

Charakterisierung und Simulation der Formfüllung beim Resin Transfer Molding unter Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

der Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Dino Magagnato

geboren am 13.12.1985 in Heppenheim

Tag der mündlichen Prüfung: 20. Dezember 2016

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

Korreferent: Prof. Dr. Paolo Ermanni

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter am Institut für Fahrzeugsystemtechnik, Lehrstuhl für Leichtbautechnologie des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT).

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Frank Henning für die Übernahme des Hauptreferats und für die Möglichkeit zur Promotion. Bei Prof. Dr. Paolo Ermanni bedanke ich mich sehr herzlich für das entgegengebrachte Vertrauen sowie für die Übernahme des Korreferats. Frau Dr.-Ing. Luise Kärger gilt für ihre fachliche und menschliche Unterstützung mein ganz besonderer Dank.

Weiterhin bedanke ich mich bei meinen Kollegen am Lehrstuhl für Leichtbautechnologie des KIT für die offene und gute Arbeitsatmosphäre. Ganz besonders möchte ich mich bei meinem Kollegen Herrn Dipl.-Ing. Alexander Bernath, Herrn Dipl.-Ing. Fabian Schirmaier, Herrn Dipl.-Ing. David Hummelberger und Herrn Dipl.-Ing. Siegfried Galkin bedanken. Ohne ihre fachliche, engagierte Unterstützung und die wertvollen, konstruktiven Diskussionen hätte ich diese Arbeit nicht schreiben können.

Auch meinen Kollegen am Fraunhofer ICT in Pfinztal und am Institut für Produktionstechnik des KIT möchte ich für die gute Zusammenarbeit in vielen gemeinsamen Projekten danken. Den Herren Dr.-Ing. Florian Klunker (damals: ETH Zürich, heute: Huntsman Advanced Materials), M. Eng. Manuel Frey (HTWG Konstanz) danke ich für den intensiven fachlichen Austausch und die interessanten Diskussionen. Ebenso danke ich allen meinen Hilfswissenschaftlern und studentischen Abschlussarbeitern, die mich bei der Umsetzung meiner Ideen und Aufgaben unterstützt haben.

Mein größter Dank gilt meinen Eltern Maritta und Franco sowie meiner Frau Nora, die mir während der Erstellung der Dissertation ausnahmslos zur Seite standen. Sie gaben mir durch ihre unendliche Geduld, ihre permanenten Ermutigungen und durch ihren unerschütterlichen Glauben an meine Fähigkeiten die nötige Unterstützung die Arbeit abzuschließen.

Kurzfassung

Das Resin Transfer Molding (RTM) ist ein Verfahren zur Produktion von faserverstärkten Kunststoffbauteilen. Bei der Fertigung wird ein trockener Faservorformling (Preform) in das RTM-Werkzeug eingelegt und anschließend mit einem aushärtenden Matrixmaterial infiltriert. Nach der Konsolidierung kann das finale RTM-Bauteil entformt werden. Aufgrund der inhomogenen Faserstruktur in der Preform und der sich verändernden Viskosität des Matrixmaterials ist der Strömungsvorgang beim RTM-Verfahren komplex. Dadurch gestaltet es sich als schwierig die physikalischen Wirkzusammenhänge zu erkennen und den Fertigungsprozess geeignet auszulegen. Dies führt in vielen Fällen zu unnötig hohen Drücken im RTM-Werkzeug oder zu einer nicht ausreichenden Imprägnierung und somit zu einer schlechten Bauteilqualität. Zur Verbesserung der Bauteilherstellung können Formfüllsimulationen sehr hilfreich sein.

Ein Ziel dieser Arbeit ist es, die Genauigkeit und Zuverlässigkeit der Formfüllsimulation zu erhöhen, um damit ihren Einsatz zur Auslegung der RTM-Fertigung weiter zu etablieren. Hierfür wurden neue Methoden zur Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur und zur Modellierung von Lufteinschlüssen in der Formfüllsimulation entwickelt. Mithilfe von speziell konzipierten Prüfständen wurde die Prognosegüte der neuen Methoden untersucht und ein Vergleich mit vorhandenen Simulationsmethoden nach dem Stand der Forschung angestellt. Dabei konnte nachgewiesen werden, dass bei Anwendung der neuen Simulationsmethoden eine deutlich bessere Übereinstimmung mit dem Experiment erzielt wird.

Darüber hinaus wurde ein neuartiges Messverfahren zur prozessnahen Bestimmung der Permeabilität der Preform entwickelt. Damit konnte detailliert der Einfluss verschiedener Bindersysteme auf die Permeabilität ermittelt werden. Der Binder dient zur Fixierung der Preform und wird nach industriellem Standard flächig zwischen die Textillagen aufgetragen. Gegenwärtig rückt eine neuartige Technologie namens „Chemical Stitching“ in den Fokus, die eine lokale Applikation des Binders ermöglicht. In dieser Arbeit wurde der Einfluss dieser neuen Technologie auf die Permeabilität der Preform untersucht und diesbezüglich ein Vergleich mit verschiedenen industriell eingesetzten Bindersystemen durchgeführt.

Zusätzlich ist es mit dem neuen Messaufbau erstmalig möglich den Viskositätsverlauf des Matrixmaterials direkt bei der RTM-Fertigung nachzuverfolgen. Dadurch kann der Viskositätsverlauf auch bei starken Temperaturveränderungen oder bei Verwendung von besonders schnell aushärtenden Matrixsystemen gemessen werden. Hierfür sind Standardmessverfahren, wie zum Beispiel die Rotationsrheometrie, nicht geeignet.

Abstract

Resin Transfer Molding (RTM) is a technology for the manufacturing of fiber reinforced parts. During production, a dry fiber preform is placed into a RTM tool and is subsequently infiltrated with a curing matrix material. After consolidation, the final RTM part can be demolded.

Due to the inhomogeneity in the fiber structure of the preform and to the changing viscosity a complex flow behavior occurs during RTM manufacturing. Because of that it is difficult to recognize the physical interactions and to design the molding process. This leads in many cases to unnecessarily high pressures in the mold cavity and due to insufficient impregnation to poor part quality (for example occurring of dry spots). Therefore, flow simulations of the molding process are helpful tools to develop an improved manufacturing concept.

A goal of this work is to improve the accuracy and reliability of the molding simulation and to establish its application for the design of the manufacturing process. Therefore, new methods for considering of the local fiber structure and for modelling of air traps in the molding simulation have been developed. With the help of specially designed test rigs the validity of the new methods is tested and a comparison with available state of the art methods is performed. In these studies, a better agreement between simulation and experiment is reached if the new methods are applied.

In addition to that a new process-oriented approach to measure the preform permeability has been developed. With this new setup, a study to determine the influence of different binder systems to the permeability is conducted. The binder is required for the fixation of the preform and is usually applied planar between the textile layers. Recently a new binder technology called “Chemical Stitching”, which enables a local application of the binder, is set into the focus. In this study its effect to the preform permeability is investigated and compared with standard binder systems.

Furthermore, the new setup enables to track the viscosity profile of the matrix material directly during RTM manufacturing. Thus, it is possible to determine the viscosity behavior of fast-curing matrix materials and for big temperature changes during mold filling. For this cases standard test methods, for example rotational rheometry, are not suitable.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Problemstellung	1
1.2	Motivation und Zielstellung	2
1.3	Aufbau der Arbeit	5
2	Stand der Forschung	6
2.1	Strömungsmechanik bei der RTM-Formfüllung	6
2.2	Experimentelle Bestimmung der Permeabilität	8
2.3	Bestimmung des Viskositätsverhaltens beim RTM-Verfahren	10
2.4	Einfluss der Preformfixierung auf den Formfüllverlauf	11
2.5	Formfüllsimulationen als Teil der RTM-Prozesssimulation	13
2.6	Lasteinleitungselemente im RTM-Verfahren	16
3	Prozessnahe Bestimmung der Permeabilität und des Viskositätsverlaufs	18
3.1	Experimenteller Aufbau	18
3.2	Verwendete Materialien	20
3.3	Bestimmung der Permeabilität	22
3.4	Bestimmung des Viskositätsverlaufs	27
3.5	Schlussfolgerungen	31
4	Einfluss der Bindertechnologie auf die Permeabilität	33
4.1	Fixierung der Preformen mit unterschiedlichen Verfahren	33
4.2	Auswertung der Permeabilitätsmessungen	34
4.3	Analyse der Chemical Stitching Klebepunkte mittels CT	36
4.4	Diskussion	37
4.5	Schlussfolgerungen	39
5	Integration der Formfüllsimulation in eine virtuelle RTM-Prozesskette	41
5.1	CAE-Kette für RTM-Bauteile	41
5.2	Methoden zur Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur	44
5.2.1	Berücksichtigung der lokalen Faserorientierung	46
5.2.2	Berücksichtigung des lokalen Faservolumengehaltes	48
5.3	Einfluss der lokalen Faserstruktur auf das Formfüllergebnis	53
5.3.1	Numerische Analyse des Formfüllverlaufes	54
5.3.2	Experimenteller Aufbau zur Validierung der Simulation	58
5.3.3	Vergleich zwischen Experiment und Simulation	60

5.4	Methoden zur Modellierung von Lufteinschlüssen	62
5.5	Evaluation der Simulationsmethoden zur Modellierung von Lufteinschlüssen	64
6	Umströmung von Lasteinleitungselementen beim RTM-Verfahren	71
6.1	Integration von Insertelementen in das RTM-Verfahren	71
6.2	Analyse der lokalen Faserstruktur mittels Computertomographie	73
6.3	Übertragung der lokalen Faserstruktur in das Simulationsmodell	75
6.4	Experimenteller Aufbau zur Validierung der Simulation	77
6.5	Aufbau des Simulationsmodells	79
6.6	Vergleich zwischen Experiment und Simulation	81
6.7	Schlussfolgerungen	86
7	Zusammenfassung, Diskussion und Ausblick	88
	Abkürzungsverzeichnis	94
	Literaturverzeichnis	95
	Publikationen	105

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Faserverbundwerkstoffe erfreuen sich in der Automobilindustrie, aufgrund ihrer guten mechanischen Eigenschaften bei gleichzeitig geringer Dichte, wachsender Beliebtheit. Um diese Werkstoffe auch für hochbelastete Strukturbauteile einsetzen zu können, sollten die Fasern beim Herstellungsprozess möglichst kontinuierlich verarbeitet werden [1].

Jedoch stellt die Herstellung dieser endlosfaserverstärkten Bauteile im Bereich der Großserienfertigung nach wie vor eine große Herausforderung dar. Meist gestaltet sich die Vorauslegung der Fertigungsprozesse, durch einen Mangel an fundiertem Wissen über das Verhalten dieser komplexen Werkstoffklasse, als schwierig. So kommt es in vielen Fällen zu einer nicht optimalen Prozessführung und zu einem geringen Automatisierungsgrad bei der Fertigung [2]. Eine schlechte Wirtschaftlichkeit aufgrund von langen Fertigungszeiten, hohem Ausschuss und einer unnötigen Überdimensionierung der Bauteile sind die Folge. Durch die guten Möglichkeiten einer Automatisierung und der damit verbundenen Reduktion von Fertigungszeiten, empfiehlt sich das Resin Transfer Molding (RTM) zur Großserienproduktion von endlosfaserverstärkten Strukturbauteilen [3-4]. In Abbildung 1.1 sind die einzelnen Prozessschritte beim RTM-Verfahren schematisch dargestellt.

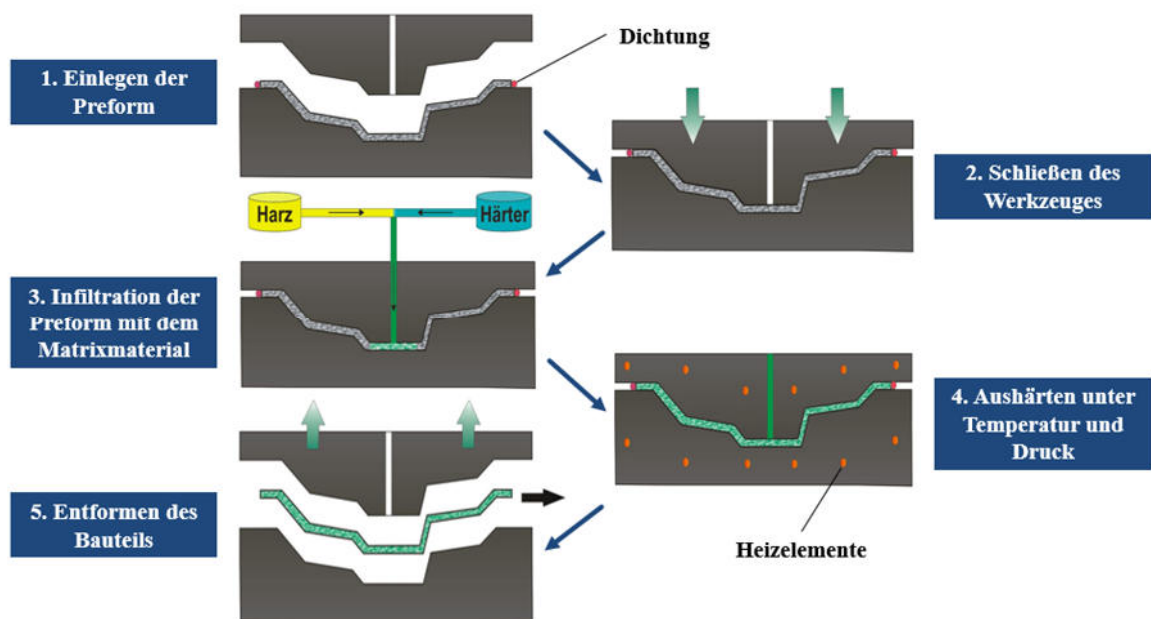


Abbildung 1.1: Ablauf des RTM-Verfahrens

Zunächst werden ungetränkte, textile Faserhalbzeuge zu einem endkonturnahen Faservorformling (Preform) drapiert. Die Preform wird dann in eine geschlossene Werkzeugform gegeben und mit einem duromeren oder thermoplastischen Matrixmaterial infiltriert. Nach der Konsolidierung des Verbundwerkstoffes wird das endkonturnahe Bauteil aus dem Werkzeug entnommen und ist nach einer finalen Nachbearbeitung einsatzbereit. Beim RTM-Verfahren beeinflusst jeder Teilprozess die nachfolgenden Fertigungsschritte sowie die finale Bauteilqualität. In dieser Arbeit wird der Formfüllvorgang betrachtet, der bei optimaler Auslegung und Abstimmung auf den Gesamtprozess in starkem Maße zur Reduzierung der Fertigungszeit beitragen kann.

1.2 Motivation und Zielstellung

Zur Charakterisierung des Formfüllverhaltens ist nach dem Gesetz von Darcy [5] die Kenntnis des Viskositätsverhaltens des injizierten Matrixmaterials und der Permeabilität des textilen Faserhalbzeuges von großer Bedeutung. Konventionelle Messaufbauten zur Messung der Permeabilität nach dem Stand der Forschung [6-7] stellen das RTM-Verfahren in vereinfachter Weise nach. Hierbei sind jedoch nur niedrige Strömungsgeschwindigkeiten und Drücke umsetzbar. Dadurch haben messverfälschende Effekte, die durch die Kapillarwirkung des textilen Faserhalbzeuges entstehen, einen relativ großen Einfluss auf das Messergebnis. Zur experimentellen Charakterisierung des Viskositätsverhaltens werden Rotationsrheometer eingesetzt. Diese stoßen allerdings an ihre Grenzen, wenn besonders schnell aushärtende Matrixsysteme verwendet werden oder wenn der Temperaturverlauf beim RTM-Verfahren sehr komplex ist und somit im Rheometer nur mit unzureichender Genauigkeit nachgebildet werden kann. Ein Ziel der vorgestellten Arbeit ist es deswegen die Genauigkeit bei der Bestimmung der Permeabilität und bei der Charakterisierung des Viskositätsverhaltens durch ein neues prozessnahes Messverfahren [8] zu erhöhen.

Zur Fixierung der Fasern beim Drapierprozess werden in der Praxis unterschiedliche Bindertechnologien verwendet. Aus verschiedenen Vorarbeiten [9-11] geht hervor, dass neben bekannten Einflussfaktoren wie den textilen Parametern [12] des Faserhalbzeuges und dem Faservolumengehalt [13] auch der Binder einen wichtigen Einfluss auf die Permeabilität hat. Ein weiteres Ziel dieser Arbeit ist es deswegen die Auswirkung unterschiedlicher Bindertechnologien auf die Permeabilität [14] systematisch zu untersuchen. Neben bekannten adhäsiven Bindersystemen, die flächig zwischen die

Textillagen appliziert werden, wird auch ein neuartiges Verfahren namens „Chemical Stitching“ [15] untersucht, welches eine lokale Fixierung der Preform ermöglicht.

Für die Auslegung der RTM-Fertigung wird zunehmend auf den Einsatz von Formfüllsimulationen gesetzt, um zeit- und kostenintensive experimentelle Testmethoden zu ersetzen [16-18]. Eine wichtige Bedingung für eine zuverlässige Formfüllsimulation ist die durchgängige Modellierung der kompletten RTM-Prozesskette, bei der alle relevanten Einflüsse aus vorangegangenen Fertigungsschritten berücksichtigt werden [19]. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Simulation des Formfüllprozesses in eine virtuelle Prozesskette (CAE-Kette) [20-22] für das RTM-Verfahren integriert.

Dafür ist es erforderlich, die lokale Verteilung der Faserorientierung und des Faservolumengehaltes aus einer vorangegangenen Drapiersimulation auf das Formfüllsimulationsmodell zu übertragen [23]. Bei Verwendung von Gewebe als textiles Halbzeug ist die Übertragung der lokalen Faserstruktur bereits Stand der Technik [23-24]. Dabei müssen lokale Veränderungen des Scherwinkels durch den Drapiervorgang bei der Berechnung des Faservolumengehaltes und der Permeabilität berücksichtigt werden [25-26]. Wenn unidirektionales Gelege als textiles Halbzeug verwendet wird, ergeben sich andere Herausforderungen. Das Gelege verformt sich bei der Drapierung durch die Abwesenheit von Gewebeknoten und dem daraus entstehenden höheren Freiheitsgrad anders als Gewebe [27-28]. Homogenisierte Materialmodelle in der Drapiersimulation, die bei Gewebe verwendet werden, sind hierfür ungeeignet [27-28]. Deswegen ist entweder eine Modellierung auf Mesoebene [28-29] notwendig, bei der die Faserbündel einzeln abgebildet werden, oder ein homogenisiertes Materialmodell muss die Überlappung von Schub- und Normalverformung geeignet erfassen. Auch die Ermittlung des lokalen Faservolumengehaltes gestaltet sich bei Gelegen schwieriger. Hier kann kein lokaler Scherwinkel definiert werden und die vom Gewebe bekannte Korrelation aus Scherwinkel und Faservolumengehalt [25-26] ist deshalb nicht anwendbar. Ein weiteres Ziel dieser Arbeit ist daher die Entwicklung einer neuen Methode, die es ermöglicht die lokale Verteilung der Faserorientierung und des Faservolumengehaltes aus den Ergebnissen einer mesoskopischen Drapiersimulation in ein Formfüllsimulationsmodell zu übertragen [30].

Am Beispiel eines komplex geformten Demonstratorbauteils wird ein Formfüllsimulationsmodell erstellt, bei dem die lokale Faserstruktur nach dem Drapierprozess mithilfe der neuen Methode berücksichtigt ist. Zur Evaluation der Methode werden die Ergebnisse der Formfüllsimulation sowohl mit experimentell ermittelten Druckmesskurven

als auch mit einer Referenzsimulation verglichen, bei der die Faserstruktur global vorgegeben ist. Für die Prozessschritte nach der Formfüllung sowie für die Bauteilqualität ist es relevant, Kenntnisse über mögliche Lufteinschlüsse zu erlangen. Deswegen ist ein weiteres Ziel dieser Arbeit die Modellierung von Lufteinschlüssen während des Formfüllprozesses. Um diese geeignet abbilden zu können, werden verschiedene Simulationsmethoden zur Modellierung von Lufteinschlüssen untersucht und mithilfe eines experimentellen Prüfstandes evaluiert [31].

Beim RTM-Verfahren ist es sinnvoll, Lasteinleitungselemente direkt bei der Fertigung ins Bauteil zu integrieren [32-33]. Die Lasteinleitungselemente werden dabei in die trockene Preform eingebracht und anschließend beim Formfüllprozess mit dem Matrixmaterial umströmt. Durch diese sogenannte „intrinsische“ Einbringung von Lasteinleitungselementen vereinfachen sich nachfolgende Fügeprozesse mit angrenzenden Bauteilen, was zu einer höheren Wirtschaftlichkeit führt. Jedoch gibt es in der näheren Umgebung der Lasteinleitungsstellen oftmals Probleme mit Lufteinschlüssen bzw. Trockenstellen.

Um ein Verständnis für das Auftreten dieser Fertigungseffekte zu entwickeln, wird die lokale Faserstruktur in der näheren Umgebung des Lasteinleitungselements mittels Computertomographie (CT) analysiert und anschließend auf ein Simulationsmodell übertragen. Dafür wird eine spezielle Schnittstelle zwischen der CT-Analysesoftware und der Simulationssoftware benötigt. Die Validierung der Simulationsmethode erfolgt mit einem speziell entwickelten Prüfstand, der eine optische Erfassung der Fließfront bei der Umströmung der Lasteinleitungselemente ermöglicht. [34]

Kurz zusammengefasst leiten sich folgende übergeordnete Ziele dieser Arbeit ab:

1. Mithilfe eines neuen prozessnahen Messverfahrens soll die Genauigkeit bei Bestimmung der Permeabilität der Preform bei Charakterisierung des Viskositätsverhaltens des Matrixmaterials erhöht werden.
2. Die Weiterentwicklung und Evaluation verschiedener Simulationsmethoden hat das Ziel die Zuverlässigkeit von Simulationsmethoden und deren Anwendbarkeit für die Auslegung des Formfüllprozesses zu verbessern.
3. Durch experimentelle und numerische Untersuchungen verschiedener Fertigungseffekte sollen neue Erkenntnisse über die RTM-Formfüllung gewonnen werden.

1.3 Aufbau der Arbeit

An dieser Stelle wird eine Kurzbeschreibung der nachfolgenden Kapitel angeführt:

In Kapitel 2 werden die bisherigen Arbeiten sowie deren Forschungsschwerpunkte zur experimentellen Ermittlung der Permeabilität und Viskosität, zu Fixierungsmethoden für die Preformherstellung, zur Modellierung der RTM-Formfüllung innerhalb einer durchgängigen virtuellen Prozesskette und zur Integration von Lasteinleitungselementen ins RTM-Verfahren vorgestellt. Darauf aufbauend werden die Forschungsbedarfe als Grundlage für diese Arbeit abgeleitet.

In Kapitel 3 wird ein experimenteller Prüfstand zur prozessnahen Bestimmung der Permeabilität der Preform und zur Charakterisierung des Viskositätsverlaufs des Matrixmaterials bei der Formfüllung vorgestellt und mit anderen Messmethoden verglichen.

Kapitel 4 ermittelt detailliert den Einfluss des Binders auf die Permeabilität. Neben etablierten adhäsiven Systemen, die den Binder flächig zwischen die Textillagen applizieren, gilt die Untersuchung auch dem neuartigen Verfahren des so genannten Chemical Stitching, das eine lokale Applikation des Binders ermöglicht.

Kapitel 5 beschäftigt sich mit der Integration der Formfüllsimulation in eine virtuelle Prozesskette für RTM-Bauteile. Dabei werden Methoden für den Import der lokalen Faserstruktur aus der Drapiersimulation entwickelt und untersucht. Außerdem werden verschiedene Simulationsmethoden zur Modellierung von Lufteinschlüssen evaluiert, deren Kenntnis wichtig für die nachfolgenden Prozessschritte ist.

In Kapitel 6 wird die Umströmung von integrierten Lasteinleitungselementen bei der RTM-Formfüllung numerisch und experimentell untersucht. Dabei wird die lokale Faserstruktur um das Lasteinleitungselement mit einem CT analysiert und anschließend in ein Simulationsmodell übertragen. Mit einem speziell entwickelten Prüfstand erfolgt anschließend die Validierung der Simulationsmethode.

In Kapitel 7 werden die Erkenntnisse aus den Kapiteln 3-6 zusammengefasst und diskutiert inwiefern die in Kapitel 2 definierten Forschungsbedarfe durch die Ergebnisse und Schlussfolgerungen dieser Arbeit gedeckt werden.

2 Stand der Forschung

2.1 Strömungsmechanik bei der RTM-Formfüllung

Die Injektion des Matrixmaterials in die Preform beim RTM-Verfahren wird in vielen Fällen als Strömung eines inkompressiblen Fluides durch ein poröses Grundmedium beschrieben. Einen ersten Ansatz für die Beschreibung dieser Strömung entwickelte Henry Darcy [5] bereits im Jahre 1856, der in empirischen Studien die Sickerströmung von Wasser in Sand untersuchte. Später wurde bekannt, dass das Gesetz von Darcy eine spezielle Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen darstellt. Mitschang et al. [35] beschreiben ausführlich die Verwendung des Darcy-Gesetzes als Grundlage für die Modellierung der RTM-Formfüllung. Aufgrund der geringen Reynoldszahlen bei der RTM-Formfüllung kann von einer schleichenden Strömung ausgegangen werden, bei der die Trägheitskräfte vernachlässigbar gering sind [36]. Mitschang [35] und Bear [37] nennen eine Reynoldszahl von 1 als Obergrenze für die Gültigkeit des Darcy-Gesetzes. Michaeli et al. [38] schätzen, dass die Reynoldszahlen bei der RTM-Formfüllung im Bereich um 0,1 liegen. Zusätzlich wird beim Gesetz von Darcy vereinfacht von einem newtonschen Fluidverhalten ausgegangen. Werden zudem Volumenkräfte (z. B. die Schwerkraft) vernachlässigt, liefert das Gesetz von Darcy einen linearen Zusammenhang zwischen der volumengemittelten Geschwindigkeit \mathbf{v} und dem Druckgradienten ∇p im Fluid:

$$\mathbf{v} = \frac{\mathbf{K}}{\eta} \nabla p \quad (2.1)$$

Wichtige Materialkenngrößen sind hierbei die dynamische Viskosität η [Pa·s] des Matrixmaterials und die Permeabilität \mathbf{K} [m²] des textilen Halbzeuges. Aus (2.1) lässt sich eine weitere Gleichung ableiten, die statt der volumengemittelten Geschwindigkeit \mathbf{v} die tatsächliche Geschwindigkeit $\tilde{\mathbf{v}}$ der Fließfront ermittelt:

$$\tilde{\mathbf{v}} = \frac{\mathbf{K}}{\phi\eta} \nabla p \quad (2.2)$$

Dabei beschreibt ϕ die Porosität des textilen Halbzeuges. Der Faservolumengehalt V_f steht im direkten Zusammenhang (2.3) zur Porosität [6-7]:

$$V_f = 1 - \phi \quad (2.3)$$

Wird das Gesetz von Darcy mit der Gleichung für die Erhaltung der Masse („Kontigleichung“) kombiniert und punktweise eine Sättigung S mit dem Matrixmaterial definiert, ergibt sich die Gleichung von Richards [39]:

$$0 = \frac{dS}{dt} - \nabla \left(\frac{\mathbf{K}(S)}{\eta} \nabla p \right) \quad (2.4)$$

Im durchtränkten Bereich hinter der Fließfront ist die Strömung vollständig gesättigt, d. h. der zeitabhängige Term $\partial S / \partial t$ wird gleich Null und es resultiert die stationäre Gleichung:

$$0 = \nabla \left(\frac{\mathbf{K}}{\eta} \nabla p \right) \quad (2.5)$$

Sind die Parameter \mathbf{K} und η stationär, entspricht (2.5) der Laplacegleichung. Die Gleichung von Richards kann mithilfe von numerischen Methoden, wie Finite-Differenzen, Finite-Elemente (FE), Finite-Volumen (FV) oder Spektralmethoden gelöst werden [40-41]. Für die Berechnung wird von einer strikten Trennung zwischen dem gesättigten und ungesättigten Bereich ausgegangen. Dies ist ein sogenanntes Moving-Boundary-Problem, welches normalerweise eine permanente Neuvernetzung des Rechengebietes erfordert. Um dies zu verhindern und damit die Rechenzeit deutlich zu reduzieren, werden im Rechengebiet sogenannte Kontrollvolumina (KV) definiert, die den Grad der Sättigung S mit Füllfaktoren F beschreiben.

$$S = F = \frac{V_{KV, \text{gefüllt}}}{V_{KV}} \quad (2.6)$$

Die Füllfaktoren liegen dabei zwischen 0 und 1, wobei der Wert 1 eine vollständige Sättigung mit dem Matrixmaterial beschreibt und der Wert 0 zeigt an, dass das Kontrollvolumen noch komplett mit Luft gefüllt ist. Die Lösung der Richards-Gleichung erfolgt meist nach folgendem iterativen Schema:

- Bei der Berechnung wird zunächst nur der bereits gesättigte Bereich betrachtet, um mittels der stationären Richardsgleichung (2.5) eine Lösung für den Druck zu erhalten.
- Anschließend wird mit dem Gesetz von Darcy (Gleichung 2.1) die Fließgeschwindigkeit berechnet.
- Durch Kenntnis der Fließgeschwindigkeit kann die Zeitspanne bis zur kompletten Füllung eines weiteren Kontrollvolumens berechnet werden.
- Durch Kenntnis der Zeitschrittweite und der Fließgeschwindigkeit können in jedem Kontrollvolumen das neu hinzugefügte Flüssigkeitsvolumen ermittelt und damit auch die Füllfaktoren aktualisiert werden.

Diese Schritte werden wiederholt bis alle Kontrollvolumina gefüllt sind. Eine solche Vorgehensweise ist bei der Berechnung der RTM-Formfüllung weit verbreitet und wird bei der Verwendung von finiten Elementen (FE) als kontrollvolumenbasierte FE-Methode (CVFEM) bezeichnet [17-18, 42-44]. Dabei werden sogenannte „nicht-konforme“ finite Elemente (engl. non-conforming finite elements) eingesetzt. Ein Vorteil dieser Elementart ist, dass hiermit die Fließraten an den Elementgrenzen konstant bleiben. Dadurch wird die Massenerhaltung bei der Harzströmung respektiert [44]. Bei Verwendung finiter Volumen anstatt finiter Elemente wird diese Vorgehensweise als „Volume of Fluid“-Methode bezeichnet [45]. Alternativ wird auch die Levelsetmethode [46] eingesetzt. Ein weiterer Ansatz zur Lösung der Richardsgleichung ist das Aufstellen von Druck-Sättigungsbeziehungen $S(p)$. Bekannte Modelle dafür sind zum Beispiel die von van Genuchten [47] oder Corey und Brooks [48]. Jedoch sind die Modelle hochgradig nichtlinear, was vor allem bei ungeeigneter Wahl der Einflussparameter häufig zu Konvergenzproblemen führt. Um eine robuste Simulation auch für komplexe Bauteile zu ermöglichen werden deswegen in dieser Arbeit ausschließlich die CVFEM und die „Volume of Fluid“-Methode verwendet.

2.2 Experimentelle Bestimmung der Permeabilität

Eine wichtige Materialkenngröße für die Formfüllung beim RTM-Verfahren ist die Permeabilität der Preform. Bei der Definition einer makroskopischen Permeabilität wird eine Homogenisierung der Eigenschaften in den Bereichen innerhalb und zwischen den Faserbündeln des textilen Halbzeuges angenommen. Diese bilden zusammen ein zweiskaliges Porennetzwerk. Die Permeabilität \mathbf{K} wird durch einen anisotropen Tensor

zweiter Ordnung wiedergegeben, der die richtungsabhängige Tränkbarkeit des verwendeten Faserhalbzeugs beschreibt [6-7]:

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} K_{xx} & K_{xy} & K_{xz} \\ K_{yx} & K_{yy} & K_{yz} \\ K_{zx} & K_{zy} & K_{zz} \end{bmatrix} \stackrel{HAS}{=} \begin{bmatrix} K_1 & 0 & 0 \\ 0 & K_2 & 0 \\ 0 & 0 & K_3 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

Die Eigenwerte und Eigenvektoren des Tensors beschreiben dabei die Permeabilitätswerte K_1 , K_2 , K_3 bzw. die zugehörigen Richtungen im Hauptachsensystem (HAS). Dabei gibt der Permeabilitätswert K_1 die Richtung mit der besten Tränkbarkeit und K_2 die Richtung mit dem größten Strömungswiderstand in der Ebene an. In der Praxis zeigen die meisten textilen Halbzeuge in der Ebene ein orthotropes Permeabilitätsverhalten, was zu einer ellipsenförmigen Ausbreitung der Fließfront im Falle einer punktförmigen Injektion führt. Die Permeabilität K_3 in Dickenrichtung ist aufgrund der typischerweise eher geringen Bauteildicken beim Einsatz von Faserverbundwerkstoffen meist weniger relevant [36, 49-50], jedoch sollte bei der Auslegung zumindest die richtige Größenordnung abgeschätzt werden.

Zur Ermittlung der Permeabilität gibt es eine Vielzahl von unterschiedlichen Bestimmungsverfahren. Neben experimentellen Messmethoden gibt es auch eine Reihe von theoretischen Modellen [51-54], die die Permeabilität als Funktion des Faservolumengehaltes, des Filamentradius und verschiedenen geometrischen Konstanten beschreiben. Jedoch kommt Rieber [12] zu dem Schluss, dass diese Modelle nur zur qualitativen Erklärung lokal isolierter Strömungseffekte genutzt werden sollten. Für eine quantitative Bestimmung der Permeabilität sollten experimentelle Messmethoden verwendet werden [12]. Alle bisher bekannten experimentellen Messverfahren haben gemeinsam, dass die RTM-Strömung mithilfe eines Ersatzaufbaus nachgebildet wird. Meistens wird dabei anstelle des Harzes ein Ersatzfluid verwendet, bei dem sich die Viskosität während der Messung nur unwesentlich ändert. Die experimentellen Messverfahren können anhand folgender Kriterien eingeteilt werden [6-7]:

- Fließgeometrie (linear, radial)
- Injektionsrandbedingungen (konstanter Druck oder konstanter Volumenstrom)
- Sättigung der Preform vor der Messung (gesättigt, ungesättigt)

Darüber hinaus unterscheiden sich die Messverfahren u. a. in der Wahl des Testfluids oder bei der Detektion der zu messenden Größen. Im Rahmen eines ersten weltweiten Vergleichs zwischen verschiedenen Permeabilitätsmessverfahren im Jahr 2011 [6], wurden Abweichungen von bis zu einer Größenordnung bei Messungen am gleichen Faserhalbzeug mit einem festgelegten Faservolumengehalt festgestellt. Im Rahmen einer zweiten Studie [7] konnten 2014, durch Vorgabe einer einheitlichen Messprozedur mit ausgewählten Randbedingungen [55], die Abweichungen zwischen den Messverfahren auf ca. 20 % reduziert werden. Jedoch ist in der zweiten Studie [7] ausdrücklich erwähnt, dass die Messprozedur von Alms et al. [55] noch keine Norm für die Bestimmung der Permeabilität darstellt, da sich trotz der bisherigen Vorgaben eine unterschiedlich starke Kapillarwirkung ausprägen könnte, und dadurch Abweichungen in den Messergebnissen entstehen. Daher wurde in dieser Arbeit ein neuer Prüfstand entwickelt, der Permeabilitätsmessungen bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten und Drücken ermöglicht, um somit den Einfluss der Kapillarwirkung auf das Messergebnis zu reduzieren.

2.3 Bestimmung des Viskositätsverhaltens beim RTM-Verfahren

Wie in Abschnitt 2.1 erläutert, ist für die Untersuchung des Formfüllverhaltens neben der Permeabilität auch eine möglichst genaue Kenntnis des Viskositätsverhaltens des Matrixmaterials erforderlich. Die Haupteinflussgrößen auf das Viskositätsverhalten des Matrixmaterials beim RTM-Verfahren sind die Temperatur und der Aushärtegrad. Für die experimentelle Charakterisierung des Viskositätsverhaltens werden in der Praxis meist Platte-Platte-Rheometer mit einer axial rotierenden Geometrie eingesetzt [56-57]. Dabei wird das Matrixmaterial in einem engen Messspalt durch die Rotation einer einfachen Scherbelastung ausgesetzt. Aus dem Quotient aus ermittelter Schubspannung τ und der angelegten Scherrate $\dot{\gamma}$ kann die Viskosität ermittelt werden (vgl. (2.3)):

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (2.8)$$

Neben Rotationsrheometern werden zur Messung der Viskosität auch Oszillationsrheometer eingesetzt [58]. Diese messen jedoch nicht die dynamische Viskosität, sondern die komplexe Viskosität. Die komplexe Viskosität ist eher zur

Charakterisierung des Aushärteprozesses geeignet. Ein Vergleich zwischen komplexer und dynamischer Viskosität ist nur möglich, wenn die Voraussetzungen zur Verwendung der Cox-Merz-Beziehung [59] gegeben sind. Dies ist bei typischen RTM-Epoxidharzen nicht immer der Fall. Sowohl die Rotations- als auch die Oszillationsrheometer kommen an ihre Grenzen, wenn besonders schnell aushärtende Matrixmaterialien zu charakterisieren sind. Beide Messverfahren benötigen eine gewisse Vorlaufzeit für die Probenpräparation (ca. 30 Sekunden), da das mehrkomponentige Matrixsystem vor der Messung zunächst homogen vermischt werden muss. Dadurch entstehen bei der Charakterisierung des Viskositätsverhaltens zu Beginn der RTM-Formfüllung größere Abweichungen. Sobald beim RTM-Verfahren ein größerer Unterschied zwischen der Vortemperierung des Matrixmaterials und der Werkzeugtemperatur besteht, ist es schwierig den Temperaturverlauf des Matrixmaterials während der Formfüllung richtig zu erfassen und im Rheometer prozessgetreu nachzustellen.

Eine Alternative zur rein experimentellen Charakterisierung im Rheometer ist daher die Modellierung des Viskositätsverhaltens auf Basis von Kinetikmodellen. Weit verbreitete Kinetikmodelle sind die von Kamal und Sourour [60] und Castro und Macosko [61]. Jedoch ist der experimentelle Aufwand für die Parametrisierung dieser Modelle sehr umfangreich. Henne et al. [62] entwickelte ein vereinfachtes Kinetikmodell, das sich mit wenigen DSC-Messungen parametrisieren lässt. Dieses ist speziell für die Modellierung des Viskositätsverhaltens während der RTM-Formfüllung ausgelegt. Jedoch zeigt sich bei allen Kinetikmodellen bisher noch keine zufriedenstellende Übereinstimmung mit dem Viskositätsverhalten beim RTM-Verfahren [60-62].

In dieser Arbeit wird ein neues Messverfahren zur Bestimmung des Viskositätsverlaufes direkt bei der RTM-Fertigung entwickelt. Durch diesen prozessnahen Ansatz soll die Messgenauigkeit bei der Charakterisierung von schnell aushärtenden Matrixmaterialien verbessert werden. Außerdem können hiermit auch komplexe Temperaturverläufe prozessgetreu nachgestellt werden.

2.4 Einfluss der Preformfixierung auf den Formfüllverlauf

Für die Fixierung der Fasern beim Preforming-Prozess gibt es unterschiedliche Möglichkeiten. Eine Möglichkeit stellt das 3D-Vernähen der Preform dar. Durch das Vernähen kommt es zu Faserondulationen. Diese haben zwar einen positiven Effekt auf die

Permeabilität [63], jedoch entstehen an diesen Stellen dann Reinharzbereiche, die sich negativ auf die mechanischen Eigenschaften auswirken [64].

Eine zweite Möglichkeit zur Preformfixierung ist das Einbringen eines adhäsiven Binders. Bei der Verwendung von Binder entstehen nach Rohatgi et al. [9] und Shih et al. [10] unterschiedliche Auswirkungen auf die Permeabilität, je nachdem wie die Prozessbedingungen bei der Applikation sind. Beim Anlegen einer hohen Temperatur von ca. 300 °C zieht der Binder komplett in die Faserbündel ein. Dies führt zwar zu einer verbesserten Permeabilität [9-10], jedoch entstehen dadurch Poren im Bauteil, die sich wiederum negativ auf die mechanischen Eigenschaften auswirken [10]. Deswegen empfiehlt es sich den Binder bei einer niedrigeren Temperatur von ca. 100 °C zu applizieren, so dass der Binder nicht in die Faserbündel einzieht und zwischen den Textillagen bleibt. Diese Art der Applikation hat jedoch einen negativen Einfluss auf die Permeabilität [9-10]. Estrada et al. [11] bestätigen diese Erkenntnisse am Beispiel eines Epoxid-Binderpulvers.

Neben bekannten adhäsiven Bindersystemen, bei denen der Binder flächig zwischen die Textillagen appliziert wird, gibt es auch neuartige Verfahren, wie zum Beispiel das von Thoma et al. [15] vorgestellte „Chemical Stitching“-Verfahren, das eine lokale Fixierung der Preform ermöglicht. Bei diesem Verfahren wird der Binder punktuell mit einer dünnen Nadelkanüle zwischen die Faserlagen eingebracht. In Abbildung 2.1 ist der Ablauf des „Chemical Stitching“-Verfahrens dargestellt.

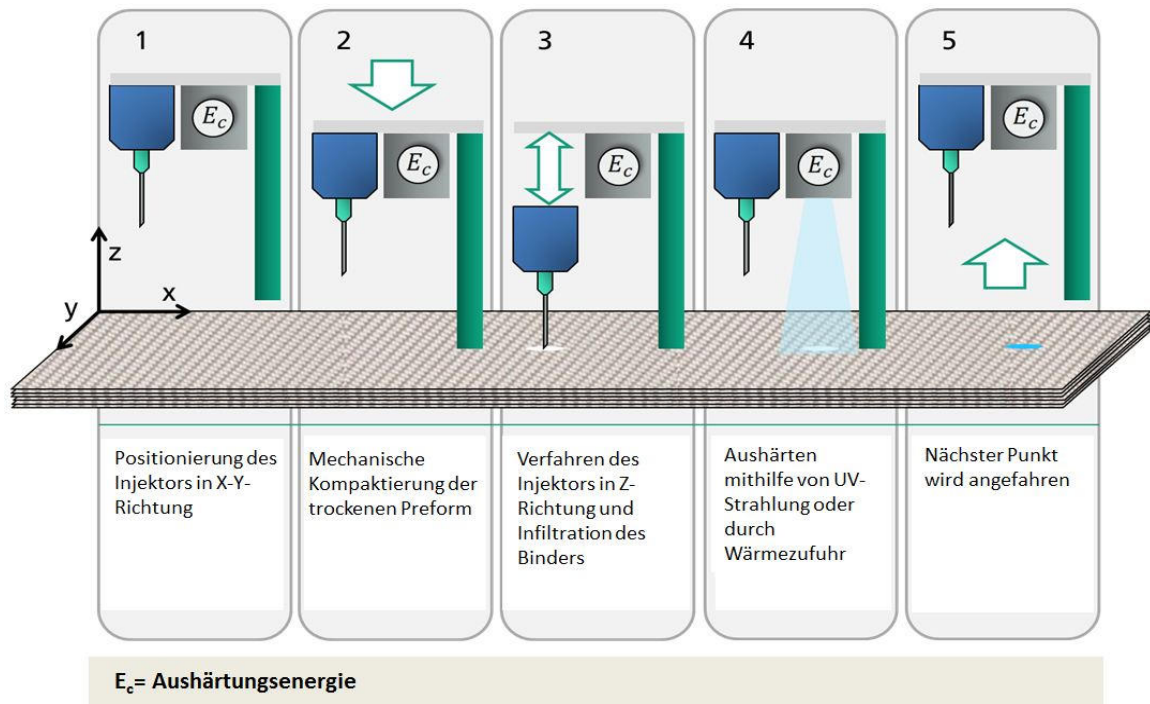


Abbildung 2.1: Ablauf des „Chemical Stitching“-Verfahrens
Aus Magagnato et al. [14]

Thoma et al. [15] konnten zeigen, dass durch die Fixierung mittels „Chemical Stitching“ Faserondulationen weitestgehend vermieden werden und keine negativen Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften des Faserverbundes entstehen. Ein weiterer Vorteil dieses Verfahrens sind die guten Möglichkeiten zur Automatisierung des Verfahrens. Die Auswirkung dieser lokalen Binderapplikation auf die Permeabilität wurde bisher noch nicht untersucht und ist Gegenstand von Kapitel 4 dieser Arbeit.

2.5 Formfüllsimulationen als Teil der RTM-Prozesssimulation

Mithilfe von Fertigungssimulationen kann die Weiterentwicklung des RTM-Verfahrens unterstützt werden [16-18]. Dafür ist es notwendig, die Validität der Simulation sicherzustellen. Eine wichtige Voraussetzung für eine zuverlässige Simulation ist hierbei die durchgängige Modellierung des RTM-Verfahrens mithilfe einer virtuellen Prozesskette, bei der die relevanten Fertigungseffekte zwischen den einzelnen Simulationsschritten ausgetauscht werden [19-22].

Da noch nicht alle relevanten Fertigungseffekte in der Simulation geeignet modelliert werden können, werden virtuelle Prozessketten meist mit experimentellen Messungen

unterstützt. Brauner et al. [65] nutzen beispielsweise Methoden zum Online Prozess-Monitoring, um Informationen über die Positionierung der Faserlagen, der Schichtdicke und der Faserorientierung zu erhalten und nutzen diese dann als Input für thermomechanische Aushärtensimulationen und für mechanische Struktursimulationen.

Für die Formfüllsimulation ist es essentiell, die lokale Faserstruktur nach dem Drapier-Prozess im Simulationsmodell zu berücksichtigen [23-24]. Bei Verwendung von Gewebe als textiles Halbzeug ist dies bereits Stand der Technik. Bickerton et al. [23] verwenden hierfür kinematische Drapiersimulationen in Kombination mit verschiedenen einfachen Krümmungsmodellen. Louis und Huber [24] erweitern diesen Ansatz durch die Verwendung von homogenisierten FE-Modellen für die Drapiersimulation. Dabei muss die durch den Drapiervorgang bedingte lokale Veränderung des Scherwinkels bei der Berechnung des Faservolumengehaltes und der Permeabilität berücksichtigt werden [25-26].

Bei Verwendung von unidirektionalem Gelege, ergeben sich hingegen andere Herausforderungen. Die Faserbündel zeigen hierbei alle in eine Richtung und sind meist nur durch Nähfäden miteinander verbunden. Dadurch ergibt sich ein anderes Drapierverhalten als bei Gewebe [27-28]. Dies wird von homogenisierten Materialmodellen bisher nicht ausreichend präzise nachgebildet [27-28]. Bislang ist deshalb nur eine Modellierung auf Mesoebene möglich, bei der die Faserbündel einzeln erfasst werden [28-29]. Zusätzlich muss bei der Berechnung des lokalen Faservolumengehaltes anders vorgegangen werden, da bei einem Gelege kein lokaler Scherwinkel definiert werden kann. Deswegen können Modelle, die für Gewebe gelten und auf einer Korrelation zwischen Scherwinkel und Faservolumengehalt [25-26] aufbauen, nicht angewendet werden. Bisher ist kein robustes Modell zur Berechnung des lokalen Faservolumengehaltes aus der Drapiersimulation für Gelege bekannt.

Als Ergebnis einer Formfüllsimulation des RTM-Verfahrens sind für die nachfolgenden Schritte der virtuellen Prozesskette, neben der Kenntnis des Fließfront- und Druckverlaufs, auch Informationen über mögliche Lufteinschlüsse, die während der Infiltration entstehen, relevant. Denn Lufteinschlüsse wirken sich negativ auf die mechanischen Eigenschaften und auf das Versagensverhalten von RTM-Bauteilen [66-68] aus. Lufteinschlüsse entstehen durch eine inhomogene Ausbreitung der Fließfront. Eine mögliche Ursache für Inhomogenität der Fließfront ist das unterschiedlich schnelle Fortschreiten der Fließfront in und außerhalb der Faserbündel (der sogenannte „Zwei-Skalen“-Effekt) [69-71]. Je nach

Kapillarität des textilen Halbzeuges kann eine optimale Fließgeschwindigkeit ermittelt werden, bei der dieser Effekt vernachlässigbar gering ist [72]. Falls diese optimale Fließgeschwindigkeit jedoch deutlich unterschritten wird, können größere Lufteinschlüsse (Makroporen) zwischen den Faserbündeln entstehen. In der Praxis wird die optimale Fließgeschwindigkeit aufgrund des Strebens nach immer kürzer werdenden Zykluszeiten (insbesondere beim Hochdruck-RTM) jedoch eher überschritten als unterschritten. Dabei entstehen Mikroporen innerhalb der Faserbündel. Durch Anlegen eines Vakuums am Auslass und durch Nachdrücken beim RTM-Verfahren bis zur Konsolidierung, kann dieser Effekt jedoch deutlich abgeschwächt werden.

Auch bei Einhaltung der optimalen Fließgeschwindigkeit kann es vor allem bei komplexen Bauteilen zu einer stark inhomogenen Fließfrontausbreitung und folglich zu Lufteinschlüssen kommen. Besonders kritisch ist es, wenn sich die Fließfront während der Formfüllung aufteilt. Dies geschieht zum Beispiel beim Umströmen von integrierten Schaumkernen und Lasteinleitungselementen. Die Modellierung von Lufteinschlüssen in der RTM-Formfüllsimulation ist bisher nur eingeschränkt möglich. Bei kommerziell erhältlicher Software (PAM-RTM [73], RTM-Worx [74]) wird die Strömung beim RTM-Verfahren als inkompressible Strömung modelliert, bei der das druckbasierte Fortschreiten des Matrixmaterials auf Basis des Gesetzes von Darcy und der Kontinuitätsgleichung für die Masse berechnet wird.

Bei PAM-RTM wird die kontrollvolumenbasierte Finite-Elemente-Methode (CVFEM) zur Berechnung der Druckverteilung verwendet. Dabei werden „nicht-konforme“ finite Elemente eingesetzt, um die Massenerhaltung zu gewährleisten (vgl. Abschnitt 2.1). Die Kompressibilität der Luft wird hierbei nicht berücksichtigt. Es wird angenommen, dass dieser Einfluss vernachlässigbar ist und dass der Druck an der Fließfront gleich dem Druck an der Absaugung (bzw. Entlüftung) ist. Bei PAM-RTM besteht die Möglichkeit größere, nicht gefüllte Bereiche hinter der Fließfront ab einer gewissen Anzahl von nicht gefüllten Elementen als Lufteinschlüsse zu deklarieren. Der Druck innerhalb dieser Lufteinschlüsse entspricht zunächst dem anfänglichen Druck in der Kavität (vorgegebene Druckrandbedingung am Auslass) und errechnet sich danach aus dem umliegenden Druckfeld im Matrixmaterial. Mit fortschreitender Injektionsdauer steigt somit der Druck innerhalb des Lufteinschlusses an. Dabei wird das ideale Gasgesetz ($p \cdot V = \text{konstant}$) angewendet, um die Kompression des Lufteinschlusses aufgrund des steigenden Druckes abzubilden. [73]

Ein Impulsaustausch zwischen Matrixmaterial und dem detektierten Lufteinschluss ist bei dieser Art der Modellierung bisher nicht möglich. In dieser Arbeit wurde neben der oben erwähnten Methode in PAM-RTM auch eine neue Methode [75] in der Software OpenFOAM [76] untersucht, bei der die RTM-Strömung als kompressible Zweiphasenströmung modelliert wird. Darin wird eine bestehende Methode zur Berechnung von kompressiblen Zweiphasenströmungen [77-78] mit dem Strömungsgesetz von Darcy für die Durchströmung von porösen Medien gekoppelt. Durch diese Art der Modellierung wird angestrebt den Impulsaustausch zwischen der Luft und dem Matrixmaterial bei der RTM-Formfüllung realitätsgetreu nachbilden zu können. Zur Umsetzung und Anwendung der neuen Methode sind in Abschnitt 5.4 weitere Details erläutert.

2.6 Lasteinleitungselemente im RTM-Verfahren

Ein wichtiger Aspekt, der bei der Verwendung von Faserverbundwerkstoffen zum Beispiel im Karosseriebau beachtet werden muss, ist die Fügetechnik. Dabei ist das Ziel eine sichere, möglichst trennbare Verbindung mit geringem Gewicht der Verbindungselemente zu erreichen. Das bei Metallen etablierte und kostengünstige Schweißverfahren ist für Faserverbundbauteile nicht geeignet. Bauteile aus faserverstärktem Kunststoff (FVK) besitzen andere mechanische Eigenschaften als zum Beispiel Stahlbauteile. Deswegen sind Standard-Verbindungselemente für Stahlkonstruktionen meist nicht faserverbundgerecht ausgelegt. Faserverbundwerkstoffe sind zum Beispiel anfällig bei punktueller Lasteinleitung. Beim Einbringen von Bolzenverbindungen werden Verstärkungsfasern getrennt, wodurch sich die mechanischen Eigenschaften des Faserverbundes verschlechtern. Dies ist für nicht hoch belastete Bauteile noch bedingt akzeptabel; bei sehr hoher punktförmiger Beanspruchung wird daher oft ein Schlaufenanschluss umgesetzt, bei dem keine Fasern getrennt werden. Bei dünnwandigen Bauteilen und Blechen aus FVK sind weder Bolzen- noch Schlaufenverbindungen geeignet und es werden häufig Klebungen eingesetzt. Jedoch besteht dabei der Nachteil, dass diese Klebeverbindungen nicht trennbar sind. Außerdem müssen ausreichend große Klebeflächen vorhanden sein. [79]

Zum Fügen von FVK-Bauteilen werden deshalb gerne metallische Lasteinleitungselemente in Form von Inserts eingesetzt. Diese bestehen aus einer Fußplatte und einem Stehbolzen. Die Inserts variieren dabei nach Art der Fußplatte (rechteckig, rund, mit/ohne

Aussparungen) und nach Art der Verbindung (Gewindebolzen, Gewindebuchse, Nagel, Stift, Mutter). Bei Fertigungsverfahren mit diskontinuierlicher Faserverstärkung, wie zum Beispiel dem Sheet Moulding Compounding (SMC), sind Inserts bereits in einer Serienanwendung etabliert [80].

Bei Fertigungsverfahren mit kontinuierlicher Faserverstärkung, wie zum Beispiel dem RTM-Verfahren, können die Inserts bereits beim Preforming in das textile Halbzeug integriert werden. Anschließend werden die Inserts bei der Formfüllung vom aushärtenden Matrixmaterial umströmt. Durch diese „intrinsische“ Einbringung der Inserts entfallen zeit- und kostenintensive Nachbearbeitungsschritte die bei einer nachträglichen (extrinsischen) Einbringung von Lasteinleitungselementen erforderlich sind [81].

Bisher gibt es zum Einsatz von Inserts im RTM-Verfahren hauptsächlich strukturmechanische Untersuchungen. Biegeversuche von Schürmann et al. [82] ergeben, dass die Inserts weit vor dem CFK Laminat versagen. Vor allem die Schweißnaht zwischen Stehbolzen und Fußplatte stellt sich hierbei als Schwachpunkt heraus [82]. Gebhardt et al. [83] untersuchten verschiedene Belastungsarten und fanden heraus, dass der Kopfzug die kritischste Belastungsart für die Insertverbindung ist. Außerdem konnten Gebhardt et al. zeigen, dass Oberflächenbehandlungen [84] und eine geeignete Wahl der Insertgeometrie [33] einen positiven Einfluss auf die mechanischen Verbindungseigenschaften haben.

Neben der strukturmechanischen Optimierung der Insertverbindung ist auch eine strömungsmechanische Optimierung in Hinblick auf die RTM-Formfüllung erstrebenswert. Ferret et al. [32] untersuchten erstmals simulativ verschiedene Injektionsstrategien zur Umströmung von Inserts. Das Ziel hierbei war es, die Formfüllzeit richtig abzuschätzen und durch eine geeignete Wahl der Injektionsstrategie zu reduzieren. Um auch lokale Fertigungseffekte, wie zum Beispiel Luftpfeifen, die bei Umströmung der Inserts oftmals auftreten, abbilden zu können, bedarf es jedoch eines detaillierteren Simulationsmodells. Hierfür muss die lokale Faserstruktur in der näheren Umgebung der Inserts in der Simulation berücksichtigt werden. Dies ist im Simulationsmodell von Ferret et al. [32] nicht implementiert. In dieser Arbeit wurde eine neue Methode entwickelt, die es ermöglicht die lokale Faserstruktur um das Insertelement im Simulationsmodell für die Formfüllung zu berücksichtigen. Dafür wurde die lokale Faserstruktur mithilfe von Computertomographien analysiert und anschließend mit einem speziellen Konvertierungstool [85] in das Simulationsmodell übertragen.

3 Prozessnahe Bestimmung der Permeabilität und des Viskositätsverlaufs

In diesem Kapitel wird die Entwicklung eines speziellen RTM-Prüfstands beschrieben, mit dem es möglich ist, die Permeabilität der Preform und das Viskositätsverhalten der Matrix direkt beim Fertigungsprozess zu ermitteln. Dies stellt eine sehr prozessnahe Charakterisierung des Permeabilitäts- und Viskositätsverhaltens sicher. Die wesentlichen Ergebnisse, die in diesem Kapitel vorgestellt werden, sind im folgenden Journalartikel veröffentlicht:

Magagnato, D.; Henning, F.: "Process-oriented determination of preform permeability and matrix viscosity during mold filling in resin transfer molding", Materials Science Forum, 2015, Volumes 825-826, S. 822-829.

Copyright © 2015 Trans Tech Publications Ltd, Schweiz.

3.1 Experimenteller Aufbau

Der Prüfstand besteht im Wesentlichen aus einem Unter- und Oberwerkzeug, die zusammengesetzt eine plattenförmige Kavität mit den Abmessungen 540 mm x 200 mm x 2 mm erzeugen. In der Kavität befindet sich die zu untersuchende Preform in die mithilfe eines Drucktopfes ein Testfluid injiziert wird. Bei Verwendung eines reaktiven Matrixmaterials erfolgt die Injektion mit einer Misch- und Dosieranlage der Firma Tartler GmbH (Handelsname: Nodopur VS RTM). Das Ober- und Unterwerkzeug sind aus Stahl gefertigt und haben eine ausreichende Dicke von 100 mm, um eine unzulässig hohe Verformung des Prüfstandes beim Injektionsprozess zu verhindern.

Um den Formfüllvorgang in der Kavität zu erfassen, sind spezielle Quarzdrucksensoren vom Typ MTPS 7868-STS der Firma FOS Messtechnik GmbH im Oberwerkzeug integriert. Die Drucksensoren sind zusätzlich mit einem integrierten Thermoelement versehen, um den zeitlichen Verlauf der Temperatur aufzunehmen. Die Sensoren sind im oberen Werkzeug eingebracht und schließen bündig mit der Kavitätsoberfläche, so dass es zu keiner zusätzlichen Kompression der Preform aufgrund der Sensoren kommt. Die Signale der Sensoren werden mittels eines Messverstärkers vom Typ pT-Amplifier-7Ch-S (Hersteller: FOS Messtechnik GmbH) und einer Messkarte vom Typ NI 9205 (Hersteller:

National Instruments Germany GmbH) auf einen Computer übertragen. Um die notwendige Schließkraft zu erreichen, wird das Werkzeug in eine hydraulische Presse mit einer maximalen Presskraft von 3000 Kilonewton installiert. Damit wird verhindert, dass sich das Werkzeug bei der Injektion öffnet. Die Presse ist bis maximal 200 °C beheizbar. In Abbildung 3.1 ist der komplette Prüfstand dargestellt.

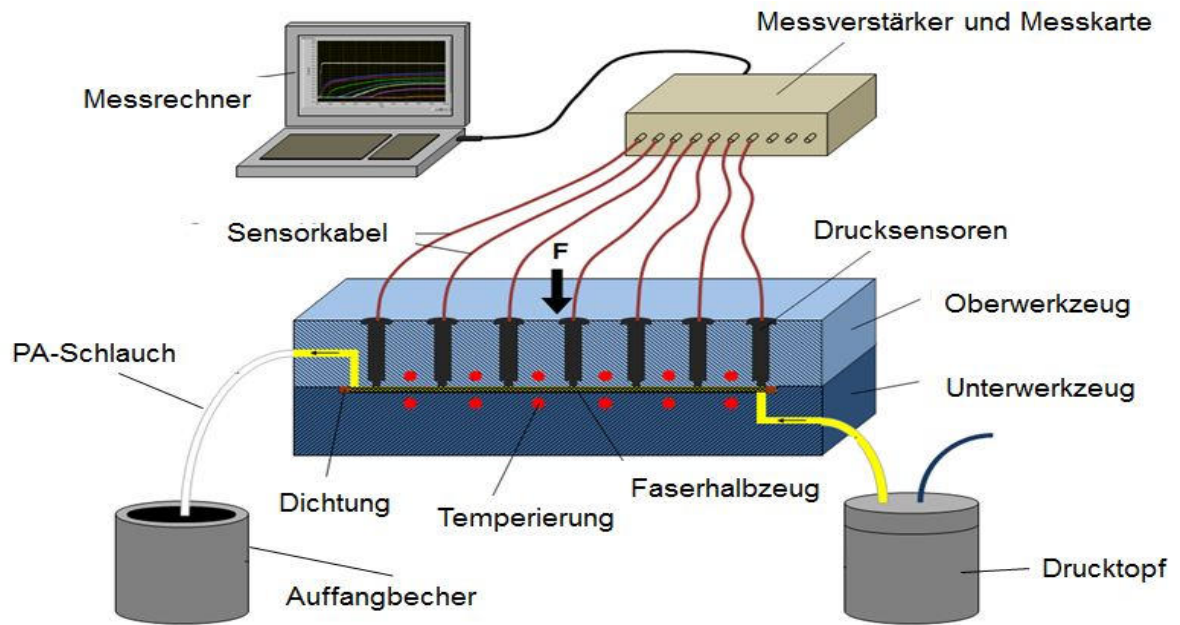


Abbildung 3.1: RTM-Prüfstand zur Bestimmung der Permeabilität und Viskosität
Aus Magagnato et al. [8]

Durch eine Veränderung der Kavitätshöhe h und durch eine Variation der Lagenanzahl n in der Preform, ist es möglich den Faservolumengehalt bei der Messung einzustellen. Die Variation der Kavitätshöhe wird durch den Einsatz verschiedener Abstandsplatten zwischen Unter- und Oberwerkzeug realisiert. Der Faservolumengehalt V_f kann mit folgender Formel, unter Kenntnis des Flächengewichts des Textils G_0 und der Dichte des Fasermaterials ρ_f berechnet werden [6-7]:

$$V_f = \frac{n \cdot G_0}{\rho_f \cdot h} \quad (3.1)$$

3.2 Verwendete Materialien

Für die Demonstration des Prüfstandes werden in dieser Arbeit zwei unterschiedliche Fluide verwendet. Das erste Fluid ist ein handelsübliches Epoxidharz der Firma Sika AG. Dieses besteht aus einer Harz- (Handelsname: Sika Biresin[®] CR170) und einer Härter-Komponente (Handelsname: Biresin[®] CH150-3). In Abbildung 3.2 sind die Viskositätsverläufe der reaktiven Harz-Härter-Kombination für unterschiedliche Temperaturen dargestellt. Die Viskositätsverläufe sind hierbei mit einem Rotationsrheometer des Typs MCR501 (Hersteller: Anton Paar) am Fraunhofer ICT in Pfinztal ermittelt worden.

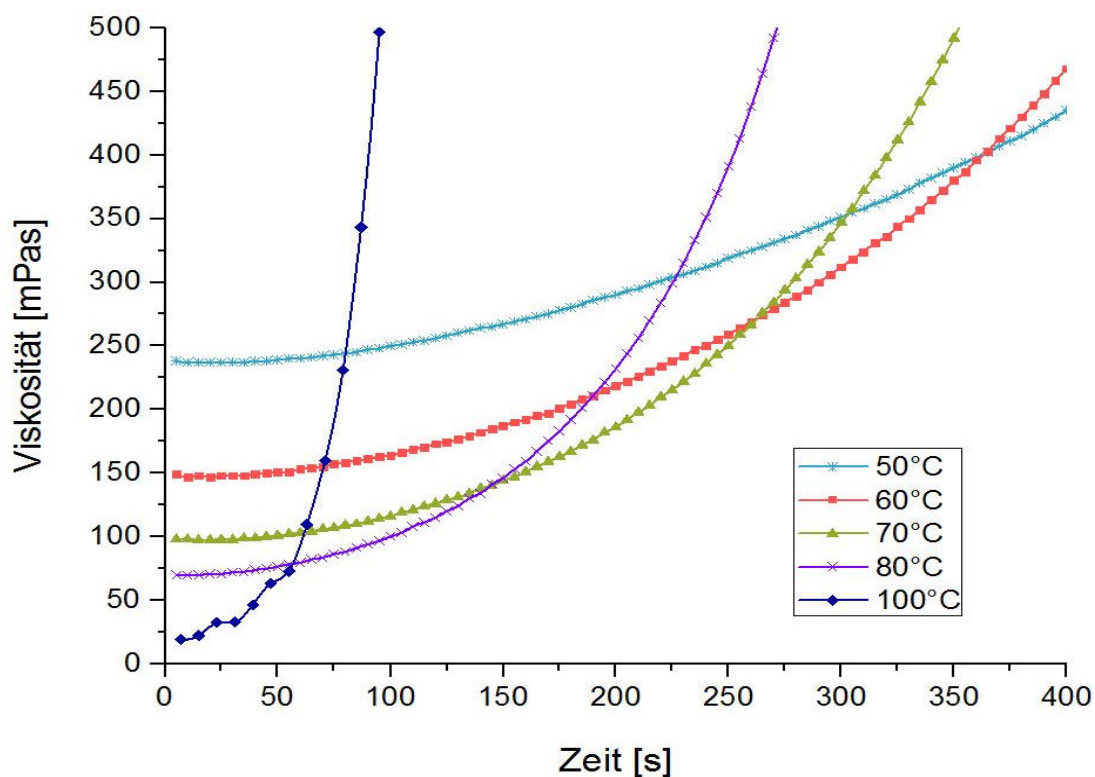


Abbildung 3.2: Viskositätsverlauf Sika Biresin[®] CR170 + CH150-3
Aus Magagnato et al. [8]

Als Test-/Ersatzfluid für Epoxidharz wird zusätzlich ein Alkansulfonsäurephenylester (Handelsname: Mesamoll, Hersteller: Lanxess AG) verwendet. Mesamoll ist im Gegensatz zum Harzsystem nicht reaktiv und hat eine konstante Viskosität bei Raumtemperatur. Deswegen eignet sich zur reinen Permeabilitätsmessung Mesamoll besser als Epoxidharz, da bei konstanter Viskosität des Fluides der Fokus der Messung exklusiv auf die Charakterisierung der textilen Preform gelegt wird. Außerdem ist der experimentelle

Aufwand mit Mesamoll geringer. Um den Einfluss von Schwankungen der Raumtemperatur während der Permeabilitätsmessungen zu reduzieren, wurde das temperaturabhängige Viskositätsverhalten von Mesamoll, siehe Abbildung 3.3, ebenfalls mit dem MCR501 Rotationsrheometer ermittelt. Während der Permeabilitätsmessungen wurde der Temperaturverlauf mit den Sensoren aufgezeichnet und im späteren Auswertalgorithmus berücksichtigt.

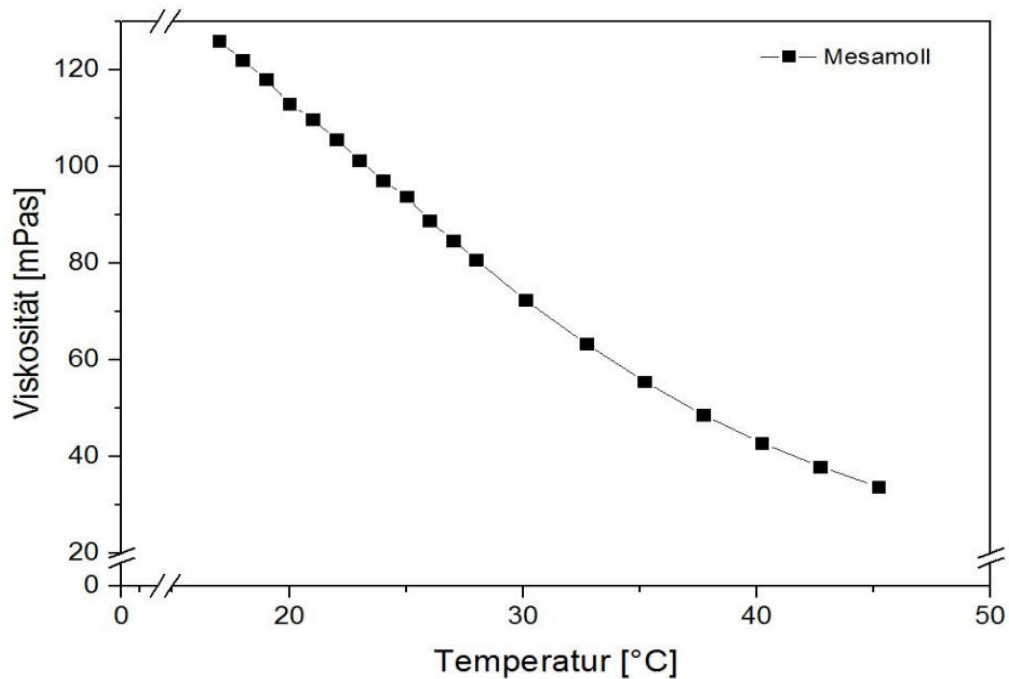


Abbildung 3.3: Viskosität von Mesamoll bei unterschiedlicher Temperatur

Aus Magagnato et al. [8]

Mesamoll hat näherungsweise ähnliche fluidmechanische Eigenschaften bei Raumtemperatur (RT) wie Epoxidharz unter Standard-RTM Prozessbedingungen (ca. 80 °C). Normalerweise wird Silikonöl als Testfluid für Epoxidharz verwendet [6-7]. Für den RTM-Prüfstand eignet sich Mesamoll hingegen besser, da dieser sowohl mit Testfluiden als auch mit reagierendem Epoxidharz betrieben wird und die chemische Verträglichkeit beider Fluide zueinander sehr gut ist. Wie aus Tabelle 3.1 ersichtlich, ist die Übereinstimmung der fluidmechanischen Kennwerte von Mesamoll und Epoxidharz sogar etwas besser als mit Silikonöl, besonders wenn man die Oberflächenspannung der Fluide vergleicht. Die Oberflächenspannung ist ein wichtiger Parameter für die Ausprägung von Kapillareffekten während der Formfüllung. Der Einfluss der Kapillarwirkung beim RTM-Verfahren ist besonders bei niedrigen Strömungs-

geschwindigkeiten relevant. Als Faserhalbzeug wird das unidirektionale Gelege „U-C-PB-336“ der Firma SAERTEX GmbH & Co. KG mit einer Toray T620 Kohlenstofffaser verwendet. Das Gelege hat ein Flächengewicht von 336 g/m² pro Lage inklusive 8 g/m² Binderpulver.

Tabelle 3.1: Fluidmechanische Kennwerte der untersuchten Fluide [8]

Handelsname	Chemische Bezeichnung	Dichte [g/cm ³]	Viskosität [mPas]	Oberflächen-spannung [mN/m]
Mesamoll	Alkansulfonsäurephenylester (C10-C21)	1.04**	103 (RT)*	35**
Epoxidharz Biresin [®] CR 170	Bisphenol-A-Epichlorhydrinharz	~1.14**	102 (80 °C)**	45-60 [86]***
Silikonöl 100 cSt	Polydimethylsiloxane	1.0**	96.4 (RT) [71]***	20.9 [71]***

* gemessen, ** Herstellerangaben, *** Literaturwerte

3.3 Bestimmung der Permeabilität

Für die Permeabilitätsmessungen wird das Tesfluid Mesamoll mithilfe eines Drucktopfes über einen Linienanguss in die Kavität gepumpt. Die Injektion erfolgt bei Raumtemperatur und mit einer konstanten Druckdifferenz von mindestens 5 bar. Damit wird eine hohe Strömungsgeschwindigkeit sichergestellt und der Einfluss von Kapillareffekten begrenzt. In Abbildung 3.4 sind die Positionen der neun integrierten Sensoren dargestellt. Die Auswertung der Permeabilität erfolgt mit sieben Sensoren, die im mittleren Korridor der Platte platziert sind. Um zu gewährleisten, dass die Fließfront homogen ist, sind zwei weitere Sensoren (S2b und S5b) an den Außenseiten der Platte eingebaut. Aufgrund der speziell dimensionierten Faserklemmung und Abdichtung kann ein Voreilen der Fließfront am Rand, das sogenannte „race-tracking“ [87-88], weitestgehend verhindert werden. Auf der rechten Seite der Abbildung 3.4 ist ein repräsentativer Druckverlauf der Sensoren dargestellt. Zur Berechnung der Permeabilität wird der experimentell ermittelte Druckverlauf mit einer analytischen Lösung der Darcy-Gleichung für den gewählten Spezialfall einer eindimensionalen Plattenströmung mit Linienanguss verglichen.

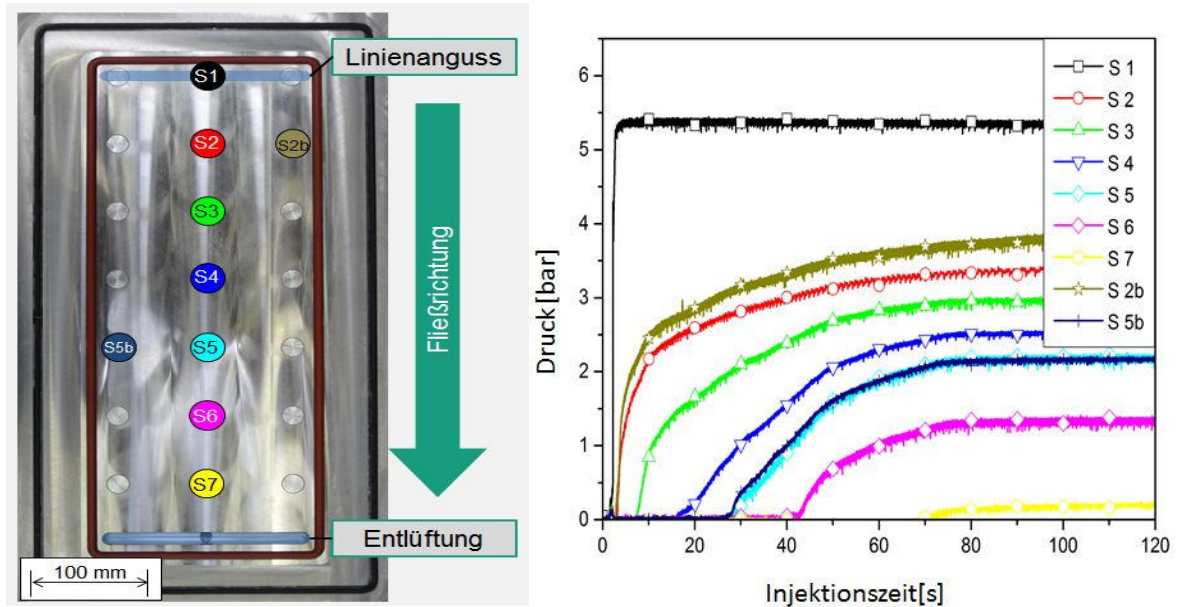


Abbildung 3.4: Positionierung der integrierten Sensoren

links: Draufsicht oberes Werkzeug, rechts: Druckverlauf der Sensoren
 Aus Magagnato et al. [8]

Zur Herleitung der analytischen Lösung wird zunächst das Druckprofil p im Fluid betrachtet. L ist hierbei die zu durchströmende Länge der Kavität, während $x_f \in [0, L]$ die Position der Fließfront darstellt. Unter Annahme einer konstanten Permeabilität und Viskosität kann hierfür die Laplace-Gleichung, vgl. Abschnitt 2.1, in eindimensionaler Form verwendet werden:

$$\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} = 0 \quad (3.2)$$

Durch zweimaliges Integrieren der Gleichung (3.2) resultiert daraus ein lineares Druckprofil mit:

$$p(x) = a_1 x + a_2 \quad (3.3)$$

Dabei wird vereinfacht angenommen, dass der Einfluss der Luft auf die Strömung zu vernachlässigen ist und dass der Druck an der Fließfront gleich dem Druck an der Absaugung ist ($p(x_f) = p_f$). Bei Annahme eines konstanten Angussdruckes ($p(0) = p_0$) folgt:

$$p(x) = p_0 - \frac{p_0 - p_f}{x_f} x \quad (3.4)$$

Wird die Gleichung (3.4) in die um die Porosität erweiterte Gleichung von Darcy (2.2) eingesetzt, ergibt sich:

$$\frac{dx_f}{dt} = \tilde{v} = -\frac{K_x}{\phi\eta} \cdot \frac{p_f - p_0}{x_f} \quad (3.5)$$

Durch Integration und Umstellung der Gleichung (3.5) folgt:

$$K_x = \frac{x_f^2(t) \cdot \phi \cdot \eta}{2 \cdot (p_0 - p_f) \cdot t(x_f)} \quad (3.6)$$

Zur Ermittlung der Permeabilität werden aus den experimentell ermittelten Druckkurven (vgl. Abbildung 3.4) die Zeitpunkte bestimmt, an denen die Fließfront die einzelnen Sensoren erreicht ($x_f = x_s$, $p_s = p_f$). Die Permeabilität an jedem Sensor kann dann wie folgt berechnet werden:

$$K_{x,s} = \frac{x_s^2(t) \cdot \phi \cdot \eta}{2 \cdot (p_0 - p_f) \cdot t(x_s)} \quad (3.7)$$

Hierbei bezeichnen p_0 den Angussdruck, p_s den Druck am Sensor, $t(x_s)$ die Ankunftszeit der Fließfront am Sensor und x_s den Abstand des Sensors vom Anguss. Die resultierende Permeabilität der eingelegten Preform in Fließrichtung wird dann durch eine Mittelung über alle Sensoren bestimmt. Wie bereits in Abschnitt 2.2 beschrieben, handelt es sich bei der Permeabilität um eine tensorielle, richtungsabhängige Größe. Für anisotrope, flächige textile Strukturen breitet sich die Harzfront bei der Imprägnierung ellipsenförmig aus und führt somit auch zu einer ellipsenförmigen Verteilung der Permeabilitätswerte (siehe Abbildung 3.5).

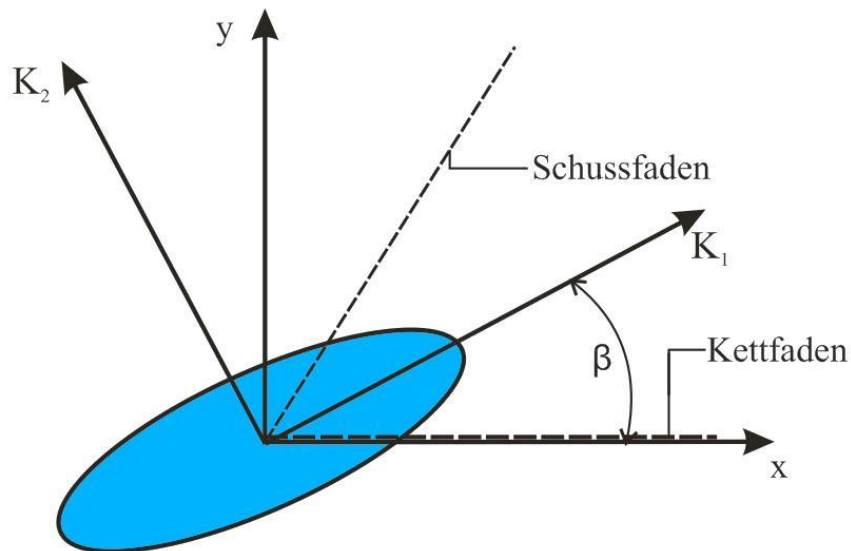


Abbildung 3.5: Permeabilitätsellipse am Beispiel eines Gewebes

Zur eindeutigen Beschreibung der Ellipse müssen ihre beiden Halbachsen, die in dem Fall K_1 und K_2 entsprechen, und die Orientierung der Ellipse in der Ebene bekannt sein (z. B. mithilfe eines Orientierungswinkels β). Für die Bestimmung der Größen K_1 , K_2 und β sind mit dem vorgestellten eindimensionalen Messaufbau in der Regel Permeabilitätsmessungen in drei unterschiedlichen Richtungen erforderlich.

Für unidirektionale Gelege kann vereinfacht angenommen werden, dass die Permeabilität K_1 in Faserrichtung am besten und senkrecht zur Faser K_2 am schlechtesten ist [73]. Daher ist die Orientierung der Ellipse in dem Fall (vgl. Abbildung 3.6) vorher bekannt und Messungen in zwei verschiedene Richtungen sind ausreichend.

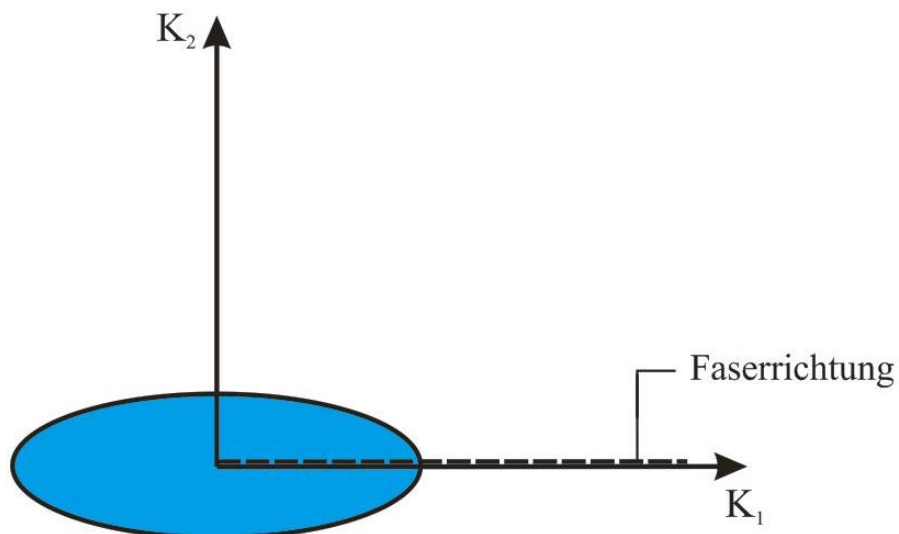


Abbildung 3.6: Permeabilitätsellipse bei einem unidirektionalen Gelege

Die Permeabilität des untersuchten unidirektionalen (UD) Geleges der Firma SAERTEX GmbH & Co. KG (vgl. Abschnitt 3.2) wird mit dem vorgestellten Prüfstand für vier unterschiedliche Faservolumenanteile ermittelt. Zur statistischen Absicherung werden für jeden Messpunkt jeweils vier Messungen durchgeführt. In Abbildung 3.7 sind die Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen dargestellt. Die Messergebnisse zeigen, dass die Permeabilität des untersuchten Geleges stark von der Faserorientierung und vom Faservolumenanteil abhängig ist. In Faserrichtung ist die Permeabilität deutlich besser als senkrecht zur Faser. Außerdem verschlechtert sich die Permeabilität mit steigendem Faservolumenanteil deutlich. Die Standardabweichung liegt im Bereich von 10 %, was etwas besser ist als der durchschnittliche Schwankungsbereich von Permeabilitätsmessungen [6-7].

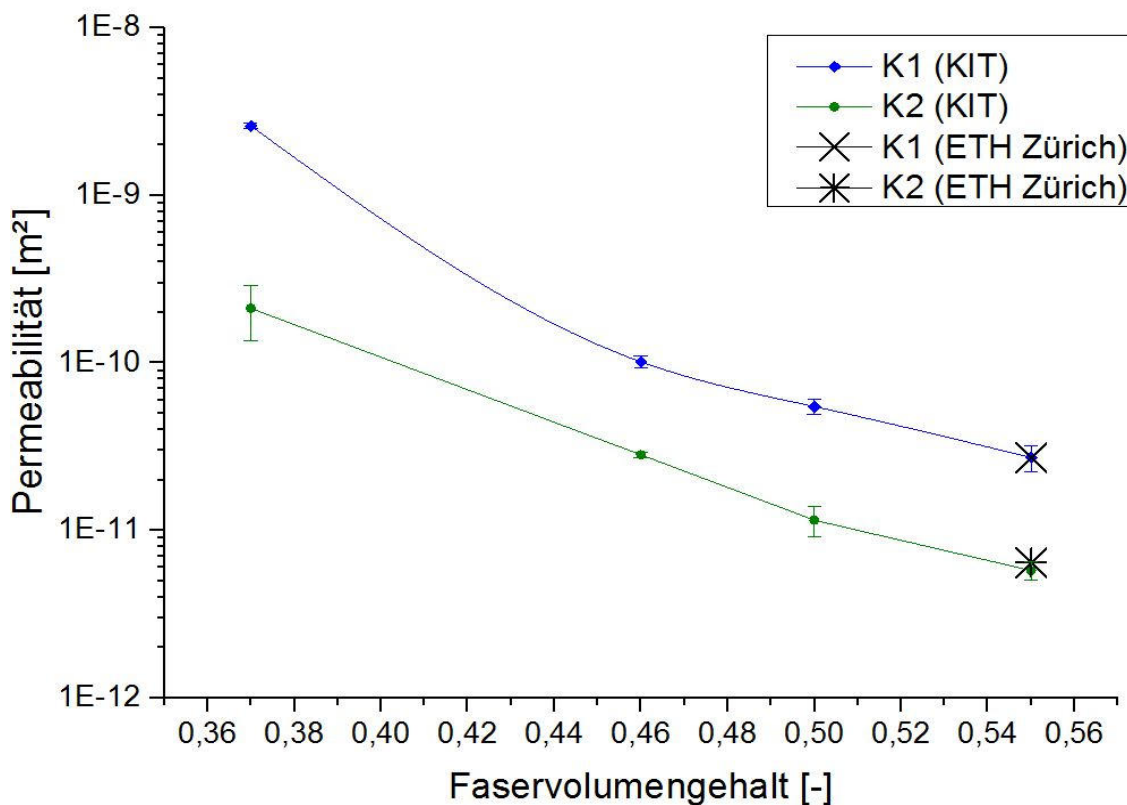


Abbildung 3.7: Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen eines UD-Geleges
Aus Magagnato et al. [8]

Die zwei schwarzen Kreuze in Abbildung 3.7 sind Referenzmessungen mit einem etablierten Prüfstand am Institut für Design, Materialien und Fabrikation der ETH Zürich, dessen Validität im zweiten Permeabilitätsbenchmark [7] 2014 nachgewiesen wurde. Die Übereinstimmung der Messergebnisse beider Prüfstände ist sehr gut.

3.4 Bestimmung des Viskositätsverlaufs

Wenn die Permeabilität des textilen Halbzeuges bekannt ist, kann mit dem entwickelten Prüfstand auch der Viskositätsverlauf der Matrixkomponente während der Formfüllung nachverfolgt werden. Zur Demonstration wird hierfür das in Abschnitt 3.2 vorgestellte Epoxidharzsystem von Sika untersucht, das mit der Misch- und Dosieranlage der Firma Tartler unter einem konstanten Volumenstrom ins Messwerkzeug gepumpt wird (siehe Abbildung 3.8). Das Harzsystem wird dabei in der Misch- und Dosieranlage auf 60 °C vorgeheizt, während das Messwerkzeug auf 100 °C temperiert ist.

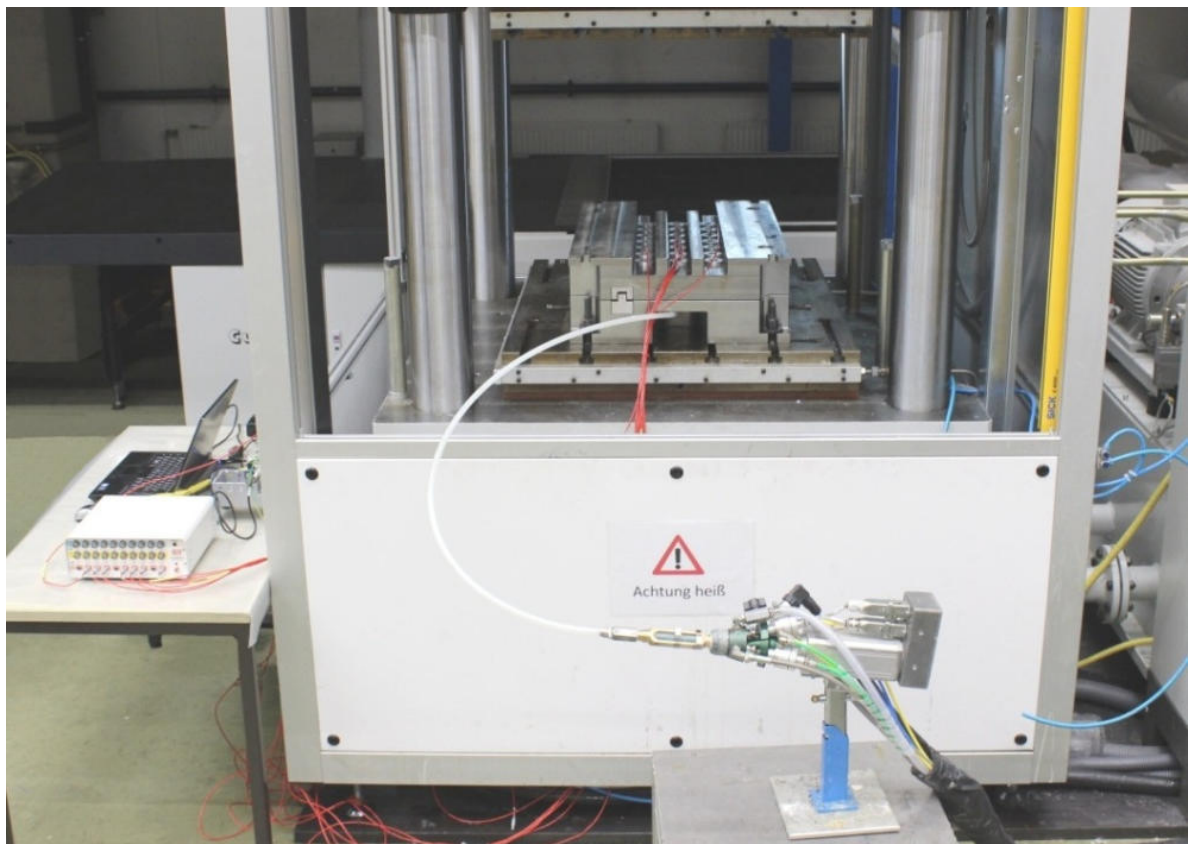


Abbildung 3.8: RTM-Prüfstand bei Injektion eines Epoxidharzes
Aus Magagnato et al. [8]

In Abbildung 3.9 ist ein repräsentativer Druckverlauf der Sensoren bei einer Injektion mit Epoxidharz unter konstantem Volumenstrom dargestellt. Um eine möglichst homogene Formfüllung sicherzustellen, wird das verwendete UD-Gelege der Firma Saertex hierbei in 90 Grad Richtung durchströmt.

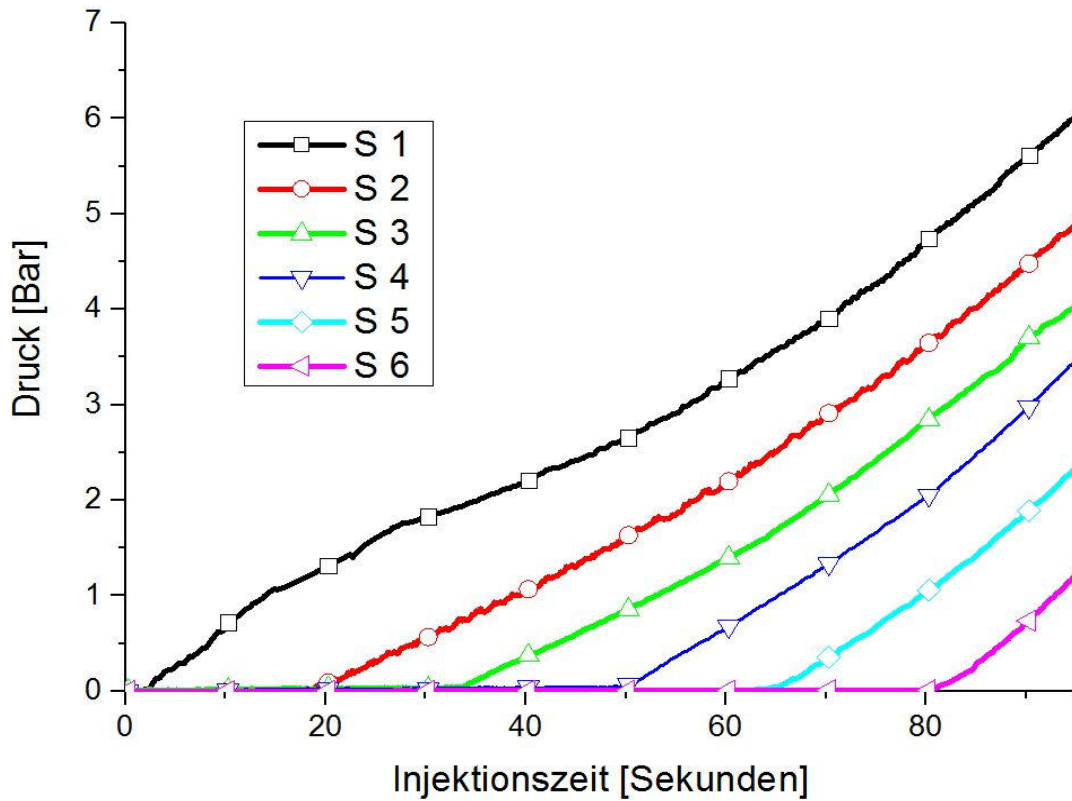


Abbildung 3.9: Druckverläufe der Sensoren bei Injektion eines Epoxidharzes mit konstantem Volumenstrom

Zur Berechnung der Viskosität wird der Druckanstieg der einzelnen Sensoren in einem kurzen Zeitraum nach dem Eintreffen der Fließfront ausgewertet. Die Berechnung erfolgt dabei unter der vereinfachten Annahme, dass die Viskosität η_s des Matrixmaterials in diesem kurzen Zeitraum näherungsweise konstant ist. Unter dieser Voraussetzung kann der Druckverlauf $p_s(\tilde{x})$ am Sensor, wie in Abschnitt 3.2, mit einem linearen Profil geeignet angenähert werden:

$$p_s(\tilde{x}) = a_1 \tilde{x} + a_2 \quad (3.8)$$

Dabei beschreibt \tilde{x} den Abstand der Fließfront vom jeweiligen Sensor. Da der Volumenstrom \dot{V}_0 konstant ist, folgt mit dem Gesetz von Darcy (vgl. Gleichung 2.1) :

$$v = \frac{\dot{V}}{A} = -\frac{K_x}{\eta_s} \cdot p_s'(\tilde{x}) \rightarrow a_1 = -\frac{\eta_s \cdot \dot{V}_0}{A \cdot K_x} \quad (3.9)$$

Dabei ist A die durchströmte Querschnittsfläche der Platte. Wenn man a_1 in die zweite Randbedingung, die besagt, dass der Druck an der Fließfront gleich dem Druck an der Absaugung entspricht ($p_s(\tilde{x}_f) = p_f$), einsetzt folgt:

$$a_2 = p_f + \frac{\eta_s \cdot \dot{V}_0}{K_x A} \cdot \tilde{x}_f \quad (3.10)$$

Dabei beschreibt \tilde{x}_f den Abstand der Fließfront vom Sensor. Aus (3.8) bis (3.10) ergibt sich folgendes Druckprofil:

$$p_s(\tilde{x}) = p_f + (\tilde{x}_f - \tilde{x}) \frac{\eta_s \cdot \dot{V}_0}{K_x A} \cdot \tilde{x}_f \quad (3.11)$$

Wird das Druckprofil wiederum in die um die Porosität erweiterte Gleichung von Darcy (2.2) eingesetzt und dieser Ausdruck integriert, ergibt dies:

$$\tilde{x}_f(\tilde{t}) = \frac{\dot{V}_0}{A \phi} \tilde{t} \quad (3.12)$$

Dabei entspricht \tilde{t} der Zeit nach Erreichen des jeweiligen Sensors. Durch die Verknüpfung der Gleichungen (3.11) und (3.12) kann der zeitliche Verlauf des Druckes am Sensor mit folgendem Ausdruck abgeschätzt werden:

$$p_s(\tilde{t}) = p_f + \left(\frac{\dot{V}_0}{A} \right)^2 \frac{\eta_s}{\phi \cdot K_x} \cdot \tilde{t} \quad (3.13)$$

Nach Umstellung von Gleichung (3.13) und der Ermittlung von $p_s(\tilde{t})$ aus dem experimentellen Druckverlauf z. B. durch lineare Regression $p_s(\tilde{t}) = m \cdot \tilde{t}$ kann für jeden Sensor ein gemittelter Viskositätswert mit folgender Vorschrift berechnet werden:

$$\eta_s = \frac{K_x \phi \cdot (p_s(\tilde{t}) - p_f) \cdot A^2}{\dot{V}_0^2 \cdot \tilde{t}} \quad (3.14)$$

Um Messverfälschungen zu reduzieren, sollten folgende Punkte bei dieser Form der Viskositätsmessung beachtet werden:

1. Die Durchströmung des Faserhalbzeuges sollte möglichst homogen erfolgen. Demzufolge sind Zweiskaleneffekte in der Strömung möglichst zu vermeiden, da diese den Druckanstieg beeinflussen [89-91]. Dies ist bei der Auswahl und Ausrichtung des Textils zu berücksichtigen.
2. Das Kompaktierungsverhalten des Textils ändert sich beim Übergang vom trockenen in den getränkten Zustand. Deswegen sollte der Faservolumengehalt so gewählt werden, dass der Vorkompaktierungsdruck nicht zu hoch ist und ein sprunghafter Druckabfall bei der Tränkung vermieden wird.

In Abbildung 3.10 ist exemplarisch ein aus mehreren Messungen gemittelter Viskositätsverlauf des Epoxidharzes von Sika dargestellt. Anhand der relativ geringen Standardabweichung ist eine gute Übereinstimmung der Messungen zu erkennen. Zu Beginn der Injektion (Sensor 1) beträgt die Viskosität 44 mPas. Der Vergleich mit den isothermen Messungen im Rheometer (Abb. 3.2) lässt darauf schließen, dass das Epoxidharz schnell die Temperatur des Werkzeuges annimmt und zu diesem Zeitpunkt schon auf über 80 °C aufgeheizt ist. Bei Sensor 2 ist ein Abfall eine Viskosität von 26 mPas zu vernehmen. Dies begründet sich in der weiteren Akklimatisierung des Epoxidharzes an die Werkzeugtemperatur. Hier müsste das Epoxidharz die Temperatur von 100 °C nahezu erreicht haben.

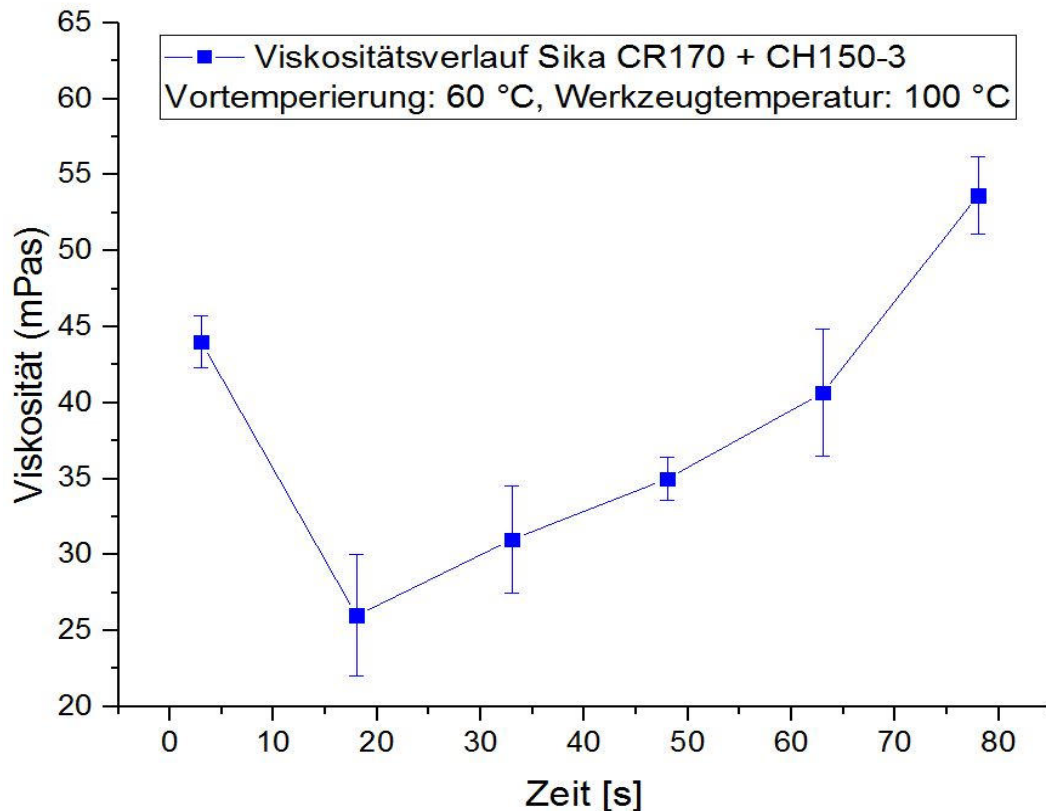


Abbildung 3.10: Prozessnahe Messung des Viskositätsverlaufs des Sika-Harzes
Messergebnisse teilweise entnommen aus Magagnato et al. [8]

Bei den Sensoren 3-6 steigt die Viskosität anschließend wieder an. Der Viskositätsverlauf ähnelt dabei dem der isothermen Messung bei 100 °C im Rheometer. Der Anstieg der Viskosität ist dabei durch die beginnende Aushärtereaktion der Harz-Härter-Kombination begründet.

3.5 Schlussfolgerungen

Der neu entwickelte Prüfstand zeigt eine Möglichkeit auf, die Permeabilität der Preform direkt bei der RTM-Fertigung zu ermitteln. Durch diesen prozessnahen Ansatz können bei der Messung hohe Strömungsgeschwindigkeiten und Drücke realisiert werden, was mit konventionellen Messaufbauten [6-7] nicht möglich ist. Bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten ist der messverfälschende Einfluss der Kapillarwirkung der Textilien auf die Permeabilität geringer als bei langsamen Strömungsgeschwindigkeiten. Kapillarkräfte sind einer der Gründe dafür, warum es zwischen den bisher existierenden Prüfständen Abweichungen in den Messergebnissen gibt [6-7]. Ein weiterer Grund, der für

höhere Strömungsgeschwindigkeiten bei der Permeabilitätsmessung spricht, ist die angestrebte industrielle Großserienfertigung von faserverstärkten Kunststoffen im RTM-Verfahren, bei der immer kürzere Zykluszeiten und damit auch immer höhere Strömungsgeschwindigkeiten gefordert werden. Dementsprechend sollten sich auch die Messverfahren in diese Richtung bewegen, um weiterhin prozessnahe Messbedingungen gewährleisten zu können.

Neben der Messung der Permeabilität bietet der neu entwickelte Prüfstand die Möglichkeit, auch den Viskositätsverlauf des Matrixmaterials direkt beim Fertigungsprozess zu ermitteln. Dies stellt eine neue Alternative zu konventionellen Messmethoden, wie zum Beispiel der Rotationsrheometrie, dar. Zunächst erscheint das neue Verfahren wenig vorteilhaft, da es im Vergleich zur Rotationsrheometrie relativ zeit- und kostenaufwändig ist. Zusätzlich können die in Abschnitt 3.4 erwähnten vereinfachten Annahmen und messverfälschenden Effekte zu erhöhten Streuungen in den Messergebnissen führen. Jedoch hat das neue Verfahren Vorteile gegenüber der Rotationsrheometrie, wenn das Matrixmaterial während der RTM-Formfüllung seine Temperatur signifikant ändert. In diesem Fall ist es schwierig die Temperaturführung im Rheometer prozessgetreu nachzustellen. Dadurch kann es zu deutlichen Abweichungen zwischen dem gemessenen Viskositätsverlauf im Rheometer und dem tatsächlichen Viskositätsverlauf beim RTM-Verfahren kommen. Im neuen Prüfstand wird die Temperaturführung durch den prozessnahen Ansatz von sich aus korrekt abgebildet und sorgt dadurch für eine höhere Genauigkeit bei der Messung. Weiterhin stellen sehr schnell aushärtende Matrixsysteme die Rheometermessung vor Probleme, da durch die benötigte Vorlaufzeit für die Probenpräparation der gemessene Viskositätsverlauf dann zu Beginn der Injektion deutlich verfälscht ist. In diesem Fall empfiehlt sich wiederum die Messung mit dem neu entwickelten RTM-Prüfstand, da hier keine Vorlaufzeit notwendig ist. Ein weiterer Vorteil des neuen Prüfstands ist, dass im Gegensatz zur Rotationsrheometrie ein möglicher Einfluss der Fasern auf die Harzkinetik direkt berücksichtigt wird.

4 Einfluss der Bindertechnologie auf die Permeabilität

Dieses Kapitel ermittelt detailliert den Einfluss verschiedener Bindertechnologien auf die Permeabilität mithilfe des in Kapitel 3 vorgestellten Prüfstandes. Dabei wird die neuartige „Chemical Stitching-Technologie“ [15] mit zwei flächig applizierten Bindersystemen verglichen, die aktuell in der Industrie verwendet werden. Die wesentlichen Ergebnisse, die in diesem Kapitel vorgestellt werden, sind im folgenden Journalartikel veröffentlicht:

Magagnato, D.; Thoma, B.; Henning, F.: "Experimental characterization to determine the influence of different binder systems to the preform permeability during RTM manufacturing", Journal of Plastics Technology, 2015, Volume 11 (4), S. 256-270.

4.1 Fixierung der Preformen mit unterschiedlichen Verfahren

Für die Untersuchung des Einflusses der Bindertechnologie auf die Permeabilität werden Preformen mit dem Glasfasergewebe des Typs 92146 der Firma P-D Interglas GmbH hergestellt. Das Flächengewicht des Halbzeuges beträgt 425 g/m². Die hier verwendete Bindungsart ist eine Leinwandbindung mit einem Kett- zu Schussverhältnis von 90:10. Da der Großteil der Fasern in Kett-Richtung (0°) liegt, verhält sich das Textil bei der Infiltration ähnlich wie ein unidirektionales Gelege. Für die Permeabilitätsmessungen werden plattenförmige Preformprobekörper, bestehend aus sechs Glasfaserlagen, aufgebaut. Die Abmessungen der Probekörper sind an die Kavität des Permeabilitätsmesswerkzeugs (vgl. Kapitel 3) angepasst und betragen 520 mm x 222 mm.

Die Fixierung der Probekörper erfolgt mit drei unterschiedlichen Verfahren. Dabei werden als Referenz zum neuartigen Fixierungsverfahren „Chemical Stitching“ [15], noch das Epoxid-Binderpulver Epikote 05311 (Hersteller: Momentive Specialty Chemicals) und das Co-Polyamide-Bindervlies PA-1541 (Hersteller: Spunfab Ltd) untersucht. Bei den beiden Referenzsystemen wird der Binder dabei gleichmäßig zwischen den einzelnen Glasfaserlagen aufgetragen. Danach wird die Preform zwischen zwei Stahlplatten kompaktiert und anschließend der Binder bei einer Temperatur von 110 °C für 15 Minuten aufgeschmolzen. Beim Chemical Stitching-Verfahren wird ein Acrylatklebstoff namens

PB 4468 (Hersteller: DELO Industrie Klebstoffe GmbH) als Binder verwendet. Die Preformen werden mit der in Thoma et al. [15] vorgestellten Applikationseinheit lokal gebündert. Der flüssige Acrylatklebstoff wird dabei punktwise in den Preformprobekörper injiziert und anschließend mit Hilfe von UV-Strahlung ausgehärtet. Die Bestrahlungsdauer beträgt dabei 10 Sekunden für jeden Klebepunkt. Der Abstand der Klebepunkte beträgt jeweils 10 mm in X- und in Y-Richtung (vgl. Abbildung 4.1).

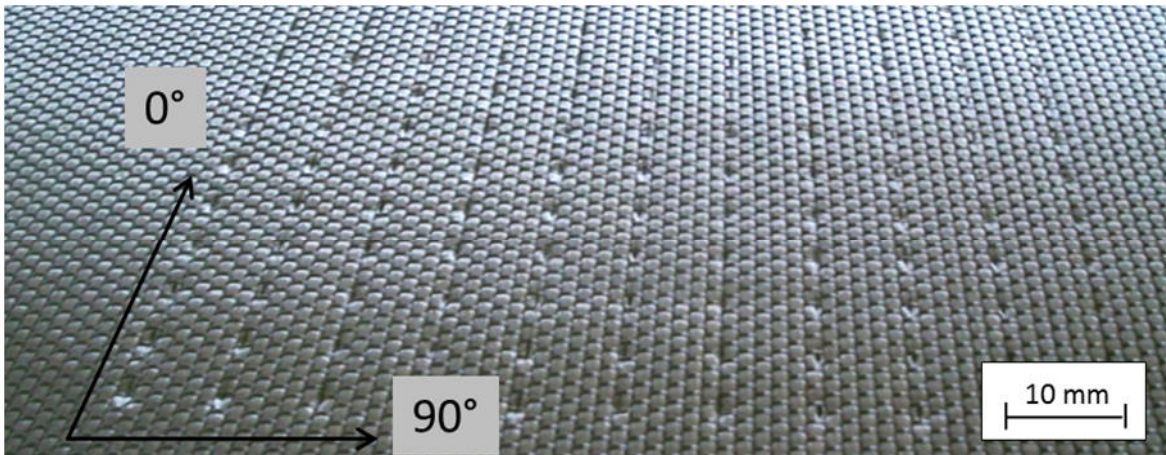


Abbildung 4.1: Preform, fixiert mit dem Chemical Stitching-Verfahren
Aus Magagnato et al. [14]

Zusätzlich zur Bindertechnologie wird auch die Auftragsmenge des Binders variiert. Bei den beiden Referenzproben wird der Binder in drei unterschiedlichen Dosierungsstärken (6 g/m^2 , 10 g/m^2 und 12 g/m^2) flächig zwischen die Textillagen appliziert. Beim Chemical Stitching wird die aufgetragene Menge des Acrylats pro Klebepunkt wahlweise so eingestellt, dass dies bei dem gewählten Abstand der Klebepunkte ebenfalls einer Flächendichte von 6 g/m^2 , 10 g/m^2 oder 12 g/m^2 pro Textillage entspricht.

4.2 Auswertung der Permeabilitätsmessungen

Wie in Abschnitt 4.1 beschrieben, werden Preformen mit drei verschiedenen Bindertechnologien (Epikote, Spunfab und Chemical Stitching) untersucht. Dabei wird die Binderdosierung zwischen 6 g/m^2 und 12 g/m^2 variiert, was einer üblichen Bandbreite in der industriellen Anwendung entspricht. Außerdem werden noch Vergleichsproben ohne Binderfixierung untersucht. Für die Permeabilitätsmessungen wird der in Kapitel 3 vorgestellte Prüfstand verwendet. Die Preformen werden bei der Messung auf 2 mm Dicke

kompaktiert, was einem Faservolumengehalt von ca. 50 % entspricht. Für jede Binder-Textil-Kombination werden zur statistischen Absicherung jeweils mindestens vier Messungen in Richtung des Kettfadens (0°) und in Richtung des Schussfadens (90°) durchgeführt. In Abbildung 4.2 sind die Ergebnisse der Permeabilitätsmessungen in 0° -Richtung (K_1) dargestellt. Wie für Permeabilitätsmessungen üblich, liegt die Standardabweichung bei $\pm 10\%$. Die Referenzprobekörper ohne Binderfixierung zeigen dabei die beste Permeabilität. Bei den fixierten Proben verschlechtert sich die Permeabilität bei zunehmender Dosierung für alle drei Bindertechnologien.

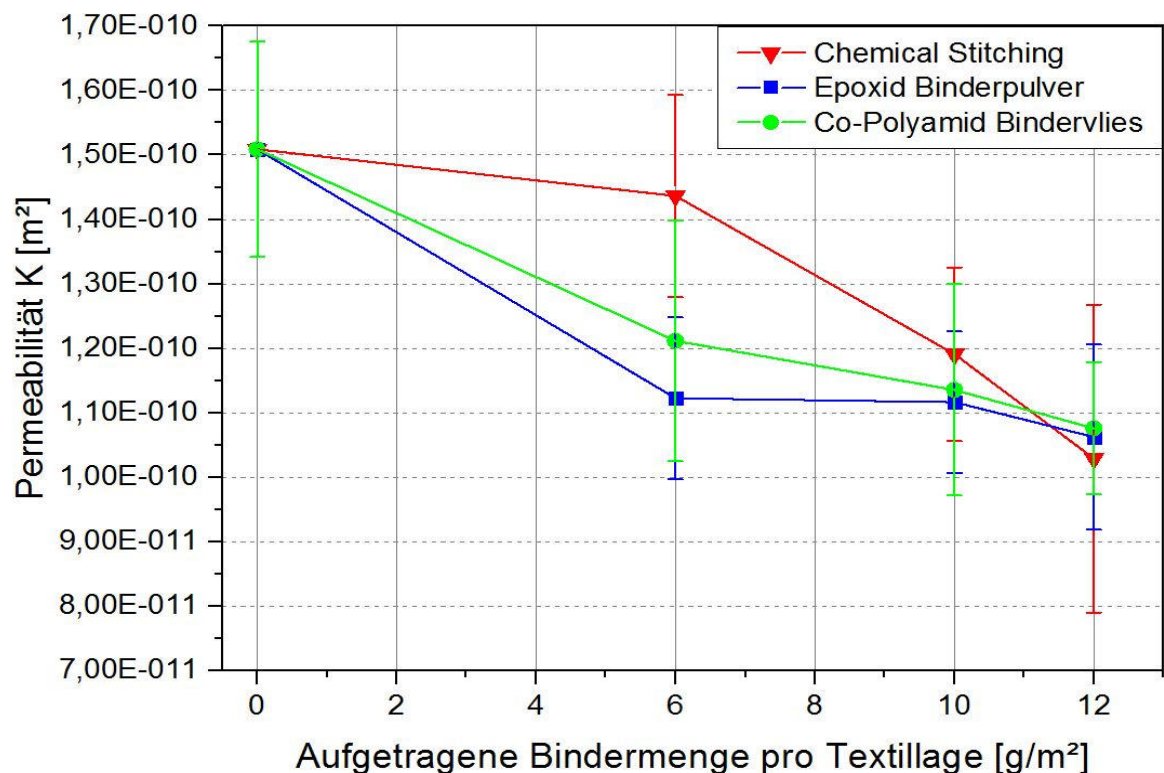


Abbildung 4.2: Permeabilität K_1 für verschiedene Bindertechnologien

Aus Magagnato et al. [14]

Speziell bei niedriger Binderdosierung zeigen die Proben mit der „Chemical Stitching“-Technologie ein deutlich besseres Fließverhalten, als die flächig gebinderten Preformen. Bei einer hohen Dosierung von 12 g/m^2 ist der Einfluss auf die Permeabilität hingegen näherungsweise gleich. Bei den Permeabilitätsmessungen in 90° -Richtung (K_2) verschlechtert sich die Permeabilität mit steigender Binderdosierung ebenfalls. Hier haben alle drei Bindertechnologien einen ähnlichen Einfluss auf die Permeabilität (vgl. Abbildung 4.3). Es deutet sich an, dass die Permeabilität der flächig gebinderten Proben

hier sogar etwas besser ist als bei Chemical Stitching Proben. Dies äußert sich speziell bei einer hohen Binderdosierung (12 g/m²).

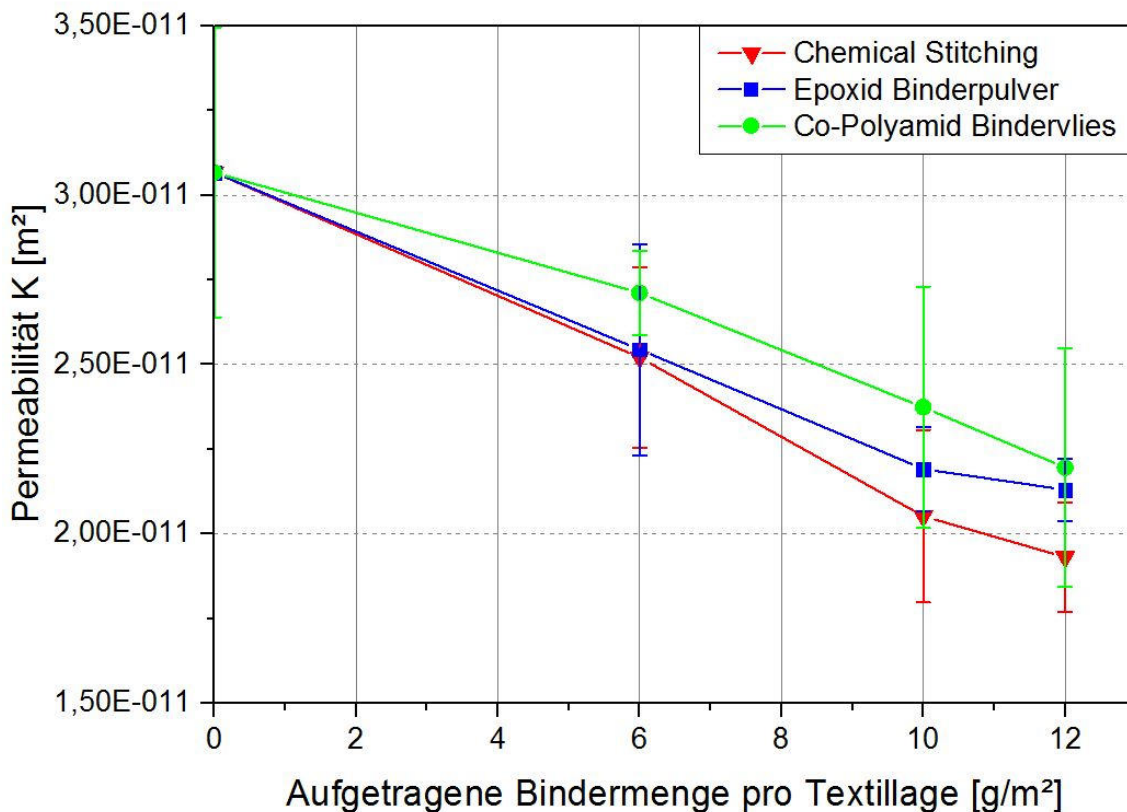


Abbildung 4.3: Permeabilität K_2 für verschiedene Bindertechnologien

Aus Magagnato et al. [14]

4.3 Analyse der Chemical Stitching Klebepunkte mittels CT

Mithilfe eines Röntgen-Computertomographen (CT) des Typs „SkyScan 1076“ am Fraunhofer ICT in Pfinztal werden die Klebepunkte des Chemical Stitchings näher betrachtet. Der Detektor des Geräts besitzt eine Bildfläche von 1024 x 1024 Pixeln. Während des Scans rotieren die Quelle der Röntgen-Strahlung und der Detektor in einen 180° Winkel um den Probekörper. Bei der gewählten Schrittweite von 0,7° entstehen dabei 257 Einzelaufnahmen. Die Beschleunigungsspannung beträgt 60 kV bei einer Stromstärke von 0,17 mA. Für die Rekonstruktion der Einzelaufnahmen wird die Software „3D-Creator“ verwendet. Die Bildpunkte (Voxel) des Scans haben eine Kantenlänge von 9 mm. Die Analyse der Geometrie der Klebepunkte erfolgt mithilfe von verschiedenen Bildverarbeitungsmethoden. Abbildung 4.4 zeigt die Ergebnisse der Röntgen-Computertomographie für den verwendeten Acrylatklebstoff. Der Klebepunkt ist in der

Draufsicht und in den zwei Schnittrichtungen 0° und 90° dargestellt. Es ist klar ersichtlich, dass die Klebepunkte eine elliptische Form annehmen, und der Klebstoff sich dabei verstärkt in Richtung der Kettfäden (Hauptfaserrichtung) ausbreitet.

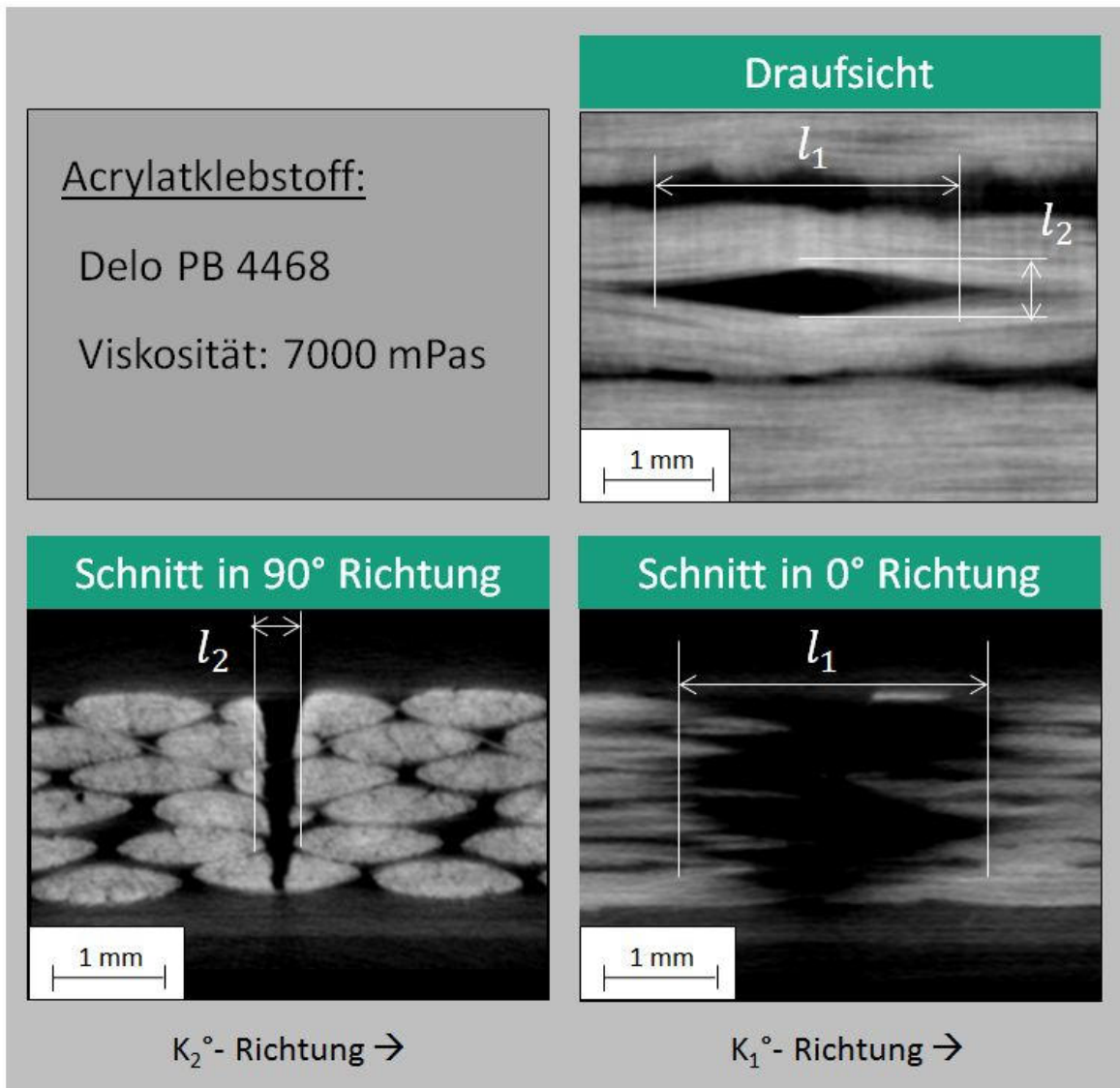


Abbildung 4.4: Computertomographie der Klebepunkte beim Chemical Stitching
Aus Magagnato et al. [14]

4.4 Diskussion

Anhand von theoretischen Überlegung nach Thoma et al. [15] wird eine deutlich bessere Permeabilität für die lokal gebinderten Proben im Vergleich zu den flächig gebinderten Proben erwartet. Auch nach haptischer Begutachtung erscheint dies plausibel, da die lokal gebinderten Preformen deutlich weniger kompakt wirken als die flächig gebinderten

Preformen. Doch nach Begutachtung der Messergebnisse ist dies nur für K_1 -Permeabilität (in Richtung des Kettfadens) der Fall. Es ist überraschend, dass die K_2 -Permeabilität (Schussfaden) der mit der Chemical Stitching-Technologie hergestellten Proben teilweise schlechter als die der flächig gebinderten Proben ist. Die CT-Aufnahmen der Klebepunkte bei der Chemical Stitching-Technologie (vgl. Abschnitt 4.3) liefern eine mögliche Erklärung. Wie in Abbildung 4.5 schematisch dargestellt, breitet sich der Klebstoff im untersuchten Gewebe ellipsenförmig aus. Die große Hauptachse der Ellipse (l_1) ist dabei in Richtung des Kettfadens (Hauptfaserrichtung, vgl. Abschnitt 4.1) ausgerichtet, während die kleine Hauptachse (l_2) senkrecht dazu liegt (in Richtung des Schussfadens). Dies kann dadurch erklärt werden, dass die Permeabilität des gewählten Gewebes in Kett-Richtung (K_1) deutlich besser ist als in Schuss-Richtung (K_2) und sich der eingebrachte Klebstoff deswegen auch anisotrop ausbreitet. Durch die Expansion der Faserbündel in Kombination mit der hohen Fasersteifigkeit entstehen lokale Hohlräume, die schlussendlich zu einer Anhäufung des Klebstoffes in Hauptfaserrichtung führen. Die ellipsenförmigen Klebevolumina können nicht infiltriert werden und wirken wie kleine Störstellen in der Strömung, was zu einem Druckverlust führt. Der Strömungswiderstandsbeiwert (c_w -Wert) dieser Klebestellen ist in 0° -Richtung deutlich geringer als bei den 90° -Preformen, bei denen die Hauptachse der Ellipse senkrecht zur Fließrichtung liegt. Während der Infiltration der 0° -Preformen bilden sich zwischen den Klebepunkten Fließkanäle durch die das Testfluid schnell durchströmen kann. Im Gegensatz dazu stellen die Klebestellen bei den 90° -Preformen eher Strömungshindernisse (vgl. Abbildung 4.5) dar. Dies erklärt auch eine Verschlechterung der Permeabilität bei zunehmender Klebedosierung. Dadurch, dass die Klebestellen größer werden, verengen sich die Fließkanäle und der Fließwiderstand steigt an.

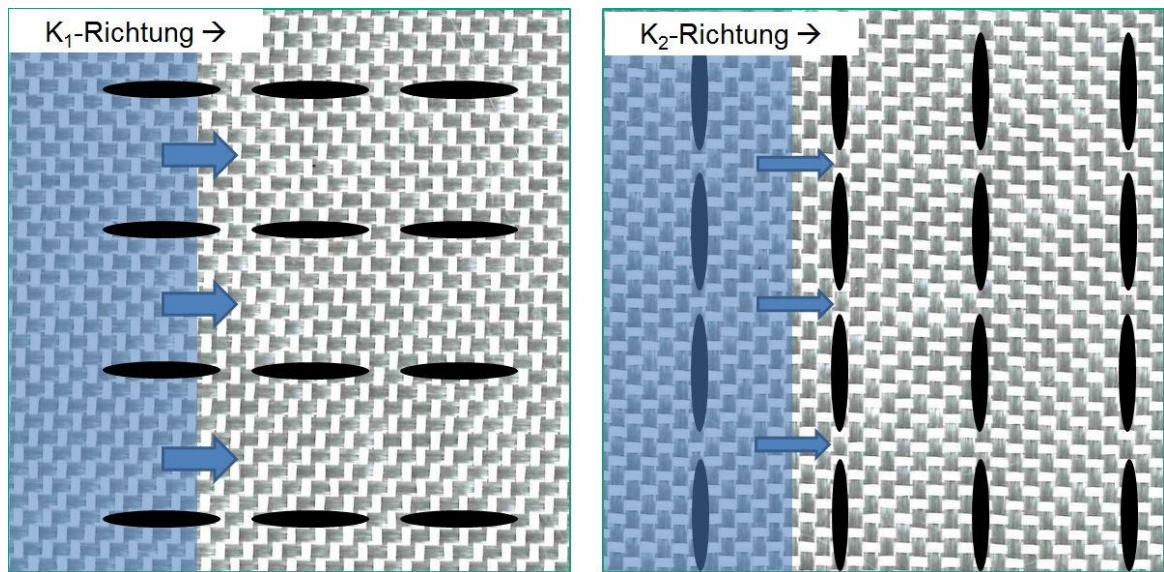


Abbildung 4.5: Schematische Darstellung der ellipsenförmigen Klebepunkte bei Infiltration in K_1 -Richtung (links) und in K_2 -Richtung (rechts)
Aus Magagnato et al. [14]

Zusätzlich spielen Druckverluste, die durch die Inhomogenität der Fließfront entstehen, bei den 0° -Preformen eine weniger wichtige Rolle. Die Strömung ist von sich aus schon inhomogen, da durch die variierenden Abstände zwischen den Faserbündeln eine Zweiskalenströmung [89-91] entsteht. Bei den 90° -Preformen ist die Strömung gewöhnlich sehr homogen und daher haben die lokalen Störungen durch die Klebestellen in der Strömung einen stärkeren Einfluss.

4.5 Schlussfolgerungen

Die Messergebnisse bestätigen, dass sich durch die flächige Applikation des Binders die Permeabilität der Preform verschlechtert. Die Chemical Stitching-Technologie zeigt ein Potential auf, um diesem Effekt entgegenzuwirken. Speziell in Faserrichtung ist der negative Einfluss auf die Permeabilität beim Chemical Stitching geringer als bei den flächigen Bindertechnologien. Zusätzlich ist bei der Chemical Stitching Fixierung eine geringere Binderdosierung erforderlich um dieselbe Schälfestigkeit in der Preform zu erreichen [15]. Deswegen muss schlussendlich weniger Binder beim Preformprozess verwendet werden, was wiederum einen positiven Effekt auf die Permeabilität hat. Dennoch muss bei der Binderdosierung und bei der Ausrichtung der Klebepunkte einiges beachtet werden. So sollten gerade senkrecht zur Faserrichtung die Klebepunkte nicht zu

eng beieinanderliegen, um lokale Störstellen in der Strömung zu vermeiden. Durch die Möglichkeit der lokalen Applikation des Binders ergibt sich jedoch auch ein weiterer Vorteil. Denn durch eine geeignete Platzierung von Fließkanälen (vgl. Abbildung 4.5) kann die Strömung gezielt gesteuert werden, so dass schwer zu imprägnierende Bereiche besser zu erreichen sind. Unter Berücksichtigung zukünftiger Prozessketten, bei denen in einem sequentiellen Drapierprozess die Faserhalbzeuge in eine komplexe dreidimensionale Preform umgewandelt werden, könnte die Chemical Stitching- Technologie direkt beim Textilhandling integriert werden. Damit wäre eine Art „in-situ“ Fixierung der Preformen realisierbar.

5 Integration der Formfüllsimulation in eine virtuelle RTM-Prozesskette

Dieses Kapitel beschäftigt sich mit der Integration der Formfüllsimulation in eine virtuelle CAE-Kette für RTM-Bauteile [20-22], die in Abschnitt 5.1 vorgestellt wird. Für eine realitätsgetreue Formfüllsimulation ist es wichtig, Kenntnisse über die lokale Verteilung der Faserstruktur nach dem Drapierprozess zu erhalten. Deswegen werden in Abschnitt 5.2 verschiedene Methoden für die Bestimmung der lokalen Faserorientierung und des lokalen Faservolumengehaltes vorgestellt. Anschließend wird der Einfluss der lokalen Faserstruktur auf das Formfüllverhalten in Abschnitt 5.3 an einem ausgewählten Anwendungsbeispiel, sowohl numerisch als auch experimentell untersucht. Auszüge dieser Untersuchung sind im folgenden Journalartikel veröffentlicht:

Magagnato, D.; Henning, F.: "RTM molding simulation for unidirectional fiber reinforced composites considering local fiber orientation and fiber volume fraction", Journal of Plastics Technology, 2016, Volume 12 (3), S. 135-156.

Ein wichtiges Ergebnis der Formfüllsimulation für nachfolgende Simulationsschritte (Aushärtung, Struktursimulation) sind Informationen über mögliche Lufteinschlüsse, die bei der Infiltration entstehen. Deswegen werden in Abschnitt 5.4 verschiedene Simulationmethoden zur Modellierung von Lufteinschlüssen vorgestellt und in Abschnitt 5.5 mithilfe eines experimentellen Prüfstandes evaluiert. Auszüge dieser Untersuchung sind im folgenden Konferenzbeitrag veröffentlicht:

Magagnato, D.; Frey, M.; Bernath, A.; Steibler, P.; Henning, F.: „Experimentelle und Numerische Untersuchung der Infiltration der RTM-Fertigung“, In: Wanner, A.; Weidenmann, K. A., Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde 2013, Tagungsband, ISBN 978-3-00-042309-3, 2013, S. 511-517.

5.1 CAE-Kette für RTM-Bauteile

Das RTM-Verfahren besteht aus mehreren Fertigungsschritten. Zunächst wird das textile Halbzeug zugeschnitten und zu einer dreidimensional geformten Faserpreform drapiert. Anschließend wird die trockene Preform in ein beheiztes RTM-Werkzeug gelegt und ein aushärtendes Matrixmaterial wird injiziert. Schlussendlich kann das konsolidierte

Faserverbundbauteil entformt werden. Mithilfe einer CAE-Kette [20-22] werden die einzelnen Prozessschritte und das nachfolgende strukturmechanische Verhalten unter Verwendung verschiedener Simulationssoftware modelliert. Die Simulationsschritte werden durch den Austausch relevanter Informationen (Materialinformationen, Prozessinformationen, Fertigungseffekte) miteinander verbunden. In Abbildung 5.1 sind die Informationsströme durch grüne Pfeile dargestellt. Falls durch ein Ergebnis eines Simulationsschritts eine Designänderung notwendig wird, zum Beispiel aufgrund von prognostizierten Problemen bei der Fertigung oder durch eine schlechte strukturmechanische Performance, muss die CAE-Kette erneut durchlaufen werden, vgl. rote Pfeile in Abbildung 5.1. Idealerweise sollte erst dann, wenn sowohl die Fertigungssimulationen als auch die Bauteilsimulationen zufriedenstellende Ergebnisse prognostiziert, mit der Herstellung eines entsprechenden Werkzeugs begonnen werden [20-22].

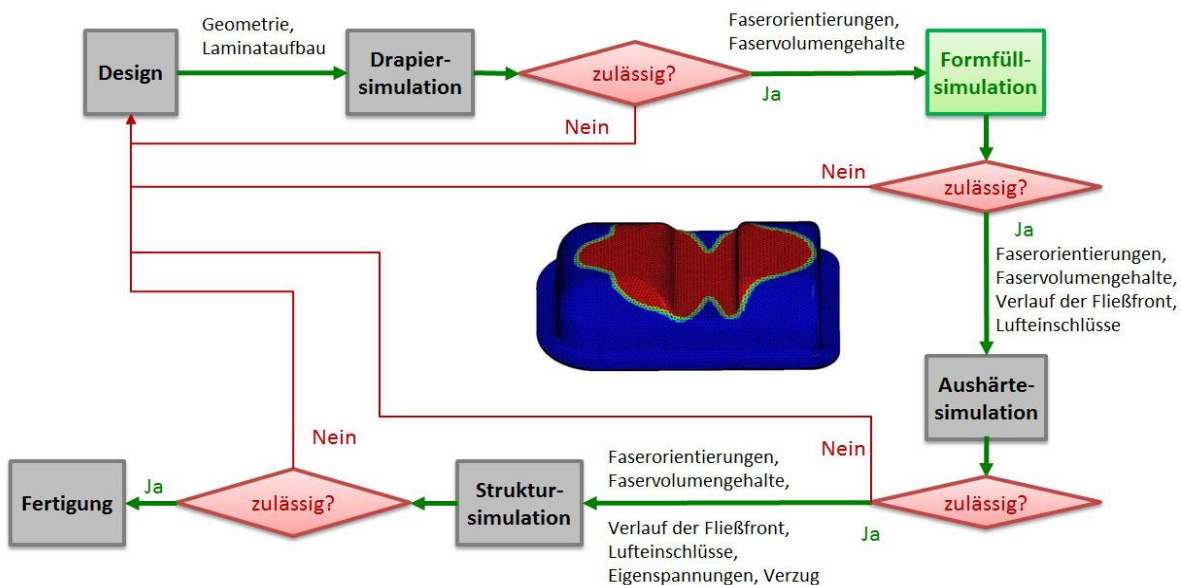


Abbildung 5.1: CAE-Kette für das Resin Transfer Molding Verfahren
Angelehnt an Kärger et al. [20-22]

Für den Austausch von Informationen zwischen den einzelnen Simulationsschritten wird das ASCII-lesbare „vtk“-Datenformat verwendet. Mithilfe von verschiedenen Konvertierungsskripten werden die relevanten Daten vom vtk-Format in das spezifische Datenformat für die jeweilige Simulationssoftware umgewandelt. In Tabelle 5.1 sind die verschiedenen Konvertierungsskripte aufgelistet [20, 22].

Tabelle 5.1: Konvertierungsskripte zum CAE-Datenaustausch
 Angelehnt an Kärger et al. [20, 22]

Simulationsschritt	Software	Datenexport spez. Softwareformat → vtk	Datenimport vtk → spez. Softwareformat
Drapierung	LS-DYNA, ABAQUS, PAM-FORM	Skripte vorhanden	Nicht notwendig
Formfüllung	PAM-RTM, OpenFOAM, Comsol	Skripte für PAM-RTM und OpenFOAM im Rahmen dieser Arbeit entwickelt	Skripte für PAM-RTM und OpenFOAM im Rahmen dieser Arbeit entwickelt
Aushärtung	ABAQUS	Skript vorhanden	Skript vorhanden
Struktursimulation	ABAQUS	Skript vorhanden	Skript vorhanden

Da für die verschiedenen Simulationsschritte meist unterschiedliche Netztypen benötigt werden, müssen die jeweiligen Informationen in der Regel von einem Quellnetz, zum Beispiel für die Drapiersimulation, auf ein Zielnetz, zum Beispiel für die Formfüllsimulation, transferiert werden. Dies bezeichnet man auch als Mapping.

Für diesen Zweck wird die Mappingsoftware MpCCI MapLib von Fraunhofer SCAI verwendet. Innerhalb von MapLib stehen verschiedene Mappingmethoden zur Verfügung [92]. Für die Schnittstelle zwischen Drapiersimulation und Formfüllsimulation liefert die Standardeinstellung „Shape Function Mapping“ in vielen Fällen ein gutes Mappingergebnis. Bei dieser Methode werden die Knotenwerte mittels FE-Formfunktionen interpoliert. Die Ordnung der Formfunktion richtet sich dabei nach der Ordnung des Elements. Da die Nachbarschaftssuche mittels Knoten erfolgt, müssen jedoch gegebenenfalls Elementwerte auf die Knoten umgerechnet werden, wodurch es zu Ungenauigkeiten kommen kann. Deswegen ist es in manchen Fällen günstiger auf das „Weighted Element Mapping“ auszuweichen. Diese Methode ist speziell für die CAE-Kette entwickelt worden. Im Gegensatz zum „Shape Function Mapping“ wird das Mapping nicht über die Knoten, sondern über das Element selber gemacht. Aus diesem Grund kommt das Verfahren ohne Element-Knoten-Umrechnungen aus. Dadurch können Mappingfehler an den Randbereichen vermieden werden. Das Verfahren eignet sich gut für ähnlich fein strukturierte Netze und auch für den Fall, dass das Quellnetz größer

strukturiert ist, als das Zielnetz. Ist jedoch das Quellnetz deutlich feiner strukturiert als das Zielnetz, so werden nicht alle Elementwerte des Quellnetzes verwendet. In diesem Fall sollte ein anderes Verfahren in Betracht gezogen werden. Neben der Auswahl einer geeigneten Mappingmethode kann zusätzlich, durch die Einstellung verschiedener Parameter zur Justierung der Nachbarschaftssuche, das Mapping-Ergebnis beeinflusst werden [92]. Durch die Auswahl der Mappingmethode werden die Einstellungen für die Nachbarschaftssuche automatisch voreingestellt. Jedoch ist eine optimale Einstellung der Mappingparameter vom jeweiligen Quell- und Zielnetz der Simulationsmodelle abhängig. Deswegen sollten die Mappingparameter immer sukzessive an die jeweiligen Simulationsmodelle angepasst werden.

5.2 Methoden zur Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur

Aus den Permeabilitätsmessungen in Abschnitt 3.3 (vgl. Abbildung 3.7) wird deutlich, wie groß der Einfluss der Faserorientierung und des Faservolumengehaltes auf die Permeabilität eines unidirektionalen Geleges ist. Deswegen ist es empfehlenswert, lokale Informationen über die Faserstruktur nach dem Drapierprozess in der Formfüllsimulation zu berücksichtigen. Eine Möglichkeit dafür ist, die lokale Faserstruktur aus einer vorangegangenen Drapiersimulation mittels einer CAE-Kette, vgl. Abschnitt 5.1, in die Formfüllsimulation zu übertragen.

Wie im Stand der Forschung (vgl. Abschnitt 2.5) erläutert, ist dies bei Verwendung von Gewebe als textiles Halbzeug weitestgehend erforscht. Bei Verwendung von unidirektionalem Gelege ergeben sich jedoch andere Herausforderungen, denn etablierte Modellierungsmethoden [23-26], die für Gewebe angewendet werden, sind hier nicht mehr geeignet. Während sich Gewebe im reinen Schubmodus verformen, erfahren Gelege eine einfache Schubverformung mit überlagerten Normaldehnungen transversal zur Faserrichtung. Nach Stand der Forschung bilden homogenisierte Materialmodelle auf Makroebene das Verformungsverhalten nur unzureichend ab. Eine genauere Modellierung kann hier durch die Verwendung eines Simulationsmodells auf Mesoebene erreicht werden. Dabei werden die Faserbündel des Geleges einzeln modelliert. Abbildung 5.2 zeigt das Ergebnis einer Drapiersimulation für die umgeformte Lage eines unidirektionalen Geleges am Beispiel einer konvex-konkaven Demonstratorgeometrie („KK-Form“). Die Drapiersimulation der KK-Form wurde von Florian Fritz am ITV Denkendorf

durchgeführt. Finite Schalenelemente, die in Streifenform angeordnet sind, modellieren hierbei die einzelnen Faserbündel.

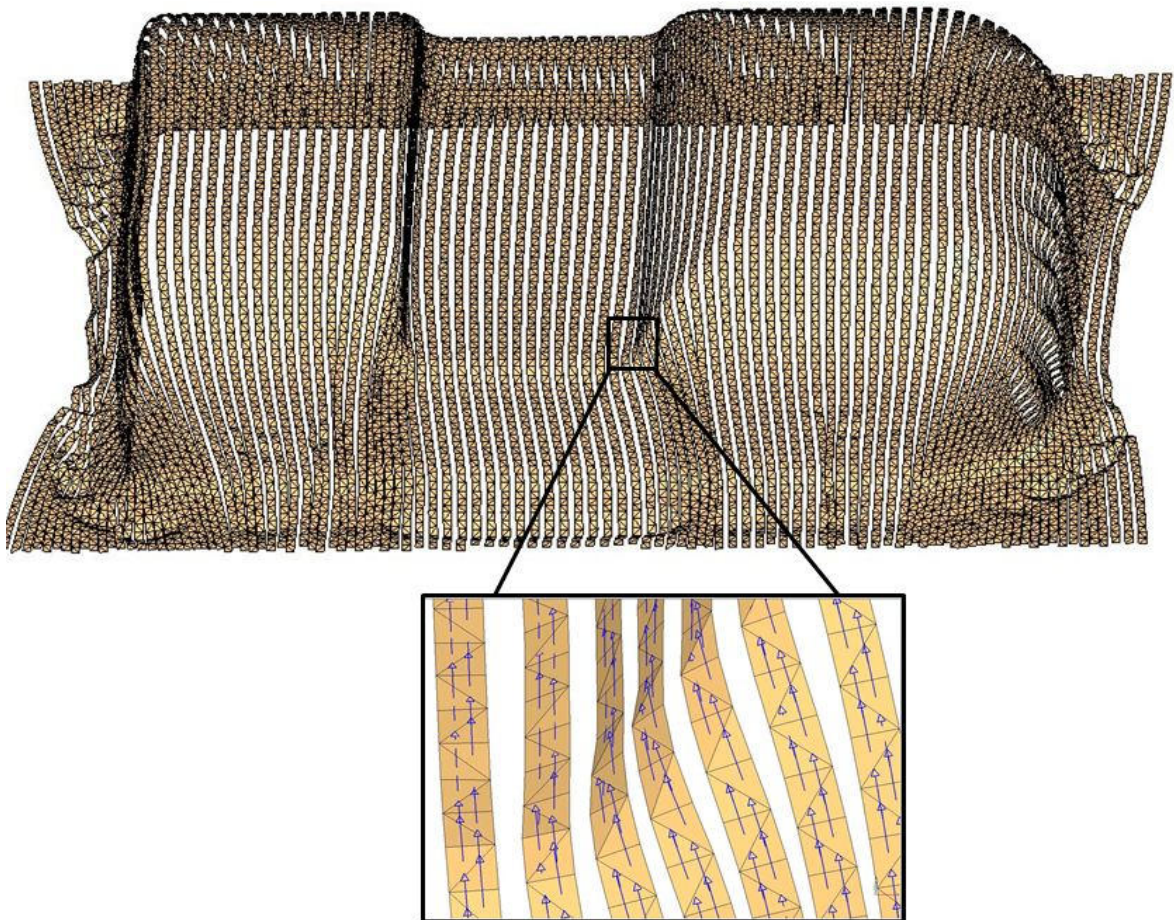


Abbildung 5.2: Ergebnis einer Drapiersimulation auf Mesoebene (Beispiel: KK-Form)
[30, Drapiersimulation am ITV Denkendorf]

Wie in der vergrößerten Ansicht von Abbildung 5.2 zu erkennen ist, beinhaltet jedes Schalenelement einen Vektor, der die lokale Faserorientierung speichert. Da ein Preform in der Regel aus mehreren Lagen besteht, die durch Kontakt miteinander verbunden sind, ist es notwendig jede einzelne Lage in der Drapiersimulation zu modellieren. Zusätzlich sollte die Interaktion zwischen den Lagen beim Drapiervorgang berücksichtigt werden. Die Drapiersimulation von Fritz (ITV Denkendorf) besteht beispielsweise aus acht Faserlagen, wobei die Interaktion zwischen den Lagen berücksichtigt ist.

5.2.1 Berücksichtigung der lokalen Faserorientierung

Um die lokale Faserorientierung im gewählten Beispiel von einem Drapiernetz auf ein Netz für die Formfüllsimulation zu übertragen, wird, wie in Abschnitt 5.1 erwähnt, das Simulationsergebnis der Drapiersimulation in das ASCII-lesbare Datenformat vtk umgewandelt. Für das Mapping wird die Software MpCCI MapLib von Fraunhofer SCAI verwendet. Das Mapping erfolgt lagenweise von dem erläuterten Mesomodell der Drapiersimulation auf ein dreidimensionales FE-Netz – mit acht Volumenelementen in Dickenrichtung zur Modellierung der acht Faserlagen – für die Formfüllsimulation. Hierbei liefert das Mapping mit der Methode „Shape Function“ (vgl. Abschnitt 5.1) zufriedenstellende Ergebnisse. In Abbildung 5.3 ist das entsprechende FE-Netz für die Formfüllsimulation der KK-Form dargestellt. Dieses beinhaltet in Dickenrichtung acht Volumenelemente.

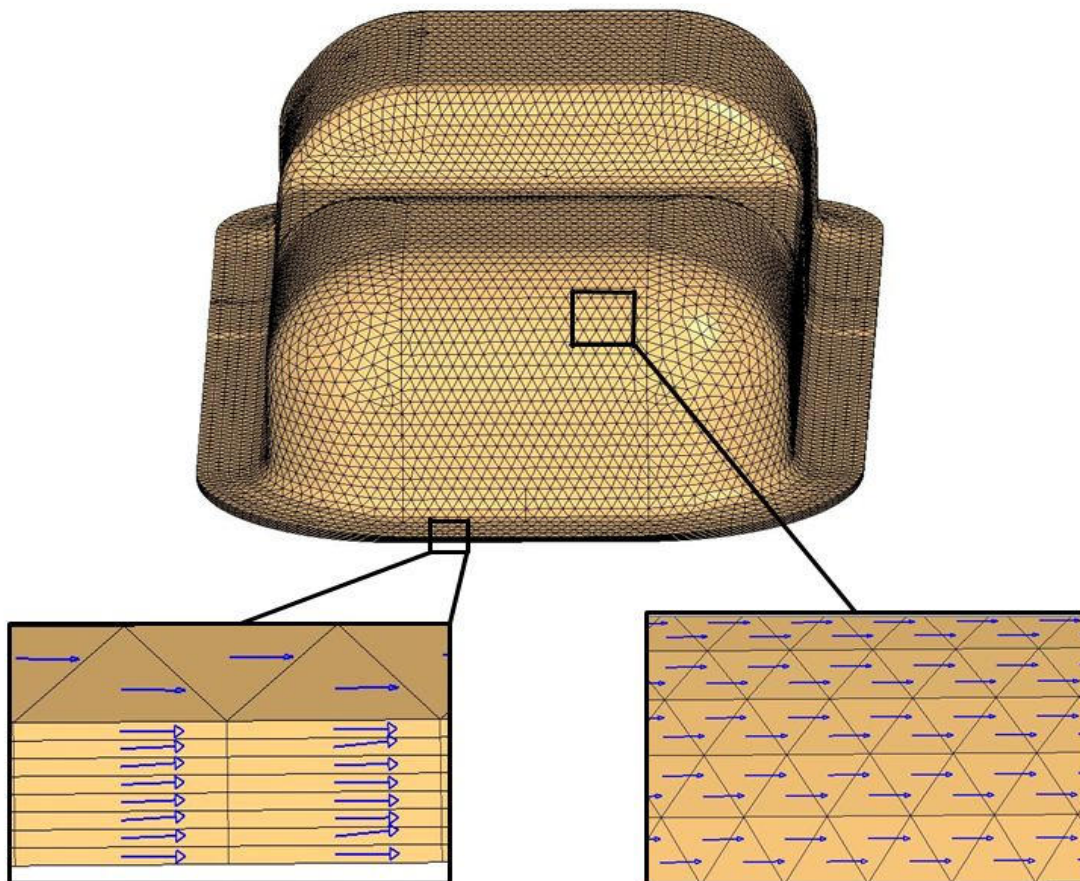


Abbildung 5.3: Gemappte Faserorientierungen für das Formfüllnetz der KK-Form
Aus Magagnato et al. [30]

Darin ist zu erkennen, dass in jeder der acht Elementschichten die lokale Faserorientierung, die aus der zugehörigen Faserlage der Drapiersimulation ermittelt wird, elementweise in Form eines Vektors gespeichert ist. Dieser ist in Abbildung 5.3 jeweils mit einem blauen Pfeil dargestellt. Abbildung 5.4 zeigt einen ausgewählten Bereich des Formfüllnetzes in vergrößerter Ansicht. Auf der rechten Seite der Abbildung 5.4 sind die Faserorientierungen mithilfe der CAE-Kette aus der Drapiersimulation übermittelt worden (gemapptes Modell). Zusätzlich wird ein Referenzmodell erstellt, bei dem die global vorgegebene Faserorientierung, die anhand des Lagenaufbaus definiert ist, auf das FE-Netz der Beispielgeometrie projiziert wird. Die „Projektionsmethode“ ist ein einfacher Ansatz um die Faserorientierung zu modellieren, wenn keine Drapiersimulation vorhanden ist. Das Referenzmodell ist auf der linken Seite von Abbildung 5.4 dargestellt.

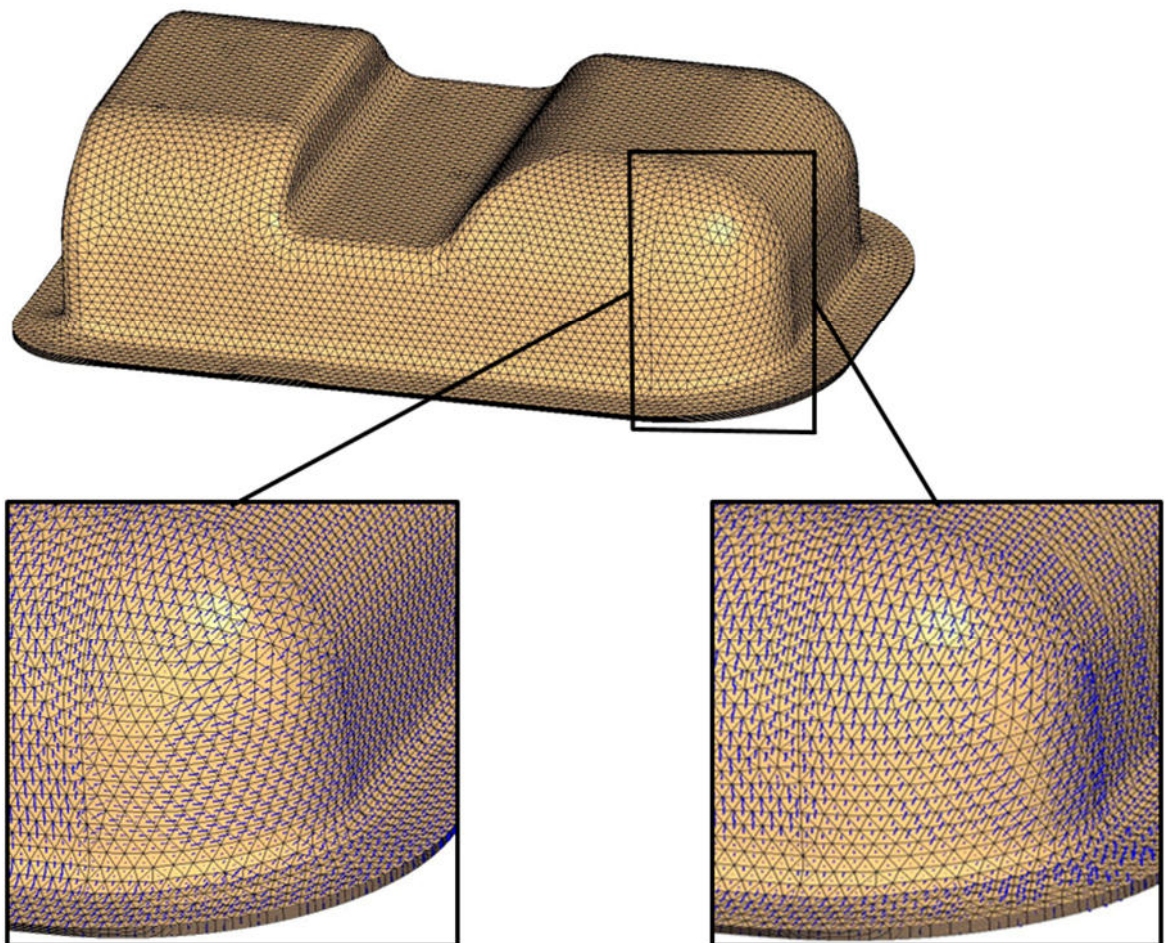


Abbildung 5.4: Vergleich zweier Modelle zur Approximation der Faserorientierung
links: Referenzmodell, rechts: gemapptes Modell

Aus Magagnato et al. [30]

Beim Vergleich der beiden Modelle sind Abweichungen bei der Modellierung der lokalen Faserorientierung zu erkennen. Die Abweichungen sind in stark gekrümmten Bereichen besonders deutlich. An diesen Stellen ist es mit der Referenzmethode nicht möglich, den fließenden Übergang der Faserorientierung ähnlich gut, wie mit dem gemappten Modell, zu approximieren.

5.2.2 Berücksichtigung des lokalen Faservolumengehaltes

Neben der Faserorientierung ist, wie in Abschnitt 3.3 erläutert, der Faservolumengehalt eine wichtige Einflussgröße auf die Permeabilität. Lokale Variationen im Faservolumengehalt eines RTM-Bauteils entstehen durch:

1. unterschiedliche Bauteildicken, bzw. Kavitätsticken,
2. lokale Faseranhäufungen, die durch den Preformprozess bedingt sind,
3. Verwendung von unterschiedlichen textilen Halbzeugen, insbesondere mit unterschiedlicher Lagenanzahl.

Wie bei der Faserorientierung empfiehlt sich eine Ermittlung des lokalen Faservolumengehaltes auf Basis einer vorangegangenen Drapiersimulation. Durch die Verwendung eines unidirektionalen Geleges können jedoch etablierte Modelle [23-26], die für Gewebe gelten und auf einer Korrelation zwischen Scherwinkel und Faservolumengehalt aufbauen, nicht verwendet werden. Hier muss eine andere Vorgehensweise zur Ermittlung des lokalen Faservolumengehaltes gewählt werden. In Kärger et al. [22] werden erste Ansätze entwickelt, die den lokalen Faservolumengehalt über den Abstand zwischen den Faserbündeln berechnen. Die Faserbündel können sich beim Drapierprozess annähern bzw. voneinander entfernen und dadurch den lokalen Faservolumenanteil beeinflussen. In Abbildung 5.5 ist eine Approximation des Faservolumengehaltes mit der „Abstandsmethode“ schematisch anhand eines Mesomodells mit drei Faserbündeln illustriert. Das Faserbündel in der Mitte verläuft nicht parallel zu den beiden äußeren. Dies führt dazu, dass Bereiche entstehen, bei denen die Faserbündel näher beieinanderliegen, während sie an anderen Stellen weiter voneinander entfernt sind. Das Faserbündel in der Mitte verläuft nicht parallel zu den beiden äußeren. Dies führt dazu, dass Bereiche entstehen, bei denen die Faserbündel näher beieinanderliegen, während sie an anderen Stellen weiter voneinander entfernt sind. Dadurch entstehen lokal variierende Faservolumengehalte, vgl. Abbildung 5.5 rechts. Rote Bereiche kennzeichnen einen hohen und blaue Bereiche einen niedrigen Faser-volumengehalt.

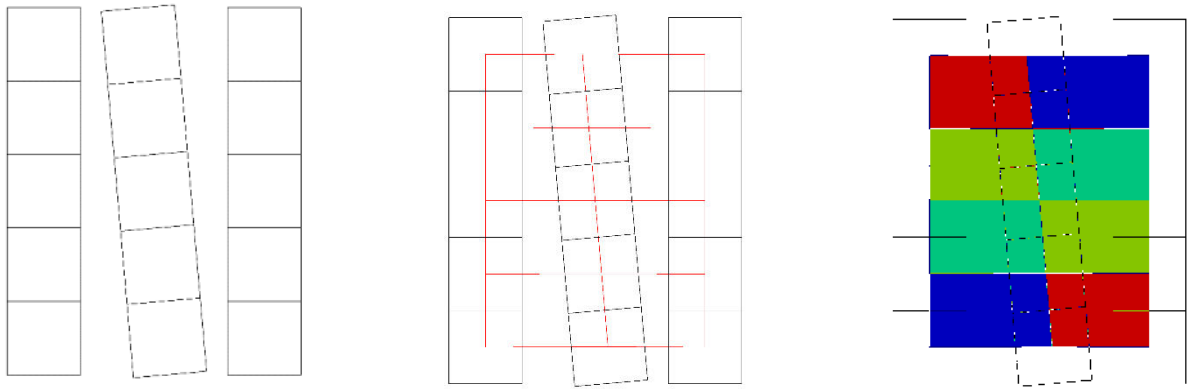


Abbildung 5.5: Approximation des Faservolumengehaltes mit der Abstandsmethode
 links: Import des Drapiernetzes,
 Mitte: Erstellung des Interpolationsnetzes,
 rechts: Berechnung des lok. Faservolumengehaltes
 Angelehnt an Kärger et al. [22]

Um den lokalen Faservolumengehalt berechnen zu können, wird das diskontinuierliche FE-Netz des Mesomodells in ein kontinuierliches Interpolationsnetz überführt (siehe Abbildung 5.5 Mitte). Als Knotenpunkte des Interpolationsnetzes dienen dabei die Elementmittelpunkte des Mesomodells. Anhand der Abstände dieser Elementmittelpunkte kann der lokale Faservolumengehalt berechnet werden. Für jedes Element des Interpolationsnetzes wird hierzu die gemittelte Kantenlänge L in senkrechter Richtung zu den Faserbündeln ermittelt und ins Verhältnis zum ursprünglichen Abstand L_0 der Faserbündel im undeformierten Zustand gesetzt. Der lokale Faservolumengehalt V_f wird mit folgender Rechenvorschrift abgeschätzt:

$$V_f = V_{f,0} \cdot \frac{L_0}{L} \quad (5.1)$$

Der skalare Wert des Faservolumengehaltes wird in jedem Element des Interpolationsnetzes gespeichert. Um den Faservolumengehalt vom Interpolationsnetz auf ein Zielnetz, z. B. für die Formfüllsimulation, zu mappen, kann wiederum die Software MpCCI MapLib verwendet werden. In Abbildung 5.6 ist die Methode für die Berechnung des Faservolumengehaltes am Beispiel eines Fahrradsattels dargestellt.

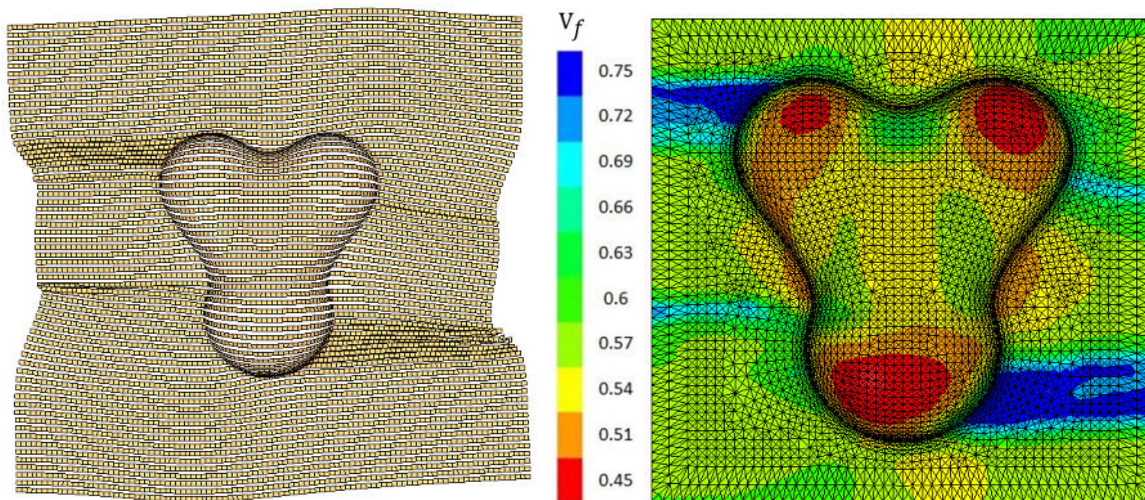


Abbildung 5.6: Drapiersimulation eines Fahrradsattels (links) mit resultierender Verteilung des lokalen Faservolumengehaltes (rechts)
Angelehnt an Kärger et al. [22]

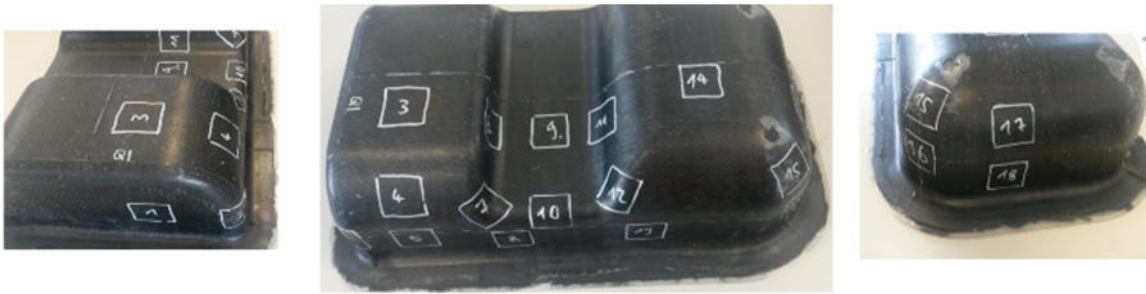
Die linke Seite von Abbildung 5.6 zeigt das Ergebnis einer Drapiersimulation des Fahrradsattels [Quelle ITV Denkendorf]. Darin sind Bereiche vor und hinter dem Sattel zu erkennen, an denen die Faserbündel relativ eng zusammenliegen. In den Wölbungen des Sattels hingegen sind die Abstände der Faserbündel relativ groß. Auf der rechten Seite der Abbildung 5.6 ist das Formfüllnetz mit den gemappten Faservolumengehalten aus der Drapiersimulation dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass die Verteilung des Faservolumengehaltes qualitativ gut abgebildet wird. Generell ist diese Methode jedoch nur bei moderaten Abstandsänderungen zwischen den Faserbündeln anwendbar. Wenn jedoch die Drapiersimulation zum Beispiel nur sehr geringe Abstände zwischen den Faserbündeln oder gar Überschneidungen prognostiziert, entstehen unrealistisch hohe Werte für den Faservolumengehalt. In jedem Fall ist die Methode darauf angewiesen, dass die Drapiersimulation die Deformation der Faserbündel gut abbildet, da sonst realitätsferne Faservolumengehalte entstehen. Nach aktuellem Stand der Forschung weisen die Mesomodelle zur Modellierung von unidirektionalem Gelege gerade bei komplexen Bauteilgeometrien, wie zum Beispiel der KK-Form, noch keine ausreichende Genauigkeit auf. Deswegen ist die vorgestellte Methode zum Mapping der Faservolumengehalte oftmals nicht anwendbar.

Aufgrund dieses Umstandes wird alternativ eine experimentelle Methode zur Bestimmung des lokalen Faservolumengehaltes verwendet. Hierfür werden lokale Proben aus einem gefertigten RTM-Bauteil ausgeschnitten. Anschließend wird der Matrixanteil in einem

Mikrowellenverbrennungsofen durch Veraschung aus der Probe entfernt. Durch die Bestimmung des Probengewichts vor und nach der Veraschung kann die Masse der Fasern (m_f) und der Matrix (m_m) ermittelt werden. Der Faservolumengehalt der Probe wird anschließend mit

$$V_f = \frac{\frac{m_f}{\rho_f}}{\frac{m_f}{\rho_f} + \frac{m_m}{\rho_m}} \quad (5.2)$$

berechnet. Die Methode zur experimentellen Ermittlung des lokalen Faservolumengehaltes wird zur Analyse der KK-Form angewendet. Für die Herstellung der RTM-Bauteile der KK-Form wird das, in Kapitel 3 vorgestellte unidirektionale Gelege U-C-PB-336 der Firma Saertex und das Epoxidharz Biresin[®] CR170 mit dem Härter Biresin[®] CH150-3 der Firma Sika verwendet. Für die Analyse werden 18 quadratische Proben mit einer Kantenlänge von ca. 3 cm aus der KK-Form mit einem Dremel ausgeschnitten und in einem Mikrowellenverbrennungsofen der Firma CEM (Modell: Phoenix Standard Unit, maximale Leistung: 1400 Watt) verascht. In Abbildung 5.7 ist das Ergebnis der Faservolumengehaltsanalyse dargestellt. Es zeigen sich deutliche Schwankungen des lokalen Faservolumengehaltes im Bauteil. Darüber hinaus ist zu erkennen, dass die Wahl des Lagenaufbaus einen signifikanten Einfluss darauf hat, an welchen Stellen sich die Fasern beim Drapierprozess lokal anhäufen. Dies führt dann auch zu deutlichen Unterschieden beim Faservolumengehalt.



Faservolumengehalt lokaler Proben der KK-Form
Experimentelle Bestimmung durch Mikrowellenveraschung

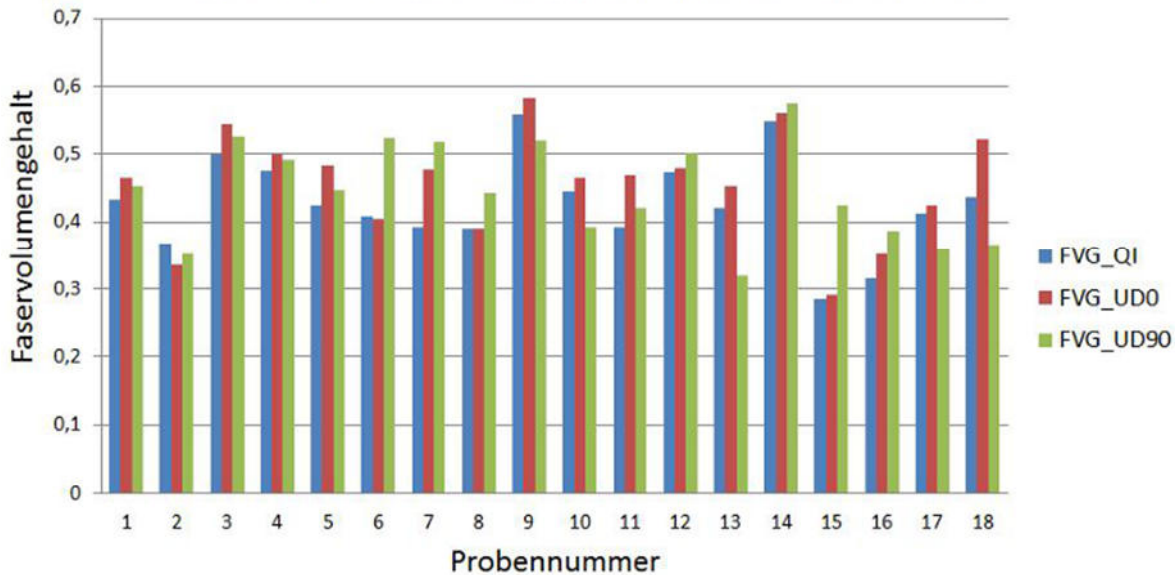


Abbildung 5.7: Bestimmung des lokalen Faservolumengehaltes mittels Mikrowellenveraschung, aus Magagnato et al. [30]

Um die ermittelte Verteilung der Faservolumengehalte aus der Mikrowellenveraschung in der Formfüllsimulation zu berücksichtigen, empfiehlt es sich, das FE-Netz in mehrere Zonen aufzuteilen. Die Anordnung der Zonen gestaltet sich dabei auf Grundlage des Ausschnittmusters der Proben. Diesen Zonen wird dann der zugehörige Wert aus der experimentellen Untersuchung zugewiesen. Die Zonen sollten dabei so aufgeteilt sein, dass der ermittelte experimentelle Wert eine gute Mittelung über die ausgewählte Zone darstellt. Beim Beispiel der KK-Form wird das FE-Netz in 18 Zonen entsprechend der 18 Proben unterteilt, siehe Abbildung 5.8.

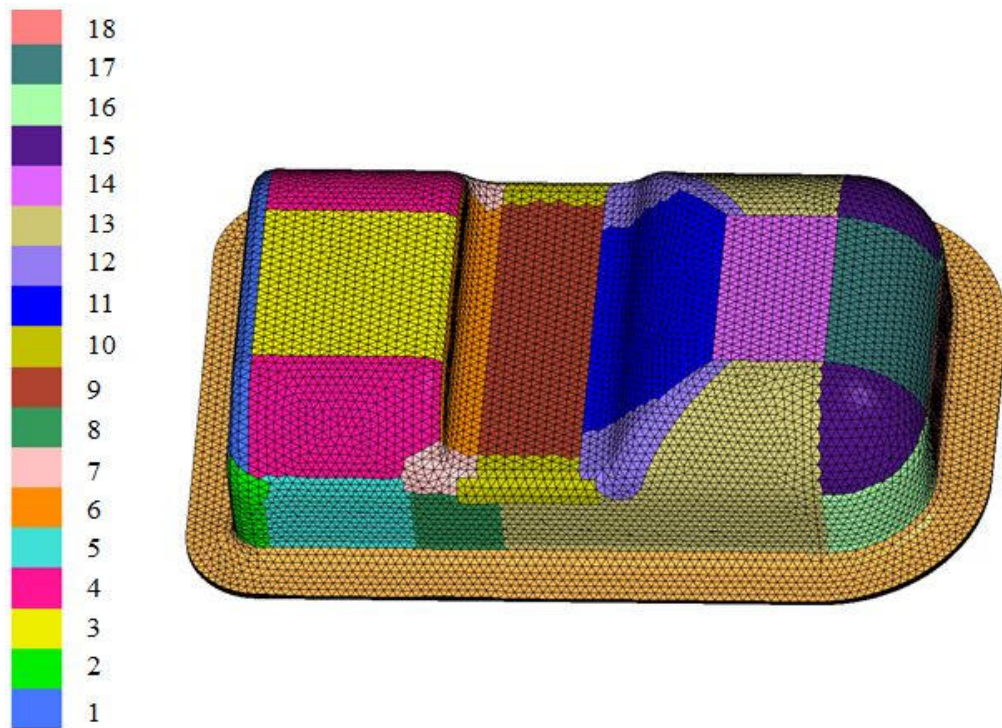


Abbildung 5.8: Aufteilung der KK Form in 18 Zonen mit unterschiedlichem Faservolumengehalt, aus Magagnato et al. [30]

5.3 Einfluss der lokalen Faserstruktur auf das Formfüllergebnis

Im Folgenden wird die RTM-Formfüllung am Beispiel der KK-Form mit numerischen und experimentellen Methoden untersucht. Ziel dabei ist es aufzuzeigen, welchen Einfluss lokale Änderungen in der Faserstruktur, die bei der Drapierung entstehen, auf den Formfüllprozess haben. Die KK-Form wird deswegen gewählt, da sie aktuelle Schlüsselherausforderungen für RTM-Bauteile in der Industrie beinhaltet, zum Beispiel sogenannte Kofferecken oder starke Krümmungen. Um lokale Materialhäufungen in der Preform zu kompensieren und somit Trockenstellen zu vermeiden, sind in der KK-Form unterschiedliche Materialstärken (2.7 mm bis 6 mm, vgl. Abbildung 5.9) verarbeitet. Dadurch sind auch die besonders deutlichen Unterschiede im Faservolumengehalt, vgl. Abbildung 5.7, zu erklären.

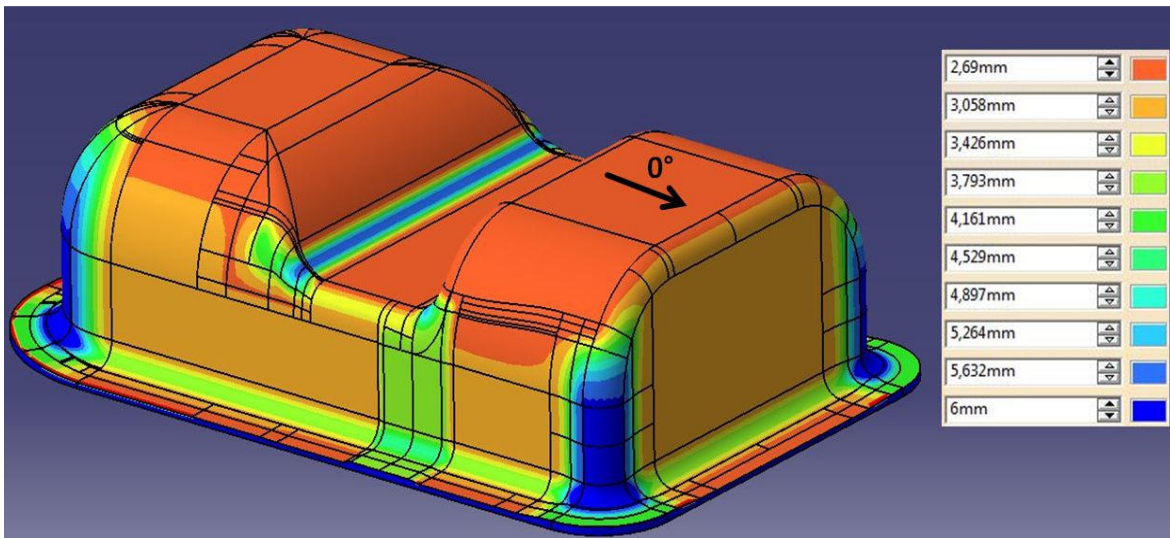


Abbildung 5.9: CAD-Modell der KK-Form mit variierenden Schalendicken
aus Magagnato et al. [30]

5.3.1 Numerische Analyse des Formfüllverlaufes

Um den Einfluss des Lagenaufbaus auf die lokale Faserstruktur nach der Drapierung und auf das spätere Formfüllergebnis zu ermitteln, werden drei unterschiedliche Lagenaufbauten der KK-Form, vgl. Tabelle 5.2, untersucht:

Tabelle 5.2: Lagenaufbauten der KK-Form [30]

Nomenklatur	Faserorientierung	Lagenanzahl	Lagenaufbau
KK_0°	Unidirektional 0°	8	[0°] _{8s}
KK_90°	Unidirektional 90°	8	[90°] _{8s}
KK_QI	Quasiisotrop	8	[0°, 90°, +45°, -45°, -45°, +45°, 90°, 0°]

Abbildung 5.10 zeigt das FE-Netz der KK-Form für die Formfüllsimulation mit der Software PAM-RTM [73]. Das Netz besteht aus prismenförmigen Elementen mit dreieckiger Grundfläche. Als textiles Halbzeug wird das aus Abschnitt 3.3 bekannte unidirektionale U-C-PB-336 der Firma Saertex verwendet. Deswegen können die Permeabilitätsverläufe K_1 (v_f) und K_2 (v_f) direkt aus Abbildung 3.7 übernommen werden. Die Permeabilität in Dickenrichtung (K_3) spielt aufgrund der geringen Bauteildicke der

KK-Form nur eine untergeordnete Rolle. K_3 liegt bei unidirektionalem Gelege in guter Näherung zur Größenordnung von K_2 . Die Injektion erfolgt durch einen geteilten Angusskanal (vgl. rote Punkte in Abbildung 5.10). Die Entlüftungen befinden sich in den vier äußeren Ecken der KK-Form (vgl. blaue Punkte in Abbildung 5.10). Die Druckdifferenz zwischen Anguss und Entlüftung beträgt während der Injektion konstant 4 bar. Diese Injektionsstrategie wurde zuvor in einer Vorauslegung mit einem vereinfachten Simulationsmodell ermittelt. Das Optimierungsziel der Vorauslegung war dabei einen homogenen Formfüllverlauf und eine möglichst kurze Zykluszeit zu erreichen.

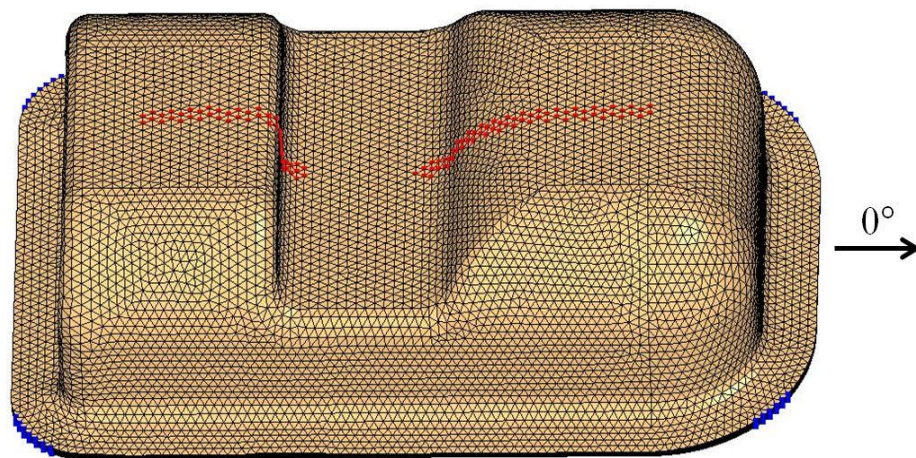


Abbildung 5.10: FE Netz der KK-Form mit Anguss- (rot) und Entlüftungskonzept (blau)
Aus Magagnato et al. [30]

Für die Formfüllsimulationen wird für jeden Lagenaufbau ein Simulationsmodell mit Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur erstellt. Dabei wird die lokale Faserorientierung aus einer vorangegangenen Drapiersimulation auf das Formfüllmodell gemapped und der lokale Faservolumengehalt mittels Mikrowellenveraschung bestimmt (vgl. Abschnitt 5.2). Zusätzlich zum gemappten Modell wird jeweils ein Referenzmodell erstellt, bei dem die Faserorientierung mit der Projektionsmethode anhand des Lagenaufbaus global vorgegeben ist (vgl. Abschnitt 5.2). Der Faservolumengehalt beim Referenzmodell wird als konstant angenommen. Hierfür wird ein gemittelter Wert über das gesamte Bauteil berechnet. Um einen möglichst genauen Mittelwert zu erhalten, wird dafür die jeweilige Preform der KK-Form gewogen. Durch Kenntnis des Kavitätsumfanges $V_{\text{Kavität}}$ und der Dichte ρ_f der Fasern kann mit Gleichung 5.3 ein gemittelter Faservolumengehalt errechnet werden:

$$V_f = \frac{V_{Pr eform}}{V_{Kavität}} = \frac{m_{Pr eform}}{V_{Kavität} \cdot \rho_f} \quad (5.3)$$

Um den Einfluss der lokalen Faserstruktur auf das Ergebnis der Formfüllsimulation zu demonstrieren, wird im Folgenden das gemappte Modell jeweils mit dem Referenzmodell verglichen. Zum besseren Überblick der unterschiedlichen Simulationsmodelle für die verschiedenen Lagenaufbauten, sind diese in der Tabelle 5.3 nochmal aufgelistet:

Tabelle 5.3: Unterschiedliche Modelle für die Formfüllsimulation der KK-Form [30]

Simulationsmodell	Faserorientierung	Faservolumengehalt	Lagenaufbau
KK_QI_FS_global (Referenz)	global vorgegeben (Projektionsmethode)	47 % (gemittelter Wert)	Quasi-isotrop
KK_QI_FS_lokal	lokal ermittelt (Drapiersimulation)	Lokal bestimmt (Mikrowellenveraschung)	Quasi-isotrop
KK_UD_0_FS_global (Referenz)	global vorgegeben (Projektionsmethode)	47 % (gemittelter Wert)	Unidirektional 0°
KK_UD_0_FS_lokal	lokal ermittelt (Drapiersimulation)	Lokal bestimmt (Mikrowellenveraschung)	Unidirektional 0°
KK_UD_90_FS_global (Referenz)	global vorgegeben (Projektionsmethode)	46 % (gemittelter Wert)	Unidirektional 90°
KK_UD_90_FS_lokal	lokal ermittelt (Drapiersimulation)	Lokal bestimmt (Mikrowellenveraschung)	Unidirektional 90°

Um den Einfluss der unterschiedlichen Simulationsmodelle auf das Ausbreitungsverhalten des Matrixmaterials zu demonstrieren, werden in Abbildung 5.11 die Fließfronten bei einer Injektionszeit von 15 Sekunden gegenübergestellt. Zunächst werden die Referenzmodelle auf der linken Seite betrachtet (a, c, e). Beim quasi-isotropen Lagenaufbau (a) bildet die Fließfront die Form einer Ellipse. Im mittleren Korridor zwischen den beiden „Höckern“ der KK-Form hinkt die Fließfront jedoch aufgrund der Teilung des Linienangusses (vgl. Abbildung 5.10) etwas zurück. Durch den quasiisotropen Lagenaufbau und eine fehlende Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur ist die Strömungsgeschwindigkeit in alle Richtungen nahezu gleich schnell. Für den unidirektionalen Lagenaufbau in 0°-Richtung

(c) ist die Ellipse hingegen deutlich schlanker. Das Matrixmaterial breitet sich aufgrund der besseren K_1 -Permeabilität im Vergleich zu K_2 in 0° -Richtung viel schneller aus als in 90° -Richtung. Beim 90° -Lagenaufbau (e) ist die Ellipse hingegen wesentlich bauchiger. Hier zeigen die Vektoren der Faserorientierungen in den Elementen in die 90° -Richtung und somit ist die Ausbreitungsgeschwindigkeit in diese Richtung am höchsten. Beim Vergleich zwischen den gemappten Modellen und den Referenzmodellen wird deutlich, dass es unter Berücksichtigung der durch die Drapierung bedingten lokalen Veränderungen in der Faserstruktur auch zu lokalen Abweichungen im Formfüllverlauf kommt. Bei der KK-Form sind die Abweichungen aufgrund der unterschiedlichen Materialstärken und der damit verbundenen starken Unterschiede im Faservolumengehalt, vgl. Abbildung 5.7, besonders deutlich. Der übergeordnete Einfluss des Lagenaufbaus ist jedoch weiterhin zu erkennen.

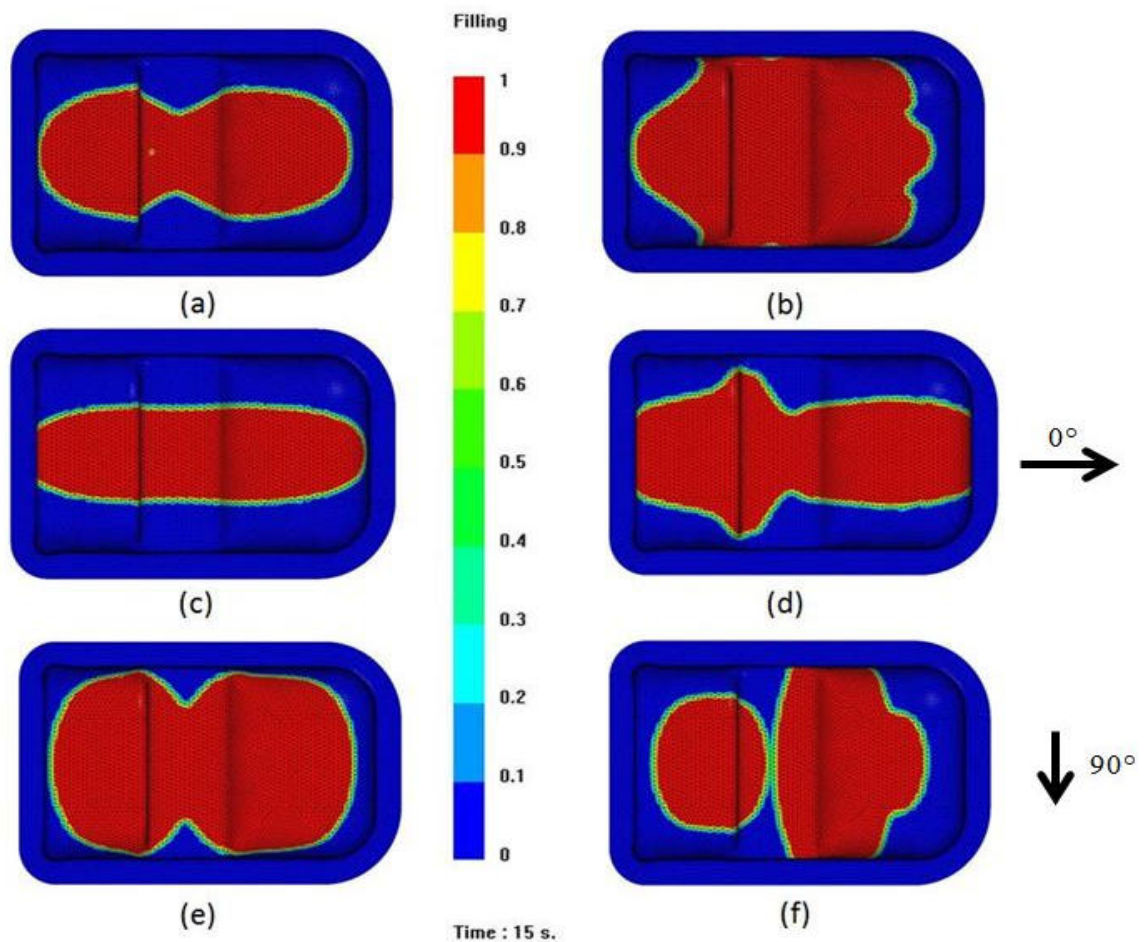


Abbildung 5.11: Vergleich der Fließfront nach 15 Sekunden:

- a) KK_QI_FS_global, b) KK_QI_FS_lokal, c) KK_UD_0_FS_global,
- d) KK_UD_0_FS_lokal, e) KK_UD_90_FS_global,
- f) KK_UD_90_FS_lokal, aus Magagnato et al. [30]

5.3.2 Experimenteller Aufbau zur Validierung der Simulation

Für die Validierung der verschiedenen Simulationsmodelle wird ein experimenteller Aufbau zur Fertigung der KK-Form im RTM-Verfahren verwendet. Dafür wurde ein spezielles RTM-Werkzeug in Zusammenarbeit mit der Firma Pelz Technik GmbH entwickelt, das im Labor des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am KIT zum Einsatz kommt. In Abbildung 5.12 sind die einzelnen Fertigungsschritte für die Herstellung der KK-Form dargestellt.

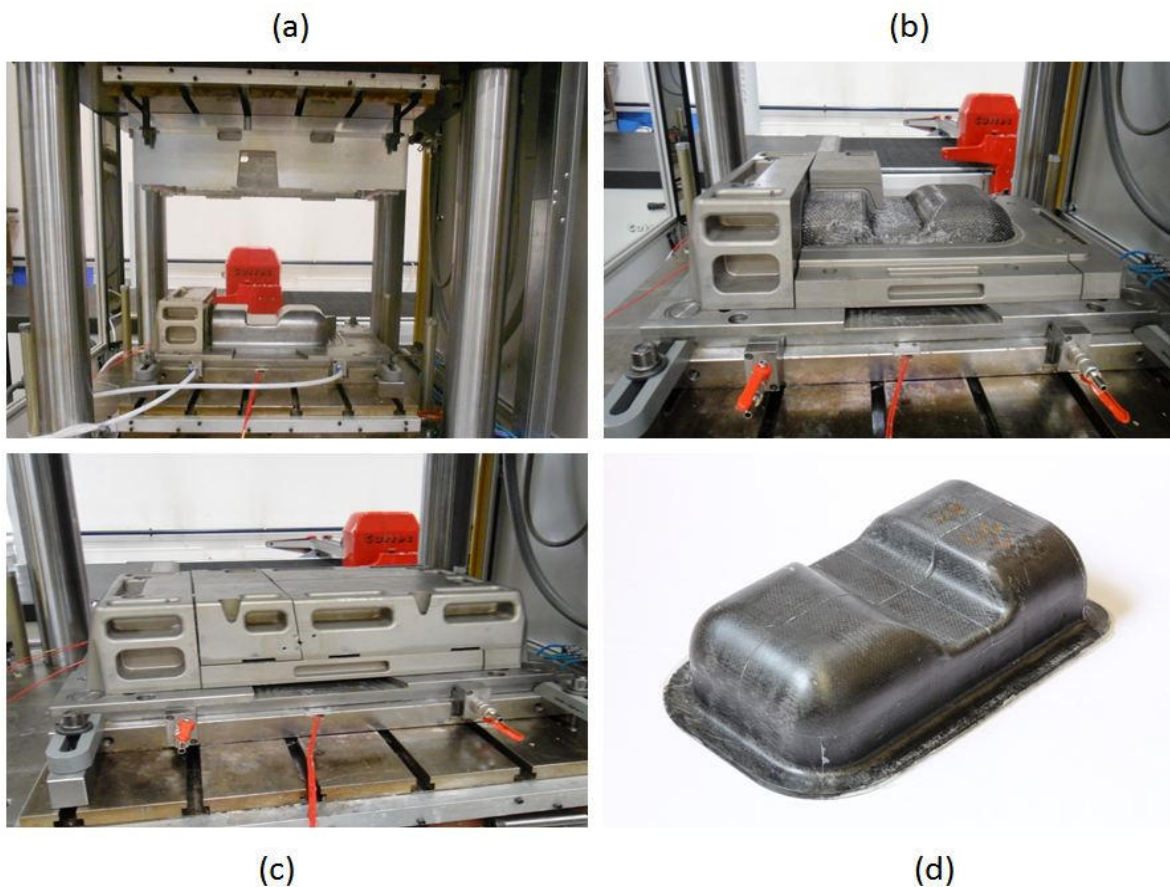


Abbildung 5.12: RTM-Fertigung der KK-Form am KIT:

- a) RTM-Werkzeug ohne Preform, b) Integration der Preform ins RTM-Werkzeug, c) Montage der Werkzeughälften vor der Formfüllung, d) konsolidiertes KK-Bauteil, aus Magagnato et al. [30]

Da die RTM-Fertigung der KK-Form ausschließlich für wissenschaftliche Untersuchungen vorgesehen ist, und daher die Stückzahlen eher gering sind, wird aus Kostengründen auf eine Automatisierung der Fertigungsschritte verzichtet. Folglich ist bei der Fertigung teilweise noch Handarbeit erforderlich. Allerdings wird auf die Reproduzierbarkeit der

Herstellprozesse großen Wert gelegt. Zunächst wird die Preform in die untere Werkzeughälfte eingelegt (a, b). Dann werden die 8 Teile der oberen Werkzeughälfte sorgsam montiert (b, c). Die obere Werkzeughälfte besteht hierbei aus mehreren Teilstücken, damit eine Abscherung der Fasern beim Zusammenbau vermieden wird. Um die benötigte Gegenkraft zu erreichen und ein Öffnen des Werkzeuges durch den Injektionsdruck zu vermeiden, wird der gesamte Aufbau in eine hydraulische Presse integriert und mit einer Kraft von 4000 kN beaufschlagt. Nach der Aushärtung des Matrixmaterials kann das KK-Bauteil entnommen werden (d).

Für die Validierung der Formfüllsimulation wird anstatt des Epoxidharzes das Testfluid Mesamoll, vgl. Abschnitt 3.2, bei Raumtemperatur in die Preform infiltriert. Dadurch kann eine konstante Viskosität des Matrixmaterials angenommen werden. Somit liegt der Fokus der Untersuchung ausschließlich auf dem Einfluss der lokalen Faserstruktur. Um den Druckverlauf während der Formfüllung experimentell aufzunehmen, werden sechs Sensoren in die Kavität des RTM-Werkzeuges integriert. Abbildung 5.13 zeigt die lokale Anordnung der integrierten Sensoren.

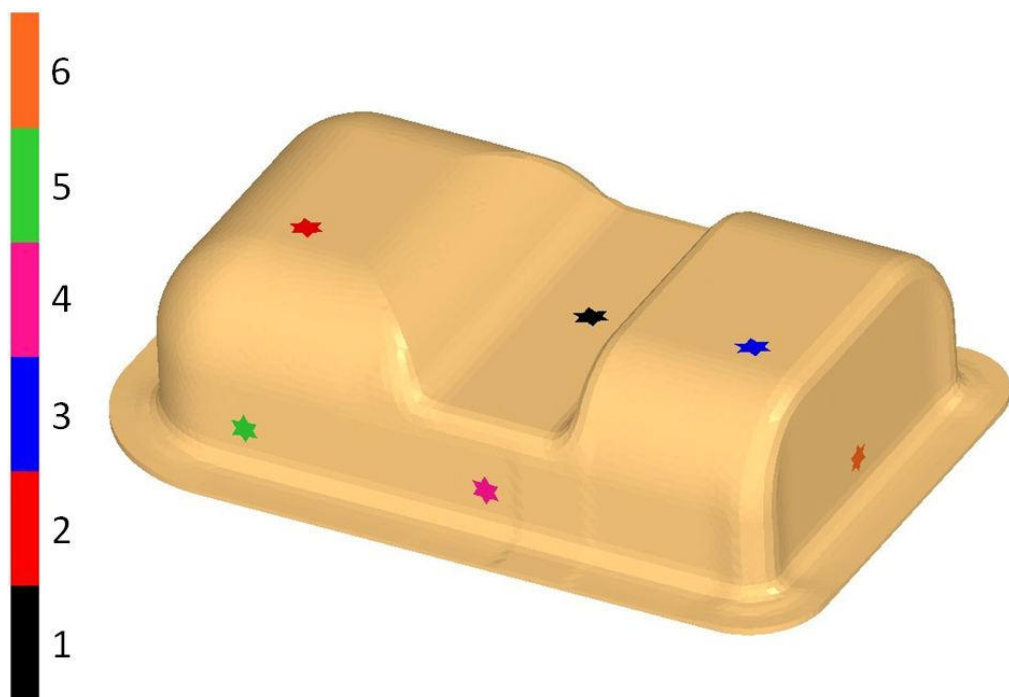


Abbildung 5.13: Positionierung der sechs Drucksensoren in der RTM-Kavität
Aus Magagnato et al. [30]

5.3.3 Vergleich zwischen Experiment und Simulation

Für die Validierung der Simulationsmodelle werden die experimentellen Druckkurven, der sechs integrierten Sensoren mit den virtuell erstellten Druckkurven aus der Simulation verglichen. Dafür werden auch im Simulationsmodell sechs „virtuelle“ Sensoren an die Stellen der realen Sensoren gesetzt. In Abbildung 5.14 sind die verschiedenen Druckkurven für den quasi-isotropen Lagenaufbau dargestellt.

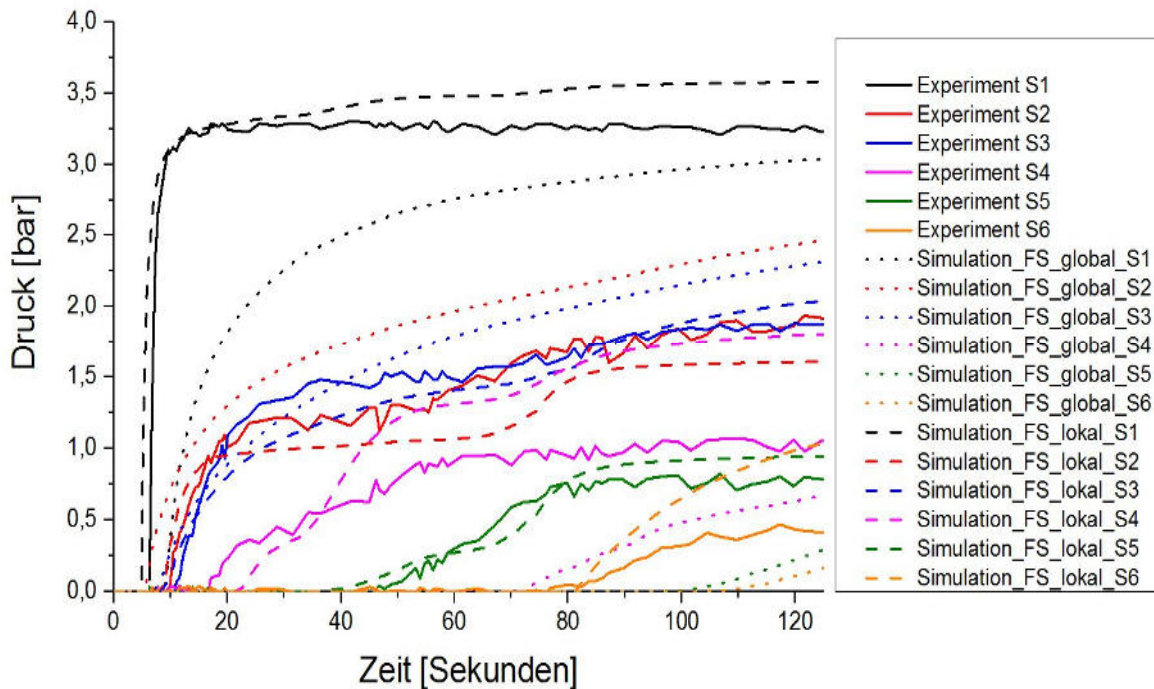


Abbildung 5.14: Vergleich der Druckkurven für den quasi-isotropen Lagenaufbau

Aus Magagnato et al. [30]

Das Referenzmodell zeigt für die drei angussnahen Sensoren 1-3 eine gerade noch annehmbare Übereinstimmung mit dem Experiment. Durch die kurze Fließstrecke passen die Zeitpunkte, bei denen die Sensoren 1-3 erstmalig ausschlagen noch einigermaßen überein, jedoch ergeben sich hier bereits auffallende Unterschiede im Druckverlauf. Für die angussfernen Sensoren 4-6 ist die Übereinstimmung deutlich schlechter. Hier ist der Formfüllvorgang in der Simulation im Vergleich zum Experiment deutlich verzögert. Gerade bei Sensor 4 ist die Übereinstimmung sehr schlecht, da hier die Ausbreitung der Fließfront im Bereich zwischen den beiden „Höckern“ der KK-Form durch eine deutliche Überschätzung des Faservolumengehaltes in den Zonen 6 und 11, vgl. Abbildung 5.7, aufgehalten wird. Für das gemappte Modell kann besonders für die drei angussnahen Sensoren eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment

festgestellt werden. Bei den Sensoren 4-6 ist die Übereinstimmung erheblich besser als beim Referenzmodell. Hier sind nur kleinere Abweichungen im Druckniveau bei den Sensoren 4 und 6 zu erkennen. Insgesamt ist die Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur in diesem Anwendungsfall von Vorteil.

Abbildung 5.15 zeigt die Druckverläufe für den unidirektionalen Lagenaufbau, bei dem alle Faserbündel parallel zum Angusskanal (0°) ausgerichtet sind. Hier verhält sich die Strömung völlig unterschiedlich im Vergleich zum quasi-isotropen Fall. Entsprechend dem 0° -Aufbau breitet sich die Fließfront in Richtung des Angusskanals sehr zügig aus, vgl. Abbildung 5.11 (c und d). Deswegen spricht der Sensor 6 zum Beispiel sehr schnell an, wohingegen die Sensoren 4 und 5 erst nach ca. 100 Sekunden von der Fließfront erreicht werden. Bei den angussnahen Sensoren 1-3 zeigen sowohl das Referenzmodell wie auch das gemappte Modell kleinere Abweichungen im Vergleich zum experimentell ermittelten Druckverlauf.

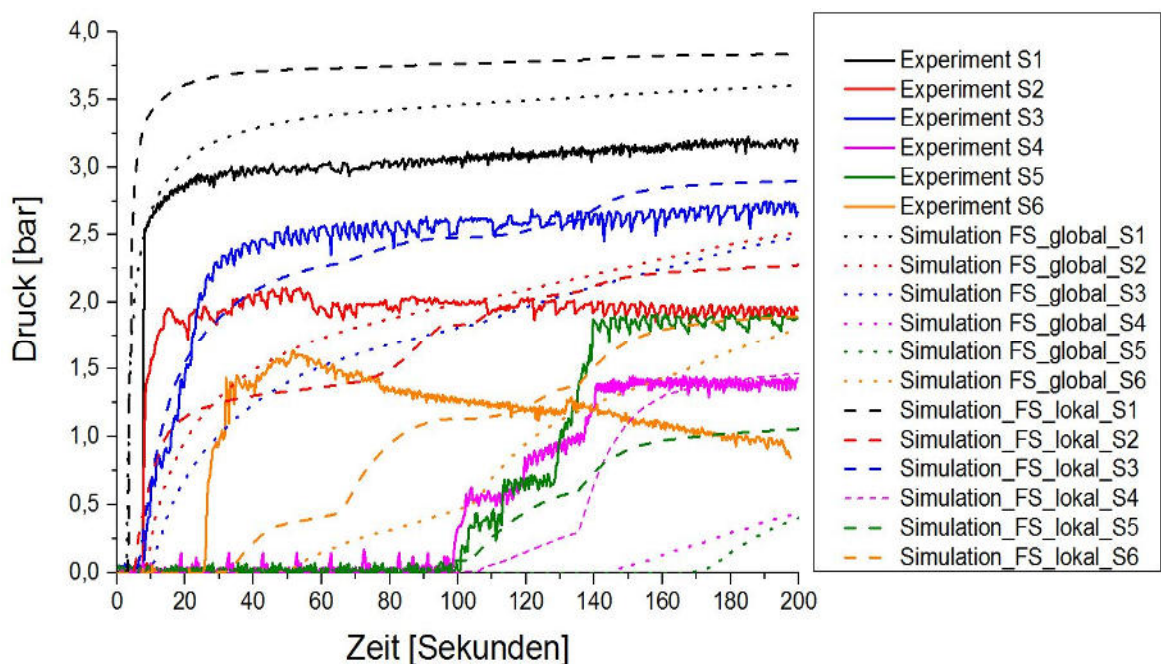


Abbildung 5.15: Vergleich der Druckkurven für den unidirektionalen Aufbau (0°)

Aus Magagnato et al. [30]

Generell ist die Übereinstimmung mit dem Experiment jedoch für beide Modelle passabel. Für die angussfernen Sensoren ist die Vorhersagegenauigkeit beim gemappten Modell deutlich besser als beim Referenzmodell. Bei den Sensoren 4 und 5 ist der Unterschied besonders deutlich. Beim Referenzmodell wird der Faservolumengehalt in den Zonen 6

und 13 durch den Mittelwert als zu hoch angenommen. Dadurch kommt es fälschlicherweise zu einer Verzögerung der Strömung und die Sensoren 4 und 5 werden im Vergleich zum Experiment erst deutlich später erreicht.

In Abbildung 5.16 werden die Druckkurven für den unidirektionalen Lagenaufbau, bei dem alle Faserbündel in 90°-Richtung ausgerichtet sind, verglichen. Durch diese Anordnung trifft die Strömung in Richtung des Angusskanals auf einen großen Widerstand. Hier meldet zum Beispiel Sensor 6 im Experiment überhaupt keinen Ausschlag. Dies deutet darauf hin, dass der Sensor überhaupt nicht von der Fließfront erreicht wird. Senkrecht zum Angusskanal breitet sich die Fließfront hingegen sehr schnell aus, wodurch die Sensoren 4 und 5 schon nach relativ kurzer Zeit (≈ 30 -35 Sekunden) einen Druckanstieg wahrnehmen. Wie im Fall der beiden anderen Lagenaufbauten, zeigt sich eine verbesserte Vorhersagegüte des Simulationsmodells, wenn die lokale Faserstruktur berücksichtigt wird.

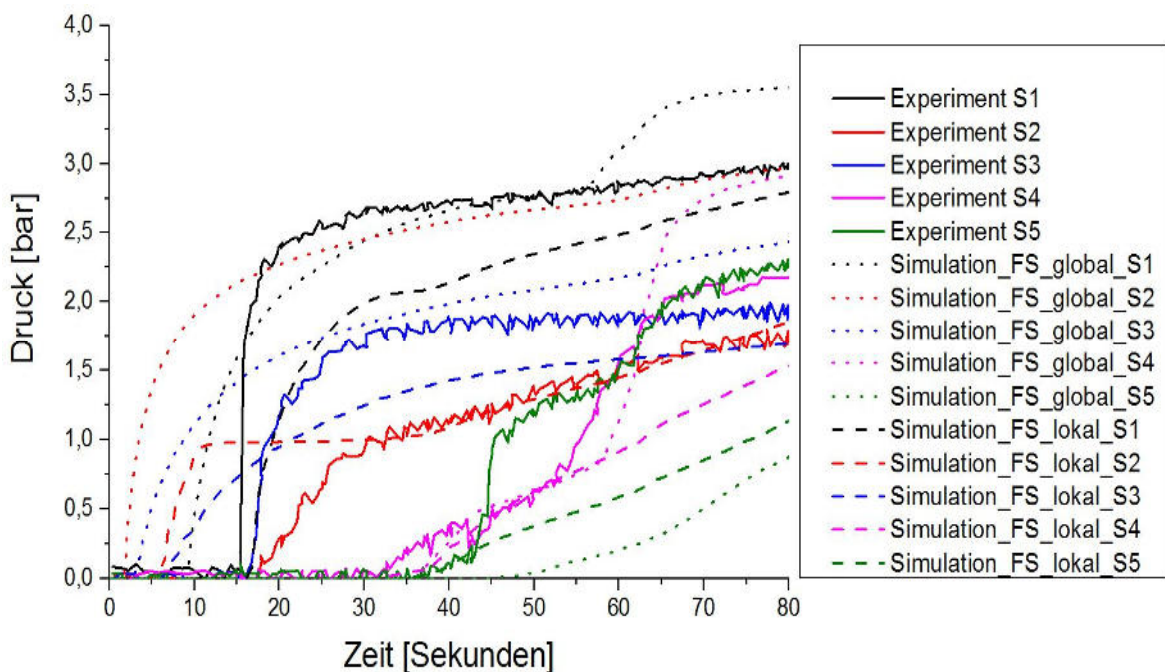


Abbildung 5.16: Vergleich der Druckkurven für den unidirektionalen Aufbau (90°)

Aus Magagnato et al. [30]

5.4 Methoden zur Modellierung von Lufteinschlüssen

Die in Abschnitten 5.2 und 5.3 vorgestellten Methoden erlauben eine Vorhersage der Fließfrontausbreitung und des Druckverlaufes unter Berücksichtigung der lokalen Faserstruktur. Zusätzlich ist es für die nachfolgenden Simulations- bzw. Auslegungsschritte

(Aushärtung, Struktursimulation) sowie für die Auslegung des Formfüllprozesses erstrebenswert, Informationen über mögliche Lufteinschlüsse, die während der RTM-Formfüllung entstehen, zu erhalten. Für die Modellierung von Lufteinschlüssen werden im Folgenden verschiedene Simulationsmethoden untersucht. Wie bereits im Stand der Forschung (Kapitel 2) erläutert, kann die RTM-Formfüllung durch das Gesetz von Darcy und die Kontinuitätsgleichung für die Masse geeignet abgebildet werden. Dabei wird meist von einer inkompressiblen Zweiphasenströmung ausgegangen, bei der die Kompressibilität der Gasphase vernachlässigt wird. Zur Reduzierung der Rechenzeit wird dafür die kontrollvolumenbasierte Finite-Elemente-Methode (CVFEM) eingesetzt.

Die etablierte, kommerzielle Software PAM-RTM der Firma ESI verwendet beispielsweise diesen Ansatz für die Simulation der RTM-Formfüllung. Diese kann entstehende Lufteinschlüsse mit der Aktivierung der Funktion „detect airtraps“ erkennen. Ein Lufteinschluss wird hierbei als geschlossene Region mit nicht- bzw. nur teilweise gefüllten Zellen definiert, die keine direkte Verbindung zu einer offenen Entlüftungsstelle hat. Der Druck innerhalb des Lufteinschlusses berechnet sich dabei aus einem umgrenzenden Druckfeld des Matrixmaterials. Mit fortschreitender Fließdauer nimmt der Druck im Bereich des Lufteinschlusses meist zu. Um die Kompression des Lufteinschlusses aufgrund des ansteigenden Druckes nachzubilden, wird das ideale Gasgesetz ($p \cdot V = \text{konstant}$) angewendet. [73]

Ein weiterer Ansatz für die Modellierung der Lufteinschlüsse ist, eine stärker gekoppelte Zweiphasenströmung mit Berücksichtigung der Kompressibilität der Gasphase zu berechnen. Dies entspricht der Volume-of-Fluid-Methode für kompressible Strömungen. Dafür wurde im Rahmen einer vom Autor betreuten studentischen Arbeit [75] eine Simulationsmethode mit der quellenoffenen und frei erhältlichen Software OpenFOAM [76] entwickelt. Basis für die Berechnung stellt der gut validierte und vielseitig eingesetzte InterFoam-Löser dar [77-78]. Dieser instationäre Löser ist in der Lage, eine Strömung zweier inkompressibler und nichtmischbarer Fluide auf Basis eines erweiterten Volume of Fluid-Ansatzes (VoF) unter Berücksichtigung der Oberflächenspannung zu berechnen. Dafür wird die VoF-Methode mit dem Continuum Surface Force (CSF)-Modell nach Brackbill [93] kombiniert. Für die Berechnung von Strömungen in porösen Medien existiert in OpenFOAM bereits eine Abwandlung von InterFoam namens „PorousInterFoam“. Um auch die Kompressibilität der Gasphase geeignet zu berücksichtigen, wird PorousInterFoam mit einem weiteren Löser namens

„CompressibleInterFoam“ kombiniert. CompressibleInterFoam ist der Standardlöser zur Berechnung von kompressiblen Multiphasenströmungen, jedoch kann darin keine Durchströmung von porösen Medien abgebildet werden. Aus dieser Kombination der beiden Module entsteht ein neues Berechnungsmodul mit dem Namen „CompressiblePorousInterFoam“. Durch die kompressible Modellierung beider Phasen bei der RTM-Strömung und durch die Berücksichtigung der Oberflächenspannung müssen die Lufteinschlüsse somit nicht, wie bei PAM-RTM, durch eine spezifische Funktion explizit detektiert werden. Durch den im Vergleich zur Luft sehr hohen Kompressionsmodul des Matrixmaterials, ist dieses als quasi-inkompressibel anzunehmen.

5.5 Evaluation der Simulationsmethoden zur Modellierung von Lufteinschlüssen

Für die Evaluation der beiden, in Abschnitt 5.4 vorgestellten Modellierungsansätze wird im Folgenden ein RTM-Formfüllvorgang in einem speziell entwickelten Prüfstand untersucht, der die Beobachtung von Lufteinschlüssen im Experiment ermöglicht. Der experimentelle Prüfstand wurde von Manuel Frey an der HTWG Konstanz entwickelt und bildet das RTM-Verfahren in vereinfachter Weise nach. Hierfür wird das Testfluid Wasser mithilfe eines Drucktopfes in eine plattenförmige Kavität gepumpt, in der sich eine Preform befindet. Die Injektion erfolgt dabei durch einen Punktanguss unter einem Druck von 0,25 bar, vgl. Abbildung 5.17.

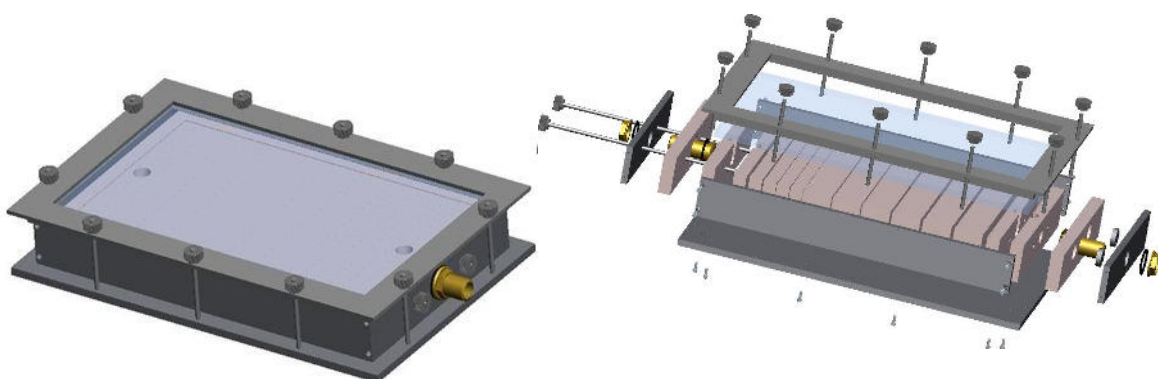


Abbildung 5.17: Experimenteller Prüfstand zur Validierung der Simulation [31]

Die Entlüftung auf der anderen Seite der Kavität ist durch einen ebenfalls punktförmigen Absaugkanal unter Atmosphärendruck realisiert. Durch den modularen Aufbau des Prüfstandes können auch andere Anguss- und Absaugkonzepte untersucht werden.

Außerdem ist es möglich, verschiedene Fließwiderstände in die Kavität einzulegen. Durch eine transparente Gestaltung der oberen Werkzeughälfte mittels einer 20 mm dicken Glasplatte ist die Fließfront während der Formfüllung jederzeit beobachtbar. Durch die geringe Druckdifferenz von 0,25 bar ist gewährleistet, dass die Durchbiegung der Glasplatte durch den Injektionsdruck nur vernachlässigbar gering ist und somit keinen Einfluss auf die Strömung ausübt. Die eingelegte Preform besteht aus sechs gleichgerichteten Lagen des unidirektionalen Kohlenstofffasergeleges „U-C-PB-336“ der Firma Saertex GmbH. Während des Versuchsaufbaus wird die Preform mit der Glasplatte und 10 Einstellschrauben (vgl. Abbildung 5.17) auf eine Dicke von ca. 2,45 mm kompaktiert. Dies entspricht einem Faservolumengehalt von 44 %. In der Vorveröffentlichung Magagnato et al. [31] waren noch keine experimentellen Permeabilitätswerte für das Gelege der Firma Saertex vorhanden und wurden mithilfe des theoretischen Modells von Gebart [52] approximiert. Für diese Arbeit werden hingegen die experimentell ermittelten Permeabilitätswerte (vgl. Abbildung 3.7) aus Abschnitt 3.3 verwendet, da sich hierdurch eine höhere Genauigkeit ergibt [12]. In Tabelle 5.4 sind die wesentlichen Parameter der Versuchskonfiguration aufgelistet.

Tabelle 5.4: Versuchsparemeter, angelehnt an Magagnato et al. [31]

Allgemeine Kenngrößen		Preform	
Druck am Anguss	1,25 bar	Material	Saertex U-C-PB-336
Entlüftung	1,00 bar	Dicke	2,45 mm
Viskosität (Wasser)	0,001 Pa·s	Lagenanzahl	6
Faservolumengehalt	44 %	Flächendichte	336 g/m ²
Permeabilität			
K ₁	$1,69 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$	In Faserrichtung	
K ₂	$4,48 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$	Senkrecht zur Faser	

Im Rahmen der Studie werden zwei verschiedene Lagenaufbauten untersucht, vgl. Tabelle 5.5. Um während der Formfüllung einen Lufteinschluss zu erzeugen, ist ein Strömungswiderstand in Form eines C-Profiles in die Preform integriert. Dafür wird in der Preform zuvor eine entsprechende Aussparung vorgesehen.

Tabelle 5.5: Unterschiedliche Versuchsanordnungen [31]

Nomenklatur	Lagenaufbau/ Faserorientierung	Fließwiderstand	Fluid
W0	0° (longitudinal)	„C“-Profil	Wasser
W90	90° (transversal)	„C“-Profil	Wasser

Für die Nachbildung des Experiments werden die beiden in Abschnitt 5.4 vorgestellten Simulationsmethoden in PAM-RTM und OpenFOAM verwendet. Das FE-Netz für PAM-RTM besteht dabei aus dreieckigen Schalenelementen mit einer fest definierten Dicke. In OpenFOAM wird auf Grundlage des FE-Netzes von PAM-RTM ein FV-Netz durch einfache Extrusion in Dickenrichtung erstellt. Die Evaluation der beiden Methoden erfolgt durch einen Vergleich der Fluidfrontenverläufe und der Füllzeiten zwischen Simulation und Experiment. Das Ziel der Studie ist hierbei die Stärken und Schwächen der verschiedenen Simulationsmethoden aufzuzeigen und deren Prognosegüte zu beurteilen.

Aufgrund der Anisotropie der Permeabilität ergeben sich je nach Lagenaufbau unterschiedliche Ausbreitungsgeschwindigkeiten in Längs- und Querrichtung. Beim unidirektionalen 0°-Lagenaufbau (W0) breitet sich das Fluid in longitudinaler Richtung schneller aus als in transversaler Richtung. Werden die Fließfronten kurz nach Injektionsstart (siehe Abbildung 5.18) betrachtet, zeigt sich sowohl für PAM-RTM als auch für die Simulationsmethode von OpenFOAM eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Im weiteren Verlauf der Formfüllung entsteht im Experiment hinter dem Strömungswiderstand ein kleiner Lufteinschluss, der sich jedoch nach kurzer Zeit wieder auflöst. Sowohl PAM-RTM (mit der eingeschalteten Option „detect air traps“) als auch die Simulationsmethode in OpenFOAM sind in der Lage den Lufteinschluss zu detektieren. Die nachfolgende Auflösung des Lufteinschlusses durch das Herausströmen einzelner Luftblasen kann in der Simulation von PAM-RTM nicht beobachtet werden. Hier ist der Lufteinschluss nach Injektionsende noch vorhanden und hat seine Position und Form nur

sehr geringfügig verändert, da bei der Modellierung in PAM-RTM kein Impulsaustausch zwischen der Luft und dem Matrixmaterial möglich ist. Beim OpenFOAM-Modell hingegen löst sich der Lufteinschluss nach und nach auf und die Kavität ist bei Injektionsende wie im Experiment komplett gefüllt.

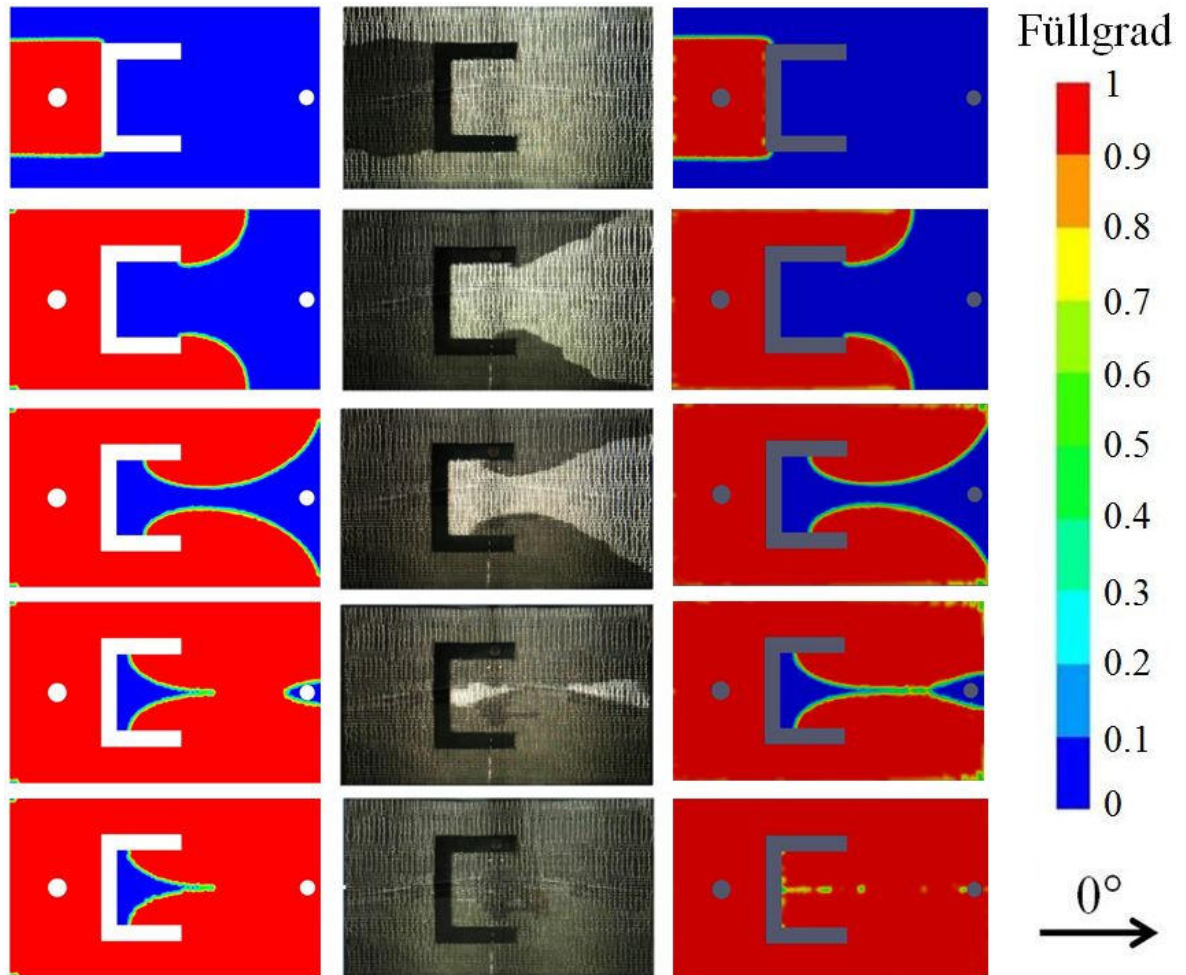


Abbildung 5.18: Versuchsanordnung W0, Vergleich der Fluidfronten:

PAM-RTM (links), Experiment (Mitte) und OpenFOAM (rechts)

Angelehnt an Magagnato et al. [31]

Bei der Versuchsanordnung W90 ergibt sich durch den geänderten Lagenaufbau ein anderer Strömungsverlauf. Hier entsteht im Experiment ein großer Lufteinschluss, der sich mit fortschreitender Injektionsdauer etwas komprimiert und am Injektionsende zurückbleibt, vgl. Abbildung 5.19.

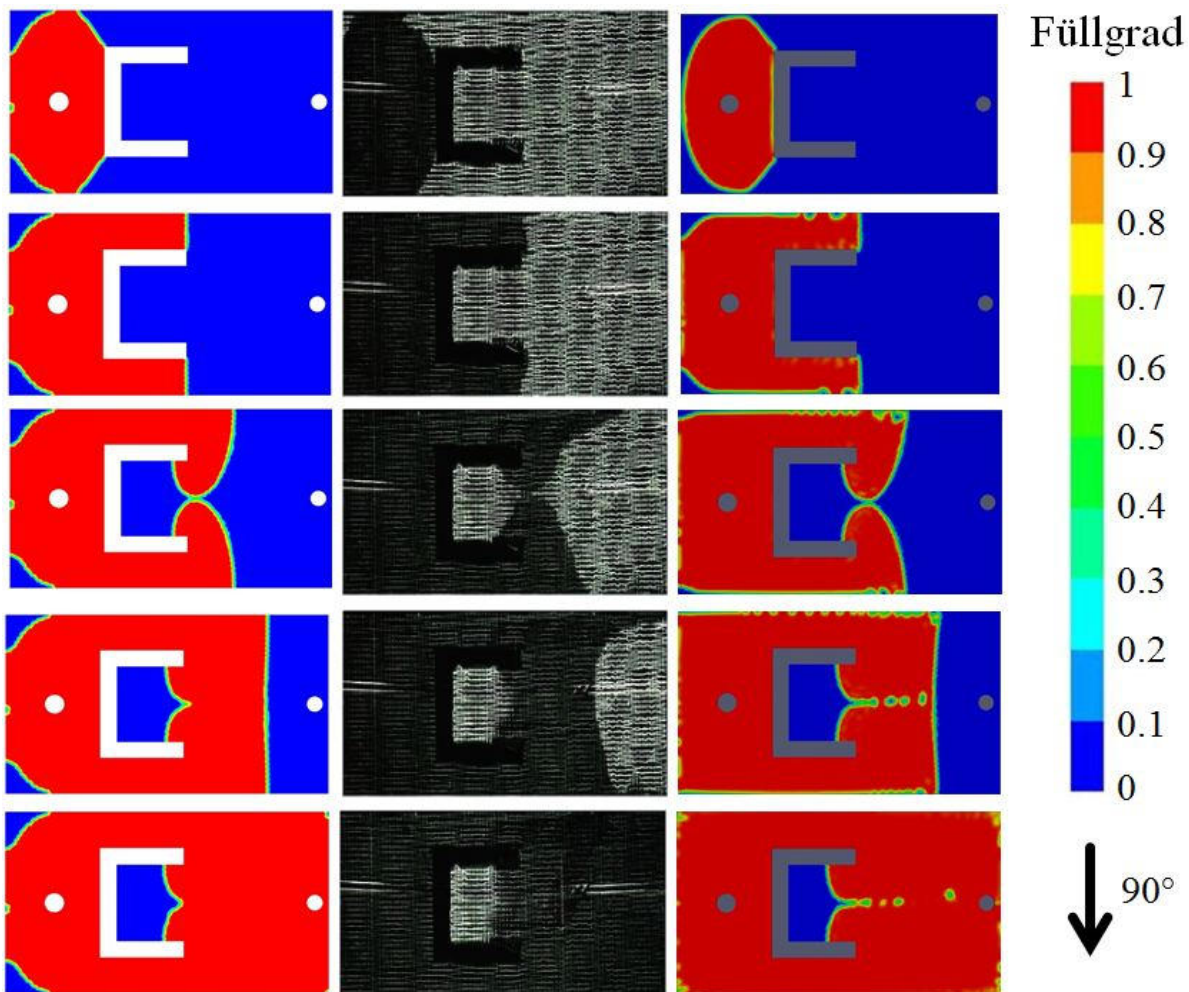


Abbildung 5.19: Versuchsanordnung W90, Vergleich der Fluidfronten:

PAM-RTM (links), Experiment (Mitte) und OpenFOAM (rechts)

Angelehnt an Magagnato et al. [31]

Durch die veränderte Ausrichtung der Fasern ist die Permeabilität in longitudinaler Richtung unzureichend und dadurch ist das Hinterströmen des C-Profiles nur sehr eingeschränkt möglich. Das Strömungsverhalten wird bis zur Entstehung des großen Lufteinschlusses sowohl von PAM-RTM als auch in OpenFOAM gut abgebildet. Das anschließende Herauslösen einzelner kleiner Luftblasen und die damit verbundene Komprimierung des Lufteinschlusses werden jedoch nur durch die kompressible Modellierung in OpenFOAM richtig dargestellt. Bei PAM-RTM verändert sich das Volumen des Lufteinschlusses während der Injektion nur geringfügig. Bei beiden Versuchsanordnungen kommt es im Randbereich der Kavität und im Übergangsbereich zwischen Preform und dem C-Profil zu einem Voreilen der Fließfront im Experiment, dem sogenannten „race-tracking“ [87-88] (vgl. Abbildung 5.20). Dies ist darauf

zurückzuführen, dass auch bei sehr gründlicher Versuchsaufbereitung immer ein kleiner Spalt zwischen zugeschnittener Preform und Kavität (inkl. Fließwiderstand) zurückbleibt. Deswegen ist der Strömungswiderstand im Randbereich geringer und das Fluid eilt hier im Vergleich zur Simulation etwas voraus.

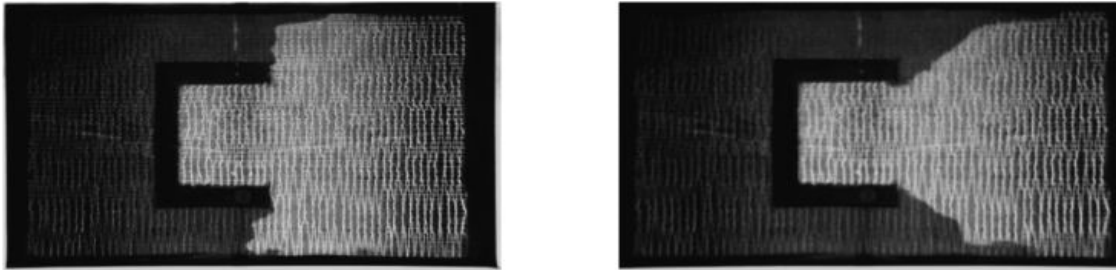


Abbildung 5.20: Versuchsanordnung W0

Experiment: „race tracking“ im Randbereich der Kavität

Aus Magagnato et al. [31]

Um die Prognosegüte der beiden Simulationsmethoden besser einordnen zu können, sind in Tabelle 5.6 charakteristische Füllzeitpunkte gegenübergestellt. Zunächst wird dafür der Zeitpunkt betrachtet, bei dem die Fließfront den Rand der Kavität in Längsrichtung erreicht. Hier kann für beide Lagenaufbauten eine gute zeitliche Übereinstimmung zwischen dem Experiment und der Simulation festgestellt werden. Im Weiteren wird die Zeit verglichen, die die Strömung benötigt um die Entlüftung zu erreichen. Hier sind Unterschiede in der Größenordnung von 20 % zu erkennen. Als Hauptursache hierfür sind leichte Ungenauigkeiten beim Einstellen der Kavitätstiefe bzw. des Faservolumengehaltes zu nennen, da die Positioniergenauigkeit über die Schrauben eingeschränkt ist. Außerdem unterliegt die Permeabilität der Preform von sich aus einer Streuung von ca. 10 % [7]. Darüber hinaus kann die auftretende Kapillarwirkung der Preform zu Abweichungen führen. Dieser Einfluss ist gerade bei Verwendung eines Fluides mit hoher Oberflächenspannung (Wasser) und bei der geringen Druckdifferenz von 0,25 bar nicht zu unterschätzen.

Trotz dieser Ungenauigkeiten ist die deutliche Unterschätzung der Füllzeit von PAM-RTM beim 0°-Lagenaufbau (W0) im Vergleich zum Experiment auffallend. Dies liegt darin begründet, dass bei PAM-RTM ein größerer Bereich fälschlicherweise nicht gefüllt wird, und die Strömung somit schneller in Richtung der Entlüftung fließen kann. Bei OpenFOAM ist die Übereinstimmung mit dem Experiment besser, da sich ein

Lufteinschluss wie im Experiment komprimiert und final auflöst. Beim 90°-Lagenaufbau (W90) sind sowohl angussnah als auch angussfern kaum Unterschiede in der Füllzeit zwischen beiden Simulationsmodellen zu erkennen, da die Komprimierung des Luftpneinschlusses hier vergleichsweise gering ist und somit auch einen geringeren Einfluss auf die Füllzeit hat.

Tabelle 5.6: Vergleich der Füllzeiten

Angelehnt an Magagnato et al. [31]

Versuchskonfiguration		Zeit bis zum Erreichen des Randes in Längsrichtung	Zeit bis zum Erreichen der Entlüftung
W0	Experiment	4,8 Sekunden	43 Sekunden
W0	Simulation PAM-RTM	4,4 Sekunden	32 Sekunden
W0	Simulation OpenFOAM	4,8 Sekunden	36 Sekunden
W90	Experiment	2 Sekunden	40 Sekunden
W90	Simulation PAM-RTM	2 Sekunden	47,5 Sekunden
W90	Simulation OpenFOAM	2 Sekunden	48 Sekunden

6 Umströmung von Lasteinleitungselementen beim RTM-Verfahren

In diesem Kapitel wird die Umströmung von Lasteinleitungselementen (Inserts) bei der RTM-Formfüllung mit numerischen und experimentellen Methoden untersucht. Hierfür wird zunächst die lokale Faserstruktur um das Insertelement mit einem Computertomographen ausgewertet. Anschließend wird die ermittelte lokale Faserstruktur in ein Simulationsmodell übertragen. Mit einem speziell entwickelten Prüfstand erfolgen zudem experimentelle Untersuchungen zur Umströmung des Inserts. Durch Vergleiche zwischen Experiment und Simulation können anschließend verschiedene Modellierungsansätze getestet und bewertet werden. Zurzeit wird ein Fachartikel für die Veröffentlichung vorbereitet, der die wesentlichen Ergebnisse dieses Kapitels beinhaltet. Der Titel des Fachartikels lautet wie folgt:

Magagnato, D.; Seuffert, J.; Bernath, A.; Kärger, L.; Henning, F.: "Experimental and numerical study of the influence of integrated load transmission elements on filling behavior in resin transfer molding"

6.1 Integration von Insertelementen in das RTM-Verfahren

Die Integration von Lasteinleitungselementen empfiehlt sich aus Kostengründen bereits während des Preformingprozesses und vor der Injektion des Matrixmaterials [81]. In Abbildung 6.1 ist die Integration eines Inserts in den RTM-Prozessablauf schematisch dargestellt. RTM-Bauteile mit integrierten Insertelementen sind bis zu einem Faservolumengehalt von ca. 50 % meist ohne größere Probleme fertigbar.

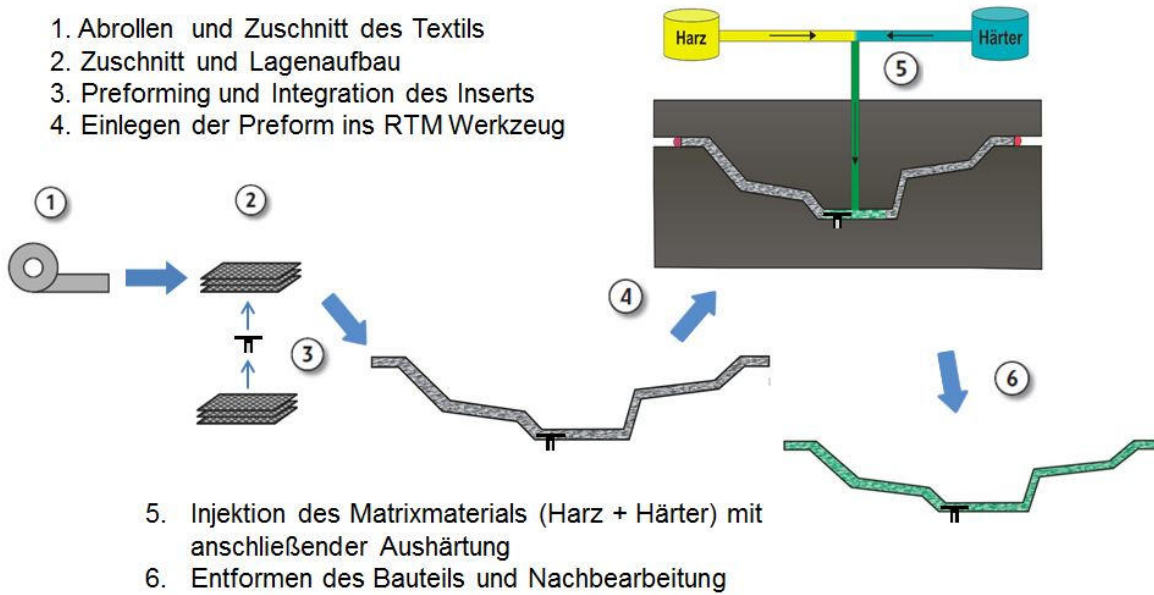


Abbildung 6.1: Integration von Inserts während des RTM-Verfahrens

Aus Magagnato et al. [34]

Wenn Bauteile mit einem höheren Faservolumengehalt hergestellt werden, entstehen im Bereich der Inserts oftmals Trockenstellen, die nicht mit Matrixmaterial bedeckt sind. Diese Trockenstellen sind durch entstehende Lufteinschlüsse bei der Insertumströmung zu erklären. In Abbildung 6.2 sind beispielhaft zwei Platten mit integriertem Insert und einem Faservolumengehalt von 50 % (links) und 56 % (rechts) dargestellt, die ansonsten unter den gleichen Prozessbedingungen mit dem von Gebhardt et al. [33, 83-84] vorgestellten Verfahren am Institut für Produktionstechnik (wbk) des KIT hergestellt wurden.

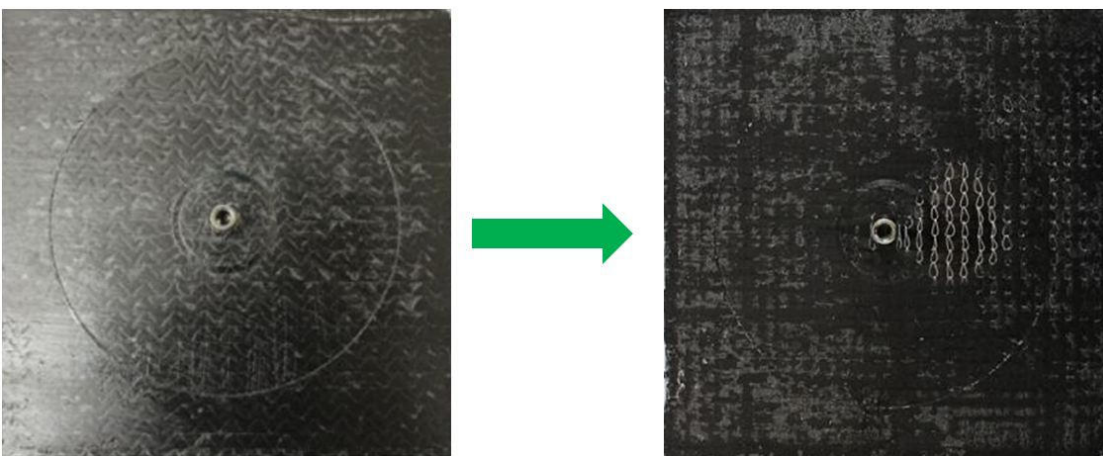


Abbildung 6.2: Trockenstellen bei der Umströmung von Inserts [34]:

links: 50 % Faservolumengehalt, rechts: 56 % Faservolumengehalt

Beim Vergleich der beiden Platten fällt die große Trockenstelle hinter dem Insert im rechten Bild mit einem höheren Faservolumengehalt auf. Da sich solche Trockenstellen negativ auf die mechanischen Eigenschaften und auf das Versagensverhalten eines RTM-Bauteils [66-68] auswirken, sollte deren Entstehung durch eine geeignetere Prozessauslegung möglichst verhindert werden. Dafür muss zunächst ein grundlegendes Verständnis für die Bildung von Trockenstellen bei der Insertumströmung entwickelt werden.

6.2 Analyse der lokalen Faserstruktur mittels Computertomographie

Um die Umströmung des Insertelements beim RTM-Verfahren besser nachvollziehen zu können, ist es sinnvoll, die lokale Faserarchitektur im Bereich um das Insert mit einem Computertomographen (CT) zu untersuchen. Dafür werden zunächst plattenförmige Proben mit einem integrierten Insert und einem Faservolumengehalt von 50 % mit dem von Gebhardt et al. [33, 83-84] vorgestellten Verfahren am Institut für Produktionstechnik (wbk) des KIT hergestellt. Als textiles Halbzeug wird das unidirektionale Gelege PX35UD0300 der Firma ZoltekTM mit einem Flächengewicht von 300 g/m² verwendet. Die Geometrie des Inserts und der Platte ist in Abbildung 6.3 dargestellt. Das Insert besteht aus einer Fußplatte mit einem Durchmesser von 30 mm und einer Höhe von 1 mm. Die Fußplatte ist mit einem Bolzen, der ein M6-Gewinde beinhaltet, verbunden. Die Platte wird aus faserverstärktem Kunststoff (FVK) im RTM Verfahren hergestellt. Sie hat eine quadratische Form mit einer Kantenlänge von 150 mm und ist 2 mm dick. Anstatt aus Metall werden die Insertelemente eigens für die CT-Aufnahmen aus Kunststoff im 3D-Druckverfahren am Institut für Produktionstechnik (wbk) des KIT hergestellt. Metall ist wegen seiner hohen Absorbtiionsrate ungünstig für die CT-Auswertung, da ansonsten der faserverstärkte Kunststoff (FVK) überstrahlt werden könnte. Durch die Verwendung von Kunststoff als Insertmaterial ist die lokale Faserstruktur in der Platte im CT gut erkennbar.

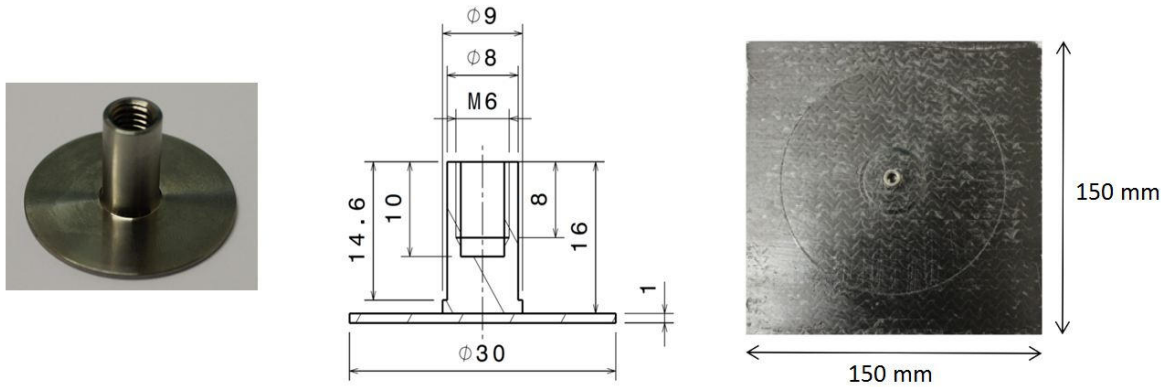


Abbildung 6.3: Geometrie der Platte mit integriertem Insert [34],
hergestellt mit dem Verfahren von Gebhardt et al. [33, 83-84]

Um die lokale Faserstruktur im CT optimal darstellen zu können, wird ein geeignet großer Bereich (Durchmesser 55 mm) in der näheren Umgebung des Inserts mit einem Dremel ausgeschnitten. Anschließend wird die ausgeschnittene Probe in einem Computertomographen vom Typ „Y-CT Precision“ der Firma YXLON am Institut für angewandte Materialien (IAM-WK) des KIT untersucht. Die Analyse der lokalen Faserstruktur erfolgt mit der Software VGStudio MAX von der Firma Volume Graphics. Dabei wird aus mehreren CT Aufnahmen (Projektionen) ein 3D-Voxelmodell berechnet. Abbildung 6.4 zeigt verschiedene Schnittdarstellungen der ausgeschnittenen Probe. Aus Schnitt 1 und 3 ist zu erkennen, dass sich ein faserfreier Reinharzbereich in Form einer Rampe am Rand der Insertplatte bildet. Schnitt 2 zeigt die Umlenkung der Fasern um den Insertschaft. Dabei ist zu erkennen, dass sich in Richtung der Faserbündel vor und hinter dem Insertschaft ein weiterer Bereich mit sehr niedrigem Faservolumengehalt befindet. Wie die Fasern um den Insertschaft verteilt sind, kann in der Praxis variieren. Zum Beispiel könnte der Insertschaft auch durch ein einzelnes Faserbündel hindurch gehen. Der gezeigte Fall ist strömungsmechanisch ein „Worst-Case-Szenario“, da die Faserbündel komplett um das Insert herumliegen wodurch die Inhomogenität der Faserstruktur am stärksten ist. Aus Sicht des Preformers ist dieser Fall hingegen sehr günstig, da wenig Kraft bei der Integration des Inserts in die Preform benötigt wird.

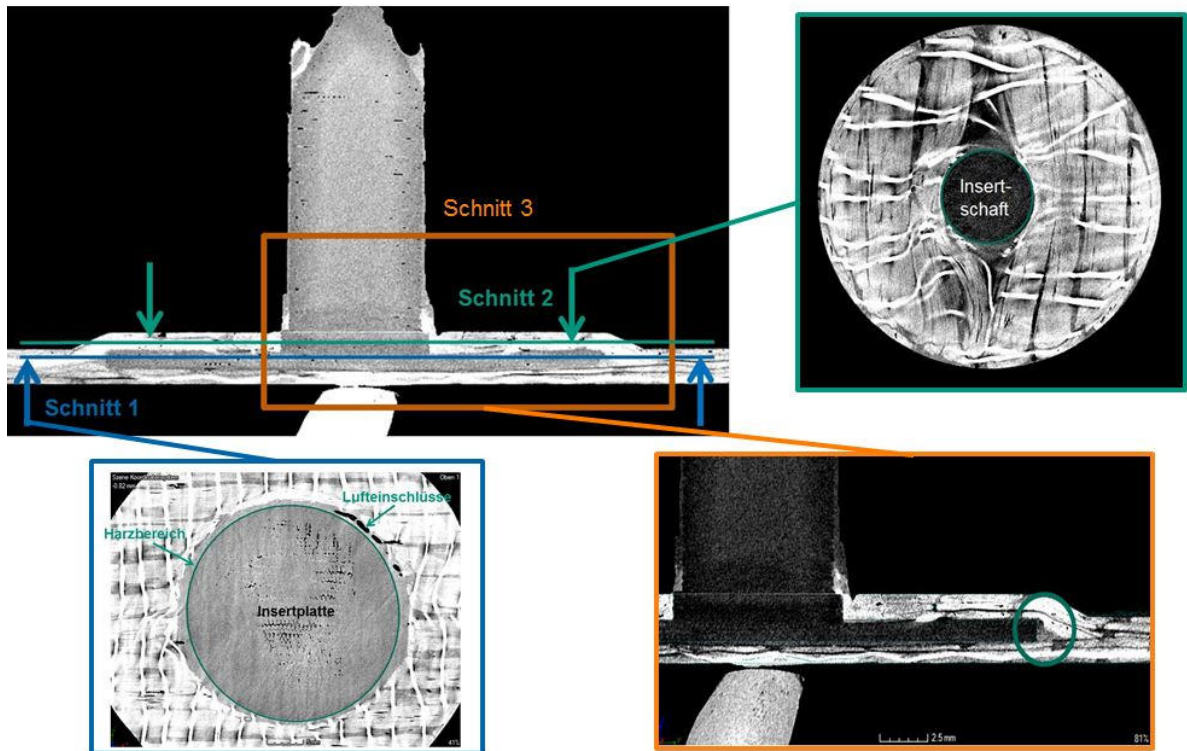


Abbildung 6.4: CT-Aufnahmen einer CFK-Platte mit integriertem Insert
 [in Zusammenarbeit mit IAM-WK und wbk des KIT erstellt]
 Aus Magagnato et al. [34]

6.3 Übertragung der lokalen Faserstruktur in das Simulationsmodell

VGStudio MAX speichert in jedem Voxellement die lokale Faserorientierung und den Faservolumengehalt aufgrund der lokalen Grauwertverteilung. Mithilfe eines Transformationskriptes, welches im Rahmen einer vom Autor betreuten studentischen Arbeit [85] entwickelt wurde, ist es möglich, die ausgewertete Faserstruktur aus der Software VGStudio MAX in ein geeignetes Format für die Formfüllsimulation (z. B. das Universal-Format für PAM-RTM) zu integrieren. Mit dem Transformationskript ist es zudem möglich, die von VGStudio ermittelten Faservolumengehalte nachträglich zu skalieren. Das ist deshalb notwendig, da die Permeabilitätsmessungen für sehr niedrige und sehr hohe Faservolumengehalte schwierig durchzuführen sind und großen Streuungen unterliegen. Außerdem ist eine Modellierung nach Darcy für sehr geringe Faservolumengehalte nicht geeignet. Deswegen werden die von VGStudio ermittelten Werte nachträglich skaliert, so dass der lokale Faservolumengehalt im Simulationsmodell zwischen einem unteren Grenzwert von 20 % und einem oberen Grenzwert von 65 %

(max. Packungsdichte) liegt. Abbildung 6.5 zeigt die Verteilung der lokalen Faservolumenanteile V_f in einer senkrecht zur Platte ausgerichteten Schnittdarstellung. Die in Abschnitt 6.2 identifizierte Reinharzrampe am Rand der Insertplatte ist auch im Simulationsmodell erkennbar. In diesem Bereich des Simulationsmodells wird, wie oben erwähnt, ein unterer Grenzwert von 20 % angenommen, damit die Geschwindigkeitsunterschiede im Simulationsmodell nicht zu groß werden und dadurch Konvergenzprobleme vermieden werden.

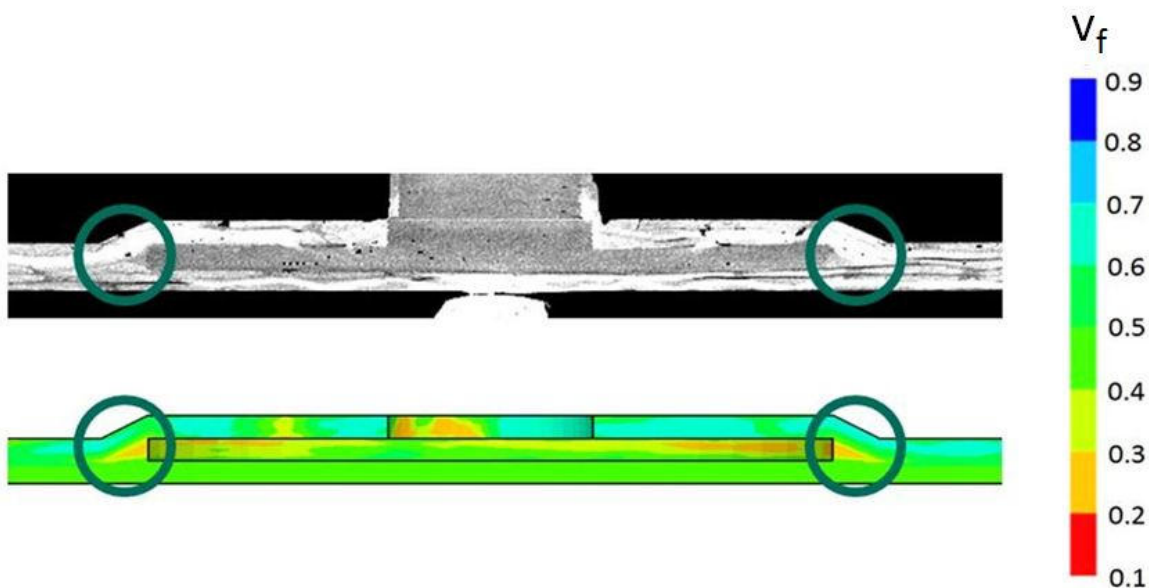


Abbildung 6.5: Übertragung der lokalen Faserstruktur vom CT ins Simulationsmodell
oben: CT-Schnitt 3 (vgl. Abbildung 6.4), unten: Darstellung der lokalen
Faservolumenanteile, aus Magagnato et al. [34]

Abbildung 6.6 zeigt die Verteilung der lokalen Faserstruktur um den Insertschaft in einer parallel zur Platte angeordneten Schnittdarstellung. Hier ist zu erkennen, dass der lokale Faservolumenanteil aus dem CT qualitativ gut in das Simulationsmodell übernommen wird. Zum Beispiel sind die markanten Stellen mit niedrigem Faservolumenanteil vor und hinter dem Insert auch im Simulationsmodell identifizierbar. Auch der Verlauf der Faserorientierung erscheint im Großen und Ganzen plausibel. Jedoch kommt es an wenigen Stellen zu „Querläufern“. Hier wird fälschlicherweise die Orientierung des Nähfadens als Faserorientierung aufgefasst.

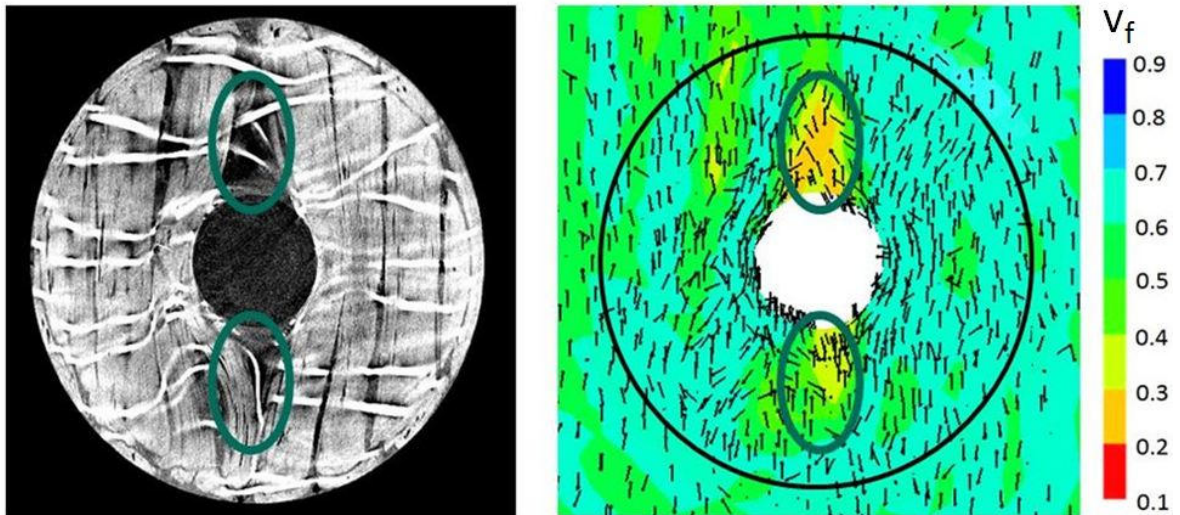


Abbildung 6.6: Übertragung der lokalen Faserstruktur vom CT ins Simulationsmodell
links: CT-Schnitt 2 (vgl. Abbildung 6.4), rechts: Darstellung der lokalen
Faserstruktur, aus Magagnato et al. [34]

6.4 Experimenteller Aufbau zur Validierung der Simulation

Neben der simulativen Untersuchung ist es zusätzlich erstrebenswert, die Umströmung des Inserts experimentell zu verfolgen. Dies ist notwendig, um die Simulationsmodelle zu validieren und gegebenenfalls anschließend verbessern zu können. Im Rahmen einer vom Autor betreuten Masterarbeit [94] wurde deswegen ein experimenteller Prüfstand entwickelt, bei der die Umströmung des Inserts optisch einsehbar ist. Der Aufbau ist von den geometrischen Abmessungen (200 mm x 150 mm x 2 mm) dem Plattenaufbau von Gebhardt et al. [33, 83-84] nachempfunden. Abbildung 6.7 zeigt schematisch den Aufbau des Prüfstandes. In der Kavität befindet sich eine Preform mit einem integrierten Insert. Die Preform wird aus sechs Lagen des unidirektionalen Geleges PX35UD0300 der Firma ZoltekTM mit einem Flächengewicht von 300 g/m² hergestellt. Dadurch errechnet sich bei 2 mm Dicke ein mittlerer Faservolumenanteil von 50 % (Gleichung 3.1). Durch die transparente Gestaltung der Ober- und Unterseite des Werkzeuges mithilfe von Plexiglas ist es möglich, die Umströmung des Inserts mit zwei Videokameras aufzuzeichnen.

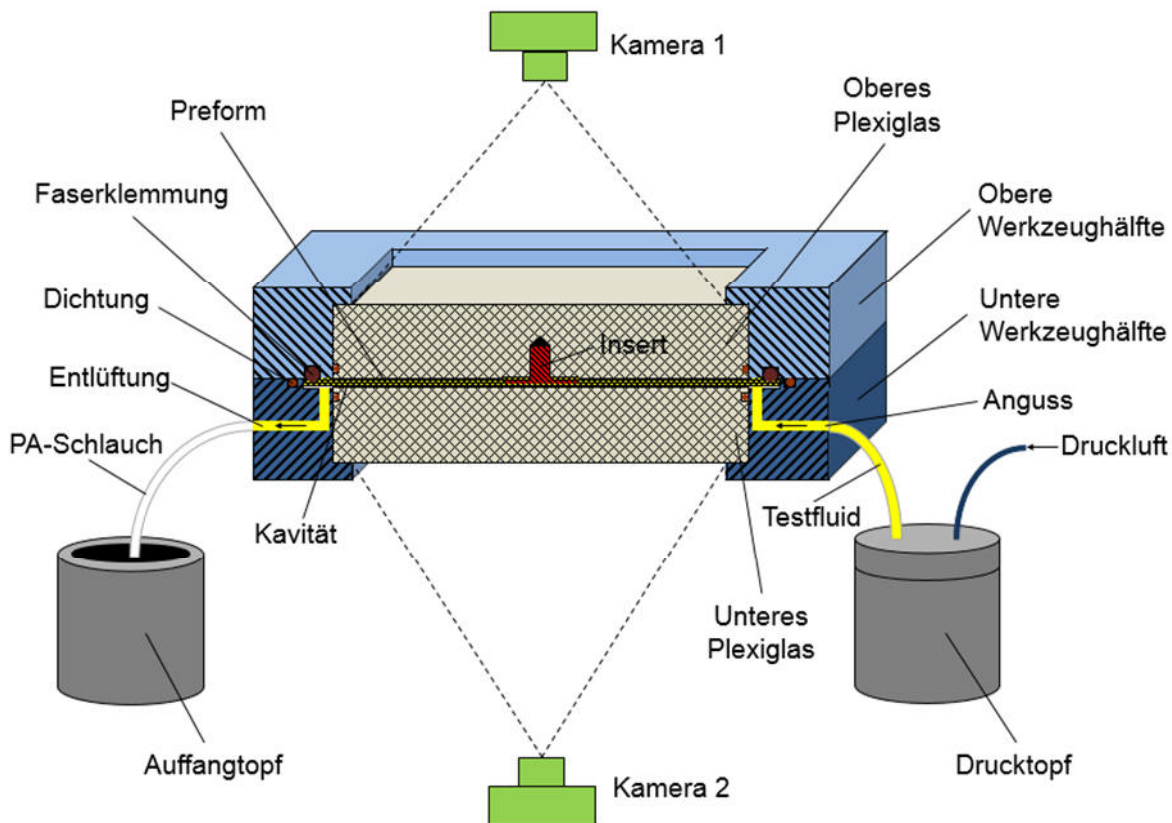


Abbildung 6.7: Prüfstand zur optischen Erfassung der Insertumströmung
Aus Magagnato et al. [34]

Mit einem Drucktopf wird das Testfluid Mesamoll über einen Schlauch ins Werkzeug geleitet. Der Anguss und die Entlüftung sind dabei linienförmig gestaltet. Die Dicke der Plexiglasscheiben (Hersteller: KELLCO, Keller & Pfahls GmbH) beträgt 40 mm und ist so dimensioniert, dass die Aufbiegung der Platte bei einem angelegten Injektionsüberdruck von 1 bar vernachlässigbar klein ist. Das Unter- und Oberwerkzeug werden durch 14 M10-Schrauben fest miteinander verbunden, um ein Aufdrücken der beiden Werkzeughälften durch den Injektionsüberdruck zu verhindern. Am Rand der Kavität befinden sich eine Faserklemmung und eine Dichtung, um „race-tracking“-Effekte möglichst zu verhindern. Zur geeigneten Handhabung ist der Prüfstand auf einem Strebenprofilrahmen aus Aluminium gelagert, siehe Abbildung 6.8.

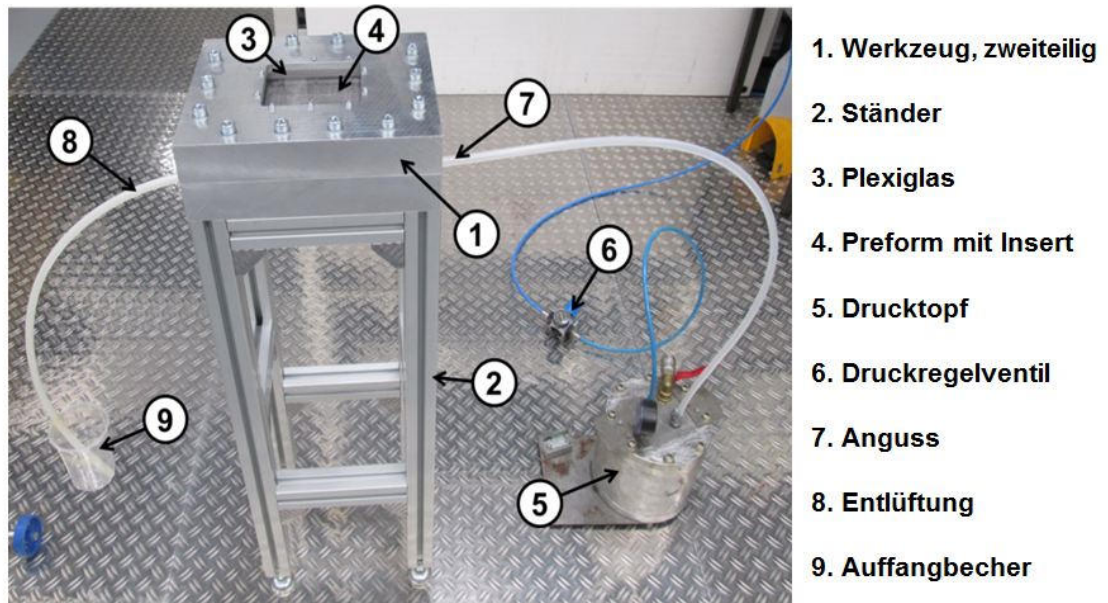


Abbildung 6.8: Prüfstand zur optischen Erfassung der Insertumströmung
Aus Magagnato et al. [34]

6.5 Aufbau des Simulationsmodells

Im Folgenden wird das Experiment aus Abschnitt 6.4 mit den beiden in Abschnitt 5.4 vorgestellten Simulationen von PAM-RTM und OpenFOAM nachgestellt. Dafür wird ein CAD-Modell der Insertplatte mit der Software Hypermesh der Firma Altair Engineering vernetzt. In Abbildung 6.9 ist beispielsweise das entstandene FE-Netz für die Formfüllsimulation in PAM-RTM mit der Anguss- und Entlüftungsstrategie abgebildet. Im Bereich des Inserts ist die Vernetzung deutlich engmaschiger, da hier ein inhomogenes Fließen erwartet wird und diesem durch eine hohe Auflösung des Strömungsverhaltens vorgebeugt werden soll.

Die Injektion erfolgt wie im Experiment über einen seitlichen Linienanguss (blaue Linie in Abbildung 6.9) mit einem konstanten Druck von 1 bar über dem Umgebungsdruck. Der Auslass am anderen Ende ist ebenfalls in Form einer Linie (grüne Linie in Abbildung 6.9) gestaltet. Dort erfolgt die Entlüftung unter Umgebungsdruck.

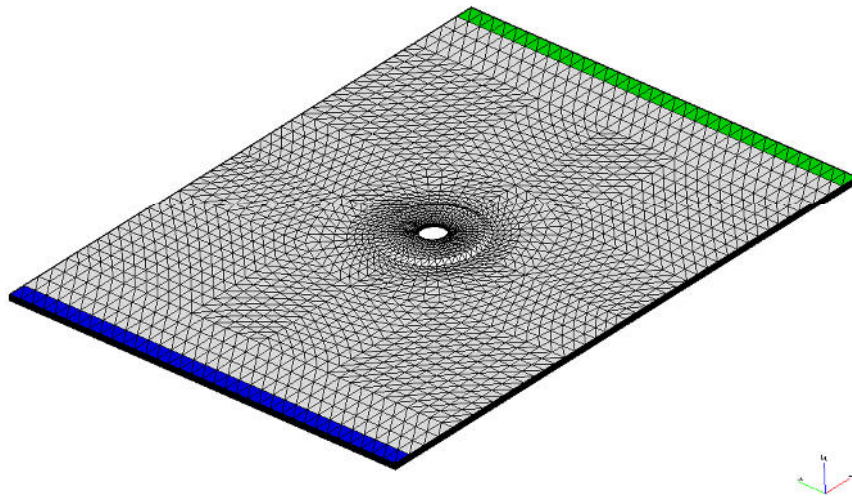


Abbildung 6.9: Vernetzte Insertplatte mit Anguss (blau) und Entlüftung (grün)
Aus Magagnato et al. [34]

Die Permeabilität des verwendeten UD-Geleges der Firma Zoltek wird zunächst mit dem in Kapitel 3 vorgestellten Prüfstand gemessen. In Abbildung 6.10 sind die ermittelten Permeabilitätswerte in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes und der Faserorientierung dargestellt.

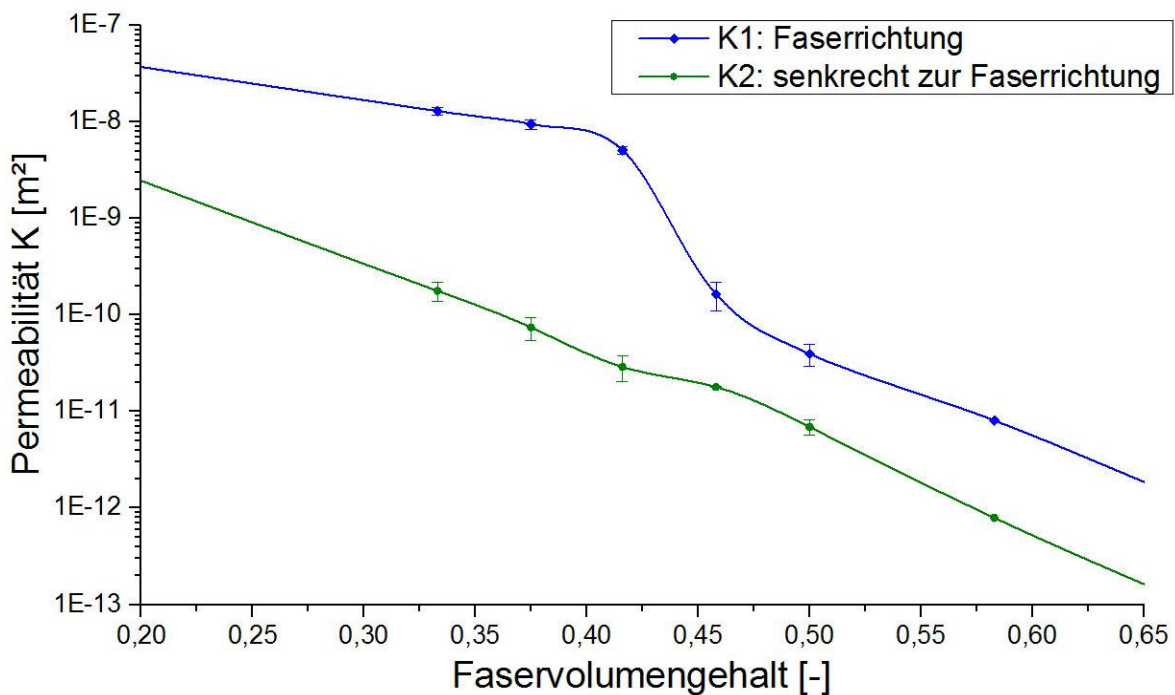


Abbildung 6.10: Permeabilität des UD-Geleges PX35UD0300 der Firma Zoltek
Aus Magagnato et al. [34]

Auch bei diesem Gelege zeigt sich eine starke Abhängigkeit der Permeabilität von der Faserstruktur. Die lokale Faserstruktur um das Insert wird aus CT-Aufnahmen mit der Software VG Studio ermittelt und mit dem Transformationskript auf das Simulationsmodell gemappt, (vgl. Abschnitt 6.3). Die auf diesem Wege bestimmten Werte für den Faservolumengehalt werden so skaliert, dass sie im Bereich zwischen 20 % und 65 % liegen und dass der gemittelte Wert über alle Elemente bei 50 % liegt. Die Viskosität des Testfluids Mesamoll ist bereits aus Abschnitt 3.2 bekannt (vgl. Abbildung 3.3). Für die Modellierung von Luft einschlüssen wird in PAM-RTM die Option „detect air traps“ aktiviert. In OpenFOAM wird eine kompressible Zweiphasenströmung mit dem neu entwickelten Solver „compressiblePorousInterFoam“ [75] berechnet.

6.6 Vergleich zwischen Experiment und Simulation

Für die Validierung werden im Folgenden die Fließfrontverläufe zwischen dem Experiment und beiden Simulationsmodellen (PAM-RTM und OpenFOAM) verglichen. Dabei wird jeweils nur der „sichtbare“ Bereich ausgewertet, in dem die Strömung im Experiment durch die Plexiglasplatten beobachtbar ist. Um eine möglichst homogene Grundströmung zu erhalten, sind in der Versuchskonfiguration sechs Lagen des UD-Geleges senkrecht zur Fließrichtung angeordnet („90 Grad Preform“). Dadurch wird der Fokus auf die Umströmung des Inserts gerichtet. Abbildung 6.11 zeigt die Fließfront zu Beginn der Injektion.

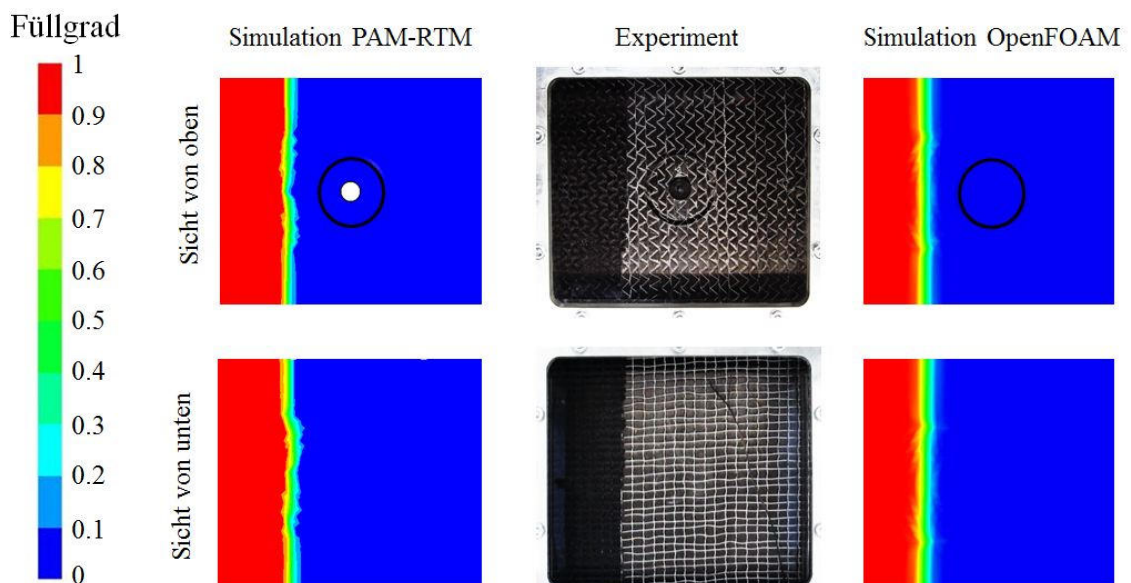


Abbildung 6.11: Fließfrontvergleich zwischen PAM-RTM, Experiment und OpenFOAM zu Beginn der Injektion, aus Magagnato et al. [34]

Wie erwartet, verläuft die Fließfront durch den 90-Grad-Aufbau zunächst sehr homogen. Beim Eintreffen der Fließfront auf den Rand der Insertplatte, fällt die Fließfront im mittleren Bereich der Platte etwas zurück (vgl. Abbildung 6.12). Am Rand der Platte eilt die Fließfront etwas voraus, da sich dort, wie in Abbildung 6.5 identifiziert, keine Fasern befinden und somit der Fließwiderstand geringer ist. Beide Simulationsmodelle zeigen bis zu diesem Zeitpunkt eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment.

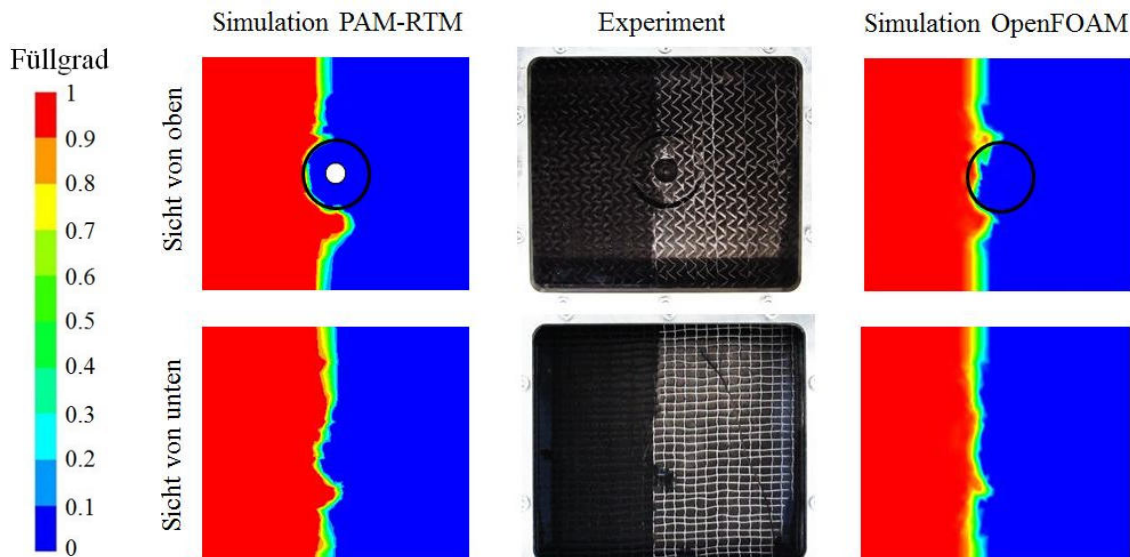


Abbildung 6.12: Vergleich zwischen PAM-RTM, Experiment und OpenFOAM beim Eintreffen der Fließfront auf den vorderen Rand der Insertplatte [34]

Im weiteren Verlauf der Formfüllung (vgl. Abbildung 6.13) ist am Rand der Insertplatte weiterhin das Voreilen der Fließfront aufgrund der faserfreien Rampe zu erkennen. Zusätzlich kommt es zu einer inhomogenen Umströmung des Insertschaftes. Oberhalb und unterhalb ist ein Voreilen der Fließfront zu beobachten. Dies ist auf die beiden in Abbildung 6.6 identifizierten Stellen mit niedrigem Faservolumengehalt zurückzuführen. Am Schaft des Inserts bilden sich im Experiment vereinzelt kleinere Trockenstellen. Dies kann vom Simulationsmodell in OpenFOAM gut nachgebildet werden. Bei PAM-RTM wird fälschlicherweise ein großer Lufteinschluss vor dem Insertschaft detektiert.

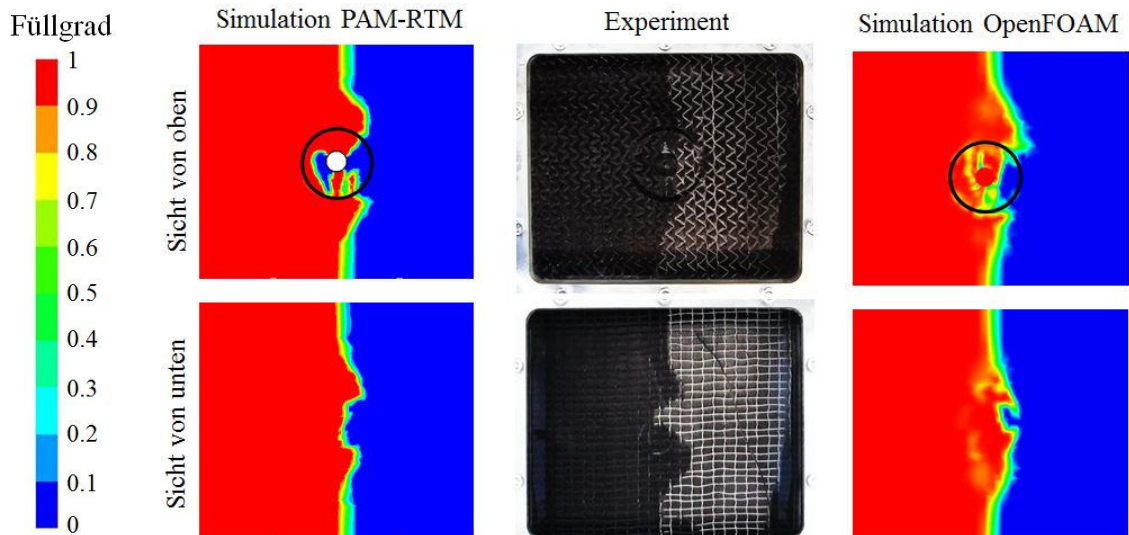


Abbildung 6.13: Fließfrontvergleich zwischen PAM-RTM, Experiment und OpenFOAM bei Erreichen des Insertschafts [34]

Abbildung 6.14 zeigt die Fließfront kurz nachdem die beiden umlaufenden Runner hinter dem Insert aufeinandertreffen. Dahinter ist im Experiment ein großer Luftschluss zu erkennen. Dieser wird sowohl von PAM-RTM als auch von OpenFOAM realitätsgetreu nachgebildet. Allerdings werden in der Simulation insbesondere bei PAM-RTM mehrere Luftschlüsse vorhergesagt.

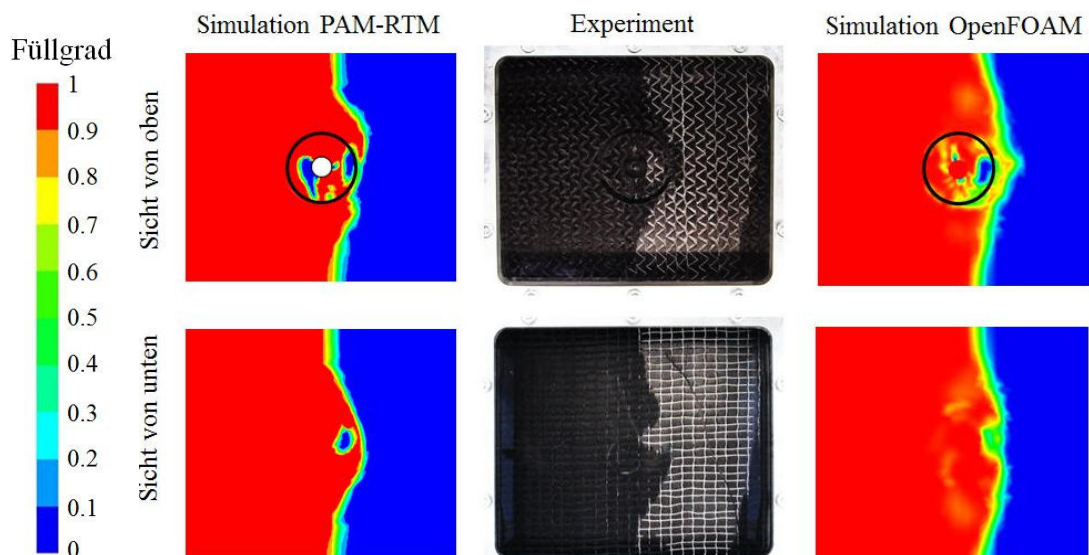


Abbildung 6.14: Fließfrontvergleich zwischen PAM-RTM, Experiment und OpenFOAM kurz nach der Umströmung des Inserts [34]

Im weiteren Verlauf der Formfüllung verkleinern sich die Luftschlüsse im Experiment langsam wieder (vgl. Abbildung 6.15). Die Fließfront zeigt im mittleren Bereich hinter

dem Insert eine Wölbung. Die Simulation in OpenFOAM zeigt hinsichtlich der Komprimierung der Lufteinschlüsse eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment. PAM-RTM hingegen kann die Komprimierung der Lufteinschlüsse nicht nachbilden. Jedoch wird die Wölbung der Fließfront von PAM-RTM besser abgebildet.

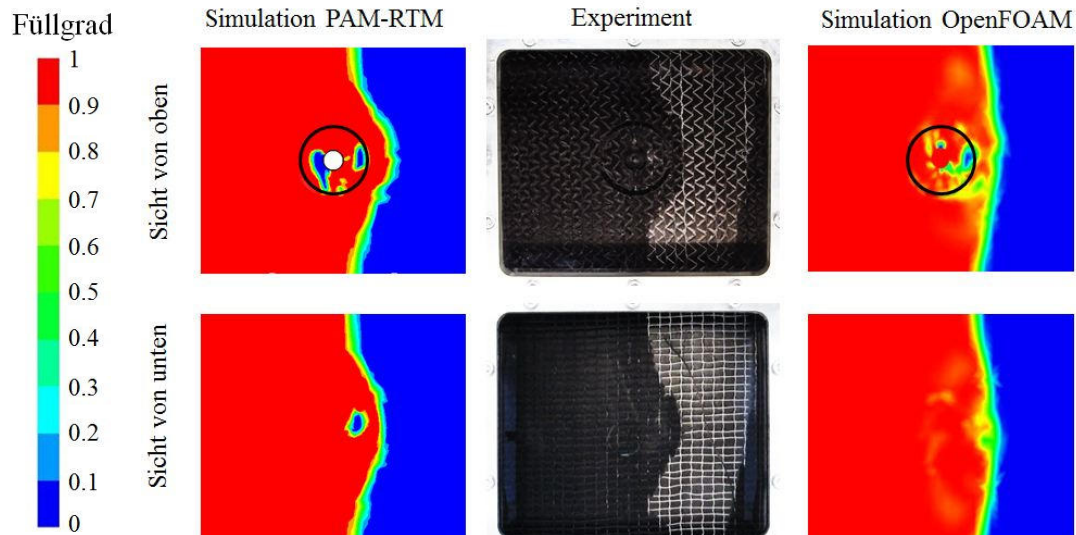


Abbildung 6.15: Fließfrontvergleich zwischen PAM-RTM, Experiment und OpenFOAM kurz bevor sich der Lufteinschluss im Experiment wieder auflöst [34]

Gegen Ende der Injektion (siehe Abbildung 6.16) sind die Lufteinschlüsse im Experiment an der Oberfläche nicht mehr zu erkennen. Die Wölbung der Fließfront ist nur noch sehr schwach ausgeprägt. Auch in OpenFOAM haben sich die Lufteinschlüsse weitestgehend aufgelöst und die Fließfront verläuft wieder annähernd gerade. In der Simulation von PAM-RTM sind fälschlicherweise weiterhin große Lufteinschlüsse zu erkennen.

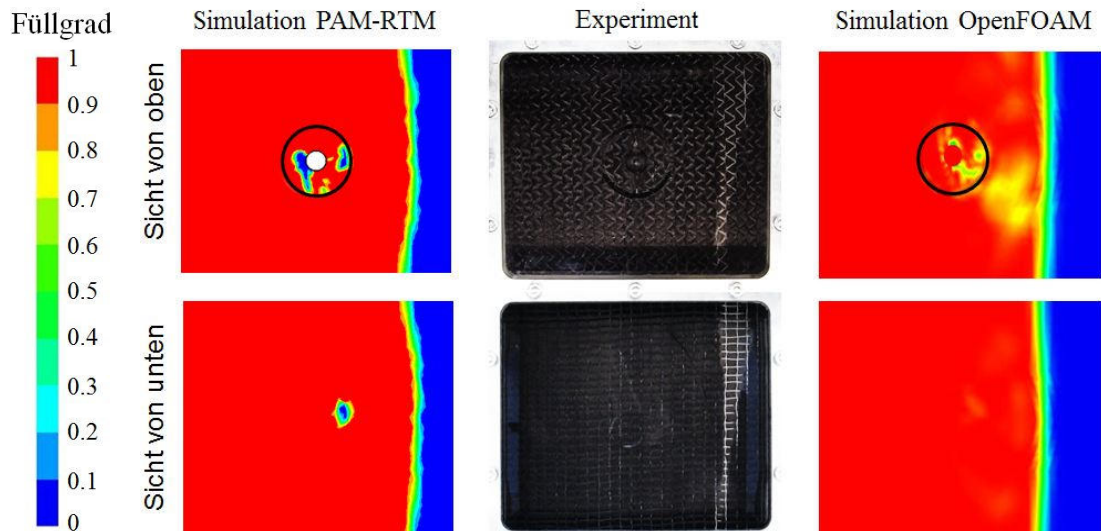


Abbildung 6.16: Fließfrontvergleich zwischen PAM-RTM, Experiment und OpenFOAM kurz vor bevor der sichtbare Bereich komplett gefüllt ist [34]

Um die Prognosegüte der Simulation besser beurteilen zu können, werden in Tabelle 6.1 charakteristische Füllzeitpunkte miteinander verglichen. Bis zur Entstehung der Luftsinschlüsse stimmen die Füllzeiten sowohl bei PAM-RTM als auch bei OpenFOAM gut mit dem Experiment überein. Dadurch, dass bei PAM-RTM ein größerer Bereich fälschlicherweise nicht gefüllt wird, kommt es nach dem Umströmen des Inserts zu einer deutlichen Unterschätzung der Füllzeit im Vergleich zum Experiment. Bei OpenFOAM stimmen alle drei charakteristischen Füllzeitpunkte gut mit dem Experiment überein.

Tabelle 6.1: Vergleich der Füllzeiten zwischen Experiment und Simulation
Aus Magagnato et al. [34]

Zeitpunkte	Zeit bis Erreichen des Insertrandes	Kavität halb gefüllt	Sichtfenster komplett gefüllt
Experiment	210 Sekunden	410 Sekunden	1140 Sekunden
Simulation PAM-RTM	230 Sekunden	385 Sekunden	780 Sekunden
Simulation OpenFOAM	250 Sekunden	430 Sekunden	1080 Sekunden

6.7 Schlussfolgerungen

Die Aufnahmen der Computertomographie zeigen, dass durch die Integration von Inserts beim Preformingprozess lokale Ungleichmäßigkeiten in der Faserstruktur der Preform entstehen. Während des nachfolgenden Injektionsprozesses bildet sich beim Umströmen des Inserts dadurch eine inhomogene Fließfront aus. Dies führt dazu, dass hinter dem Insert ein Lufteinschluss entsteht. Im gezeigten Experiment mit einem mittleren Faservolumengehalt von 50 % löst sich der Lufteinschluss zwar mit fortschreitender Injektionsdauer wieder auf, jedoch kann dies bei Bauteilen mit höherem Faservolumengehalt (vgl. Abbildung 6.2) nicht gewährleistet werden. Um die Umströmung der Insertelemente besser zu verstehen, werden neben den experimentellen Untersuchungen auch Formfüllsimulationen durchgeführt. Dafür ist es zunächst erforderlich, die lokale Faserstruktur um die Insertstelle mit einem Computertomographen zu erfassen und auf das Simulationsmodell zu übertragen. Die Software VG Studio und ein spezielles Transformationsskript wird dafür verwendet. Für die Formfüllsimulation werden die beiden in Abschnitt 5.4 vorgestellten Modellierungsmethoden in PAM-RTM und OpenFOAM verwendet. Insbesondere durch die Modellierung als kompressible Zweiphasenströmung mit der Software OpenFOAM konnte eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment erzielt werden.

Aus den Simulationsergebnissen und aus der experimentellen Untersuchung wird deutlich, dass der im CT identifizierte, faserfreie Reinharzbereich am Rand der Insertplatte (vgl. Abbildung 6.5) und die beiden in Abbildung 6.6 identifizierten Stellen mit niedrigem Faservolumengehalt unter und oberhalb des Insertsschafts die Entstehung von Lufteinschlüssen bedingen. Aufgrund dieser Erkenntnisse und aufgrund von strukturmechanischen Überlegungen von Gebhardt et al. [33] konnte eine optimierte Insertgeometrie entwickelt werden (vgl. Abbildung 6.17), die eine dünnere und formoptimierte Fußplatte besitzt und zusätzlich einen abgerundeten Übergang von Fußplatte zum Gewindebolzen aufweist.

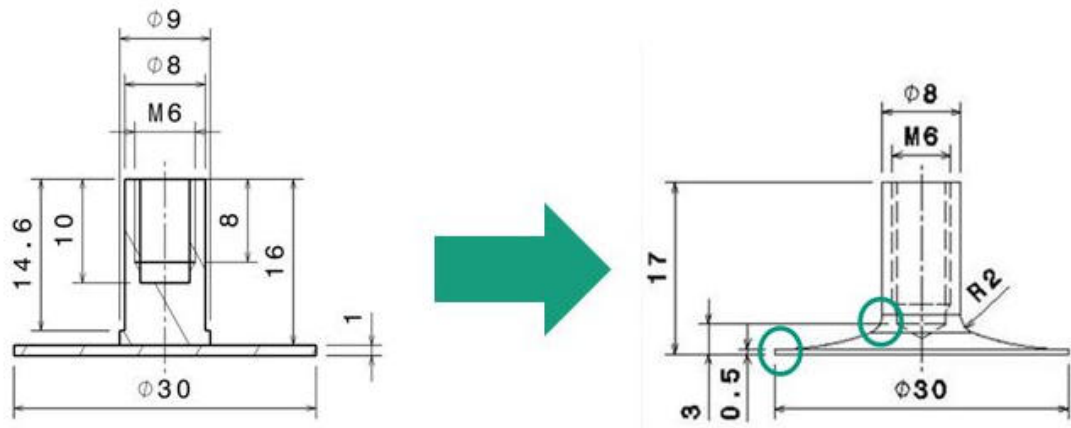


Abbildung 6.17: Ursprüngliche (links) und formoptimierte (rechts) Insertgeometrie [33]

Die formoptimierte Geometrie sichert einen homogenen Verlauf der Faserstruktur und soll dadurch eine gleichmäßige Formfüllung ohne Runner und Lufteinschlüsse gewährleisten. Um dies zu überprüfen, wird der in Abschnitt 6.4 vorgestellte Aufbau hinsichtlich der formoptimierten Insertgeometrie modifiziert und wiederum eine Füllstudie bei einem gemittelten Faservolumengehalt von 50 % durchgeführt. In Abbildung 6.18 ist die Fließfront nach der Umströmung des Inserts einmal für die ursprüngliche und einmal für formoptimierte Insertgeometrie dargestellt. Es ist hierbei deutlich zu erkennen, dass bei der Umströmung der formoptimierten Insertgeometrie die Fließfront weitaus homogener ist und dadurch die Bildung eines Lufteinschlusses vermieden wird.

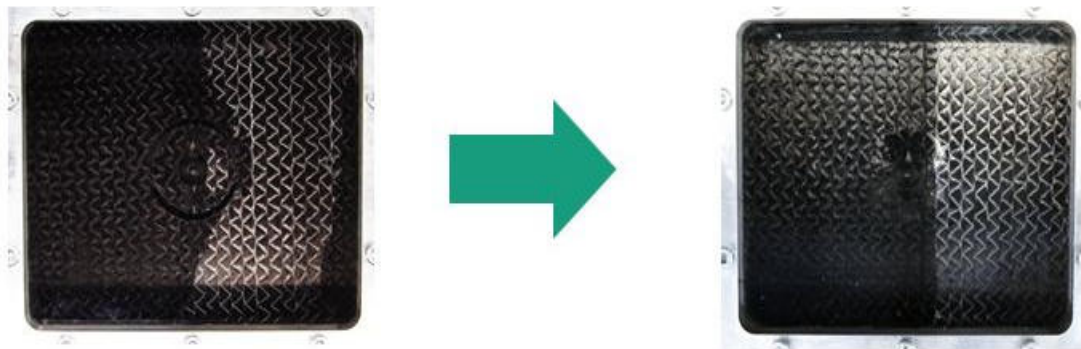


Abbildung 6.18: Fließfront beim Umströmen des Insert mit der ursprünglichen (links) und der formoptimierten Geometrie (rechts), aus Magagnato et al. [34]

7 Zusammenfassung, Diskussion und Ausblick

Für die Großserienproduktion von endlosfaserverstärkten Kunststoffbauteilen empfiehlt sich das RTM-Verfahren aufgrund von guten Automatisierungsmöglichkeiten und der damit verbundenen geringen Zykluszeiten in der Fertigung. Um die Vorzüge des Verfahrens in Zukunft besser nutzen zu können, müssen die einzelnen Prozessschritte besser verstanden und ausgelegt werden. Speziell der Formfüllvorgang bietet hier ein hohes Optimierungspotential. Um den Formfüllvorgang geeignet charakterisieren und anschließend verbessern zu können, ist eine möglichst präzise Bestimmung der prozessrelevanten Materialkenngrößen wie der Permeabilität der Preform und der Viskosität des Matrixmaterials erforderlich.

Bisher erfolgt die Messung der Permeabilität ausschließlich bei langsamen Strömungsgeschwindigkeiten und Drücken [6-7]. Dies hat den Nachteil, dass die Kapillarwirkung des textilen Faserhalbzeuges einen relativ großen Einfluss auf das Messergebnis hat. Im Zuge der industriellen Großserienfertigung von faserverstärkten Kunststoffen im RTM-Verfahren sind hingegen immer schnellere Strömungsgeschwindigkeiten und höhere Drücke erforderlich. Bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten ist der Einfluss der Kapillarwirkung hingegen vernachlässigbar. Deswegen wurde in dieser Arbeit ein neuartiger Prüfstand (vgl. Abschnitt 3.1) entwickelt, der es ermöglicht die Permeabilität der Preform direkt bei der Fertigung mittels integrierter Drucksensoren zu bestimmen (vgl. Abschnitt 3.3). Mit dem neuen Prüfstand sind auch Messungen bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten und Drücken möglich. Durch den prozessnahen Messansatz und der damit verbundenen Reduzierung des Einflusses der Kapillarwirkung liefert diese Arbeit einen neuen Beitrag zur Diskussion einheitlicher Richtlinien für die Messung der Permeabilität von textilen Halbzeugen.

Für die Charakterisierung des Viskositätsverhaltens werden bisher vornehmlich Rotationsrheometer verwendet, die jedoch für besonders schnell aushärtende Matrixmaterialien aufgrund der relativ langen Vorlaufzeit für die Probenpräparation nur unzureichend geeignet sind. Außerdem wird die Charakterisierung fehlerhaft, wenn der genaue Temperaturverlauf beim RTM-Verfahren nicht bekannt ist und somit im Rheometer nicht geeignet nachgebildet werden kann. Deswegen wurde in dieser Arbeit ein neues Verfahren (vgl. Abschnitt 3.4) entwickelt, um den Viskositätsverlauf des Matrixmaterials direkt während der RTM-Fertigung zu bestimmen. Durch den

prozessnahen Messansatz wurde eine Möglichkeit aufgezeigt, um den Viskositätsverlauf bei komplexen Temperaturverläufen oder bei Verwendung von besonders schnell aushärtenden Matrixmaterialien mit höherer Genauigkeit als in einem Rheometer charakterisieren zu können.

Beim Drapierprozess wird die Preform mittels eines adhäsiven Binders fixiert, der flächig zwischen die Textillagen appliziert wird. Aus Vorarbeiten [9-11] ist bekannt, dass diese Art der Applikation einen negativen Einfluss auf die Permeabilität der Preform hat. Abgeleitet vom Gesetz von Darcy, führt eine schlechtere Permeabilität zu längeren Zykluszeiten bei der RTM-Formfüllung. Dadurch erhöhen sich die Fertigungskosten für die Herstellung von Hochleistungsfaserverbunden. Einen vielversprechenden Ansatz, um diesem Effekt entgegenzuwirken, bietet die neuartige Chemical Stitching-Technologie, die eine lokale Applikation des Binders ermöglicht. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Studie durchgeführt, um den Einfluss der Bindertechnologie auf die Permeabilität der Preform zu ermitteln (vgl. Kapitel 4). Hierbei konnte erstmalig gezeigt werden, dass durch die zielgerichtete lokale Applikation des Binders mit dem Chemical Stitching-Verfahren Vorteile gegenüber etablierten Bindertechnologien entstehen, bei denen der Binder flächig zwischen die Textillagen appliziert wird.

Ein weiteres Ziel dieser Arbeit ist es, durch die Weiterentwicklung und Evaluation verschiedener Simulationsmethoden, die Zuverlässigkeit und Vorhersagegüte der Simulation für die Auslegung des Formfüllverhaltens zu erhöhen. Hierfür wurde die Formfüllsimulation in eine virtuelle Prozesskette zur durchgängigen Modellierung der Fertigungsschritte beim RTM-Verfahren eingegliedert (vgl. Abschnitt 5.1). Dabei werden relevante Informationen (Materialinformationen, Prozessinformationen, Fertigungseffekte) zwischen den Simulationsschritten ausgetauscht und so eine Verbesserung der Prognosegüte der Simulation angestrebt. Zunächst wurden verschiedene Methoden vorgestellt, die es ermöglichen, die lokal veränderte Faserstruktur nach dem Drapierprozess zu erfassen und auf das Simulationsmodell für die Formfüllung zu übertragen (vgl. Abschnitt 5.2). Hierbei wurden Methoden entwickelt, die insbesondere bei Verwendung von unidirektionalem Gelege als textiles Halbzeug anwendbar sind, da es hierzu nach Stand der Forschung noch keine Vorarbeiten gibt. Eine Möglichkeit besteht darin die Informationen über die lokale Faserstruktur aus einer vorangegangenen Drapiersimulation zu ermitteln und in das Simulationsmodell für die Formfüllsimulation zu übertragen. Jedoch ist diese Methode besonders bei der Ermittlung des lokalen

Faservolumengehalt stark von der Qualität der Drapiersimulation abhängig. Gerade bei komplexen Geometrien können dadurch Ungenauigkeiten entstehen. Deswegen empfiehlt es sich experimentelle Messungen als Unterstützung der virtuellen Prozesskette zu nutzen. Zum Beispiel kann mittels Mikrowellenveraschung der Faservolumengehalt von lokalen Proben aus dem RTM-Bauteil bestimmt werden.

In Abschnitt 5.3 wurden die Methoden zur Ermittlung der lokalen Faserstruktur an einer komplex geformten Beispielgeometrie (KK-Form) demonstriert. Die KK-Form beinhaltet aktuelle Schlüsselherausforderungen für RTM-Bauteile in industriellen Anwendungen und dient somit als repräsentatives Beispiel. Dazu werden verschiedene Versuchskonfigurationen mit unterschiedlichen Lagenaufbauten in der Preform untersucht. Informationen über die lokale Faserorientierung werden hierbei Lage für Lage aus einer vorrangigen Drapiersimulation übermittelt. Die lokale Verteilung der Faservolumengehalte wird mittels Mikrowellenveraschung bestimmt. Wenn die lokale Faserstruktur im Simulationsmodell mittels der erwähnten Methoden berücksichtigt wird, zeigt sich bei allen Versuchskonfigurationen eine gute Übereinstimmung zwischen dem Füllverlauf im Experiment und in der Simulation. Falls die Ergebnisse aus dem Drapierprozess nicht berücksichtigt werden und die Faserstruktur im Simulationsmodell nur global vorgegeben wird, entstehen teilweise große Abweichungen zwischen Simulation und Experiment. Die Ergebnisse verdeutlichen auch, dass die Wahl des Lagenaufbaus in der Preform der KK-Form einen großen Einfluss auf die lokale Verteilung der Faserstruktur und auf das spätere Formfüllergebnis hat. Die Erkenntnisse aus der Untersuchung zeigen, dass die Anwendung der vorgestellten Methoden zur Ermittlung der lokalen Faserstruktur für die Formfüllsimulation einen positiven Effekt auf deren Prognosegüte hat. In nachfolgender Forschungsarbeit sollte diese These noch an anderen Bauteilen überprüft werden. Zusätzlich empfiehlt es sich, die Schnittstelle in der CAE-Kette zwischen Drapiersimulation und Formfüllsimulation noch weiter zu verbessern, um auch für komplexe Bauteile die lokale Faserstruktur direkt aus der Simulation zu ermitteln ohne auf experimentelle Methoden angewiesen zu sein. Dadurch kann der Entwicklungsprozess für RTM-Bauteile beschleunigt werden.

Idealerweise werden die Ergebnisse aus der Formfüllsimulation nicht nur für die Auslegung des Formfüllvorgangs genutzt, sondern sollten nach der Ideologie der CAE-Kette auch relevante Erkenntnisse für die nachfolgenden Simulations- bzw. Auslegungsschritte (Aushärtung, Struktursimulation) liefern. Neben der Kenntnis des

Formfüll- und Druckverlaufs, ist es dabei erstrebenswert auch Erkenntnisse über entstehende Lufteinschlüsse während der Formfüllung zu gewinnen. Dafür werden im Abschnitt 5.4 verschiedene Simulationsmethoden vorgestellt, die unterschiedliche Ansätze zur Modellierung von Lufteinschlüssen bei der RTM-Formfüllung verfolgen. Basis für die Modellierung der RTM-Formfüllung ist das Gesetz von Darcy und die Erhaltungsgleichung für die Masse. Dabei wird meist von einer inkompressiblen Strömung ausgegangen. Der Einfluss der Kompressibilität der Luft auf die Strömung ist hierbei vernachlässigt. Ein bewährter Ansatz zur Lösung ist dabei die kontrollvolumenbasierte FE-Methode. Dieser Ansatz wird zum Beispiel in der etablierten kommerziellen Software PAM-RTM verwendet. Lufteinschlüsse können in PAM-RTM mittels der spezifischen Funktion „detect air traps“ erkannt, aber nicht als separate Phase modelliert werden. Zusätzlich wird ein weiterer Ansatz vorgestellt, bei der die RTM-Formfüllung als kompressible Zweiphasenströmung mit einer erweiterten Volume-of-Fluid-Methode modelliert wird. Dieser Ansatz ist in der quellenoffenen Software OpenFOAM umgesetzt.

Anhand eines speziellen Prüfstandes (vgl. Abschnitt 5.5), bei dem ein Lufteinschluss beim Formfüllvorgang durch Integration eines Fließwiderstands bewusst erzeugt wird, konnte die Modellierungsgüte beider Simulationsmethoden untersucht werden. Bis zur Entstehung des Lufteinschlusses zeigen sowohl PAM-RTM als auch OpenFOAM eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Auch das Auftreten des Lufteinschlusses direkt nach der Umströmung des Fließwiderstandes wird von beiden Simulationsmethoden zunächst realitätsgetreu wiedergegeben. Im weiteren Verlauf der Formfüllung verändert der Lufteinschluss je nach Lagenaufbau teilweise stark seine Form. Bei günstiger Wahl des Lagenaufbaus löst sich der Lufteinschluss sogar komplett auf. Die Veränderungen in der Form des Lufteinschlusses können mit dem Modellierungsansatz von PAM-RTM nur unzureichend abgebildet werden. Durch die kompressible Modellierung beider Phasen mit der Simulationsmethode in OpenFOAM wird die Prognosegüte deutlich verbessert. Hier ist die Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation gut. Als Fazit kann festgestellt werden, dass es mit beiden Simulationsmethoden möglich ist, auftretende Lufteinschlüsse zu detektieren. Je nach Position und Größe können dann geeignete Gegenmaßnahmen aus dem Simulationsergebnis abgeleitet werden. Falls eine detaillierte Untersuchung des weiteren Verhaltens der Lufteinschlüsse von Relevanz ist, empfiehlt sich der kompressible Modellierungsansatz wie in OpenFOAM. Jedoch ist dieser mit einem erheblich höheren

Rechenaufwand verbunden. Für Standardanwendungen sollte hingegen die inkompressible Modellierung, wie in PAM-RTM, ausreichend sein.

Eine Herausforderung hinsichtlich potentieller Lufteinschlüsse stellen zum Beispiel RTM-Bauteile mit integrierten Fügeelementen (zum Beispiel Inserts) dar. Aus Kostengründen werden die Inserts dabei schon vor der Formfüllung in die Preform integriert. Bei dieser „intrinsischen“ Integration der Lasteinleitungselemente treten jedoch beim Formfüllprozess bei höheren Faservolumengehalten oftmals Probleme mit Lufteinschlüssen auf. Um ein besseres Verständnis für das Auftreten dieser Fertigungseffekte zu entwickeln, wurde in dieser Arbeit die Umströmung von Inserts bei der RTM-Formfüllung sowohl experimentell als auch in der Simulation untersucht (vgl. Kapitel 6). Zunächst wurde die lokale Faserstruktur im Bereich um das Insert mit Computertomographien analysiert (vgl. Abschnitt 6.2). Dabei konnten lokal große Unterschiede im Faservolumengehalt und in der Faserrichtung festgestellt werden, die durch die Umlenkung der Fasern um das Insert beim Preforming entstehen. Besonders auffällig ist hier der rampenförmige Reinharzbereich am Rand der Insertplatte. Mithilfe der Software VGStudio MAX und einem speziellen Konvertierungsskript gelang es, die lokale Faserstruktur zu erfassen und in ein Simulationsprogramm für die Formfüllung zu übertragen (vgl. Abschnitt 6.3). Die Simulation der Insertumströmung wurde wiederum mit den beiden in Abschnitt 5.4 vorgestellten Modellierungsansätzen in PAM-RTM und OpenFOAM durchgeführt.

Für die experimentelle Untersuchung wurde ein spezieller Prüfstand entwickelt (vgl. Abschnitt 6.4), bei dem die Umströmung des Inserts visuell nachzuverfolgen ist. Im Experiment zeigte sich, dass durch die ungleichmäßige Faserstruktur, eine inhomogene Umströmung des Inserts entsteht, die hinter dem Insert einen Lufteinschluss bildet, der sich im weiteren Verlauf jedoch komprimiert und schließlich an der Oberfläche nicht mehr sichtbar ist. Zur Validierung der Simulation wurden der Fließfrontverlauf und die Füllzeiten miteinander verglichen (vgl. Abschnitt 6.6). Beim Vergleich zeigt sich, dass die Simulation mit PAM-RTM zwar in der Lage ist, den Lufteinschluss hinter dem Insert zu detektieren, jedoch kann die Komprimierung und das Auflösen des Lufteinschlusses nicht abgebildet werden. Durch die Modellierung einer kompressiblen Zweiphasenströmung mit der Simulationemethode in OpenFOAM konnte hingegen eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment erzielt werden.

Aus den Erkenntnissen von Simulation und Experiment und den strukturmechanischen Überlegungen von Gebhardt et al. [33] konnte eine formoptimierte Insertgeometrie abgeleitet werden. In einer experimentellen Fließstudie wurde anschließend eine Optimierung des Fließverhaltens durch die Verwendung der formoptimierten Insertgeometrie nachgewiesen. Es bleibt zu untersuchen, ob durch diese Geometriemodifikation alleine die Bildung von Lufteinschlüssen auch bei höheren Faservolumengehalten vermieden werden kann. Falls noch weitere Maßnahmen zur Optimierung der „intrinsischen“ Integration der Inserts notwendig sind, könnten diese in nachfolgender Forschungsarbeit ebenfalls mit der entwickelten Simulationsmethode untersucht werden. Denkbar wäre etwa den Injektionsdruck zu erhöhen oder am Auslass ein Vakuum anzulegen.

Neben Fügeelementen, wie den Inserts, werden mehr und mehr auch Schaumstrukturen in die Preform integriert und anschließend bei der RTM-Formfüllung umströmt. Das Einbringen der Schaummaterialien ist sinnvoll, da die entstehenden sogenannten „Sandwichbauteile“ nochmals verbesserte dichtespezifische Eigenschaften im Vergleich zu monolithischen RTM-Bauteilen haben. Für den Formfüllvorgang stellen die integrierten Schaumstrukturen eine neue Herausforderung dar. Durch hohe Injektionsdrücke bei der Formfüllung kann es zu lokalen Verformungen der integrierten Schaumstrukturen kommen. Dies bewirkt Änderungen in der lokalen Faserstruktur und beeinflusst somit das Formfüllverhalten. Um ein solches Verhalten in Zukunft vorhersagen und Tragfähigkeitsverluste infolge zu großer Kernverformung ausschließen zu können, ist es notwendig die Fluid-Struktur-Interaktion zwischen dem strömenden Matrixmaterial und der Schaumstruktur auch in der Simulation zu berücksichtigen.

Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen/Abkürzung	Größe	Einheit
K	Permeabilität	[m ²]
η	Viskosität	[Pa·s]
p	Druck	[bar]
v	Volumengemittelte Geschwindigkeit	[m/s]
\tilde{v}	Geschwindigkeit der Fließfront	[m/s]
ϕ	Porosität	[-]
V_f	Faservolumengehalt	[-]
RTM	Resin Transfer Molding	
FE	Finite Elemente	
FEM	Finite-Elemente-Methode	
CVFEM	Kontrollvolumenbasierte FEM	
FV	Finite Volumen	
FVM	Finite-Volumen-Methode	
CAE	Computer Aided Engineering	
S	Sättigung S des Matrixmaterials	[-]
HAS	Hauptachsensystem	
$\dot{\gamma}$	Scherrate	[1/sec]
τ	Schubspannung	[Pa]
V	Volumen	[m ³]
G	Flächengewicht	[kg/m ²]
ρ	Dichte	[kg/m ³]
h	Kavitätshöhe	[mm]
m	Masse	[kg]
t	Zeit	[s]
n	Lagenanzahl	[-]
UD	unidirektional	

Literaturverzeichnis

- [1] Ashby, M. F.: "Materials selection in mechanical design", 4. ed. Amsterdam: Butterworth-Heinemann, 2011.
- [2] Thoma, B.; Chaudhari, R.; Henning, F.: „Prozessentwicklung zur automatisierten Verarbeitung von Hochleistungs-Faserverbundkunststoffen für die Großserie“, *Lightweight Design*, 2012, Volume 5 (2), S. 48-53.
- [3] Chaudhari, R.: "Characterization of high-pressure resin transfer molding process variants for manufacturing high-performance composites", Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2013.
- [4] Ermanni, P.; Di Fratta, C.; Trochu, F.: "Molding: Liquid Composite Molding (LCM)", *Wiley encyclopedia of composites* (2nd ed.), Publisher: John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, 2012, S. 1884-1894.
- [5] Darcy, H.: "Les Fontaines Publique de la Ville de Dijon", Dalmant Paris, 1856.
- [6] Arbter, R.; Beraud, J. M.; Binetruy, C.; Bizet, L. et al.: "Experimental determination of the permeability of textiles: A benchmark exercise", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2011, Volume 42, S. 1157–1168.
- [7] Vernet, N.; Ruiz, E.; Advani, S.; Alms, J. B. et al.: "Experimental determination of the permeability of textiles: benchmark 2", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2014, Volume 61, S. 172–184.
- [8] Magagnato, D.; Henning, F.: "Process-oriented determination of preform permeability and matrix viscosity during mold filling in resin transfer molding", *Materials Science Forum*, 2015, Volumes 825-826, S. 822-829.
- [9] Rohatgi, V.; Lee, L. J.: "Moldability of tackified fiber preforms in liquid composite molding" *Journal of composite materials*, 1997, Volume 31(7), S. 720-744.
- [10] Shih, C. H.; Lee, L. J.: "Tackification of textile fiber preforms in resin transfer molding", *Journal of composite materials*, 2001, Volume 35(21), S. 1954-1981.

- [11] Estrada, G.; Vieux-Pernon, C.; Advani, S. G.: “Experimental characterization of the influence of tackifier material on preform permeability”, *Journal of composite materials*, 2002, Volume 36 (19), S. 2297-2310.
- [12] Rieber, G.: „Einfluss von textilen Parametern auf die Permeabilität von Multifilamentgeweben für Faserverbundkunststoffe“, Dissertation, TU Kaiserslautern, 2011.
- [13] Stadtfeld, H. C.; Erninger, M.; Bickerton, S.; Advani, S. G.: “An experimental method to continuously measure permeability of fiber preforms as a function of fiber volume fraction”, *Journal of reinforced plastics and composites*, 2002, Volume 21(10), S. 879-899.
- [14] Magagnato, D.; Thoma, B.; Henning, F.: “Experimental characterization to determine the influence of different binder systems to the preform permeability during RTM manufacturing”, *Journal of Plastics Technology*, 2015, Volume 11 (4), S. 256-270.
- [15] Thoma, B.; Weidenmann, K.; Henning, F.: „Chemical-Stitching, ein vielversprechender Ansatz für die automatisierte Preformfertigung“, *Journal of Plastics Technology*, Volume 5 (8), 2012, S. 490–514.
- [16] Simacek, P.; Lawrence, J.; Advani, S. G.: “Numerical mold filling of liquid composite molding processes: applications and current issues”, *Proceedings SAMPE 2002*, Paris, France, 2002. S. 137-148.
- [17] Trochu, F.; Gauvin, R.; Gao, D. M.: “Numerical analysis of the resin transfer molding process by the finite element method”, *Advances in Polymer Technology*, 1993, Volume 12 (4), S. 329-342.
- [18] Trochu, F.; Ruiz, E.; Achim, V.; Soukane, S.: “Advanced numerical simulation of liquid composite molding for process analysis and optimization”, *Composite Part A: Appl Sci Manufact*, 2006, Volume 37 (6), S. 890–902.
- [19] Dix, M.; Bickerton, S.; Tryfonifis, M.; Hinterhölzl R.: “Consistent Virtual CFRP Process Chain Using a Modular CAE Interface”, *Proceedings NAFEMS World Congress*, Salzburg, 2013.

- [20] Kärger, L.; Böhler, P.; Fritz, F.; Fischer, S.; Magagnato, D.; Schön, A.; Henning, F.: “Virtual Process Chain for an integrated assessment of high-performance composite structures”, Proceedings NAFEMS World Congress, Salzburg, 2013.
- [21] Kärger, L.; Fritz, F.; Galkin, S.; Magagnato, D.; Oeckerath, A.; Schön, A.; Wolf, K.; Henning, F.: “Development Stage and Application of a Virtual Process Chain for RTM Components”, Proceedings NAFEMS Seminar “Simulation of Composites – A Closed Process Chain”, Leipzig, 2014, S. 107-118.
- [22] Kärger, L.; Bernath, A.; Fritz, F.; Galkin, S.; Magagnato, D.; Oeckerath, A.; Schön, A.; Henning, F.: “Development and validation of a CAE chain for unidirectional fibre reinforced composite components”, Composites Structures, 2015, Volume 132, S. 350-358.
- [23] Bickerton, S.; Šimáček, P.; Guglielmi, S. E.; Advani, S. G.: “Investigation of draping and its effects on the mold filling process during manufacturing of a compound curved composite part”. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 1997, Volume 28(9), S. 801-816.
- [24] Louis, M.; Huber, U.: “Investigation of shearing effects on the permeability of woven fabrics and implementation into LCM simulation”, Composites Science and Technology, 2001, Volume 61 (13), S. 1945-1959.
- [25] Fong, L.; Advani, S. G.: “The role of drapability of fiber preforms in resin transfer molding”, Proceedings of the 9th American Society for Composites, 1994, S. 1246.
- [26] Endruweit, A.; Ermanni, P.: “The in-plane permeability of sheared textiles. Experimental observations and a predictive conversion model”, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2004, Volume 35 (4), S. 439-451.
- [27] Schirmaier, F. J.; Weidenmann, K. A.; Kärger, L.; Henning, F.: “Characterisation of the draping behaviour of unidirectional non-crimp fabrics (UD-NCF)”, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2016, Volume 80, S.28-38.
- [28] Böhler, P.; Härtel, F.; Middendorf, P.: “Identification of forming limits for unidirectional carbon textiles in reality and mesoscopic simulation”, Key Engineering Materials, 2013, Volume 554, S. 423-432.

- [29] Senner, T.; Kreissl, S.; Merklein, M.; Meinhardt, J.; Lipp, A.: "A modular modeling approach for describing the in-plane forming behavior of unidirectional non-crimp-fabrics", *Production Engineering*, 2014, Volume 8(5), S. 635-643.
- [30] Magagnato, D.; Henning, F.: "RTM molding simulation for unidirectional fiber reinforced composites considering local fiber orientation and fiber volume fraction", *Journal of Plastics Technology*, 2016, Volume 12 (3), S. 135-156.
- [31] Magagnato, D.; Frey, M.; Bernath, A.; Steibler, P.; Henning, F.: „Experimentelle und Numerische Untersuchung der Infiltration der RTM-Fertigung“, In: Wanner, A.; Weidenmann, K. A., *Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde 2013*, Tagungsband, ISBN 978-3-00-042309-3, 2013, S. 511-517.
- [32] Ferret, B.; Anduze, M.; Nardari, C.: "Metal inserts in structural composite materials manufactured by RTM", *Composites Part A*, 1998, Volumes 29 (5-6), S. 693-700.
- [33] Fleischer, J.; Gebhardt, J.: "Experimental Investigation of Metal Inserts Embedded in Composite Parts Manufactured by the RTM Process", 13th Japan International SAMPE Symposium and Exhibition, 11.11.-13.11.2013, Nagoya, Japan, A Great Bridge from Practice and high Volume to Science and high Performance, S. 1-6.
- [34] Magagnato, D.; Seuffert, J.; Bernath, A.; Kärger, L.; Henning, F.: "Experimental and numerical study of the influence of integrated load transmission elements on filling behavior in resin transfer molding", *Vorbereitung zur Veröffentlichung*.
- [35] Mitschang, P.; Stadtfeld, H.; Stöven, T.; Eyrauch F. W.; Latrille, M.; Louis, M.; Neitzel, M.; Beresheim, G.: „Grundlagen der Verarbeitungsprozesse“, In: Neitzel, M.; Mitschang, P.; Breuer, U.: „Handbuch Verbundwerkstoffe“, Carl Hanser Verlag, München, 2004.
- [36] Flemming, M.; Ziegmann, G.; Roth, S.: „Die Simulation des Harzflusses durch anisotrope Strukturen. Faserverbundbauweisen-Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix“, Springer, Berlin, 1999.
- [37] Bear, J.: "Dynamics of fluids in porous media", *Environmental science series*, American Elsevier, New York, 1972.

- [38] Michaeli, W.; Hammes, V.; Kirberg, K.; et. al.: "Process Simulation in the RTM Technique", *Kunststoffe-German Plastics*, 1989, 79. Jg., Nr. 8, S. 739-742.
- [39] Richards, L. A.: "Capillary conduction of liquids through porous mediums", *Journal of Applied Physics*, 1931, 1. Jg., Nr. 5, S. 318-333.
- [40] Knaber, P.; Angermann, L.: „Numerik partieller Differentialgleichungen: eine anwendungsorientierte Einführung“, Springer, 2013.
- [41] Lee, T. C.: "Applied mathematics in hydrogeology", CRC Press, 1998.
- [42] Fracchia, C. A.; Castro, J.; Tucker, C. L.: "A finite element/control volume simulation of resin transfers molding", *Proceedings of the American Society for Composites, Fourth Technical Conference*. S. 157-166.
- [43] Brusckhe, M. V.; Advani, S. G.: "A finite element/control volume approach to mold filling in anisotropic porous media", *Polymer composites*, 1990, 11. Jg., Nr. 6, S. 398-405.
- [44] Trochu, F.; Gauvin, R.; Zhang, Z.: "Simulation of mold filling in resin transfer molding by non-conforming finite elements", *Computer Aided Design in Composite Material Technology III*. Springer Netherlands, 1992, S. 109-120.
- [45] Hirt, C. W.; Nichols, B. D.: "Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries", *Journal of computational physics*, 1981, 39. Jg., Nr. 1, S. 201-225.
- [46] Smolianski, A.: "Finite-element/level-set/operator-splitting (FELSOS) approach for computing two-fluid unsteady flows with free moving interfaces", *International journal for numerical methods in fluids*, 2005, 48. Jg., Nr. 3, S. 231-269.
- [47] Van Genuchten M. T.: "A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils", *Soil science society of America journal*, 1980, 44. Jg., Nr. 5, S. 892-898.
- [48] Brooks R. H.; Corey A. T.: "Properties of porous media affecting fluid flow", *Journal of the Irrigation and Drainage Division*, 1966, Volume 92(2), S. 62-68.

- [49] Jiang, J; Wang, Z.: “Measurement of Transverse Permeability of Fabric Preforms Using Ultrasound Monitoring Technique in LCM Processes”, *Advanced Materials Research*, 2011, Vols. 311-313, S. 214-217.
- [50] Van de Ven, E. C.; Loendersloot, R.; Akkerman, R.: “Experimental investigation of the compressibility and permeability of fabric reinforcements”, *FPCM8*, Douai, France, 11.-13. Juli 2006.
- [51] Carman, P. C.: “Fluid flow through granular beds”, *Transactions-Institution of Chemical Engineeres*, 1937, 15. Jg., S. 150-166.
- [52] Gebart, B. R.: “Permeability of unidirectional reinforcements for RTM”, *Journal of composite materials*, 1992, 26. Jg., Nr. 8, S. 1100-1133.
- [53] Cai, Z.; Berdichevsky A. L.: “An improved self-consistent method for estimating the permeability of a fiber assembly”, *Polymer composites*, 1993, 14. Jg., Nr. 4, S. 314-323.
- [54] Van der Westhuizen, J.; Du Plessis, J. P.: “An attempt to quantify fibre bed permeability utilizing the phase average Navier-Stokes equation”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 1996; Volume 27(4), S. 263–269.
- [55] Alms, J. B.; Correia, N.; Advani S. G.; Ruiz, E.: “Experimental procedures to run longitudinal injections to measure unsaturated permeability of LCM reinforcements” *FCCPM Collaboration* 2010.
- [56] Wu, Q. Q.; Xiao, J. Y.; Liu, J.; Xing, S. L.; Yang, J. S.: “Research on Heat Resisting Epoxy Resin System for Liquid Composite Molding”, *Advanced Materials Research*, Vol. 1101, 2015, S. 8-14
- [57] Kiuna, N.; Lawrence, C. J.; Fontana, Q. P. V.; Lee, P. D.; Selerland, T.; Spelt, P. D. M.: “A model for resin viscosity during cure in the resin transfer moulding process”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2002, 33(11), S. 1497-1503.
- [58] Lee, C. L.; Wei, K. H.: “Curing kinetics and viscosity change of a two-part epoxy resin during mold filling in resin-transfer molding process”, *Journal of applied polymer science*, 2000, Volume 77(10), S. 2139-2148.

- [59] Cox, W. P.; Merz, E. H.: "Correlation of dynamic and steady viscosity", *Journal of Polymer Science*, 1958, Volume 28, S. 612.
- [60] Kamal, M. R.; Sourour, S.: "Kinetics and thermal characterization of thermoset cure" *Polymer Engineering & Science*, 1973, Volume 13(1), S. 59-64.
- [61] Castro, J. M.; Macosko, C. W.: "Studies of mold filling and curing in the reaction injection molding process" *AIChE Journal*, 1982, Volume 28(2), S. 250-260.
- [62] Henne, M.; Breyer, C.; Niedermeier, M.; Ermanni, P.: "A new kinetic and viscosity model for liquid composite molding simulations in an industrial environment", *Polymer composites*, 2004, Volume 25(3), S. 255-269.
- [63] Talvensaari, H.; Ladstätter, E.; Billinger, W.: "Permeability of stitched preform packages" *Composite structures*, 2005, 71. Jg., Nr. 3, S. 371-377.
- [64] Beier, U.; Fischer, F.; Sandler, J. K.; Altstädt, V.; Weimer, C.; Buchs, W.: "Mechanical performance of carbon fibre-reinforced composites based on stitched preforms", *Composites Part A: Applied science and manufacturing*, 2007, Volume 38(7), S. 1655-1663.
- [65] Brauner, C.; Miene, A.; Herrmann, A.; Bruyneel, M.; Pascon, F.: "Virtual process chain combined with online process monitoring for first time right manufacturing of composite structures", In: *Proceedings NAFEMS seminar "simulation of composites – a closed process chain"*, Leipzig; 2014, S. 302-311.
- [66] Gowayed, Y. A.: "The effect of voids on the elastic properties of textile reinforced composites", *Journal of Composites, Technology and Research*, 1997, Volume 19(3), S. 168-173.
- [67] Varna, J.; Joffe, R.; Berglund, L. A.; Lundström, T. S.: "Effect of voids on failure mechanisms in RTM laminates", *Composites Science and technology*, 1995, 53. Jg., Nr. 2, S. 241-249.
- [68] Zhu, H.; Wu, B.; Li, D.; Zhang, D.; Chen, Y.: "Influence of voids on the tensile performance of carbon/epoxy fabric laminates", *Journal of Materials Science & Technology*, 2011, Volume 27(1), S. 69-73.

- [69] Bréard, J.; Henzel, Y.; Trochu, F.; Gauvin, R.: “Analysis of dynamic flows through porous media. Part I: Comparison between saturated and unsaturated flows in fibrous reinforcements”, *Polymer Composites*, 2003, Volume 24 (3), S. 391-408.
- [70] Patel, N.; Lee, L. J.: “Effects of fiber mat architecture on void formation and removal in liquid composite molding”, *Polymer Composites*, Volume 16 (5) (1995), S. 386-399.
- [71] Patel, N.; Lee, L. J.: “Modeling of void formation in liquid composite molding. Part I: Wettability analysis”, *Polymer Composites*, Volume 17 (1) (1996), S. 96–103.
- [72] Ruiz, E.; Achim, V.; Soukane, S.; Trochu, F.; Bréard, J.: “Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites”, *Composites science and technology*, Volume 66(3), S. 475-486.
- [73] ESI GROUP (2015), *PAM-RTM User’s Guide & Tutorials Version 2014*, ESI Group, Paris.
- [74] Koorevaar, A.: “Simulation of liquid injection molding: Delivering on the promise”, *Society for the Advancement of Material and Process Engineering. International SAMPE Europe conference. 2002*, S. 633-644.
- [75] Bernath, A.: „Entwicklung einer Methode zur Simulation des Resin-Transfer-Molding mit OpenFOAM“, *Diplomarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Betreuer: Frank Henning, Projektleiter: Dino Magagnato, 2013.*
- [76] Jasak, H.; Jemcov, A.; Tukovic, Z.: “OpenFOAM: A C++ library for complex physics simulations”, *International workshop on coupled methods in numerical dynamics, 2007*, Volume 1000, S. 1-20.
- [77] Márquez Damián, S.: “Description and utilization of interFoam multiphase solver”, <http://infotech.unl.edu.ar/upload/3be0e16065026527477b4b948c4caa7523c8ea52.pdf>
- [78] Deshpande, S. S.; Anumolu, L.; Trujillo, M. F.: “Evaluating the performance of the two-phase flow solver interFoam”, *Computational science & discovery*, 2012, Volume 5(1).
- [79] Schürmann, H.: „Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden“, Berlin: Springer, 2005.

- [80] Hoa, S.V.; Di Maria, A.: "Metal Inserts for efficient joining of sheet molding Compound structures", Proceedings of the fourth Annual conference on Advanced Composites, 13. - 15. September 1988, Dearborn, Michigan, USA.
- [81] Hopmann, C.; Fecher, M. L.; Linneman, L.; Bastian, R.; Gries, T.; Schnabel, A.; Greb, C.: "Comparison of the properties of Onserts and Inserts for a high volume production of structural composite parts", Journal of Plastics Technology, 2013, Volume 9 (4), S. 179-206.
- [82] Schürmann, H.; Schwarz, M.; Peil, C.; Magin, M.: „Dünnwandige Laminate und punktuelle Biegemomente – unverträglich oder doch konstruktiv lösbar?“, Internationale AVK-TV Tagung für Verstärkte Kunststoffe und Duroplastische Formmassen, 2004.
- [83] Gebhardt, J.; Pottmeyer, F.; Fleischer, J.; Weidenmann, K.: "Characterization of metal inserts embedded in carbon fiber reinforced plastics", Materials Science Forum, 2015, Vol. 825-826, S. 506-513.
- [84] Gebhardt, J.; Fleischer, J.: "Experimental investigation and performance enhancement of inserts in composite parts", Procedia CIRP Volume 23 (2014), S. 7-12.
- [85] Seuffert, J.: „Simulation der Umströmung von integrierten Insertelementen beim Resin Transfer Molding“, Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Betreuer: Frank Henning, Projektleiter: Dino Magagnato, 2015.
- [86] Müller, B.; Rath, W.: „Formulierung von Kleb- und Dichtstoffen: das kompetente Lehrbuch für Studium und Praxis“, Vincentz Network GmbH & Co KG, 2004.
- [87] Bickerton, S.; Advani, S. G.: "Characterization and modeling of race-tracking in liquid composite molding processes"; Composites Science and Technology, 59(15), 1999, S. 2215-2229.
- [88] Lawrence, J. M.; Barr, J.; Karmakar, R.; Advani, S. G.: "Characterization of preform permeability in the presence of race tracking", Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2004, Volume 35(12), S.1393-1405.

- [89] Drapiera, S.; Monattea, J.; Elbouazzaouia, O.; Henrat, P.: “Characterization of transient through-thickness permeabilities of Non Crimp New Concept (NC2) multiaxial fabrics” *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2005, Volume 36, S. 877–892.
- [90] Zhou, F.; Kuentzer, N.; Simacek, P.; Advani, S. G.; Walsh, S.: “Analytic characterization of the permeability of dual-scale fibrous porous media”, *Composites Science and Technology*, 2006, Volume 66(15), S. 2795-2803.
- [91] Klunker, F.: „Aspekte zur Modellierung und Simulation des Vacuum Assisted Resin Infusion“; Dissertation TU Clausthal, Papierflieger Verlag, Clausthal, 2008.
- [92] Spiess, H.; Oeckerath, A.; Landvogt B.: “Mapping library manual version 2010.1”, Fraunhofer SCAI, Sankt Augustin; 2012.
- [93] Brackbill, J. U.; Kothe, D. B.; Zemach, C.: “A continuum method for modeling surface tension” *Journal of computational physics*, 1992, Volume 100(2), S.335-354.
- [94] Welker, A.: „Konstruktion eines Versuchsstandes zur experimentellen Untersuchung der Umströmung von Lasteinleitungselementen im RTM-Verfahren“, Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Betreuer: Frank Henning, Projektleiter: Dino Magagnato, 2015.

Publikationen

Nachfolgend sind alle Publikationen gelistet, die im Rahmen dieser Arbeit entstanden sind:

- Magagnato, D.; Thoma, B.; Henning, F.: “Experimental characterization to determine the influence of different binder systems to the preform permeability during RTM manufacturing”, *Journal of Plastics Technology*, 2015, Volume 11 (4), S. 256-270.
- Magagnato, D.; Henning, F.: “Process-oriented determination of preform permeability and matrix viscosity during mold filling in resin transfer molding”, *Materials Science Forum*, 2015, Volumes 825-826, S. 822-829.
- Magagnato, D.; Henning, F.: “RTM molding simulation for unidirectional fiber reinforced composites considering local fiber orientation and fiber volume fraction”, *Journal of Plastics Technology*, 2016, Volume 12 (3), S. 135-156.
- Magagnato, D.; Seuffert, J.; Bernath, A.; Kärger, L.; Henning, F.: “Experimental and numerical study of the influence of integrated load transmission elements on filling behavior in resin transfer molding”, *Vorbereitung zur Veröffentlichung*.
- Magagnato, D.; Frey, M.; Bernath, A.; Steibler, P.; Henning, F.: „Experimentelle und Numerische Untersuchung der Infiltration der RTM-Fertigung“, In: Wanner, A.; Weidenmann, K. A., *Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde 2013*, Tagungsband, ISBN 978-3-00-042309-3, 2013, S. 511-517.
- Magagnato, D.; Henning, F.: “Simulation of mold filling in resin transfer molding considering the local fiber architecture after the preforming process”, 20th International Conference on Composite Materials (ICCM), Kopenhagen, 2015.

- Magagnato, D.; Henning, F.: “Simulation of the mold filling process during the RTM-manufacturing to optimize the cycle times for the production of carbon fibre compounds”, NAFEMS Seminar „Innovative Anwendungen der Strömungssimulation (CFD) in der Produktentwicklung”, Wiesbaden, 2013.
- Kärger, L.; Bernath, A.; Fritz, F.; Galkin, S.; Magagnato, D.; Oeckerath, A.; Schön, A.; Henning, F.: “Development and validation of a CAE chain for unidirectional fibre reinforced composite components”, Composites Structures, 2015, Volume 132, S. 350–358.
- Kärger, L.; Schön, A.; Fritz, F.; Böhrer, P.; Magagnato, D.; Fischer, S.; Henning, F.: „Aufbau einer durchgängigen CAE-Kette durch Verknüpfung von Drapier-, Formfüll- und Struktursimulation zur ganzheitlichen Bewertung von Bauteilen aus Hochleistungsfaserverbunden“, In: Wanner, A.; Weidenmann, K. A., Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde 2013, Tagungsband, ISBN 978-3-00-042309-3, 2013, S. 568-573.
- Kärger, L.; Schön, A.; Fritz, F.; Böhrer, P.; Magagnato, D.; Fischer, S.; Henning, F.: “Virtual Process Chain for an integrated assessment of high-performance composite structures”, NAFEMS World Congress, 1st International Conference on Simulation Process & Data Management, Salzburg, 2013.
- Henning, F.; Bernath, A.; Chaudhari, R.; Kärger, L.; Magagnato, D.; Schirmaier, F.: “An Integrated Development Approach to Combine Design, Manufacturing and Validation of High-Pressure RTM Composite Structures” SAMPE TECH, Seattle, 2014.
- Kärger, L.; Fritz, F.; Magagnato, D.; Galkin, S.; Schön, A.; Oeckerath, A.; Wolf, K.; Henning, F.: „Entwicklungsstand und Anwendungsbeispiele einer virtuellen Prozesskette für RTM-Bauteile“, NAFEMS Seminar Simulation von Composites – Eine geschlossene Prozesskette, Leipzig, 28.-29.10.2014.

-
- Kärger, L.; Fritz, F.; Magagnato, D.; Galkin, S.; Schön, A.; Oeckerath, A.; Wolf, K.; Henning, F.: „Virtuelle Prozesskette für Bauteile aus Hochleistungsfaserverbunden“, CCEV-Veranstaltung der AGs „Engineering, Klebtechnik, ZFP“, Augsburg, 7.11.2014.
 - Henning, F.; Bernath, A.; Galkin, S.; Kärger, L.; Magagnato, D.; Schirmaier, F.; Thoma, B.: “Holistic Development of High-Pressure RTM Composite Structures”, 31st International Conference of the POLYMER PROCESSING SOCIETY, Jeju Island, Korea, 7. -11.6.2015.