrated Predictive Engineering Approach. In: ESI DACH Anwenderforum 2012, Fulda, Deutschland, 100.-11.12.2012
- [147] Becker, D., Rieber, G., Franz, H.: DE102013102486: Verfahren zur kontinuierlichen Messung des hydrodynamischen Kompaktierungsverhaltens einer Verstärkungsstruktur, 2013
- [148] Mohanty, A. K., Misra, M., Drzal, L. T.: *Natural fibers, biopolymers, and biocomposites*. CRC Press, 2005
- [149] Ahn, K. J., Seferis, J. C., Berg, J. C.: Simultaneous Measurements of Permeability and Capillary-Pressure of Thermosetting Matrices in Woven Fabric Reinforcements. *Polymer composites*, Vol. 12, Heft 3, 1991, S. 146-152
- [150] Foley, M. E., Gillespie, J. W.: Modeling the effect of fiber diameter and fiber bundle count on tow impregnation during liquid molding processes. *Journal of composite materials*, Vol. 39, Heft 12, 2005, S. 1045-1065

- [151] Han, K. K., Lee, C. W., Rice, B. P.: Measurements of the permeability of fiber preforms and applications. *Composites Science and Technology*, Vol. 60, Heft 12-13, 2000, S. 2435-2441
- [152] Amico, S., Lekakou, C.: An experimental study of the permeability and capillary pressure in resin-transfer moulding. *Composites Science and Technology*, Vol. 61, Heft 13, 2001, S. 1945-1959
- [153] Arbter, R., Beraud, J., Binetruy, C., Bizet, L., Bréard, J., Comas-Cardona, S., Demaria, C., Endruweit, A., Ermanni, P., Gommer, F.: Experimental Determination of the Permeability of Textiles: A Benchmark Exercise. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 42, Heft 2011, S. 1157-1168
- [154] Vernet, N., Ruiz, E., Advani, S., Alms, J., Aubert, M., Barburski, M., Barari, B., Beraud, J., Berg, D., Correia, N.: Experimental determination of the permeability of engineering textiles: Benchmark II. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 61, Heft 2014, S. 172-184
- [155] Fauster, E., Grössing, H., Schledjewski, R.: Statistical uncertainty analysis of material and measurement parameters for optical permeability determination. In: *TexComp11*, Leuven, 19.-20.09.2013
- [156] Morren, G., Bottiglieri, M., Bossuyt, S., Sol, H., Lecompte, D., Verleye, B., Lomov, S. V.: A reference specimen for permeability measurements of fibrous reinforcements for RTM. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 40, Heft 3, 2009, S. 244-250
- [157] Stöven, T.: Beitrag zur Ermittlung der Permeabilität von flächigen Faserhalbzeugen. *IVW Schriftenreihe Band 45*, Kaiserslautern: IVW GmbH, 2004
- [158] Huber, U., Maier, M.: Flow behaviour in saturated and unsaturated unidirectional fiber beds - a flow model. In: *FPCM6*, Auckland, 15.-16.07.2002
- [159] Christmann, M.: Optimierung der Organoblechherstellung durch 2D-Imprägnierung. *IVW Schriftenreihe Band 114*, Kaiserslautern: IVW GmbH, 2014
- [160] Arnold, M., Rieber, G., Mitschang, P.: Permeabilität als Schlüsselparameter für kurze Zykluszeiten. *Kunststoffe*, Vol. 3, Heft 2012, S. 45-48
- [161] Ogale, A., Mitschang, P.: Tailoring of Textile Preforms for Fibre-reinforced Polymer Composites. *Journal of Industrial Textiles*, Vol. 34/2004, Heft 2/10, 2004, S. 77-96
- [162] Arnold, M., Rieber, G., Wahl, M., Mitschang, P.: Comparison between the numerical simulation program PAM-RTM and RTM-measurements on a flat plate. In: *FPCM 11*, Auckland, 09.-12.07.2012

8 Anhang

Anhang A – Berechnung der Druckverluste im Messsystem

Im Messsystem gibt es zwei Zonen mit relevant herabgesetzter Permeabilität. Die erste Zone ist durch den Angusschlauch gegeben, der vom Drucktopf über den Volumenzähler zum Angusspunkt in der unteren Verteilkammer führt. Die zweite Zone bildet die Messkammer mit Textilprobe und Lochscheibe, wobei der Einfluss der Lochscheibe vernachlässigbar ist (vgl. 3.5.1). Der im Drucktopf eingestellte Druck muss das Fluid durch beide Zonen schieben, wobei es an beiden Zonen zu Druckverlusten kommt. Die Verteilung des Druckabfalls lässt sich berechnen. Grundlage ist die geltende Volumenkonstanz, welche es erlaubt ausgehend von Gleichung (2.1) die Gleichung (8.1) aufzustellen:

$$Q_1 = Q_2 \Leftrightarrow \frac{K_1 \cdot A_1 \cdot \Delta p_1}{\eta \cdot L_1} = \frac{K_2 \cdot A_2 \cdot \Delta p_2}{\eta \cdot L_2} \quad (8.1)$$

Die Viskosität entfällt aus der Gleichung, da sie in beiden Zonen gleich ist. Das Verhältnis der Druckdifferenzen zu einander ist die gesuchte Größe. Die Berechnung soll exemplarisch anhand der Werte eines realen Versuchs durchgeführt werden. Diese sind in Tabelle 8.1 angegeben.

Tabelle 8.1: Daten zur Berechnung von Druckverlusten im System

Parameter	Wert	Bemerkung
K_1	11,25E-6 m ²	kombiniert man das Gesetz von Darcy mit der Hagen-Poiseuille Gleichung [28] (siehe Kapitel 2.4.2) ergibt sich die Permeabilität als $K = \text{Durchmesser}^2 / 32$ (Durchmesser 6 mm)
A_1	2,83E-5 m ²	Durchströmter Schlauchquerschnitt (Durchmesser 6 mm)
L_1	6,30 m	Schlauchlänge
K_2	1,37E-12 m ²	Beispielwert aus Realmessung für Gew. 1, 10 Lagen, $V_F = 51\%$ FVG, Injektionsdruck 4 bar
A_2	15,08E-3 m ²	Durchströmte Probenfläche
L_2	3E-3 m	Kavitätshöhe

In diesem Beispiel ergibt sich für das Verhältnis vom Druckabfall in Zone 1 zu jenem in Zone 2 ein Wert von 1,12. Da beide Druckverluste zusammen dem Druck in Drucktopf entsprechen müssen (sonstige Druckverluste im System vernachlässigbar, Druck in oberer Verteilkammer entspricht atmosphärischem Druck), ergibt sich bei 5 bar Injektionsdruck ein Druckverlust von 2,1 bar im Schlauch und 1,9 an der Probe.

Der in diesem Fall gemessene Differenzdruck am Textil lag bei 1,3 bar. Angesichts der Vielzahl weiterer Faktoren wie Verengungen an Schneidringverschraubungen, kann davon ausgegangen werden, dass die Druckverluste so vollständig erklärt werden können. Vor allem die große Differenz zwischen den Querschnitten erzeugt demnach den Druckverlust im Schlauch. Um in der Messzelle höhere Drücke zu erzeugen, würde sich eine Vergrößerung des Angussquerschnitts anbieten. Durch die im Rahmen der Arbeit entwickelten Regler wurde das Problem softwaretechnisch gelöst. Die betrachtete Problematik ist dabei auch in der realen Prozessanwendung relevant. Lange Schlauchleitungen und flächige Angüsse können zu erheblich geringerem Injektionsdrücken führen als erwartet.

Anhang B – Berechnung der Feder- und Auftriebskräfte

Wird die Vorkompaktierung überschritten, wirken neben den strömungsinduzierten Kompaktierungskräften weitere Kräfte auf das Textil, welche minimal sein müssen, da sie in der Berechnung nicht berücksichtigt werden. Gleichzeitig muss der Kontakt zwischen Lochscheibe und Textil sichergestellt sein. Alle auf die textile Messfläche wirkenden Kräfte werden in der folgenden Tabelle aufgezeigt.

Tabelle 8.2: Berechnung der Einzelkomponenten der Andruckkraft der Lochscheibe auf das Textil

Ursache	Berechnung der Kraft
Federkraft der Wegmesser	Gemessen wurden maximal 1,45 N für alle drei Sensoren. (Σ 4,35 N).
Federkraft der Zusatzfedern	Maximal gemessen: 1,45 N und 0,85 N. (Σ 2,3 N)
Statischer Auftrieb der Lochscheibe	$F_{sA} = \frac{m_{LS}}{\rho_{Al}} \cdot g \cdot \rho_{\text{öl}} = m_{LS} \cdot g \cdot \frac{900 \frac{kg}{m^3}}{2700 \frac{kg}{m^3}} = 0,4431 \text{ kg} \cdot 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot \frac{1}{3}$ $= 1,4489 \text{ N} \approx 1,45 \text{ N}$
Dynamischer Auftrieb der Lochscheibe	Berechnung über Impulssatz: $F_{dA} = \rho \cdot \dot{V}^2 \cdot \left(\frac{1}{A_2} - \frac{1}{A_1} \right) = 0,1 \text{ N}, \quad \text{für } 1000 \text{ ml/s}$
Gewichtskraft Lochscheibe	$F_G = 9,81 \frac{m}{s^2} \cdot 0,4431 \text{ kg} \approx 4,35 \text{ N}$

Insgesamt wird unter Strömungsbedingungen ein Kompaktierungsdruck $< 0,0025$ bar eingehalten. Dieser Wert wird als vernachlässigbar eingestuft.

Anhang C – Mögliche Erweiterungen des Messsystems

Um die Messmöglichkeiten des Systems auszubauen, wurden verschiedene Konzepte entworfen, die im Rahmen dieser Arbeit nicht umgesetzt wurden:

Eine Möglichkeit die Fließfrontbewegung zu erfassen, würde die Untersuchung ungesättigter Imprägniervorgänge und des dabei auftretenden Kompaktierungsverhaltens ermöglichen. Um dies nicht-invasiv zu realisieren, könnten die am IVW erprobten und patentierten Technologien basierend auf Ultraschall- oder kapazitiver Sensortechnologie (erläutert in [55] und [60]) genutzt werden. Eine mögliche konstruktive Anordnung ist in Abbildung 8.1 schematisch dargestellt. Druck- und Wegsensoren übernehmen dabei die gleichen Messaufgaben wie im bisherigen System.

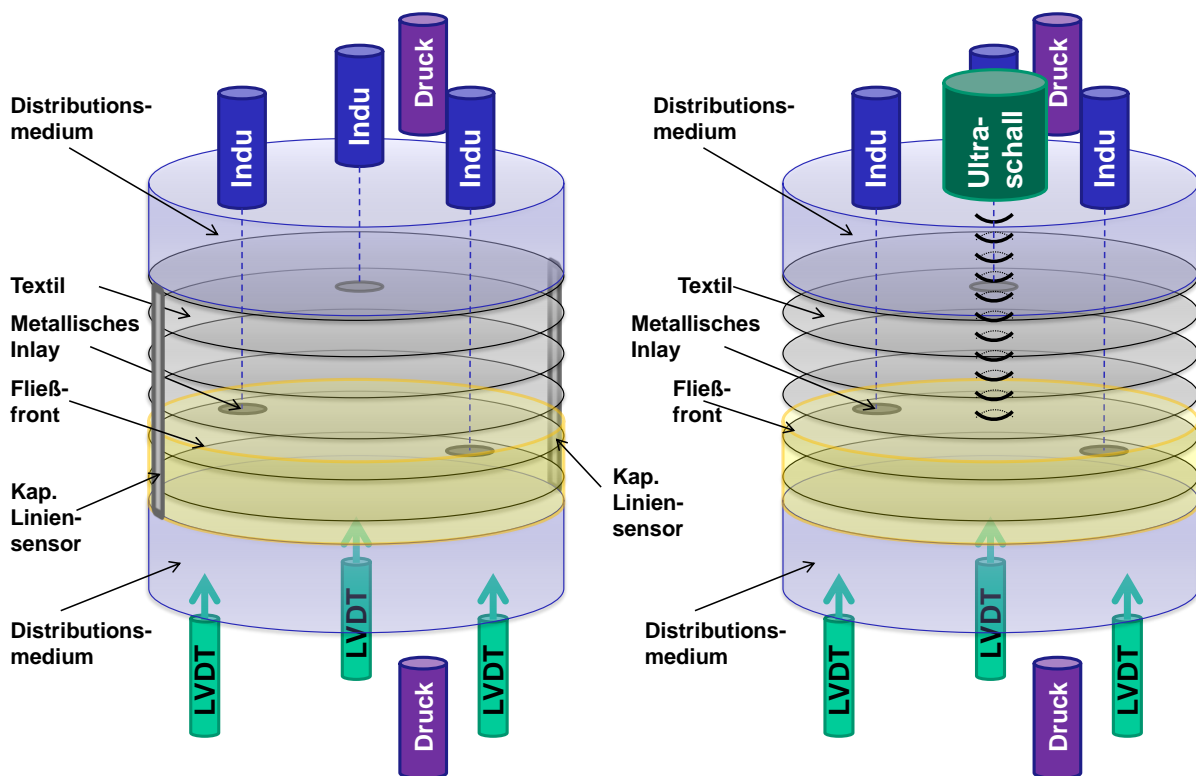


Abbildung 8.1: Konzept für die Weiterentwicklung von HyKoPerm zur Erfassung von Fließfrontbewegungen und Kompaktierungsheterogenisierung

Da das aktuelle System auf die Messung der Gesamtkompaktierung limitiert ist, sollen die ebenfalls in Abbildung 8.1 dargestellten induktiven Näherungssensoren eine Messung der V_F -Heterogenisierung ermöglichen. Durch Integration von metallischen Inlays (oder Vernähung mit leitfähigen Nähgarnen) können die induktiven Sensoren

erfassen, wann sich eine Einzellage in einer definierten Höhe befindet. Dadurch könnten Algorithmen, wie der in Kapitel 3.6 entwickelte, validiert werden.

Weitere Entwicklungsmöglichkeiten der Zelle würden sich durch die Kopplung mit einer Universalprüfmaschine ergeben. So könnte beispielsweise eine kontinuierliche Variation des Faservolumengehalts erreicht werden und es könnten Möglichkeiten zur gezielten Vorkompaktierung vor der Imprägnierung geprüft werden.

Anhang D – Aufbau des Simulationsmodells

In Abbildung 8.2 sind der Ablauf und die wichtigsten Formeln grafisch dargestellt. Zunächst wird der Lagenaufbau in Dickenrichtung in z Strömungszonen unterteilt, wobei die Anzahl der Zonen lediglich die Auflösung der Berechnung definiert¹. Vorgegeben werden der Injektionsdruck, die Fluidviskosität, die durchströmte Querschnittsfläche sowie die Kavitätshöhe. Außerdem zwei Funktionen, die den Effektivdruck mit einem resultierenden V_F sowie den V_F mit einem resultierenden Dickenpermeabilitätswert korrelieren. Unter Annahme einer zunächst homogenen Struktur entspricht initial der Druckabfall an jeder Zone dem Injektionsdruck, geteilt durch die Anzahl der Zonen (linearer Druckabfall). Aus der geltenden Volumenkonstanz ergibt sich, dass durch jede Zone derselbe Volumenstrom fließen muss. Wird das Gesetz von Darcy (2.1) nach dem Volumenstrom aufgelöst, kann die entstehende Gleichung daher für jede Paarung aus zwei Zonen des Aufbaus gleichgesetzt werden. Da Viskosität η und durchströmte Querschnittsfläche A ebenfalls für alle Zonen gleich sind, kann durch diese Formel das Verhältnis der Druckabfälle der Einzelzonen zueinander berechnet werden. Da die Summe der Druckabfälle an den Einzelzonen gleich dem Gesamtdruckabfall entsprechen muss, kann so für jede Einzelzone der absolute Druckabfall und damit der effektive Kompaktierungsdruck² berechnet werden. Aus dem effektiven Kompaktierungsdruck ergibt sich der V_F jeder Zone entsprechend einer Funktion welche als Input in den Algorithmus implementiert wird. Aus der Änderung des V_F kann auch die relative Längenänderung einer Zone berechnet werden.

¹Genau genommen, ist das Verhalten des Lagenaufbaus nicht in jedem infinitesimalen Schnitt gleich und daher auch nicht in jeder Zone, gleich welcher Länge. Dies liegt am strukturellen Aufbau aus Einzellagen und Garnen. Zur Untersuchung des Einflusses der Zonenanzahl auf das Ergebnis wurden Versuche mit unterschiedlicher Anzahl an Zonen durchgeführt. Ab 100 Zonen war kein relevanter Unterschied mehr feststellbar. Die Simulationen im Rahmen dieser Arbeit wurden mit 1000 Zonen durchgeführt, wodurch sich Datensätze von gut zu verarbeitender Größe ergeben.

² Druckabfall an betrachteter Einzelzone plus Druckabfall an allen vorhergehenden Zone, dass diese sich an der betrachteten Zone abstützen (vgl. Kapitel 2.2).

Eine weitere Funktion korreliert V_F und Dickenpermeabilität, womit für jede Zone der neue Dickenpermeabilitätswert bekannt ist. Darauf basierend kann wiederum eine Neuberechnung der Druckbedingungen stattfinden. Der Algorithmus führt solange zu einer Neuberechnung der Zusammenhänge, bis die Differenz zwischen zwei Schritten so klein ist, dass von einem Equilibrium ausgegangen werden kann ($< 0,0001\%$).

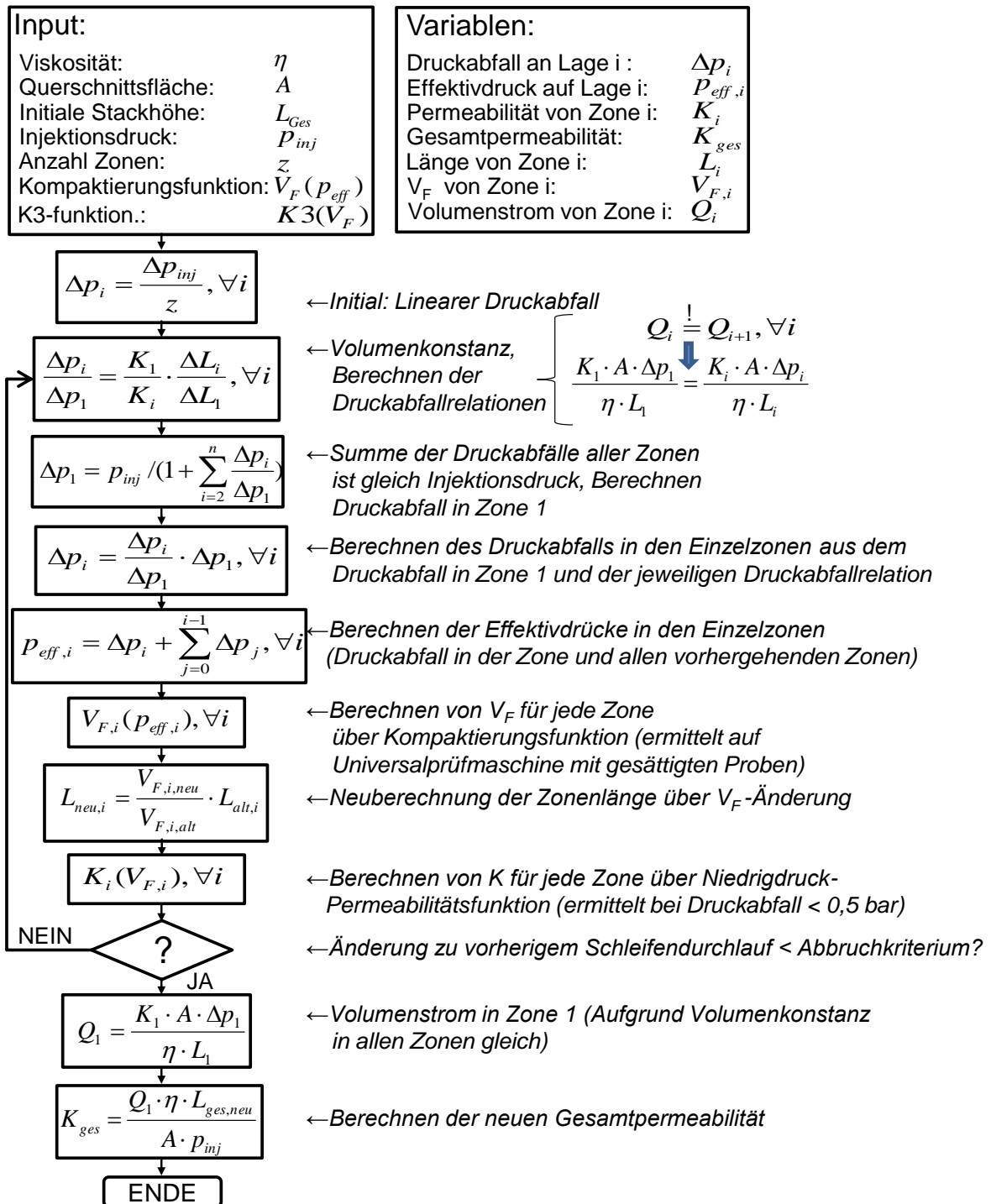


Abbildung 8.2: Grafische Darstellung des Simulationsalgorithmus zur Modellierung einer transversalen Durchströmung eines Lagenaufbaus

Anhang E – Messergebnisse zum transversalem Imprägnierverhalten

Insgesamt wurden im Rahmen der in Kapitel 4 vorgestellten Parameterstudie weit über 500 Versuche durchgeführt, welche wiederum je fünf oder mehr Evaluationsintervalle beinhalten. Aufgrund der immensen Datenfülle die sich aus dem Messprozedere ergibt ist in den Tabellen daher jeweils nur die Reaktion auf einen bestimmten Druckgradienten dargestellt (abgesehen von den Untersuchungen zum Druckgradienten- und Volumenstrom-Einfluss). Der Variationskoeffizient bezieht sich jeweils auf die durchgeführten Messungen als Grundgesamtheit. Ist der Druckabfall oder der Volumenstrom die Regelgröße, ist entsprechend kein Variationskoeffizient gelistet. Zur Genauigkeit sei auf die Fehlerbetrachtung in Kapitel 3.5.4 verwiesen.

Bei der Betrachtung der Tabellen ist zu beachten, dass für jede Parameterstudie immer auch neue Referenzmessungen durchgeführt wurden und die Referenzwerte daher nicht immer identisch sind. Innerhalb der Tabellen gilt folgende Kodierung:

- K_3 – Dickenpermeabilität
- Δp – Druckabfall am Lagenaufbau
- V_F – Faservolumengehalt
- $\bar{}$ – Arithmetisches Mittel
- cv – Variationskoeffizient
- M – Anzahl durchgeführter Messungen
- L – Anzahl verwendeter Textillagen
- K – Initiale Kavitätshöhe im Versuch

V_F bezieht sich beim Gewebe auf den reinen Glasfaservolumengehalt bzw. beim Gelege auf den Glasfaservolumengehalt plus den Wirkfadenvolumengehalt. Es wurden für die Berechnung immer die tatsächlichen gemessenen Flächengewichte, gemittelt über eine Versuchsreihe, herangezogen.

Tabelle 8.3: Prozesseinflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten des Gew. 1

Gew. 1		K3		Δp		V_F		Versuchsdetails					
Einflussparameter		\varnothing [m ²]	cv [%]	\varnothing [bar]	cv [%]	\varnothing [%]	cv [%]	M	L	K [mm]	V_F initial [%]		
Prozesseinflüsse	Druck [bar] bei verschiedenen Initial- V_F	V_{F1}	0,5	2,6E-12	5,8	0,50	-	46,4	0,2	4	21	7,0	45,9
			1,0	1,72E-12	6,9	1,00	-	47,8	0,3	4	21	7,0	45,9
			2,0	1,03E-12	8,7	2,00	-	50,1	0,5	4	21	7,0	45,9
			3,0	7,22E-13	9,4	3,00	-	51,5	0,7	4	21	7,0	45,9
			4,0	5,50E-13	11	4,00	-	52,4	0,8	4	21	7,0	45,9
		V_{F2}	0,5	1,59E-12	9,2	0,50	-	50,3	0,1	4	23	7,0	50,3
			1,0	1,29E-12	11	1,00	-	50,3	0,1	4	23	7,0	50,3
			2,0	8,61E-13	12	2,00	-	51,3	0,4	4	23	7,0	50,3
			3,0	6,34E-13	13	3,00	-	52,3	0,6	4	23	7,0	50,3
			4,0	4,84E-13	13	4,00	-	53,1	0,8	4	23	7,0	50,3
		V_{F3}	0,5	8,38E-13	4,1	0,50	-	54,6	0,2	3	25	7,0	54,6
			1,0	7,89E-13	4,5	1,00	-	54,6	0,2	3	25	7,0	54,6
			2,0	6,40E-13	5,4	2,00	-	54,7	0,2	3	25	7,0	54,6
			3,0	4,93E-13	5,5	3,00	-	55,0	0,1	3	25	7,0	54,6
			4,0	3,93E-13	5,5	4,00	-	55,6	0,1	3	25	7,0	54,6
	Volumenstrom [ml/min] bei verschiedenen Initial- V_F	V_{F1}	50	3,91E-12	-	0,07	-	45,9	-	1	21	7,0	45,9
			100	3,53E-12	-	0,17	-	45,9	-	1	21	7,0	45,9
			150	2,82E-12	-	0,30	-	46,0	-	1	21	7,0	45,9
			200	2,24E-12	-	0,51	-	46,6	-	1	21	7,0	45,9
			250	1,67E-12	-	0,83	-	47,5	-	1	21	7,0	45,9
		V_{F2}	50	1,72E-12	-	0,15	-	50,3	-	1	23	7,0	50,3
			100	1,60E-12	-	0,34	-	50,3	-	1	23	7,0	50,3
			150	1,50E-12	-	0,53	-	50,3	-	1	23	7,0	50,3
			200	1,31E-12	-	0,81	-	50,3	-	1	23	7,0	50,3
			250	9,63E-13	-	1,37	-	50,7	-	1	23	7,0	50,3
		V_{F3}	50	7,79E-13	-	0,36	-	54,6	-	1	25	7,0	54,6
			100	7,61E-13	-	0,76	-	54,6	-	1	25	7,0	54,6
			150	7,06E-13	-	1,21	-	54,6	-	1	25	7,0	54,6
			200	6,32E-13	-	1,79	-	54,6	-	1	25	7,0	54,6
			Zyklische Druckbed. bei $\Delta p = 2$ bar	V_{F1}	Zyklus1	1,01E-12	9,5	2,00	-	50,2	0,5	3	21
	Zyklus2	7,05E-13			15	2,00	-	50,9	0,7	3	21	7,0	45,9
	Zyklus3	5,39E-13			4,6	2,00	-	51,4	0,3	3	21	7,0	45,9
	V_{F2}	Zyklus1		8,97E-13	11	2,00	-	51,3	0,4	3	23	7,0	50,3
		Zyklus2		6,01E-13	12	2,00	-	51,8	0,6	3	23	7,0	50,3
		Zyklus3		5,05E-13	11	2,00	-	52,0	0,6	3	23	7,0	50,3
	V_{F3}	Zyklus1		6,40E-13	5,4	2,00	-	54,7	0,2	3	25	7,0	54,6
Zyklus2		4,80E-13		5,6	2,00	-	54,7	0,2	3	25	7,0	54,6	
Zyklus3		4,15E-13		5,3	2,00	-	54,9	0,2	3	25	7,0	54,6	

Tabelle 8.4: Textil- und Preformingeinflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten des Gew. 1

Gew. 1			K3		Δp		V_F		Versuchsdetails				
Einflussparameter			\emptyset [m ²]	cv [%]	\emptyset [bar]	cv [%]	\emptyset [%]	cv [%]	M	L	K [mm]	V_F initial [%]	
Textileinflüsse	Lagenanzahl	6	2,44E-12	15	0,62	3,2	45,3	0,1	3	6	2,0	45,1	
		12	3,00E-12	8,6	0,59	7,5	45,4	0,5	3	12	4,0	45,1	
		24	3,33E-12	6,2	0,59	15	45,6	0,4	3	24	8,0	45,1	
	Altern. Orientierung	Min	2,80E-12	55	1,06	3,9	47,5	0,9	3	24	8,0	45,1	
		Max	2,29E-12	8,1	1,03	4,9	46,5	0,5	3	24	8,0	45,1	
Preformingeinflüsse	Referenz ¹		1,51E-12	8,0	0,88	19	51,0	0,5	3	10	3,0	50,5	
	Bänder	aktiviert	8,81E-13	6,9	0,92	4,5	51,2	0,8	3	10	3,0	50,5	
		nicht aktiviert	1,02E-12	21	0,91	3,8	50,7	0,0	3	10	3,0	50,5	
	Nähen	28 tex, SD = 3,3/cm ²	1,77E-12	14	0,97	10	51,2	0,8	3	10	3,0	50,5	
		66 tex, SD = 2/cm ²	2,05E-12	17	0,92	8,6	50,8	0,1	3	10	3,0	50,5	
		66 tex, SD = 3,3/cm ²	2,16E-12	3,8	0,97	8,3	50,6	0,0	3	10	3,0	50,5	
	Tuften/Perforieren	Referenz ¹		8,79E-13	12	1,07	6,9	51,4	0,1	3	10	3,0	51,2
		Tuften		1,88E-12	3,4	1,10	2,5	51,4	0,0	3	10	3,0	51,2
		Perforieren		9,61E-13	3,4	0,87	2,2	51,4	0,0	3	10	3,0	51,2
	Scheren	0° ¹		1,48E-12	5,6	1,27	3,5	51,4	0,0	3	10	3,0	51,0
		10°		1,29E-12	4,6	1,15	10	52,2	0,1	3	10	3,0	52,0
		20°		1,06E-12	11	1,12	10	54,4	0,1	3	10	3,0	54,2
		20°-B		1,44E-12	3,3	1,24	8,6	51,0	0,1	3	10	3,0	50,8
		0° ¹		1,73E-12	5,1	0,89	3,2	51,3	0,0	3	10	3,0	51,0
		Max → 0°		2,26E-12	17	0,88	2,6	51,4	0,0	3	10	3,0	51,0
	Vorkompaktierung	n. VK	0,5	2,60E-12	6,5	-	-	46,4	0,2	5	21	7,0	45,9
			1,0	1,72E-12	7,7	-	-	47,8	0,3	5	21	7,0	45,9
			2,0	1,03E-12	9,7	-	-	50,1	0,5	5	21	7,0	45,9
			3,0	7,22E-13	11	-	-	51,5	0,8	5	21	7,0	45,9
			4,0	5,50E-13	12	-	-	52,4	0,8	5	21	7,0	45,9
VK		0,5	2,20E-12	9,6	-	-	45,9	0,3	3	21	7,0	45,9	
		1,0	1,55E-12	6,2	-	-	47,1	0,0	3	21	7,0	45,9	
		2,0	9,89E-13	7,0	-	-	49,0	0,7	3	21	7,0	45,9	
		3,0	7,20E-13	6,7	-	-	50,4	1	3	21	7,0	45,9	
		4,0	5,71E-13	9,5	-	-	51,2	1,1	3	21	7,0	45,9	

¹ die unbehandelten Proben (Referenzen) sind nicht identisch, da verschiedene Chargen und Lagen des Textils genutzt wurden. Die entsprechenden Versuche wurden daher wiederholt, um eine möglichst isolierte Messung der Einflüsse zu erreichen.

Tabelle 8.5: Prozesseinflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten des NCF 1

NCF 1		K3		Δp		V_F		Versuchsdetails					
Einflussparameter		\emptyset [m ²]	cv [%]	\emptyset [bar]	cv [%]	\emptyset [%]	cv [%]	M	L	K [mm]	V_F initial [%]		
Prozesseinflüsse	Druck [bar] bei verschiedenen Initial- V_F	V_{F1}	0,5	6,52E-12	5,6	0,50	-	44,4	0,2	3	19	7,5	44,1
			1,0	4,80E-12	4,6	1,00	-	45,6	0,4	3	19	7,5	44,1
			1,5	3,93E-12	5,2	1,50	-	46,6	0,6	3	19	7,5	44,1
		V_{F2}	0,5	2,18E-12	3,4	0,50	-	50,9	0,2	3	19	6,5	50,9
			1,0	1,94E-12	4,1	1,00	-	50,9	0,2	3	19	6,5	50,9
			1,5	1,70E-12	5,9	1,50	-	51,1	0,6	3	19	6,5	50,9
			2,0	1,49E-12	7,7	2,00	-	51,4	0,8	3	19	6,5	50,9
		V_{F3}	2,5	1,33E-12	8,0	2,50	-	51,8	1,0	3	19	6,5	50,9
			0,5	1,40E-12	7,4	0,50	-	55,1	0,1	3	19	6,0	55,1
			1,0	1,36E-12	7,2	1,00	-	55,1	0,1	3	19	6,0	55,1
			1,5	1,32E-12	6,2	1,50	-	55,1	0,1	3	19	6,0	55,1
			2,0	1,26E-12	6,1	2,00	-	55,1	0,1	3	19	6,0	55,1
	Zyklische Druckbed.	V_F 1	Zyklus1	3,93E-12	5,2	1,50	-	46,6	0,6	3	19	7,5	44,1
			Zyklus2	3,53E-12	5,0	1,50	-	47,0	0,3	3	19	7,5	44,1
		V_F 2	Zyklus1	1,70E-12	5,9	1,50	-	51,1	0,6	3	19	6,5	50,9
			Zyklus2	1,50E-12	6,9	1,50	-	51,2	0,7	3	19	6,5	50,9
		V_F 3	Zyklus1	1,32E-12	6,2	1,50	-	55,1	0,1	3	19	6,0	55,1
			Zyklus2	1,27E-12	6,7	1,50	-	55,1	0,1	3	19	6,0	55,1

Tabelle 8.6: Textil- und Preformingeinflüsse auf das transversale Imprägnierverhalten des NCF 1

NCF 1			K3		Δp		V_F		Versuchsdetails				
Einflussparameter			\emptyset [m ²]	cv [%]	\emptyset [bar]	cv [%]	\emptyset [%]	cv [%]	M	L	K [mm]	V_F initial [%]	
Textileinflüsse	Lagenanzahl	10	8,13E-12	5,2	0,40	4,5	42,9	0,0	3	10	4,0	42,8	
		20	9,88E-12	1,9	0,36	2,2	42,9	0,0	3	20	8,0	42,8	
	Alternierende Orientierung	0°/45°	Min.	6,45E-12	6,4	0,71	4,7	42,9	0,1	3	20	8,0	42,8
			Max.	5,76E-12	2,8	0,76	2,3	43,0	0,3	3	20	8,0	42,8
	0°/90°	Min.	4,46E-12	1,6	0,98	0,8	46,4	0,0	3	19	7,0	46,3	
		Max.	2,05E-12	2,6	0,90	1,2	46,4	0,0	3	19	7,0	46,3	
Preformingeinflüsse	Referenz ¹		3,48E-12	2,4	0,76	3,2	50,3	0,0	3	10	3,5	50,2	
	Bin-der	aktiviert	1,73E-12	3,3	0,74	2,3	50,2	0,0	3	10	3,5	50,2	
		nicht aktiviert	1,61E-12	12	0,79	8,8	50,2	0,0	3	10	3,5	50,2	
	Tuften/Perforieren	Referenz ¹	9,13E-12	3,3	0,24	15	43,9	0,0	3	10	4,0	43,9	
		Tuften	1,33E-11	8,9	0,25	7,7	43,9	0,0	3	10	4,0	43,9	
		Perforieren	9,34E-12	12	0,24	11	43,9	0,0	3	10	4,0	43,9	
	Scheren	0° ¹	3,48E-12	2,4	0,76	3,2	50,3	0,0	3	10	3,5	50,2	
		10°	3,00E-12	1,7	0,85	1,7	51,4	0,0	3	10	3,5	51,2	
		20°	2,28E-12	3,3	0,84	2,0	53,8	0,0	3	10	3,5	53,7	
		20°-B	3,20E-12	2,5	0,85	1,5	50,2	0,0	3	10	3,8	50,1	
		0° ¹	3,61E-12	2,5	0,58	3,1	50,3	0,0	3	10	3,5	50,2	
		Max→0°	4,61E-12	2,2	0,59	1,8	50,5	0,0	3	10	3,5	50,2	
	Vorkompaktierung	nicht Vorkompaktiert	4,63E-13	6,3	1,12	0,1	46,6	0,0	3	19	7,0	46,5	
Vorkompaktiert		3,89E-12	8,6	1,26	0,0	48,0	0,7	3	19	7,0	46,5		

¹ die unbehandelten Proben (Referenzen) sind nicht identisch, da verschiedene Chargen und Lagen des Textils genutzt wurden. Die entsprechenden Versuche wurden daher wiederholt, um eine möglichst isolierte Messung der Einflüsse zu erreichen.

Tabelle 8.7: Ergebnisse zum transversalen Imprägnierverhalten bei Variation verschiedener Textilparameter

Textilvergleiche				K3		Δp		V_F		Versuchsdetails				
Einflussparameter				\emptyset [m ²]	cv [%]	\emptyset [bar]	cv [%]	\emptyset [%]	cv [%]	M	L	K [mm]	V_F initial [%]	
Textilparameter	Garntiter [tex]	399	NCF 1	6,90E-12	2,9	0,83	2,9	43,7	0,1	3	20	8,0	42,8	
		737	NCF 3	7,38E-12	7,7	0,98	6,1	46,0	0,3	3	20	14,5	42,9	
	Webart	Leinwand	Gew. 2	8,69E-13	16	1,17	9,5	50,0	0,5	3	23	5,0	49,1	
		Köper	Gew. 3	9,97E-13	1,3	1,03	1,3	49,1	0,5	3	23	5,0	48,8	
	Stichlänge [mm]	2,6	NCF 1	6,90E-12	2,9	0,83	2,9	43,7	0,1	3	20	8,0	42,8	
		2,0	NCF 2	6,66E-12	2,8	0,86	2,4	46,4	0,1	3	20	11,0	42,7	
	Materialmix	weich→hart			2,06E-12	7,8	0,95	3,2	46,1	0,1	3	10	3,5	46,0
		hart→weich			1,71E-12	1,8	0,80	4,0	46,0	0,0	3	10	3,5	46,0
		weich→hart			3,10E-12	8,6	1,19	3,0	44,6	1,9	3	20	8	40,3
		hart→weich			2,81E-12	10	1,18	1,9	40,3	0,0	3	20	8	40,3

Tabelle 8.8: Ergebnisse zum transversalen Imprägnierverhalten bei gesättigter und ungesättigter Dickenpermeabilitätsmessung

Sättigungsgrad				K3		Δp		V_F		Versuchsdetails			
Einflussparameter				\emptyset [m ²]	cv [%]	\emptyset [bar]	cv [%]	\emptyset [%]	cv [%]	M	L	K [mm]	V_F initial [%]
HyKoPerm ¹ (HyKo) (gesättigt) vs. 3D-US ² (ungesättigt)	Gew. 1	Hy Ko	$V_{F,1}$	1,54E-12	7,8	1,12	12	50,3	0,09	3	9	2,96	46,1
			$V_{F,2}$	8,17E-13	7,6	1,16	3,9	56,4	0,05	3	11	2,96	56,3
		3D-US	$V_{F,1}$	1,34E-12	22	0,5	-	-	-	3	26	8,00	49,2
			$V_{F,2}$	1,02E-12	22	1,0	-	-	-	3	27	8,00	51,1
			$V_{F,3}$	4,41E-13	16	1,5	-	-	-	3	29	8,00	54,9
		Gew. 3	Hy Ko	$V_{F,1}$	8,44E-13	2,7	1,20	0,4	49,4	0,14	3	13	2,96
	$V_{F,2}$			2,87E-13	4,0	1,24	1,0	56,9	0,23	3	15	2,96	56,9
	3D-US		$V_{F,1}$	6,78E-13	14	1,0	-	-	-	3	35	8,00	49,1
			$V_{F,2}$	3,58E-13	15	1,5	-	-	-	3	37	8,00	51,9
			$V_{F,3}$	2,22E-13	2,0	2,0	-	-	-	3	39	8,00	54,8
	Gew. 3		Hy Ko	$V_{F,1}$	9,33E-13	2,0	1,46	0,9	49,1	0,4	3	23	2,96
		$V_{F,2}$		3,89E-13	3,1	1,68	1,6	55,3	0,0	3	26	2,96	55,2
		3D-US	$V_{F,1}$	5,32E-13	5,0	1,0	-	-	-	3	62	8,00	48,7
			$V_{F,2}$	4,12E-13	20	1,5	-	-	-	3	66	8,00	51,8
			$V_{F,3}$	1,49E-13	25	2,5	-	-	-	3	70	8,00	54,9
		Gew. 2	Hy Ko	$V_{F,1}$	7,52E-13	7,4	1,54	11	50,5	0,36	3	23	2,96
	$V_{F,2}$			3,67E-13	16	1,52	15	55,6	0,04	3	26	2,96	55,5
	3D-US		$V_{F,1}$	7,54E-13	20	0,5	-	-	-	3	62	8,00	48,9
			$V_{F,2}$	4,11E-13	21	1,5	-	-	-	3	66	8,00	52,1
			$V_{F,3}$	3,17E-13	21	2,0	-	-	-	3	69	8,00	54,5
	NCF 1		Hy Ko	$V_{F,1}$	1,70E-12	7,3	1,5	-	51,1	0,73	3	19	7,00
		$V_{F,2}$		1,32E-12	7,5	1,5	-	55,1	0,13	3	19	6,00	55,1
		3D-US	$V_{F,1}$	4,51E-12	67	1,5	-	-	-	3	21	8,00	45,7
			$V_{F,2}$	8,06E-13	29	1,5	-	-	-	3	23	8,00	50,1
$V_{F,3}$			1,20E-12	28	1,5	-	-	-	3	24	8,00	52,2	
HyKoPerm (gesättigt) vs. HyKoPerm (ungesättigt)		NCF 1	Unges.	$V_{F,1}$	7,58E-12	-	-	-	44,1	0,00	1	19	7,50
	$V_{F,2}$			1,30E-12	-	-	-	50,9	0,00	1	19	6,50	50,9
	$V_{F,3}$			9,87E-12	-	-	-	55,1	0,00	1	19	6,00	55,1
	Ges.	$V_{F,1}$	9,12E-12	-	-	-	44,1	0,2	3	19	7,50	44,1	
		$V_{F,2}$	2,15E-12	-	-	-	50,9	0,3	3	19	7,00	50,9	

¹ bezeichnet das in Kapitel 3.2 beschriebene System HyKoPerm
² bezeichnet das in [60] beschriebene System zur ungesättigten Dickenpermeabilitätsmessung. Die Messdaten stammen von Mitschang et al. [126]

Anhang F – Ergänzende Diagramme

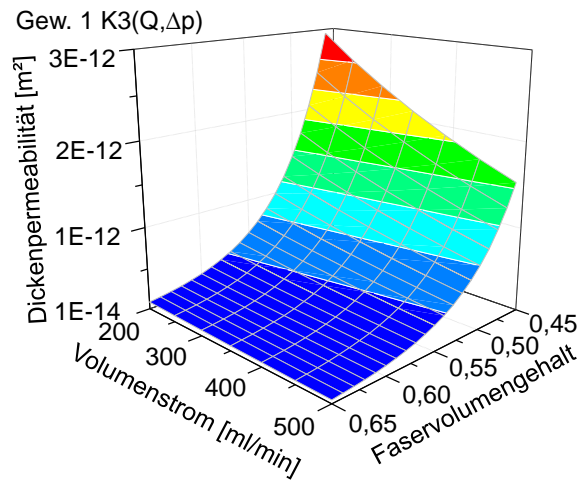


Abbildung 8.3: 3D-Plot des Zusammenhangs zwischen Dickenpermeabilität, Faservolumengehalt und Volumenstrom beim Gew. 1

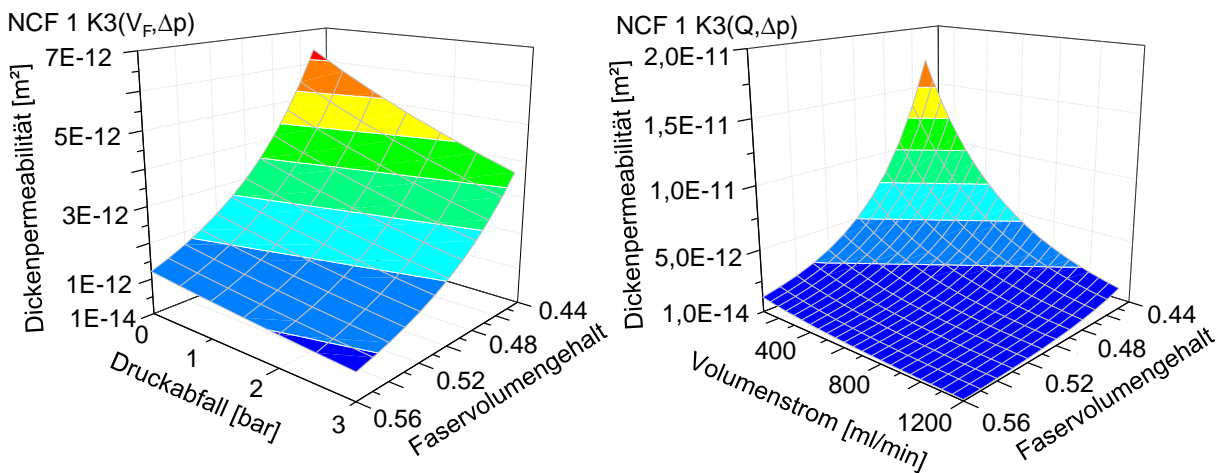


Abbildung 8.4: 3D-Plot des Zusammenhangs zwischen Dickenpermeabilität, Faservolumengehalt und Injektionsdruck bzw. Volumenstrom beim NCF 1

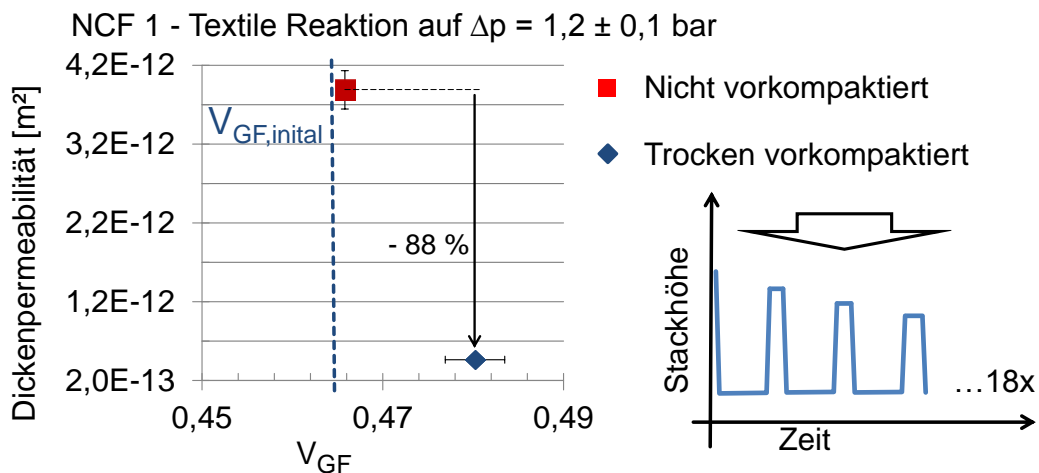


Abbildung 8.5: Einfluss von Vorkompaktierung auf das transversale Imprägnierverhalten von NCF 1

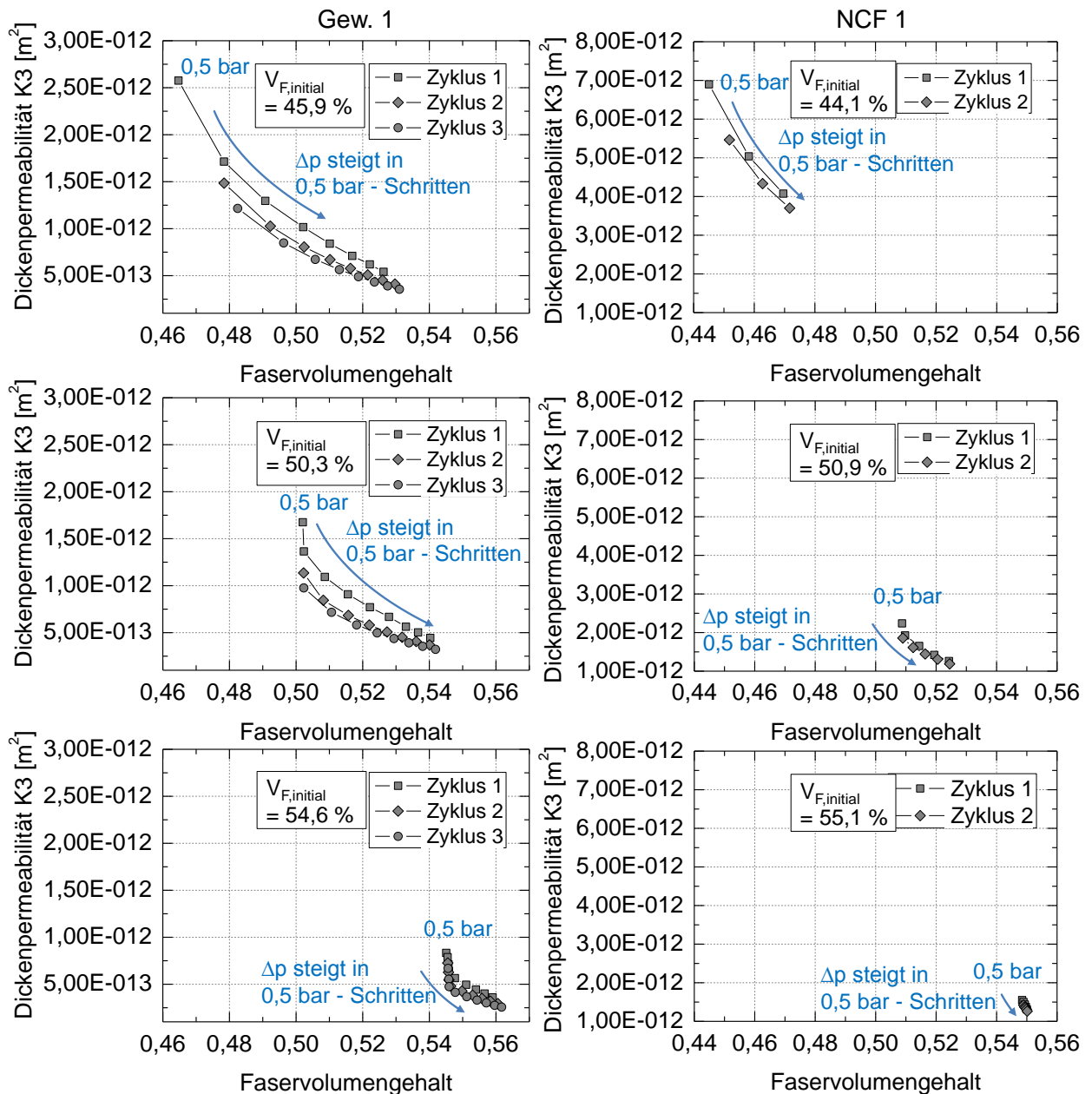


Abbildung 8.6: Abnahme der Dickenpermeabilität durch zyklische Druckbedingungen bei Gew. 1 (links) und NCF 1 (rechts) am Beispiel von je einer Probe pro initialem V_F

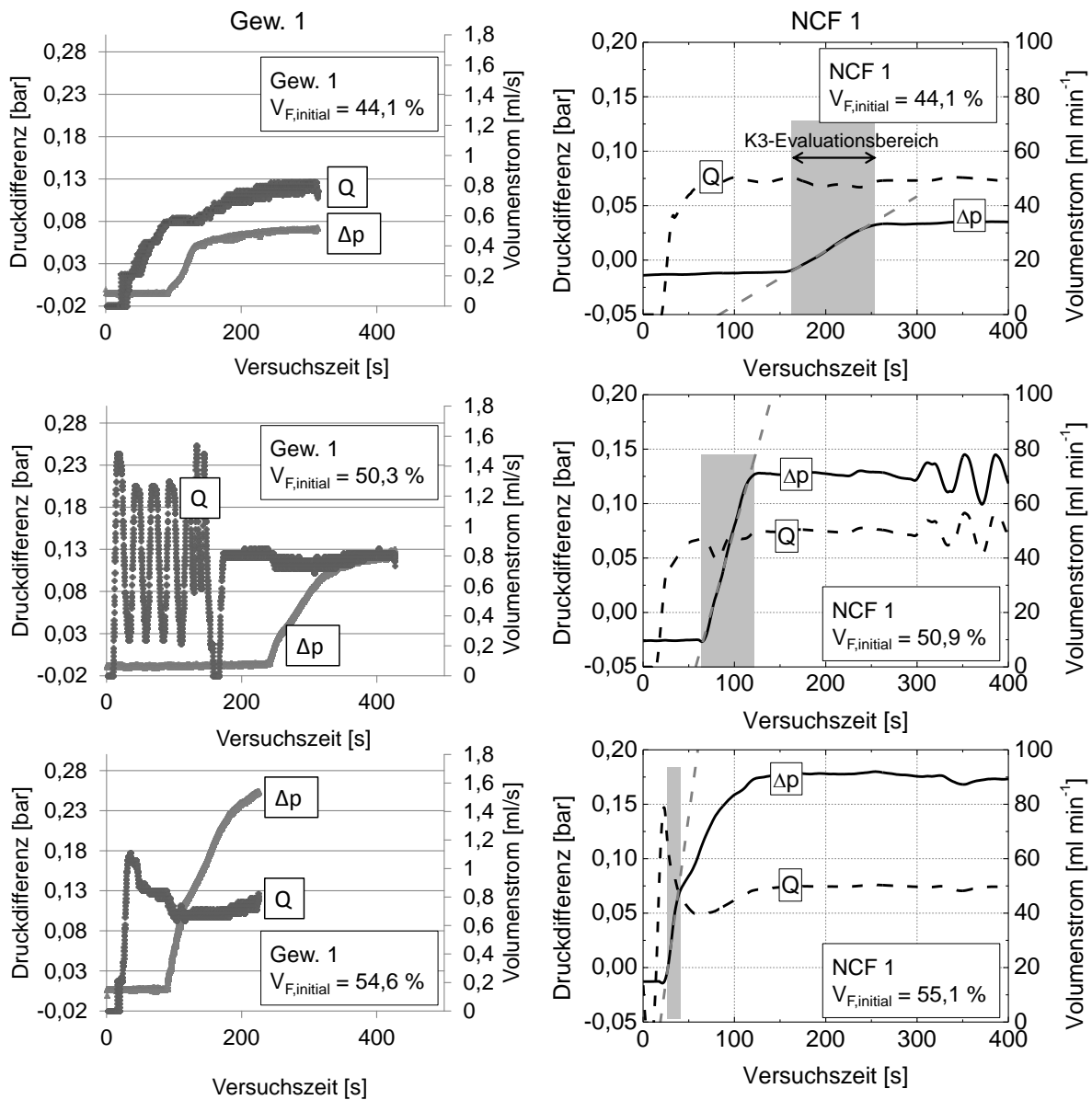


Abbildung 8.7: Verlauf von Volumenstrom und Druckdifferenz bei Sättigung von Gew. 1 (links) und NCF 1 (rechts) am Beispiel von je einer Probe pro initialem V_F

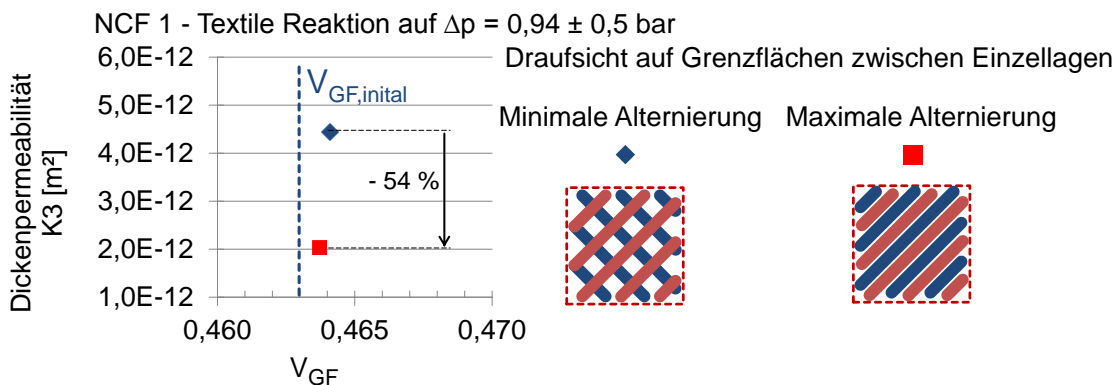


Abbildung 8.8: Einfluss einer alternierenden Lagenanordnung auf das transversale Imprägnierverhalten des NCF 1

Betreute studentische Arbeiten

Linster, Dominik: Experimentelle Analyse des Kompaktierungsverhaltens von Kohlenstofffasergelegen zur Optimierung von RTM-Prozessen. IVW-Bericht 13-022, 2013

Fischer, Jonas: Weiterentwicklung einer Messzelle zur Untersuchung von hydrodynamischen Kompaktierungsvorgängen bei technischen Textilien. IVW-Bericht 13-032, 2013

Weyh, Julian: Untersuchung des Einflusses von Tränkung auf die Kompaktierungs- und Reibeigenschaften von technischen Textilien. IVW-Bericht 13-051, 2013

Seitz, Sebastian: Untersuchung des Einflusses der Preformtechnik auf die Imprägnier- und Reibeigenschaften von technischen Textilien. IVW-Bericht 13-055, 2013

Ginschel, Andreas: Konstruktion einer nutzerfreundlichen Messvorrichtung zur Untersuchung von Scherverformungen bei trockenen Verstärkungstextilien und Organoblechen. IVW-Bericht 13-063, 2013

Haustov, Vitali: Werkzeugoptimierung für das Nasspressverfahren durch Prozesssimulation. IVW-Bericht 13-094, 2012

Quinttus, Matthias: Qualitative Beurteilung des Einflusses verschiedener Kantenradien auf den RTM-Prozess. IVW-Bericht 14-022, 2014

Ley, Maximilian: Evaluierung der Reproduzierbarkeit von Permeabilitätsmessungen mittels Fließfrontverfolgung durch kapazitive Sensortechnologie. IVW-Bericht 14-035, 2014

Stepanenko, Dimitri: Messkonzept für die Charakterisierung des hydrodynamischen Imprägnierverhaltens gewickelter Preforms für hochbelastbare Faser-Kunststoff-Verbunde. IVW-Bericht 14-045, 2014

Broser, Joachim: Einfluss der Prozessparameter beim Advanced RTM auf das hydrodynamische Tränkungsverhalten von Faserstrukturen. IVW-Bericht 14-047, 2014

Gerhard, Kathrin: Machbarkeitsstudie zur Abschätzung der Permeabilität von Faserstrukturen basierend auf Computational Fluid Dynamics. IVW Bericht 14-078, 2014

Zschesche, Jan: Experimentelle Untersuchung der Prozessgrenzen bei der Herstellung von Faser-Kunststoff-Verbunden mittels Harztransferpressen. IVW Bericht 14-080, 2014

Gutekunst, Michael: Kosten- und Wirtschaftlichkeitsbetrachtung hybrider Strukturen im Automobilbau. IVW Bericht 14-081, 2014

Reusenmann, Jewgeni: Evaluierung von Sensorkonzepten für die Fließfronterkennung bei der Herstellung von Faser-Kunststoffverbunden mit Harzinjektionsverfahren. IVW Bericht 14-085, 2014

Clausen, Jonathan: Evaluierung von Alternativen zur Steigerung der Imprägnierbarkeit gewickelter Faserstrukturen für hochbelastbare Faser-Kunststoff-Verbunde. IVW Bericht 14-089, 2014

Linster, Dominik: Einfluss von Textildrapierung auf das hydrodynamische Tränkungsverhalten von textilen Verstärkungsstrukturen für Hochleistungs-Faser-Kunststoff-Verbunde im Automobilbau. IVW Bericht 14-092, 2014

Kiefer, Georg: Untersuchung des Einflusses der Strömungsbeschleunigung auf das textile Reaktionsverhalten bei Imprägnierung in Dickenrichtung. IVW Bericht 15-011, 2015

Publikationen

Zeitschriften (mit wissenschaftlicher Qualitätssicherung)

Becker, D.; Mitschang, P.: Online compaction monitoring for accurate determination of textile reaction to out-of-plane impregnation. *Advanced Composite Letters*, 2014

Grössing, H.; Becker, D.; Schledjewski, R.; Mitschang, P.; Kaufmann, S.: An evaluation of the reproducibility of capacitive sensor based in-plane permeability measurements: a benchmarking study. *Express Polymer Letters*, 2014

Becker, D.; Mitschang, P.: Influence of Preforming Technology on the Out-of-Plane Impregnation Behavior of Textiles. *Composites Part A*, 2015

Becker, D.; Broser, J. Mitschang, P.: An Experimental Study of the Influence of Process Parameters on the Textile Reaction to Transverse Impregnation. *Polymer Composites*, 2015

Zeitschriften (ohne wissenschaftliche Qualitätssicherung)

Holschuh, R.; Becker, D.; Mitschang, P.: Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des FKV-Einsatzes im Automobilbau durch effiziente Verfahrenskombination. *Lightweight Design*, 2012

Arnold, A.; Broser, J.; Becker, D.; Rieber, G.; Mitschang, P.: Influence of textile manufacturing parameters on the maximum shear angle of glass fiber fabrics. *Technical Textiles*, 2013

Becker, D.; Grieser, T.; Arnold, M.; Mitschang, P.: Preform-LCM: Schlüsselemente zur Effizienzsteigerung. *Werkstoffe in der Fertigung*, 2014

Mitschang, P.; Becker, D.; Hildebrandt, K.; Mack, J.: Potenziale der Matrixpolymere für die FKV-Bauteilfertigung im Automobilbau. *Lightweight Design*, 2014

Becker, D.; Mitschang, P.: Precise characterization of reinforcement textiles. *Kunststoffe international*, 2014

Symposien- und Konferenzbeiträge (Vorträge)

Becker, D.; Arnold, M.; Grieser, T.; Rieber, G.; Mitschang, P.: Cutting edge developments for RTM: preforming, draping, injection. *IVW Kolloquium*, 2012

Mitschang, P.; Glawe, M.; Kreutz, D.; Rieber, G.; Becker, D.: Influence of textile parameters on the through-the-thickness permeability of woven textiles. FPCM-11, Auckland, 2012

Rieber, G.; Jiang, J.; Deter, C.; Becker, D.; Kreutz, D.; Glawe, M., Mitschang, P.; Chen, N.: Influence of textile parameters on the permeability of reinforcement textiles. ECCM-15, Venedig, 2012

Becker, D.; Brzeski, M.; Linster, D.; Mitschang, P.: Preform compaction and deformation during through-the-thickness impregnation. 19th ICCM, Montréal, Kanada, 2013

Becker, D.; Mitschang, P.: Application-oriented permeability measurement for LCM processes. Interpore 2013, 2013

Becker, D.; Mitschang, P.: Metrological Consideration of flow-induced preform compaction during out-of-plane permeability measurement. TexComp11, 2013

Becker, D.; Mitschang, P.: Twente, Influence of preforming technology on the out-of-plane impregnation behavior of textiles. FPCM12, 2014

Becker, D.; Mitschang, P.: LCM with transverse impregnation – a step towards mass production of high-performance composites. International METI-Shikoku Forum & Workshop, Takamatsu, Japan, 2014

Symposien- und Konferenzbeiträge (Poster)

Becker, D.; Mitschang, P.: Preforming influences on the out-of-plane impregnation behavior of textiles. 8. Aachen-Dresden International Textile Colloquium, 2014

Becker, D.; Rieber, G.; Mitschang, P.: Textile parameters and through-the-thickness permeability. IVW Kolloquium, 2012

Bobertag, M.; Becker, D.; Glück, J.; Mitschang, P.: Rapid test system for permeability of textiles. 8. Aachen-Dresden International Textile Colloquium, 2014

Patente

Becker, D., Rieber, G., Franz, H.: DE102013102486 - Verfahren zur kontinuierlichen Messung des hydrodynamischen Kompaktierungsverhaltens einer Verstärkungsstruktur