

IVW - Schriftenreihe Band 156

Leibniz-Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Kaiserslautern

Björn Willenbacher

**Bestimmungsmethoden für das transversale
Imprägnier- und Deformationsverhalten
textiler Verstärkungsstrukturen**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

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

Verlag: Leibniz-Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: pri-me Printservice & Medienservice
Barbarossastraße 1
67655 Kaiserslautern
D-386

© Leibniz-Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2023

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: 978-3-944440-53-8

Bestimmungsmethoden für das transversale Imprägnier- und Deformationsverhalten textiler Verstärkungsstrukturen

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Björn Willenbacher, M. Sc.

aus Charleville, Australien

Tag der mündlichen Prüfung:	01. März 2023
Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang
2. Berichterstatter:	Prof. Dr. Paolo Ermanni
3. Berichterstatter:	PD Dr.-Ing. habil. David May

Vorwort

Diese Arbeit entstand in den Jahren 2017 bis 2022 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Verarbeitungstechnik am Leibniz-Institut für Verbundwerkstoffe GmbH.

Zunächst möchte ich meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang für die ausgezeichnete Betreuung dieser Arbeit danken. Seine Förderung und Unterstützung in einem hervorragenden Arbeitsumfeld, bot mir die Gelegenheit diese Arbeit erfolgreich abzuschließen. Weiterhin möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr. Paolo Ermanni von der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich, für die Tätigkeit als Zweitgutachter und für die konstruktiven Diskussionen bedanken. Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes. Ganz besonders möchte ich Herrn PD Dr.-Ing. habil. David May danken, zum einem für des Drittgutachten und zum anderen für die fachliche Unterstützung sowie die Förderung und Forderung, welche mich wissenschaftlich wachsen ließ. Nicht nur wissenschaftlich, sondern auch menschlich war er mir immer ein Vorbild. Die gemeinschaftlichen Projekte und Konferenzen werde ich immer in guter Erinnerung behalten.

Ein besonderer Dank geht an die ehemaligen D.A.Z. WiMi-Kollegen Alexander Faas, Dr.-Ing. Florian Kühn, Dr.-Ing. Oliver Rimmel, Jan Jansen, Jan-Eric Semar und Tim Schmidt. Die gemeinschaftliche Zeit bei konstruktiven und hilfreichen Diskussionen, pfälzischen Spezialitäten, gemeinschaftlichen Unternehmungen und der ein oder anderen Tasse Kaffee, werde ich vermissen.

Auch den ehemaligen D.A.Z.-Kollegen aus dem technischen Bereich möchte ich hiermit danken. Holger Franz für die unermüdliche Unterstützung bei meinen Projekten und die Diskussionen bis teilweise spät in den Abend. Volker Disandt für die stets perfekte Umsetzung meiner Ideen sowie für seine vorbildliche Arbeitseinstellung und Kollegialität. Lars Bolzer für den unermüdlichen Einsatz in meinen Projekten und Herrn Stefan Giehl für ein stets offenes Ohr bei meinen technischen Fragen.

Den ehemaligen Kollegen Alexander Nuhn, Andreas Krämer, Anne Dlugaj, Benjamin Bergmann, Dr.-Ing. Christian Görden, Dr.-Ing. Florian Gortner, Dr.-Ing. Matthias

Domm, Maximilian Eckrich und Dr.-Ing. Peter Arrabiyeh am IVW bin ich für die schöne gemeinschaftliche Zeit und der guten Zusammenarbeit dankbar.

Dr. Miro Duhovic möchte ich für die unermüdliche Unterstützung bei den durchgeführten Simulationen danken. Stefan Weidmann hat mir in der Anfangszeit am IVW den Einstieg erleichtert. Wanderungen in der schönen Pfälzer Natur mit Julian Weber sowie unvergessliche jagdliche Ausflüge mit Dr.-Ing. Stephan Becker, sorgten für den notwendigen Ausgleich.

Ein weiterer Dank geht an die Studenten, welche mich bei meinen Projekten unterstützt haben. Hierzu gehören Peter Steven, Pascal Collet, Ibrahim Bashoruz, Nikolai Benz, Harry Friedrichsen und Florian Dieuonne.

Der größte Dank geht zum Schluss selbstverständlich an meine Eltern. Ohne ihren bedingungslosen Rückhalt und ihre Unterstützung wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen.

Kaiserslautern, März 2023

Björn Willenbacher

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen	III
Verzeichnis verwendeter Formelzeichen	V
Kurzfassung	VII
Abstract.....	VIII
1 Einleitung und Zielsetzung	1
1.1 Einfluss von Kompaktierung, Permeabilität und zwischenmolekularen Kräften auf die transversale Imprägnierung von Textilien	2
1.2 Aufbau der Arbeit.....	3
2 Stand der Forschung und Technik.....	5
2.1 Verstärkungstextilien	5
2.2 Permeabilität bei einer Imprägnierung von Verstärkungstextilien	7
2.3 Kompaktierung bei einer Imprägnierung von Verstärkungstextilien.....	9
2.4 Kapillardrücke bei der Imprägnierung von Verstärkungstextilien	14
2.5 Charakterisierung des Imprägnierungsverhaltens von Textilien	17
2.5.1 Messsysteme zur Bestimmung der Permeabilität	17
2.5.2 Bestimmung von Kapillardrücken von Verstärkungstextilien.....	22
2.5.3 Messmethoden zur Bestimmung der Kompaktierungseigenschaften von Textilien.....	28
2.6 Schlussfolgerung	31
3 Entwicklung von Methoden für die Textilcharakterisierung	32
3.1 Vorbetrachtung zu den Anforderungen an die Messmethode	32
3.2 Entwicklung und Validierung eines Messsystems zur Ermittlung der Dickenpermeabilität.....	36
3.2.1 Versuchsdurchführung und Ergebnisse	55

3.2.2 Grenz- und Fehlerbetrachtung.....	61
3.2.3 Validierung des Messsystems	65
3.2.4 Messergebnisse der Dickenpermeabilität	71
3.3 Entwicklung und Validierung eines Messsystems zur Ermittlung von Kapillardrücken in transversaler Richtung an Verstärkungstextilien.....	76
3.3.1 Grundprinzip und Aufbau des Messsystems	78
3.3.2 Grenz- und Fehlerbetrachtung.....	86
3.3.3 Versuchsplan, Durchführung und Ergebnisse	90
3.3.4 Interpretation der Ergebnisse.....	93
4 Numerische Simulation zur Textilcharakterisierung.....	96
4.1 Grundprinzip und Aufbau der numerischen Simulation	96
4.2 Eingangsparameter.....	98
4.2.1 Kompaktierungseigenschaften.....	98
4.2.2 Dickenpermeabilität	105
4.2.3 Viskosität des Testfluids	106
4.2.4 Zeitabhängiger Fluiddruck beim Füllvorgang.....	106
4.3 Ergebnisse der Simulation	107
4.3.1 Ungesättigte Dickenpermeabilität	107
4.3.2 Gesamtkompaktierung und Einzellagenverschiebung.....	109
4.3.3 FVG-Verteilung.....	111
4.4 Interpretation der Ergebnisse	112
5 Zusammenfassung.....	114
6 Literatur.....	118
7 Betreute studentische Arbeiten	127
8 Publikationen.....	128
9 Lebenslauf	130

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen

Kurzform	Beschreibung
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional
2K	zwei Komponenten
3D	Dreidimensional
ADSA	Axisymmetric Drop Shape Analysis
ARTM	Advanced Resin Transfer Molding
bspw.	beispielsweise
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CAD	Computer-Aided Design
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CNC	Computerized Numerical Control
d. h.	das heißt
et al.	et alia
ETH	Eidgenössische Technische Hochschule
FKV	Faser-Kunststoff-Verbunde
FVG	Faservolumengehalt
HyKoPerm	Bezeichnung des Messsystems für zur Messung des hydrodynamischen Kompaktierungsverhaltens und der Dickenpermeabilität
IVW	Leibniz-Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
LCM	Liquid Composite Molding
LVDT	Linear Variable Differential Transformer
PC	Polycarbonat
PE	Polyethylen

PMMA	Polymethylmethacrylat
POM	Polyoxymethylene
PP	Polypropylen
PS	Polystyrol
RTM	Resin Transfer Molding
SCRIMP	Seemann Composites Resin Transfer Molding Process
tof	time of flight
u. a.	unter anderem
US	Ultraschall
UV	Ultraviolettstrahlung
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion
VI	Vakuuminfusionsverfahren
z. B.	zum Beispiel

Verzeichnis verwendeter Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
Δp	Pa	Druckabfall
∇p	Pa/m	Druckgradient
ΔL	M	Durchströmte Länge
A	m ²	Durchströmte Querschnittsfläche
a	M	Kapillarradius
c	m/s	Schallgeschwindigkeit
D	-	Durchlässigkeitsfaktor
D_1	Pa	Flächenlast an der Position 1
d	M	Kapillardruckmesser
D_f	M	Faserdurchmesser
e	-	Porosität
F	-	Formfaktor
g	m/s ²	Schwerkraft
K	m ²	Permeabilität
K_1	m ²	Höchste Ebenenpermeabilität
K_2	m ²	Geringste Ebenenpermeabilität
K_3	m ²	Dickenpermeabilität
p_0	Pa	Druck im Roving
p_1	Pa	Druck an der Position 1
p_a	Pa	Atmosphärendruck
p_{eff}	Pa	Effektiver Druck
p_f	Pa	Fluiddruck
p_{ftuid}	Pa	Fluiddruck
P_{gesamt}	Pa	Gesamtdruck

P_g	Pa	Druck durch die Gravitation
P_i	Pa	Injektionsdruck
P_k	Pa	Kapillardruck
P_t	Pa	Gesamtdruck
P_v	Pa	Vakuumdruck
Q	m ³ /s	Volumenstrom
R	-	Reflexionsfaktor
Re	-	Reynoldszahl
t	S	Zeit
V	-	Faservolumengehalt
V_F	-	Faservolumengehalt
X	M	Dickenvariable
Z	kg/m ² *s	Schallwellenwiderstand
z	M	Fließfrontposition
β	°	Winkelabweichung relative zur Herstellungsrichtung
γ	Kg/s ²	Oberflächenspannung Fluid
δ	°	Randwinkel zwischen Fluid und Festkörper
η	mPa*s	Fluidviskosität
ϑ	m/s	Fließgeschwindigkeit
ρ	kg/m ³	Fluidichte
τ	-	Tortuosität

Kurzfassung

Bei den Flüssigimprägnierverfahren wird ein trockenes Textil mit einem Harzsystem imprägniert, wodurch Faser-Kunststoff-Verbunde hergestellt werden. Bei der Betrachtung von üblichen Faser-Kunststoff-Verbund-Bauteilen wie z. B. Motorhauben an Kraftfahrzeugen, Verkleidungsstrukturen für die Luft- und Raumfahrt oder Sportgeräte wie Ski wird deutlich, dass es sich meist um „schalenförmige“ Bauteile handelt. Hierdurch wird klar, dass bei einer Imprägnierung in transversaler Richtung, also senkrecht zur Bauteil- bzw. Textilebene, der Fließweg deutlich kürzer ist als in der Bauteilebene. Somit birgt eine transversale Imprägnierung ein großes Potenzial zur Fließweg- und somit zu einer Zykluszeitreduktion. Um das volle Potenzial bei einer Imprägnierung in transversaler Richtung nutzen zu können, müssen die Textileigenschaften für eine akkurate Prozessauslegung so genau wie möglich bekannt sein. Hierzu gehören die Faservolumengehaltsabhängige Tränkbarkeit (Dickenpermeabilität), der Kapillardruck sowie die Kompaktierungseigenschaften von Textilien. Um diese Eigenschaften zu ermitteln, wurden im Zuge dieser Arbeit mehrere Bestimmungsmethoden entwickelt, realisiert und validiert. Kern dieser Bestimmungsmethoden ist ein System welches neben dem Sättigungsvorgang, die Dickenpermeabilität sowie die strömungsinduzierte Textildeformation aufzeichnen kann. Ersteres durch die Verfolgung des Fließfrontfortschritts und Letzteres durch Verfolgung der Gesamtdickenänderung des zu messenden Textilstapels als auch der Änderung der Position einer einzelnen Lage im Textilstapel. Zur Berechnung der Dickenpermeabilität werden zusätzlich noch Druck- und Volumenstrommessungen durchgeführt. Um die Validität von ungesättigten Permeabilitätsmessungen nachzuweisen, wurde ein Kapillardruckmesssystem für eine reine transversale Strömung entwickelt. Hier wird die Fließfront in Abhängigkeit der Zeit dazu genutzt um den Kapillardruck zu bestimmen. Alle Methoden und Verfahren ermöglichen ein tieferes Verständnis der Vorgänge bei einer transversalen Imprägnierung von Textilien. Die gewonnenen Daten können zusätzlich als Eingangsparameter für Prozesssimulationen genutzt werden. Die Grundlagen einer solchen Simulation wurden erfasst und erste Simulationen zur Ermittlung einer Umsetzbarkeit bei der ungesättigten Dickenpermeabilität sowie der hydrodynamischen Kompaktierung durchgeführt.

Abstract

In Liquid Composite Molding processes, a dry fiber structure is impregnated with a resin system to produce fiber reinforced polymer composites. Common fiber reinforced polymer composites parts such as hoods for cars, aircraft cladding parts, aerospace solid fuel engine housings or sports equipment such as skis are mostly shell-like parts. As a result, the flow length in out-of-plane direction is for typical composite parts significantly shorter than in in-plane direction. Thus, out-of-plane impregnation offers great potential to reduce the flow length during the production and thus to reduce cycle times. In order to utilize the full potential of out-of-plane impregnation, the textile properties must be known as precisely as possible for accurate process design. These include fiber volume content (FVC) dependent out-of-plane permeability, textile compaction properties, inhomogeneous FVC distribution in out-of-plane direction and out-of-plane capillary pressure. The inhomogeneous FVC distribution is the results of pressure reduction during flow through the textile stack, where the pressure is reduced from injection pressure at the inlet side of the fiber stack to in usual case atmospheric pressure at the outlet side. In order to determine these properties, several measuring systems have been developed, built-up and validated. The core of these measuring systems is a system that can record not only the saturated but also the realistic unsaturated out-of-plane permeability and the flow-induced textile deformation. This includes the total thickness change of the textile stack as well as the change of position of a single layer in the textile stack. The pressure difference in the fiber stack is determined with two pressure sensors, one at the inlet and at the outlet of the measurement system. The volume flow is generated with a pressure vessel and the volume flow is tracked with a flowmeter. A spring-loaded perforated plate acts as the distribution media and follows the compaction of the measured fiber stack together with three spring-loaded displacement sensors, enabling tracking of the movement of the perforated plate. With this method, the change in the thickness of the fiber stack can be monitored. Ultrasonic sensors are used to track the position of an insert placed within the fiber stack. The insert is a piece of aluminum foil with a diameter of 10 mm and a thickness of 10 μm , which reflects the ultrasonic signal. When the position of the insert changes, the time-of-flight of the sound signal changes, which can be used to determine the change in position. With this information, the change in the position of

the insert and thus the position of the following textile layer can be tracked and this can be used to estimate the inhomogeneous FVC distribution in out-of-plane direction. An ultrasonic sensor is also used to monitor the flow front progression depending on time as basis for unsaturated out-of-plane permeability calculation. Therefore, the change of the sound signal velocity due to the saturation process is used.

To evaluate the influence of the out-of-plane capillary pressure, a capillary pressure measurement system for a pure out-of-plane flow was developed. This system is further necessary to prove the validity of unsaturated out-of-plane permeability measurements. This measurement system determines the flow front progression depending on time by using a scale to track the mass increase due to the capillary pressure. A novel sealing concept, which seals the fiber stack at the edge area with a two-component silicone, preventing any flow in the in-plane direction, was developed ensuring pure flow in the transverse direction. For the final calculation, a special solution of the Navier-Stokes equation is used.

During flow-induced textile deformation, the fiber stack is not compacted uniformly. The fiber stack exhibits a non-uniform FVC distribution, where a single textile layer can be compacted and relaxed several times during impregnation. For input parameter for simulations, the average compaction behavior of a single layer of different textiles were determined. An arrangement of alternating textile layers and separation plates, made out of carbon fiber reinforced polymer, was placed in a universal testing machine and the arrangement was compacted with a defined compaction speed to a final compaction force. Using this method, the compaction behavior of a defined single textile layer cannot be determined, along with the average compaction behavior of a single layer of textile type. To ensure that the mechanical behavior of the separation plates do not have an influence on the investigation, the compaction behavior of the plates has been determined separately and this has then been considered during the evaluation of the measurements. However, nesting effects are not considered in these measurements, which in turn leads to a deviation in the results.

Results from the measurements have therefore been used to develop a finite element based simulation model, with the goal to check if simulations can be used additional to experiments. Process simulations can lead to a deeper understanding of the process and show details that are difficult or impossible to measure experimentally.

Furthermore, simulations can be used to quickly, effectively and inexpensively carry out investigations that would be much more complex with physical experiments. A detailed 3D fluid-structure-interaction model of the measurement system itself was created. The positions of the various sensors in the measuring system were also specified as measuring points in the simulation to ensure the best possible comparability.

The measurements with the out-of-plane permeability measurement system as well as the single layer compaction measurements have been performed with a glass fiber woven (2/2) and the biaxial non-crimp fabric. For the capillary pressure measurements additional a glass fiber random mat was used.

Due to the new out-of-plane measurement concept, determination of the unsaturated and saturated out-of-plane permeability with the exact same fiber stack is possible. All boundary conditions such as FVC, injection pressure, fluid viscosity etc. remain equal. Only the saturation condition of the fiber stack differs. The woven reinforcement shows a 42% to 63% increase in permeability in the unsaturated state compared to the saturated state while the non-crimp fabric a 48% to 67% better permeability compared to the saturated state. Furthermore, inhomogeneous compaction effects could be verified by single layer displacement tracking.

The capillary pressure measurements have been performed with three different FVC for each textile. Three repeat measurements were carried out for each textile. The capillary pressures ranged between 150 and 225 Pa which is in this negligibly low.

With the simulation the unsaturated out-of-plane permeability as well as the total compaction and single layer displacement of Saertex X-E-444 could be determined for three different FVC. Here, very good agreements could be demonstrated. Furthermore, the simulation was used to determine the FVC distribution of a Saertex X-E-444 with 49.3% FVC. The FVC distribution agrees with the results from the literature and is therefore plausible.

All methods and procedures described here allow a deeper understanding of the processes during the transverse impregnation of technical textiles, which in turn can lead to process improvements and thus to better economic efficiency of fiber-reinforced plastic composites by e.g. process and material optimization.

1 Einleitung und Zielsetzung

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) bestehen aus mindestens zwei verschiedenen Materialien welche sich im Verbund durch ihre Eigenschaften ergänzen. In der Regel handelt es sich beim Fasermaterial um Glasfasern, Kohlenstofffasern, Basaltfasern oder biobasierte Fasern aus Flachs oder Hanf. Die Fasern übernehmen im Verbund vorwiegend lasttragende Aufgaben, würden aber ohne Stabilisierung durch die Matrix ihre Form nicht beibehalten. Für die Matrix werden Kunststoffe eingesetzt, welche neben der Formfixierung noch weitere Aufgaben übernehmen. So schützt der Kunststoff die Fasern vor äußeren Einflüssen wie UV-Licht und aggressiven Medien und übernimmt lasteinleitende Funktionen. Als Kunststoffe kommen sowohl Thermoplaste als auch Duroplaste zum Einsatz, wobei für strukturelle Bauteile vorwiegend die duoplastischen Kunststoffe für den Breitenmarkt eingesetzt werden. Duroplastische Kunststoffe haben in der Regel im unvernetzten Zustand eine deutlich geringere Viskosität als geschmolzene Thermoplaste. Aus diesem Grund lassen sich mit Duroplasten längere Fließwege realisieren und eignen sich somit besonders gut für die Imprägnierung von Textilien.

FKV eignen sich durch die guten dichtebezogenen mechanischen Eigenschaften dazu Leichtbau zu betreiben und um schwere Bauteile, welche z. B. klassisch in Metallbauweisen hergestellt werden, zu substituieren. Gerade in Zeiten, in denen der Klimaschutz immer wichtiger wird, kann ein gezielter Einsatz von FKV zu erheblichen Einsparungen wichtiger Rohstoffe und Ressourcen bzw. zu einer Reduzierung von klimaschädlichen Treibhausgasen beitragen.

Dem Einsatz von FKV stehen allerdings oftmals die hohen Kosten gegenüber. Neben den Materialkosten für Faser und Matrix, sind die Herstellungskosten für FKV-Bauteile nicht unerheblich. Mit einer wesentlichen Reduzierung der Materialkosten ist in Zukunft nicht zu rechnen. Sollen trotz allem klassische Bauteile kostengünstig oder kostenneutral substituiert werden, so müssen die Herstellungskosten deutlich reduziert werden.

1.1 Einfluss von Kompaktierung, Permeabilität und zwischenmolekularen Kräften auf die transversale Imprägnierung von Textilien

Bei Flüssigimprägnierverfahren wird ein trockenes Textil mit einem flüssigen Kunststoff getränkt. Für die Imprägnierung von Textilien zur Herstellung von FKV haben sich verschiedenste Verfahren etabliert wie z. B. das Resin Transfer Molding Verfahren (RTM), das Nasspressen, das Vacuum Assisted Resin Infusion Verfahren (VARI) oder das Autoklav Verfahren. Je nach Bauteilgeometrie, gewünschten Eigenschaften und/oder Stückzahlen wird ein jeweiliges Verfahren ausgewählt, welches das Textil entweder in Faserrichtung oder in transversaler Richtung, also in Dickenrichtung imprägniert. Die Imprägnierungseigenschaften eines Textils sind richtungsabhängig und bei der quantifizierbaren Durchlässigkeit wird von der Permeabilität gesprochen, wobei die Permeabilität in transversaler Richtung in der Regel geringer ist wie die Permeabilität in der Ebene [1]. Dies kann zu der Annahme führen, dass eine Imprägnierung in der Ebene vorteilhaft ist, zumal Textilien bei einer Durchströmung in der Ebene typischerweise weniger sensibel gegenüber einer strömungsinduzierten Deformation sind. Bei Betrachtung von üblichen, durch Liquid Composite Molding (LCM) hergestellten FKV-Bauteilen wird aber deutlich, dass es sich meist um flächige Bauteile handelt, bspw. eine Motorhaube. Aufgrund des hohen Aspektverhältnisses (Seitenlängen \gg Dicke) kann eine Imprägnierung in Dickenrichtung wirtschaftlich sinnvoll sein, um die Imprägnierungszeiten und somit die Zykluszeiten, bestehend aus Imprägnierung und Aushärtung, deutlich zu verkürzen, da ein beträchtlicher Anteil der Zykluszeit auf die Imprägnierung entfällt [2]. Allerdings birgt die Imprägnierung eines Textils in Dickenrichtung einige Herausforderungen. Bei einer Imprägnierung in Dickenrichtung führt der Injektionsdruck zur Kompaktierung des Textilstapels, die sogenannte hydrodynamische Kompaktierung. Dies ist das Resultat aus dem Druckabbau im gesättigten Textilbereich. Die hydrodynamische Kompaktierung hat indirekt über den neuen Faservolumengehalt (FVG) ebenfalls einen Einfluss auf die Permeabilität und umgekehrt. So führt eine Reduktion der Permeabilität tendenziell zu einer höheren hydrodynamischen Kompaktierung, was wiederum einen negativen Einfluss auf die Permeabilität hat. Diese gegenseitige Beeinflussung im gesättigten Bereich läuft so lange ab, bis sich ein Gleichgewicht einstellt. Eine weitere Herausforderung ist die Beurteilung der zwischenmolekularen Kräfte als zusätzlicher Treiber der Strömung und der Beeinflussung des Benetzungsverhaltens, welche

ebenfalls einen Einfluss auf den Imprägnierungsvorgang haben können und ebenfalls durch die hydrodynamische Kompaktierung beeinflusst werden.

Um die Imprägnierung von FKV potenziell verbessern zu können, ist es zwingend notwendig genau diese Abläufe während einer Imprägnierung zu kennen. Nur so ist eine genaue Anpassung des Prozesses möglich, um eine effektive, schnelle und wirtschaftliche Herstellung von FKV-Bauteilen sicherzustellen.

In dieser Arbeit werden Methoden zur Untersuchung der transversalen Imprägnierung von deformierbaren Textilstrukturen für FKV vorgestellt. Hierbei wird vor allen auf messtechnische Methoden zum Erfassen der ungesättigten Dickenpermeabilität, der hydrodynamischen Kompaktierung und des Kapillardrucks in Dickenrichtung eingegangen. Eine ergänzende numerische Simulation dient der Fragestellung, ob eine Simulation ergänzend zu den Messungen genutzt werden kann.

Die einzelnen Methoden werden in dieser Arbeit beschrieben. Hierzu gehören die Überlegungen zu der Auslegung, die Erstellung der Lastenhefte, notwendige Voruntersuchungen, die Konstruktionen sowie die Validierungen der Messverfahren durch Untersuchung ausgewählter Textilien.

1.2 Aufbau der Arbeit

Ziel der Arbeit ist eine Methodenentwicklung zur Charakterisierung von Verstärkungstextilien bei einer transversalen Imprägnierung zu ermöglichen. Hierzu werden verschiedene Methoden entwickelt. Bei den Methoden stehen folgende Punkte im Vordergrund:

- Bestimmung der ungesättigten Dickenpermeabilität¹
- Bestimmung des inhomogenen Kompaktierungsverhaltens
- Bestimmung der Kapillarkräfte in transversaler Fließrichtung

Die Textileigenschaften die bestimmt werden sollen, sind maßgeblich für ein tieferes Verständnis über die Vorgänge bei einer Imprägnierung in Dickenrichtung notwendig. In Abbildung 1.1 ist der Aufbau und das methodische Vorgehen der Arbeit graphisch dargestellt.

¹ Die Textilstruktur ist zunächst ungesättigt und wird im Imprägnierungsprozess gesättigt

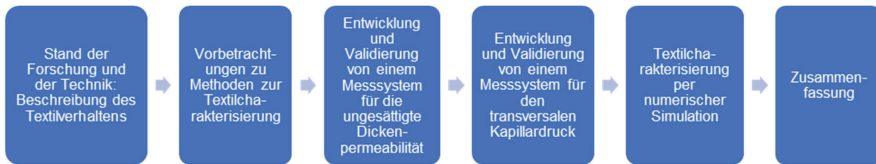


Abbildung 1.1: Aufbau der Arbeit

Im **ersten** Schritt wird der Stand der Forschung und der Technik beleuchtet, um einen Überblick über aktuelle Entwicklungen und Forschungsthemen zu erhalten. Hierbei wird ein besonderes Augenmerk auf Methoden zur Bestimmung der Dickenpermeabilität gelegt.

Im **zweiten** Schritt wird aufbauend auf den Erkenntnissen aus dem Stand der Forschung und der Technik eine Vorbetrachtung zur Entwicklung neuer Methoden zur Erfassung der komplexen Zusammenhänge von Dickenpermeabilität, Kompaktierung und Kapillardruck in transversaler Richtung erstellt. Das Ergebnis der Vorbetrachtung ist die **Forschungshypothese**, dass es zweckmäßig ist die Messungen auf verschiedene Messmethoden aufzuteilen und diese mit numerischen Simulationen zu unterstützen, um möglichst genaue und somit belastbare Ergebnisse zu erhalten. Daraus leiten sich die folgenden Schritte ab.

So wird in Schritt **drei** ein Messsystem für die Dickenpermeabilität zusammen mit der hydrodynamischen Kompaktierung entwickelt und validiert.

In Schritt **vier** erfolgt die Entwicklung eines Messsystem für die Bestimmung des Kapillardrucks in transversaler Richtung.

Bei Schritt **fünf** wird die Umsetzbarkeit einer numerischen Simulation für die Bestimmung der ungesättigten Dickenpermeabilität inkl. der Textilreaktionen beschrieben.

In Schritt **sechs** wird die Arbeit zusammengefasst.

2 Stand der Forschung und Technik

In diesem Kapitel wird auf die Textilpermeabilität, die Textilreaktion aufgrund einer transversalen Anströmung und den Einfluss zwischenmolekularer Kräfte bei einer Imprägnierung von Verstärkungstextilien eingegangen. Anschließend werden aktuelle Messmethoden beleuchtet, wobei insbesondere auf die transversale Strömungsrichtung eingegangen wird.

2.1 Verstärkungstextilien

In der Regel wird ein Textil aus einzelnen Rovings aufgebaut – ein Strang aus parallelen nicht verdrehten Einzelfasern [3, 4] – die zusammengefasst das Textil ergeben. Je nachdem ob die Rovings gelegt oder verwebt werden, wird von einem Gelege oder Gewebe gesprochen. Bei einem Gelege wird das Textil aus zwei rechtwinkligen Rovings, die Kette und den Schuss aufweisen aufgebaut [3]. Beispiele für Gewebe und Gewebearten sind in Abbildung 2.1 dargestellt. Bei einem Gelege werden die Rovings streng unidirektional abgelegt [3] und z. B. durch vernähen fixiert. Ein Beispiel für einen Aufbau bei einem Gelege ist in Abbildung 2.2 gezeigt. Die dritte Form von Textilien sind die Matten, hier liegen die Fasern ungeordnet und wirt vor. Diese Form von Textilien wird in diesem Abschnitt nicht weiter betrachtet.

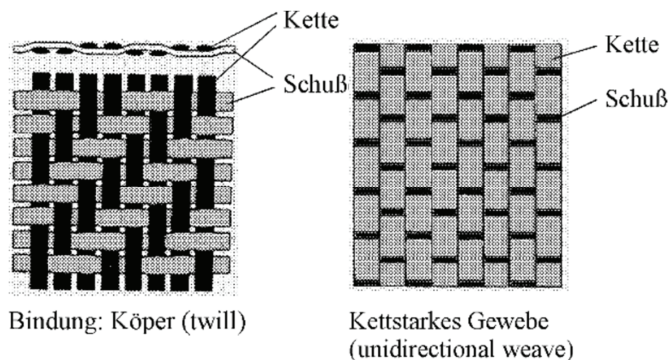


Abbildung 2.1: Gebräuchliche Gewebekonstruktionen [3]

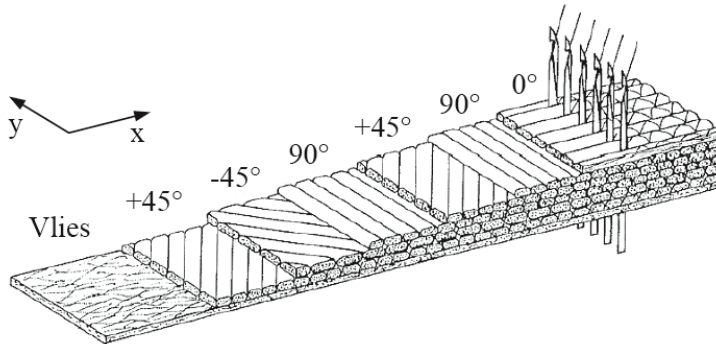


Abbildung 2.2: Gelege aus unidirektionalen Schichten gezielter Orientierung [3]

Wird ein solches Textil aus Rovings näher betrachtet, so ist zu erkennen, dass zwei Arten von Fließkanälen in einer Textilstruktur vorhanden sind. Einmal relativ große, zum Teil mehrere mm große Makrofließkanäle zwischen den Rovings und Mikrofließkanäle in den Rovings selber, welche im Mikrometer Bereich liegen. Naturgemäß wird ein Injektionsdruck getriebenes Fluid aufgrund des geringeren Fließwiderstands in den Makrofließkanälen fließen. Das Fließen in den Rovings wird durch den Kapillardruck bestimmt [5–7]. In Abbildung 2.3 ist ein Schliffbild von einem FKV-Bauteil dargestellt in dem die einzelnen Rovings erkennbar sind.

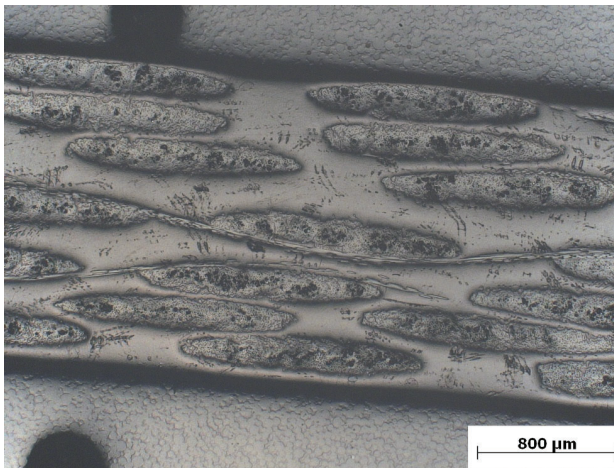


Abbildung 2.3: Schliffbild eines FKV-Bauteils mit Sicht auf die einzelnen Rovings

2.2 Permeabilität bei einer Imprägnierung von Verstärkungstextilien

Wird ein Verstärkungstextil mit einem flüssigen Harzsystem imprägniert, strömt eine Flüssigkeit durch eine poröse Struktur. Das Strömen einer Flüssigkeit durch eine poröse Struktur kann durch das Gesetz von Darcy (Gleichung 2.1) für einen eindimensionalen Fall wie folgt beschrieben werden [8].

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

Hierbei ist Q der Volumenstrom, K die Permeabilität der porösen Struktur, Δp ist der Druckabfall in Fließrichtung A entspricht der durchströmten Querschnittsfläche, η ist die Fluidviskosität und ΔL ist die durchströmte Länge. Für die Anwendung von dem Gesetz von Darcy müssen folgende Bedingungen erfüllt sein:

- Die Strömung muss laminar und stationär sein:

Das Gesetz von Darcy ist eine spezielle Form der Navier-Stokes Gleichung [9], welches nur für den linearen Zusammenhang zwischen Fließgeschwindigkeit ϑ und Druck gültig ist. Der nicht lineare Trägheitsterm der Navier-Stokes Gleichung wird nicht berücksichtigt. Somit ist für die Gültigkeit von dem Gesetz von Darcy eine schleichende, stationäre und inkompressible Strömung notwendig. Diese gewährleistet ein Gleichgewicht zwischen Injektionsdruck und Fließgeschwindigkeit. Bei einer turbulenten Strömung ist der Zusammenhang zwischen Strömungswiderstand und Fließgeschwindigkeit nicht mehr linear, sondern wird proportional zum Quadrat der Fließgeschwindigkeit [10]. Mit Berechnung der Reynoldszahl Re , kann festgestellt werden, ob es sich bei einer Strömung um eine laminare Strömung handelt und das Gesetz von Darcy verwendet werden kann. Je nach Literatur, wird eine Reynoldszahl von 1 [11] oder ein Bereich von 1-10 [12] als kritische Grenze genannt. Die Reynoldszahl lässt sich mit folgender Gleichung (2.2) berechnen [13]:

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

Hierbei ist ϑ die Fließgeschwindigkeit, ρ ist die Fluidichte, K ist die Permeabilität des Textils, V_F der Faservolumengehalt und η ist die Fluidviskosität.

- Bei dem Fluid muss es sich um ein inkompressibles, newtonsches Fluid handeln (keine scherratenabhängige Viskosität)
- Die durchströmte Struktur muss mechanisch steif sein, der durchströmte Querschnitt darf sich nicht ändern
- Kapillarkräfte dürfen aufgrund der stationären Strömung keinen Einfluss haben

Das ursprüngliche Gesetz von Darcy beschreibt eine kontinuierliche Strömung in einem gesättigten porösen Medium, d. h. das Medium ist bereits mit dem durchströmenden Fluid gesättigt. Bei Betrachtung einer Imprägnierung einer Textilstruktur mit einem Harz, ist die Textilstruktur zunächst ungesättigt und wird im Imprägnierungsprozess gesättigt. Das Gesetz von Darcy kann auf diese Gegebenheit angepasst werden (Gleichung (2.3)). Hierzu wird der Quotient aus Volumenstrom und durchströmter Querschnittsfläche durch die richtungsabhängige Fließgeschwindigkeit \vec{v} ersetzt. Der Druckgradient ∇p ist die Druckdifferenz zwischen Anguss und Fließfront, wobei der Druck in dem bereits gesättigten Bereich abfällt [14].

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

Die Parameter die einen Einfluss auf den Fließfrontfortschritt haben, sind somit die Textilpermeabilität, der Druckgradient und die Viskosität des Harzes. Der Druckgradient ist durch die Herstellungsparameter bekannt. So liegt auf der Angussseite der Injektionsdruck an und an der Fließfront herrscht Atmosphärendruck bzw. Vakuum [14]. Das Viskositätsverhalten ist abhängig vom verwendeten Harzsystem und dem aktuellen Vernetzungszustand, welches einen komplexen Zusammenhang zwischen Temperatur und Zeit aufweist [15]. Die Permeabilität einer Textilstruktur ist richtungsabhängig und quantifiziert die Durchlässigkeit eines Textils für ein Fluid. In dem vorliegenden dreidimensionalen Fall kann die Permeabilität eines Textils mit einem Tensor der zweiten Stufe dargestellt werden. Durch die Symmetrieannahmen bei Textilien kann die Permeabilität auf drei Werte reduziert werden [16]:

- K_1 ; die höchste Ebenenpermeabilität
- K_2 ; die niedrigste Ebenenpermeabilität
- K_3 ; die Dickenpermeabilität

Hierbei steht K_2 senkrecht auf K_1 und Winkelabweichungen von K_1 zu der relativen Herstellungsrichtung des Textils wird mit β bezeichnet [16].

2.3 Kompaktierung bei einer Imprägnierung von Verstärkungstextilien

Das Gesetz von Darcy, sieht eine steife unveränderliche Struktur vor. Diese Annahme ist bei einer Imprägnierung in der Ebene in der Regel gültig. Oftmals ist erst ab Injektionsdrücken von >20 bar mit relevantem sogenanntem „fiber washout“ – dem Verschieben der Textilstruktur aufgrund des Injektionsdrucks – und somit mit einer Veränderung der Struktur zu rechnen [17]. Bei einer Imprägnierung in transversaler Richtung, kann dahingegen bereits ein geringer Injektionsdruck zu einer relevanten Verschiebung der Textilstruktur führen. Die Begründung hierfür kann aus Abbildung 2.1 abgeleitet werden. In der Ebene liegen die Rovings bereits eng zusammen, in Dickenrichtung besteht dahingegen noch die Möglichkeit, dass sich die Rovings platzsparend zusammenschieben, das sogenannten Nesting. Dies resultiert durch den Abbau des Injektionsdrucks über den Fließweg und wird als hydrodynamische Kompaktierung bezeichnet [18–20].

Die Kompaktierung einer Textillage oder eines Textilstapels unterliegt verschiedenen Mechanismen. Hierbei muss zwischen dem Mikroporenraum innerhalb der Multifilamentgarne und dem Makroporenraum zwischen den Multifilamentgarnen unterschieden werden. Hierdurch ergibt sich bei einer globalen Kompaktierung² ohne Durchströmung das Kompaktierungsmodell nach Matsudaria und Qin [21], gezeigt in Abbildung 2.4 links. In den ersten zwei Stufen wird vorwiegend der Zwischenraum zwischen den Filamenten und den Garnen geschlossen. Anschließend folgt die dritte Stufe mit einer Faserverformung. Bei der Reduktion des Kompaktierungsdrucks ist anschließend ein plastischer Effekt zu beobachten, welcher als Kompaktierungshistorie³ des Textils bezeichnet werden kann. Bei einer erneuten Kompaktierung des Textilstapels wird sich ein veränderter Kompaktierungsverlauf einstellen. Dieser Verlauf wird mit steigender Anzahl der Kompaktierungsvorgänge gegen einen Grenzwert konvergieren. Dies konnten Kabachi et al. sowie Sandberg et al. durch zyklische Kompaktierungsversuche nachweisen [22–24].

² Die Kompaktierung eines kompletten Textilstapels, wobei das Verhalten integral betrachtet wird

³ Das Textil hat somit eine Belastungsgeschichte und wird bei einer weiteren Belastung ein verändertes Verhalten zeigen

Bei der Herstellung von FKV entfällt in der Regel die dritte lineare Stufe [1]. Die ersten beiden Stufen sind vorwiegend durch die nach Chen et al. [25] beschriebenen und in Abbildung 2.4 (rechts) dargestellten Faktoren beeinflusst, wobei vorwiegend das Nesting zum Tragen kommt. Hierbei schieben sich die Unebenheiten platzsparend zusammen. Eine Erhöhung der Lagenanzahl führt somit gewöhnlich zu einer Reduktion des Kompaktierungswiderstands. [25–27].

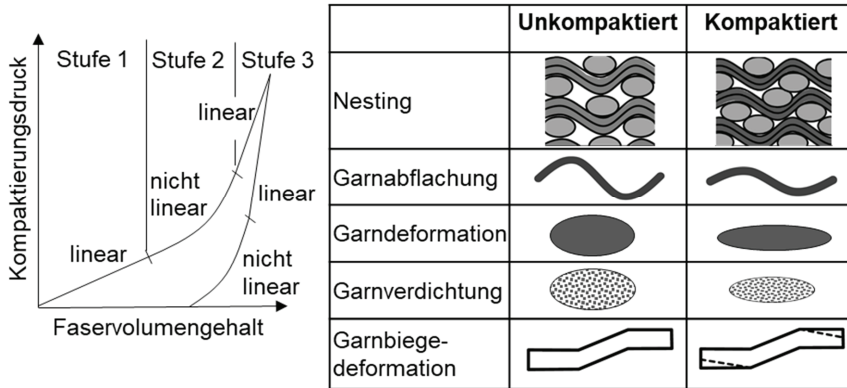


Abbildung 2.4: Korrelation von Kompaktierungsdruck und Faservolumengehalt (links) in Anlehnung an Matsudaira und Qin [21], Faktoren der Textilkompaktierung in Anlehnung an Chen et al. [25] (Quelle Bild [1])

Da die beschriebenen Vorgänge vorwiegend in Dickenrichtung ablaufen, führt dies dazu, dass bei einer Auslegung einer transversalen Imprägnierung die Kompaktierung berücksichtigt werden muss. Bei der hydrodynamischen Kompaktierung handelt es sich um ein komplexes Zusammenspiel zwischen Druckabbau, Kompaktierung und daraus resultierenden Fließwiderständen, welche sich gegenseitig beeinflussen bis ein Gleichgewicht eingestellt ist. Da die Kompaktierung nicht konstant ist, müssen zu dem Zeitpunkt und an jedem Ort in dem durchströmten Bereich die Permeabilität, der Faservolumengehalt sowie der Druck bekannt sein [28]. Der Zusammenhang ist in Abbildung 2.5 dargestellt. In der Abbildung ist auch zu erkennen, dass sich im gesättigten Bereich kein konstanter FVG einstellt, solange dieser mit einem Fluid durchströmt wird. In der Regel stellt sich eine nichtlineare FVG-Verteilung ein, wobei sich der geringste FVG auf der Eintrittsseite und der höchste FVG auf der Austrittsseite oder bei einem noch nicht vollständig getränkten Textilstapel an der Fließfront einstellt [20, 28, 29].

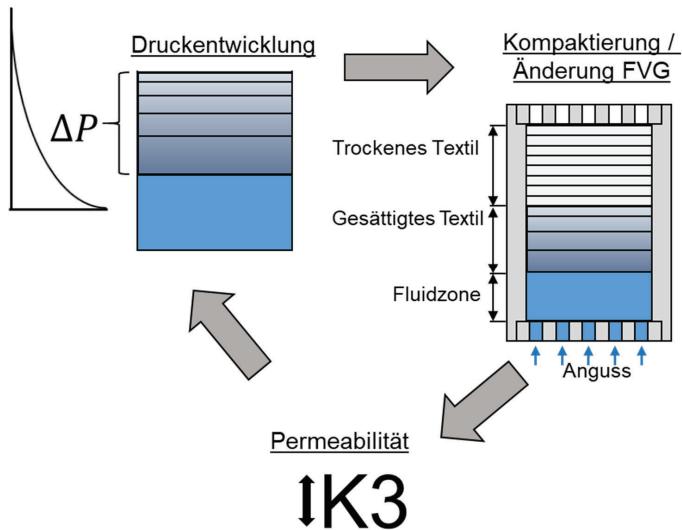


Abbildung 2.5: Kreislauf der Wechselbeziehungen zwischen Permeabilität, Änderung des FVG und der Druckentwicklung im durchströmten Bereich

In Abbildung 2.6 werden die möglichen einzelnen Imprägnierungsschritte dargestellt sowie die möglichen Textilreaktion als Resultat des Druckabbaus in der durchströmten Zone.

1. Der Textilstapel wird trocken auf einen zuvor definierten FVG kompaktiert.
2. Die Imprägnierung hat begonnen und das Textil wird durch den resultierenden Injektionsdruck kompaktiert. Hierbei liegt im trockenen Textil ein konstanter FVG vor. Der resultierende FVG ist abhängig von den Kompaktierungseigenschaften des Textils und des Injektionsdrucks.
3. Das Textil ist teilweise gesättigt, es liegen somit eine reine Fluidzone, ein gesättigter Textilbereich in dem das Textil eine FVG-Verteilung aufweist und ein Bereich mit einem trockenen Textil vor. Der trockene Textilbereich weist weiterhin einen konstanten FVG auf, welche aber nicht gleich dem FVG aus Schritt 2 sein muss. Der resultierende FVG ist wiederum abhängig vom Injektionsdruck, welcher wiederum von der Dickenpermeabilität des Textils im gesättigten Bereich abhängig ist. In dieser Phase ist somit eine ständige Veränderung der Textilstände möglich, welche wiederum zu einem neuen

Gleichgewicht zwischen FVG-Verteilung und resultierenden Injektionsdruck führt.

4. In der letzten Phase ist das Textil komplett getränkt. Hierbei kann sich je nach Gleichgewichtszustand auch eine Fluidzone ausbilden, die Gesamtdicke des gesättigten Textils wäre damit geringer als die Ursprüngliche Dicke des trockenen Textils. Im gesättigten Bereich hat sich eine FVG-Verteilung von geringsten FVG im Angussbereich bis zum höchsten FVG im Auslassbereich gebildet, welche bei konstanten Volumenstrom/Injektionsdruck ein stabiles Gleichgewicht bildet.

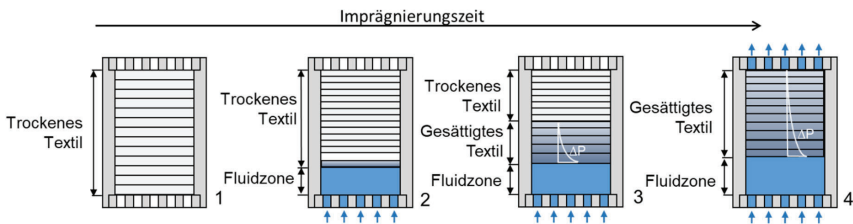


Abbildung 2.6: Ablauf einer Textilimprägnierung in Dickenrichtung inkl. Darstellung des Verlaufs der hydrodynamischen Kompaktierung als Textilreaktion durch den Druckabbau in der durchströmten Zone

Wie aus der Abbildung 2.6 hervorgeht, ergibt sich durch die Kompaktierbarkeit eines Textilstapels ein komplexer Zusammenhang zwischen Druckentwicklung und sich einstellendem FVG. Soll der Druck, welcher für die Textilkompaktierung ursächlich ist, also der effektive Druck (p_{eff}) berechnet werden, so kann das Prinzip von Terzaghi (Gleichung 2.4) genutzt werden [30]. Das Gesetz sagt aus, dass der effektive Druck die Differenz aus dem Gesamtdruck (p_{gesamt}) (entspricht dem Injektionsdruck) und dem Fluiddruck (p_{fluid}) entspricht. Der effektive Druck entwickelt sich somit über die Fließlänge immer umgekehrt proportional zum Fluiddrucks.

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

Der Ansatz von Terzaghi wurde ursprünglich dazu entwickelt Konsolidierungsvorgänge in nassen, belasteten Böden zu beschreiben [30]. Hier entspricht die Last die auf die poröse Struktur wirkt, der Summe des Gegendrucks der porösen Struktur und des Gegendrucks des Fluids, welches in der porösen Struktur eingeschlossen ist. Es stellt sich ein Gleichgewicht ein, sobald das überschüssige

Fluid aus der porösen Struktur gepresst ist und die Gesamtlast von der porösen Struktur getragen wird.

Wird dieses Prinzip auf eine durchströmte Textilstruktur übertragen, kann der effektive Druck auf die Textilstruktur an jedem beliebigen Punkt wie in Abbildung 2.7 dargestellt werden. Kräfte die durch die Kompaktierung ohne Durchströmung entstehen sind nicht gezeigt.

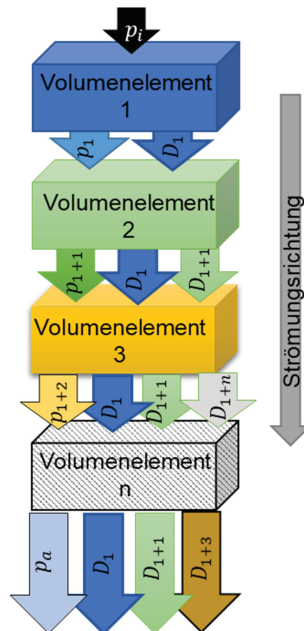


Abbildung 2.7: Zusammenhang zwischen Druckabbau und Druckentwicklung innerhalb der durchströmten Länge einer Textilstruktur. Kräfte die durch die Kompaktierung ohne Durchströmung entstehen sind nicht dargestellt

Zunächst wird der gesamte durchströmte Bereich der Textilstruktur in beliebig viele kleine Volumenelemente aufgeteilt. Bei der Durchströmung der Textilstruktur wird der Druck p_i welcher beim Eintritt in die Textilstruktur herrscht, am ersten Volumenelement durch den Fließwiderstand der Textilstruktur auf den Druck p_1 reduziert. Aus dem Druckaufbau resultiert ein Druck D_1 welcher vom ersten Volumenelement, auf das zweite Volumenelement wirkt. Am zweiten Volumenelement verbleibt wiederum der Druck p_1 , welcher durch den Fließwiderstand auf den Druck p_{1+1} reduziert wird, woraus

der Druck D_{1+1} resultiert, welcher zusammen mit dem Druck D_1 auf das dritte Volumenelement wirkt. Dieser Zusammenhang aus Druckabbau und den daraus resultierenden Drücken, setzt sich bis zur Fließfront bzw. bis Austritt des Fluids aus der Textilstruktur fort. Dort herrscht dann der Atmosphärendruck p_a , d. h. der komplette Injektionsdruck wurde im durchströmten Bereich abgebaut. Aus diesem Zusammenhang ergibt sich, dass am Anguss der volle Injektionsdruck und der geringste effektive Druck anliegt. An der Fließfront herrscht der höchste effektive Druck. Hieraus erklärt sich, dass bei der FVG Verteilung über die Fließlänge der höchste FVG an der Fließfront bzw. am Fluidaustritt aus der Textilstruktur zu finden ist.

2.4 Kapillardrücke bei der Imprägnierung von Verstärkungstextilien

Wie aus Kapitel 2.2 hervorgeht, muss für die Bestimmung der Permeabilität einer porösen Struktur die treibende Druckdifferenz bekannt sein. Des Weiteren wurde Darcys Gesetz (Gleichung 2.1) für gesättigte poröse Strukturen entwickelt und berücksichtigt somit keine Kapillardrücke [8]. Bei einer realen Imprägnierung ist das Textil allerdings ungesättigt und wird während der Imprägnierung in den gesättigten Zustand überführt. Hierbei können durch den Kapillardruck, unabhängig vom herrschenden Injektionsdruck, erhebliche Druckdifferenzen entstehen. Die resultierende Druckdifferenz ergibt sich aus der Gleichung 2.5. Hierbei ist P_t der Gesamtdruck (Druckdifferenz zwischen Fluideintritt und Fluidaustritt), P_i ist der Injektionsdruck, P_g ist der Druck der durch die Gravitation erzeugt wird, P_v ist der Vakuumdruck und P_k ist der Kapillardruck. Da es sich hierbei um skalare Größen handelt, ist die Ausrichtung Anwendungsabhängig, wobei Injektions-, Vakuum und Kapillardruck immer gleich orientiert sind.

$$P_t = P_i + P_g + P_v + P_k \quad (2.5)$$

So lange kein Vakuum verwendet wird, kann der Vakuumdruck zu null gesetzt werden. Typische FKV-Bauteile sind in der Regel dünn. Typischerweise werden bei Dickenpermeabilitätsmessungen Drücke im Bereich von 1 bar verwendet [31]. Bei einer angenommenen zulässigen Abweichung von 1 % und einer Fluidichte von 1.250 kg/m^3 (Annahme für Epoxidharz), wäre somit eine Kavitätshöhe von 81,55 mm zulässig. In den 2021 veröffentlichten Ergebnissen einer international durchgeführten

Benchmark zur Dickenpermeabilität von Textilien wurde für alle Messungen im Mittel eine Kavitätshöhe von 5,3 mm verwendet, wobei die 26 Teilnehmer die Kavitätshöhe für die Messungen frei wählen konnten [31]. Die maximale bei der Benchmarkstudie gewählte Kavitätshöhe betrug 14,6 mm [31]. Hier würde sich ein Druck durch die Gravitation von $17,9 \times 10^{-4}$ bar ergeben. Eine Vernachlässigung bei den üblicherweise verwendeten Kavitätshöhen ist somit zulässig.

Die Höhe des Kapillardrucks P_k (Gleichung 2.6) ist allgemein abhängig von dem Kapillardurchmesser d , dem Randwinkel zwischen Flüssigkeit und Festkörper δ und der Oberflächenspannung des Fluids γ [31]. Die verschiedenen Benetzungseigenschaften auf einer Oberfläche und der dazugehörige Randwinkel sind in Abbildung 2.8 dargestellt.

$$P_k = \frac{4 * \gamma * \cos\delta}{d} \quad (2.6)$$

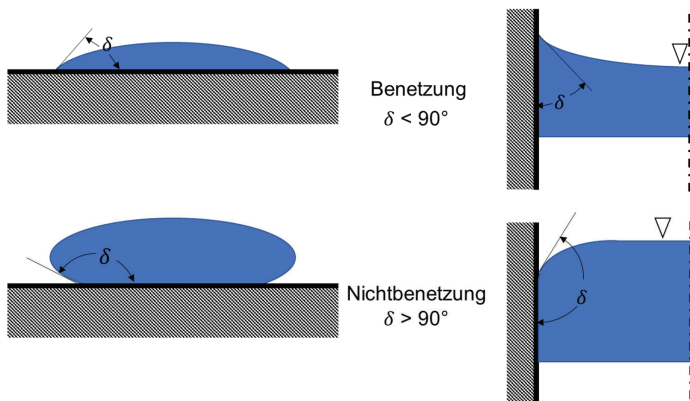


Abbildung 2.8: Darstellung der verschiedenen Benetzungseigenschaften und dem Randwinkel (rechts gespiegelte Darstellung)

Hierbei kann der Randwinkel durch folgende Unterteilungen charakterisiert werden [31]:

$\delta = 0^\circ$; vollständig benetzende Flüssigkeit

$\delta \leq 90^\circ$; Teilbenetzende Flüssigkeit

$\delta \geq 90^\circ$; nicht benetzende Flüssigkeit

Der Randwinkel ist hierbei abhängig von der Stoffpaarung, der Oberflächenbeschaffenheit des Feststoffs und der Bewegungsrichtung des Fluids. Beim Vorrücken des Fluids wird von der Befeuchtung und beim Rückzug wird vom Entfeuchten gesprochen. Hierbei entstehen unterschiedliche Randwinkel. Der Unterschied ist die Randwinkelhysterese. Für reale Stoffe ist eine Vorausberechnung des Randwinkels nicht möglich. Bei Schüttungen und Packungen aus Partikeln mit unregelmäßigen Formen und Oberflächen sind nur makroskopische Benetzungseffekte messbar, nicht aber der Randwinkel selber [31]. Hinzu kommt, dass zusätzlich zwischen einem dynamischen und einem statischen Randwinkel unterschieden werden muss. Der dynamische Randwinkel besteht bei einem Fließprozess und ist geschwindigkeitsabhängig und der statische Randwinkel stellt sich ein sobald ein Gleichgewicht besteht und Flüssigkeit nicht mehr in Bewegung ist [32, 33]. Eine Bestimmung des dynamischen Randwinkels ist nicht möglich [34].

Die Oberflächenspannung γ ist ein kombinierter Stoffwert, welcher von der Kombination von Feststoff-Flüssigkeit-Gas abhängt [31]. Werte hierzu können z. B. dem VDI-Wärmeatlas entnommen werden [35].

Aus den beschriebenen Randbedingungen lässt sich schließen, dass je besser die Benetzungseigenschaften sind, d. h. je kleiner der Randwinkel ist, je kleiner der Durchmesser der Kapillaren ist und je höher die Oberflächenspannung ist, desto höher ist auch der Kapillardruck.

Wird die Abbildung 2.3 betrachtet, so wird klar, dass auch zwischen den verschiedenen Fließrichtungen unterschieden werden muss. So ist der Fließwiderstand bei einem in Faserrichtung, in diesem Fall in die Bildebene hinein, deutlich geringer wie der Fließwiderstand in Dickenrichtung. Dieser Zusammenhang besteht auch bei einem kapillardruckgetriebenen Fließen. Aus diesem Grund muss der Kapillardruck in Faserrichtung und quer zu Faserrichtung bestimmt werden. Hierbei ist der Kapillardruck in der Ebene ca. doppelt so groß wie der Kapillardruck in Dickenrichtung, wobei in diesen Fällen von einem einzelnen Roving ausgegangen wird [36, 37]. Eine direkte Übertragung auf reale Textilstrukturen ist somit nur bedingt möglich.

2.5 Charakterisierung des Imprägnierungsverhaltens von Textilien

Wie in den vorangegangenen Kapiteln zu erkennen ist, werden für eine Prozessauslegung für die Herstellung von FKV mit LCM Verfahren verschiedene Parameter benötigt. Hierzu wurden große Anstrengungen unternommen, um diese Parameter messtechnisch bzw. mittels Simulationen zu bestimmen. Im Folgenden werden verschiedene Methoden zur Bestimmung der Permeabilität, der hydrodynamischen Kompaktierung, des Kapillardrucks und der Kompaktierungseigenschaften von technischen Textilien beschrieben.


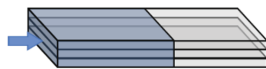
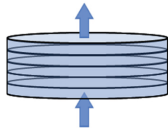
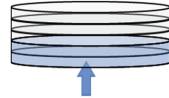
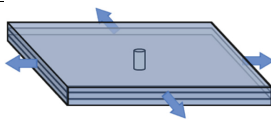
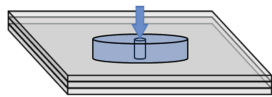
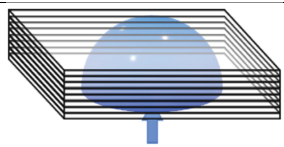
2.5.1 Messsysteme zur Bestimmung der Permeabilität

Wie in Kapitel 2.2 beschrieben, muss die Permeabilität von Verstärkungstextilien in drei verschiedene Permeabilitäten aufgeteilt werden. Hierdurch ergibt sich die Notwendigkeit von verschiedenen Messsystemen.

Die Grundlage zur Messung der Permeabilität bildet das Gesetz von Darcy [8]. Grundsätzlich wird zwischen gesättigten (kontinuierliche Strömung) und ungesättigten (Imprägnierung einer trockenen Struktur) Messungen unterschieden [38, 39]. Bei gesättigten Messverfahren ist der zu messende Textilstapel bereits mit dem Testfluid getränkt und bei ungesättigten Messverfahren wird der zu messende Textilstapel während der Messung gesättigt. Im Gegensatz zu der gesättigten Messung bei dem der Volumenstrom, der Druckgradient, die durchströmte Dicke und Fläche sowie die Viskosität des Fluids benötigt wird, muss bei der ungesättigten Messung zusätzlich die Fließfront in Abhängigkeit von der Zeit bekannt sein. Da der Unterschied zwischen gesättigter und ungesättigter Permeabilität um einen Faktor von $\frac{1}{4}$ bis 4 variieren kann [40], sollten unabhängig von der Fließrichtung ungesättigte Messungen bevorzugt werden, da sie näher an der Realität eines realen LCM-Prozesses liegen.

Permeabilitätsmesssysteme können in 1D, 2D und 3D Messsysteme unterschieden werden. Bei den 1D Messsystemen wird nur eine Permeabilität z. B. K_1 oder K_3 bestimmt. 2D Messsysteme können zwei Permeabilitäten messen, in der Regel K_1 und K_2 . Bei 3D Messsystemen breitet sich die Fließfront z. B. durch einen Punktanguss 3D aus. Aufgrund der Robustheit und der einfachen Umsetzbarkeit der Messungen, ist das weltweit meist genutzte Konzept aktuell die gesättigte 1D Messung [41]. Die Verschiedenen Messmethoden sind in Tabelle 2.1 illustriert und beschrieben.

Tabelle 2.1: Wichtigste Methoden für die experimentelle Permeabilitätsmessung

		Basismethode	
		Gesättigt	Ungesättigt
1D-Ebene	Angusszenario	Stirnseitig flächige Anströmung, konstante 1D-Strömung	Stirnseitig flächige Anströmung, 1D-Fließfrontausbreitung
	Schema		
	Ergebnis	1 Messung = 1 richtungsabhängige Ebenenpermeabilität, 3 Messungen = Vollcharakterisierung der Ebene (K_1, K_2, β)	1 Messung = 1 richtungsabhängige Ebenenpermeabilität, 3 Messungen = Vollcharakterisierung der Ebene (K_1, K_2, β)
1D-Dicke	Angusszenario	Flächige Anströmung über Oberfläche, konstante 1D-Strömung	Flächige Anströmung über Oberfläche, 1D-Fließfrontausbreitung
	Schema		
	Ergebnis	K_3	K_3
2D-Ebene	Angusszenario	Anguss über zentral eingebrachten Injektionskanal (über gesamte Dicke des Lagenaufbaus), konstante 2D-Strömung	Anguss über zentral eingebrachten Injektionskanal (über gesamte Dicke des Lagenaufbaus), elliptische Fließfrontausbreitung
	Schema		
	Ergebnis	Je nach Methode isotr. Ersatzebenenpermeabilität oder Vollcharakterisierung der Ebene (K_1, K_2, β)	Vollcharakterisierung der Ebene (K_1, K_2, β)
3D	Angusszenario	-	Zentraler Punktanguss auf der Unterseite, halbellipsoide Fließfrontausbreitung
	Schema	-	
	Ergebnis	-	Je nach Methode Vollcharakterisierung (K_1, K_2, K_3 und β) oder K_3 und isotr. Ersatzebenenpermeabilität

Im Folgenden werden nur Messsysteme zur Bestimmung der Dickenpermeabilität betrachtet. Bei 3D Messsystemen wird das Messfluid mit einem Punktanguss in den Textilstapel injiziert, es handelt sich hiermit um ein ungesättigtes Messverfahren. Hierbei breitet sich das Fluid in einem Halbellipsoid aus. Durch Bestimmung der Fließfront in Abhängigkeit der Zeit in Kombination mit weiteren notwendigen Parametern, wie dem Injektionsdruck, kann auf die drei verschiedenen Permeabilitäten geschlossen werden. Hierbei können verschiedene Technologien eingesetzt werden. Leoben und das IVW setzen hierzu Ultraschalltechnologie ein [42, 43]. Das Messprinzip beruht darauf, dass die Schallgeschwindigkeit zwischen ungesättigtem und gesättigtem Textil unterschiedlich ist und der Schall somit bei definiertem Abstand unterschiedlich lang braucht um den Textilstapel zu durchschallen. Diese Zeit wird auch time of flight (tof) genannt. Wird das Textil gesättigt, ändert sich die tof. Durch Aufzeichnen der tof, kann auf den Fließfrontverlauf geschlossen werden.

Luthy entwickelte an der ETH Zürich ein Messprinzip für die Bestimmung der Fließfront mittels der sogenannten Gleichstrommessung. An zwei parallel invasiv in den Textilstapel eingebrachten Kohlenstofffasern wird die abfallende Spannung gemessen. Mit dieser Information kann auf die Fließfront geschlossen werden [44]. Da diese Methode nur bei nicht leitenden Fasern angewendet werden kann, wurde von Luthy zudem die Messung mittels Ultraschall verwendet [44].

Ahn et al. entwickelte ein Messsystem, welches optische Fasern zur Fließfrontaufzeichnung nutzt. Die optischen Fasern besitzen eine Ummantelung, welche für die Versuche in regelmäßigen Abständen entfernt wurde. Diese optischen Fasern wurden anschließend in den Faserstapel eingebracht und während des Versuchs mit einem Laser durchleuchtet, wobei am Ende die Intensität des Lichtes aufgezeichnet wird. Erreicht die Flüssigkeit eine Stelle, welche keine Ummantelung mehr besitzt, so kann dies an der Intensität detektiert werden. Somit lässt sich der Fließfrontverlauf in Abhängigkeit der Zeit bestimmen [45].

In jedem Fall, kann durch den Injektionsdruck der Textilstapel eine hydrodynamische Kompaktierung erfahren, was zu einer Beeinflussung der gemessenen Permeabilitäten führen kann. Allerdings weisen diese Messsysteme keine Möglichkeit auf, eine mögliche hydrodynamische Kompaktierung messtechnisch aufzuzeichnen.

Aus diesem Grund werden diese Versuche in der Regel bei sehr niedrigen Injektionsdrücken durchgeführt. Klunker et al. sieht einen Druck von weniger als 1 bar als unkritisch an [28]. Dies zeigt sich auch bei der Veröffentlichung von Yong et al. zu einer in 2017 durchgeführten internationalen Benchmark zur Dickenpermeabilität von Verstärkungstextilien. Hier wurde von allen Teilnehmern bis auf zwei ein Druck von ≤ 1 bar für die Messungen verwendet [46].

Bei den 1D Messsystemen wird nur eine Permeabilität bestimmt. Für die Bestimmung der Dickenpermeabilität K_3 werden üblicherweise die genannten Methoden verwendet. Es gibt aber auch Messsysteme für die Ebene, welche eindimensional messen [39, 47, 48]. Eine Herausforderung bei Permeabilitätsmessungen in der Ebene sowie in Dickenrichtung ist der Randbereich des Textilstapels. Dichtet dieser nicht sauber mit dem Rand des Messsystems ab, kann es zu einem Voraneilen des Testfluids kommen. Dieser Effekt wird „Race-Tracking“ oder auch „Edge Effect“ genannt [49–52].

Die Messsysteme zur Bestimmung der Dickenpermeabilität, können in gesättigt und ungesättigt messende Systeme unterteilt werden. Bei den Messsystemen, welche gesättigt messen, ist das zu charakterisierende Textil bei der Messung bereits vollständig mit dem Testfluid getränkt, hierbei handelt es sich immer um 1D Messsysteme. Bei der ungesättigten Messung, wird das Textil während der Messung, von einem ungesättigten zu einem gesättigten Zustand überführt. Bei den 3D Messsystemen ist die Fließfrontverfolgung komplex und bei den 1D Messsystemen ist dagegen die Randabdichtung gegen Race-Tracking herausfordernd. Der größte Teil der Messsysteme zur Bestimmung der Dickenpermeabilität wird gesättigt betrieben. Yong et al. führt alle Messsysteme welche bei einer internationalen Benchmark-Studie zur Dickenpermeabilität verwendet wurden auf [46]. Lediglich 6 der 28 Messsysteme waren ungesättigt messende Messsysteme, wovon wiederum 3 Messsysteme 1D und 3 3D Messsysteme waren. Dies hat zum einen damit zu tun, dass Kapillarkräfte wie in Kapitel 2.2 beschrieben keinen Einfluss haben dürfen, wenn das Gesetz von Darcy für die Bestimmung der Permeabilität herangezogen wird. Des Weiteren ist die Durchführung einer gesättigten Messung im Vergleich zu einer ungesättigten Messung messtechnisch bedeutend einfacher. Bei einer einfachen gesättigten Messung, bei der die hydrodynamische Kompaktierung nicht berücksichtigt wird, sind die in der Formel 2.1 genannten Variablen bis auf die Druckdifferenz Δp sowie der Volumenstrom Q

bekannt. Beide Unbekannte, können durch einfache Messmittel, wie Druck- und Durchflusssensoren erfasst werden. Bei diesen Messsystemen wird in der Regel mit einem sehr geringen Druck kleiner 1 bar gearbeitet, bei dem angenommen wird, dass die heterogene FVG-Verteilung der hydrodynamischen Kompaktierung keinen Einfluss auf die Messungen hat [36]. Ein Messsystem, bei welchem die Messungen gesättigt durchgeführt und die hydrodynamische Kompaktierung berücksichtigt wird, wurde von Becker entwickelt. Dieses Messsystem verfügt über eine federgelagerte Lochplatte, welche als Distributionsmedium dient. Diese Lochplatte kann der hydrodynamischen Kompaktierung als Reaktion auf den Injektionsdruck folgen. Drei ebenfalls federgelagerte Wegsensoren, sogenannte Linear Variable Differential Transformers (LVDTs), zeichnen die Bewegung der Lochplatte auf und damit die Dickenänderung des Textilstapels. Diese Dickenänderung kann als neues ΔL aus der Formel 2.1 bei der Kalkulation der Permeabilität berücksichtigt werden [20]. Das gleiche Prinzip wird auch bei der ungesättigten Permeabilitätsmessung verfolgt. Bei dem Gesetz von Darcy wird von einer gesättigten Struktur ausgegangen, bei der die durchströmte Länge konstant bleibt. Bei der ungesättigten Messung wird die Fließfront in Abhängigkeit der Zeit erfasst und bei der Berechnung der Permeabilität berücksichtigt.

Kabachi et al. entwickelten ein Messsystem, welches ebenfalls die ungesättigte Dickenpermeabilität in Abhängigkeit der hydrodynamischen Kompaktierung bestimmen kann. Hier wird der zu messende Textilstapel mit einem Durchmesser von 123 mm in ein Polymethylmethacrylat (PMMA) Rohr platziert und mit zwei Lochplatten, welche als Distributionsmedium dienen, auf den vorgesehen FVG kompaktiert. Anschließend wird der Textilstapel mit einem eingefärbten Fluid volumenstromkonstant durchströmt. Hierbei wird der Druck in der Einlasskammer mit einem Drucksensor gemessen. Die Fließfront sowie die Textilreaktion, wird mit einer Videokamera durch das transparente PMMA-Rohr aufgenommen [23].

Lionetto et al. benutzen Ultraschall um die vakuumgetriebene Sättigung eines Faserstapels aufzuzeichnen. Das injizierte Volumen wird mit einer Waage bestimmt, welche die Massenabnahme vom Vorratsbehälter des Messfluids aufzeichnet. Das Messfluid wird im Einlassbereich mit einer hochporösen Struktur verteilt. Die Bestimmung der Fließfront erfolgt mit Ultraschall durch Aufzeichnung der Änderung der Durchschallungszeit [53].

Scholz et al. benutzen ein Messsystem, bei dem mit einem Kolben das Messmittel durch den Textilstapel gedrückt wird. Hierbei kann sowohl eine Flüssigkeit als auch ein Gas als Messmittel zum Einsatz kommen. Der Volumenstrom wird mit einem Volumenstromsensor und der Druck mit einem Drucksensor aufgezeichnet. Darauf basierend kann auf die FVG-Abhängige Dickenpermeabilität geschlossen werden [54].

Die simulative Bestimmung der Permeabilität von Textilien ist im Moment noch nicht Stand der Technik. Dies zeigt sich auch in einer von May et. al durchgeführten internationalen Benchmark zur virtuellen Permeabilitätsbestimmung [55]. Die Teilnehmer erhielten einen Stapel von 973 segmentierten (binären) 2D-Bildern und eine entsprechende segmentierte 3D-Volumenrohdatei. Die ermittelten Ergebnisse streuen beträchtlich über zwei Größenordnungen, obwohl den Teilnehmern eine bereits segmentierte Bildstruktur zur Verfügung gestellt wurde, so dass von vornherein eine wesentliche Quelle für Abweichungen, die von der Bildverarbeitung herrühren könnten, ausgeschlossen wurde [55].

2.5.2 Bestimmung von Kapillardrücken von Verstärkungstextilien

Allgemein lassen sich Kapillardrücke von porösen Strukturen berechnen oder messtechnisch bestimmen. Dies gilt auch für die Bestimmung von Kapillardrücken bei technischen Textilien. Für Textilien (Kohlefasergewebe) in Kombination mit einem Epoxidharz wurde von Ahn et al. ein Kapillardruck in transversaler Richtung von bis zu 0,037 MPa bei einem FVG von 50 % gemessen [36]. Auch Batch et al. verwendeten ebenfalls Epoxidharz um Kapillardrücke zu messen. Diese lagen im Vergleich zu den Messwerten von Ahn um eine Größenordnung für Glasfaser-Rovings in einem FVG-Bereich zwischen $\approx 40-55$ % niedriger [37]. Wie in Kapitel 2.4 beschrieben, sind die Kapillardrücke wie auch die mechanischen Eigenschaften von Verstärkungstextilien anisotrop und müssen in ebenen und transversaler Richtung, wie in Abbildung 2.9 dargestellt, unterschieden werden.

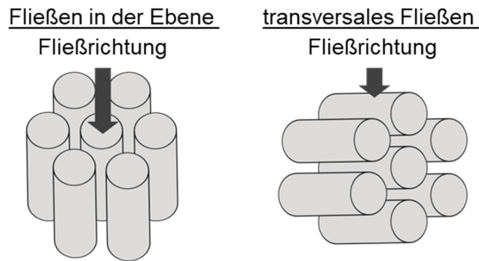


Abbildung 2.9: Die zu unterscheidende Fließrichtungen bei der Kapillardruckbestimmung

Ahn und Seferis entwickelten eine Formel (Gleichung 2.7), eine Weiterentwicklung der Young-Laplace Gleichung, zur Berechnung des Kapillardrucks in ebenen und transversaler Richtung [36].

$$P_K = \frac{F}{D_f} * \frac{(1 - e)}{e} * \gamma \cos(\delta) \quad (2.7)$$

Hier ist P_K der Kapillardruck, D_f ist der Faserdurchmesser, e ist die Porosität der Textilstruktur, γ ist die Oberflächenspannung, δ ist der Kontaktwinkel und F ist ein Formfaktor um die Fließrichtung zu berücksichtigen.

Hierbei wird von Ahn und Seferis ein Formfaktor F in der Ebene von ca. 4 und in transversaler Richtung von ca. 2 angenommen [36]. Batch et al. gehen in transversaler Richtung von einen theoretischen Formfaktor F von ebenfalls ca. 2 und in der Ebene von ca. 5 aus [37]. Der Formfaktor F ist also ein theoretischer Wert, welcher individuell für jede Textilstruktur bestimmt werden muss. So stellten Batch et al. bei Untersuchungen fest, dass der theoretische Formfaktor F in der Ebene in der Regel überschätzt und in transversaler Richtung in der Regel unterschätzt wird [37].

Für die Bestimmung des Kontaktwinkels sind verschiedenste Messsysteme bekannt. In der Literatur werden unter anderem das Axisymmetric Drop Shape Analysis (ADSA) Verfahren, die Tropfenvolumentensiometrie, das Spinning-Drop-Tensiometer, die Tropfenprofilanalyse, die Kapillardrucktensiometrie sowie die klassischen Methoden Ring-Tensiometrie nach du Nouy oder die Platten-Tensiometrie nach Wilhelmy genannt [56, 57]. So wird z. B. beim ADSA Verfahren auf eine Oberfläche ein Tropfen einer Flüssigkeit aufgebracht und der Winkel optisch ausgemessen. Eine weitere Möglichkeit besteht darin z. B. eine Faser oder eine Platte in die zu messende

Flüssigkeit zu hängen und den resultierenden Kontaktwinkel zu bestimmen. Hierbei handelt es sich um die Platten-Tensiometrie nach Wilhelmy. Diese Methoden erfassen den Kontaktwinkel nur statisch. Der für die Berechnung des Kapillardrucks notwendige Kontaktwinkel ist allerdings der dynamische Kontaktwinkel, also der Kontaktwinkel der beim Fließen entsteht. Da dieser nicht genau erfasst werden kann, ist dies ein weiterer Fehlerfaktor welcher bei der theoretischen Bestimmung des Kapillardrucks berücksichtigt werden muss [34].

Neben der theoretischen Bestimmung des Kapillardrucks von technischen Textilien mittels Berechnung, sind mehrere Messsysteme zum Messen des Kapillardrucks bekannt. Diese Messsysteme können grundsätzlich in drei Kategorien aufgeteilt werden.

- Richtungsunabhängige Messungen für poröse Strukturen
- Messungen in der Ebene
- Messungen in transversaler Richtung

Messsysteme welche für **poröse Strukturen** und nicht für eine bestimmte Strömungsrichtung genutzt werden, sind meist Messsysteme für geologische Untersuchungen, z. B. für den Bergbau. Ein Beispiel aus dieser Kategorie ist ein Messsystem, welches die Fließfront in Abhängigkeit der Zeit mittels Röntgenstrahlung bestimmt und auf Basis dieser Ergebnisse den Kapillardruck berechnet [58, 59]. Ein weiteres Beispiel ist die Zentrifugemethode. Bei dieser Methode wird die Probe gesättigt in eine Vorrichtung eingespannt, welche mit variabel einstellbarer Rotationsgeschwindigkeit betrieben werden kann. Die Rotationsgeschwindigkeit wird so lange erhöht, bis Flüssigkeit durch die Zentripetalkraft aus der Probe austritt. Mit den bekannten Variablen, kann auf den Kapillardruck geschlossen werden [60–62].

Bei der **ebenen Messung** des Kapillardrucks an Verstärkungstextilien, können die Messverfahren in zwei verschiedene Methoden unterschieden werden. Eine Methode verwendet zur Bestimmung des Kapillardrucks nur die Rovings, die zweite Methode ein textiles Halbzeug.

Williams et al. hat 1974 erste Untersuchungen durchgeführt, indem er Faserbündel in Glasröhren mit einem Durchmesser von 5 mm und einer Länge von 150 mm gezogen hat. Anschließend wurde der Durchfluss bei einem definierten Druck in diesem Aufbau

gemessen [63]. Gahli et al. ermittelte in seinen Versuchen mit gebündelten Fasern in Glasröhren die maximale Steighöhe [64]. Auch Batch et al. benutzte mit Fasern gefüllte Röhren. Er schloss mittels der Massenzunahme in Abhängigkeit der Zeit auf die Fließfront. Hierzu wurde die Probe inkl. der Fasern an einer Waage befestigt, wobei der untere Teil mit der Flüssigkeit in Kontakt ist. Der Aufbau ist in Abbildung 2.10 dargestellt [37].

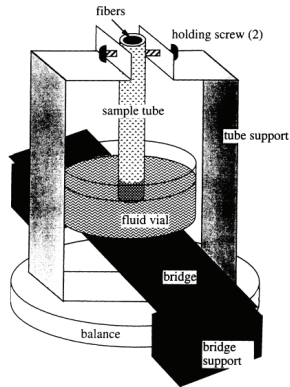


Abbildung 2.10: Messaufbau zur Bestimmung des Kapillardrucks in der Ebene nach Batch et al. [37]

Näher an der Realität arbeitende Messsysteme, verwenden komplette Halbzeuge für die Messungen. Beispiele für solche Messaufbauten werden in den Veröffentlichungen von Ravey et al., François et al., Ito und Muraoka, Pucci und Liotier vorgestellt [65–70]. Hier werden die Textilien zwischen zwei Platten fixiert und auf einen definierten FVG kompaktiert. Das Textil wird anschließend in Kontakt mit dem Testfluid gebracht, wodurch die Sättigung des Textils mittels Kapillardruck eingeleitet wird. Alle Messsysteme haben gemeinsam, dass die Fließfront in Abhängigkeit der Zeit aufgezeichnet wird. Ravey et al. benutzten hierzu eine Infrarotkamera um den Fließfrontfortschritt mit Hilfe der Wärmesignatur aufzuzeichnen [65]. François et al verwenden die Massenzunahme in Kombination mit einer optischen Aufnahme des Fließfrontfortschritts mit einer fluoreszierenden Flüssigkeit um auf die Fließfront zu schließen [66, 67]. Ito und Muraoka benutzen die Platten zum Kompaktieren des Textilstapels als Kondensatorplatten. Durch die Änderung der Ladung mit der Zeit kann auf den Fließfrontfortschritt geschlossen werden [68].

Ahn et al. beschreiben in einer Veröffentlichung von 1991 ein Messsystem zur Bestimmung des Kapillardrucks in **transversaler Richtung**. Hier wird eine Flüssigkeit mittels eines Kolbens, wie in Abbildung 2.11 zu sehen ist, mit einem definierten Druck durch einen Textilstapel hindurchgedrückt. Hierbei wird die Zeit erfasst, welche die Flüssigkeit benötigt um die Probe zu durchdringen. Da von einer konstanten Fließgeschwindigkeit ausgegangen wird, kann auf die Fließfrontposition zu jedem Zeitpunkt zurückgerechnet werden [36].

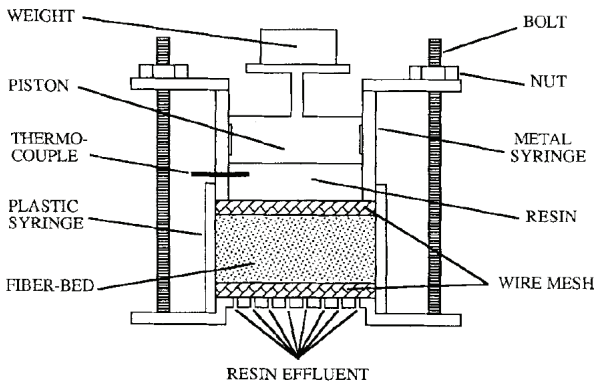


Abbildung 2.11: Schematische Darstellung des Messaufbaus zur Bestimmung des Kapillardrucks nach Ahn et al. [36]

Pucci und Liotier beschreiben in ihren Veröffentlichungen eine Methode zur Bestimmung des Kapillardrucks mit einem Tensiometer, welches als Waage mit einer Auflösung von $10 \mu\text{g}$ benutzt wird [69, 70]. Diese Methode kann dazu eingesetzt werden den Kapillardruck in K_1 , K_2 und K_3 Richtung zu bestimmen. Hierzu wird die Textilprobe in einer zylindrischen Röhre mit einem Innendurchmesser von 12 mm platziert. Die Probenhöhe muss hierbei mindestens 20 mm betragen. Die Probe muss so eingelegt werden, dass die Fließrichtung der Messrichtung entspricht. Als Messfluide wurden n-Hexan, Silikonöl und Epoxidharz ohne Härter verwendet. Bei den Messungen mit Silikonöl und Epoxidharz wurde die Sättigung in Abhängigkeit der Temperatur untersucht und gegenübergestellt. Mit n-Hexan wurden Kapillardrücke von einem Kohlenstofffasergewebe in K_1 , K_2 und K_3 Richtung bei einem durchschnittlichen FVG von 40 % gemessen. Hierbei wurde in transversaler Richtung ein durchschnittlicher Kapillardruck von 0,32 bar gemessen [70].

Viele Messsysteme bestimmen die Fließfront in Abhängigkeit der Zeit. Die Berechnung des Kapillardrucks auf Grundlage des Fließfrontfortschritts in Abhängigkeit der Zeit basiert auf der Hagen-Poiseuille-Gleichung [37].

$$\pi a^2 z \rho \frac{d^2 z}{dt^2} = \pi a^2 P_c - 8 \pi \eta z \tau^2 \frac{dz}{dt} - \pi a^2 \rho g \quad (3.1)$$

Trägheit
Kapillar-
druck
Strömungs-
widerstand
Schwerkraft

Diese Gleichung setzt den Kapillarradius a , die Position der Fließfront z , die Dichte und Viskosität des Fluids ρ und η , die Schwerkraft g , die Zeit t und die als Einheit für die Strömung in Kapillarrohren definierte Tortuosität τ in Beziehung. Da die Trägheitskraft nur für Millisekunden von Bedeutung ist, kann sie vernachlässigt werden. Der gesamte Term auf der linken Seite von Gleichung 3.1 wird daher zu Null angenommen [37, 71]. Dies führt zu folgender vereinfachter Gleichung:

$$\frac{dz}{dt} = \frac{a^2}{8 \eta z \tau^2} (P_c - \rho g z) \quad (3.2)$$

Der Kapillarradius a kann durch den folgenden Term ersetzt werden [37], wobei K die Permeabilität (z. B. K_1 , K_2 oder K_3) des Textils und V der Faser-Volumen-Gehalt ist:

$$a = \tau \sqrt{\frac{8K}{1-V}} \quad (3.4)$$

Da $1-V$ die Porosität e ist, führt dies zu der endgültigen Gleichung, die das kapillargetriebene Fließen beschreibt:

$$\frac{dz}{dt} = \frac{K}{\eta z e} (P_c - \rho g z) \quad (3.5)$$

Für die Anwendbarkeit der Formel müssen folgende Punkte erfüllt werden:

1. Das Textil wird auf einen bestimmten FVG verdichtet, der während des gesamten Versuchs unverändert bleibt.
2. In dem zu charakterisierenden Textil wird eine reine transversale Strömung (eindimensional) erzeugt, die nur kapillardruckgetrieben ist.
3. Die Fließfront wird verfolgt, um festzustellen wann $\frac{dz}{dt}$ konstant ist.
4. Es wird eine Messflüssigkeit mit definierter Viskosität verwendet und die Temperatur während den Versuchen ist konstant.
5. Die gesättigte Permeabilität des Textils wird bei gleichem FVG mit einem anderen Messsystem bestimmt.

2.5.3 Messmethoden zur Bestimmung der Kompaktierungseigenschaften von Textilien

Die Kompaktierungseigenschaften von Textilien werden mit einer Universalprüfmaschine bestimmt. Hierbei wird ein Textilstapel (gesättigt oder ungesättigt) mit einer definierten Geschwindigkeit auf eine zuvor vorgegebene Kraft oder eine zuvor festgelegte Dicke kompaktiert. Das Grundprinzip ist in Abbildung 2.12 gezeigt. Hierbei wird das Verhältnis zwischen Kraft und Weg aufgezeichnet. Diese Methode wird u. a. von Robitaille et al., Kabachi et al. und Comas-Cardona et al. beschrieben [22, 72, 73]. Eine internationale Benchmark, durchgeführt 2017 wurde ebenfalls mit Universalprüfmaschinen, welche als Standard angesehen werden kann, durchgeführt [74].

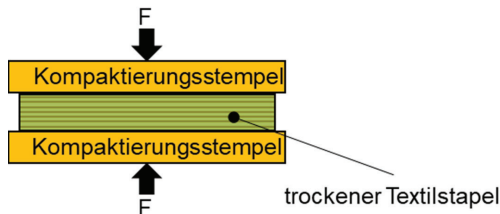


Abbildung 2.12: Grundprinzip zur Bestimmung der Kompaktierungseigenschaften von Textilien. Die Größe der Kompaktierungsstempel im Verhältnis zum Textilstapel variieren. Je nach Anwender sind die Stempel kleiner, größer oder gleich groß wie der Textilstapel

Die Textillagenanzahl pro Probe kann einen erheblichen Einfluss auf die gewonnenen Ergebnisse haben. Wie in 2.3 beschrieben, beeinflussen die Nestingeigenschaften eines Textils den notwendigen Kompaktierungsdruck um einen spezifischen FVG zu erreichen. Mit steigender Lagenanzahl sinkt der notwendige Kompaktierungsdruck. Saunders et al. untersuchte ein Glasfasergewebe mit 564 g/m^2 und stellte ab 5 Lagen keine Änderung der Kompaktierungseigenschaften mehr fest [26]. Kruckenberg et al. untersuchte ein Kohlenstofffasergewebe mit einem Flächengewicht von 195 g/m^2 und ein Glasfasergewebe mit einem Flächengewicht von 323 g/m^2 . Es wurden jeweils Kompaktierungsversuche mit 4 und 10 Lagen durchgeführt. Bei dem Kohlenstofffasergewebe konnte keine Abweichung mit Änderung der Lagenanzahl und bei dem Glasfasergewebe ein Anstieg des notwendigen Kompaktierungsdrucks bei reduzierter Lagenanzahl festgestellt werden [27]. Ab welcher Lagenanzahl der

Kompaktierungsdruck in Abhängigkeit vom FVG stagniert, ist Textilabhängig und muss individuell ermittelt werden. Prinzipiell führen mehr Textillagen zu einer Reduzierung des Messfehlers, da sich z. B. Textilfehler ausgleichen. Des Weiteren reduziert eine höhere Anzahl an Einzellagen in einer Probe den Fehler durch die Universalprüfmaschine. Diese erfährt durch die Kompaktierungskraft eine Maschinendehnung. Die zuvor ermittelte Maschinendehnung kann zwar bei der Versuchsauswertung berücksichtigt, eine Abweichung zur realen Dehnung bei einer spezifischen Messung kann allerdings nicht ausgeschlossen werden. Der daraus resultierende Fehler ist z. B. bei der Messung mit einer Textillage und dem damit verbundenen geringen Kompaktierungsweg bedeutend größer als bei einem Textilstapel des gleichen Textils mit mehreren Lagen.

Bei gesättigten Proben wird durch den Kompaktierungsvorgang der Porenraum im Textilstapel verkleinert, wodurch das Fluid verdrängt wird. In einem realen Injektionsprozess bei einer Imprägnierung in transversaler Richtung, fließt das Fluid auch in diese Richtung. So wird das Fluid, welches durch die hydrodynamische Kompaktierung verdrängt wird, auch in transversaler Richtung fließen. Bei den Kompaktierungsversuchen ist dies aber nicht möglich, da das Fließen in transversaler Richtung durch die Kompaktierungsstempel in der Universalprüfmaschine behindert wird, das Fluid wird seitlich aus dem Textilstapel austreten wie in Abbildung 2.13 illustriert.

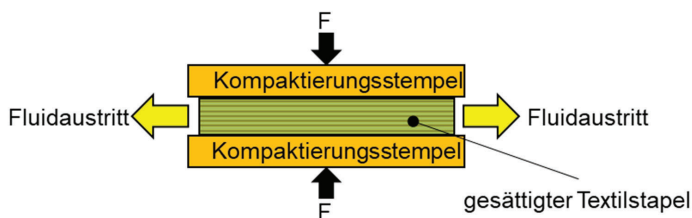


Abbildung 2.13: Seitlicher Fluidaustritt bei einer Kompaktierung eines gesättigten Textilstapels bei Kompaktierungsversuchen

Durch die Verdrängung des Fluids kann es wegen des Fließwiderstands in Ebenenrichtung zu einer Beeinflussung der Messergebnisse kommen. Hierbei spielt die Kompaktierungsgeschwindigkeit eine tragende Rolle. Dieser Zusammenhang lässt sich durch das Gesetz von Darcy (Formel 2.1) erklären. Bei gleichbleibender

Permeabilität wird sich die Druckdifferenz Δp mit steigendem Volumenstrom Q ebenfalls erhöhen. Bei Kompaktierungsmessungen wird der Volumenstrom durch eine Reduzierung des Volumenraums hervorgerufen, hierdurch ändert sich auch die Permeabilität des Textilstapels. Die Zusammenhänge sind aber dieselben. Durch eine schnelle Kompaktierung wird auch die Druckdifferenz ansteigen, was zu einer höheren gemessenen Kompaktierungskraft führt.

Eine weitere Ursache für evtl. Fehler liegt in der Zeitabhängigkeit der Kompaktierungseigenschaften. In Abbildung 2.14 ist exemplarisch ein Kompaktierungsverlauf von einem Glasfasergelege (Saertex X-E-444, 10 Lagen, ungesättigtes Textil) gezeigt. Diese Messung wurde für eine internationale Benchmark durchgeführt und die Ergebnisse dazu wurden von Young et al. 2021 veröffentlicht [74]. Hierbei wurden Textilstapel (in dem gezeigten Beispiel mit 10 Lagen) ausgehend von 10 mm mit einer konstanten Kompaktierungsgeschwindigkeit von 1 mm/min auf eine Dicke von 3 mm kompaktiert. Diese Position wurde für 30 min gehalten und die Kraft wurde aufgezeichnet. Wie aus der Abbildung 2.14 hervorgeht, fällt die Kraft innerhalb von kurzer Zeit stark ab. So ist in diesem Beispiel bereits nach 30 Sekunden ein Kraftabfall von ca. 25 % (Maximalkraft im Verhältnis zur stagnierenden Kraft) zu erkennen. Nachdem die Fließfront eine Position passiert hat, fällt der maximal mögliche Druck an dieser Position sofort ab. Die Zusammenhänge wurden in Kapitel 2.3 dargestellt.

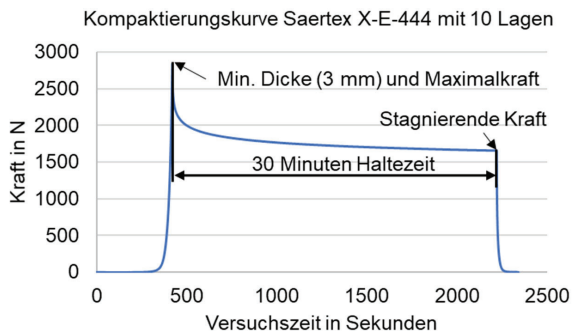


Abbildung 2.14: Kompaktierungsverlauf von Saertex X-E-444 mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min. Nach dem Erreichen der Dicke von 3 mm, wurde die Position für 30 Minuten gehalten und der Kraftverlauf wurde dabei aufgezeichnet

2.6 Schlussfolgerung

Für eine ganzheitliche realitätsnahe Betrachtung der Textilreaktionen während einer Imprägnierung in Dickenrichtung ist die aktuelle vorhandene Messtechnik nicht ausreichend. Für eine realitätsnahe Erfassung sind die Messungen ungesättigt und bei realen Injektionsdrücken (z. B. bei einem RTM-Verfahren bis 20 bar [75]) durchzuführen, da die auftretenden Kompaktierungseffekte sonst nicht korrekt abgebildet werden. Prozesswerte für typische Verfahren mit transversaler Imprägnierung sind in der Tabelle 2.2 aufgeführt.

Tabelle 2.2: Typische Prozesswerte von Verfahren mit transversaler Imprägnierung [1]

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

Um die Ergebnisse aus ungesättigten Messungen verwenden zu können, muss der Kapillardruck der Fluid-Textil-Kombination bei einer transversalen Sättigung bekannt sein. Nur so kann der Einfluss des Kapillardrucks auf die Permeabilitätsbestimmung ausgeschlossen bzw. berücksichtigt werden. Neben dem Gesamt-FVG ist auch das Wissen über die FVG-Verteilung in der durchströmten Zone des gesättigten Textilstapel essentiell und muss simultan erfasst werden, da unterschiedliche FVG-Verteilungen auch bei identischem Gesamt-FVG zu unterschiedlichen Permeabilitäten führen können. Im Rahmen dieser Arbeit soll ein ungesättigt arbeitendes Messsystem zur Bestimmung der Dickenpermeabilität entwickelt werden. Dieses Messsystem soll außerdem dazu in der Lage sein, hydrodynamische Kompaktierungseffekte aufzuzeichnen. Um mögliche Einflüsse durch Kapillarkräfte zu identifizieren, wird des Weiteren ein Messsystem zu Bestimmung des Kapillardrucks in Dickenrichtung entwickelt.

3 Entwicklung von Methoden für die Textilcharakterisierung

In den kommenden Kapiteln wird die Entwicklung eines Messsystems für die Bestimmung der Dickenpermeabilität von Verstärkungstextilien mit einem ungesättigten Messverfahren, welches auch für die Aufzeichnung von Textilbewegungen als Reaktion auf den Injektionsdruck genutzt werden kann sowie die Entwicklung eines Messsystems für die Bestimmung des Kapillardrucks von Verstärkungsfasern bei einem Fließen in transversaler Richtung beschrieben. Hierfür werden zunächst die Anforderungen und Randbedingungen an die Messmethode definiert. In einem weiteren Schritt wird eine numerische Simulation umgesetzt, um zu überprüfen ob eine Simulation die Messmethoden sinnvoll ergänzen kann. Eine Methode zur Bestimmung der durchschnittlichen Kompaktierungseigenschaften einer Einzellage ist ebenfalls Bestandteil dieses Kapitels. Zum Schluss wird jeweils eine Grenz- und Fehlerbetrachtung durchgeführt.

3.1 Vorbetrachtung zu den Anforderungen an die Messmethode

Wie in den Kapiteln 2.2 bis 2.4 dargestellt, müssen für die vollständige Beschreibung des transversalen Imprägnierungsverhaltens die vom FVG abhängige ungesättigte Dickenpermeabilität, das Kompaktierungsverhalten sowie der Kapillardruck in transversaler Richtung bekannt sein. Da sich durch die hydrodynamische Kompaktierung eine heterogene FVG-Verteilung einstellt, ist eine vollständige Erfassung des Textilverhaltens notwendig. Diese umfassen bei einer transversalen Durchströmung die globale Kompaktierung (Gesamtdickenänderung) und die lokale Kompaktierung (Einzellagenverschiebung). Die Erfassung aller notwendigen Größen erfordert eine Neuentwicklung einer Messmethode.

Aus den Vorbetrachtungen und dem Stand der Technik lässt sich ein Lastenheft für die Messmethode definieren. Hierzu werden auch typische Prozesswerte von Verfahren mit transversaler Imprägnierung herangezogen.

Die Prozesswerte (vergleiche Tabelle 2.2) lassen sich in Anforderungen an die Messmethode überführen wobei technische und wirtschaftliche Grenzen beachtet werden müssen. Diese Grenzen betreffen vorwiegend den maximalen Prozessdruck.

Eine Erhöhung des Prozessdrucks über 6 bar⁴ würde zu einem deutlich größeren Aufwand bei der Druckerzeugung, der Abdichtung und der Schließkraft führen. Ein höherer Druck würde auch zu Lasten der Genauigkeit gehen. Untersuchungen durch Becker haben bereits gezeigt, dass die zu untersuchenden Effekte bereits bei geringen Drücken bis 6 bar beobachtet werden können [1].

Aus den Grundüberlegungen ergeben sich schließlich die Anforderungen und Genauigkeiten an die Messmethode. Um möglichst genaue Ergebnisse realisieren zu können, wird die Messmethode in zwei verschiedene Messsysteme überführt. Die Kapillardruckmessungen werden von den Permeabilitätsmessungen getrennt. Durch die Trennung der Messaufgaben ist sichergestellt, dass keine Kompromisslösungen zu einer Beeinflussung oder Verschlechterung der Messergebnisse führt. Das Lastenheft für das Messsystem zur Bestimmung der Dickenpermeabilität und der Textilreaktionen ist in Tabelle 3.1 aufgeführt. Das Lastenheft für das Kapillardruckmesssystem in transversaler Richtung in Tabelle 3.2.

⁴ Üblicher maximal sicher verfügbare Druckluftdruck in einer Werkstatt- / Labordruckversorgung

Tabelle 3.1: Lastenheft für die Messmethode zur Untersuchung der Dickenpermeabilität von Textilien

Kategorie	Parameter	Anforderungen an die Messmethode
Versuchsparameter	Möglicher Injektionsdruck	Variabel zwischen 0 und 6 bar
	Mögliche Fließgeschwindigkeit	Variabel zwischen 0,5 und 150 mm/s
	Art der Messung	<ul style="list-style-type: none"> • Ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessung ($\pm 10\%$) inkl. Erfassung der hydrodynamischen Kompaktierung ($\pm 0,01$ mm) • Gesättigte Dickenpermeabilitätsmessung ($\pm 5\%$) inkl. Erfassung der hydrodynamische Kompaktierung ($\pm 0,01$ mm) • Messung der Einzellagenverschiebung und der hydrdynamischen Kompaktierung im gesättigten Zustand ($\pm 0,1$ mm)
Geometrie der Kavität	Messbare Textildicken	0 bis 36 mm, einstellbar in 0,1 mm Schritten, max. zulässige Änderung der Kavitätshöhe durch den Injektionsdruck + die Vorkompaktierungskraft $< 0,1\%$
	Messfläche	> 15.000 mm ²
	Probenform	Elliptisch für eine exakte und reproduzierbare Faserausrichtung
	Begrenzung der Messfläche	Durch eine Quetschkante + Sicheres verhindern von Race-Tracking
Messwernerfassung	Versuchssteuerung	Regelung auf konstanten Druckabfall
	Volumenstrom	5 bis 5.000 ml/min, bei Messabweichungen $< 1\%$
	Druckdifferenz	0 bis 6 bar, bei Messabweichungen $< 0,5\%$
	Fließfront	Quasi-kontinuierliche Verfolgung, Messabweichung $< \pm 0,1$ mm
	Viskosität	Messfluid mit bekanntem Temperatur-Viskositätsverlauf, Temperaturerfassung innerhalb des Messsystems, konstante Temperatur bei Versuch, Messabweichungen der Temperaturmessung $\leq 0,25\%$
	Gesamtkompaktierung	0 bis 5 mm Messweg ausgehend von Nullstellung bei Messabweichung $\leq 0,2\%$

Tabelle 3.2: Lastenheft für die Messmethode zur Untersuchung des Kapillardrucks in transversaler Richtung von Textilien

Kategorie	Parameter	Anforderungen an die Messmethode
Geometrie der Kavität	Messbaren Textildicken	0 bis 30 mm, einstellbar in 0,1 mm Schritten, max. zulässige Änderung der Kavitätshöhe durch Vorkompaktierungskraft 0,1 %
	Messfläche	> 1.500 mm ²
	Probenform	Rund für eine einfache Probenvorbereitung mit einer Stanze
	Fluidzufuhr und Entlüftung	Über die Proben-Unterseite muss eine sicher Fluidzufuhr und über die Proben-Oberseite eine Entlüftung gewährleistet sein
	Reines transversales Fließen	Reines transversales Fließen muss sichergestellt werden
Messwernerfassung	Versuchssteuerung	Selbstständiges tränken des Textilstapels durch den Kapillareffekt
	Fließfront	Quasi-kontinuierliche Verfolgung, Messabweichung < $\pm 0,1$ mm
	Viskosität	Messfluid mit bekanntem Temperatur-Viskositätsverlauf, Temperaturerfassung außerhalb des Messsystems, konstante Temperatur bei Versuch, Messabweichungen der Temperaturmessung $\leq 0,25$ %
	Umgebungstemperatur	Überwachung Labortemperatur

3.2 Entwicklung und Validierung eines Messsystems zur Ermittlung der Dickenpermeabilität

Der **Grundaufbau** des Messsystems basiert auf dem von Becker entwickelten Messsystem [1, 20]. Hier wurden der elliptische Grundaufbau sowie die Gestaltung der Lochplatten, welche als Distributionsmedium verwendet werden, übernommen. Dieser Aufbau hat sich bereits bewährt und wurde mittels verschiedenen Versuchsaufbauten, z. B. mit einem porösen Medium mit bekannter Permeabilität validiert. Der elliptische Aufbau wurde gewählt, damit zu jederzeit eine definierte Faserorientierung bei den Textilstapeln, welche als Probe verwendet werden, gegeben ist. Bei runden Zuschnitten kann eine unbemerkte Abweichung bei der Faserorientierung sich fortpflanzen und mit steigender Lagenanzahl zu einer erheblichen Abweichung und damit zu einem großen Fehler führen. Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Messsystem ist in Abbildung 3.1 und die Prinzipskizze sowie der elliptische Aufbau als CAD-Modell sind in Abbildung 3.2 und Abbildung 3.3 dargestellt.



Abbildung 3.1: Messsystem zur Bestimmung der Dickenpermeabilität inkl. der Textilreaktionen als Reaktion auf den Injektionsdruck

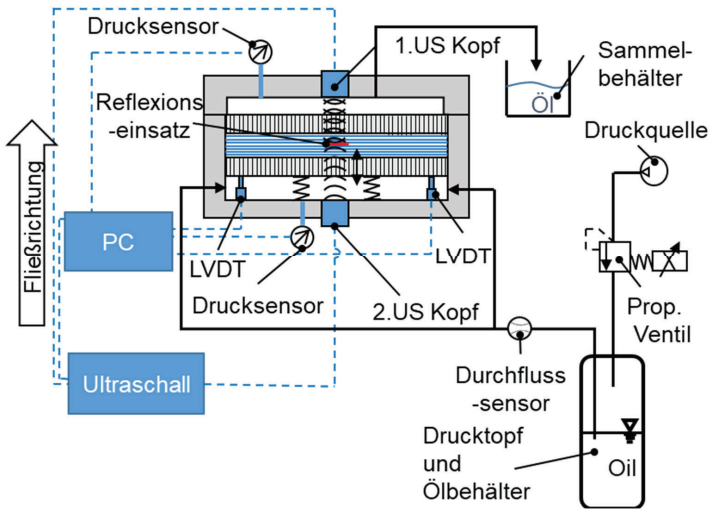


Abbildung 3.2: Prinzipskizze des Messsystems

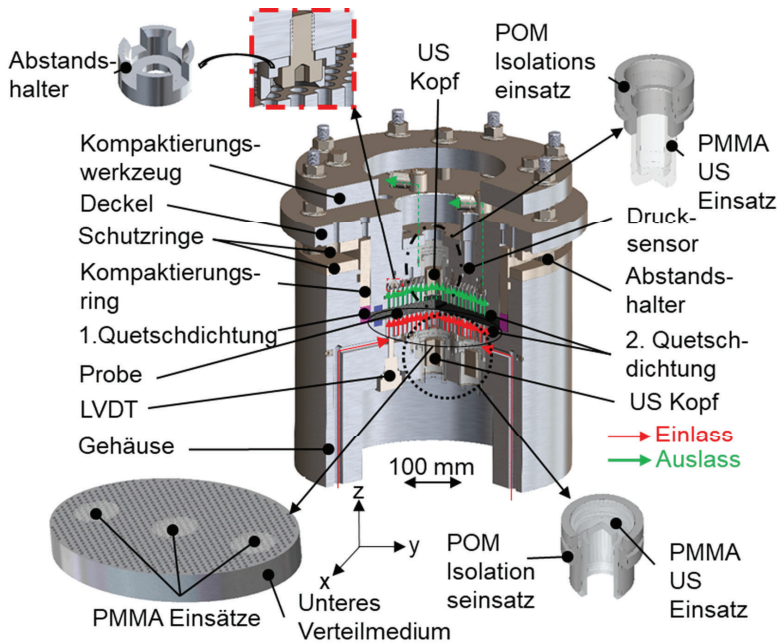


Abbildung 3.3: CAD-Modell des Messsystems

Messung des Druckabfalls

Der Druckabfall an der Probe wird durch zwei Drucksensoren, einer in der Einlasskammer und einer im Deckel bestimmt (Abbildung 3.3). In der Regel wird in der Auslasskammer im Deckel Atmosphärendruck herrschen. Der Drucksensor im Deckel dient somit vorwiegend dazu einen möglichen Druckanstieg bei einem hohen Volumenstrom zu detektieren und diesen bei der Bestimmung der Druckdifferenz und somit der Permeabilität zu berücksichtigen. Als Drucksensoren kommen Drucksensoren der Firma Kistler, Typ 4001 A zum Einsatz. Bei den Drucksensoren handelt es sich um piezoresistive Sensoren. Hier ändert sich der elektrische Widerstand bei einer mechanischen Belastung wodurch der Druck bestimmt werden kann. Diese Sensoren haben den großen Vorteil, dass sie quasi driffrei sind und sich somit der Messwert, auch bei langen Messzeiten nicht ändert [76]. Die verwendeten Sensoren können des Weiteren eine mögliche Änderung des Widerstands und damit des gemessenen Drucks aufgrund von Temperaturänderungen kompensieren [77]. Des Weiteren kann die Temperaturmessung dazu genutzt werden um die Fluidtemperatur und somit die Fluidviskosität zu bestimmen. Die Drucksensoren verfügen über zwei Messkanäle, welche parallel betrieben werden können. In diesem Fall einen Kanal für geringe Drücke bis 5 bar und einen Kanal bis 20 bar. Beide Kanäle werden mit 10 V betrieben. Hierdurch ergibt sich bei dem 5 bar Kanal eine vier Mal so gute Auflösung im Vergleich zum 20 bar Kanal. Bei den Sensoren inkl. dem Verstärker und den notwendigen Kabeln handelt es sich um ein aufeinander angepasstes und kalibriertes System, was wiederum die notwendige Messgenauigkeit sicherstellt. Alle notwendigen technischen Daten sind im technischen Datenblatt zu finden [77].

Messung der Gesamtkompaktierung

Zur Bestimmung der Gesamtkompaktierung ist das untere Verteilmedium nicht fix mit dem Messsystem verbunden, sondern ist beweglich auf Federn gelagert. Das Prinzip ist in der Abbildung 3.2 dargestellt. Aufgrund der Federkraft ist das untere Verteilmedium ständig in Kontakt mit der ersten Lage des Textilstapels (die erste Lage, ist die Lage in die das Fluid in den Textilstapel eindringt). Wird der Textilstapel aufgrund des Injektionsdrucks kompaktiert, folgt das untere Verteilmedium der Position der ersten Lage. Die Bewegung des unteren Verteilmediums wird wiederum von drei linear variabler Wegaufnehmern (LVDT; englisch für Linear Variable Differential

Transformer) aufgezeichnet. Diese sind wie in Abbildung 3.2 und Abbildung 3.3 dargestellt in Kontakt mit dem unteren Teil des Verteilmediums. Die einzelnen Ergebnisse der LVDTs werden in der späteren Auswertung als Durchschnittswert verwendet. Sie dienen aber auch dazu einen Abgleich untereinander durchzuführen, um mögliche Fehlmessungen oder Abweichungen identifizieren zu können. Die gesamte Anpresskraft, welche aus den Federn und den federbelasteten LVDTs resultiert, ist gerade ausreichend um das untere Verteilmedium innerhalb von einem Weg von rund 5 mm in Kontakt mit der ersten Lage zu halten. Die Kraft ist mit ca. 8 N so gering, dass keine Beeinflussung der Textileigenschaften aufgrund der Summe aller Federkräfte zu erwarten ist⁵. Die verwendeten LVDTs sind von der Firma EddyLab (Modell SM-F18). Diese LVDTs eignen sich für das geplante Einsatzgebiet innerhalb des Messsystems. Sie sind Medienbeständig und z. B. für den Einsatz in Hydraulikzylindern geeignet. Somit eignen sich die Sensoren auch für den Einsatz mit einem Öl als Testfluid. Die Druckbeständigkeit ist bis 150 bar gegeben. Mit einer Auflösung von 4 µm eignen sich die Sensoren auch für die Erfassung geringster Textilreaktionen. Alle notwendigen Daten können dem Datenblatt entnommen werden [78].

Der Durchfluss während des Versuchs wird mit einem Durchflusssensor erfasst. In diesem Fall wird ein sogenannter Ovalradensor verwendet. Diese Sensoren weisen aufgrund ihrer Bauart eine sehr hohe Messgenauigkeit auf. Der verwendete Durchflusssensor hat eine Genauigkeit von $\pm 1\%$. Die Auflösung beträgt bei dem eingesetzten Sensor 0,56 ml. Der Sensor ist für Drücke bis 30 bar und für Öle inkl. Pflanzenöle einsetzbar [79].

Fließfrontbestimmung

Für die Bestimmung der ungesättigten Permeabilität muss der Fließfrontverlauf bekannt sein. Bei geringen Injektionsdrücken bis ca. 0,5 bar [1], oder bei inkompressiblen porösen Strukturen ist die indirekte Erfassung der Fließfront über den Volumenstrom theoretisch möglich. Hier kann davon ausgegangen werden, dass es zu keiner hydrodynamischen Kompaktierung des Textils kommt und somit mittels des Volumenstroms ausreichend genau auf den Fließfrontverlauf geschlossen werden

⁵ Federrate pro LVDT = 0,2 N/mm (3 LVDTs); Federrate pro Feder = 0,5 N/mm (2 Federn); Federweg = 5 mm. Die maximale Federkraft ergibt sich somit zu rund 8 N bei maximaler Federbelastung

kann. Bei höheren Injektionsdrücken führt allerdings die hydrodynamische Kompaktierung zu einer unbekanntem FVG Verteilung innerhalb des Faserstapels, was eine genaue Bestimmung der Fließfront mittels des Volumenstroms verhindert. Aus diesem Grund muss ein Verfahren gewählt werden, welches dazu in der Lage ist, den Fließfrontverlauf nach Möglichkeit nicht invasiv zu bestimmen.

Wie bereits im Stand der Technik beschrieben, wurden bereits Permeabilitätsmesssysteme zur Bestimmung der ungesättigten Dickenpermeabilität entwickelt. Bei einigen Systemen wird der Fließfrontverlauf mittels Ultraschalltechnik erfasst [42–44]. Bei den genannten Messsystemen handelt es sich um 3D-Messsysteme welche alle drei Permeabilitäten auf einmal erfassen. Das Grundprinzip kann allerdings auch auf Messsysteme angewendet werden, welche rein eindimensional in Dickenrichtung messen. Das Grundprinzip besteht darin, dass gesättigte und ungesättigte Textilien unterschiedliche Schallgeschwindigkeiten aufweisen. Dieses Phänomen wird bei der Fließfrontbestimmung mittels Ultraschalltechnik genutzt. Hierbei wird die Zeit die der Schall zum Durchdringen des Textilstapels benötigt (tof), aufgezeichnet. Da die Veränderung der tof von dem Sättigungsfortschritt des Textilstapels abhängig ist, kann mit der Aufzeichnung der tof die Fließfrontposition zu jedem Zeitpunkt des Versuchs errechnet werden. In Abbildung 3.2 ist ersichtlich, dass der Schall neben dem Textilstapel noch weitere Bauteile durchdringen muss. Somit werden noch weitere Schallgeschwindigkeiten für die Berechnung der aktuellen Fließfrontposition benötigt. So müssen die Ultraschallköpfe in einen Halter verbaut werden, um diese vor den Umgebungsbedingungen zu schützen. Außerdem müssen die Ultraschallköpfe, sowohl der Sender als auch der Empfänger, von den metallischen Bauteilen des Messsystems isoliert werden. Die Schallgeschwindigkeit von Metallen ist bspw. ca. doppelt so schnell wie von glasfaserverstärktem Kunststoff [80]. Die Dämpfungseigenschaft von einem Kunststoff ist zum einen abhängig von der Art des Kunststoffs sowie von der aktuell herrschenden Temperatur. Die Dämpfungseigenschaften – auch mechanischer Verlustfaktor genannt – eines polymeren Werkstoffs sind bei der Glasübergangstemperatur am größten [3, 81]. Amorphe Kunststoffe (Polymethylmethacrylat (PMMA), Polycarbonat (PC), Polystyrol (PS), usw.) weisen im Vergleich zu z. B. teilkristallinen Kunststoffen (bspw. Polyoxymethylene (POM), Polyethylen (PE), Polypropylen (PP)) unterschiedliche

Dämpfungsverläufe in Abhängigkeit der Temperatur auf. Prinzipiell kann bei den teilkristallinen Thermoplasten ein stärkerer Anstieg des Verlustfaktors mit steigender Temperatur im Vergleich zu amorphen Thermoplasten festgestellt werden. Wobei bei den amorphen Thermoplasten der Verlustfaktor, bis auf einen starken Peak bei der Glasübergangstemperatur, relativ konstant bleibt und bei den teilkristallinen Thermoplasten ein stetiger Anstieg des Verlustfaktors mit der Temperatur zu verzeichnen ist [81].

Ein weiterer wichtiger Punkt welcher bei der Auswahl der Materialien für die Ultraschallmessung beachtet werden muss, ist die Kompatibilität der eingesetzten Materialien. Hierbei ist die Grenzfläche zwischen zwei verschiedenen Materialien gemeint. Je höher die Unterschiede der materialspezifischen Schallgeschwindigkeiten sowie der Dichte der Materialien ist, umso mehr Schall wird an der Grenzfläche reflektiert [82]. Die Größe der Reflexion lässt sich mit dem Reflexionsfaktor R (Gleichung 3.6) bzw. die Größe der Durchlässigkeit mit dem Durchlässigkeitsfaktor D (Gleichung 3.7) bestimmen. Die Berechnung der Faktoren erfolgt wie folgt [82]:

$$R = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \quad (3.6)$$

$$D = \frac{2 * Z_2}{Z_2 + Z_1} \quad (3.7)$$

Wobei Z der Schallwellenwiderstand (Gleichung 3.8) ist, welcher sich aus der Dichte ρ der Schallgeschwindigkeit c des Materials berechnet. Hierbei werden Werkstoffe mit einem großem Schallwellenwiderstand als schallhart und Werkstoffe mit einem kleinen Schallwellenwiderstand als schallweich bezeichnet [82].

$$Z = \rho * c \quad (3.8)$$

Der Zusammenhang ist in der Abbildung 3.4 dargestellt.

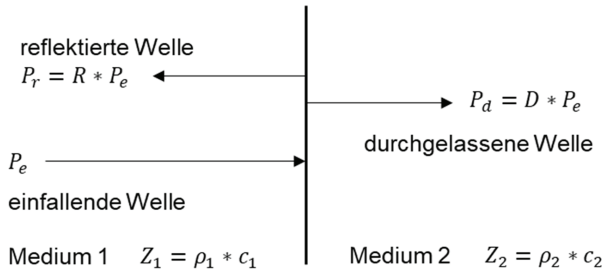


Abbildung 3.4: Senkrechter Einfall einer Schallwelle auf eine Grenzfläche

Aus den Zusammenhängen geht hervor, dass mit zunehmendem Unterschied zwischen Schallgeschwindigkeiten und Dichten von zwei Materialien, auch der reflektierte Anteil zunimmt. Dieser Zusammenhang muss bei der Auswahl der verschiedenen Materialien beachtet werden. Eine Durchschallung des kompletten Versuchsaufbaus ist zwingend notwendig. Des Weiteren muss das Signal noch so stark sein, um sicher vom Empfänger empfangen werden zu können. Somit muss für die Aufnahme der Ultraschallköpfe ein Material gefunden werden, welche das Ultraschallsignal so verlustfrei wie möglich übertragen kann. Diese Aufnahme für den Ultraschallkopf muss wiederum mit einem Werkstoff gegen die metallischen Bauteile des Messsystems isoliert werden, um Übertragungen des Ultraschallsignals über Deckel und/oder Gehäuse zu vermeiden.

Für die Aufnahme der Ultraschallköpfe wurde PMMA ausgewählt. PMMA hat den Vorteil nur geringe Dämpfungseigenschaften aufzuweisen, wodurch das Signal nur geringfügig geschwächt wird. Dies liegt unter anderen daran, dass PMMA einen Glasübergangstemperatur von rund 105 °C hat [83]. PMMA wird u. a. auch als Werkstoff für sogenannte „Vorlaufkeile“ bei Ultraschallmessungen verwendet [84]. Vorlaufkeile werden z. B. dazu benutzt gezielt Positionen in einem Bauteil mit Ultraschall zu untersuchen, welche senkrecht von oben nicht erreichbar sind. PMMA hat weiterhin eine Schallgeschwindigkeit von 2.730 m/s und eine Dichte von 1,18 g/cm³ bei 20 °C und die Schallgeschwindigkeit von Ölen liegt bei rund 1.400 m/s und die Dichte bei ca. 0,9 g/cm³ bei 20°C [80, 83, 85, 86]. Aluminium und Stahl weisen zwar ebenfalls wie PMMA eine geringe Dämpfung auf, eignen sich allerdings durch die Schallgeschwindigkeit von 6.350 m/s bei Aluminium und einer Dichte von 7,85 g/cm³ von Stahl wegen dem großen Reflexionsfaktor nicht als Konstruktionsmaterial für die

Einsätze von den Ultraschallköpfen [80]. Die mechanischen Eigenschaften sowie die chemische Beständigkeit sind beim PMMA ebenfalls für den Anwendungsfall geeignet. Es muss allerdings darauf geachtet werden, dass zur Reinigung des Messsystems kein Aceton verwendet wird, da es hierdurch zu einer Schädigung der Einsätze durch Spannungsrisse kommt [83]. Für die Erfassung des Fließfrontfortschritts müssen Textilstapel und Verteilmedien durchschallt werden. Wie aus Abbildung 3.3 hervorgeht, ist in dem oberen Verteilmedium eine Bohrung vorgesehen, durch den der Ultraschallkopf durchgeführt werden kann. Der PMMA Einsatz ist in direkten Kontakt mit dem Textilstapel. Diese Konstruktion ist wegen der federgelagerten Konstruktion des unteren Verteilmediums nicht möglich. Das untere Verteilmedium verfügt aus diesem Grund über Einsätze aus PMMA, wodurch das untere Verteilmedium durchschallt werden kann.

Für die Isolierung der Ultraschallköpfe muss ein weiterer Werkstoff für einen Einsatz ausgewählt werden. Dieser Einsatz muss ebenfalls die notwendigen mechanischen Eigenschaften und Medienbeständigkeiten aufweisen, dabei aber auch die Ultraschallköpfe schwingungstechnisch von der metallischen Messzelle isolieren. Elastomere würde prinzipiell die Ultraschallköpfe hervorragend von der Messzelle entkoppeln, sind aber wegen der hohen Elastizität aus mechanischen Gründen nicht geeignet. Der Einsatz könnte sich wegen dem in der Messzelle herrschenden Druck verformen, wodurch sich auch die Position des Ultraschallkopfes ändern würde. Dies würde zwangsläufig zu Fehlern in der Messung führen. Grundsätzlich sind Kunststoffe mit einer Glasübergangstemperatur unterhalb der Anwendungstemperatur geeignet, da hier mit einem guten Verlustfaktor zu rechnen ist. Bei teilkristallinen Kunststoffen ist mit einem Anstieg des Verlustfaktors mit der Temperatur zu rechnen, was sie prinzipiell als Dämpfungselemente qualifiziert. POM eignet sich für diese Aufgabe. POM hat eine Glasübergangstemperatur von $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ oder weniger und liegt somit deutlich unter der Betriebstemperatur des Messsystems welche bei Raumtemperatur betrieben wird [83]. Somit sind die Dämpfungseigenschaften gewährleistet. Des Weiteren hat POM eine hohe Härte und Steifigkeit, hohe Maßbeständigkeit, hohe Beständigkeit gegen Lösungsmittel und ist leicht verarbeitbar. Aus diesen Gründen wird POM auch gerne als Konstruktionswerkstoff z. B. in der Automobilindustrie (z. B. für Kraftstoffpumpen und Tankflanschen), bei Wasser- und Gasinstallationen, in der Medizintechnik oder in

Haushaltsgeräten eingesetzt. Unter anderen werden Zahnräder oder Lagerbuchsen aus POM hergestellt [83].

Somit sind die verschiedenen Werkstoffe für den Einsatz für die Ultraschallköpfe sowie für die Isolationseinsätze ausgewählt. Die Ultraschallköpfe werden wie in Abbildung 3.3 dargestellt in den Einsatz aus PMMA eingeschraubt und dieser Einsatz wird wiederum in den Einsatz aus POM eingesetzt. Diese Kombination wird dann im Messsystem installiert. Die verschiedenen Einsätze sind so konstruiert, dass sie sich automatisch durch den Innendruck bzw. durch den Kompaktierungsdruck an einen festen Anschlag drücken und somit eine reproduzierbare Positionierung gegeben ist. Beim Einsetzen der Ultraschallköpfe muss zwingend auf ein Ankoppelmedium geachtet werden, damit das Signal sicher übertragen bzw. empfangen werden kann. Hierbei handelt es sich in der Regel um eine Flüssigkeit oder ein Gel. Prinzipiell eignet sich Wasser oder Öl als Ankoppelmedium. Hierdurch werden auch geringe Toleranzen ausgeglichen, die ein komplett ebenes aufliegen des Ultraschallkopfes im PMMA Einsatz verhindern.

Bei der Fließfrontaufzeichnung werden die unterschiedlichen Schallgeschwindigkeiten zwischen ungesättigtem und gesättigtem Textil genutzt. Das eingesetzte Verfahren ist das Durchschallungsverfahren. Hierzu werden zwei Ultraschallköpfe benötigt. Ein Ultraschallkopf dient als Sender und der andere als Empfänger. Die Bestimmung der Fließfront unter Annahme, dass das Textil während des Versuchs keine Kompaktierung erfährt, wie z. B. bei dem Messsystem von Stöven et al. [43], ist vom Prinzip her simpel. Hierzu muss lediglich die t_{of} bei Beginn der Messung und die t_{of} am Ende der Messung bekannt sein. Der Abstand zwischen den Ultraschallsensoren ist bekannt und unveränderlich, wodurch die Fließfrontposition in Abhängigkeit der Zeit mit einem einfachen Dreisatz bestimmbar ist. Bei dem neuen Messsystem wird die hydrodynamische Kompaktierung bei der Messung berücksichtigt, d. h. die Probendicke und somit weitere Abstände ändern sich während der Messung. Diese Abstandsänderungen führen ebenfalls zu einer Änderung der t_{of} und müssen somit ebenfalls bei der Bestimmung der Fließfrontposition in Abhängigkeit der Zeit berücksichtigt werden. Der Aufbau und die verschiedenen Abschnitte bei der Durchschallung sind in Abbildung 3.5 gezeigt.

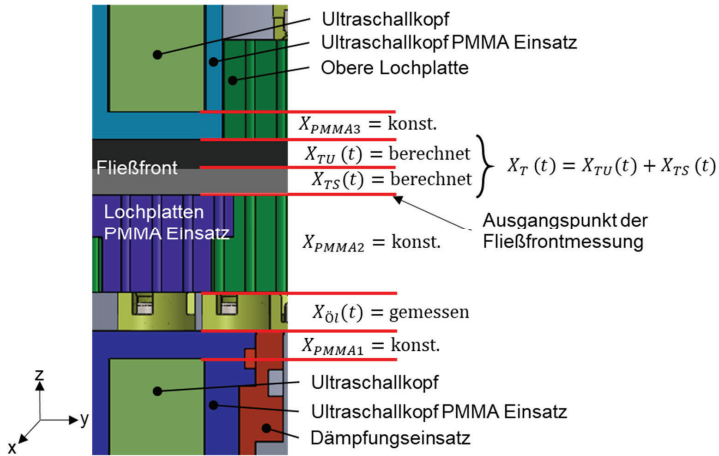


Abbildung 3.5: Darstellung der Messstrecke für die Fließfronterfassung

Die Berechnung der gesamten tof besteht aus der Summe der Zeiten, welche der Schall braucht um die unterschiedlichen in Reihe geschalteten Materialien zu durchdringen und ist in Formel 3.4 dargestellt. Hierbei ist $tof(t)$ die tof in Abhängigkeit der Zeit, X_{PMMA1} ist die Dicke des unteren PMMA Einsatzes für den Ultraschallkopf, $X_{0l}(t)$ ist der Weg des Schalls im Testfluid wobei dieser Weg je nach Kompaktierung des Textils korrigiert werden muss, X_{PMMA2} ist die Dicke des PMMA Einsatzes in der unteren Lochplatte, $X_{TS}(t)$ ist der Weg im gesättigten und $X_{TU}(t)$ im ungesättigten Textil und X_{PMMA3} ist der Dicke des oberen PMMA Einsatzes für den Ultraschallkopf. Die entsprechenden Schallgeschwindigkeiten sind C_{PMMA} für PMMA, C_{0l} für das Messfluid, C_{TS} für das gesättigte Textil und C_{TU} für das ungesättigte Textil. $X_T(t)$ ist die Gesamtdicke des Textilstapels.

Mit Umstellen der Formel 3.4 auf $X_{TS}(t)$ wird die Formel 3.5 zur Berechnung der Fließfrontposition erhalten. Der Nullpunkt ist die Oberseite des unteren Verteilmediums. Dieser Punkt ändert sich mit der hydrodynamischen Kompaktierung.

$$tof(t) = \frac{X_{PMMA1}}{C_{PMMA}} + \frac{X_{0l}(t)}{C_{0l}} + \frac{X_{PMMA2}}{C_{PMMA}} + \frac{X_{TS}(t)}{C_{TS}} + \frac{X_{TU}(t)}{C_{TU}} + \frac{X_{PMMA3}}{C_{PMMA}} \quad (3.4)$$

$$X_{TS}(t) = \frac{C_{TS} * (C_{PMMA} * C_{0l} * (X_T(t) - C_{TU} * tof(t)) + C_{PMMA} * C_{TS} * X_{0l} + C_{0l} * C_{TU} * (X_{PMMA1} + 2 * X_{PMMA3}))}{C_{PMMA} * C_{0l} * (C_{TS} - C_{TU})} \quad (3.5)$$

Als Ultraschallgerät wird ein Olympus EPOCH 1000i eingesetzt. Dieses Gerät eignet sich für die vorliegende Messaufgabe, da es sich zum Zeitpunkt der Entwicklung des

Messsystems um einer der leistungsstärksten serienmäßig verfügbaren Ultraschallgeräte handelte. Wegen der porösen Struktur und der wechselnden Grenzflächen handelt es sich bei dem vorliegenden Fall um eine schwierige Messaufgabe. Aus diesem Grund muss das Gerät über eine möglichst hohe Leistung bei gleichzeitig möglichst hoher Empfangsverstärkung verfügen. Die Ultraschallköpfe haben eine Frequenz von 1,00 MHz und einem Durchmesser von 0,5 in.. Die Köpfe wurden so ausgewählt, dass sie ebenfalls der schwierigen Messaufgabe gerecht werden. Hierzu ist eine möglichst geringe Frequenz und gleichzeitig eine möglichst große Elementgröße notwendig [87]. Höhere Frequenzen haben den Vorteil einer höheren Messauflösung, haben aber auch höhere Verluste welche bei der vorliegenden Messaufgabe soweit wie möglich reduziert werden müssen [87].

Bestimmung der Einzellagenverschiebung

Die Bestimmung der Einzellagenverschiebung wird ebenfalls mit Ultraschall durchgeführt. Allerdings wird im Vergleich zur Fließfrontmessung keine Durchschallung, sondern das sogenannte Impuls-Echo-Verfahren eingesetzt. Hierbei dient ein Ultraschallkopf gleichzeitig als Sender und Empfänger. Das Ultraschallsignal wird hierbei durch eine harte Reflexion zurückgeworfen und durch die Messung der tof und bekannter Schallgeschwindigkeit kann die Position an dem das Signal reflektiert worden ist bestimmt werden. Dieses Verfahren wird z. B. dafür eingesetzt, wenn Fehlstellen in Bauteilen identifiziert und/oder lokalisiert werden müssen. Für die Einzellagenverschiebung wird in den Textilstapel ein Gegenstand eingebracht, welcher dafür sorgt, dass das Signal reflektiert wird. Die Messung erfolgt durch den oberen Ultraschallkopf, um die Verluste so gering wie möglich zu halten. Der Aufbau ist in Abbildung 3.6 dargestellt. Als reflektierender Gegenstand wird ein Insert aus Aluminiumfolie mit einem Durchmesser von 10 mm verwendet. Wegen des großen Unterschieds zwischen der Dichte des Inserts und des Textilstapels sowie den Unterschieden zwischen den Schallgeschwindigkeiten liegt der Reflexionsfaktor über 90 %. Die verwendete Aluminiumfolie hat eine Dicke von 10 μm , wodurch die lokale Änderung des FVG vernachlässigt werden kann.

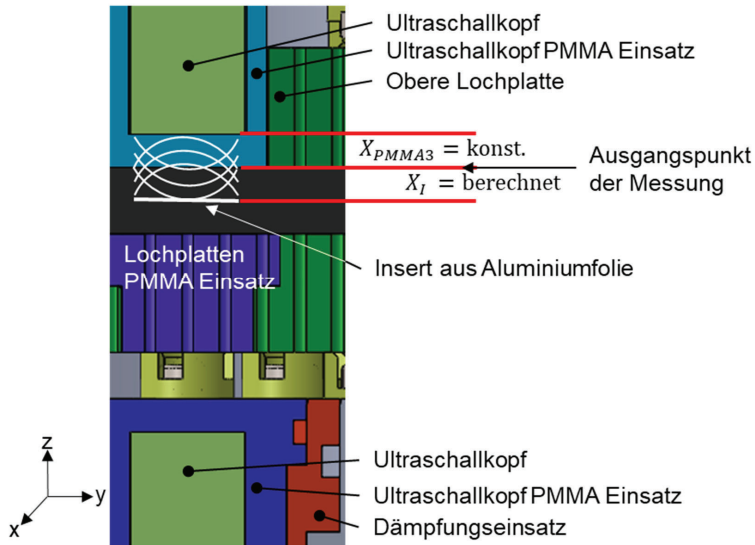


Abbildung 3.6: Darstellung der Messstrecke der Einzellagenverschiebung

Die Aufzeichnung der Lageänderung des Inserts erfolgt im gesättigten Zustand. Durch die Bestimmung der Lageänderung des Inserts, kann auch die Position der Lage oberhalb des Inserts bestimmt werden. Da aufgrund der hydrodynamischen Kompaktierung nicht garantiert werden kann, dass die Textillage unterhalb des Inserts in Kontakt mit dem Insert ist, wird nur die Position der Textillage über dem Insert bestimmt. Die hydrodynamische Kompaktierung und damit die nicht konstante FVG Verteilung liegt nur im durchströmten und somit im gesättigten Bereich vor. Im trockenen Bereich herrscht eine konstante FVG Verteilung was eine theoretische Bestimmung der Positionen der einzelnen Lagen vereinfacht. Hinzu kommt, dass für die Bestimmung der Position des Inserts die Schallgeschwindigkeit des gesättigten Textilstapels bekannt sein muss. Würde der Textilstapel während der Messung gesättigt werden, so würde sobald die Fließfront die Position des Inserts passiert, eine von der Fließfront abhängige Änderung der Schallgeschwindigkeit auftreten. Eine simultane Aufzeichnung der Insertposition und der Fließfront ist messtechnisch sehr aufwendig, da gleichzeitig mehrere Ultraschallsignale verwendet und für eine korrekte Auswertung differenziert werden müssen. Die vorhandene Messtechnik kann nur ein Signal auf einmal verarbeiten, eine solche Messung ist also mit der vorhandenen

Messtechnik nicht möglich. Die Position des Inserts kann mit Formel 3.6 bestimmt werden. Hierbei ist $X_I(t)$ die Position des Inserts in Abhängigkeit der Zeit. Als Nullpunkt wird hierbei die Unterseite des oberen Verteilmediums verwendet.

$$X_I(t) = C_{TS} * (0,5 * \text{tof}(t) - \frac{x_{PMA3}}{C_{PMA}}) \quad (3.6)$$

Die Aufzeichnung der Messwerte erfolgt mit einem eigens dafür programmierten Programm von LabVIEW von der Firma National Instruments. Hierzu wird mittels einer Messkarte die Messwerte der einzelnen Sensoren mit einer Abtastrate von 5 Hz aufgezeichnet. Es werden die Werte der Drucksensoren, der Wegsensoren, des Durchflussmessers sowie der Drucktopfdruck aufgezeichnet. Die Ultraschallmessungen werden separat mittels Videoaufzeichnung aufgenommen, da das Ultraschallgerät über keinen separaten Messausgang verfügt, sondern nur über einen Videoausgang. Die Auswertung erfolgt anschließend über das Auslesen der angezeigten Messwerte. Alle Daten werden anschließend in einer Exceldatei zusammengefasst und ausgewertet.

Abdichtung

Für eine korrekte Durchführung von Messungen ist es unabdingbar, dass das Messfluid vorwiegend in Dickenrichtung und dass das Fluid durch den Textilstapel fließt. Ein Fluid wird immer den Weg des geringsten Widerstands wählen. Befinden sich also an den Rändern der Proben Freiräume, welche von dem Messfluid erreicht werden können, so wird das Fluid an dem Textilstapel vorbeifließen. Dieses Phänomen wird Race-Tracking genannt und ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Hier wird ersichtlich wie das Fluid den Weg des geringsten Widerstands nimmt. Durch Race-Tracking können keine verlässlichen Messungen durchgeführt werden. Des Weiteren ist Race-Tracking insofern tückisch, dass es nicht während der Messung festgestellt werden kann. Aus diesem Grund ist Race-Tracking unter allen Umständen zu verhindern. In einer vorangegangenen Arbeit beschreibt Becker eine Methode um Race-Tracking zu verhindern [1]. Dort wird im Randbereich wo das Fluid an dem Textilstapel vorbeiströmt, der Textilstapel mit einem Elastomer über den vordefinierten FVG hinaus kompaktiert. Dieser Bereich ist in Abbildung 3.7 gezeigt. Hierdurch wird die Permeabilität in diesem Bereich so stark verringert, dass das Fluid nur noch im mittleren Bereich und somit im Messbereich strömt. Eine Beeinflussung der Messung

bei Anwendung dieser Methode konnte Becker in seiner Arbeit ausschließen [1]. Durch zahlreiche Messungen mit dem Messsystem von Becker (HyKoPerm), wurde allerdings festgestellt, dass diese Methode nur bei Textilstapeln mit einer geringen Dicke bis ca. 5 mm anwendbar ist. Ab dieser Dicke kann es je nach Textil und/oder eingestelltem FVG trotz der Quetschung im Randbereich zu Race-Tracking kommen. Aus diesem Grund wurden weiteren Methoden zur Verhinderung von Race-Tracking entwickelt, welche auch für Textilstapel dicker 5 mm sicher anwendbar sind. Auch diese Methoden dürfen die Textileigenschaften welche durch die Messung bestimmt werden sollen nicht beeinflussen. So gibt es die Möglichkeit den Textilstapel im Randbereich mit einem Elastomer, z. B. Silikon abzudichten. Hierdurch kann kein Testfluid mehr im Randbereich austreten und Race-Tracking wird unterbunden. Die Darstellung dieses Prinzips ist in Abbildung 3.8 gezeigt. Das Textil wird weiterhin im Randbereich gequetscht, damit wird das Testfluid weiterhin vorwiegend im vorgesehenen Bereich fließen. Die Abdichtung darf hierbei weder die Strömung in Dickenrichtung, noch die Kompaktierungseigenschaften beeinflussen. Nur unter diesen Bedingungen ist eine Abdichtung und somit diese Methode zur Race-Tracking Prävention zulässig.

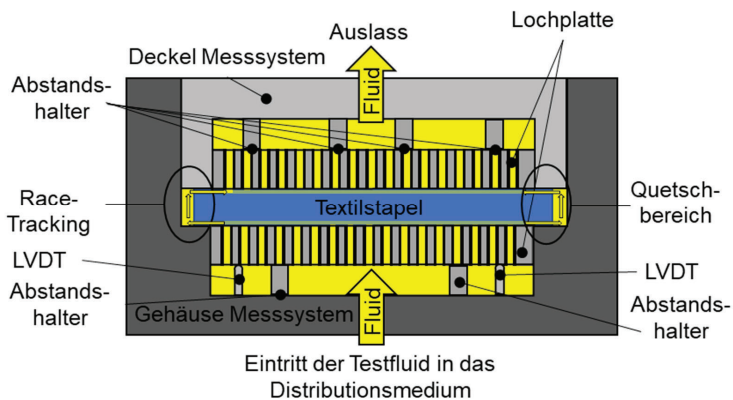


Abbildung 3.7: Darstellung von Race-Tracking bei einer Permeabilitätsmessung wegen einer unzureichenden Abdichtung

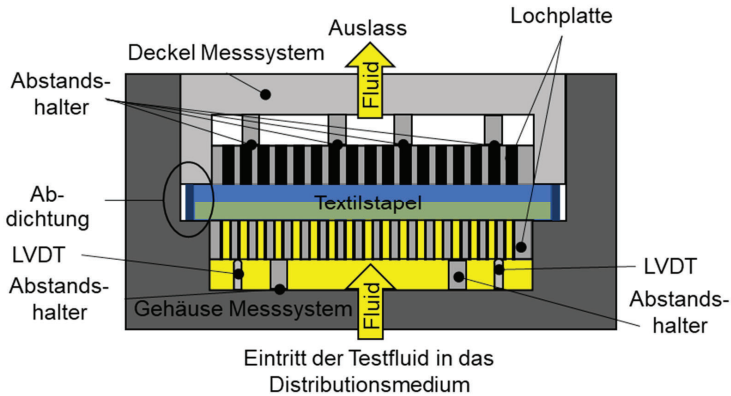


Abbildung 3.8: Darstellung eines korrekten transversalen Fließens an einem Textilstapel bei dem durch Abdichtung ein Race-Tracking verhindert wurde

Die Abdichtung erfolgt wie in Abbildung 3.9 dargestellt. Der Textilstapel wird zwischen zwei Klemmplatten positioniert, wobei die Klemmplatten im Umfang 2 mm größer sind wie die Textilizuschnitte. Mit dem Klemmplatten wird der Textilstapel durch kompaktieren fixiert, wobei der eingestellte FVG geringer sein muss als der final im Versuch eingestellte FVG, hierdurch wird sichergestellt, dass der Textilstapel erst im Versuch seine Kompaktierung inkl. Nesting erfährt. Die Kompaktierungshöhe wurde 10 % größer der finalen Kompaktierungshöhe festgelegt. Nur so kann mit verlässlichen Ergebnissen bei den Messungen gerechnet werden. Wird ein Textil mehrmals kompaktiert, so zeigt das Textil bei jedem Kompaktierungsvorgang eine Änderung der Eigenschaften [22] [1]. Es ist mit einer bleibenden Eigenschaftsänderung zu rechnen. Eine Kompaktierung über den finalen FVG hinaus ist deswegen unbedingt zu vermeiden. Nach dem Fixieren des Textilstapels, wird der Randbereich des Textils mit einem 2-Komponenten Silikon (*AIRCAST 3700 A/B*) abgedichtet.

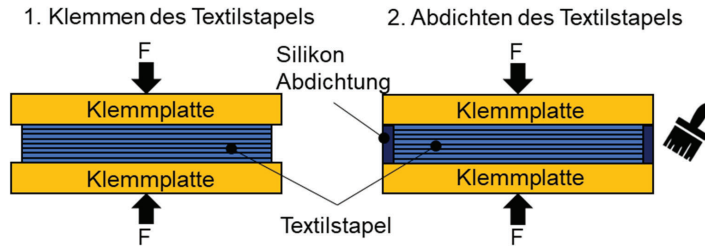


Abbildung 3.9: Vorgehen beim Abdichten der Textilstapel um ein reines Fließen in transversaler Richtung zu gewährleisten

Ein Schliffbild einer mit 2-Komponenten Silikon abgedichteten Probe ist in Abbildung 3.10 gezeigt. Das Silikon dringt im Randbereich bei den betrachteten Textilien rund 0,2 mm ein und versiegelt damit den Textilstapel im Randbereich vollständig. Die damit verbundene Änderung der Messfläche ist geringer als 1 % und somit vernachlässigbar gering.

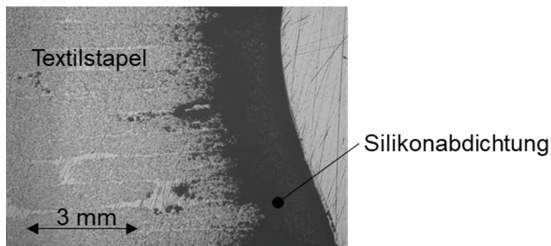


Abbildung 3.10: Schliffbild einer abgedichteten Probe

Um sicherzustellen, dass die Abdichtung keinen Einfluss auf die Kompaktierungseigenschaften hat, wurden Kompaktierungsversuche in einer Universalprüfmaschine durchgeführt. Um den Aufbau im Messsystem so genau wie möglich zu imitieren und damit möglichst alle Randbedingungen zu berücksichtigen wurden für die Kompaktierungsversuche die Lochplatten aus dem Messsystem verwendet. Der Aufbau ist in Abbildung 3.11 gezeigt. Die Messungen wurden mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min auf einer Zwick 1485 durchgeführt.

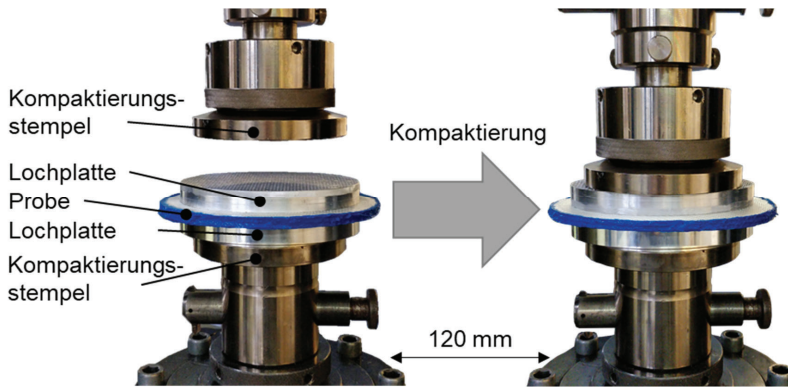


Abbildung 3.11: Kompaktierungsversuche bei einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min inkl. Lochplatten

Die Ergebnisse der Messungen sind in der Abbildung 3.12 gezeigt. Es wurden jeweils drei abgedichtete und drei nicht abgedichtete Proben für die Versuche verwendet. Es ist erkennbar, dass keine signifikanten Abweichungen zwischen den abgedichteten und nicht abgedichteten Proben zu erkennen ist. Die Abweichungen liegen alle in einem zu erwartenden Bereich der Standardabweichung. Eine Abdichtung der Proben hat somit keinen Einfluss auf die Kompaktierungseigenschaften und somit ist eine Abdichtung zulässig. Allerdings muss beim Abdichtungsprozess zwingend darauf geachtet werden, dass der Textilstapel nicht über den FVG hinaus kompaktiert wird, welcher im Versuch angestrebt wird. Eine zu starke Kompaktierung könnte zu einer Beeinflussung der Kompaktierungseigenschaften im späteren Versuch führen, was wiederum eine Beeinflussung der Permeabilität zur Folge hat. Außerdem dichtet der Rand aus Silikon im Quetschbereich die Probe ab. Bei einer zu starken Vorkompaktierung beim Abdichtungsprozess, wäre die Höhe des Silikonrands kleiner als die Kavitätshöhe, wodurch eine potenzielle Lücke Race-Tracking begünstigen könnte.

Vergleichskompaktierungsmessung: Abgedichtet vs.
nicht abgedichtete Proben für Saertex X-E-444

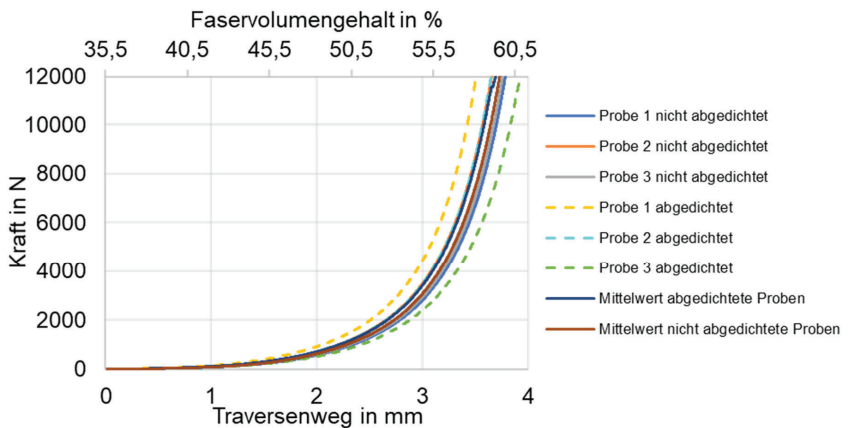


Abbildung 3.12: Ergebnisse der Kompaktierungsmessungen mit abgedichteten und nicht abgedichteten Proben aus Saertex X-E-444

Bei der Entwicklung des Messsystems wurde eine weitere mögliche Variante zur Prävention von Race-Tracking vorgesehen. Diese Variante ist in Abbildung 3.13 dargestellt.

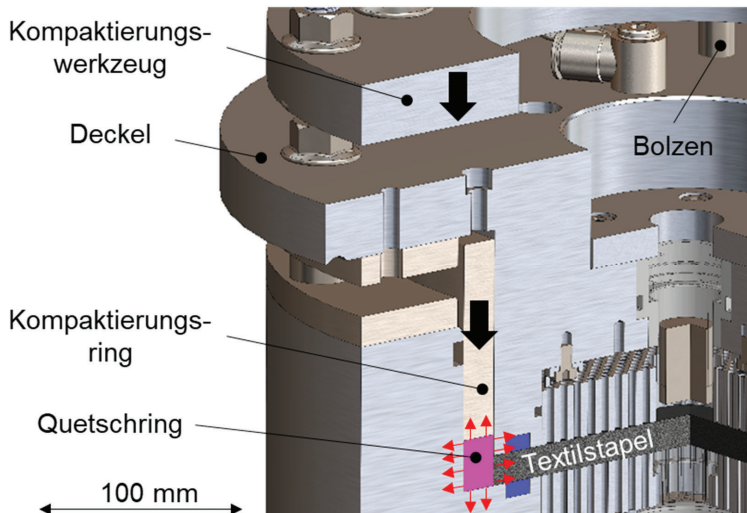


Abbildung 3.13: Race-Tracking Prävention per Quetschdichtung

Die Idee besteht darin, den Spalt zwischen dem Messsystem und dem Textilstapel mit einem elastischen Quetschring zu schließen und dadurch Race-Tracking zu verhindern. Hierzu werden Bolzen, welche fest mit dem Kompaktierungswerkzeug verbunden sind auf den Kompaktierungsring gedrückt, welcher wiederum auf den Quetschring drückt. Hierzu wird das Kompaktierungswerkzeug an den Stehbolzen durch das Einschrauben von Muttern nach unten gedrückt. Durch den Kompaktierungsdruck, wird der Quetschring aus Elastomer zusammengedrückt, wodurch der Quetschring als Reaktion in die Breite expandiert und dadurch am Gehäuse und an den Textilstapel anliegt. Hierbei ist es zwingend notwendig den Textilstapel auf den finalen FVG zu kompaktieren, bevor die Elastomerdichtung kompaktiert wird. So wird eine Verschiebung des Textilstapels durch die seitliche Anpresskraft verhindert. Abbildung 3.14 zeigt einen Vorversuch mit einer Quetschdichtung mit einem durchsichtigen Deckel aus PMMA. Der Vorversuch hatte den Zweck zu untersuchen ob sich das gezeigte Konzept zur Race-Tracking Prävention eignet. In dem Bild ist gut zu sehen, dass sich das Silikon (Smoot-on EZ-Spray© 35) mit einer Härte von 35 Shore A an den Randbereich des Textilstapels anschmiegt und somit den Bereich zwischen Textilstapel und Gehäuse abdichtet. Bei Durchströmungsversuchen mit der Quetschdichtung und dem durchsichtigen PMMA Deckel konnte kein Race-Tracking festgestellt und somit die Eignung der Silikondichtung zur Race-Tracking Prävention nachgewiesen werden.

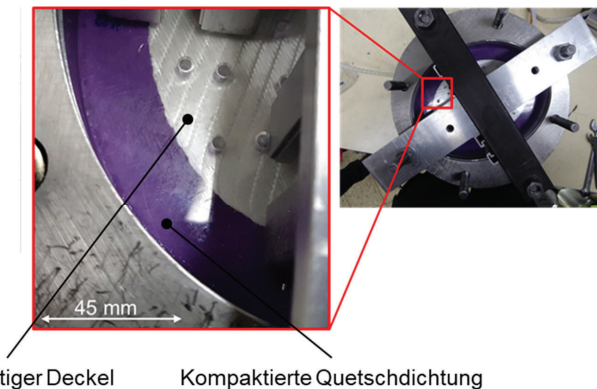


Abbildung 3.14: Versuchsaufbau mit der Quetschdichtung

Die Dickenpermeabilität soll in Abhängigkeit vom FVG bestimmt werden. Hierzu ist es notwendig, dass die Kavitätshöhe möglichst genau und reproduzierbar eingestellt werden kann. Hierzu wurden Abstandshalter, welche zwischen dem Gehäuse und dem Deckel eingelegt werden hergestellt. Bei diesen Abstandshaltern handelt es sich um präzise geschliffene Scheiben, welche bei jeder zweiten Gewindestange positioniert werden. Hierdurch sind die Scheiben vor verschieben gesichert. Die Scheiben wurden in unterschiedlichen Dicken hergestellt, wodurch eine Einstellung der Kavitätshöhe in 0,1 mm Schritten möglich ist.

Da die Permeabilität sehr stark vom FVG abhängig ist, muss sichergestellt werden, dass die Kavitätshöhe auch bei einer mechanischen Belastung wie das Kompaktieren des Textils und dem Injektionsdruck sich nicht übermäßig ändert. In dem Messsystem wurden acht M12 Gewindestangen mit einer Festigkeitsklasse von 8.8 verbaut. Bei der Annahme von einem Injektionsdruck von 5 bar, einer Kompaktierungskraft von 10 bar im Messbereich⁶ und einer Kompaktierungskraft von 20 bar im Quetschkantenbereich sowie unter Berücksichtigung der Vorspannung der maximalen freien Gewindelänge von 55 mm, ist mit einer maximalen Dehnung von 10 μm zu rechnen. Die Änderung des FVG würde sich im Bereich der Standardabweichung der Textiltoleranz (Flächengewicht) abspielen und ist somit ausreichend gering.

3.2.1 Versuchsdurchführung und Ergebnisse

Die verschiedenen Messverfahren, welche mit dem beschriebenen Messsystem durchgeführt werden können, unterliegen verschiedenen Vorgehensweisen, um jeweils zuverlässige und belastbare Ergebnisse zu generieren. Die Versuchsmethoden sind so nah wie möglich an den realen Prozessen orientiert. Auf den kommenden Seiten wird die Durchführung der verschiedenen Messmethoden beschrieben und die Ergebnisse werden erläutert. Des Weiteren werden die Versuchsmaterialien vorgestellt.

3.2.1.1 Versuchsmaterialien

Die Versuche in dieser Ausarbeitung wurden mit drei verschiedenen Glasfasertextilien durchgeführt:

⁶ Dies entspricht dem notwendigen Druck um 26 Lagen Hexcel 01202 auf einen FVG von rund 64 % zu kompaktieren.

- Einem Wirrfasertextil PDFibreGlass Group MA 111-300 mit 300 g/m^2
- Einem biaxialen ($\pm 45^\circ$) Gewebe (Saertex X-E-444) mit nominalen Flächengewicht von 444 g/m^2 (217 g/m^2 in $\pm 45^\circ$ -Richtung und zusätzlich 1 g/m^2 und 2 g/m^2 in 0° bzw. 90° zur Stabilisierung) sowie 6 g/m^2 Polyesternähgarn (76 dtex) mit einem Kettmuster mit einer Maschenlänge von 2,6 mm und einer Maschenlänge in Schussrichtung von 5 mm.
- Ein Köpergewebe (2/2) (Hexcel 01202) mit einem nominalen Flächengewicht von 290 g/m^2 , gleichmäßig verteilt in Schuss- und Kettrichtung. Der Aufbau besteht aus 7 Garne/cm in Schuss- und 7,2 Garne/cm in Kettrichtung.

In Abbildung 3.15 werden die verschiedenen Glasfasertextilien gezeigt. Diese Textilien wurden ausgewählt, da es sich um Standardtextilien handelt, welche in dieser oder vergleichbarer Architektur bei vielen industriellen Anwendungen verwendet werden. Zusätzlich liegen bei dem Gelege und bei dem Gewebe ein großer Erfahrungsschatz und eine erhebliche Menge an nutzbaren Messergebnissen vor. Beide Textilien wurden in verschiedenen Benchmarks als Versuchstextilien herangezogen und wurden somit umfangreich charakterisiert. Diese Ergebnisse können genutzt und als Vergleich herangezogen werden. So wurden die Textilien umfangreich bezüglich der Ebenen- und Dickenpermeabilität sowie den Kompaktierungseigenschaften untersucht [16, 46, 74].

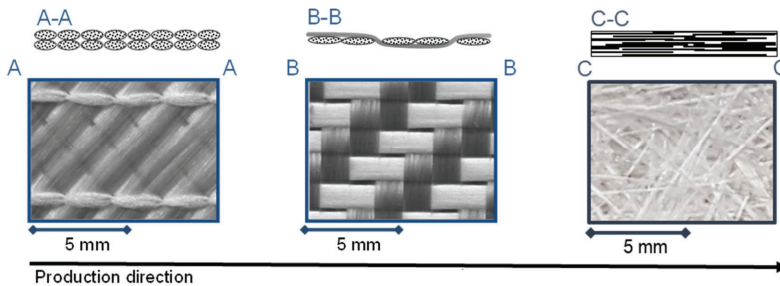


Abbildung 3.15: Darstellung der untersuchten Textilien. Von links nach rechts: Gewebe, Gelege und Wirrfasertextil

Da die Textileigenschaften (Permeabilität, Kapillardruck) bei Annahme konstanter Materialparameter wie Oberflächenspannung, Viskosität und Kontaktwinkel maßgeblich von dem FVG abhängig ist, ist es notwendig mögliche Abweichungen

beim Flächengewicht zu quantifizieren. Hierzu wurden pro Textil jeweils 9 Proben mit einem Durchmesser von 50 mm aus verschiedenen Stellen der Textilrollen entnommen und gewogen (*Sartorius LA6200S*; Auflösung 0,01 g). Das Flächengewicht lässt sich mittels der Fläche der Probe, dem Gewicht der Probe und der Dichte der Faser berechnen, wobei bei den Berechnungen eine Dichte der Glasfaser von 2,55 g/cm³ angenommen wurde. Die Ergebnisse aus den Messungen sind in der Tabelle 3.3 aufgeführt. Aus den Messungen geht hervor, dass die Ergebnisse sehr gut mit den Werten aus den Datenblättern übereinstimmen. Die Ergebnisse zeigen einen geringen Variationskoeffizient von 2,2 % bei dem Wirrfasertextil, 0,17 % bei dem Gewebe und 0,1 % bei dem Gelege. Die Abweichungen zu den Datenblättern sind ebenfalls gering (1,5 % bei dem Gewebe, 0,43 % bei dem Gelege und 0,03 % bei dem Wirrfasertextil). So gibt z. B. Saertex in dem Datenblatt für das Gelege X-E-444 eine Toleranz beim Flächengewicht von ± 5 % an [88]. Die Ergebnisse und Abweichungen der untersuchten Textilien sind deutlich besser als die vorgegebenen maximalen Abweichungen von z. B. dem Gelege von Saertex. Daraus kann geschlossen werden, dass sich die ausgewählten Glasfasertextilien aufgrund der sehr geringen Standardabweichungen innerhalb der ermittelten nominellen Flächengewichte sowie den geringen Abweichungen von den vorgegebenen Sollwerten für die Durchführung der geplanten Versuche eignen.

Tabelle 3.3: Durchschnittliches Flächengewicht der drei untersuchten Textilien inkl. Variationskoeffizient und Abweichung zu den Datenblättern. Es wurden pro Textil 9 Proben mit einem Durchmesser von 50 mm gewogen

Textil	Flächengewicht soll in g/m ²	Flächengewicht ist in g/m ²	Variationskoeffizient in %	Abweichung zum Datenblatt in %
Wirrfasertextil	300	300,1	2,2	0,03
Gewebe	290	285,6	0,17	1,5
Gelege	444	442,1	0,10	0,43

Als Testfluid wurde ein Rapsöl (Bellasan) eingesetzt. Die Viskosität des Rapsöls liegt mit 73 mPa*s bei 20 °C im Bereich der Viskosität von Harzsystemen, welche für LCM-Verfahren eingesetzt werden. Die temperaturabhängige Viskosität wurde von Rieber mittels eines 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 [89]. Rieber hat auch nachgewiesen, dass sich dieses Rapsöl für

Dickenpermeabilitätsmessungen eignet. Des Weiteren ist Rapsöl als Lebensmittel gesundheitlich unbedenklich, unterliegt keinen besonderen Lagervorschriften und die Entsorgung ist unproblematisch.

3.2.1.2 Versuchsvorbereitung

Die Vorbereitung der Textilstapel erfolgt bei beiden Messungen gleich. Das Textil wird zu Ellipsen mit einer kurzen Halbachse von 78 mm und einer langen Halbachse mit 98 mm geschnitten. Dieser Vorgang kann je nach Textil und/oder Anzahl der benötigten Einzellagen mit einer Stanze oder mit einem CNC-Gesteuerten Textildcutter erfolgen. Die Parameter bei der Verarbeitung, z. B. die Schnittgeschwindigkeit und die Anzahl der Lagen die auf einmal geschnitten werden können, hängen individuell von den zu verarbeitenden Textil ab. Die elliptische Form hat den Vorteil, dass beim Stapeln der Textilien die Faserorientierung sehr genau eingehalten und somit ein möglichst gleichmäßiger und reproduzierbarer Lagenaufbau realisiert werden kann. Nach dem Schneiden der Textillagen, werden diese zu einer Preform gestapelt. Je nach finaler Kavitätshöhe, wird der Textilstapel mit Silikon gegen Race-Tracking abgedichtet. Anschließend kann der vorbereitete Textilstapel für eine ungesättigte und/oder gesättigte Permeabilitätsmessung in Dickenrichtung verwendet werden.

3.2.1.3 Ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessung per Fließfrontverfolgung

Für die Bestimmung der ungesättigten Dickenpermeabilität wird die Fließfront in Abhängigkeit von der Zeit aufgezeichnet. Des Weiteren werden der Druckgradient mittels Drucksensoren, der Volumenstrom, die Fluidtemperatur und somit die Viskosität des Testfluids bei der Messung aufgezeichnet. Um Textilreaktionen als Folge des Injektionsdrucks und des Fließwiderstands des Textils bei der Messung berücksichtigen zu können, wird außerdem die Gesamtkompaktierung und somit die Änderung der Gesamtdicke mittels Wegsensoren aufgezeichnet.

Für die Durchführung der Messung wird zunächst mit Abstandshaltern die gewünschte Kavitätshöhe eingestellt. Anschließend wird der Textilstapel, welcher je nach Dicke an den Rändern abgedichtet werden muss um Race-Tracking zu verhindern, in das Messsystem eingelegt. Das Messsystem wird mit dem Deckel verschlossen und mittels Muttern verschraubt. Um evtl. Effekte welche durch die Lagerung, das Zuschneiden oder das Handling der Textilien entstanden ist zu beseitigen, kann der Deckel 5 mal geschlossen und geöffnet werden. Hierdurch erhält der Textilstapel

gleichmäßigere Eigenschaften, allerdings lassen sich dadurch realistische Varianzen z. B. durch die Lagerung nicht mehr erfassen. Dieser Effekt wurde in Untersuchungen von Kabachi et. al nachgewiesen [22]. Durch mehrfaches Kompaktieren können geringere Abweichungen bei den Messungen erreicht werden. Bei diesem Vorgehen ist es wichtig den Textilstapel nicht über den gewünschten FVG hinaus zu kompaktieren. Bei einer zu starken Kompaktierung kann durch Nestingeffekte eine „Kompaktierungshistorie“ entstehen. Hierdurch ändern sich die Textileigenschaften irreversibel und es kommt zu Fehlmessungen. Durch die Abstandshalter ist eine Kompaktierung über den gewünschten FVG hinaus nicht möglich.

Für den **Messvorgang** wird in dem Drucktopf ein zuvor definierter Druck erzeugt. Zu diesem Zeitpunkt sind alle Ventile an dem Messsystem geschlossen. Das LabVIEW Programm ist zu diesem Zeitpunkt gestartet und die Aufzeichnung der Messwerte hat begonnen. Anschließend wird das Ventil zum Einlass des Messsystems geöffnet und das Messfluid strömt in die untere Einlasskammer. Durch die radial eingebrachten Einlassbohrungen kann sich das Fluid in der Einlasskammer verteilen und steigt mit zunehmender Zeit an. Das Fluid durchdringt die untere Lochplatte und dringt danach in den Textilstapel ein. Zu diesem Zeitpunkt wird das erste Ultraschallsignal aufgezeichnet. Zuvor kann das Signal nicht durch die Luft übertragen werden. Das erste Ultraschallsignal ist auch der Beginn des Versuchs. Die Einlasskammer inkl. der unteren Lochplatte fasst in Summe 200 ml Fluid, was ebenfalls als Startpunkt herangezogen werden kann. Um die Redundanz zu erhöhen, ist es außerdem möglich den ersten Druckanstieg durch den Drucksensor in der Einlasskammer als Startpunkt für den Versuchsbeginn zu definieren. Mit fortschreitender Fließfront verändert sich die tof durch die Vergrößerung des gesättigten Bereichs. Der Versuch ist abgeschlossen sobald sich die tof nicht mehr ändert. Ein Beispiel für ein Ultraschallsignal ist in der Abbildung 3.16 zu sehen. Mit den gewonnenen Werten kann mit der Formel 3.5 die zeitabhängige Entwicklung der Fließfront berechnet werden. Die Berechnung der ungesättigten Dickenpermeabilität erfolgt anschließend mit dem Gesetz von Darcy (2.1), wobei es zwingend notwendig ist eine mögliche Dickenänderung des Textils wegen der hydrodynamischen Kompaktierung zu berücksichtigen.

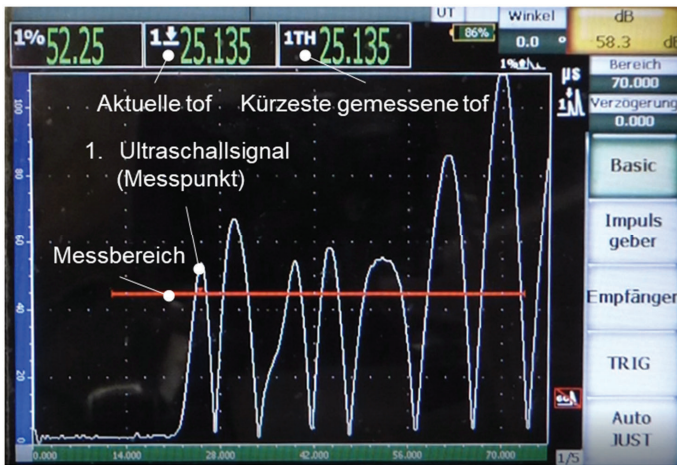


Abbildung 3.16: Screenshot eine Ultraschallaufnahme bei der Durchschallung einer Probe

3.2.1.4 Einzellagenverschiebung

Die indirekte Bestimmung der Einzellagenverschiebung erfolgt ebenfalls mit Ultraschall. Hier wird mit der Impuls-Echo-Methode die zeitlich variable Position eines in den Textilstapel eingebrachten Inserts aus Aluminiumfolie bestimmt. Durch diese Aufzeichnung kann auf die Position der Textillage nach (in Fließrichtung) dem Insert geschlossen werden.

Die **Messvorbereitung** inkl. dem Einsetzen der Textilstapel erfolgt analog zur der Fließfrontaufzeichnung. Der einzige Unterschied ist das vorhergehende Einsetzen und Fixieren des Inserts. Hierzu wird auf die ausgewählte Lage eine Schablone aufgelegt. Der Insert wird anschließend punktuell mit einem Sprühkleber (Sprühkleber UHU 48900) gegen Verschieben gesichert.

Die **Messung** erfolgt im Vergleich zu der Fließfrontaufzeichnung im gesättigten Zustand. Hierzu wird der Textilstapel bei einem sehr niedrigen Injektionsdruck (üblicherweise 0,5 bar Drucktopfdruck⁷) imprägniert. Die eigentliche Messung erfolgt anschließend durch eine stufenweise Druckerhöhung bis zum gewünschten

⁷ Hierbei handelt es sich um den Sättigungsprozess. Dieser wurde immer mit einem voreingestellten Druck von 0,5 bar im Drucktopf durchgeführt. Der resultierende Druck in der Angusskammer kann von diesem Druck abweichen.

Injektionsdruck. Zu jeder Druckstufe werden entsprechend die Textilreaktionen gemessen. Somit kann ein druckabhängiges Textilverhalten bestimmt werden.

3.2.2 Grenz- und Fehlerbetrachtung

Wie bei allen Messungen, unterliegen auch die Messungen mit dem hier vorgestellten Messsystem Grenzen. Diese Grenzen müssen bekannt sein, um eine zuverlässige und belastbare Messung durchführen zu können. In diesem Abschnitt werden die verschiedenen Grenzen die beachtet werden müssen und mögliche Fehler, die bei einer Messung auftreten können betrachtet. Die Grenzen der Messungen sind vorwiegend von dem zu messenden Textil abhängig, aber auch von der verwendeten Sensortechnik. Hierbei sind folgende Punkte zu beachten:

- Faservolumengehalt
- Kavitätshöhe
- Injektionsdruck
- Mechanische Verformung

Im Folgenden werden die verschiedenen Grenzen genauer betrachtet.

Der **Faservolumengehalt** hat einen direkten Einfluss auf die Messbarkeit des Textilstapels. Hierbei muss als aller erstes auf den minimalen möglichen FVG geachtet werden. Dieser ist direkt vom Textil abhängig und wird durch die Messung der Dicke einer einzelnen Lage bestimmt. Der im Versuch final eingestellte FVG muss entsprechend gleich oder größer dem FVG sein, der bei der Einzellagenmessung ermittelt wurde. Nur so kann sichergestellt werden, dass die gemessene Permeabilität auch eindeutig einem globalen FVG zugeordnet werden kann. Wird der FVG hingegen für die Messung zu hoch gewählt, so ist es technisch nicht möglich diesen zu erreichen. Der theoretisch höchste FVG ist durch die maximale Packungsdichte vorgegeben, dieser liegt etwa bei 90,7 % für Kreisquerschnitte in hexagonaler Packung, d. h. eine perfekt parallele Anordnung. Durch Imperfektionen können praktisch FVG bis zu 80 % bei einer parallelen Faserausrichtung erreicht werden. Bei solch hohen FVG ist eine Imprägnierung der Textilstruktur aber kaum noch möglich. Aus diesem Grund werden bei Gelegen FVG bis zu 70 % realisiert, bei Geweben liegt der FVG zwischen 50 und 60 % und bei Wirrfasern wegen der ungerichteten Faserausrichtung etwa bei 20 bis 40 % [75]. Sehr hohe FVG benötigen auch sehr hohe Kompaktierungskräfte, welche

unter Umständen mit dem Messsystem nicht erreicht werden können. Diese Zusammenhänge gelten sowohl für die ungesättigten als auch für die gesättigten Messungen. Bei der ungesättigten Messung muss außerdem auf einen minimalen FVG geachtet werden. Dieser ist notwendig um das Ultraschallsignal möglichst ungeschwächt zu übertragen. Dieser minimale FVG liegt in einem Bereich von ca. 50 %, muss aber individuell für Textil und Kavitätshöhe bestimmt werden.

Die **Kavitätshöhe** ist durch das Messsystem selber limitiert. In dem beschriebenen Messsystem lässt sich eine maximale Kavitätshöhe von 35 mm einstellen. Auf der anderen Seite ist eine minimale Dicke des Textils oder Textilstapels⁸ zu beachten. Bei sehr geringen Dicken wirkt sich eine kleine Toleranzabweichung in der Kavitätshöhe bereits stark auf den FVG und somit auf die Permeabilität aus. Des Weiteren ist es oftmals nicht sinnvoll die Permeabilität einer einzelnen Textillage zu bestimmen. Nach Möglichkeit sollten immer realitätsnahe Messungen durchgeführt werden, d. h. die Kavitätshöhe und somit die Dicke des Textilstapels sollte der Dicke von einigen wenigen mm entsprechen. Übliche Dicken von FKV-Bauteilen liegen zwischen 1 und 5 mm [75]. Hinzu kommen die Einschränkungen bei den Messungen mit Ultraschall. Mit steigender Dicke, wird das Signal geschwächt. Dieser Umstand muss berücksichtigt werden um zuverlässige Messungen durchführen zu können. Die Praxis hat gezeigt, dass bei Kavitätshöhen bis zu 6 mm und einem FVG größer 50 % bei den verwendeten handelsüblichen Glasfasertextilien (Gelege: Saertex X-E-444; Gewebe: Hexcel 01202) eine sichere Übertragung des Ultraschallsignals mit der verwendeten Technik gegeben war. Das Wirrfasertextil aus Glasfaser konnte dahingegen nicht auf einen ausreichend hohen FVG kompaktiert werden um eine sichere Signalübertragung sicherzustellen. Aus diesem Grund wurde das Wirrfasertextil nicht für die Untersuchungen mit Ultraschall herangezogen.

Bei Dickenpermeabilitätsmessungen kann es zu einer Schiefstellung der Lochplatte kommen. Die Schiefstellung weist auf einen inhomogenen FVG in der Ebene hin, welche gleichzeitig zu einer inhomogenen Dickenpermeabilität an den verschiedenen Stellen in der Ebene führt. Weicht der FVG innerhalb der Ebene zu weit voneinander ab, so kann die gemessene Dickenpermeabilität nicht mehr auf einen genauen FVG

⁸ Bei manchen Textilien ist es möglich oder auch sinnvoll eine einzelne Lage für eine Messung zu verwenden. Hierbei kann es sich z. B. um 3D-Textilien handeln, welche ein sehr hohes Flächengewicht und somit auch eine sehr hohe Dicke einer Einzellage aufweisen.

zurückgeführt werden. Wie stark sich eine Abweichung des FVG innerhalb der Ebene auf die gemessene Dickenpermeabilität auswirkt ist abhängig von dem zu messenden Textil. Eine Festlegung eines Grenzwerts muss textilindividuell erfolgen. Der Zusammenhang ist beispielhaft in Abbildung 3.17 dargestellt. Hier ist die maximal zulässige Abweichung der LVDTs, bei einem FVG von 50 % und 60 %, der zulässigen Abweichung vom FVG ($\pm 0,25$ % und $0,50$ %) und der minimalen Kavitätshöhen gezeigt. Die Berechnung der Grenzwerte erfolgt über die Gleichung zur Bestimmung des FVG.

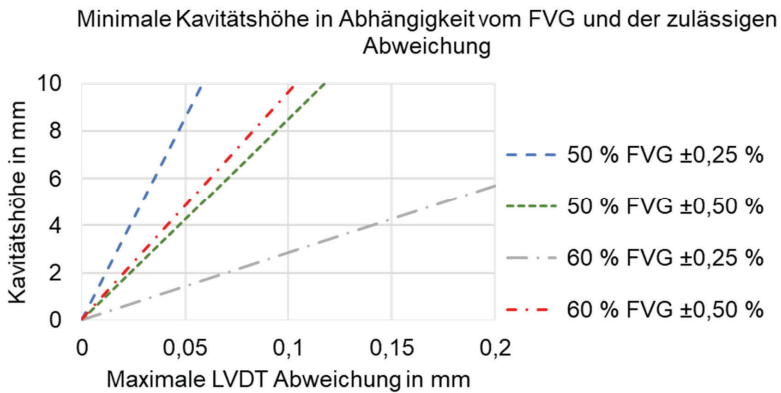


Abbildung 3.17: Zulässige Abweichung durch Kippen der Lochplatte bei verschiedenen FVG und zulässigen FVG Abweichungen.

Aus den gezeigten Ergebnissen kann folgendes abgeleitet werden:

- Eine geringe Kavitätshöhe erlaubt im Vergleich zu einer größeren Kavitätshöhe nur geringe Abweichungen
- Ein geringer FVG erlaubt im Vergleich zu einem höheren FVG geringere Abweichungen

Aus diesen Beobachtungen ergibt sich, dass aus messtechnischer Sicht ein hoher FVG in Kombination mit einer möglichst hohen Kavitätshöhe gewählt werden sollte. Dem gegenüber steht, dass Kompaktierungseffekte bei geringen FVG ausgeprägter auftreten sowie das die maximale nutzbare Kavitätshöhe zum einen durch das Messsystem selber, aber auch durch die Nutzung von Ultraschall begrenzt ist. Für eine Messreihe muss somit wie im Beispiel gezeigt ein Grenzwert bestimmt und dieser bei den Versuchsdurchführungen überprüft werden. Trotz genauer Überprüfungen der

LVDT Abweichungen, kann eine lokale Abweichung des FVG zu einer Messabweichung führen, welche nicht durch die Überwachung der LVDTs erfasst wird. Hier empfiehlt es sich mögliche Ausreißer durch bekannte Methoden wie der Ausreißertest nach Grubbs [90] oder dem David-Hartley-Pearson-Test [91] zu identifizieren.

Der **Injektionsdruck** hat einen bedeutenden Einfluss auf die Textilreaktion, also auf die hydrodynamische Kompaktierung und somit auf die Permeabilität. Je höher der Injektionsdruck, umso höher ist auch die zu erwartende hydrodynamische Kompaktierung und somit die Permeabilitätsänderung. Des Weiteren hat ein höherer Injektionsdruck auch eine schnellere Imprägnierung zur Folge. Dieser Umstand kann einen Einfluss auf den Messvorgang haben.

Je nach gewünschtem Messvorgang, ist es sinnvoll verschiedene Injektionsdrücke zu wählen. Soll die Permeabilität eines Textilstapels bei einem oder mehreren FVG bestimmt werden, sollte der Injektionsdruck so gering wie möglich gewählt werden um jegliche hydrodynamische Kompaktierung zu vermeiden. Hier hat sich ein Druck von 0,5 bar bewährt. Sollen hingegen hydrodynamische Kompaktierungsvorgänge, also Textilreaktionen als Reaktion auf den Fließwiderstand des Textils bestimmt werden, so muss der Injektionsdruck entsprechend höher gewählt werden. Ziel bei solchen Messungen ist die Aufzeichnung der Verschiebung von einer definierten Lage in Abhängigkeit vom Injektionsdruck und vom FVG welche zu Anfang eingestellt wurde. Allgemein lässt sich das Messsystem mit einem Druck bis zu 10 bar betreiben. Allerdings ist der Druck meist von dem zu Verfügung stehenden Pressluftdruck limitiert.

Das Messsystem erfährt durch den Injektionsdruck eine **mechanische Verformung**. Die höchste Verformung erfahren hierbei die Gewindestangen, welche zum Schließen des Messsystems benötigt werden. Die Belastung der Gewindestangen setzt sich durch das Anzugsmoment, die Kompaktierungskraft des Textils und des Injektionsdrucks zusammen. Einen weiteren Einfluss auf die Dehnung der Gewindestangen hat die eingestellte Kavitätshöhe. Je höher die Kavitätshöhe ausfällt, umso mehr werden sich die Gewindestangen bei gleicher Belastung dehnen. Dieser Zusammenhang lässt sich im linear elastischen Bereich durch das hookesche Gesetz (3.7) beschreiben.

$$\Delta l = \frac{F * l_0}{E * A_m} \quad (3.7)$$

Hier ist Δl die Dehnung, F ist die mechanische Belastung, l_0 ist die Ausgangslänge, E ist der E-Modul und A_m ist die Querschnittsfläche die mechanisch belastet wird. Aus der Formel geht der lineare Zusammenhang hervor. In Kapitel 3.2 wurde bereits beispielhaft die Dehnung der Gewindestangen mit max. 10 μm berechnet. Durch die Längung der Gewindestangen verändert sich auch der FVG des Textilstapelns in Abhängigkeit der Dehnung und der eingestellten Kavitätshöhe und damit auch die Dickenpermeabilität. Bei der Annahme, dass eine maximale Abweichung von 10 % bei der Dickenpermeabilität akzeptabel ist, kann die minimale Kavitätshöhe bestimmt werden. Als Grundlage der Annahme dient hierzu die internationale Benchmark von Young et. al [74]. Hier wurden Abweichungen bei den einzelnen Teilnehmern zwischen 53 % und 124 % bei der Dickenpermeabilität festgestellt. Da jedes Textil anders auf eine Änderung des FVG reagiert, kann kein definierter Wert für eine minimale Kavitätshöhe festgelegt werden. Beispielhaft wurden die Daten von einem Glasfasergewebe mit 290 g/m² (Hexcel 01202) herangezogen ⁹. Hier muss eine minimale Kavitätshöhe von 3,5 mm bei einem FVG von 51 % und einem maximalem Injektionsdruck eingehalten werden. Je höher der FVG, je geringer der Injektionsdruck und je unempfindlicher ein Textil auf eine FVG-Änderung reagiert umso kleiner kann die minimale Kavitätshöhe gewählt werden.

3.2.3 Validierung des Messsystems

Die Validierung des Messsystems erfolgt mit einem Gelege und mit einem Gewebe aus Glasfasern (vergleiche Kapitel 3.2.1.1). Im Folgenden werden die Validierungsversuche für die Fließfrontmessung und für die Einzellagenverschiebung beschrieben.

3.2.3.1 Validierung der Fließfrontmessung

Hierzu wurde die Fließfront zum einen mit Ultraschall und zum anderen mit Hilfe eines Durchflussmessers bestimmt. Für die Gültigkeit der Fließfrontbestimmung mit dem Durchflussmesser, muss der FVG während der Messung konstant bleiben. Eine Veränderung des FVG würde auch direkt zu einem Fehler in der Berechnung der

⁹ Die Messdaten wurden für die internationale Benchmarkstudie zur Dickenpermeabilität ermittelt [74].

Fließfrontposition in Abhängigkeit der Zeit führen. Eine hydrodynamische Kompaktierung ist somit zu vermeiden. Dies ist möglich, wenn der FVG hoch und der Injektionsdruck niedrig gewählt wird. Um sicherzustellen, dass bei der Validierung keine FVG-Änderung wegen hydrodynamischen Kompaktierungseffekten auftraten, wurden zusätzlich mögliche Textilreaktion mit den Wegsensoren überwacht. Die Versuche wurden mit dem Hexcel 01202 Glasfasergelege durchgeführt. Hierfür wurden 30 Lagen Textil zu einem FVG von 56 % kompaktiert und mit einem voreingestellten Drucktopfdruck von 0,5 bar imprägniert. Wie in Abbildung 3.18 zu sehen ist, sind die mit Ultraschall und Durchflussmesser bestimmten Fließfronten vergleichbar. Das Ultraschallsignal bleibt bei einer Probendicke von 6 mm konstant, was auch der eingestellten Probendicke entspricht.

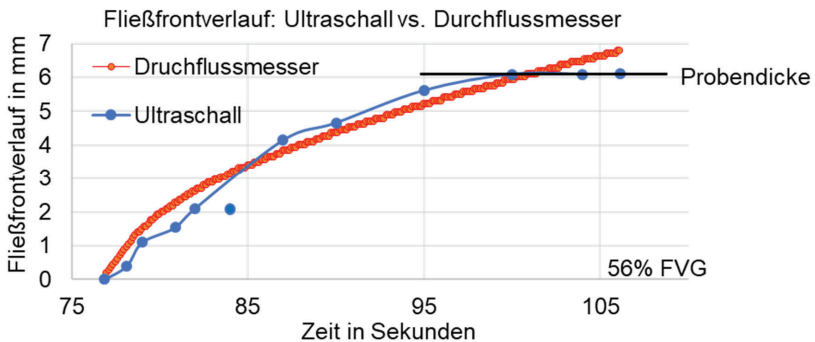


Abbildung 3.18: Validierungsmessung der Fließfrontaufzeichnung mit Ultraschall und Durchflusssensor

Geringe Abweichungen lassen sich bspw. durch lokale Schwankungen der Textileigenschaften z. B. Faserverschiebungen bei der Verarbeitung und beim Handling erklären. Bei der Bestimmung der Fließfront mit dem Durchflussmesser wird die komplette Fläche des Textilstapels bei der Berechnung herangezogen, wodurch lokale Abweichungen ausgeglichen werden, der Fließfrontverlauf erscheint glatter. Bei der Ultraschallmessung wird nur eine kleine Fläche von 124,7 mm² untersucht. Hier können kleine Imperfektionen im Textil oder Effekte z. B. durch voraneilen des Testfluids zwischen den Rovings – auch Fingeringeffekt genannt – zu Abweichungen führen, welche durch die geringe Fläche bei der Ultraschallmessung bedeutend stärker auffallen.

3.2.3.2 Validierung der Einzellagenverschiebung

Die Validierung der Einzellagenverschiebung erfolgte in zwei Schritten. Zum einen muss die Messmethode selber validiert werden. In einem zweiten Schritt muss ein Nachweis erfolgen, dass sich die Inserts aus Aluminiumfolie für den geplanten Einsatz eignen. Im Gegensatz zu der Fließfrontvalidierung ist in diesem Fall eine hydrodynamische Kompaktierung nicht nur gewünscht, sondern auch zwingend notwendig. Auch hier wird zusätzlich zu der Ultraschallmessung, eine zweite Messmethode zur Validierung der Ultraschallmessung benötigt. Hierzu wird die Bewegung der unteren, beweglich gelagerten Lochplatte einmal mit Ultraschall und gleichzeitig mit den drei Wegsensoren aufgezeichnet. Die untere Lochplatte dient als Reflexionsmedium, analog zum Insert aus Aluminiumfolie. Zur Validierung wurde ebenfalls das Hexcel 01202 Glasfasergelege verwendet, allerdings mit einem Anfangs-FVG von 52 %. Der Textilstapel wurde zuerst bei einem sehr niedrigen Injektionsdruck von 0,5 bar im Drucktopf gesättigt. Anschließend wurde der Injektionsdruck in 0,5 bar Schritten bis auf 3,5 bar erhöht und zu jedem Druck die Verschiebung der unteren Lochplatte mit Ultraschall und Wegsensoren bestimmt. Die Messung erfolgte hierbei frühestens nach einer Haltezeit von 5 Sekunden, in dieser Zeit musste ein konstanter Druck in der Einlasskammer vorliegen und die hydrodynamische Kompaktierung musste im Gleichgewicht sein. Nur so kann sichergestellt werden, dass alle Textilreaktionen vollständig durchlaufen und sich die Prozessparameter im Messsystem im Gleichgewicht befanden. Ein Ergebnis ist in der Abbildung 3.19 dargestellt. Hier werden die Messungen aus Ultraschall und Wegsensoren gegenübergestellt. Die Ergebnisse der Wegsensoren sind die Mittelwerte der drei verbauten LVDTs. Hieraus ergeben sich auch die Fehlerbalken als Standardabweichung. Bei den Ultraschallmessungen wird ein Sensor verwendet, hierdurch kann keine Standardabweichung ermittelt werden. Wie aus der Abbildung 3.19 zu entnehmen ist, besteht zwischen den Ultraschallmessungen und den Messungen mit den Wegsensoren eine gute Übereinstimmung. Die mit dem Ultraschall gemessenen Verschiebungen liegen alle bis auf die 2,5 bar Druckstufe innerhalb der Standardabweichung der Wegsensoren. Somit ist gezeigt, dass die Auflösung der Ultraschallmessung ausreichend genau ist.

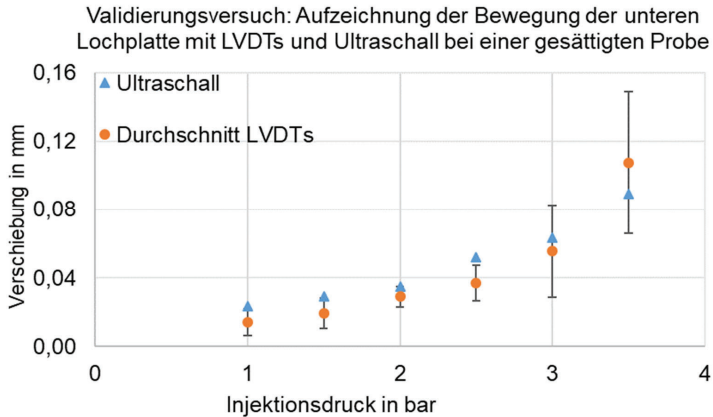


Abbildung 3.19: Validierungsversuch zur Überprüfung der Ultraschallmessmethode durch Messung der Bewegung der unteren Lochplatte bei verschiedenen Injektionsdrücken mit Ultraschall und Wegsensoren

Weiterhin ist zu beachten, dass die Wegsensoren im Randbereich der unteren Lochplatte verbaut sind (vergleiche Abbildung 3.20) und somit ist prinzipiell mit größeren Abweichungen wegen den lokalen abweichenden Eigenschaften von dem Textilstapel zu rechnen.

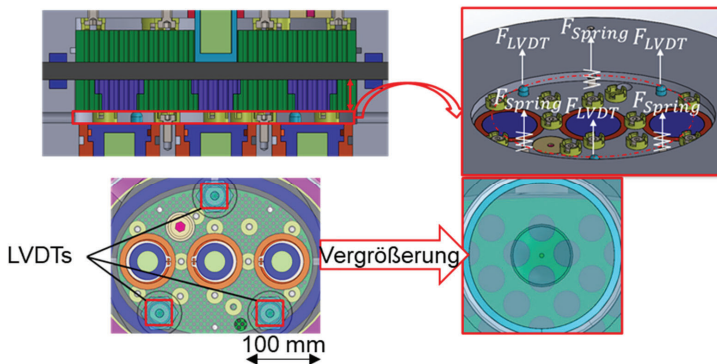


Abbildung 3.20: Darstellung der Anordnung der Wegsensoren

Durch eine leichte Schrägstellung der unteren Lochplatte können bereits deutliche Abweichungen in den Messergebnissen entstehen. Diese werden tendenziell, wie auch in Abbildung 3.19 zu sehen ist, mit steigenden Injektionsdruck und somit steigender Verschiebung immer größer. Allerdings ist ebenfalls zu beachten, dass die

Standardabweichungen sich im Bereich von wenigen 1/100 mm befinden. Die lokalen Abweichungen sind somit äußerst gering. Die Ultraschallmessung erfolgt dagegen in der Mitte der unteren Lochplatte, wodurch die Auswirkungen von kleinen Kippbewegungen nur einen geringen Einfluss haben. Nachdem nachgewiesen wurde, dass mit dem Impuls-Echo-Verfahren eine lokale Lageänderung eines hart reflektierenden Inserts in dem Messsystem zuverlässig gemessen werden kann, muss auch die Messmethode mit dem Insert aus Aluminiumfolie validiert werden. Zum einen ist sicherzustellen, dass der reflektierte Anteil ausreichend groß ist und zum anderen, dass das reflektierte Signal auch von dem Ultraschallkopf empfangen werden kann. Dies ist nur möglich, wenn ein genügend großer Anteil des Signals im Winkel von 180° zurückgeworfen wird. Der Anteil des zurückgeworfenen Signals hängt auf der einen Seite vom Reflektionsfaktor und zum anderen Teil von der Ondulation des Textils und somit von der Welligkeit des Inserts ab.

Für die Durchführung der Validierung mit den Inserts wurden abgedichtete Textilstapel mit Saertex X-E 444 Glasfasergelege mit 17 Lagen hergestellt. Hierbei wurde der Insert zwischen Lage 8 und 9 eingebracht (Zählrichtung in Fließrichtung) und der FVG wurde auf 49,3 % eingestellt. Anschließend wurde der präparierte Textilstapel bei einem sehr geringen Injektionsdruck von 0,5 bar im Drucktopf gesättigt, wobei bereits in dieser Phase mögliche Textilreaktionen aufgrund des Injektionsdrucks und des Fließwiderstands des Textils mit den Wegsensoren überwacht und aufgezeichnet wurden. Hierdurch kann sichergestellt werden, dass das Textil nicht bereits vor dem eigentlichen Versuch verändert wurde. Anschließend wurde der Injektionsdruck stufenweise erhöht¹⁰, hierbei wurde immer die notwendige Haltezeit von min. 5 Sekunden eingehalten. Hierbei wurde zum einen die Verschiebung der ersten Lage (oder auch die Änderung der Gesamtdicke des Textilstapels) sowie die Verschiebung des Inserts in Abhängigkeit des Drucks aufgezeichnet. Die Verschiebung wird bei den Messungen relativ zu der Ausgangsposition bestimmt. Ergebnisse aus zwei verschiedenen Versuchen sind in der Abbildung 3.21 gezeigt.

¹⁰ Ziel war eine stufenweise Erhöhung um 0,7 bar. Durch das Anpassen des Drucks per Hand wurde bei dem ersten Messvorgang bei einigen Druckstufen die gewünschte Druckerhöhung von 0,7 bar verpasst. Durch die Erfahrungen aus den ersten Messungen, konnten die Druckstufen der ersten Messung auch bei der zweiten Messung angefahren werden.

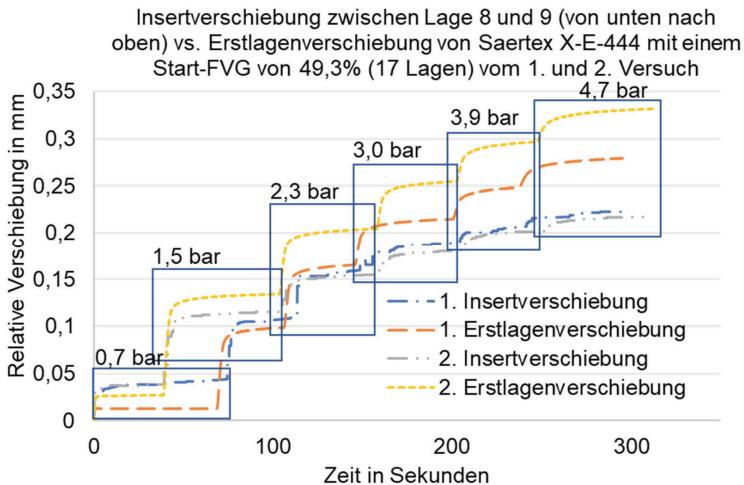


Abbildung 3.21: Zwei verschiedene Validierungsversuche zur Bestimmung der Einzellagenverschiebung mit Ultraschall

Hier werden die relativen Verschiebungen der Erstlage sowie die relativen Verschiebungen der Inserts dargestellt. Zum einen ist in der Darstellung zu erkennen, dass das Textil lokal sowie global mit steigendem Druck immer weiter kompaktiert wird, die weitere Kompaktierung aber mit steigendem Druck immer geringer wird. Dieser Zusammenhang ist bekannt und kann dadurch erklärt werden, dass mit steigendem FVG auch die erforderliche Kraft für eine weitere Kompaktierung ansteigt. Auffällig ist weiterhin, dass die Verschiebung der Erstlage im Verhältnis zur Gesamtdicke bedeutend geringer ist als die Verschiebung des Inserts im Verhältnis zur Restdicke. Da sich der Insert fast in der Mitte des Textilstapels befindet, müsste sich bei einer gleichmäßigen Kompaktierung (der FVG wäre global immer gleich) die relative Verschiebung des Inserts im Verhältnis zu der relativen Verschiebung der Erstlage ca. halbieren. Wie in der Abbildung 3.21 zu sehen ist, ist das nicht der Fall. Die Verschiebungen sind bei 0,7 bar Druck vergleichbar. Mit steigendem Druck ist dieser Effekt ebenfalls zu erkennen. Hierdurch sind eine hydrodynamische Kompaktierung und die heterogene FVG-Verteilung bei den untersuchten Textilien nachgewiesen.

Wie die Versuche zeigen, ist eine Messung der Lageänderung eines Inserts in einem Textilstapel möglich. Die notwendige Genauigkeit und Auflösung wurde durch Validierungsversuche gezeigt. Hier wurde die Verschiebung der unteren Lochplatte

zum einem mit dem Impuls-Echo-Verfahren und zum anderen mit Wegsensoren ermittelt und gegenübergestellt. Die Verwendbarkeit von Inserts aus Aluminiumfolie wurde in separaten Versuchen nachgewiesen. Zusätzlich konnte durch die Validierungsversuche die hydrodynamische Kompaktierung, welche zuvor theoretisch z. B. durch Klunker et al. [28] nachgewiesen wurde, auch in praktischen Versuchen nachgewiesen werden.

3.2.4 Messergebnisse der Dickenpermeabilität

Im kommenden Abschnitt, werden Ergebnisse von Dickenpermeabilitätsmessungen vorgestellt. Die Messungen wurden mit zwei verschiedenen, in Abschnitt 3.2.1.1 beschriebenen Glasfasertextilien (Gewebe und Gelege) durchgeführt. Im Vergleich zu allen anderen bekannten Messsystemen hat das entwickelte Messsystem den Vorteil, dass eine ungesättigte und eine gesättigte Messung an exakt demselben Textilstapel durchgeführt werden können, ohne dabei den Messaufbau zu verändern. Um die Übersichtlichkeit zu verbessern, wurden die Ergebnisse in gesättigte und ungesättigte Messungen unterteilt. Ein Vergleich zwischen gesättigt und ungesättigten Messungen folgt individuell. Hierdurch besteht die Möglichkeit die gesättigte sowie die ungesättigte Dickenpermeabilität gegenüberzustellen. Eventuell auftretende Randeffekte, bspw. Imperfektionen im Textil oder Abweichungen bei der Kavitätshöhe, treten im gleichen Umfang bei beiden Messungen auf und haben somit keinen Einfluss auf die direkte Vergleichbarkeit. Die Versuche wurden mit den in der Tabelle 3.4 aufgeführten Parametern durchgeführt. Der FVG wurde so gewählt, dass immer sichergestellt werden konnte, dass genügend Kompaktierungskraft vorliegt. Dies ist zum einen notwendig um einen möglichst exakten FVG¹¹ bei den Versuchen zu erreichen und auf der anderen Seite die Verbindung zwischen dem Sender und Empfänger des Ultraschallgeräts sicherzustellen. Bei allen Messungen wurde eine Kavitätshöhe von 6 mm eingestellt und die Versuche wurden wie in 3.2.1.3 beschrieben durchgeführt.

Der niedrigere Druck bei den niedrigsten FVG ist notwendig, um eine zu schnelle Sättigung des Textilstapels zu verhindern und dadurch eine zuverlässige Auswertung sicherzustellen. Die gewonnenen Messwerte werden dazu genutzt mittels Darcys

¹¹ Wird der globale FVG geringer als der FVG einer nicht kompaktierten Einzellage gewählt, so kann der FVG in Textilstapel nicht genau definiert werden.

Gesetz die Permeabilität der einzelnen Textilien in Abhängigkeit des FVG zu berechnen.

Tabelle 3.4: Versuchsparameter von zwei Glasfasertextilien für die Durchführung der Dickenpermeabilitätsmessungen

Material	FVG in %	Wiederholungen	Lagenanzahl	Drucktopfdruck in bar
Gewebe	47,4	3	25	0,7
	53,1	3	28	1,0
	56,9	3	30	1,0
Gelege	49,3	3	17	0,7
	55,1	3	19	1,0
	58,0	3	20	1,0

Alle Messungen wurden mit einer Kavitätshöhe von 6 mm durchgeführt

Die Ergebnisse der **ungesättigten Messungen** sind in der Abbildung 3.22 dargestellt. Jeder Messpunkt wurde aus dem Durchschnitt von drei Messungen pro FVG ermittelt. Das Diagramm ist auf der Ordinate logarithmisch aufgeteilt. Die Permeabilität sinkt wie erwartet mit steigendem FVG.

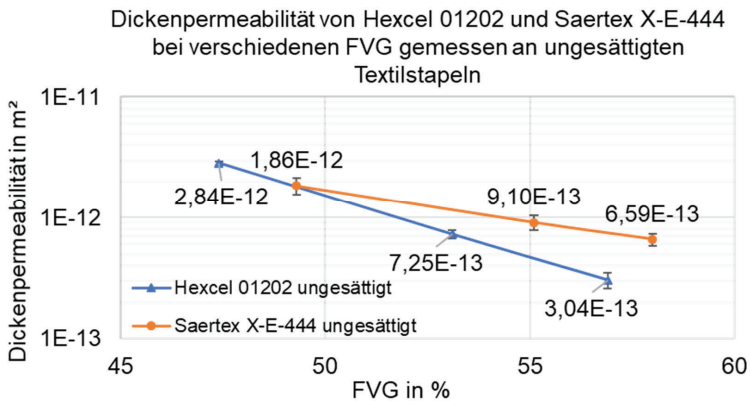


Abbildung 3.22: Ergebnisse der ungesättigten Dickenpermeabilitätsmessungen an einem Glasfasergelege und Glasfasergewebe

Die **gesättigten Messungen** erfolgten direkt im Anschluss an die ungesättigten Messungen. Hierzu wird der Druck im Drucktopf auch nach der ungesättigten Messung aufrechterhalten und auch der Volumenstrom wird hierzu nicht unterbrochen. Die Aufzeichnung der Messwerte erfolgt erst nachdem Fluid aus dem Deckel der

Messzelle austritt und somit mit keiner weiteren Änderung im Messsystem zu rechnen ist. Hierdurch besteht der große Vorteil, dass bei den gesättigten und ungesättigten Messungen genau dieselben Randbedingungen wie FVG, Injektionsdruck, Imperfektionen im Textil usw. herrschen und somit eine direkte Vergleichbarkeit gegeben ist. Abweichungen sind rein auf den gesättigten Zustand des Textils zurückzuführen. Die Berechnungen erfolgten ebenfalls mit den gewonnenen Ergebnissen mit Darcys Gesetz. Die Ergebnisse der gesättigten Messungen sind in Abbildung 3.23 dargestellt. Die einzelnen Messpunkte sind die jeweiligen Durchschnittswerte der drei Messungen. Hieraus ergeben sich auch die berechneten Standardabweichungen. Bei dem Gelege ist durch die logarithmische Darstellung ein linearer Zusammenhang zwischen Dickenpermeabilität und FVG zu erkennen. Bei dem Gelege nimmt ebenfalls die Dickenpermeabilität mit steigenden FVG ab, beginnt aber bei höheren FVG zu stagnieren. Es kann davon ausgegangen werden, dass die stagnierte Dickenpermeabilität über eine weitere Steigerung des FVG, soweit dies noch möglich ist, nicht konstant bleibt. Auf eine weitere Steigerung des FVG im Versuchsaufbau wurde verzichtet um eine Beschädigung des Messsystems durch eine zu hohe Kompaktierungskraft zu verhindern.

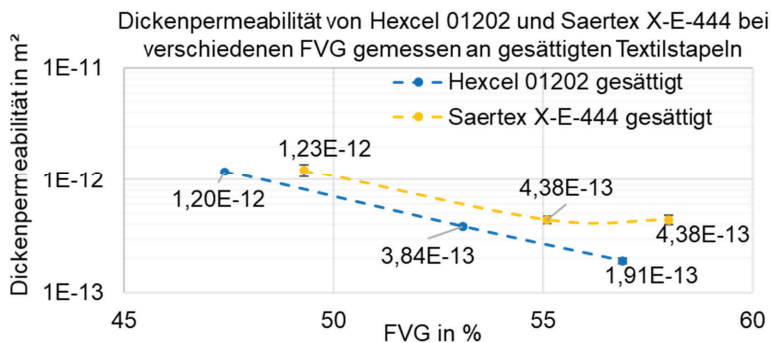


Abbildung 3.23: Ergebnisse der gesättigten Dickenpermeabilitätsmessungen an einem Glasfasergelege und Glasfasergewebe

Die **Gegenüberstellung** der ungesättigten und gesättigten Dickenpermeabilitäten von einem Glasfasergelege und Glasfasergewebe wird in Abbildung 3.24 dargestellt. In der Abbildung ist zu sehen, dass die jeweilige gesättigte Dickenpermeabilität niedriger ist wie die ungesättigte Dickenpermeabilität. So war die gesättigte im Vergleich zur ungesättigten Dickenpermeabilität beim Gelege zwischen 42 % und 63 % und beim

Gelege zwischen 48 % und 67 % geringer. Die Steigungen der jeweiligen Textilien in Abhängigkeit vom FVG sind bei den ungesättigten sowie bei den gesättigten Messungen vergleichbar. Nur der höchste FVG bei der gesättigten Messung mit dem Glasfasergelege fällt in dieser Versuchsreihe aus dem Raster.

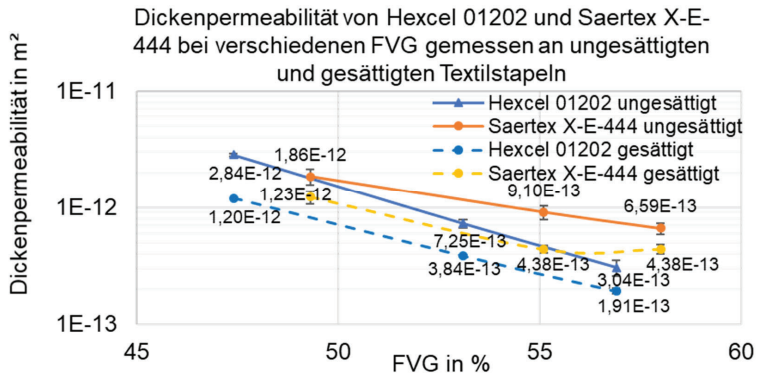


Abbildung 3.24: Gegenüberstellung der gesättigten und der ungesättigten Dickenpermeabilität von Hexcel 01202 und Saertex X-E-444

Die Begründung für die allgemein niedrigere Dickenpermeabilität bei den gesättigten Messungen ist in Abbildung 3.25 durch eine ungesättigte und eine gesättigte Textilstruktur dargestellt. Sobald ein Textil inkl. des Rovings imprägniert ist, „quillt“ der Roving auf. Die Fließkanäle welche für das Mesofließen verantwortlich sind, werden durch das „aufquellen“ der Rovings verkleinert, wodurch sich der Fließwiderstand bei den gesättigten Messungen erhöht und die gesättigte Dickenpermeabilität im Vergleich zu der ungesättigten Dickenpermeabilität geringer ausfällt. Dieser Zusammenhang lässt sich mit der Druckverteilung erklären. Der Roving weist eine geringere Permeabilität im Vergleich zu den Zwischenräumen auf, hierdurch kommt es zu einer zeitverzögerten Imprägnierung der Rovings. Dieser Zusammenhang wurde von Christmann mit einem eigens dafür entwickelten System für Thermoplaste nachgewiesen [92]. Hierdurch stellt sich ein Druckunterschied im Roving (p_0) und in der Fluidzone (p_f) ein, wobei $p_0 < p_f$ gilt. Durch den Druckunterschied wird der Roving kompaktiert. Wird der Roving imprägniert, so herrscht im Roving und in der Fluidzone der gleiche Druck, hierdurch entfällt der Kompaktierungsdruck. Dieser Zusammenhang wurde auch von Huber und Maier nachgewiesen [93].

Durch den reduzierten Zwischenraum zwischen den Rovings, erhöht sich der Fließwiderstand und somit wird die Mesopermeabilität reduziert. Ein immer größer werdende Fluidanteil wird durch das Mikrofließen bestimmt. Ab einem gewissen Zeitpunkt wird die Mikro- und die Mesopermeabilität gleich sein.

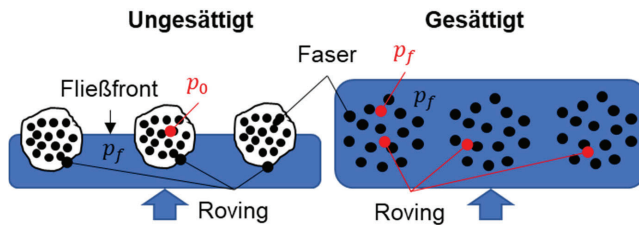


Abbildung 3.25: Gegenüberstellung einer gesättigten zu einer ungesättigten Strömung. Durch die Sättigung und das Angleichen der Drücke „quellen“ die Rovings auf, wodurch eine Makrofließen behindert und das Mesoflößen verbessert wird

3.3 Entwicklung und Validierung eines Messsystems zur Ermittlung von Kapillardrücken in transversaler Richtung an Verstärkungstextilien

Grundbedingungen für die Ermittlung der Dickenpermeabilität durch ein gesättigtes Messverfahren wurden bereits in Kapitel 2.2 beschrieben. Um zu überprüfen ob ungesättigte Messungen zulässig sind, ist die Bestimmung des Kapillardrucks in transversaler Richtung unabdingbar. Das im Folgenden beschriebene Messsystem soll dazu genutzt werden die prinzipielle Zulässigkeit von ungesättigten Messungen zu überprüfen und die Einhaltung der Randbedingungen sicherzustellen. Hierzu wird überprüft, ob der resultierende Kapillardruck zu einer deutlichen Abweichung bei der Permeabilitätsberechnung führt. Eine zulässige Abweichung bei der Dickenpermeabilität kann mit 5 % festgelegt werden. Dieser Wert bezieht sich auf die Abweichungen von 53 % bis 124 % der einzelnen Teilnehmer der internationalen Benchmark zur Dickenpermeabilität veröffentlicht 2021 [46].

Die Anforderungen an das Messsystem wurden in Kapitel 3.1 beschrieben und im Folgenden werden bereits vorhandene Messsysteme hinsichtlich ihrer Tauglichkeit betrachtet. Messsysteme welche für die Bestimmung des Kapillardrucks an porösen Strukturen, z. B. Gesteinen entwickelt wurden, sind nur bedingt auf den Anwendungsfall mit Textilien anwendbar. Das Aufzeichnen der Fließfront verlangt nach einer speziellen Messtechnik, die zwar teilweise am IVW in Form von kapazitiven Sensoren und Ultraschallsensoren vorhanden, aber wegen der Dynamik nicht für den Anwendungsfall verwendbar ist. Bei der Zentrifugenmethode besteht die Gefahr, dass das Textil durch die Zentripetalkraft kompaktiert wird, was zu einer Beeinflussung der Messergebnisse führt.

Die bekannten Messmethoden zur Bestimmung des Kapillardrucks in der Ebene, unabhängig ob bei Faserpaketen oder kompletten Faserhalbzeugen, erlauben es nicht das Textil auf einen definierten FVG zu kompaktieren und gleichzeitig eine reine Strömung in transversaler Richtung umzusetzen. Eine direkte Adaption für eine transversale Messung ist somit nicht ohne Anpassungen möglich.

Eine Messmethode zur Bestimmung des Kapillardrucks in transversaler Richtung wird in der Veröffentlichung von Ahn et al. beschrieben [36]. Dieses Messverfahren hat aber verschiedene Nachteile. So muss der Druckkolben gegen Leckagen abgedichtet sein. Diese Abdichtung führt zwangsläufig zu einer Reibung, wodurch der Druck, welcher

durch ein Gewicht ausgeübt wird, nicht mehr eindeutig definiert ist. Des Weiteren können bei dem beschriebenen Messsystem Race-Tracking Effekte im Randbereich nicht ausgeschlossen werden. Durch den Druck, welcher auf das Textil ausgeübt wird, ist eine Veränderung des Textilverhaltens wegen einer möglichen hydrodynamischen Kompaktierung nicht auszuschließen.

Pucci und Liotier beschreiben in ihren Veröffentlichungen eine Methode zur Bestimmung des Kapillardrucks mit einem Tensiometer, welcher als Waage mit einer Auflösung von 10 μg benutzt wird [69, 70]. Hier beträgt die Probenabmessung allerdings nur 12 mm im Durchmesser. In Abbildung 3.15 sind Standardtextilien inkl. Maßstab dargestellt. Daraus wird deutlich, dass die einzelnen Lagen durch den kleinen Ausschnitt bedeutend voneinander abweichen können, der Randbereich sehr leicht ausfranzt und Imperfektionen, welche z. B. durch die Herstellung des Textils entstehen können, einen nicht unerheblichen Einfluss auf die gemessenen Ergebnisse haben können.

Insgesamt zeigt sich damit, dass keines der bekannten Systeme zur Bestimmung des Kapillardrucks in transversaler Richtung geeignet ist. Eine Entwicklung eines neuen Systems, welche auf die gegebenen Bedingungen anwendbar ist, ist somit notwendig. Das Messprinzip, die Bestimmung der Fließfront in Abhängigkeit der Zeit, welches auch bei einem Großteil der bekannten Messsysteme genutzt wird, soll hier ebenfalls Anwendung finden, da sich diese Methode bereits bewährt hat. Voraussetzung für die Anwendbarkeit dieser Methode ist das ein transversales Fließen sichergestellt werden kann. Wie in Kapitel 2.4 beschrieben, bildet eine Flüssigkeit in Kontakt mit einem Feststoff einen mehr oder weniger ausgeprägten Meniskus aus, wie in Abbildung 3.26 dargestellt. Dieser Meniskus führt dazu, dass sich das Fluid nicht rein in transversaler Richtung ausbreitet. Erschwerend kommt hinzu, dass der Kapillardruck bei einem Verstärkungstextil in der Ebene ca. doppelt so groß ist wie in transversaler Richtung. Diesem Verhalten muss entgegengewirkt werden. Allerdings dürfen die Gegenmaßnahmen die Textileigenschaften nicht beeinflussen.

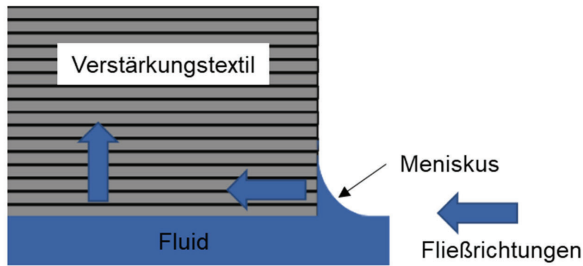


Abbildung 3.26: Ausbildung von einem Meniskus bei einem Kontakt zwischen einem Festkörper und einem Fluid führt bei einer porösen Struktur zu einem Fließen in verschiedene Richtungen

Weitere Voraussetzungen für eine korrekte Messung bestehen darin, dass das Testfluid in ausreichender Menge gleichmäßig über die komplette Fläche an die Probe gelangt. Zudem muss eine gezielte Kompaktierung des Textilstapels auf einen vorher definierten FVG gewährleistet werden. Alle drei Punkte sind konstruktive Herausforderungen, welche alle zwingend erfüllt werden müssen. Eine zusätzliche stufenlose Regulierung der Kavitätshöhe und somit des FVG ist wünschenswert.

3.3.1 Grundprinzip und Aufbau des Messsystems

Vorbetrachtung

Um die Fließfront in Abhängigkeit der Zeit zuverlässig bestimmen zu können, ist zunächst zu klären wie die Kapillardruck getriebene Fließfront in der Realität aussieht. Nur wenn die Fließfront ausreichend scharf abgegrenzt ist, kann eine zuverlässige Bestimmung des Kapillardrucks durchgeführt werden. Bear et al. gibt an, dass eine Kapillardruckgetriebene Fließfront „verschmiert“, d. h. nicht scharf abgegrenzt ist und für die Bestimmung des Kapillardrucks der Mittelwert herangezogen werden kann [94]. In Vorversuchen wurden Proben (Hexcel 01202) mit einem Durchmesser von 50 mm mit einem eingefärbten Harz (HEXION RIM 935 + RIMH 936) mittels Kapillardruck in einem Ofen bei 40 °C teilimprägniert. Die Teilimprägnierung stoppte automatisch nach einer Topfzeit von ca. 1h durch die Temperierung bei 40 °C [95]. Die Probe wurde hierzu auf einer Fließhilfe platziert um ein flächiges Imprägnieren zu gewährleisten und die Kompaktierung erfolgte mit einem auf der Probe platzierten Gewicht. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 3.27 dargestellt. Anschließend wurde der noch nicht

getränkter Bereich mit einem klaren Harz getränkt. Für die finale Auswertung wurden Schlibfbilder angefertigt. Für das betrachtete Textil hat der verschmierte Bereich etwa die Höhe einer Textillage. Somit kann die Annahme von Bear et al. [94], dass der Mittelwert als Fließfrontverlauf herangezogen werden kann, verwendet werden.

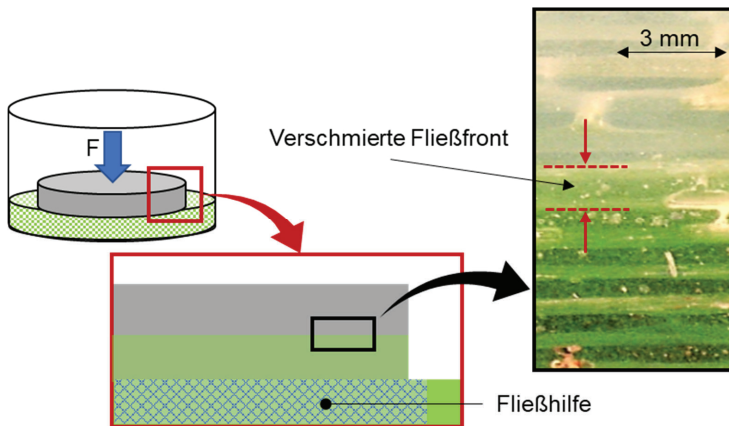


Abbildung 3.27: Versuchsaufbau zur Visualisierung der Fließfront

Probenvorbereitung

Eine Möglichkeit das Fließen in der Ebene zu verhindern, ist es den Randbereich des Textilstapels zu versiegeln. Dies kann z. B. mit flexiblem Silikon realisiert werden. Die Probenvorbereitung wurde in Kapitel 3.2 vorgestellt. Um den Unterschied zwischen einer mit Silikon abgedichteten und einer nicht abgedichteten Probe sowie die Funktionalität und Relevanz der Randabdichtung nachzuweisen, wurde jeweils eine abgedichtete und eine nicht abgedichtete Probe mit einem Durchmesser von 50 mm (64 Lagen Hexcel 01202) in einem Behälter auf einer Fließhilfe platziert. Die Fließhilfe garantiert die ständige Versorgung der kompletten Probenfläche mit dem Fluid. Auf den Proben wurde ein Gewicht abgelegt, damit beide Proben die gleiche Belastung erfahren. In diesem Behälter wurde anschließend ein 2-Komponenten Harz (HEXION RIM 935 + RIMH 937), welches mit einer grünen Farbe eingefärbt wurde eingefüllt. Die Sättigung der Probe war rein Kapillardruckgetrieben und die Sättigung wurde durch die Polymerisation des Harzes beendet. Der nicht imprägnierte Teil der Probe wurde anschließend mit einem klaren Harz getränkt. Die so hergestellten Proben wurden dann aufgetrennt und daraus Schlibfbilder hergestellt. Eine Gegenüberstellung von

einer nicht abgedichteten und einer abgedichteten Probe ist in Abbildung 3.28 gezeigt. Es ist eindeutig zu erkennen, dass die Fließfront bei der nicht abgedichteten Probe in der gleichen Zeit rund 2 mm weiter fortgeschritten war als bei der gedichteten. Eine Abdichtung ist somit für eine korrekte Messung zwingend notwendig. Bei den Schlifffbildern ist ein Augenmerk auf die Porenverteilung zu werfen. Die abgedichtete Probe zeigt eine gleichmäßige Verteilung über die komplette Fläche. Die nicht abgedichtete Probe hingegen zeigt eine andere Verteilung. Der Randbereich ist fast porenfrei. Dies ist ein weiteres Indiz für ein Fließen in der Ebene bei den nicht abgedichteten Proben und ein weiterer Beweis dafür, dass eine Abdichtung für eine korrekte Messung zwingend notwendig ist.

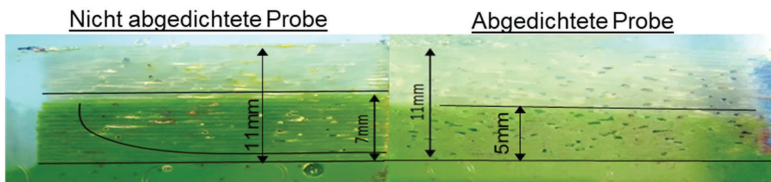


Abbildung 3.28: Gegenüberstellung einer mittels Kapillardruck imprägnierten Probe mit und ohne Abdichtung. Die gezeigten Proben sind aus Hexcel 01202 mit 64 Lagen aufgebaut

Fließfrontbestimmung

Nachdem nachgewiesen worden ist, dass die Fließfront ausreichend scharf abgegrenzt ist, um eine Bestimmung der Fließfront in Abhängigkeit der Zeit zu gewährleisten und dass ein reines Fließen in transversaler Richtung durch eine Abdichtung gewährleistet ist, musste eine Methode zur indirekten Bestimmung der Fließfront entwickelt werden. Im Stand der Technik wurde z. B. die Methode mittels Erfassung der Massenzunahme durch Wiegen genannt. Für die Bestimmung der ungesättigten Permeabilität kommen bspw. Ultraschall oder kapazitive Sensoren zum Einsatz. Computertomographie wäre ebenfalls eine denkbare Lösung, um die Fließfront in Abhängigkeit der Zeit zu bestimmen. Aus technischen und wirtschaftlichen Gründen wurde entschieden eine Waage zur Aufzeichnung der Massenzunahme in Abhängigkeit der Zeit und somit zu einer indirekten Fließfrontverfolgung in Abhängigkeit der Zeit zu verwenden. Bei Messungen mit Ultraschall, wie sie z. B. von Stöven durchgeführt wurden, fallen große Datenmengen an, welche Messungen erfahrungsgemäß auf ca. 1h Stunde beschränken [43, 96]. Die Messgenauigkeit ist mit

minimal 1,5 mm bei der kapazitiven Messtechnik, für die Erfassung der Fließfront zur Bestimmung des Kapillardrucks nicht ausreichend [97]. Computertomographie wäre prinzipiell eine technische Möglichkeit, aber wirtschaftlich nicht umsetzbar. Eine Bestimmung der Massenzunahme per Waage ist somit zielführend. Das Lastenheft ist in Tabelle 3.2 in Kapitel 3.1 zusammengefasst. Hierdurch ergeben sich folgende Randbedingungen:

- Es soll sichergestellt werden, dass die Fließfront mit einer Genauigkeit von mindestens 0,1 mm bestimmt werden kann. Hierdurch ergibt sich eine Auflösung der Waage von 0,06 g¹². Es muss des Weiteren sichergestellt werden, dass die Waage mit der Zeit nicht driftet.
- Die Aufzeichnungsrate muss so hoch sein, dass eine Genauigkeit von mindestens 0,1 mm eingehalten wird. Bei Annahme einer Probendicke von 15 mm und einer Sättigungszeit von 1 h ergibt sich bei einem gemittelten Volumenstrom eine Mindestaufzeichnungsrate von 0,083 Hz. Es ist zu erwarten, dass der Volumenstrom mit der Versuchszeit geringer wird. Aus diesem Grund sollte die Aufzeichnungsrate nicht geringer als 0,2 Hz gewählt werden.
- Die Probenaufnahme muss so ausgelegt sein, dass die Probe auf einen definierten FVG kompaktiert werden kann. Hierdurch ergibt sich die Toleranz der Probenaufnahme. Bei Annahme von 10 mm Probendicke, muss eine Toleranz von ± 0,05 mm eingehalten werden.
- Die Probenaufnahme muss so ausgelegt sein, dass die Probe sich selbstständig mit dem Testfluid mittels Kapillardruck tränken kann. Der Volumenstrom und die Entlüftung als Folge der Sättigung darf nicht behindert werden.

¹² Bei der Annahme von einem Probendurchmesser von 50 mm, einem FVG von 65 % und eine Fluidichte von 0,0009 g/mm³. Die Berechnung der Mindestauflösung der Waage erfolgt mit folgender Formel.

$$A_m = \pi * r^2 * A_f * (1 - V_g) * \delta$$

A_m = Mindestauflösung der Waage in g

r = Radius der Probe in mm

A_f = Minimale Genauigkeit der Fließfrontposition in mm

V_g = Faservolumengehalt

δ = Dichte des Fluids in g/mm³

Aufbau des Messsystems

Aus dem Stand der Technik geht hervor, dass die meisten Systeme zur Bestimmung des Kapillardrucks, die Fließfront in Abhängigkeit der Zeit direkt oder indirekt bestimmen. Eine Prinzipskizze der Messmethode ist in Abbildung 3.29 dargestellt. Mit den aus den Messungen gewonnenen Ergebnissen und dem Wissen über Geometrie und dem FVG des Textilstapels, kann auf den Fließfrontverlauf über die Zeit geschlossen werden.

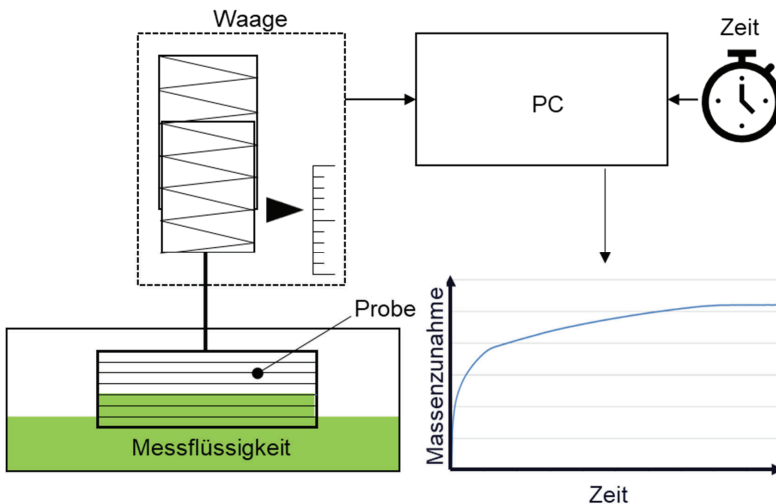


Abbildung 3.29: Prinzipskizze des Messaufbaus zur Bestimmung der Fließfront in Abhängigkeit der Zeit für die Berechnung des Kapillardrucks

Der Aufbau des Messsystems ist in Abbildung 3.30 dargestellt und in der Veröffentlichung [98] beschrieben. Die Kavitätshöhe kann mittels Abstandshaltern mit einer Genauigkeit von $\pm 0,03$ mm eingestellt werden und die verwendete Waage (*Sartorius LA6200S*) hat eine Auflösung von 0,01 g. Um mögliche Fehlmessungen durch das Driften der Waage identifizieren zu können, wurden Messungen vor und nach den Versuchen mit einem Eichgewicht durchgeführt. Durch diesen einfachen Vergleich, lassen sich Fehlmessungen einfach erkennen.

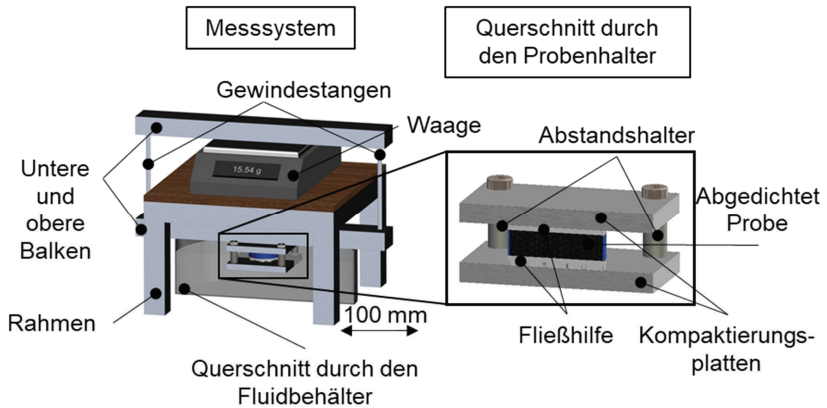


Abbildung 3.30: Aufbau des Messsystems zur Bestimmung des Kapillardrucks in transversaler Richtung

Details zum Probenaufbau sind in Abbildung 3.31 gezeigt. Hier wird deutlich, dass neben der Probe auch noch eine Anordnung von Fließhilfen benötigt werden, um die Versuche planmäßig durchzuführen. Hierbei dient Lage 1 zur flächigen Versorgung der Probe mit dem Testfluid und Lage 3 ist notwendig um die Probe zu entlüften. Ohne diese obere Lage würde die Silikonabdichtung mit der oberen Kompaktierungsplatte luftdicht abschließen und somit eine Sättigung der Probe behindern oder verhindern. Lage 2 stellt die abgedichtete Probe dar. Der Fluidlevel wird bei den Versuchen auf rund $\frac{3}{4}$ der Höhe der Lage 1 eingestellt. Diese Fließhilfe muss mehrere Eigenschaften erfüllen:

- Eine sichere Versorgung der Probe mit dem Testfluid, d. h. die Fließhilfe muss mittels Kapillardruck einen Volumenstrom erzeugen, welche mindestens so groß ist wie der Volumenstrom welche rein durch den Kapillardruck der Probe erzeugt wird
- Die Fließhilfe darf nicht kompaktierbar sein
- Die Fließhilfe muss mit dem Testfluid kompatibel sein
- Die Fließhilfe muss nach den Versuchen wiederverwendbar sein um die Vergleichbarkeit der Versuche untereinander zu gewährleisten

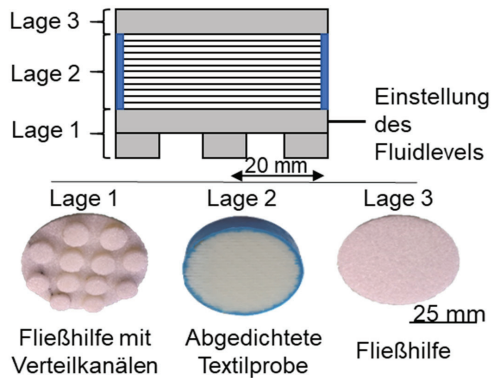


Abbildung 3.31: Probenaufbau inkl. Fließhilfe

In dem Versuchsaufbau wurden Fließhilfen aus hochporösem Polypropylen (PP) mit einem Porenvolumengehalt von ≈ 50 Vol.-% und Dicken von 3 mm mit einer Toleranz von $\pm 0,05$ mm verwendet. An die untere Fließhilfe wurden Füße ebenfalls aus dem hochporösen PP punktuell geklebt, welche zusammen mit der runden Fließhilfe Lage 1 ergibt. Die Füße dienen dazu, dass das Testfluid gleichmäßig von unten in die Fließhilfe eindringen kann, wodurch eine sichere Versorgung der Probe mit dem Testfluid gewährleistet wird. Die abgedichtete Probe (Lage 2) würde ohne Lage 3 an der oberen Kompaktierungsplatte anliegen. Die Abdichtung aus Silikon würde dazu führen, dass keine Luft aus der Probe entweichen kann, was eine Sättigung der Probe verhindern würde. Aus diesem Grund ist es notwendig Lage 3, ebenfalls aus dem hochporösen PP, in den Versuchsaufbau zu integrieren. Lage 3 sorgt dafür, dass die Luft aus der Probe ungehindert entweichen kann.

Für die Versuchsdurchführung wird die Probe wie in Abbildung 3.31 zwischen den Fließhilfen platziert und in den Probenhalter zwischen den zwei Kompaktierungsplatten auf den gewünschten FVG kompaktiert. Um einen korrekten FVG garantieren zu können, erfolgt die Einstellung der Kavitätshöhe über 4 Abstandshalter (Vergleiche Abbildung 3.30). Die Abstandshalter haben eine Toleranz von $\pm 0,03$ mm. Der Probenhalter ist direkt an einem Balken montiert, welcher wiederum mittels Gewindestangen mit einem weiteren Balken verbunden ist. Die Gewindestangen dienen hierbei zu einer stufenlosen Justierung der Position des Probenhalters. Der obere Balken dient als Auflage auf der Waage, welche wiederum

die Massenzunahme mit der Zeit erfasst. Bevor die eigentliche Messung stattfinden kann, werden die Massen der Lage 1, der Probe und der Lage 2 im trockenen Zustand ermittelt. Des Weiteren ist die Ermittlung der Fluidviskosität mittels der Fluidtemperatur vor jedem Versuch notwendig.

Zur Durchführung einer Messung wird mittels den Gewindestangen die Position des Probenhalters so eingestellt, dass sich die Lage 1 zu 2/3 in der Testflüssigkeit befindet. Die Messung beginnt bei dem ersten Kontakt mit der Testflüssigkeit. Durch die Kapillarkraft wird Lage 1, die Probe und Lage 3 mit dem Testfluid gesättigt, wobei die Massenzunahme in Abhängigkeit der Zeit aufgenommen wird. Der Versuch ist beendet, wenn sich die Masse in einen Zeitraum von 10 Minuten nicht mehr ändert. Die Aufzeichnung erfolgt mit einem LabView-Programm mit einer Aufzeichnungsrate von 2 Hz. Durch die Sättigung der Probe sinkt der Flüssigkeitsstand im Flüssigkeitsbehälter und somit auch die Auftriebskraft der Probenaufnahme inkl. Probenaufbau. Im vorliegenden Aufbau ist die Änderung der Auftriebskraft kleiner als 4 % der gesamten Massenzunahme und somit vernachlässigbar [98]. Um die Reproduzierbarkeit der Versuche sicherzustellen, wird immer der gleiche Flüssigkeitsbehälter mit der gleichen Menge an Testfluid verwendet. Hierzu wird der Fluidbehälter nach den Messungen inkl. dem verbliebenen Testfluid gewogen und die fehlende Differenz nachgefüllt.

Nachdem keine Massenzunahme mehr festgestellt werden kann, wird der Probenhalter zerlegt und die einzelnen Komponenten des Probenaufbaus (Fließhilfen und Probe) im gesättigten Zustand gewogen um die Massenzunahme zu bestimmen. Die Differenzen zwischen den gesättigten und ungesättigten Probenbestandteilen ergibt die Massenzunahme in Abhängigkeit der Zeit wie in Abbildung 3.32 dargestellt.

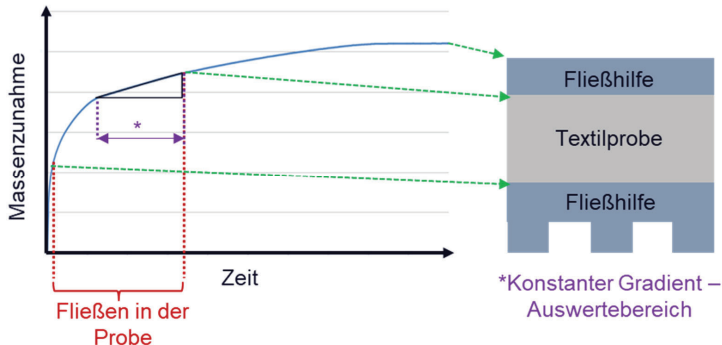


Abbildung 3.32: Massenzunahme in Abhängigkeit der Zeit bei einer Kapillardruckmessung

Hierbei wird rückwärts vorgegangen, d. h. zunächst die Massenzunahme von Lage 3 bestimmt und anschließend von Lage 2, also der Probe. Der Zeitpunkt der kompletten Sättigung ist aus den Aufzeichnungen eindeutig bekannt, was eine Rückrechnung einfach macht. Die Berechnung des Kapillardrucks mit der Formel 3.3 erfolgt sobald die Massenzunahme, wie in Abbildung 3.32 dargestellt ist, einen konstanten Gradienten aufweist.

3.3.2 Grenz- und Fehlerbetrachtung

In dem vorangegangenen Kapitel wurde eine Methode zur Bestimmung des Kapillardrucks von Textilien in transversaler Richtung beschrieben. Diese Methode kann allerdings nicht allgemeingültig für alle denkbaren Kombinationen eingesetzt werden. Aus diesem Grund ist es unerlässlich eine Grenz- und Fehlerbetrachtung bei der beschriebenen Methode durchzuführen. Zunächst ist bei jedem Versuch sicherzustellen, dass bei den Untersuchungen ein reines transversales Fließen vorliegt. Dies kann z. B. wie in 3.3.1 beschrieben durch eine Abdichtung der Textilränder erfolgen. Für die Applikation des Dichtmittels, in diesem Fall ein 2-K Silikon, muss der Textilstapel fixiert und annähernd auf den finalen FVG kompaktiert werden. Hierdurch erfährt das Textil bereits eine Vorbelastung und eine Kompaktierungshistorie. Erste Nestingvorgänge laufen bei dieser notwendigen Vorbehandlung ab, welche einen Einfluss auf die Textileigenschaften haben kann. Es ist auf jeden Fall darauf zu achten, dass die Vorkompaktierung, durch den Abdichtungsvorgang nicht stärker ausfällt als die finale Kompaktierung bei dem finalen

Versuch. Das heißt, der FVG beim Abdichtungsvorgang muss geringer sein als der FVG beim finalen Versuch. Hierdurch wird der Einfluss der Vorbelastung auf ein Minimum reduziert.

Die Höhe des verschmierten Bereichs hat einen direkten Einfluss auf den berechneten Kapillardruck. Je größer der verschmierte Bereich ist, umso größer ist auch der Fehler bei dem berechneten Kapillardruck. Eine genaue Erfassung des verschmierten Bereichs ist allerdings messtechnisch, zumindest mit einem vertretbaren Aufwand, nicht möglich. Trotz allem muss eine Methode gefunden werden, welche verwendet werden kann um die Gültigkeit der Messungen abschätzen zu können. Hier bietet es sich an mit einer nicht zerstörungsfreien Methode die Ausmaße des verschmierten Bereichs abzuschätzen indem überprüft wird ob sich der verschmierte Bereich innerhalb einer Textillage befindet. Hierzu wird ein teilimprägnierter Textilstapel Lage für Lage zerlegt, nicht imprägnierte Bereiche sind bei Glasfasertextilien komplett weiß und undurchsichtig, imprägnierte Glasfasertextilien sind durchsichtig und teilimprägnierte Glasfasertextilien erscheinen milchig. Mit dieser Methode kann der verschmierte Bereich mit der Auflösung von einer Lage abgeschätzt werden. Diese Methode kann allerdings nur für Glasfasertextilien eingesetzt werden, Kohlenstofffasern z. B. verändern ihr Erscheinungsbild beim Sättigungsvorgang nicht.

Bei Annahme, von einem verschmierten Bereich von 0,2 mm und bei der Annahme, dass im verschmierten Bereich eine Sättigung von 50 % vorliegt, würde dies bei der gegebenen Probegeometrie (Durchmesser 50 mm, Höhe 13,7 mm) zu einer Abweichung von 0,05 mm zwischen echter und berechneter Fließfront führen. Hierbei gilt, je höher der Porenvolumengehalt im verschmierten Bereich des Textils ist, umso höher ist auch der Fehler. Der Zusammenhang zwischen der Höhe des verschmierten Bereichs und des Fehlers ist in der Abbildung 3.33 für drei verschiedene Porenvolumengehalte (25 %, 50 % und 75 %) gezeigt. Wenn eine Abweichung von 10 % beim Kapillardruck zulässig wäre, würde dies für bspw. Hexcel 01202 bei einem FVG von 46,5 % einen tolerierbaren verschmierten Bereich von 0,6 mm bedeuten, was ca. 2 Textillagen entspricht. Mit steigendem Kapillardruck steigt auch der tolerierbare verschmierte Bereich an. So muss individuell für jedes Textil ein Grenzwert definiert werden.

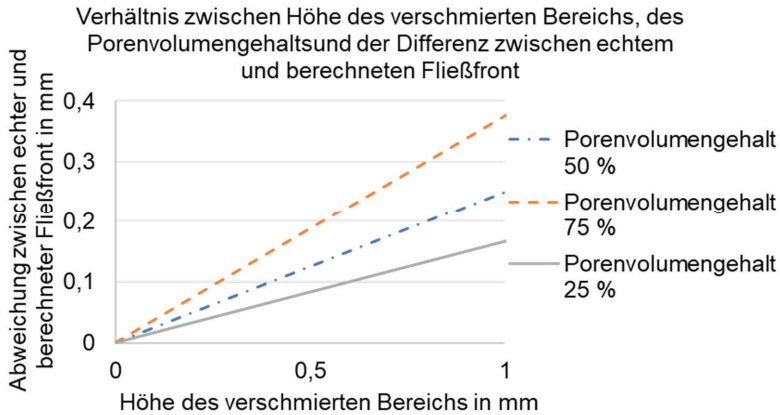


Abbildung 3.33: Fehler bei der Berechnung der Fließfront in Abhängigkeit von der Höhe des verschmierten Bereichs und des Porenvolumengehalts

In die gleiche Kerbe schlägt der zulässige Porenvolumengehalt. Auch hier vergrößert sich der Fehler der berechneten Fließfront mit steigendem Porenvolumengehalt falls dieser nicht berücksichtigt wird. Zur Überprüfung des Porenvolumengehalts kann eine Waage mit einer Auflösung von min. 0,05 g eingesetzt werden, wenn eine Bestimmung des Porenvolumengehalts auf 0,5 % bestimmbar sein soll¹³. Durch die Probengeometrie und dem FVG ist die theoretisch mögliche Flüssigkeitsaufnahme bekannt. Diese kann mit der real gesättigten Probe verglichen werden. Hieraus ergibt sich ein theoretischer Porenvolumengehalt, welcher allerdings von dem realen Wert abweichen kann. Die Dichtmasse kann durch wiegen der nicht abgedichteten Probe bestimmt werden. Der Volumenverlust der Dichtmasse kann durch die durchschnittliche Eindringtiefe aus dem Schlibbildern berücksichtigt werden (Vergleiche Abbildung 3.10). Imperfektionen im Textil bleiben weiterhin bestehen. Der Zusammenhang zwischen Porenvolumengehalt und Fehler in der Fließfrontberechnung ist in Abbildung 3.34 dargestellt. Hieraus kann wie bei der verschmierten Fließfront der Fehler bei der Kapillardruckberechnung abgeleitet werden.

¹³ Grundlage: Probengeometrie 50 mm Durchmesser, Höhe 13,7 mm, FVG 55,9 %, Dichte Rapsöl 0,92 g/m³

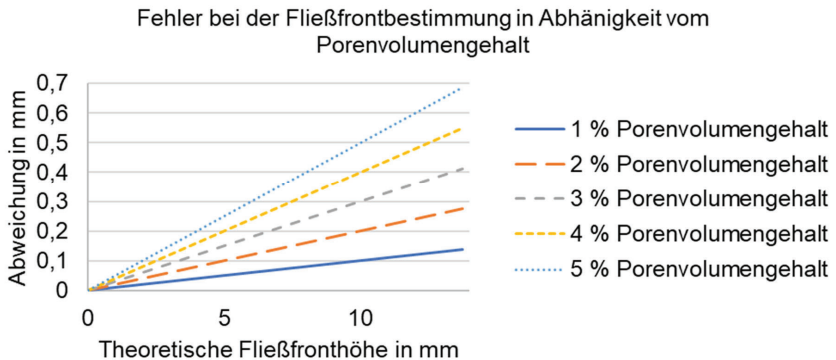


Abbildung 3.34: Fehler bei der berechneten Fließfront in Abhängigkeit von Fließfronhöhe und Porenvolumengehalt

Im Endeffekt müssen beide Fehler gleichzeitig berücksichtigt werden um eine vorgesehene Toleranz einhalten zu können. Soll wie im vorrangegangenen Beispiel eine maximale Abweichung von 10 % des Kapillardrucks eingehalten werden, so können bei der verschmierten Fließfront max. eine Lage und beim Porenvolumengehalt können max. 1,5 % akzeptiert werden.

Global gesehen, wird sich die Flüssigkeit bei dem beschriebenen Versuchsaufbau rein in transversaler Richtung ausbreiten. Bei genauer Betrachtung wird sich das Fluid aber auch in der Ebene ausbreiten müssen, um z. B. blockierte Fließwege in transversaler Richtung zu umgehen. Dies kann z. B. der Fall sein, wenn durch eine FVG Erhöhung bei einem Gelege die Fließkanäle (z. B. die Vernähung in transversaler Richtung) verschlossen werden. Damit hängt die Genauigkeit des bestimmten Kapillardrucks von dem Anteil der Strömung in der Ebene ab.

Die Kapillardruckmessungen sind so durchzuführen, dass im Laufe der Versuchsdurchführung keine Änderungen der Rand- und Umgebungsbedingungen zu erwarten sind. Änderungen der Temperatur und somit der Fluideigenschaften sind unbedingt zu vermeiden. Eine Reaktion zwischen dem Fluid und/oder eines Materials welches in Kontakt mit dem Fluid ist, ist ebenfalls zu vermeiden. Die Bedingungen sind optimal in einem klimatisierten Raum erfüllt. Auf jeden Fall sollten die Umgebungsbedingungen bei der Versuchsdurchführung erfasst werden um evtl. Abweichungen identifizieren zu können.

Die Berechnung des Kapillardrucks erfolgt im Bereich eines konstanten Volumenstroms. Ein konstanter Volumenstrom tritt nicht direkt am Anfang der Sättigungsphase ein, sondern erst nach einer von dem Textil, dem FVG und dem Fluid abhängigen Fließweg. Gerade bei Textil-Fluid-Kombinationen mit einem sehr hohen Kapillardruck, kann dieser Fließweg nicht unerheblich sein. Die beschriebenen Messmethode eignet sich also nicht für alle Fluid-Textil-Kombinationen. Die Verwendbarkeit ist im Einzelfall zu prüfen.

3.3.3 Versuchsplan, Durchführung und Ergebnisse

Der Versuchsplan für die Kapillardruckmessungen in transversaler Richtung für die verschiedenen Glasfasertextilien, die Kavitätshöhen, die Lagenanzahlen und der daraus resultierende FVG ist in der Tabelle 3.5 zu sehen. Hierbei wurde darauf geachtet, dass die Kavitätshöhe bei einer Versuchsreihe mit einem Textiltyp nicht verändert wurde. Die Anpassung des FVG wurde durch Variation der Textillagen vorgenommen. Jede Versuchskonstellation wurde dreimal wiederholt.

Tabelle 3.5: Versuchsplan für die verschiedenen ausgewählten Glasfasertextilien

Material	FVG in %	Wiederholungen	Lagenanzahl	Kavitätshöhe in mm
<i>Wirrfasertextil</i>	34,7	3	41	13,9
	38,9	3	46	13,9
	42,3	3	50	13,9
<i>Gewebe</i>	46,5	3	56	13,7
	48,1	3	58	13,7
	53,1	3	64	13,7
<i>Gelege</i>	45,8	3	36	13,7
	52,1	3	41	13,7
	55,9	3	44	13,7

Tabelle 3.6 zeigt die notwendigen Variablen für die Berechnung des Kapillardrucks in transversaler Richtung und die Ergebnisse der Dickenpermeabilitätsmessungen. Des Weiteren sind in der Tabelle 3.6 die Versuchsparameter, welche für die Bestimmung der Dickenpermeabilität gewählt wurden aufgelistet. Die Dickenpermeabilitäten wurden mit einem 1D-Messsystem, welches von Becker et al. am IVW entwickelt wurde durchgeführt [20]. Der FVG wurde anhand des durchschnittlichen Flächengewichts berechnet, welche bei den Messungen in Kapitel 3.2.1.1 ermittelt

wurden. Die Dickenpermeabilitäten für die Bestimmung des Kapillardrucks in transversaler Richtung bei einem definierten FVG wurden inter- oder extrapoliert. Diese Werte sind in den letzten beiden Spalten der Tabelle 3.6 aufgeführt und bilden die Grundlage für die Berechnung des Kapillardrucks. Die gemessenen Dickenpermeabilitäten weisen für die Wirrfasertextilien einen Variationskoeffizienten zwischen 10,6 und 12,3 %, beim Gewebe zwischen 4,4 und 10,8 % und beim Gelege zwischen 1,6 und 9,4 % auf.

Tabelle 3.6: Gesättigte Dickenpermeabilitäten für die Bestimmung des Kapillardrucks

Material	FVG in %*	Dickenpermeability* ¹ in m ²	Variationskoeffizient in %	Lagen	Kavitäts- höhe in mm	FVG in Kapillardruckmessungen in %	Dickenpermeabilität* ² in m ²
<i>Wirrfasertextil</i>	34,7	2,17E-11	12,3	9	3,05	34,7	2,17E-11
	38,6	1,20E-11	11,8	10	3,05	38,9	1,15E-11
	42,4	8,78E-12	10,6	11	3,05	42,3	8,80E-12
	47,2	4,67E-12	10,8	11	2,65	46,5	6,00E-12
<i>Gewebe</i>	48,7	2,46E-12	4,9	15	3,50	48,1	3,24E-12
	53,7	1,39E-12	4,4	17	3,60	53,1	1,51E-12
	45,8	6,14E-12	9,4	10	3,80	45,8	6,14E-12
<i>Gelege</i>	52,6	4,28E-12	1,6	8	2,65	52,1	4,49E-12
	56,3	2,33E-12	1,6	11	3,40	55,9	2,55E-12

*¹ arithmetisches Mittel aus drei Messungen

*² Inter-/Extrapolation aus Messwerten Anpassung einer Exponentialfunktion

Beispiele der Fließfrontverläufe der drei verschiedenen Textilien sowie der Fließfrontverlauf der Fließhilfe aus PP in Abhängigkeit der Zeit sind in Abbildung 3.35 dargestellt. Aus der Abbildung geht hervor, dass die Sättigung der Fließhilfe aus PP bedeutend schneller ist als die der Textilien. Zum Erreichen der Steighöhe von 13,9 mm benötigte das Fluid beim Wirrfasertextil im Vergleich zur Fließhilfe aus PP die 5,5-fache Zeit, beim Gewebe die 10,4-fache und beim Gelege die 32,2-fache Zeit. Die Fließhilfe weist somit einen höheren Kapillardruck als die zu untersuchenden Textilien in Kombination mit dem Testfluid auf und beeinflusst somit die selbstständige Sättigung der Textilien mittels Kapillardruck nicht. Dies ist für eine gültige Messung zwingend notwendig. Des Weiteren sind die Bereiche bei den Textilien gekennzeichnet, welche für die Bestimmung des Kapillardrucks herangezogen werden. In den Detailansichten der drei verschiedenen Textilien ist außerdem der R²

Wert, der Determinationskoeffizient, dargestellt. Je näher dieser Wert an 1 heranreicht, umso genauer passt eine Funktion mit den gemessenen Werten zusammen. Es ist ersichtlich, dass in allen dargestellten Fällen, eine sehr gute Übereinstimmung mit den ermittelten linearen Funktionen vorliegen.

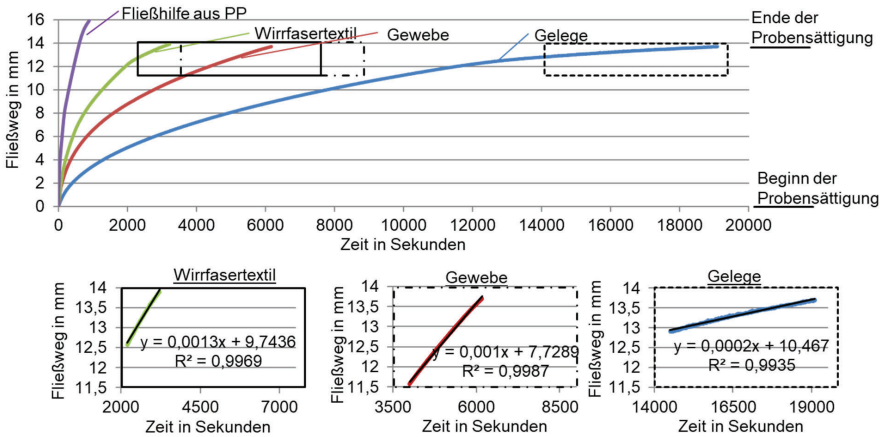


Abbildung 3.35: Beispiele für die Fließfrontentwicklung von drei verschiedenen Textilien mit den jeweils niedrigsten FVG (Wirrfasertextil 34,7 %; Gewebe 46,5 %; Gelege 45,8 %) inkl. der Detailansichten der Auswertebereiche sowie der reinen Fließhilfe aus PP

Die Ergebnisse der Kapillardruckmessungen in transversaler Richtung sind in der Abbildung 3.36 dargestellt. Wobei die Ergebnisse die Mittelwerte von jeweils drei Messungen sind. Die Fehlerbalken sind die Standardabweichung bei den Messungen.

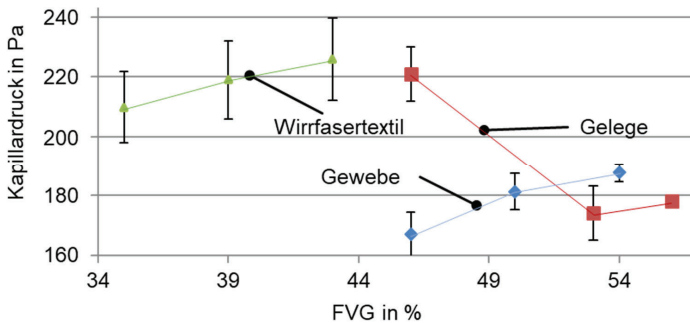


Abbildung 3.36: Ergebnisse des transversalen Kapillardrucks von drei verschiedenen Glasfasertextilien bei je drei FVG. Die Linien dienen zur Verdeutlichung der zusammengehörigen Messpunkte

Die Messungen zeigen, dass der Kapillardruck bei allen Textilien unter einem Druck von 250 Pa liegt. Der Kapillardruck von dem Wirrfasertextil und des Gewebes steigt mit steigendem FVG. Dies kann durch die kleiner werdenden Hohlräume und somit Kapillaren erklärt werden. Dies wird auch durch die Formel 3.5 ersichtlich. Beim Gelege sinkt der Kapillardruck mit steigenden FVG zunächst ab, um anschließend zu stagnieren. Dies kann durch den Aufbau eines Geleges erklärt werden. Die abgelegten Rovings werden mittels Nähfäden fixiert. Diese Nähfäden verlaufen in transversaler Richtung und bilden somit Fließkanäle aus. Der Einfluss von Fließkanälen durch Vernähtungen in Dickenrichtung wurde von Arnold untersucht [99]. Die Flüssigkeit kann sich über diese Fließkanäle in Dickenrichtung schnell auf die verschiedenen Lagen ausbreiten, fließt dort in der Ebene, wodurch das Gelege schnell gesättigt wird. Diese Eigenschaft wird auch bei der Verbesserung der Permeabilität beim „Dry Fiber Placement“ genutzt. Dies wurde von Rimmel et al. untersucht [100]. Wird der FVG erhöht, werden diese Fließkanäle verkleinert bzw. geschlossen. Das Fluid kann sich somit nicht mehr über die Fließkanäle, welche durch die Nähfäden entstehen ausbreiten, wodurch sich das Sättigungsverhalten ändert, der Kapillardruck sinkt ab.

3.3.4 Interpretation der Ergebnisse

Das Messsystem zur Bestimmung des Kapillardrucks in transversaler Richtung dient maßgeblich dazu festzustellen ob der Kapillardruck in transversaler Richtung bei der ungesättigten Dickenpermeabilitätsmessung berücksichtigt werden muss. Bei den untersuchten Textilien handelt es sich um Standardtextilien welche in dieser oder ähnlicher Form im industriellen Maßstab eingesetzt werden. Die FVG, welche für die Messungen verwendet wurden, sind ebenfalls für industrielle Anwendungen realistisch. Als Testfluid wurde ein Silikonöl verwendet, welches eine vergleichbare Viskosität wie ein Harzsystem für den Einsatz in LCM Prozessen aufweist. Die Benetzungseigenschaften entsprechen nicht den Benetzungseigenschaften eines Harzsystems, welche für LCM Prozesse eingesetzt werden. Dies ist auch nicht notwendig, da Permeabilitätsmessungen in der Regel mit einem Ersatzfluid und nicht mit einem Harz durchgeführt werden. Zum einem, weil die Vernetzungsreaktion zu einer Änderung der Fluideigenschaften wie der Viskosität führt und zum anderen ein Harzsystem das Messsystem irreversibel verschmutzen würde. Das Messsystem zur Bestimmung des Kapillardrucks von Verstärkungstextilien in transversaler Richtung,

dient nicht dazu den Kapillardruck bei einem LCM Prozess zu bestimmen, sondern wie bereits beschrieben einen möglichen Einfluss bei Dickenpermeabilitätsmessungen zu identifizieren. Eine Messung mit einem Harzsystem entfällt somit ebenfalls, solange keine Permeabilitätsmessungen mit einem Harzsystem durchgeführt werden. Vielmehr ist es wichtig, dass das Testfluid welches für die Kapillardruckmessungen verwendet wird, auch bei den Permeabilitätsmessungen eingesetzt wird. Eine genaue Bestimmung des Kapillardrucks ist nur notwendig, falls Kapillardrücke erwartet werden, welche einen deutlichen Einfluss auf die Permeabilitätsmessung haben können. Eine grobe Abschätzung ob dies der Fall ist, kann bereits durch eine einfache Messung der Sättigungszeit erfolgen. Wird z. B. ein Textilstapel mit einer Höhe von ca. 14 mm innerhalb von wenigen Minuten gesättigt, kann von einem hohen Kapillardruck ausgegangen werden, welcher berücksichtigt werden muss.

Bei Annahme einer zulässigen Abweichung von maximal 5 % bei einer Permeabilitätsmessung ergibt sich der maximal zulässige Kapillardruck wie folgt. Die maximale Abweichung von 5 % bezieht sich darauf, dass eine Permeabilitätsmessreihe mit einer Standardabweichung von 10 %, bereits als sehr gut anzusehen ist. Bei der 2021 veröffentlichten Benchmark zur Dickenpermeabilität wurden im Schnitt Abweichungen zwischen 53 % und 124 % festgestellt [46].

Basierend auf der Annahme einer mittleren Permeabilität in Dickenrichtung von $1 \times 10^{12} \text{ m}^2$, was für ein Standardtextil bei einem üblichen FVG von rund 55 % realistisch ist, kann der maximal tolerierbare Kapillardruck in Abhängigkeit von dem Injektionsdruck mit dem Gesetz von Darcy (2.1) berechnet werden, wenn alle Variablen bis auf den Druck konstant bleiben. Das Ergebnis dieser Abschätzung ist in Abbildung 3.37 dargestellt. Hieraus geht hervor, dass bei einem Injektionsdruck von 1 bar, ein Kapillardruck von ca. 5.000 Pa vernachlässigt werden kann, wenn eine Abweichung bei der Dickenpermeabilität von 5 % toleriert wird. Mit steigendem Druck steigt auch der tolerierbare Kapillardruck. So kann z. B. ein Kapillardruck von 100.000 Pa bereits bei einem Injektionsdruck von rund 20 bar vernachlässigt werden. Mit steigendem Druck erhöht sich allerdings der Einfluss der hydrodynamischen Kompaktierung. Eine Erhöhung des Injektionsdrucks bei einer Dickenpermeabilitätsmessung zur Reduzierung des Einflusses des Kapillardrucks ist

somit nicht zielführend oder nur mit speziell dafür vorgesehenen Messsystemen, welche die hydrodynamische Kompaktierung berücksichtigen, möglich.

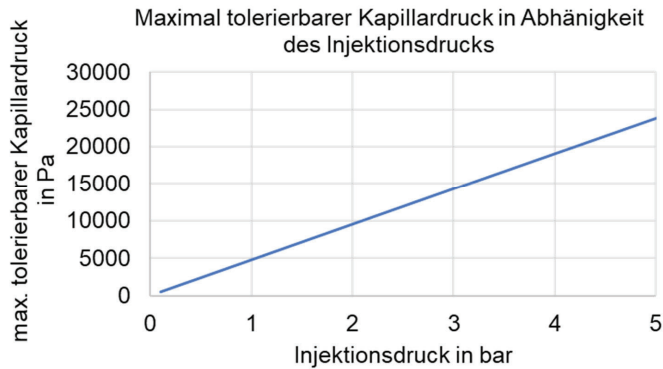


Abbildung 3.37: Maximal tolerierbarer Kapillardruck in Abhängigkeit vom Injektionsdruck

Bei den durchgeführten Kapillardruckmessungen wurden Kapillardrücke in der Größenordnung von 250 Pa bestimmt. Die gemessenen Kapillardrücke sind somit nochmals eine Dekade kleiner als die in der Berechnung bestimmte maximale Abweichung von 5.000 Pa bei einem Injektionsdruck von 1 bar. Eine Vernachlässigung des Kapillardrucks wäre bei den hier getroffenen Annahmen zulässig. Allerdings zeigten Batch und Ahn et al. [36, 37], dass je nach Textil-Fluid-Kombination durchaus höhere Kapillardrücke möglich sind. Somit muss jede unbekannte Kombination individuell geprüft werden. Mit der hier gezeigten Methode kann somit der Kapillardruck von technischen Textilien in Dickenrichtung bestimmt werden. Hierdurch ergibt sich die Möglichkeit ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessungen durchzuführen und den möglichen Einfluss des Kapillardrucks auf die Permeabilitätsbestimmung zu beurteilen bzw. wenn notwendig bei der Berechnung mit dem Gesetz von Darcy (2.1) beim Druckgradienten zu berücksichtigen.

4 Numerische Simulation zur Textilcharakterisierung

Mit dem entwickelten Messsystem konnte nachgewiesen werden, dass bei einer transversalen Durchströmung einer porösen und kompaktierbaren Struktur, eine hydrodynamische Kompaktierung auftritt. Diese hydrodynamische Kompaktierung führt dazu, dass sich die Dickenpermeabilität mit steigendem Druck und somit steigendem globalen FVG verringert. Ziel dieser numerischen Simulation ist die Fragestellung, ob eine Simulation ergänzend zu den Messungen genutzt werden oder diese sogar ersetzen kann.

In diesem Kapitel werden die Grundlagen zu einer numerischen Simulation dargestellt. Des Weiteren werden die Versuche zur Ermittlung der notwendigen physikalischen Grundlagen vorgestellt sowie der Aufbau und die Randbedingungen der Simulation erklärt.

4.1 Grundprinzip und Aufbau der numerischen Simulation

Die Simulationen wurden mit dem Simulationsprogramm Visual-RTM (PAM-RTM) der Firma Engineering Systems International aufgebaut und durchgeführt. Die einzelnen Modelle sind aus Volumenelementen aufgebaut, welche die Eigenschaften von dem zu simulierenden Textil zugewiesen bekommen. Hierzu zählen die Dickenpermeabilität in Abhängigkeit vom FVG, die Kompaktierungseigenschaften und die Fluideigenschaften. Eine simulative Auflösung bis zur Einzelfaser wird aktuell bereits durchgeführt, ist aber wegen den noch großen Abweichungen in Kombination mit dem erheblichen Aufwand zur Bestimmung der Textilstruktur z. B. mittels 3D-Röntgenmikroskop, in diesem Fall noch nicht sinnvoll einsetzbar. So konnte Schmidt et al. Abweichungen zwischen -27 % und +42 % im Vergleich zwischen Experiment und Simulation ermitteln [101]. Des Weiteren wird auch das komplette Messsystem in Visual-RTM hinterlegt, um Simulation so nah wie möglich am Experiment zu gestalten. Hierdurch ist es möglich Effekte zu berücksichtigen, welche z. B. durch die Anströmung und somit spezifisch durch das Messsystem hervorgerufen werden. Das Modell besteht aus über 13 Millionen Elementen und enthält detaillierte Informationen über die Geometrie des Messsystems, die verschiedenen Sensorpositionen und bildet das genaue Funktionsprinzip nach (Abbildung 4.1). Die Festlegung der Auflösung erfolgte mit einer Konvergenzanalyse. Die Anzahl der

Volumenelemente wird vorwiegend durch zwei Kriterien bestimmt. Zum einen die zu Verfügung stehende Rechenleistung und zum anderen die notwendige Auflösung und somit Genauigkeit der Simulation. Beides muss entsprechend aufeinander abgestimmt werden. In der Regel wird versucht die Volumenelemente so grob wie möglich und so fein wie nötig auszulegen. Eine Verfeinerung der Volumenelemente führt ab einem gewissen Zeitpunkt zu keiner signifikanten Verbesserung der Ergebnisse, aber zu einem deutlichen Anstieg der notwendigen Rechenleistung und somit Rechenzeit [102]. Des Weiteren soll nicht der Eindruck erweckt werden, dass die Anzahl der Volumenelemente auch die Anzahl der gewählten Textillagen im Aufbau entspricht. Je nach Textil, Flächengewicht und Anzahl an Textillagen können die für die Simulation notwendigen Volumenelemente deutlich von der Anzahl der Textillagen im Versuch abweichen.

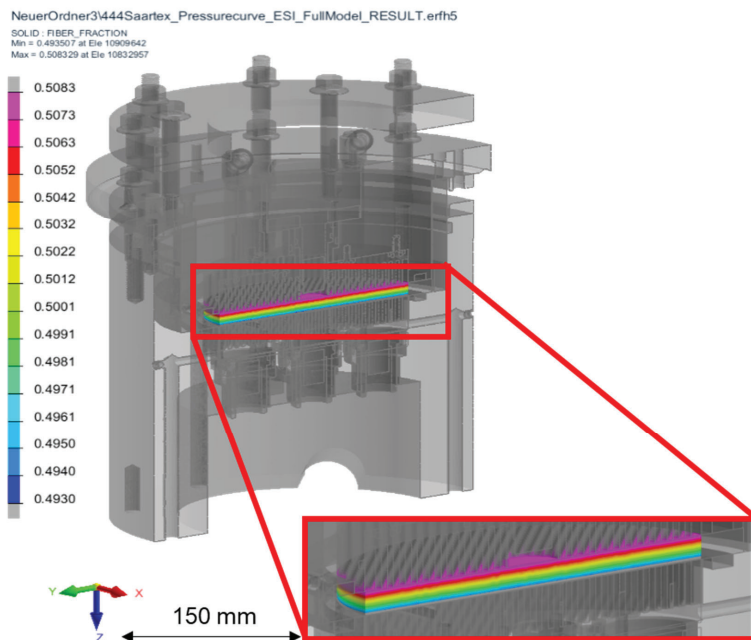


Abbildung 4.1: Schnittansicht des Simulationsmodells. Im Textilstapel sind die verschiedenen zu erwartenden FVG durch die hydrodynamische Kompaktierung farblich hervorgehoben

Das Simulationsmodell nutzt die Fluid-Struktur-Interaktionsfähigkeiten von Visual-RTM, um das Gesetz von Darcy und die Festkörpermechanik (Prinzip von Terzaghi) miteinander zu verbinden, um die Verformung sowohl in einer ungesättigten als auch in einer gesättigten porösen Struktur (in diesem Fall die Faserverstärkung) und die daraus resultierende hydrodynamische Kompaktierung (die sich daraus ergebende ungleichmäßige Verteilung des FVG durch die Flüssigkeitsströmung und die daraus resultierende Druckverteilung in der porösen Struktur) zu bestimmen. In Abbildung 4.1 ist eine Schnittansicht des Simulationsmodells zu sehen. Hier ist auch der zu simulierende Textilstapel bei einer Durchströmung mit den zu erwartenden verschiedenen FVG in Dickenrichtung dargestellt.

4.2 Eingangparameter

Die Simulation benötigt für eine korrekte Bestimmung der gesuchten Werte wie die hydrodynamische Kompaktierung, die Druckverteilung innerhalb des Textilstapels und die Dickenpermeabilität als physikalische Eingangparameter¹⁴. Bei diesen Eingangsparemtern handelt es sich um:

- Kompaktierungseigenschaften des Textils
- Dickenpermeabilität (gesättigt und ungesättigt) in Abhängigkeit des FVG
- Viskosität des Testfluids
- Zeitabhängiger Fluidruck beim Füllvorgang

4.2.1 Kompaktierungseigenschaften

Die Ergebnisse einer Simulation stehen und fallen immer mit den Eingabeparametern und den angenommenen Randbedingungen. Hierdurch ist es zwingend notwendig auf der einen Seite die Versuche zur Ermittlung der Eingangsparemtern so nah wie möglich an der späteren Anwendung durchzuführen und die Vereinfachungen so gering wie möglich zu halten. Die Vereinfachungen sowie mögliche Auswirkungen auf die gewonnenen Ergebnisse müssen bekannt sein. Ein besonderes Augenmerk ist auf die Kompaktierungseigenschaften der Textilien zu legen.

¹⁴ Das Messsystem wurde als unendlich Steif angenommen und deswegen wurden die mechanischen Eigenschaften des Messsystems bei der Simulation nicht berücksichtigt. Um diese Annahme zu bestätigen, wurde das Messsystem zuvor separat mit einer FE-Simulation mechanisch bewertet.

Wie in 2.3 beschrieben, wird der Injektionsdruck nicht schlagartig, sondern Schritt für Schritt an aufeinanderfolgenden Volumenelementen abgebaut, bis der Injektionsdruck an der Fließfront komplett abgebaut ist. Hierdurch wird schnell klar, dass jedes Volumenelement einer anderen Kompaktierungskraft ausgesetzt ist. Diese Kompaktierungskraft ist bei einem vollständig gesättigten und stationär durchströmten Textilstapel bei jedem Volumenelement zeitlich konstant. Wird allerdings ein Textilstapel erst gesättigt, wird sich der Kompaktierungsdruck bei jedem Volumenelement zeitlich ändern. Gerade im Bereich in dem das Fluid in den Textilstapel eindringt, kann es beim Voranschreiten der Fließfront zu einer Dekompaktierung kommen. Dies wurde z. B. durch Klunker et al. [28] numerisch nachgewiesen. Kompaktierungsversuche werden in der Regel, wie auch durch Yong et al. beschrieben [74], mit Textilstapeln bestimmt, nicht aber an einzelnen Textillagen. Die Kompaktierungseigenschaften werden somit nicht nur durch die reinen mechanischen Textileigenschaften, sondern auch durch z. B. die Nestingeigenschaften des Textilstapels bestimmt. Die Folge kann eine erhebliche Abweichung zwischen einer Simulation und einem realen Prozess sein. Aus diesem Grund wurden die Eingangparameter für die Simulation mit Einzellagenkompaktierungsmessungen ermittelt.

Einzellagenkompaktierung

Das Grundprinzip hinter der Bestimmung der Kompaktierungseigenschaften von einer Einzellage ist in der Theorie simpel. Eine einzelne Textillage wird in einer Universalprüfmaschine mit einer zuvor festgelegten Prüfgeschwindigkeit auf eine vorgegebene Dicke bzw. Kraft kompaktiert. Der Kraft-Weg-Verlauf wird hierbei aufgezeichnet. Die Herausforderung ist hierbei der geringe Kompaktierungsweg der Textillage in Kombination mit der Maschinendehnung der Universalprüfmaschine. Bereits geringste Abweichungen führen zu großen Fehlern in der Messung. So ist bspw. für eine Erhöhung des FVG von 48 % auf 58 % von einem Glasfasertextil mit einem Flächengewicht von 444 g/m² bei einer einzelnen Lage ein Weg von 0,063 mm notwendig. Bei Messungen mit einem Glasfasergelege (Saertex X-E-444) in der 2017 durchgeführten internationalen Benchmark zur Kompaktierungsmessung an technischen Textilien [74] wurden Kräfte von rund 3.000 kN beim Erreichen des FVG

von 58 % gemessen. Bei einer Kompaktierung einer Einzellage ist mit höheren Kräften zu rechnen, da bei einer einzelnen Lage keine Möglichkeit zum Nesting besteht.

Im Folgenden wird die Bestimmung der durchschnittlichen Kompaktierungseigenschaft einer Einzellage beschrieben. Die Messergebnisse dienen als Eingangsparameter für die Simulationen. Wie vorrangegangen erläutert wurde, entsprechen die Messwerte aus den klassischen Kompaktierungsmessungen nicht den Abläufen auf Faserebene, wie sie in der Simulation nachgestellt werden. Auch die Messergebnisse der durchschnittlichen Kompaktierungseigenschaften einer Einzellage sind durch das Messverfahren fehlerbehaftet, so wird Nesting nicht berücksichtigt. Dies muss bei der Interpretation der Simulationsergebnisse berücksichtigt werden. Zunächst wird auf den Messaufbau und anschließend auf die Versuchsdurchführung eingegangen.

Das Grundprinzip und der Aufbau bei der Messung der Kompaktierungseigenschaften einer einzelnen Textillage stellt wie bereits beschrieben, eine große Herausforderung an die Messtechnik. Bei einer großen Kraftänderung innerhalb eines geringen Wegs können bereits geringste Abweichungen zu großen Fehlern führen. Ziel muss es also sein, die Fehlertoleranz durch den Messaufbau zu verringern. Aus diesem Grund wurden die Kompaktierungsmessungen zur Bestimmung der Kompaktierungseigenschaften nicht mit einer einzelnen Lage, sondern mit einer Vielzahl von in Reihe geschalteten und mit Zwischenplatten getrennten Lagen durchgeführt. Der Aufbau ist in der Abbildung 4.2 gezeigt. Die Zwischenplatten müssen hierbei größer sein, als die Textillagen.

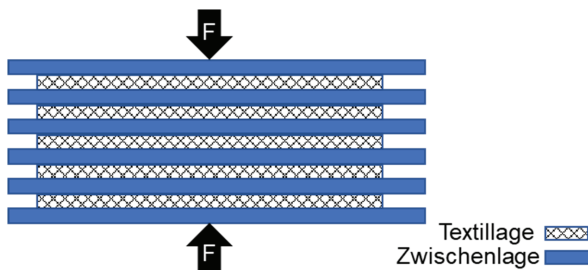


Abbildung 4.2: Prinzipieller Aufbau bei der Einzellagenkompaktierungsmessung

Die Reihenschaltung im Aufbau hat Vor- sowie Nachteile. Der Vorteil der Reihenschaltung besteht darin, dass der resultierende Kompaktierungsweg der Probe das Produkt aus dem Kompaktierungswegen der Einzellagen ist, die Maschinendehnung allerdings unverändert bleibt. So reduziert sich der mögliche Fehler der Maschinendehnung, welcher trotzdem berücksichtigt wird, mit jeder zusätzlichen Lage. Nachteilig ist, dass das finale Ergebnis nicht das Ergebnis einer Einzellage ist, sondern der Durchschnitt aller verwendeten Lagen. Ein weiterer Nachteil ist das die Zwischenlagen ebenfalls einen Einfluss auf das Messergebnis haben können, dem Messaufbau wird somit eine zusätzliche Fehlerquelle hinzugefügt. Die Zwischenlagen sollten aus diesem Grund so gewählt werden, dass der mögliche Fehler so gering wie möglich ausfällt. Die Zwischenlagen sollten folgende Eigenschaften aufweisen:

- Eine geringe mechanische Verformung bei einer Druckbelastung
- Die Verformung bei einer Druckbelastung muss reproduzierbar sein
- Die Dicke der Zwischenlagen muss möglichst konstant sein, eine Abweichung kleiner $2/100$ mm innerhalb einer Zwischenlage wurde festgelegt
- Die Zwischenlagen müssen möglichst eben sein
- Die Zwischenlagen dürfen durch ihr Eigengewicht die Messung nicht beeinflussen

Aus diesen Gründen wurden die Zwischenplatten mit einer Kantenlänge von 110×110 mm² aus CFK hergestellt. Jede einzelne Zwischenplatte mit einer Zieldicke von 1,6 mm wurde mit einer Bügelmessschraube (Mitutoyo; Digital; 0-25 mm) an 4 Stellen vermessen. Die Messpunkte sind in Abbildung 4.3 gezeigt. Die Positionen und Ausrichtungen der Zwischenplatten wurden nach dem Vermessen so ausgewählt, dass mögliche Abweichung sich gegenseitig ausgleichen. Die Positionen der Zwischenplatten müssen also bei allen Versuchen exakt eingehalten werden. Um sicherzustellen, dass die Dickenabweichungen an verschiedenen Stellen im Gesamtstapel (6, 11 und 16 Lagen) ebenfalls die notwendigen Toleranzen einhalten, wurde der Gesamtstapel wie die Einzelplatten an 4 vorgegebenen Stellen vermessen.

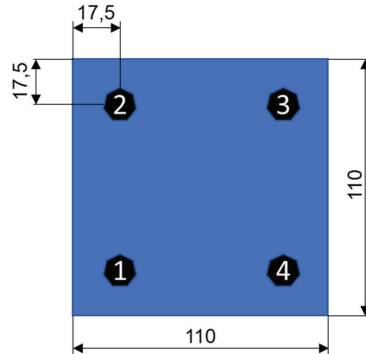


Abbildung 4.3: Messpunkte auf den Zwischenplatten um eine Maßhaltigkeit zu garantieren

Hierbei konnten maximale Abweichungen von 0,043 mm für den Stapel mit 6 Lagen, 0,07 mm für den Stapel mit 11 Lagen und 0,075 mm für den Stapel mit 16 Lagen ermittelt werden. Bezogen auf die Anzahl der Zwischenlagen ergibt sich eine maximale mittlere Abweichung von 7 μm . Durch diese Maßnahmen wurde sichergestellt, dass die Abweichungen keinen Einfluss auf die Messergebnisse haben.

Um sicherzustellen, dass die geforderten Bedingungen eingehalten werden, sind im Vorfeld Vorversuche mit den Zwischenplatten zwingend notwendig. Abbildung 4.4 zeigt das Kompaktierungsverhalten von 16 gestapelten CFK-Zwischenplatten. Hierbei handelt es sich um die Zwischenplatten welche bei den Versuchen eingesetzt wurden.

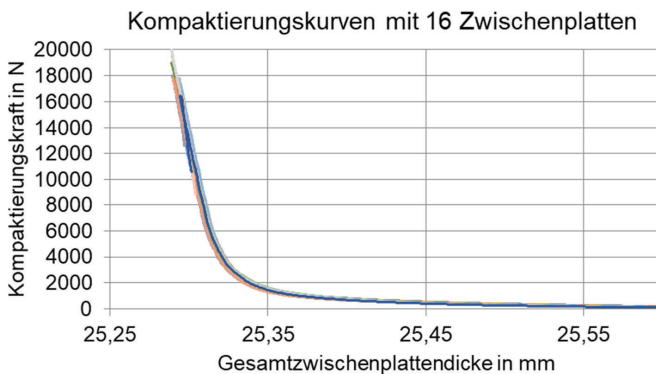


Abbildung 4.4: Kompaktierungsverhalten von 16 in Reihe geschalteten Zwischenplatten aus CFK

Auch die Reihenfolge und die Positionierung der Zwischenplatten ist analog zu den späteren Versuchen gewählt. Insgesamt wurden 20 Wiederholungsversuche durchgeführt um evtl. Einflüsse von z. B. Zwischenfaserbrüchen zu identifizieren. Wie aus den Messungen hervorgeht, unterliegen die CFK-Zwischenplatten bei einer Druckbelastung einer mechanischen Verformung. Die mechanische Verformung ist auch noch nach 20 Versuchen sehr gering. So betrug die maximale Abweichung der Dicke bei 16 kN 0,0024 mm. Die CFK-Platten eignen sich somit als Zwischenplatten für die Kompaktierungsversuche mit Einzellagen. Die mechanische Verformung der CFK-Zwischenplatten kann bei den Messungen berücksichtigt werden und hat somit keinen Einfluss auf die Messergebnisse.

Für die Versuche wurden die einzelnen Lagen alternierend mit Zwischenlagen in die Universalprüfmaschine eingelegt. Die korrekte Ausrichtung der Textillagen und Zwischenplatten wurde mittels Schablonen kontrolliert, außerdem war auf die korrekte Ausrichtung der Faserorientierung zu achten. Die Versuche wurden mit zwei verschiedenen Glasfasertextilien, einem Gelege (Saertex X-E-444) und einem Gewebe (Hexcel 01202) durchgeführt (Abschnitt 3.2.1.1). Es wurden jeweils Versuche mit 5, 10 und 15 Lagen um einen möglichen Einfluss der Lagenanzahl zu verifizieren, wobei jeweils 5 Wiederholungsversuche die Ergebnisse statistisch absichern. Um die Unterschiede zwischen den Kompaktierungseigenschaften einer Einzellage und eines Faserstapels zu zeigen, erfolgten die gleichen Versuche in Aufbau und Anzahl der Textillagen, nur ohne Zwischenlagen. Die Messungen erfolgten mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min bis zum Erreichen einer maximalen Kraft von 16 kN.

Um den Einfluss der Maschinendehnung soweit wie möglich zu eliminieren, wurde diese zu Anfang ermittelt und direkt in der Maschinensoftware berücksichtigt. Die mechanische Verformung der Zwischenplatten wurde nach jeder Versuchsreihe (fünf Messungen) überprüft um evtl. Abweichungen durch Beschädigungen auszuschließen. Diese Messungen wurden dazu verwendet die mechanische Verformung der Zwischenplatten bei den vorangegangenen fünf Versuchen zu berücksichtigen. Bei allen Versuchen konnte keine Änderung bei den Zwischenplatten bei einer Druckbelastung festgestellt werden.

Die **Ergebnisse der Kompaktierungsversuche** von dem Glasfasergelege und Gewebe sind in Abbildung 4.5 und Abbildung 4.6 grafisch dargestellt. In beiden Fällen ist deutlich zu erkennen, dass die Kompaktierungseigenschaft einer Einzellage sich erheblich von der Kompaktierungseigenschaft eines Faserstapels unterscheidet. Eine einzelne Lage verhält sich steifer. Die für die Kompaktierung notwendige Kompaktierungskraft bei einem FVG von 55 %, ist bei den Einzellagenmessungen im Vergleich zu den Messungen mit dem Faserstapeln beim Gelege ca. 3,7-mal höher und beim Gewebe noch ca. 3-mal so hoch.

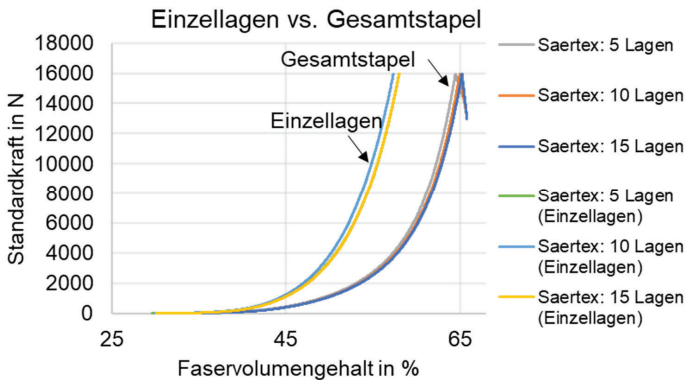


Abbildung 4.5: Kompaktierungseigenschaften von Einzellagen im Vergleich zu einem gesamten Textilstapeln in Abhängigkeit der Lagenanzahl von einem Glasfasergelege

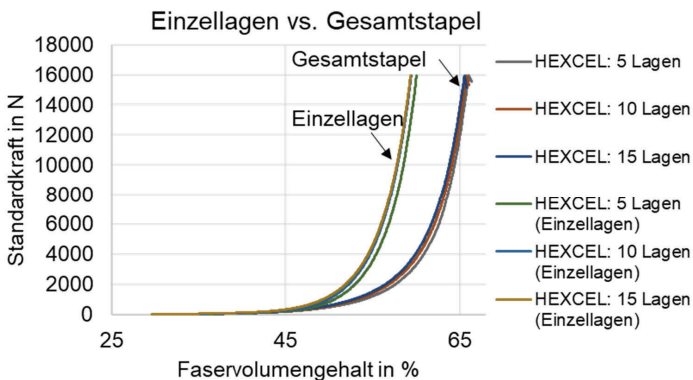


Abbildung 4.6: Kompaktierungseigenschaften von Einzellagen im Vergleich zu einem gesamten Textilstapeln in Abhängigkeit der Lagenanzahl von einem Glasfasergewebe.

Die Abweichungen zwischen den Kompaktierungsversuchen mit den Einzellagen und dem Gesamtstapel ist vorwiegend durch die fehlende Nestingmöglichkeit des Textils zu erklären. Dieser Zusammenhang wurde durch Chen et al. durch theoretische Modelle untersucht [103, 104]. Diese Untersuchungen zeigen ebenfalls bei den Einzellagen eine höhere Steifigkeit im Vergleich zu den Faserstapeln und führen dies auf fehlende Nestingmöglichkeiten einer einzelnen Lage zurück. Die Kompaktierung ist somit auf die Garnabflachung, Garndeformation, Garnverdichtung und der Garnbiegedeformation zurückzuführen [25]. Durch die Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass sich die durchschnittlichen Kompaktierungseigenschaften zwischen einer Einzellage und den Kompaktierungseigenschaften eines Faserstapels deutlich unterscheiden, wobei sich die Einzellage im Vergleich zum Faserstapel steifer verhält. Als Eingangsparameter für die Simulationen, wurden die durchschnittlichen Kompaktierungseigenschaften einer Einzellage aus diesen Versuchen verwendet. Des Weiteren konnte aus den Versuchen der FGV einer Lage ohne Kompaktierungsdruck gewonnen werden. Diese Werte müssen bei der Simulation hinterlegt werden, um den Start des Kraftanstiegs festzulegen. Hier wurden die Ergebnisse aus den Versuchen mit 15 Lagen verwendet. Bei dem Gelege (Saertex X-E-444) konnte ein FVG von 30,13 % und bei dem Gewebe (Hexcel 01202) 29,62 % bestimmt werden.

4.2.2 Dickenpermeabilität

Die Dickenpermeabilitätsmessungen wurden mit dem im Kapitel 3.2 beschriebenen Messsystem im gesättigten und ungesättigten Zustand ermittelt (Abbildung 3.22). Die gesättigte Dickenpermeabilität wird für den bereits gesättigten und die ungesättigte Dickenpermeabilität für den noch ungesättigten Bereich benötigt. Aus den Messergebnissen wurden die entsprechenden Eingangsparameter als Exponentialfunktion ermittelt. Beispielsweise sind die ermittelten Werte für ungesättigte Dickenpermeabilitäten in Abbildung 4.7 gezeigt.

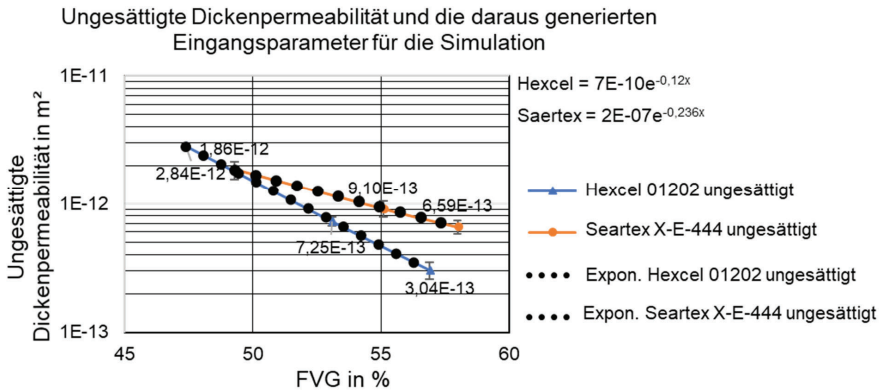


Abbildung 4.7: Ermittlung der Eingangsparameter für die ungesättigte Dickenpermeabilitäten bei verschiedenen FVG von einem Glasfasergelege und Glasfasergewebe durch eine exponentielle Ausgleichfunktion

4.2.3 Viskosität des Testfluids

Für die Simulation wurde die temperaturabhängige Viskosität von Rapsöl als Versuchsfluid verwendet. Die Funktion dazu ist in Kapitel 3.2.1.1 hinterlegt.

4.2.4 Zeitabhängiger Fluiddruck beim Füllvorgang

Wird eine reale ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessung gestartet, wird sich zunächst die Einlasskammer mit dem Testfluid füllen (vergleiche Abbildung 3.2). In der Einlasskammer herrscht so lange Atmosphärendruck, bis der erste Kontakt zwischen Fluid und Textil entsteht. Anschließend steigt der Druck abhängig vom Volumenstrom, dem Textil und dem FVG zeitabhängig bis zum finalen Injektionsdruck an. Diese Zeitabhängige Funktion muss in die Simulation als Eingangsparameter einfließen. Die als Eingangsparameter verwendeten zeitabhängigen Fluiddrücke, wurden mit dem in der Einlasskammer verbauten Drucksensor während den Messungen aufgezeichnet. Aus jeweils drei Messungen wurde ein Mittelwert gebildet, welcher als Eingangsparameter dient. Ein Beispiel für den mittleren zeitabhängigen Druckverlauf ist in Abbildung 4.8 gezeigt.

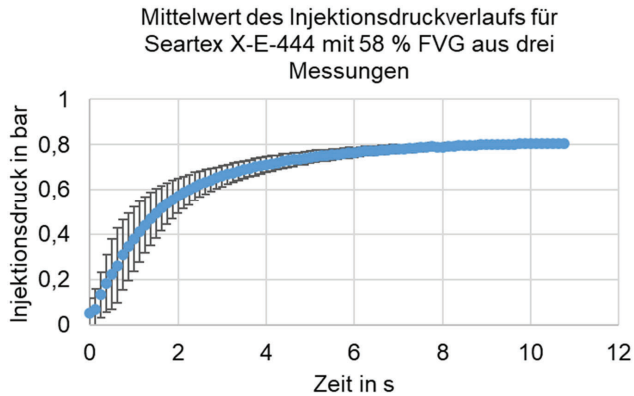


Abbildung 4.8: Injektionsdruckverlauf von Saertex X-E-444 mit 58 % FVG

4.3 Ergebnisse der Simulation

Ziel dieser numerischen Simulation ist die Fragestellung, ob eine Simulation ergänzend zu der Textilcharakterisierung aus Kapitel 3.2 genutzt werden kann. Hierzu wurde die ungesättigte Dickenpermeabilität und die Einzellagenverschiebung von einem Glasfasergelege (Saertex X-E-444) mit jeweils drei verschiedenen FVG Simuliert (vergleiche Tabelle 3.4). Im Folgenden wird zunächst, auf die ungesättigte Dickenpermeabilität und auf das Kompaktierungsverhalten bei den drei verschiedenen FVG eingegangen. Hierzu werden die realen Messwerte den Ergebnissen aus den Simulationen gegenübergestellt. Zusätzlich wurde die FVG-Verteilung von Saertex X-E-444 bei einem FVG von 49,2 % per Simulation bestimmt.

4.3.1 Ungesättigte Dickenpermeabilität

Durch die Aufzeichnung der Fließfront und des Druckverlaufs in Abhängigkeit von der Zeit, kann mit dem Messsystem die ungesättigte Dickenpermeabilität an einzelnen Referenzstellen während der Messung bestimmt werden. Dieses Vorgehen kann auch analog mit der Simulation durchgeführt werden. Abbildung 4.9 zeigt die Ergebnisse.

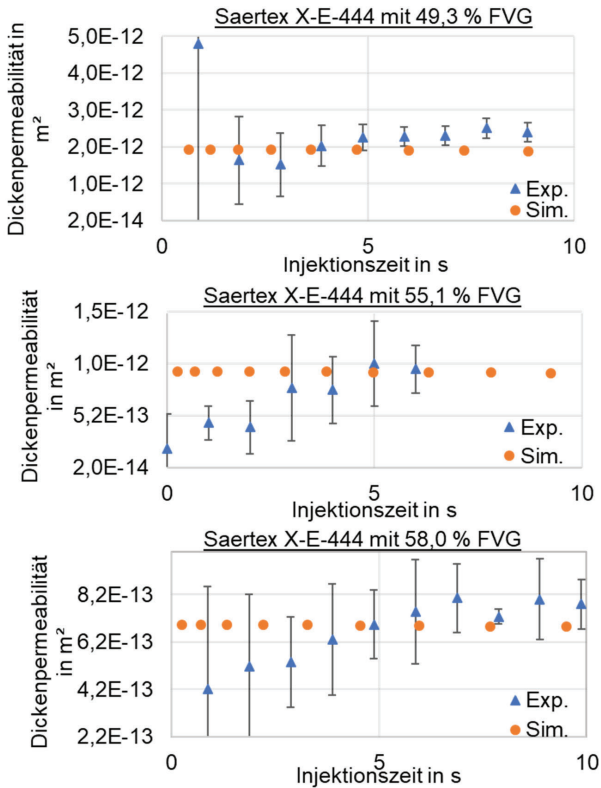


Abbildung 4.9: Ungesättigte Dickenpermeabilitäten aus Experimenten und Simulationen von Saertex X-E-444 bei drei verschiedenen FVG

Die Messpunkte bei den realen Messungen ergeben sich durch die Ergebnisse der drei Messungen pro FVG. Hieraus wird auch die Standardabweichung bestimmt. Dahingegen unterliegen die Simulationen keinen Standardabweichungen. Hierzu müssten variable Eingangsparameter bei der Simulation verwendet werden. Im direkten Vergleich zwischen Simulation und realer Messung ist zu sehen, dass die ungesättigte Dickenpermeabilität bei der Simulation über die Zeit quasi konstant bleibt. Die Dickenpermeabilitäten der Messungen sind dahingegen zunächst geringer und streben im Laufe des Versuchs gegen einen Grenzwert, welche mit den Simulationswerten sehr gut übereinstimmen. Die großen Standardabweichungen die am Anfang bei den realen Messungen zu sehen sind, sind auf die Fehler bei den

Fließfrontbestimmungen zurückzuführen. Am Anfang steigt die Fließfront schnell an. Ein geringer Fehler bei der Fließfrontbestimmung führt umgehend zu einer großen Abweichung bei der ungesättigten Dickenpermeabilität. Dieser Fehler verringert sich im späteren Versuchsabschnitt, wenn sich der Fließfrontfortschritt verlangsamt.

4.3.2 Gesamtkompaktierung und Einzellagenverschiebung

Neben der Bestimmung der Dickenpermeabilität soll die Simulation dazu in der Lage sein Textilreaktionen als Folge des Abbaus des Injektionsdrucks nachstellen zu können. Dies ist eine bedeutende Ergänzung zu den realen Messungen und kann zu einem erheblichen Zugewinn bei dem Verständnis von Textilreaktionen führen. In Abbildung 4.10 sind Ergebnisse von Simulationen und Versuchen gegenübergestellt. Hierbei wurde zum einen die Gesamtkompaktierungen (Ges.) und die Einzellagenverschiebungen (Einz.) bei verschiedenen Drücken gegenübergestellt. Bei den Versuchen wurden Druckdifferenzen von 0,7 bar zwischen den Einlass- und der Auslasskammer eingestellt. Die gezeigten Drücke sind die daraus resultierenden Drücke im Drucktopf, welche auch für die Simulationen verwendet wurden. Durch die geringere Dickenpermeabilität bei höheren FVG, reicht aus diesem Grund bereits ein geringerer Drucktopfdruck um die gleiche Druckdifferenz zu erzeugen. Für die Versuche wurden Stapel von 25 Lagen (49,3 % FVG), 28 Lagen (55,1 % FVG) und 30 Lagen (58,0 % FVG) verwendet. Hierbei hat sich der Insert, welche zur Bestimmung der Einzellagenverschiebung verwendet wurde zwischen den Lagen 12 und 13 bei dem 49,3 %, zwischen Lage 14 und 15 bei dem 55,1 % und zwischen Lage 15 und 16 bei den Textilstapeln mit 58 % FVG befunden. Bei dem höchsten FVG von 58 % wurde nur noch die Gesamtkompaktierung gemessen. Die Einzellagenverschiebung war so gering, dass diese nicht mehr erfasst werden konnte.

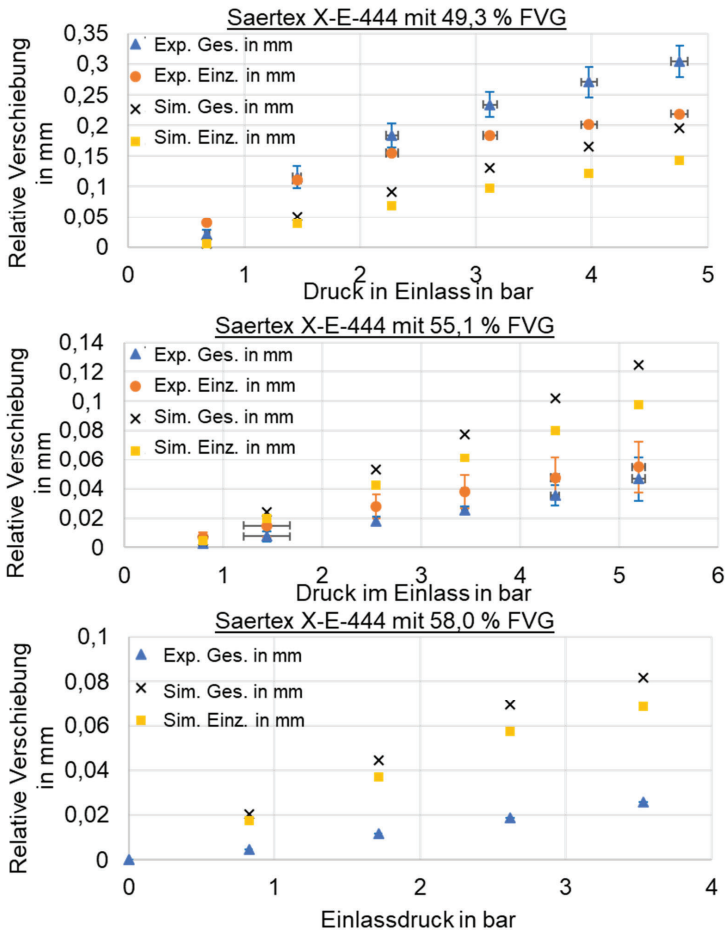


Abbildung 4.10: Gesamt- und Einzellagenverschiebung relativ zur Ausgangsposition aus Versuchen und Simulationen von Saertex X-E-444 bei drei verschiedenen FVG und Injektionsdrücken (Ges. \triangleq Gesamtkompaktierung und Einz. \triangleq Einzellagenverschiebung)

Im direkten Vergleich konnten keine klaren Übereinstimmungen zwischen den Messungen und den Simulationen gefunden werden. Bei dem niedrigsten FVG von 49,3 % wurde die Kompaktierung bei der Simulation unterschätzt und bei den höheren FVG überschätzt. Bei höheren FVG ist das Textil in der Realität durch Nesting bereits

stark kompaktiert. Hier muss bei den Eingangsparametern bei der Bestimmung der Kompaktierungseigenschaften der Simulation nochmals nachgebessert werden.

4.3.3 FVG-Verteilung

Der Nachteil des Messsystems ist, dass die FVG-Verteilung im Textilstapel nicht genau bestimmt, sondern nur durch die Gesamtkompaktierung inkl. der Einzellagenverschiebung abgeschätzt werden kann. Dahin gehend kann mit der Simulation der FVG an jeder beliebigen Stelle im virtuellen Textilstapel bestimmt werden. In Abbildung 4.11 ist die FVG-Verteilung eines virtuell durchströmten Textilstapels bei verschiedenen Injektionsdrücken dargestellt. Das obere Diagramm zeigt den kompletten Simulationsablauf und das untere Diagramm den nachgestellten Versuchsablauf mit verschiedenen Druckstufen (vergleiche Abbildung 3.21). Als Grundlage dienten die Eingangsparameter von Saertex X-E-444 mit einen Start FVG von 49,3 %. Der virtuelle Stapel wurde in 10 Elemente unterteilt, dies entspricht nicht der Anzahl der Textillagen im realen Versuchsaufbau. Die Anzahl der Elemente muss immer individuell auf das Simulationsmodell angepasst werden. In Abbildung 4.11 ist Element 1 das Element welches als aller erstes angeströmt wird und Element 10 ist das zuletzt durchströmte Element.

Der Simulationsablauf ist wie folgt:

1. Vorkompaktierung des virtuellen Stapels vom geringst möglichen FVG auf den gewünschten Start FVG
2. Sättigung des virtuellen Stapels, wie bei einer realen gesättigten Messung, bei einem geringen Injektionsdruck ca. 0,5 bar oder weniger
3. Nach dem Sättigungsvorgang wird der Druck stufenweise erhöht und die Reaktionen erfasst

Die Abbildung 4.11 zeigt eine eindeutige hydrodynamische Kompaktierung mit einer FVG-Verteilung von ca. 50 % bis 53 %. Je höher die Zahl des Elements ist, also je näher das Element am virtuellen Auslass sitzt, desto höher ist auch der FVG. Dieser Effekt erhöht sich auch mit steigendem Injektionsdruck. Wie bei den realen Versuchen (vergleiche Abbildung 3.21) ist eine zeitverzögerte Reaktion zu erkennen. Die Elemente bzw. die Textillagen reagieren nicht unverzüglich wie eine Treppenfunktion auf eine Druckerhöhung.

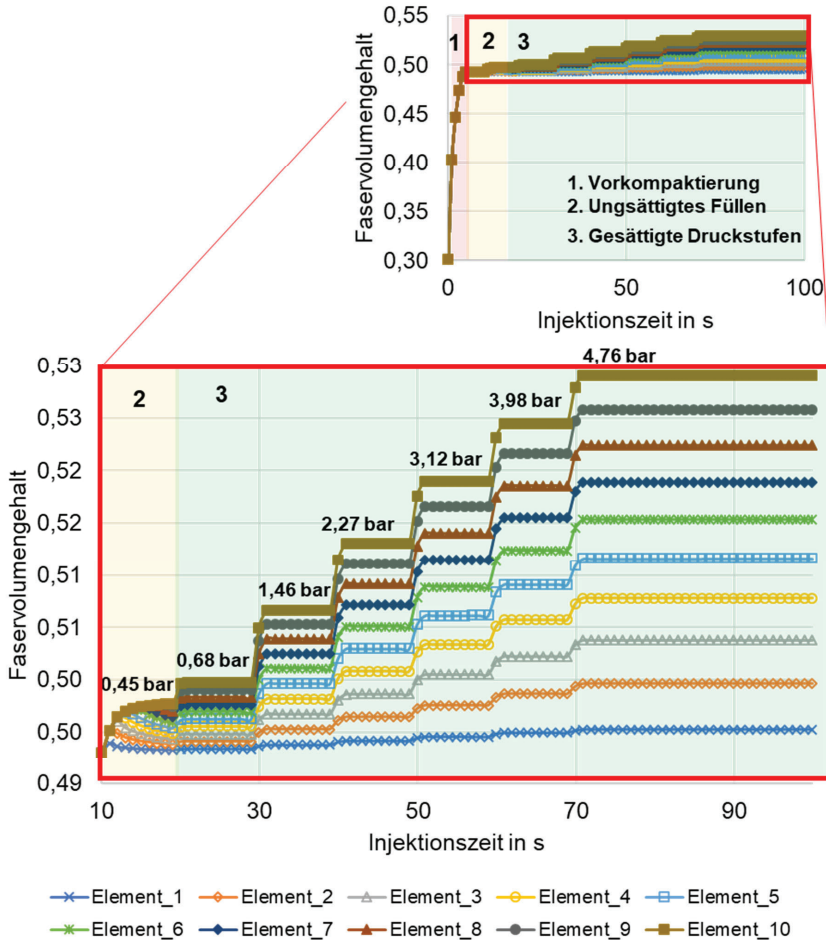


Abbildung 4.11: FVG-Verteilung im Faserstapel bei einer Durchströmung bei verschiedenen Injektionsdrücken bei Saertex-X-E-444 mit einem Start-FVG von 49,3 %

4.4 Interpretation der Ergebnisse

Die Ermittlung der FVG-Verteilung innerhalb eines Textilstapels per Simulation weist ein plausibles Ergebnis auf. Die prinzipielle Verteilung deckt sich mit den Ergebnissen aus der Literatur z. B. von Klunker et al. [28].

Ein hervorragendes Werkzeug zur Durchführung von Grundlagenuntersuchungen sind experimentell-simulative Ansätze. Hierbei wird die Simulation mit möglichst vielen Informationen und Details aus den experimentellen Untersuchungen versorgt um diese zu kalibrieren. Die Simulation sollte nach Möglichkeit so nah wie möglich am Versuchsaufbau aufgebaut sein, um auftretende Randbedingungen aus den Experimenten auch bei den Simulationen berücksichtigen zu können. Eine Erfassung der notwendigen Parameter ist teilweise messtechnisch sehr anspruchsvoll bzw. nicht möglich, wobei bereits hier auf numerische Simulationsverfahren zur Bestimmung der notwendigen Eigenschaften im geforderten Detailierungsgrad zurückgegriffen werden muss. So lässt sich mit dem Messsystem zur Bestimmung der Dickenpermeabilität die gesamte Dickenänderung des Textilstapels als Reaktion auf den Injektionsdruck sowie die Verschiebung einer einzelnen Lage bestimmen, eine Erfassung der FVG-Verteilung im Textilstapel ist allerdings nicht möglich. Mit den gewonnenen Ergebnissen lässt sich nur eine grobe Abschätzung durchführen. Numerische Simulationen können diese Lücke schließen.

Diese Zusammenhänge zeigen auf, dass für einen weiteren technischen Fortschritt eine weitere und vor allen Dingen nähere Verknüpfung zwischen Experiment und Simulation unabdingbar ist. Hierbei darf allerdings nicht außer Acht gelassen werden, dass die Grenzen einer Simulation u. a. durch die Grenzen der zur Verfügung stehenden Rechenleistung und/oder Rechenzeit begrenzt ist. Eine ressourcensparende Auslegung der Simulation z. B. durch ein topologieoptimiertes meshing wäre an dieser Stelle denkbar.

Bei einer gezielten und optimierten Verknüpfung zwischen Experiment und Simulation lässt sich der experimentelle Aufwand bei einer gleichzeitigen Erhöhung des Detailierungsgrads erzielen.

5 Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit war es Methoden zur Charakterisierung von technischen Textilien bezüglich der Dickenpermeabilität und der Textilreaktionen aufgrund des Injektionsdrucks zu entwickeln. Für die Charakterisierung von Textilien wurden mehrere Messmethoden zur Erfassung der Dickenpermeabilität, der hydrodynamischen Kompaktierung und dem Kapillardruck in transversaler Richtung entwickelt. Um die verschiedenen Messparameter so genau wie möglich zu erfassen, wurden die Messaufgaben in verschiedene Messsysteme aufgeteilt. Die Dickenpermeabilität sowie die hydrodynamische Kompaktierung als Folge des Injektionsdrucks wurden zusammen erfasst. Die Erfassung des Kapillardrucks in transversaler Richtung erfolgte in einem separaten Messaufbau. Eine Zusammenfassung aller Messaufgaben in einem Messsystem hätte zwangsläufig zu Kompromisslösungen und somit zu unnötig großen Messabweichungen bei den Messergebnissen geführt. Basierend auf Lastenheften wurden verschiedene Methoden und anschließend verschiedenen Messaufbauten konstruiert, gebaut und validiert.

Das entwickelte Messsystem zur Bestimmung der Dickenpermeabilität unter Berücksichtigung von hydrodynamischen Kompaktierungseffekten ist dazu in der Lage die ungesättigte sowie die gesättigte Dickenpermeabilität von Textilien zu bestimmen und dabei die hydrodynamische Kompaktierung aufzuzeichnen. Die ungesättigte Dickenpermeabilität stellt dabei den realen Sättigungsprozess nach und die gesättigte Dickenpermeabilität kann zur schnellen und einfachen Textilcharakterisierung genutzt werden. Zusätzlich können beide Messwerte gegenübergestellt werden um Einflüsse durch die Sättigung identifizieren zu können. Des Weiteren können Textilbewegungen in einem Textilstapel aufgezeichnet werden. Hierzu werden verschiedene Sensoren eingesetzt. Die Fließfrontaufzeichnung, welche für die Ermittlung der ungesättigten Dickenpermeabilität notwendig ist, wird mit Ultraschall ermittelt. Hierzu wird die Änderung der Schallgeschwindigkeit, verursacht durch den Sättigungsvorgang genutzt. Die Änderung der Gesamtdicke des Textilstapels wird mit drei Wegsensoren aufgezeichnet. Des Weiteren werden Drucksensoren zur Ermittlung der Druckdifferenz und ein Volumenstrommesser benötigt. Mit dem Messsystem wurden zwei verschiedene Glasfasertextilien mit drei verschiedenen FVG untersucht. Hierbei

wurden sowohl ungesättigte als gesättigte Messungen durchgeführt. Erstmals war es mit diesem Messsystem möglich diese Untersuchungen an demselben Textilstapel durchzuführen. Hierdurch war es möglich Messunterschiede rein auf den Sättigungszustand zu reduzieren. So war die gesättigte im Vergleich zur ungesättigten Dickenpermeabilität beim Gewebe (Hexcel 01202) zwischen 42 % und 63 % und beim Gelege (Saertex X-E-444) zwischen 48 % und 67 % geringer. Dieses Verhalten kann darauf zurückgeführt werden, dass der Roving bei der gesättigten Messung ebenfalls mit Fluid getränkt ist und dadurch sein Volumen vergrößert. Hierdurch verändert sich auch die Permeabilität des Textils. Neben den Permeabilitätsmessungen unter Berücksichtigung der globalen Kompaktierung, ist das Messsystem weiterhin dazu ausgelegt, Positionsänderungen innerhalb eines gesättigten Faserstapels aufzuzeichnen. Hierzu wird wiederum Ultraschalltechnik verwendet, welche dazu eingesetzt wird die Position eines in den Faserstapel eingebrachten Inserts zu bestimmen. Aus der Position des Inserts, kann auf die Position der Textillage, welche dem Insert (in Fließrichtung) folgt, geschlossen werden.

Die Ermittlung des Kapillardrucks basiert auf der Aufzeichnung der Fließfront. Hierzu wird die Massenzunahme mit einer Waage aufgezeichnet. Eine Hauptherausforderung bei der Bestimmung des Kapillardrucks besteht darin ein reines transversales Fließen sicherzustellen, ohne dabei die Textileigenschaften zu beeinflussen. Hierzu wurden die Textilstapel mit einem 2-K Silikon im Randbereich abgedichtet. Diese Abdichtung verhindert zuverlässig, dass Fluid seitlich in den Textilstapel eindringen kann und damit die Messergebnisse verfälscht. Die Kapillardruckmessungen wurden mit drei verschiedenen Glasfasertextilien (Hexcel 01202, Saertex X-E-444 und PDFibreGlass Group MA 111-300) mit jeweils drei verschiedenen FVG durchgeführt. Hierbei wurden Kapillardrücke im Bereich von 170 bis 230 Pa ermittelt. Die Kapillardruckmessungen in transversaler Richtung dienen als Grundlage, ob eine ungesättigte Dickenpermeabilitätsmessung mit den untersuchten Textilien zulässig ist oder ob eine Korrektur bei der Berechnung durchgeführt werden muss. Ein hoher Kapillardruck kann, wenn dieser bei der Berechnung nicht berücksichtigt wird, zu einer nicht unerheblichen Abweichung bei der Bestimmung der ungesättigten Permeabilität führen.

In einem weiteren Schritt wurde überprüft, ob sich numerische Simulationen für die Ergänzung von experimentellen Untersuchungen zur Dickenpermeabilität unter Berücksichtigung der hydrodynamischen Kompaktierung eignen. Die Simulationen wurden mit dem Simulationsprogramm Visual-RTM umgesetzt. Der komplette Versuchsaufbau inkl. Messsystem wurde in der Simulation umgesetzt. Die virtuellen Messpunkte in der Simulation entsprechen den Messpunkten im echten Messsystem. Als Eingangsparameter wurden Messwerte aus Dickenpermeabilitätsmessungen und Kompaktierungsmessungen verwendet. Die Eingangsparameter für die Kompaktierungswerte wurden nicht „konventionellen“ wie beim Stand der Technik mit einem Faserstapel bestimmt. Um hydrodynamische Kompaktierungsvorgänge, bei der keine homogene FVG-Verteilung vorliegt, in der Simulation besser berücksichtigen zu können, wurden Kompaktierungsversuche mit einzelnen Textillagen durchgeführt. Solche Messungen sind Messtechnisch schwer durchzuführen. Aus diesem Grund wurden bei den Messungen die Textilien getrennt durch Zwischenplatten in Reihe geschaltet. Hierdurch kann zwar nicht die Eigenschaft einer einzelnen spezifischen Textillage bestimmt werden, aber die durchschnittliche Eigenschaft einer einzelnen Textillage. Durch die Reihenschaltung wird der messtechnische Fehler reduziert. Allerdings darf bei diesen Messungen nicht vergessen werden, dass das Textilnesting nicht mehr berücksichtigt wird, was wiederum eine Fehlerquelle darstellt. Die Versuche wurden mit zwei verschiedenen Glasfasertextilien (Saertex X-E-444 und Hexcel 01202) durchgeführt. Hierbei wurden auch verschiedene Anzahlen an Textillagen verwendet um die Unabhängigkeit der Lagenanzahl auf die Versuchsdurchführung nachzuweisen. Die durchschnittliche Steifigkeit einer Textillage im Vergleich zu einem Textilstapel ist beim dem untersuchten Glasfasergelege (Saertex X-E-444) ca. 3,8 und beim Glasfasergewebe (Hexcel 01202) ca. 2,7 mal höher.

Mit Simulationen konnten die ungesättigte Dickenpermeabilität sowie die Gesamtkompaktierung und Einzellagenverschiebung von Saertex X-E-444 bei drei unterschiedlichen FVG bestimmt werden. Hierbei konnte bei den ungesättigten Dickenpermeabilitäten sehr gute Übereinstimmungen, zum größten Teil im Bereich der Standardabweichung der Experimente, nachgewiesen werden. Auch die Ergebnisse der Gesamt- und Einzellagenkompaktierungen weisen gute Übereinstimmungen zwischen Simulationen und Versuchen auf. Allerdings wird teilweise die

Kompaktierung unter- bzw. überschätzt, ein eindeutiger Trend ist nicht festzustellen. An dieser Stelle besteht Verbesserungsbedarf. Weiterhin wurde mit der Simulation die FVG-Verteilung von einem Saertex X-E-444 mit einem Start-FVG von 49,3 % bestimmt. Die FVG-Verteilung deckt sich mit den Ergebnissen aus der Literatur und ist somit plausibel. Eine prinzipielle Nutzung der Simulation ergänzend zu den Experimenten ist somit denkbar.

Die entwickelten Methoden zur Charakterisierung von Textilien für Faser-Kunststoff-Verbunde können dazu genutzt werden um Imprägnierungsprozesse besser zu verstehen. Die gewonnenen Erkenntnisse können dazu genutzt werden um Imprägnierungsprozesse zu verbessern z. B. um die Zykluszeit zu reduzieren und damit Herstellungskosten zu senken. Hiermit können LCM Herstellungsvarianten für die Serienanwendung attraktiver gemacht werden.

6 Literatur

- [1] D. Becker, Transversales Imprägnierverhalten textiler Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde. Dissertation, 2015.
- [2] M. Neitzel, P. Mitschang und U. Breuer, Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung, 2nd ed. München: Hanser, 2014.
- [3] H. Schürmann, Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden: Mit 39 Tabellen, 2nd ed. Berlin: Springer, 2007.
- [4] AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V, Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen, 4th ed. Wiesbaden, s.l.: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013.
- [5] J. S. Leclerc und E. Ruiz, Porosity reduction using optimized flow velocity in Resin Transfer Molding: Composite Part A, 2008.
- [6] G.-W. Lee und K.-J. Lee, Mechanism of Void Formation in Composite Processing with Woven Fabrics: Polymers and Polymer Composites, 2003.
- [7] S. Caba und M. Koch, Analysis of the resin transfer molding (RTM) process for FRP and its process simulation fundamentals. AIP Conference Proceedings, Volume 1664, Issue 1, 2015.
- [8] H. Darcy, Les Fontaines Publiques de la Ville de Dijon, 1856.
- [9] S. P. Neuman, Theoretical derivation of Darcy's law, Acta Mechanica, 1977.
- [10] C. Gerthsen und D. Meschede, Physik: Mit 1347 meist zweifarbigen Abbildungen, 94 Tabellen, 105 durchgerechneten Beispielen und 1074 Aufgaben mit vollständigen Lösungen und Visualisierungen der Relativitätstheorie auf CD-ROM ; ["die ganze Physik zum 21. Jahrhundert", 23rd ed. Berlin: Springer, 2006.
- [11] S. Drapier, A. Pagot, A. Vautrin und P. Henrat, Influence of the stitching density on the transverse permeability of non-crimped new concept (NC2) multiaxial reinforcements: measurements and predictions: Composites Science and Technology, 2002.
- [12] J. Bear, Dynamics of fluids in porous media, 1972nd ed. New York: Dover, 1988.
- [13] A. Shojaei, F. Trochu, S. R. Ghaffarian, S. M. H. Karimian und L. Lessard, An Experimental Study of Saturated and Unsaturated Permeabilities in Resin

- Transfer Molding Based on Unidirectional Flow Measurements: *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2004.
- [14] M. V. Brusckhe und S. G. Advani, A finite element/control volume approach to mold filling in anisotropic porous media: *Polymer Composites*, 1990.
- [15] G. W. Ehrenstein, *Polymer-Werkstoffe: Struktur - Eigenschaften - Anwendung*, 3rd ed. München: Hanser, 2011.
- [16] D. May et al., In-plane permeability characterization of engineering textiles based on radial flow experiments: A benchmark exercise: *Composite Part A*, 2019.
- [17] M. Bodaghi, P. Simacek, S. G. Advani und N. C. Correia, A model for fibre washout during high injection pressure resin transfer moulding: *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2018.
- [18] Florian Klunker, Gerhard Ziegmann, S Aranda, P Baisch und P Fideu, Axel Siegfried Herrmann, Permeability and compaction models for non crimped fabrics to perform 3D filling simulations of vacuum assisted resin infusion. Conference: FPCM 9, Montréal, Canada, 2008. [Online]. Available: <https://www.fose1.plymouth.ac.uk/sme/fpcm/fpcm09/pdf/pc1/4.pdf>
- [19] D. Becker, M. Brzeski, D. Linster, P. Mitschang, Preform compaction and deformation during through-the-thickness impregnation: *Materials Science*, 2013.
- [20] D. Becker und P. Mitschang, Measurement System for On-Line Compaction Monitoring of Textile Reaction to Out-of-Plane Impregnation: *Composites and Advanced Materials*, 2014.
- [21] M. Matsudaira und H. Qin, Features and Mechanical Parameters of a Fabric's Compressional Property: *The Journal of The Textile Institute*, 1995.
- [22] M. Kabachi, M. Danzi, S. Arreguin und P. Ermanni, Experimental study on the influence of cyclic compaction on the fiber-bed permeability, quasi-static and dynamic compaction responses: *Composite Part A*, 2019.
- [23] M. Kabachi, L. Stettler, S. Arreguin und P. Ermanni, Concurrent characterization of through-thickness permeability and compaction of fiber reinforcements: *Composite Part A*, 2021.

- [24] M. Sandberg et al., Permeability and compaction behaviour of air-texturised glass fibre rovings: A characterisation study: *Journal of Composite Materials*, 2020.
- [25] B. Chen, E. J. Lang und T.-W. Chou, Experimental and theoretical studies of fabric compaction behavior in resin transfer molding: *Material Science & Engineering*, 2001.
- [26] R. Saunders, C. Lekakou und M. Bader, Compression in the processing of polymer composites 1. A mechanical and microstructural study for different glass fabrics and resins: *Composites Science and Technology*, 1999.
- [27] T. Kruckenberg, L. Ye und R. Paton, Static and vibration compaction and microstructure analysis on plain-woven textile fabrics: *Composite Part A*, 2008.
- [28] F. Klunker, M. Danzi und P. Ermanni, 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*, 2015.
- [29] J. Studer et al., Effect of fabric architecture, compaction and permeability on through thickness thermoplastic melt impregnation: *Composite Part A*, 2019.
- [30] K. Terzaghi, R. B. Peck und G. Mesri, *Soil mechanics in engineering practice*, 3rd ed. New York: Wiley, 1996.
- [31] M. Stieß, *Partikeltechnologie*, 3rd ed. Berlin: Springer, 2009.
- [32] R. E. Johnson, R. H. Dettre und D. A. Brandreth, Dynamic contact angles and contact angle hysteresis: *Journal of Colloid and Interface Science*, 1977.
- [33] T.-S. Jiang, O. Soo-Gun und J. C. Slattery, Correlation for dynamic contact angle: Correlation for dynamic contact angle, 1979.
- [34] A. Siebold, M. Nardin, J. Schultz, A. Walliser und M. Oppliger, Effect of dynamic contact angle on capillary rise phenomena: *Colloids and Surfaces A*, 2000.
- [35] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, *VDI-Wärmeatlas: Mit 320 Tabellen*, 11th ed. Berlin: Springer Vieweg, 2013.
- [36] K. J. Ahn, J. C. Seferis und J. C. Berg, Simultaneous measurements of permeability and capillary pressure of thermosetting matrices in woven fabric reinforcements: *Polymer Composites*, 1991.

- [37] G. L. Batch, Y.-T. Chen und C. W. Macoskot, Capillary Impregnation of Aligned Fibrous Beds: Experiments and Model: *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 1996.
- [38] T. S. Lundström, R. Stenberg, R. Bergström, H. Partanen und P. A. Birkeland, In-plane permeability measurements: a nordic round-robin study: *Composite Part A*, 2000.
- [39] G. Francucci, E. S. Rodríguez und A. Vázquez, Study of saturated and unsaturated permeability in natural fiber fabrics: *Composite Part A*, 2010.
- [40] F. D. Dungan und A. M. Sastry, Saturated and Unsaturated Polymer Flows: Microphenomena and Modeling: *Journal of Composite Materials*, 2002.
- [41] S. Drapier, J. Monatte, O. Elbouazzaoui und P. Henrat, Characterization of transient through-thickness permeabilities of Non Crimp New Concept (NC2) multiaxial fabrics: *Composite Part A*, 2005.
- [42] S. Konstantopoulos, H. Grössing, P. Hergan, M. Weninger und R. Schledjewski, Determination of the unsaturated through-thickness permeability of fibrous preforms based on flow front detection by ultrasound: *Polymer Composites*, 2018.
- [43] T. Stöven, F. Weyrauch, P. Mitschang und M. Neitzel, Continuous monitoring of three-dimensional resin flow through a fibre preform: *Composite Part A*, 2003.
- [44] T. Luthy, Three-dimensional permeability measurements based on direct current and ultrasound monitoring techniques, Dissertation, ETH-Zürich, 2003.
- [45] S. H. Ahn, W. I. Lee und G. S. Springer, Measurement of the Three-Dimensional Permeability of Fiber Preforms Using Embedded Fiber Optic Sensors: *Journal of Composite Materials*, 1995.
- [46] A. Yong et al., Out-of-plane permeability measurement for reinforcement textiles: A benchmark exercise: *Composite Part A*, 2021.
- [47] V. H. Hammond und A. C. Loos, 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*, 1997.
- [48] Q. Liu, R. S. Parnas und H. S. Giffard, New set-up for in-plane permeability measurement: *Composite Part A*, 2007.
- [49] S. Bickerton, Characterization and modeling of race-tracking in liquid composite molding processes: *Composites Science and Technology*, 1999.

- [50] S. Bickerton, E. M. Sozer, P. Šimáček und S. G. Advani, Fabric structure and mold curvature effects on preform permeability and mold filling in the RTM process. Part II. Predictions and comparisons with experiments, 2000.
- [51] S. Bickerton, E. Sozer, P. Graham und S. Advani, Fabric structure and mold curvature effects on preform permeability and mold filling in the RTM process. Part I. Experiments: Composite Part A, 2000.
- [52] D. Steenkamer, D. Wilkins und V. Karbhari, The influence of preform joints on the processing of RTM composites: Composites Manufacturing, 1995.
- [53] F. Lionetto, F. Montagna und A. Maffezzoli, Out-Of-Plane Permeability Evaluation of Carbon Fiber Preforms by Ultrasonic Wave Propagation. Basel: Materials, 2020.
- [54] S. Scholz, J. W. Gillespie und D. Heider, Measurement of transverse permeability using gaseous and liquid flow: Composite Part A, 2007.
- [55] D. May et al., Benchmarking virtual permeability predictions of real fibrous microstructure, Thirty-sixth Technical Conference, 2001.
- [56] K. Köhler und H. P. Schuchmann, Emulgiertechnik: Grundlagen, Verfahren und Anwendungen, 3rd ed. Hamburg: Behr, 2012.
- [57] P. Chen, D. Y. Kwok, R. M. Prokop, O. I. Del Rio, S. S. Susnar und A. W. Neumann, Axisymmetric Drop Shape Analysis (ADSA) and its Applications, Studies in Interface Science, 1998.
- [58] Daniel J. O'Meara, JR. und Harold J. Vinegar, Method for determining capillary pressure and relative permeability by imaging, 4,893,504, United States of America 222,878, Jan 16, 1990.
- [59] Ronnie E. Gilliland und La. Daniel R. Maloney, Apparatus and method for measuring relative permeability and capillary pressure of porous rock, 5,297,420, United States of America 64,360, Mar 29, 1994.
- [60] O'Meara D.J., G. J. Hirasaki und J. A. Rohan, Centrifuge Measurements of Capillary Pressure: Part 1-Outflow Boundary Condition: Society of Petroleum Engineers, 1992.
- [61] R. L. Slobod, A. Chambers und W. L. Prehn, Use of Centrifuge for Determining Connate Water, Residual Oil, and Capillary Pressure Curves of Small Core Samples: Journal of Petroleum Technology, 1951.

- [62] R. G. Bentsen und J. Anli, Using Parameter Estimation Techniques To Convert Centrifuge Data Into a Capillary-Pressure Curve: Society of Petroleum Engineers Journal, 1977.
- [63] J. G. Williams, C. E. M. Morris und B. C. Ennis, Liquid flow through aligned fiber beds: Polymer Engineering & Science, 1974.
- [64] K. Ghali, B. Jones und J. Tracy, Experimental Techniques for Measuring Parameters Describing Wetting and Wicking in Fabrics: Textile Research Journal, 1994.
- [65] C. Ravey, E. Ruiz und F. Trochu, Determination of the optimal impregnation velocity in Resin Transfer Molding by capillary rise experiments and infrared thermography: Composites Science and Technology, 2014.
- [66] François, A. E. Fanaei, E. Ruiz und F. Trochu, Experimental characterization by fluorescence of capillary flows in dual-scale engineering fabrics: Textile Research Journal, 2013.
- [67] François, A. E. Fanaei, É. Ruiz und F. Trochu, Experimental Characterization by Fluorescence of Capillary Flows in the Fiber Tows of Engineering Fabrics: Open Journal of Inorganic Non-metallic Materials, 2012.
- [68] H. Ito und Y. Muraoka, Water Transport Along Textile Fibers as Measured by an Electrical Capacitance Technique: Textile Research Journal, 1993.
- [69] P. J. Liotier, M. F. Pucci und S. Drapier, Evaluation by wicking tests of capillary pressure as function of temperature for uncured resins: Konferenzpapier; FPCM14, 2018.
- [70] M. F. Pucci, P.-J. Liotier und S. Drapier, Capillary wicking in a fibrous reinforcement – Orthotropic issues to determine the capillary pressure components: Composite Part A, 2015.
- [71] F. LeBel, A. E. Fanaei, E. Ruiz und F. Trochu, Experimental characterization by fluorescence of capillary flows in dual-scale engineering fabrics: Textile Research Journal, 2013.
- [72] F. Robitaille und R. Gauvin, Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. I: Review of experimental results: Polymer Composites, 1998.
- [73] S. Comas-Cardona, P. Le Grogneq, C. Binetruy und P. Krawczak, Unidirectional compression of fibre reinforcements. Part 1: A non-linear elastic-plastic behaviour: Composites Science and Technology, 2007.

- [74] A. Yong et al., Experimental characterisation of textile compaction response: A benchmark exercise: Composite Part A, 2021.
- [75] D. May, Integrierte Produktentwicklung mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2020.
- [76] G. Gerlach, K. Sager und A. Nakladal, Wie genau messen piezoresistive Sensoren?: Technisches Messen, 1996.
- [77] Kistler Instrumente GmbH, Datenblatt Werkzeuginnendrucksensor für Niederdruck RTM mit Front $\varnothing 9$ mm; Typ 4001A; Stand: 20.09.2021: Stand: 20.09.2021.
- [78] Eddylab GmbH: SM-F18 SERIE | LVDT Induktiver Wegaufnehmer: Konzipiert für den Einbau in Hydraulik-/ Pneumatikzylinder und Ventile. Stand: 27.09.2021.
- [79] B.I.O-TECH e.K: Technisches Datenblatt Ovalradsensor Serie: VZS-007-ALU. Stand: 28.09.2021.
- [80] OLYMPUS CORPORATION: <https://www.olympus-ims.com/de/ndt-tutorials/thickness-gauge/appendices-velocities/>. Stand 30.09.2021.
- [81] Polymer Engineering: Technologien und Praxis; mit 155 Tabellen. Berlin: Springer, 2008.
- [82] K. Schiebold, Zerstörungsfreie Werkstoffprüfung - Ultraschallprüfung. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015.
- [83] Kunststoffe: Eigenschaften und Anwendungen; mit 240 Tabellen, 7th ed. Berlin: Springer, 2008.
- [84] Yannick Bernhard Wolfgang Essig Marc Kreuzbruck, Schnelle Prüfung von CFK-Tragflächen Vorderkanten mit Phased Array Ultraschall: DGZfP-Jahrestagung 2018, 2018.
- [85] KARL DEUTSCH Prüf- und Messgerätebau GmbH + Co KG: <https://www.karldeutsch.de/wpcontent/uploads/2020/03/Schallgeschwindigkeit-in-FI%C3%BCssigkeiten-DE.pdf> Stand: 30.09.2021.
- [86] A.-A. Neagu, I. Nița, E. Botez und S. Geaca, A physico-chemical study for some edible oils properties: Physico-chemical study for some edible oils properties, 2013.
- [87] Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Sensoren in Wissenschaft und Technik: Funktionsweise und Einsatzgebiete, 2nd ed. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 2018.

- [88] SAERTEX GmbH & Co.KG, TECHNISCHES DATENBLATT Art.-Nr. 30007630 Art.-Bezeichnung X-E-444g/m²-1270mm: Stand: 18.12.2021.
- [89] G. Rieber, Einfluss von textilen Parametern auf die Permeabilität von Multifilamentgeweben für Faserverbundkunststoffe. Zugl.: Kaiserslautern, Techn. Univ., Diss., 2011. Kaiserslautern: Inst. für Verbundwerkstoffe, 2011.
- [90] J. Hedderich und L. Sachs, Angewandte Statistik: Methodensammlung mit R, 16th ed. Berlin, Germany: Springer Spektrum, 2018.
- [91] H. A. David, H. O. Hartley und E. S. Pearson, The Distribution of the Ratio, in a Single Normal Sample, of Range to Standard Deviation: Oxford University Press, 1954.
- [92] M. Christmann, Optimierung der Organoblechherstellung durch 2D-Imprägnierung, Dissertation, 2014.
- [93] Huber, U., Maier, M., Flow Behaviour in saturated and unsaturated unidirectional fibre beds-a flow model In: FPCM6, Auckland, 15.-16.07.2002.
- [94] J. Bear, B. Rubinstein und L. Fel, Capillary Pressure Curve for Liquid Menisci in a Cubic Assembly of Spherical Particles Below Irreducible Saturation: Transport in Porous Media, 2011.
- [95] HEXION, Technisches Datenblatt: EPIKOTE™ Resin MGS RIMR 935 and EPIKURE™ Curing Agent MGS RIMH 936, 2022.
- [96] T. Stöven, Beitrag zur Ermittlung der Permeabilität von flächigen Faserhalbzeugen. Zugl.: Kaiserslautern, Techn. Univ., Diss., 2004. Kaiserslautern: Inst. für Verbundwerkstoffe, 2004.
- [97] M. Arnold et al., Kapazitive Messtechnik zur RTM-Prozessüberwachung: Lightweight Design, 2013.
- [98] B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, Out-of-plane capillary pressure of technical textiles: Composite Part A, 2019.
- [99] M. Arnold, Einfluss verschiedener Angusszenarien auf den Harzinjektionsprozess und dessen simulative Abbildung. Zugl.: Kaiserslautern, Techn. Univ., Diss., 2014. Kaiserslautern: Inst. für Verbundwerkstoffe, 2014.
- [100] O. Rimmel, D. May und P. Mitschang, Impact of stitching on permeability and mechanical properties of preforms manufactured by dry fiber placement: Polymer Composites, 2019.

-
- [101] T. Schmidt, D. May, M. Duhovic, A. Widera, M. Hümbert und P. Mitschang, A combined experimental–numerical approach for permeability characterization of engineering textiles, *Polymer Composites*, 2021
- [102] B. Klein, *FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*, 10th ed. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015.
- [103] B. Chen und T.-W. Chou, *Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite molding processes: single-layer deformation*: *Composites Science and Technology*, 1999.
- [104] B. Chen, *Compaction of woven-fabric preforms: nesting and multi-layer deformation*: *Composites Science and Technology*, 2000.

7 Betreute studentische Arbeiten

Peters, Steven: Studie zur Dickenpermeabilität von 3D-Fabrics. IVW-Bericht 18-055, 2018

Collet, Pascal: Evaluierung der Vergleichbarkeit verschiedener Systeme zur Ebenenpermeabilitätsmessung. IVW-Bericht 18-019, 2019

Bashoruz, Ibrahim: Simulative Studie zu hydrodynamischen Kompaktierungseffekten bei einer Imprägnierung in Dickenrichtung. IVW-Bericht 20-023, 2020

Benz, Nikolai: Mechanische Untersuchung und Auslegung einer druckbelasteten Messapparatur mittels Finite-Elemente. IVW-Bericht 20-021, 2021

Friedrichsen, Harry: Entwicklung und Konstruktion einer Vorrichtung zur Druckerzeugung für die Hochdruckimprägnierung von technischen Textilien. IVW-Bericht 21-025, 2021

Dieudonne, Florian: Kompaktierungseigenschaften technischer Textilien: Einzelne Lagen und Stapel mit geringer Lagenanzahl. IVW-Bericht 22-009, 2022

8 Publikationen

Zeitschriften (mit Wissenschaftlicher Qualitätssicherung)

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, "Saturated out-of-plane permeability and deformation metrology of textiles at high levels of injection pressure", *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, 2022

A. Yong, D. May, P. Mitschang, B. Willenbacher und et al., "Out-of-plane permeability measurement for reinforcement textiles: A benchmark exercise", *Composite Part A*, 2021

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, "Metrological Determination of Inhomogeneous Hydrodynamic Compaction During Unsaturated Out of Plane Permeability Measurement of Technical Textiles", *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, 2019

D. May, B. Willenbacher, J. Semar, K.Sharp und P. Mitschang, "Out-of-plane permeability of 3D woven fabrics for composite structures", *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, 2019

D. May, A. Aktas, P. Mitschang, B. Willenbacher und et al., "In-plane permeability characterization of engineering textiles based on radial flow experiments: A benchmark exercise", *Composite Part A*, 2018

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, "Out of Plane Capillary Pressure of Technical Textiles", *Composite Part A*, 2018

Proceedings

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, "Novel measurement system for determining textile behavior during out-of-plane impregnation" *ICCM22 Proceeding*, 2019

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, "Characterization of Out-of-Plane Capillary Pressure of Textiles", *14th FPCM Proceeding*, 2018

B. Willenbacher, A. Kabachi, D. May, P. Mitschang und P. Ermanni, "Flow induced sample deformations in out-of-plane permeability measurement", *ECCM18 Proceeding*, 2018

Poster

B. Willenbacher, D. May, H. Franz und P. Mitschang, "Novel Experimental Approach for a Robust Determination of Out-of-Plane Permeability of Engineering Textiles", 30 Jahre IVW, 2021

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, "Experimental-Simulative Approach for the Measurement of Unsaturated Out-of-Plane Permeability of Engineering Textiles" DGM-Symposium Kaiserslautern, 2019

PR-Berichte

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, „Neuartiger Ansatz zur robusten Bestimmung der Permeabilität von Verstärkungstextilien in Dickenrichtung“, PR-Bericht 2020

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, „Neuartiger Experimentell-Simulativer Ansatz für die Messung der Dickenpermeabilität von Verstärkungsstrukturen“, PR-Bericht, 2018

B. Willenbacher, D. May und P. Mitschang, „Neuartiger Experimentell-Simulativer Ansatz für die Messung der Dickenpermeabilität von Verstärkungsstrukturen“ PR-Bericht, 2017

8 Lebenslauf

Persönliche Daten

Name, Vorname: Willenbacher, Björn
 Geburtsort: Charleville (Queensland Australien)

Schulausbildung

2007 - 2008	Berufsoberschule II Kaiserslautern Fachbereich Technik Abschluss: Fachgebundene Hochschulreife
2006 - 2007	Berufsoberschule I Kaiserslautern Fachbereich Technik Abschluss: Fachhochschulreife
2003 - 2006	BBS T2 Ludwigshafen Abschluss: Technischer Zeichner Maschinen- und Anlagentechnik
1997 - 2003	Realschule Kusel Abschluss: Mittlere Reife
1993 - 1997	Grundschule Hüffler

Studium

2008 - 2016 Mechanical and Process Engineering, Technische Universität Darmstadt

Beruf

2022 – heute	Röchling Automotive Germany SE & Co. KG, Worms, Prozesstechnik
2017 - 2022	Leibnitz Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern, Wissenschaftlicher Mitarbeiter, Verarbeitungstechnik
2003 - 2006	Keiper GmbH & Co. KG, Kaiserslautern, Ausbildung Technischer Zeichner