

IVW - Schriftenreihe Band 45

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Timo Stöven

Beitrag zur Ermittlung der Permeabilität
von flächigen Faserhalbzeugen

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

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

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

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

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2004

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

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X
ISBN 3-934930-41-7

BEITRAG ZUR ERMITTLUNG DER PERMEABILITÄT VON FLÄCHIGEN FASERHALBZEUGEN

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

vorgelegt von

Timo Stöven

aus Cuxhaven

Tag der mündlichen Prüfung: 09.02.2004

Vorsitzender: Professor Dr.-Ing. A. K. Schlarb
Referent: Professor Dr.-Ing. P. Mitschang
Korreferent: Professor Dr.-Ing. R. Renz

D 386

Vorwort

Diese Arbeit entstand in den Jahren 1998 bis 2003 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) in Kaiserslautern.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Mitschang, technisch wissenschaftlicher Direktor der Abteilung Verarbeitungstechnik des Instituts, danke ich für die Betreuung und Förderung dieser Arbeit. Die von ihm gewährten Freiräume machten ein Gelingen dieser Arbeit erst möglich. Für die Übernahme des Korreferates möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Renz herzlich danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Schlarb, Geschäftsführer der IVW GmbH, danke ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Neitzel, der mich förderte, indem er mir einen zweimonatigen Aufenthalt als Gastwissenschaftler am Materials Research Laboratory der Pennsylvania State University ermöglichte.

Große Teile dieser Arbeit wurden unterstützt von der Deutschen Forschungsgemeinschaft, DFG, im Rahmen der DFG-Forschergruppe FOR 360 „Innovative Flüssigimprägnierverfahren zum Herstellen duromerer und thermoplastischer CF-Verbundwerkstoffe für Leichtbauanwendungen“.

Zum Gelingen dieser Arbeit haben zahlreiche Kolleginnen, Kollegen und Studenten der IVW GmbH, insbesondere der Abteilung Verarbeitungstechnik beigetragen. Für ihre fachliche wie auch moralische Unterstützung und die gute Zusammenarbeit danke ich besonders Florian Weyrauch, Holger Franz, Hubert Stadtfeld, Rudi Velthuis, Jens Schlimbach, Karl-Heinz Hammer, Wolfgang Merten, Peter Stölzgen, Michael Meyer und Sonja Lenz.

Von ganzem Herzen danke ich meinen Eltern und meiner Schwester Kirsten sowie Werner und Brigitte für ihre Unterstützung, ihren Rückhalt und ihre stete Zuversicht.

Bremen, im Mai 2004

Timo Stöven

Abstract

Liquid Composite Moulding (LCM) has become an economic technique for the manufacture of advanced composite lightweight structures in many cases. Meanwhile the acronym LCM represents more than a dozen of varying process types, which all have the principle in common that a liquid monomer is firstly injected into a cavity filled with a reinforcing fibre preform and secondly it forms the part by chemically reacting to a solid polymer network. A distinctive feature of the LCM process variations is their applicability to the fabrication of a variety of different part sizes and shapes. Within this development numerical process simulation has become an important engineering tool for mould design and process control. Thereby the research focuses on the simulation of resin flow through a fibrous reinforcement, because this turned out to be the most critical process within the manufacture of composites by applying LCM-Technologies. With the software commercially available the mould-filling pattern can be simulated depending on the locations and number of inlet and outlet gates, resin rheology, injection rate and pressure, thermal effects and the physics of liquid flow through fibre preforms. Hereby the standard flow modelling bases on a proportional relationship between the flow rate and the applied pressure gradient, which is known as D'Arcy's law. The describing proportional factor is called the permeability. Its value depends on the considered flow direction because of a non-isotropic structural arrangement of the fibre reinforcement. It becomes clear that the permeability affects the injection process crucially and so the knowledge about it is indispensable for the realistic prediction of a filling pattern by flow simulation.

Due to the complexity of the inner structure of a textile reinforcement the resulting multiphase flow cannot be described adequately by an analytical model at the current stage of research, so that the permeabilities of planar textile reinforcements like woven or non-crimped fabrics is usually obtained from flow measurements. A variety of experimental set-ups were developed, which allow the tracking of the fluid flow through the textile reinforcement. The permeability is derived from the flow data by applying D'Arcy's law. Most of these test-rigs allow the determination of the in-plane flow characteristics only, because they are dominant in the most classical processing techniques. But the simulation of these processes produces still significant errors, which result from neglecting the out-of-plane flow. Since new liquid composite moulding processes like SCRIMP™ or resin film infusion were developed, the knowledge of the permeability in thickness direction becomes as important as the in-plane charac-

teristics so that researchers started to measure flow in thickness direction and developed flow models which include the principle permeability in thickness direction. The main arising difficulties are the measuring and the modelling for the calculation of the permeability from flow front data. The objective of this work is to overcome these problems by the development of a test-rig for the measure of the flow in thickness direction and by determining a transformation rule, which addresses the unsolved geometric boundary condition at the injection port.

After investigating the existing instrumentation for measuring flow in thickness direction a new sensor concept is developed on the basis of ultrasound transmission, which enables a steady collection of the actual position of a flow front. The applicability of this test-rig was tested within the measure of the flow through different woven and non-crimped fabrics. The permeability values, which were obtained from the flow data with the aid of the improved analytic model, were validated by two-dimensional radial flow experiments.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Formelzeichen	IV
Abkürzungen	V
1. Einleitung	1
1.1 Grundzüge der Flüssigimprägnierung mittels Harzinjektion.....	3
1.2 Kernprozess der Harzinjektion	4
1.3 Zielsetzung und Methodik	6
2. Elemente und Verfahren der Harzinjektionstechnik	8
2.1 Verstärkungsmaterialien	8
2.2 Matrixsysteme.....	14
2.3 Preformtechnik.....	16
2.3.1 Direkte Preformverfahren.....	16
2.3.2 Elemente der sequentiellen Preformtechnik	17
2.3.3 Wirkung der Preformtechnik auf den Flüssigimprägnierprozess.....	20
2.4 Verfahrensmechanismen und Anwendungen	22
2.4.1 Druckinjektionsverfahren	23
2.4.2 Vakuuminjektionsverfahren.....	24
2.4.3 Injektionsverfahren mit zusätzlicher Verdichtung der Fasern.....	27
2.5 Prozessauslegung und Simulation.....	28
2.6 Qualitätssicherung durch Prozessverfolgung.....	30
2.6.1 Dielektrometrie.....	31
2.6.2 Ultraschall	32
2.6.3 Piezoelektrische Elemente.....	33
2.6.4 Lichtwellenleiter	34
2.6.5 Widerstandsmessung	36
2.6.6 Einsatzmöglichkeiten verschiedener Messtechniken im Überblick	37
2.7 Messtechniken für die Permeabilitätsbestimmung.....	38
2.7.1 Optische Messverfahren	39

2.7.2	Ebene Permeabilitätsbestimmung mit robusten Messsystemen.....	39
2.7.3	Messtechniken für die Ermittlung der Dickenpermeabilität	40
2.7.4	Potenziale der Ultraschalltechnik.....	42
3.	Die Permeabilität, eine Kenngröße für die Flüssigimprägnierung	43
3.1	Grundlagen.....	43
3.2	Grenzen des D'Arcyschen Permeabilitätsmodells.....	44
3.3	Verfahren und Modelle zur Bestimmung von Permeabilitätskennwerten....	46
3.3.1	Generelle Verfahrensmerkmale.....	46
3.3.2	Eindimensionale Verfahren	47
3.3.3	Zweidimensionale Verfahren	49
3.3.4	Dreidimensionales Verfahren	53
4.	Versuchstechnik für die Ermittlung der Dickenpermeabilität.....	59
4.1	Durchschallungstechnik.....	59
4.2	Versuchaufbau	61
4.3	Erfassung und Aufbereitung der Messdaten.....	65
4.4	Einsatzgrenzen.....	66
5.	Modell zur Bestimmung der Dickenpermeabilität K_3.....	68
5.1	Bestimmung von Fließfrontgeometriedaten	68
5.2	Modell mit funktionaler Bemessung des Angussradius r_0	69
5.3	Konzept eines Kontrollversuchs	70
6.	Ergebnisse und Diskussion.....	73
6.1	Allgemeines	73
6.2	Permeabilitätsbestimmung mit der 3D-Punktinjektion.....	75
6.2.1	Charakteristika der Messungen	75
6.2.2	Charakteristika der Permeabilitätsbestimmung	78
6.2.3	Vergleich der Messung mit dem analytischen Modell.....	80
6.2.4	Überprüfung der 3D-Punktinjektion mit dem Kontrollversuch	81
6.3	Funktionale Bemessung der Angussgeometrie	85
6.3.1	Ergebnisse der funktionalen Bemessung der Angussgeometrie	85
6.3.2	Variation der Angussbohrung	88

6.4	Einfluss des Injektionsdruckes	89
6.4.1	Injektionsdruck und Kompaktionsdruck	89
6.4.2	Darstellung einer effektiven Größe der Angussbohrung	92
6.4.3	Weitere Abschätzungen der effektiven Angussbohrung R_{0eff}	94
6.4.4	Fazit für die Fließsimulation	95
6.5	Fehlerbetrachtungen und Statistik	96
6.5.1	Auflösungsvermögen und zufälliger Fehler der Ultraschallmesskette..	96
6.5.2	Systematischer Fehler der Ultraschallmessung	97
6.5.3	Weitere Mess- und Auswertefehler	98
6.5.4	Gesamtfehler und Vertrauensbereich	100
6.5.5	Streuung der Permeabilität	103
6.5.6	Fazit der statistischen Fehlerbetrachtung	105
6.6	Permeabilitätscharakteristik flächiger Verstärkungshalbzeuge	105
7.	Einfluss der Dickenpermeabilität auf den Harzinjektionsprozess	107
7.1	Beispiel 1: Injektion einer Platte durch einen Punktanguss.....	107
7.2	Beispiel 2: Injektion mit Verteilermedium	108
7.3	Beispiel 2: Injektion eines T-Profiles von der Seite	109
7.4	Beispiel 3: Flächeninjektion eines T-Profiles.....	112
7.5	Fazit	113
8.	Zusammenfassung	114
9.	Literaturverzeichnis	116
10.	Anhang.....	126

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
1, 2 ,3	--	Hauptachsenrichtungen
a, b, c	[m]	Halb- oder Hauptachsenlängen
A, A_n	[m ²]	Querschnittsfläche
c_1, c_2	[m/s]	Schallgeschwindigkeiten
d_0	[m]	Angussdurchmesser
D_0	[m]	Durchmesser der Angussbohrung
K	[m ²]	Permeabilität
K_1, K_2, K_3	[m ²]	Hauptachsenpermeabilitäten
K_{2D}	[m ²]	mittlere Permeabilität in der 1-2-Ebene
K_{2D_2D}, K_{2D_2DP}	[m ²]	K_{2D} des zweidimensionalen radialen Experiments
K_{2D_3D}	[m ²]	K_{2D} des dreidimensionalen radialen Experiments
K_e	[m ²]	Ersatzpermeabilität des isotropen Systems
K_{zw}	[m ²]	Permeabilität des Zwickels
M	[kg]	Masse
M_{el}	[kg]	Masse bei halbellipsoider Fließfront
N	[1]	Stichprobenumfang
P	[Pa]	Druck
P_0	[Pa]	Injektionsdruck (am Anguss)
P_f	[Pa]	Druck an der Fließfront
P_k	[Pa]	Kompaktionsdruck
Q	[m ³ /s]	Volumenstrom
R	[m]	Radius
Res	--	Auflösungsvermögen
R	[1]	Regressionskoeffizient
r_0	[m]	Angussradius im isotropen Ersatzsystem
R_0, R_{0eff}	[m]	(effektiver) Radius der Angussbohrung
r_{2D}	[m]	mittlerer Radius der Fließfront in der Ebene
r_{2D_2D}	[m]	r_{2D} bei zweidimensionaler radialer Ausbreitung
r_{2D_3D}	[m]	r_{3D} bei dreidimensionaler radialer Ausbreitung
r_f	[m]	Radius der Fließfront im isotropen Ersatzsystem
S	--	Standardabweichung
s_{err}	--	Fehler
T	[s]	Zeit nach Injektionsstart
T_0	[s]	Gerätezeitkonstante ("Totzeit")
T_r	[s]	Ankunftszeit nach Durchlauf der Kavität
T_s	[1]	Faktor der Studentsverteilung (Kapitel 6)
t_f	[μs]	Laufzeit des Ultraschalls
U	[m]	"sensitiver" Radius
v_x, v_y, v_z	[m/s]	Fließgeschwindigkeit
V_{eb}, V_{ku}	[m ³]	Volumen der Halbellipse, - der Halbkugel
W	[1]	Wellenpunktzahl

X, y, z	[m]	Hauptachsensystem
X', y', z'	[m]	Bezugsachsensystem
x_f, y_f, z_f	[m]	Koordinaten der Fließfront
X_0, y_0, z_0	[m]	Koordinaten des Angusses
\bar{x}	--	Mittelwert der Stichprobe
X, Y, Z	[m]	Raumrichtungen des isotropen Ersatzsystems
z_f	[m]	Höhe der Fließfront
z_r	[m]	Höhe der Kavität
α	[1]	Halbachsenverhältnis
β	[°]	Drehung der Hauptachsen gegenüber Bezugssystem
ϕ	[1]	Porosität
μ	--	Mittelwert der Grundgesamtheit
η	[mPas]	dynamische Viskosität
φ	[%]	Faservolumengehalt
θ, ψ	[°]	Winkel
ρ	[kg/m ³]	Dichte
σ	[1/Ω]	elektrische Leitfähigkeit

Abkürzungen

Abk.	Bedeutung
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
A/D	Analog-Digital-Wandlung
CBT	Cyclic Butylen Therephtalat
CF	Kohlenstofffaser
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
FE	Finite Elemente
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FTIR	Fourier Transformation Infra-Rot-Spektroskopie
FVW	Faser-Verbund-Werkstoff
LCM	Liquid Composite Moulding
MAG, NCF	Multi-Axial-Gelege, Non Crimped Fabric
MIA	Mechanische Impedanzanalyse
NTC	Negativer Temperaturkoeffizient
PBT	Polybutylen Therephtalat
RFI	Resin Film Infusion
RTM	Resin Transfer Moulding
SLI	Single Line Injection
TFP	Tailored Fibre Placement
US	Ultraschall

1. Einleitung

Faser-Kunststoff-Verbunde entstehen durch Einbettung flexibler, hochfester organischer oder anorganischer Fasern in ein flüssiges Polymer (Matrix), welches sich nach dem Einbettungsprozess durch Abkühlung oder durch eine chemische Reaktion zu einem Kunststoff verfestigt und somit die Lage der Fasern und die Bauteilkontur festlegt. Die Aufgabe der Fasern ist es, die mechanischen Beanspruchungen aufzunehmen [1], wobei sich eine optimale Festigkeit und Steifigkeit ergeben, wenn die Fasern entlang der Belastungsrichtung liegen. Neben der Lagefixierung der Fasern übernimmt die Matrix die Überleitung von Lasten zwischen den Verstärkungsfasern und schützt diese vor äußeren Einflüssen [2]. Mit dem auf diese Weise erzeugten Verbundmaterial wird ein Konstruktionswerkstoff geschaffen, der bezogen auf sein spezifisches Gewicht isotropen Materialien wie den Metallen in Steifigkeit und Festigkeit überlegen ist. Gegenüber den konventionellen Metallen besitzen Faser-Kunststoff-Verbunde demnach außerordentliche Leichtbaupotenziale. Sie bieten alternative konstruktive Gestaltungsmöglichkeiten, welche in vielen Bereichen der Verkehrstechnik, der Sport- und Freizeitindustrie aber auch in Teilen des Maschinen- und Anlagenbaus marktwirtschaftlich erfolgreich umgesetzt werden konnten. So erwiesen sich erstmals in den 1950er und 1960er Jahren die Faser-Kunststoff-Verbunde als zielführend hinsichtlich signifikanter Steigerungen der Effizienz und Leistungsfähigkeit vieler Strukturanwendungen, vor allem in den Bereichen der Luft- und Raumfahrt [3] sowie des Bootsbaus [4]. Seit dieser Zeit besteht eine fortwährende Verdrängung der Metalle durch die Faser-Kunststoff-Verbunde. Beispielhaft sei dies an der Entwicklung des Anteils von Faser-Verbund-Werkstoffen (FVW) im zivilen Flugzeugbau verdeutlicht (Bild 1.1).

Im Zuge der zunehmenden Verteuerung fossiler Brennstoffe, gesteigerter Umweltauflagen und Besteuerungen sowie einer Verschärfung des Wettbewerbs am Markt haben sich Faser-Kunststoff-Verbunde auch auf den Automobilbausektor [5] ausgelehnt.

Trotz zahlreicher erfolgreicher Beispiele ist das Wachstum von Faser-Kunststoff-Verbunden als Konstruktionswerkstoff für Strukturbauteile allgemein verhältnismäßig langsam, was überwiegend mit hohen Werkstoff- und Fertigungskosten (hohe Investitionen in Anlagen, lange Zykluszeiten) begründet wird.

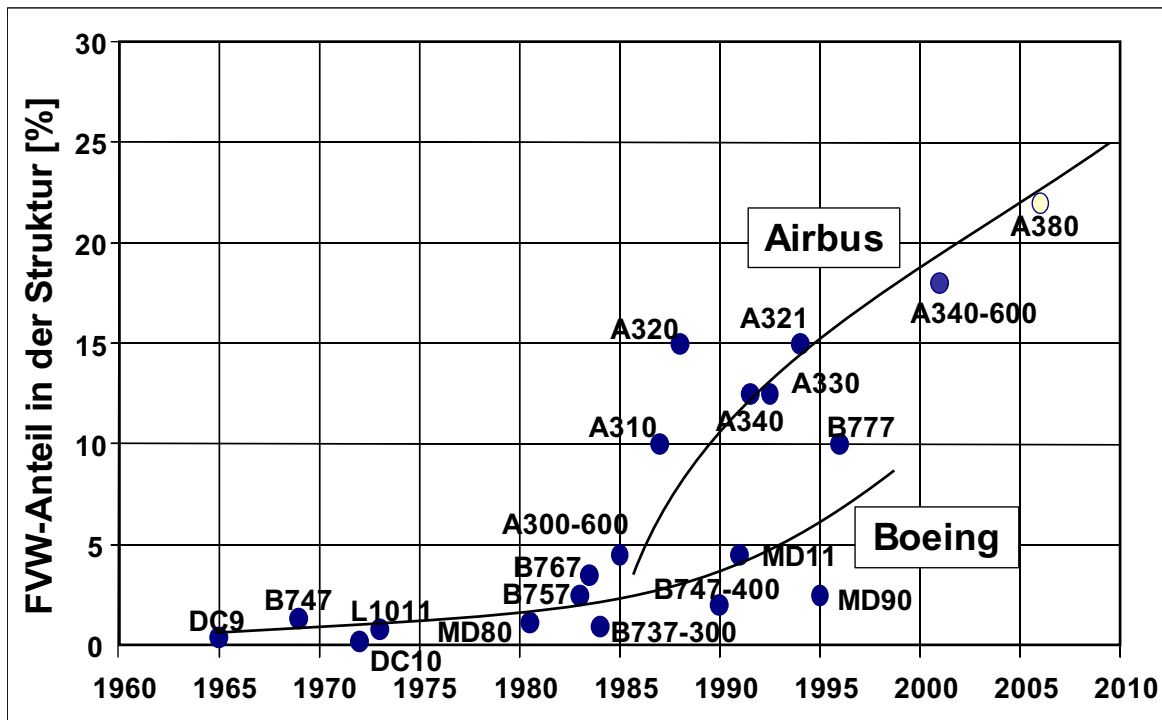


Bild 1.1: Wachstum des FFW-Anteils in Flugzeugprimärstrukturen [6]

Um diesem Nachteil zu begegnen, werden die Verarbeitungstechniken für Faser-Kunststoff-Verbunde verbessert und weiterentwickelt. Eine derzeit sowohl am Markt als auch im Bereich der Forschung und Entwicklung stark expandierende Verarbeitungstechnik ist die in dieser Arbeit interessierende Flüssigimprägnierung mittels Harzinjektion. Als wesentliches Merkmal dieser Verarbeitungstechnik ist ihr breites Einsatzspektrum zu nennen. Die mit der Harzinjektionstechnik (*Liquid Composite Moulding*, LCM) fertigmachen Stückzahlen reichen, je nach Anwendung und Verfahrensvariante, von der Einzelstückfertigung bis hin zur Serienfertigung mit mehreren tausend Einheiten pro Jahr [7]. Neben ihrem vermehrten Einsatz im Zuge des klassischen Verdrängungswettbewerbs der Verbundwerkstoffe mit den Metallen, ersetzt die Harzinjektionstechnik in zunehmendem Maße auch andere zur Herstellung von Faser-Kunststoff-Verbunden eingesetzte Verfahren. Hierzu zählen insbesondere offene Verarbeitungsprozesse (Handlaminieren, Faserspritzen) und vermehrt auch die in der Luftfahrt etablierte Prepregtechnologie.

Beispiele für marktfähige Produkte, die in der Harzinjektionstechnik gefertigt werden, sind in der Luftfahrt [8], im Fahrzeugbau [9, 10] und auch im Windenergiesektor [11] zu finden.

1.1 Grundzüge der Flüssigimprägnierung mittels Harzinjektion

Das grundlegende Prinzip der Harzinjektionstechnik basiert auf der Injektion der in einem geschlossenen Formwerkzeug befindlichen Verstärkungsfasern mit einem flüssigen Polymervorprodukt, welches anschließend chemisch zum festen Matrixwerkstoff reagiert. Die Herstellung des Bauteils, dessen Geometrie durch die Kavität des Formwerkzeugs vorgegeben wird sowie die Erzeugung des Strukturwerkstoffs erfolgen beim Harzinjektionsverfahren simultan. Die wesentlichen Prozessschritte der Harzinjektionstechnik lassen sich, wie im Bild 1.2 dargestellt, zusammenfassen.

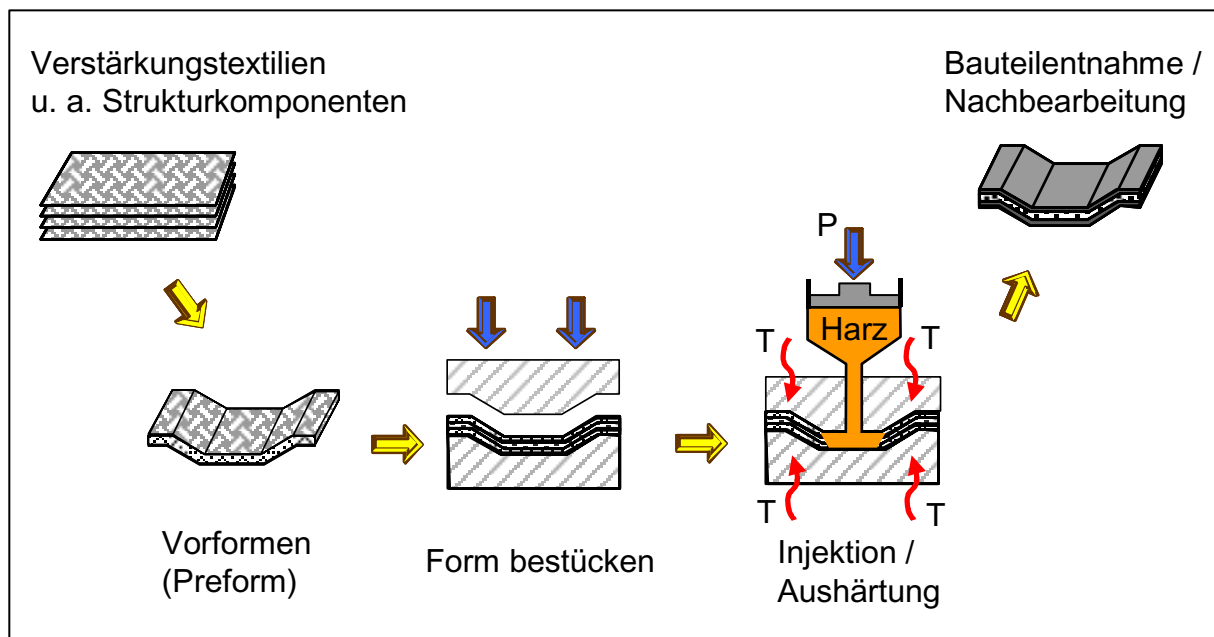


Bild 1.2: Prinzipielle Verfahrensschritte im Harzinjektionsprozess

Als Ausgangsmaterialien stehen hauptsächlich textile Faserhalbzeuge als die verstärkende Werkstoffkomponente und die flüssigen Vorprodukte des später festen Matrixwerkstoffes zur Verfügung. Die Flexibilität der Harzinjektionstechnik lässt aber auch die Integration weiterer Strukturkomponenten zu wie Beschläge und Einsätze für die Krafteinleitung oder spezifisch leichte Werkstoffe wie Schäume als Stützkerne für Sandwichstrukturen. Auch ist die Einbettung funktionaler Komponenten wie Sensoren oder Aktuatoren zur Herstellung aktiver Strukturen möglich.

Die Verstärkungsfasern und andere feste Struktur- und Funktionskomponenten werden bei einfachen Geometrien und geringen handhabungstechnischen Anforderungen direkt in das geöffnete Formwerkzeug eingelegt. Bei höheren Geometrie- und Strukturkomplexitäten oder auch höheren Anforderungen an die Handhabung, Qualitätssicherung, Prozesssicherheit und Produktivität der gesamten

Verfahrenskette eines Harzinjektionsverfahrens werden der Werkzeugbestückung Prozesse zur Vorformung (*Preforming*) und Fügung der textilen und anderen Komponenten vorangeschaltet. Diese unter dem Begriff der Preformtechnik zusammengefassten Prozesse ermöglichen die Realisierung vielfältigster Strukturen und stellen eine sehr wichtige Verarbeitungstechnik für die Fertigung von Bauteilen mittels Harzinjektionsverfahren dar.

Ist das Formwerkzeug mit dem Vorformling (*Preform*) bestückt und geschlossen, erfolgt die Injektion mit einem flüssigen Prepolymer, das durch eine chemische Vernetzungsreaktion aushärtet, sofern es sich um eine duroplastische Formulierung handelt, oder zum Festkörper durch Polymerisation und Abkühlung erstarrt, wenn als Matrixmaterial ein thermoplastischer Kunststoff gewählt wird. Als Steuergrößen stehen der Injektionsdruck, die Matrixtemperatur, die Werkzeugtemperatur und bei besonderen Verfahren eine veränderliche Höhe der Kavität zu Verfügung. Statt der Verwendung eines Überdrucks als treibende Kraftwirkung für den Transfer des flüssigen Prepolymers in die Formwerkzeugkavität und damit in die Faserverstärkung kann auch die Kavität evakuiert und damit der Umgebungsdruck der Atmosphäre für den Injektionsprozess genutzt werden.

Nach der Verfestigung zum Matrixwerkstoff und einer ausreichenden Abkühlung wird das Bauteil aus dem Formwerkzeug entnommen. Der Aufwand für eine Nachbearbeitung richtet sich nach der technologischen Ausgestaltung der gesamten Prozesskette, insbesondere jedoch nach der Formwerkzeuggestaltung und der eingesetzten Preformtechnik.

1.2 Kernprozess der Harzinjektion

Für eine technisch, wirtschaftlich und qualitativ erfolgreiche Flüssigimprägnierung einer textilen Faserverstärkung in einem Harzinjektionsverfahren bedarf es der Abstimmung der beteiligten Komponenten, welche aus der Faserverstärkung (*Preform*), dem Matrixwerkstoff und dem Formwerkzeug mit einer zugehörigen Anlagentechnik bestehen. Der Injektionsvorgang stellt sich dadurch als der entscheidende Kernprozess in der Fertigungskette eines Harzinjektionsverfahrens heraus. Die kritische Fragestellung, die sich bei der Auslegung des Harzinjektionsvorgangs stellt, ist die nach dem Erreichen der vollständigen Befüllung des Formwerkzeuges innerhalb des

von dem reaktiven Matrixwerkstoff vorgegebenen Verarbeitungszeitfensters. Als ein entscheidendes Hilfsmittel zur Erleichterung der Beurteilung der Prozessfähigkeit des Injektionsvorganges unter den von den beteiligten Komponenten vorgegebenen Randbedingungen erweist sich die numerische Fließsimulation. Sie stellt damit ein wesentliches Werkzeug im Rahmen der Prozessauslegung dar.

Gemeinsames Grundprinzip der kommerziell verfügbaren Fließsimulationsprogramme ist die Modellierung des Imprägniervorgangs als das Strömen einer Flüssigkeit durch einen porösen Festkörper (Verstärkungstextil). Hierbei wird eine Gesetzmäßigkeit vorausgesetzt, welche einen proportionalen Zusammenhang zwischen der Geschwindigkeit v der sich in dem porösen Medium ausbreitenden Flüssigkeit und der hierfür erforderlichen Kraftwirkung, den Druckgradienten ∇P , beschreibt [12, 13, 14, 15].

$$v = -\frac{K}{\eta}(\nabla P) \quad \text{G 1.1}$$

In diesem nach seinem Entdecker, D'Arcy [16], benannten Gesetz wird der in Richtung des Flusses wirkende Druckgradient über zwei Parameter in Beziehung zu der resultierenden Fließgeschwindigkeit gestellt. Einer dieser Parameter ist die Viskosität η der Flüssigkeit, während der andere das als Permeabilität K bezeichnete Maß für die Durchlässigkeit des Verstärkungstextils für Flüssigkeiten darstellt. Die Höhe der Permeabilität wird hauptsächlich durch den Aufbau, die Verdichtung und den Verformungszustand des Verstärkungstextils individuell bestimmt (Kap. 2.1, 2.3) und wird folglich als eine auf die Beschaffenheit und den Zustand bezogene Kenngröße der textilen Faserverstärkung verstanden. Die Permeabilität nimmt für bestimmte Vorzugsrichtungen im Verstärkungstextil charakteristische Werte, die sogenannten Hauptachsenwerte, an und zeigt damit ein richtungsabhängiges Verhalten.

Es wird deutlich, dass die Permeabilität von ihrem Betrag und ihrer Richtungsabhängigkeit her den Imprägniervorgang entscheidend beeinflusst. Die Kenntnis der Permeabilität an jedem Ort der im Formwerkzeug befindlichen Faserverstärkung ist damit für eine realitätsnahe Fließsimulation unverzichtbar.

Aufgrund der Komplexität der inneren Struktur von textilen Faserverstärkungen und der daraus resultierenden mehrphasigen Strömungsvorgänge sind derzeit nur empirische Ermittlungen der Permeabilitätskennwerte aus Messungen am durchströmten

Verstärkungstextil anwendbar. Hierzu sind in der Vergangenheit zahlreiche Messverfahren entwickelt worden, welche eine Bestimmung der Hauptachsenpermeabilitäten auf Basis analytischer Modellansätze ermöglichen. Der größte Teil dieser Verfahren zielt dabei auf die Ermittlung der Hauptachsenpermeabilitäten für die flächige Flüssigkeitsausbreitung in ebenen textilen Halbzeugen (Gewebe, Gelege, Matten, flächige Gestricke), da die meisten klassischen Harzinjektionsverfahren, wie RTM, durch einen überwiegend flächig verlaufenden Imprägniermechanismus gekennzeichnet sind. Neuere Verfahrensentwicklungen (Kap. 2.4.2) sehen jedoch auch eine quer zur Halbzeugebene, also in Dickenrichtung verlaufende Imprägnierung vor, so dass für eine korrekte Fließsimulation auch die Kenntnis der Permeabilität in Dickenrichtung (Dickenpermeabilität) erforderlich wird. Weitere Imprägniermechanismen, zu deren Beschreibung die Kenntnis der Dickenpermeabilität erforderlich ist, treten in dickwandigen und komplexen Strukturen (Schichtungen, Dickensprünge, Verzweigungen) auf. Die umfassende Erfordernis nach Verfahren, die Kenntnisse über die Fließvorgänge in Dickenrichtung und eine Ermittlung zugehöriger Dickenpermeabilitäten ermöglichen, wird hiermit deutlich. Einige richtungsweisende Forschungsarbeiten zur Bestimmung der Dickenpermeabilität von Faserhalbzeugen lassen sich recherchieren, doch ist ihr Umfang verhältnismäßig gering verglichen zu den bereits gewonnenen Erfahrungen über die Fließvorgänge in der Ebene. Ein Hauptgrund für diesen Wissensrückstand stellt die zur Ermittlung des Flusses in Dickenrichtung erforderliche anspruchsvollere Messtechnik dar. Während die ebene Flüssigkeitsausbreitung innerhalb eines flächenhaften Faserhalbzeuges visuell erfasst werden kann, sind für die optisch nicht erfassbare Verfolgung des Fließens in Dickenrichtung andere sensorische Verfahren erforderlich. Bisherige Entwicklungen konnten hierzu noch keine, vor allem handhabungstechnisch, überzeugenden Lösungen hervorbringen.

1.3 Zielsetzung und Methodik

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines Mess- und Auswerteverfahrens für die Bestimmung der Dickenpermeabilität von textilen Verstärkungshalbzeugen. Die Aufgabe beinhaltet zum einen die Entwicklung einer Versuchsanlage und einer zugehörigen Messtechnik, welche eine gegenüber existierenden Verfahren zuverlässigere Messwertermittlung, einfachere Handhabung und schnellere Versuchsdurchführung ermöglicht, zum anderen wird eine auf einem analytischen

Modellansatz bestehende Permeabilitätsbestimmung aus Fließfrontkoordinaten weiterentwickelt.

Nach einer Darstellung der bestehenden messtechnischen Entwicklungen zur Erfassung von Fließvorgängen innerhalb von Faserhalbzeugen wird ein Sensorkonzept auf Basis der Ultraschalltechnik entworfen und umgesetzt. Die bislang bestehende Unvereinbarkeit der aus praktischen Erwägungen umsetzbaren und vom mathematischen Modell geforderten Proportionen der Angussgeometrie wird experimentell untersucht und daraus ein Lösungsvorschlag entworfen. Die Anwendbarkeit des hier entwickelten Mess- und Auswerteverfahrens wird anhand experimenteller Untersuchungen nachgewiesen. Hierbei ist ein experimenteller Nachweis der Unabhängigkeit des Modellansatzes von der Angussgeometrie wesentlich. Verschiedene Gewebe und Multi-Axial-Gelege werden bei Faservolumengehalten zwischen 50 und 60 % charakterisiert. Dabei erfolgt eine Abgrenzung des Einsatzbereiches der Versuchsapparatur gegenüber dem Injektionsdruck.

An ausgewählten Geometrien wird mit Hilfe der numerischen Fließsimulation beispielhaft die Relevanz der Kenntnis der Dickenpermeabilität für den Harzinjektionsprozess in einem gesonderten Kapitel (7) aufgezeigt.

2. Elemente und Verfahren der Harzinjektionstechnik

Die folgenden Abschnitte sollen eine Übersicht über den Stand der Technik auf dem Gebiet der Harzinjektionsverfahren vermitteln. Zusätzlich wird hier herausgestellt, dass die beim Injektionsvorgang auftretende Zusammenführung der Elemente, Preform, Formwerkzeug und Matrix zu Wechselwirkungen führt, die für eine technologisch, wie auch wirtschaftlich und qualitativ erfolgreiche Fertigung in einem Harzinjektionsverfahren verantwortlich sind. Die Entwicklung von Techniken, welche die Verfolgung oder Vorausberechnung des Injektionsvorgangs unter den von den obigen Elementen gegebenen Bedingungen ermöglichen, kann hierbei geeignete Hilfsmittel hervorbringen, welche der Verbesserung der Prozessfähigkeit der Harzinjektionsverfahren und daraus resultierend der Erschließung eines weiteren Anwendungsspektrums der Harzinjektionstechnik dienen.

2.1 Verstärkungsmaterialien

Gemeinsamer Grundbaustein der meisten textilen Verstärkungsmaterialien in Faser-Kunststoff-Verbunden ist der *Roving*, ein Bündel aus wenigen hundert bis zu mehreren zehntausend nebeneinander liegenden Endlosfasern, den Einzelfilamenten, deren Durchmesser je nach Art der Verstärkungsfasern von 5 bis 20 μm reichen [17]. Neben den Rovings werden auch Garne, Zwirne oder Spinnfäden als verstärkende Komponenten verarbeitet.

Die Rovings werden überwiegend aus Glas-, Kohlenstoff- oder Aramidfasern aufgebaut, jedoch kommen vermehrt auch andere Fasern wie hochverstreckte PE- oder Naturfasern zur Anwendung [18].

Um in der Verarbeitungstechnik der Harzinjektion wirtschaftlich anwendbar zu sein, werden die Rovings zu unterschiedlichen technischen Textilien (textile Halbzeuge) mit verschiedenen Eigenschaftsprofilen verarbeitet. Hierbei sind, entsprechend der im Leichtbau überwiegend vorhandenen flächigen Geometrien, Textilien wie Gewebe, Gewirke oder Matten dominierend. Während Gewebe und Matten aus anderen Branchen, wie der Bekleidungs- und der Bauindustrie, aufgrund ihres dort großen Anwendungsvolumens allgemein bekannt sind, stellen die Fasergelege, als spezielle Gewirke eine gesonderte Gruppe von textilen Halbzeugen dar, welche insbesondere

für die Verarbeitung in der Harzinjektionstechnik entwickelt wurden. Fasergelege (*Non-Crimped Fabric*, NCF) entstehen durch das gerichtete Ablegen von Rovings und ihrer anschließenden Fixierung, z.B. durch einen Vernähungsprozess. (Bild 2.1).

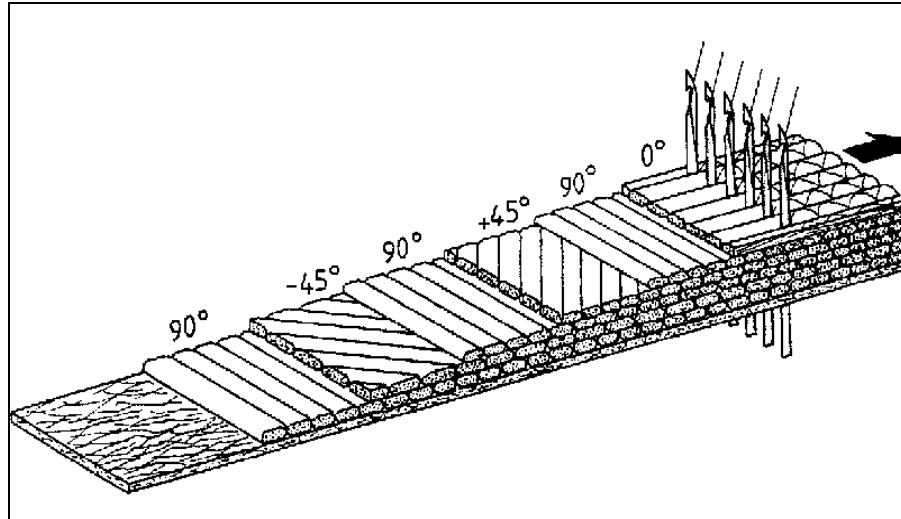


Bild 2.1: Prinzip der Herstellung eines Multi-Axial-Geleges

Je nach Anzahl der übereinander abgelegten Schichten wird in uni-, bi-, tri- oder quadraxiale Gelege unterschieden. Bei Gelegen mit zwei oder mehr Schichten ist allgemein die Bezeichnung „Multi-Axial-Gelege“ (MAG) gebräuchlich.

Neben den flächigen Verstärkungsmaterialien werden auch andere textile Halbzeuge hergestellt, aus denen stab-, oder ringförmige Strukturen gefertigt werden können. Eine weite Verbreitung finden hierbei die Rund- und Litzengeflechte, aus denen sich Hohlkörper, wie Rohre, fertigen lassen. Weitere Möglichkeiten zur Herstellung komplex geformter textiler Strukturen bieten unterschiedliche Stricktechniken, das 3D-Weben oder das *Tailored-Fibre-Placement* (TFP), einer Technik bei der maßgeschneiderte Verstärkungsstrukturen durch das Ablegen und Aufnähen von Rovings auf eine textile Trägerstruktur entstehen.

Entsprechend der vielfältigen Ausprägungsformen der textilen Verstärkungsmaterialien variiert die Permeabilität erheblich.

Wesentliche die Permeabilität beeinflussende textile Eigenschaften sind:

- Anzahl, Größe, Anordnung und Form durchströmbarer Querschnitte
- Fadentyp: Roving, Garn, Zwirn, Spinnfaden,
- Schichtung und Orientierung der Einzellagen,
- Binder und Nähte,
- Oberflächenbeschaffenheit der Einzelfilamente (Schlichte, Finish, Avivage).

In erster Linie korreliert die Permeabilität mit der Porosität ϕ zu deren Bestimmung es der Kenntnis der Bauteilgeometrie bedarf. Die Porosität stellt das Verhältnis des nicht durch Fasern besetzten, frei durchströmbareren Volumens zum Gesamtvolumen des Bauteils dar. Besitzt die Porosität einen verhältnismäßig hohen Wert, d.h. sind verhältnismäßig wenige Fasern im Bauteilvolumen vorhanden, ist hiermit eine Grundvoraussetzung für eine hohe Durchlässigkeit und damit für eine hohe Permeabilität gegeben. Messungen an von Flüssigkeit durchströmten Verstärkungstextilien zeigen, dass deren Permeabilität sich bei abnehmender Porosität exponentiell verringert. Es kann eine für das jeweilig betrachtete Textil typische Permeabilitätskennlinie ermittelt werden, welche üblicherweise nicht über der Porosität, sondern über den in der Fachwelt gebräuchlicheren Faservolumengehalt ϕ aufgetragen wird (Bild 2.2).

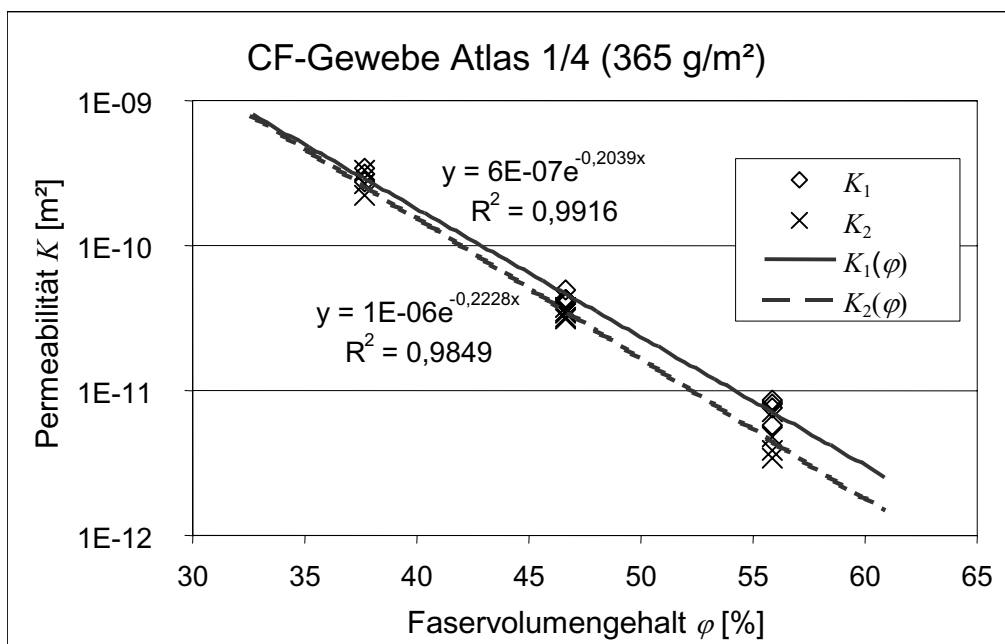


Bild 2.2: Permeabilitätskennlinie [19]

Der Faservolumengehalt φ bezeichnet den Anteil des von der Faserverstärkung eingenommenen Volumens im Bauteil und steht in folgender Beziehung zur Porosität:

$$\phi = 1 - \varphi. \quad \text{G 2.1}$$

Bei logarithmischer Auftragung der Permeabilität über dem Faservolumengehalt ergibt die Permeabilitätskennlinie näherungsweise eine fallende Gerade (Bild 2.2).

Wie Beobachtungen des Ausbreitungsverhaltens von Flüssigkeiten in Verstärkungstextilien zeigen, ist die Größe der Ausbreitungsgeschwindigkeit bei den meisten Materialien richtungsabhängig. Für diese Anisotropie der Flüssigkeitsausbreitung ist die innere Struktur eines Verstärkungstextils, dessen Faserarchitektur, verantwortlich. Das folgende Bild 2.3 zeigt hierzu ein charakteristisches Ausbreitungsverhalten einer durch eine Angussbohrung in ein Gewebe injizierten Flüssigkeit.

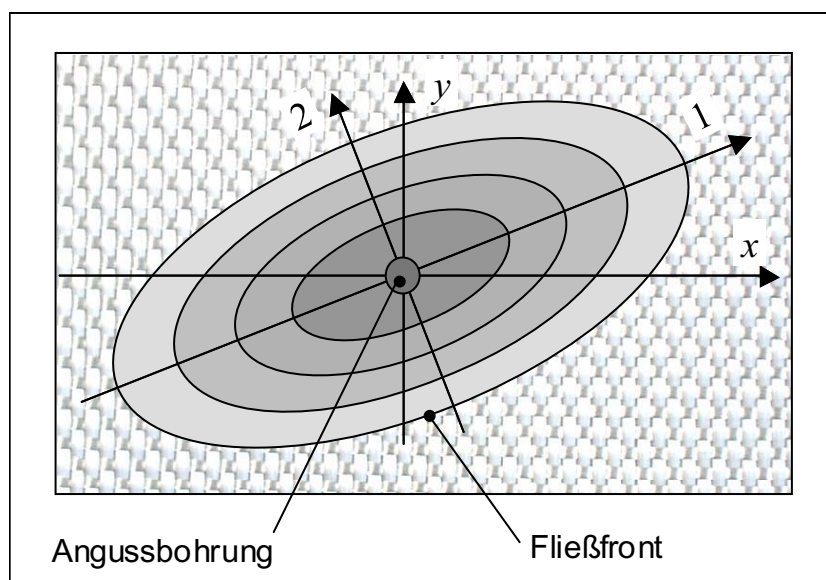


Bild 2.3: Radiale Ausbreitung einer Flüssigkeit im Verstärkungstextil

Die Flüssigkeit breitet sich von der Angussbohrung ausgehend radial innerhalb des Verstärkungstextils aus. Die einer Ellipse gleichende Form der Fließfront zeugt von einer Flüssigkeitsausbreitung, welche in der einen Raumrichtung (1) gegenüber der anderen (2) bevorzugt auftritt. Für die Flüssigkeit ist das betrachtete Gewebe in der einen Richtung (1) folglich durchlässiger als in der anderen Richtung (2), denn in beiden Richtungen wirkt die gleiche von der Injektionspumpe gelieferte Druckkraft. Die Permeabilität, als Maß für die Durchlässigkeit, muss demnach in der einen Richtung ein Maximum und in der anderen ein Minimum erreichen. Es besteht somit in einem Verstärkungstextil eine zumeist anisotrope Permeabilitätsverteilung, welche

sich durch senkrecht zueinander gerichtete, sogenannte Hauptpermeabilitäten charakterisieren lässt.

Die Grundelemente aus denen die Struktur einer textilen Faserverstärkung aufgebaut wird, lassen sich auf die Faserbündel und den zwischen den Faserbündeln bestehenden Freiräumen reduzieren. Die Kenntnis der Strömungsmechanismen auf der Ebene der Faserbündel und der zwischen ihnen herrschenden Freiräume ist für das Verständnis der Ausbildung eines richtungsabhängigen Ausbreitungsverhaltens von Flüssigkeiten in textilen Halbzeugen und damit der Permeabilitätsverteilung wesentlich.

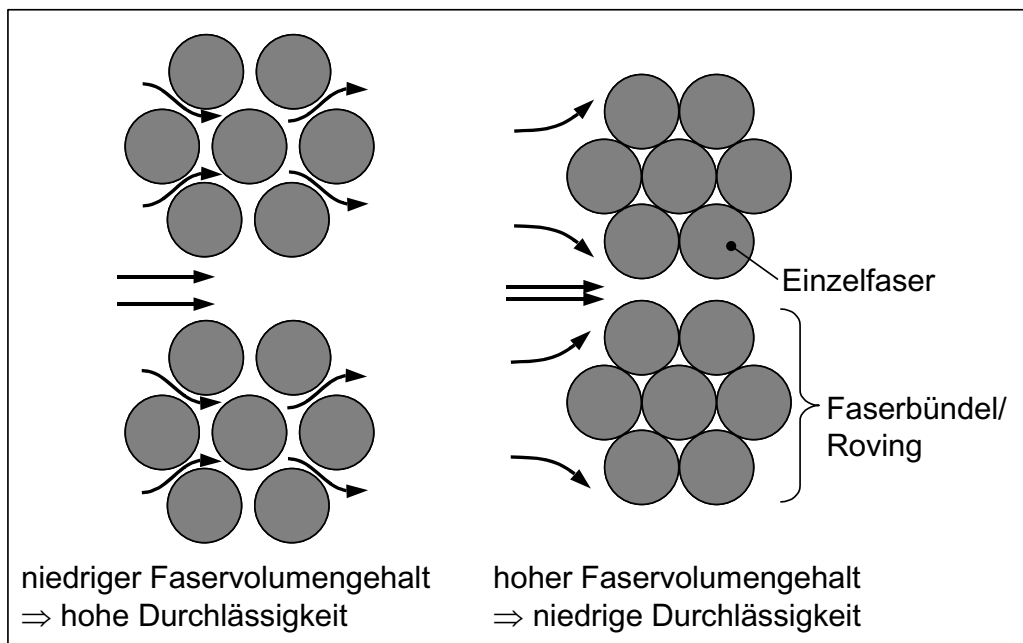


Bild 2.4 Fließen längs und quer zu parallelen Faserbündeln

Wie Beobachtungen zeigen, wird der Fluss in Richtung der Faserbündel gegenüber einer senkrecht dazu gerichteten Strömung begünstigt. Hauptverantwortlich für diese Eigenschaft sind unterschiedlich große für die Durchströmung verfügbare freie Querschnittsflächen in Längs- und Querrichtung. Für die längs der Faserbündel gerichtete Strömung steht eine grundsätzlich größere Querschnittsfläche zur Verfügung als für die senkrecht dazu auftretende. Besonders deutlich wird dies bei der Betrachtung von einander berührenden Einzelfasern (Einzelfilamenten). In diesem Fall kommt es hier zu einer Blockade der Querströmung durch die Faserbündel, während zwischen den Einzelfilamenten noch Raum für eine faserparallele Strömung vorhanden ist. Messungen an unidirektionalen Faserpaketen [20, 21] zeigen, dass bei typischen

Faservolumengehalten von 60 % das Verhältnis von faserparalleler zur quer zu den Fasern gerichteten Permeabilität ca. 50:1 bis 200:1 beträgt.

Neben den Permeabilitäten des Faserbündels wird die gerichtete Durchlässigkeit eines Verstärkungstextils wesentlich durch die zwischen den Faserbündeln befindlichen Freiräume bestimmt. Der Fließwiderstand innerhalb dieser Freiräume ist verhältnismäßig geringer als in den Faserbündeln, da die hier mit der Flüssigkeit in Kontakt stehenden Oberflächen kleiner sind und somit geringere reibungsbehaftete Scherströmungen auftreten. Die Fließgeschwindigkeit in den Freiräumen ist damit höher als in den Faserbündeln, es kommt somit zu einem Voreilen der Flüssigkeit innerhalb der Freiräume, was zu einer überlagerten Imprägnierung der Faserbündel von ihrer Seite her führt.

In den meist mehrdirektionalen Verstärkungshalbzeugen bilden die Faserbündel und Zwischenräume, bedingt durch ihre Ausrichtungen und den angewendeten Herstellungsprozess, eine komplexe Anordnung aus (Faserarchitektur), deren Durchdringung durch eine Flüssigkeit auf mikroskopischer Ebene nur sehr schwer beschrieben werden kann. Makroskopisch betrachtet führt jedoch diese Anordnung zu einer überwiegend frontalen Ausbreitung mit gerichteter Eigenschaft wie an dem Beispiel im Bild 2.3 gezeigt wird.

Abweichungen von der hier beschriebenen frontalen Flüssigkeitsausbreitung entstehen bei verhältnismäßig niedrigen oder hohen Injektionsdrücken bzw. den dadurch hervorgerufenen Fließgeschwindigkeiten. Ist die Fließgeschwindigkeit zu hoch, vermag die injizierte Flüssigkeit in den Faserbündelzwischenräumen stark vorzueilen und einen ungewollten Einschluss von Luft in den Rovings zu begünstigen [22]. Die Folgen sind eine verhältnismäßig schlechte innere Qualität und mangelhafte mechanische Eigenschaften des späteren Bauteils. Bei zu geringem Injektionsdruck ist der Imprägniervorgang durch die Kapillarwirkung dominiert, welche ein Voreilen des Harzflusses in den Faserbündeln gegenüber den freien Zwischenräumen verursacht [23]. In diesem Fall kann ebenfalls eine schlechte Bauteilqualität erwartet werden, da die Gefahr von Lufteinschlüssen innerhalb der Faserbündelzwischenräume besteht.

2.2 Matrixsysteme

Matrixsysteme, die in einem Harzinjektionsverfahren verarbeitet werden sollen, haben neben den bauteilspezifischen Anforderungen in besonderem Maße bestimmten verarbeitungstechnischen Randbedingungen zu genügen. Grundlegende verarbeitungskritische Eigenschaften des Matrixsystems sind dessen Viskosität η während der Injektionsphase und dessen Reaktionsverlauf zum festen Matrixwerkstoff [24]. Die Höhe der Viskosität ist entscheidend für die Dauer eines vollständigen Füllvorgangs und die Erreichung einer ausreichenden Bauteilqualität. Gerade in den Anfängen der Entwicklung der Harzinjektionstechnik stellte die nichtvorhandene Verfügbarkeit von Harzsystemen mit einer ausreichend niedrigen Viskosität ein Problem dar. Eine Flüssigkeit mit einer für die Harzinjektion zu hohen Viskosität vermag eine Faserverstärkung bei gegebenem Injektionsdruck in einer akzeptablen Zeitdauer nicht zu durchdringen. Eine Erhöhung des Injektionsdruckes führt zwar zu einer Beschleunigung der Imprägniergeschwindigkeit, jedoch steigen dadurch auch die Fließwiderstände innerhalb der eingelegten Preform an. Es kann zu Deformationen und dem Verschwimmen von Fasern kommen. Außerdem steigen mit dem Injektionsdruck die Anforderungen an das Formwerkzeug hinsichtlich Schließkraft und Steifigkeit. Die Verarbeitbarkeit der flüssigen Ausgangsstoffe im Harzinjektionsverfahren beginnt bei einer Viskosität unterhalb von 0,5 Pas. Wirtschaftlich interessant sind Matrixsysteme deren Viskositäten für die Zeitdauer der Formbefüllung kleiner als 100 mPas sind. Nach Abschluss des Injektionsvorganges wird ein möglichst zügiger Übergang zum festen Matrixwerkstoff angestrebt, um die Taktzeit kurz zu halten.

Die Entwicklung der letzten Jahre auf dem Gebiet duroplastischer Matrixsysteme für die Injektionstechnik erbrachte deutliche Verbesserungen hinsichtlich der Absenkung des Viskositätsniveaus und der Dauer der flüssigen Phase im Verhältnis zur gesamten Aushärtungszeit bei Wahrung der strukturmechanischen Eigenschaften des festen Matrixwerkstoffs. Neue Formulierungen sind auf den Markt gekommen, wie niederviskose Systeme auf Basis von Vinylesterharzen [25], die gegenüber Polyesterharzen ein besseres Eigenschaftsprofil aufweisen und als preiswerte Alternative zu Epoxidharzen eine breite Verwendung in glasfaserverstärkten Leichtbaustrukturen finden (Windkraftanlagen, Bootsbau, Behälterbau, Schienenfahrzeuge). Epoxide stellen aufgrund ihrer überlegenen Eigenschaften den bevorzugten Matrixwerkstoff für kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe dar [26]. Die Entwicklung auf dem Gebiet der Epoxidharze ist sehr vielschichtig, sie reicht von bei Raumtemperatur im Vakuuminjektionsverfahren verarbeitbaren Zweikomponentensystemen [27] bis hin

uminjektionsverfahren verarbeitbaren Zweikomponentensystemen [27] bis hin zu einkomponentigen hochwarmfesten Varianten [28] für die Luft- und Raumfahrt, deren Reaktivität über die Temperatur in weiten Bereichen gesteuert werden kann.

Parallel zu den Weiterentwicklungen auf den verschiedenen Gebieten duroplastischer Matrices konnten thermoplastische Formulierungen synthetisiert werden, die eine Flüssigimprägnierung in einem Injektionsverfahren zulassen. Hauptmerkmal dieser „thermoplastischen“ Injektionsharze ist ein Precursor mit einem im Vergleich zu duroplastischen Harzen erheblich niedrigerem Viskositätsniveau von 10 - 50 mPas, der als injizierbares Mono-, Oligo- oder Prepolymer im Formwerkzeug zum thermoplastischen Matrixwerkstoff auspolymerisiert. Marktreife haben zu Polyamid 12 [29] und PBT [30] reagierende Systeme erlangen können. Das Bild 2.5 zeigt die Polymerisation von PBT.

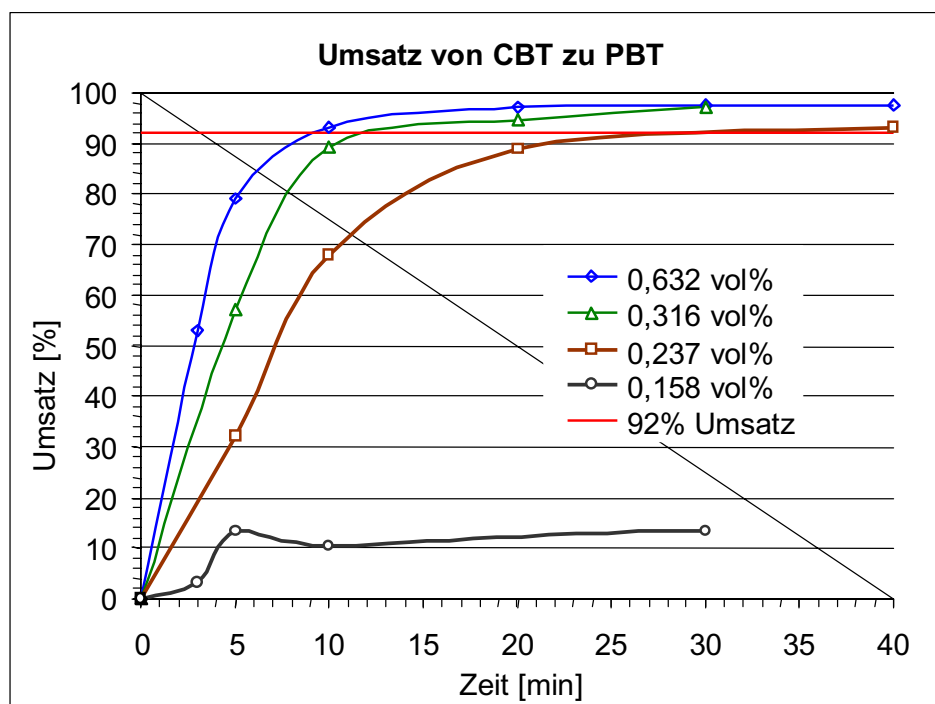


Bild 2.5: Umsatz von CBT zu PBT bei verschiedenen Aktivatoranteilen (190 °C) [30]

Als Anwendungsperspektive für thermoplastische Injektionsharze wird der Automobilbau [31] gesehen, da diese Matrixsysteme gegenüber den Duroplasten erheblich kürzere Zykluszeiten ermöglichen und ein Potenzial für das Recycling besitzen.

2.3 Preformtechnik

Kostentreiber in der Prozesskette der Harzinjektionstechnik sind die Arbeiten für den Zuschnitt der Faserhalbzeuge und die Aufwendungen für die Einbringung der Fasern in das Formwerkzeug [32]. Zusätzlich sind diese Arbeiten als kritisch hinsichtlich ihrer Einflussnahme auf die Qualität des späteren Bauteils zu sehen [33]. Mit dem Ziel die Wirtschaftlichkeit, Produktivität und Qualität der Harzinjektionstechnik zu steigern, werden Verarbeitungstechnologien entwickelt, die unter dem Begriff der Preformtechnik zusammengefasst werden. Inzwischen hat die Preformtechnik einen Umfang und eine Vielschichtigkeit erreicht, dass sie einen eigenständigen technologischen Zweig in der Verarbeitungstechnik der Faser-Kunststoff-Verbunde darstellt. Wichtige technologische Ziele der Preformtechnik sind:

- Beschleunigung der Werkzeugbestückung und Verringerung des Einlegeaufwandes durch Verarbeitung der Verstärkungsfasern zu dimensionsstabilen Vorformlingen (*Net-Shape Preforming*),
- Sicherstellung und Reproduzierbarkeit der Faserorientierung im Bauteil,
- Sicherstellung einer reproduzierbaren Formwerkzeugbefüllung,
- Ermöglichung einer endkonturgenauen Fertigung (*Net-Shape*),
- Verifikation maßgeschneiderter Verstärkungsarchitekturen für optimale Strukturbeanspruchungen.

Generell lassen sich zwei technologische Zweige der Preformtechnik unterscheiden. Dies sind zum einen die direkte Preformtechnik bei der aus den Rovings der Vorformling direkt generiert wird und zum anderen die sequentielle Preformtechnik bei der Vorformlinge aus textilen Halbzeugen mit Hilfe von Füge-techniken, wie Binder-Umform-Verfahren [34] oder textilen Konfektionstechniken [33] erzeugt werden.

2.3.1 Direkte Preformverfahren

Mit den direkten Preformverfahren werden Verstärkungsstrukturen in einem Schritt hergestellt, die eine dreidimensionale Bauteilgeometrie annehmen können.

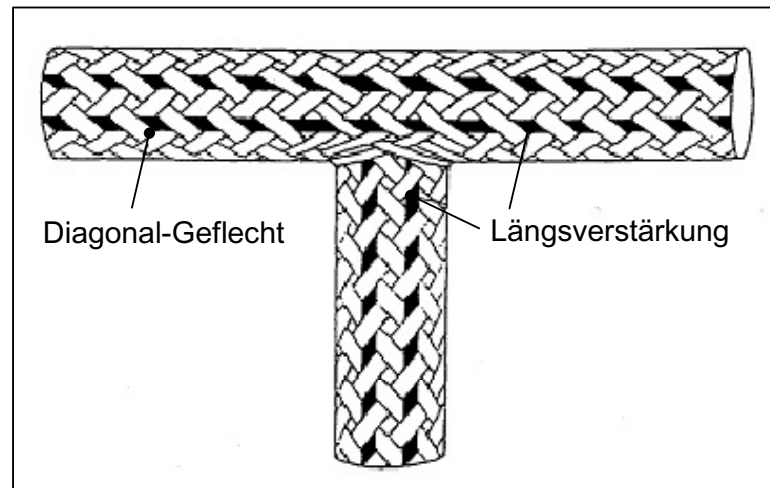


Bild 2.6: T-Rohrgeflecht mit eingeflochtenen unidirektionalen Fasern [35]

Zu den Vertretern der direkten Preformverfahren zählen 3D-Web-, -Strick- und Flechtverfahren (Bsp. Bild 2.6). Eine weitere Verfahrensgruppe des direkten Preformings ist die des *Tailored-Fibre-Placement* (TFP) [36]. Bei den TFP-Verfahren werden die Rovings individuell auf einem textilen Träger abgelegt und nähtechnisch fixiert.

Mit direkten Preformverfahren lassen sich nachbearbeitungsfreie Geometrien erzeugen, jedoch wird diese Eigenschaft bei Web-, Strick- und Flechttechniken durch Einbußen bei den mechanischen Eigenschaften erkauft. Neuere Entwicklungen steuern diesem Nachteil durch Einbringung von unidirektionalen Faseranteilen entgegen.

2.3.2 Elemente der sequentiellen Preformtechnik

1. Umformen und Drapieren

Ein wesentliches Preformverfahren stellt die Umformung von ebenen Faserhalbzeugen dar, die bei Ausführung in zwei und mehr Dimensionen als Drapierung bezeichnet wird (Bild 2.7). Im Unterschied zur eindimensionalen Umformung, welche lediglich zu einem Verbiegen der Rovings führt, ist die Drapierbarkeit von der Beweglichkeit der Rovings im Gesamtverbund des textilen Halbzeugs abhängig. Kennzeichnend für die Drapierung sind die gegenseitige Verdrehung und das aufeinander Abgleiten von sich kreuzenden Rovings im Verstärkungshalbzeug. Bei der Umformung in drei Dimensionen finden Drapierung und Faserbiegung gleichzeitig statt.

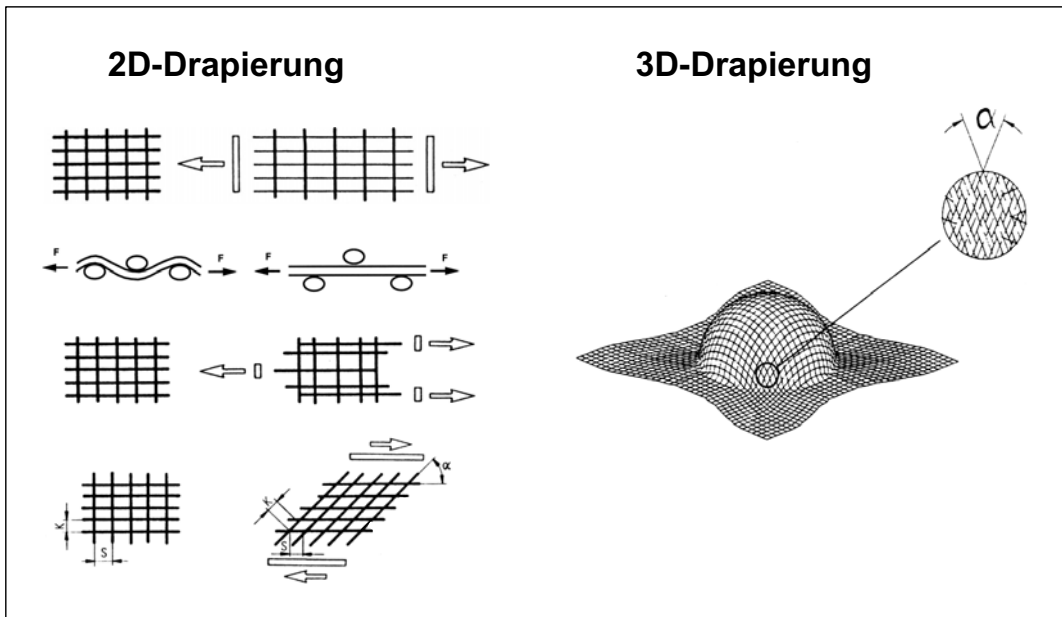


Bild 2.7: Drapierung von ebenen Faserhalbzeugen

2. Binder-Verfahren

Durch das Zusammenheften von textilen Halbzeugen mit Hilfe von den Fasern zugesetzten duro- oder thermoplastischen Bindern (z.B. aufgestreutes Pulver) und gegebenenfalls durch einen nachgeschalteten Umformvorgang lassen sich besonders form- und lagerstabile Vorformlinge für die Injektionstechnik herstellen. Der Anteil des Binders ist dabei klein genug und seine Eigenschaften sind so bemessen, dass eine vollständige Durchtränkung der Faserverstärkung und eine Nichtbeeinträchtigung der Bauteileigenschaften gewährleistet werden kann. Ein Beispiel für eine kommerzielle Anwendung der Harzinjektionstechnik in Verbindung mit der Binder-Technologie ist in der Luft- und Raumfahrt zu finden (Bild 2.8) [37].

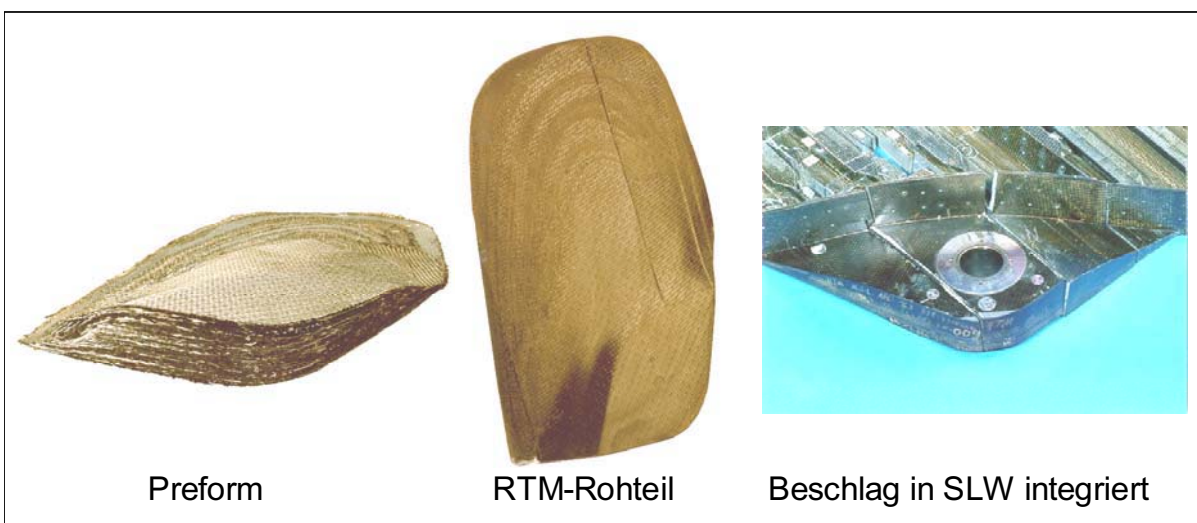


Bild 2.8: RTM in Serienanwendung: Lagerbeschlag des Airbus-Seitenleitwerks

Bei dem im Bild 2.8 dargestellten Beispiel handelt es sich um einen Lagerbeschlag für die Aufhängung des CFK-Seitenleitwerks des Verkehrsflugzeugs Airbus A 340. Die Binder-Technologie dient in diesem Fall zur besseren Handhabung und Sicherstellung der Geometrie und Faserorientierung im Vorformling (links). Das Bauteil besteht aus ca. 60 binderbeschichteten Kohlenstofffasergewebelagen und einem warmfesten Einkomponenten-Epoxidharzsystem (Mitte). Der rechte Bildteil zeigt den in die Leitwerkstruktur im Co-Bonding-Verfahren eingeklebten Lagerbeschlag.

3. Nähetechnik

Neben den Bindertechnologien werden auch nähtechnische Verfahren (Bild 2.9) im Prefomprozess von textilen Halbzeugen als strukturverstärkende und als nichtverstärkende Maßnahmen angewendet [38]. Nichtverstärkende Nähte dienen zur Montage von Preformkomponenten oder zur Gewährleistung der Dimensions- und Kantenstabilität des Vorformlings. Strukturnähte besitzen ein Potenzial zur Erhöhung der Schadenstoleranz und der Verbesserung senkrecht zur Halbzeugebene gerichteter Eigenschaften bei flächigen Verstärkungstextilien.

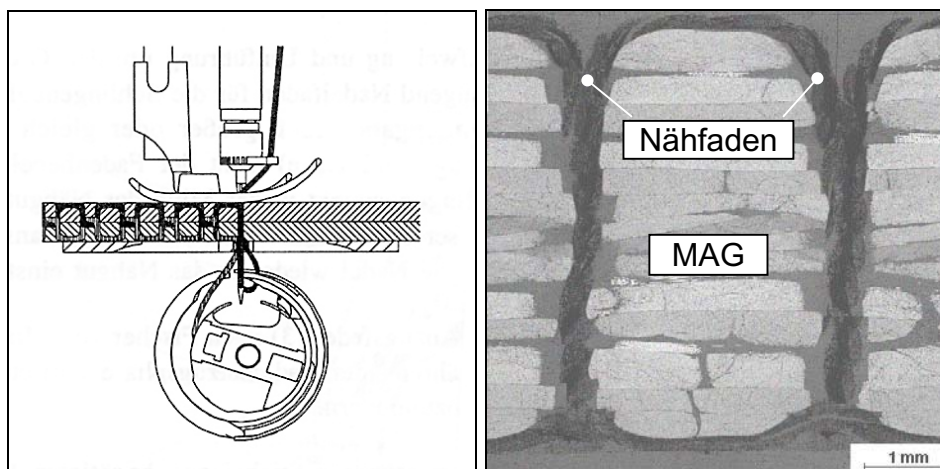


Bild 2.9: Einsatz der Nähetechnik im Preforming von Faserhalbzeugen

Die Wahl des Nähgarns und der nähtechnischen Verfahrensparameter sind entscheidend für die angestrebte Funktion der Naht in der Preform und im späteren Bauteil [39]. Durch Nähte eingebrachte Beeinträchtigungen der werkstofflichen Leistungsfähigkeit und Qualität sind zu vermeiden oder in einem vertretbaren Maß zu halten.

2.3.3 Wirkung der Preformtechnik auf den Flüssigimprägnierprozess

Dass die Technologien der Preformtechnik direkten Einfluss auf die Ausbreitung der Flüssigkeitsfront innerhalb der Faserverstärkung ausüben und damit bestimmend auf die Permeabilität wirken, ist offensichtlich. So existieren Untersuchungen, in denen die Einflussnahme der bei der Herstellung von Multi-Axial-Gelegen angewendeten Vernähungen auf die Dickenpermeabilität festgestellt wird. Arbeiten von Drapier [40] u. a. zeigen, dass in erster Linie die Stichdichte als das Maß der Anzahl der Stiche pro Flächeneinheit die Dickenpermeabilität bestimmt (Bild 2.10).

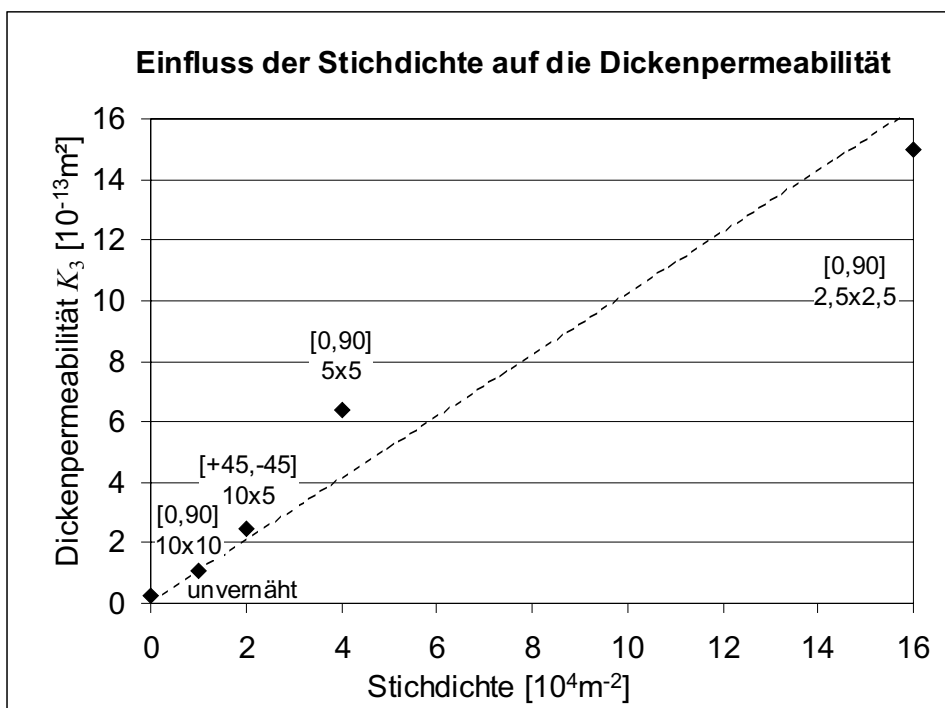


Bild 2.10: Ermittelte Dickenpermeabilitäten bei verschiedenen Stichdichten [40]

Dabei zeichnet sich ein in erster Näherung proportionaler Zusammenhang zwischen der Dickenpermeabilität und der Stichdichte ab. Bereits das Einbringen von Nähten mit Stichlängen von 10 mm x 10 mm kann eine Erhöhung der Dickenpermeabilität um das Fünffache gegenüber dem unvernähten Fall erzielt werden. Wird die Stichlänge in beiden Richtungen der Halbzeugebene auf ein Viertel gekürzt, erhöht sich die Dickenpermeabilität entsprechend der damit verbundenen Zunahme der Stichdichte um den Faktor 16. Zurückgeführt wird die Steigerung der Dickenpermeabilität auf eine mit dem Nähfadeneintrag verbundene Erzeugung zusätzlicher, in Dickenrichtung orientierter Freiräume (vgl. Bild 2.9)

Die Wirkung einer Vernähung auf die Flüssigkeitsausbreitung in der Ebene veranschaulicht der im Bild 2.11 dargestellte Fließversuch. Entlang der eingebrachten Naht eilt die Matrix der eigentlichen Fließfront vor. Folglich kann die Vernähung auch in der Ebene permeabilitätssteigernd wirken.

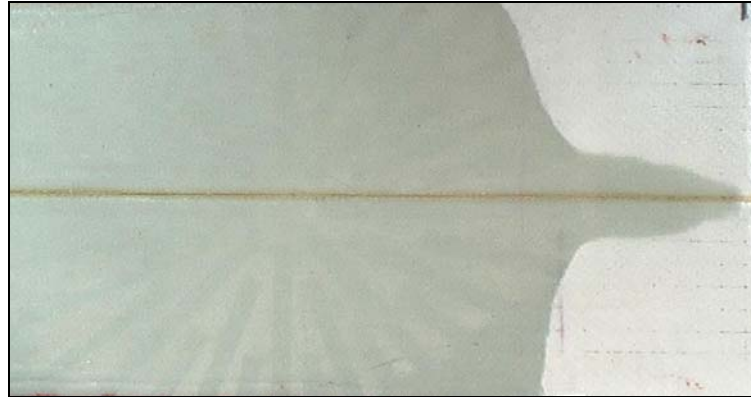


Bild 2.11: Vorschnellen des Harzes entlang einer Naht

Der im Bild 2.11 als *Race-Tracking* bezeichnete Vorgang tritt auch an Preformrändern auf, wenn zwischen ihnen und der Formenkavität ein Spalt besteht [41]. Der Race-Tracking-Effekt ist eine häufige Ursache für den Einschluss von Luft in der Preform (*Dry Spot*), dadurch, dass das voreilende Harz die Verbindung von noch nicht imprägnierten Preformteilen zur Entlüftung unterbricht. Bei kontrollierter Anwendung kann der Race-Tracking-Effekt aber auch zur Beschleunigung und Steuerung des Injektionsvorgangs eingesetzt werden.

Eine weitere Beeinflussung des Injektionsvorganges durch die Preformtechnik tritt im Zuge der Drapierung (Scherung) der Faserhalbzeuge auf. Mit der Veränderung der Faserorientierungen im Drapierprozess verändern sich die Vorzugrichtungen für den Harzfluss und damit die Hauptpermeabilitäten in ihrem Betrag und ihrer Richtung (Bild 2.12) [42, 43].

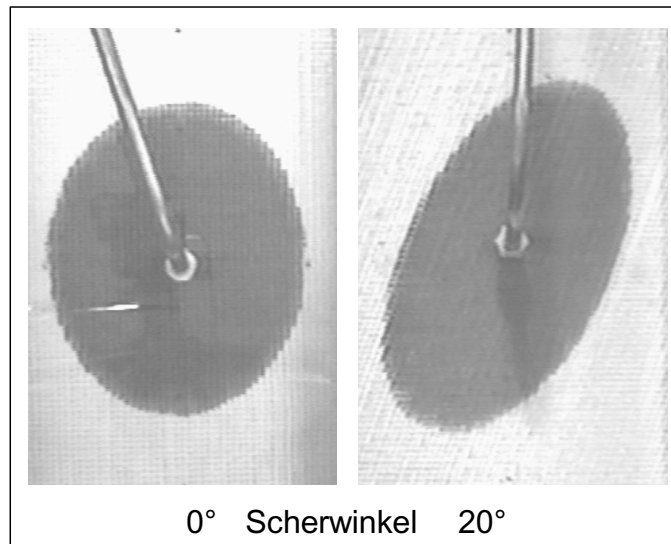


Bild 2.12: Punktinjektion in ein Gewebe: ungescherter und gescherter Zustand [43]

Experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung der Dickenpermeabilität von drapierten Geweben und Gelegen sind nicht bekannt, doch kann bei der Zunahme des Scherwinkels mit einer Verringerung der Dickenpermeabilität gerechnet werden, da die Scherung eines Faserhalbzeuges zu einer permeabilitätsvermindernden Steigerung des Faservolumengehalts führt (vgl. Bild 2.2).

2.4 Verfahrensmechanismen und Anwendungen

Kennzeichnend für die Flüssigimprägnierung mittels Harzinjektion sind enge Verknüpfungen des Verfahrens mit der Bauteilgeometrie und den beabsichtigten Bauteileigenschaften. Dies resultierte in der Entstehung einer Vielzahl von Verfahrensvarianten, deren Ausmaß durch unterschiedliche Anforderungen an die Produktivität sowie verschiedene Maßnahmen zur Umgehung patentrechtlicher Ansprüche noch verstärkt wurde. Allen Verfahrensvarianten gemeinsam ist jedoch der zum Fluss einer Flüssigkeit durch die Porosität der Faserverstärkung erforderliche Aufbau eines Druckgefälles.

Generell lassen sich die Harzinjektionsverfahren in Varianten einteilen, bei denen die flüssige Matrix entweder mit Druck in die Faserverstärkung injiziert (Druckinjektion) oder durch Evakuieren der Formenkavität eingesogen (Vakuumverfahren) wird. Dieser Unterschied im Injektionsmechanismus führt zu unterschiedlichen Einsatzprofilen der Druck- und Vakuuminjektionstechniken, welche hier im folgenden umrissen werden.

2.4.1 Druckinjektionsverfahren

Das klassische Druckinjektionsverfahren, das *Resin-Transfer-Moulding* (RTM) [44], baut auf der Injektion der flüssigen Matrix in die in einer massiven Form befindliche Faserverstärkung auf. Gegenüber anderen Verarbeitungsverfahren zur Herstellung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden besitzt das RTM-Verfahren ein vergleichsweise hohes Potenzial hinsichtlich der erzeugbaren Geometriekomplexität. Außerdem kann die Faserverstärkung mit anderen Strukturkomponenten wie z.B. Stützkerne (Sandwichbauweise) und Kraffteinleitungselemente (*Fasteners, Inserts*) kombiniert werden. Bei Injektionsdrücken von ca. 5 bar lassen sich auch Verstärkungstextilien mit verhältnismäßig geringen Permeabilitäten, d.h. bei hohen Faservolumengehalten (> 60 %), vollständig imprägnieren. Es können definierte Oberflächenbeschaffenheiten bis hin zu der im Automobilbau geforderten „Class-A-Fähigkeit“ erzeugt werden [45, 46]. In Verbindung mit der Preformtechnik befinden sich in der Industrie RTM-Prozessketten im Einsatz, welche eine nahezu endkonturgenaue (*Near Net-Shape*) Fertigung von mehreren tausend Einheiten pro Jahr ermöglichen (Bild 2.13) [47].



Bild 2.13: LKW-Hochdach, hergestellt im RTM-Verfahren [47]

Kennzeichnend für die Druckinjektionsverfahren sind die für die Matrixzufuhr eingesetzten Angussgeometrien. Die technisch einfachste Lösung stellt die Zufuhr über eine Bohrung im Formwerkzeug dar. Um schnellere Füllzeiten zu erzielen, werden durch Einfräsen von Nuten in das Werkzeug linien- oder ringförmige Angüsse geschaffen (Bild 2.14).

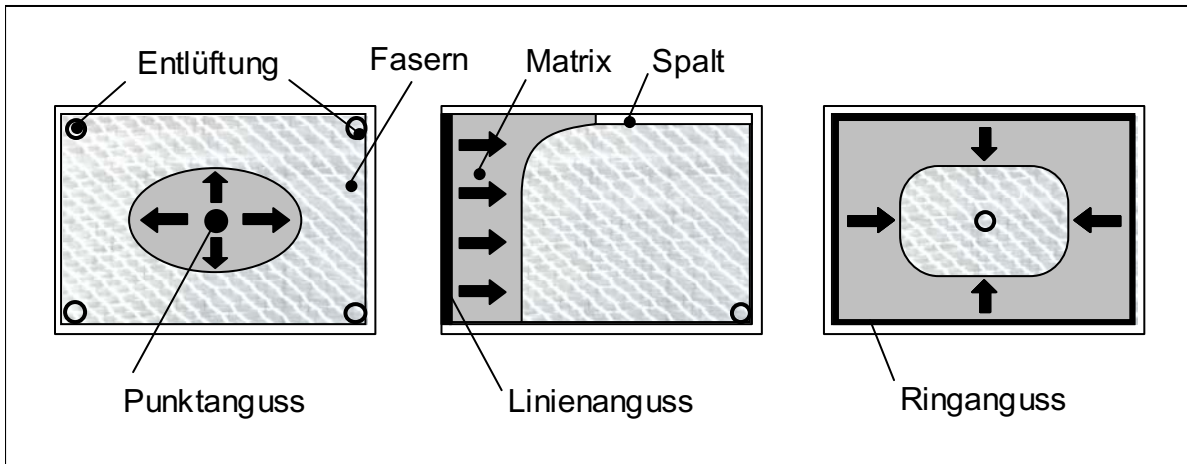


Bild 2.14: Typische Angussarten in der Harzinjektionstechnik

Die Verwendung von Linienangüssen kann das Auftreten von Race-Tracking fördern, besonders wenn sie in der Nähe von Werkzeugrändern oder Spalten enden. Zur Steuerung der Matrixausbreitung kann die Preformtechnik einen wesentlichen Beitrag leisten.

Außer den Angüssen müssen im Formwerkzeug auch Möglichkeiten für das Entweichen der vom injizierten Harz verdrängten Luft geschaffen werden. Die Entlüftungen werden an denjenigen Stellen positioniert, an denen die Fließfront zuletzt erwartet wird, um vorzeitige Lufteinschlüsse zu vermeiden.

Entsprechend der typischen flächenhaften Gestalt von dünnwandigen Leichtbauteilen bewegt sich das Harz hauptsächlich in zwei Dimensionen innerhalb der Faserverstärkung fort. Bei dickwandigen oder komplex geformten Bauteilen (Bild 2.8) tritt zusätzlich signifikantes Fließen in der dritten Dimension auf.

2.4.2 Vakuuminjektionsverfahren

Grundsätzlich kann bereits mit einem für das RTM-Verfahren konzipierten Formwerkzeug auch eine Vakuuminjektion durchgeführt werden. Statt den Harzvorrat in die Werkzeugkavität zu pumpen oder zu drücken, wird durch Anlegen eines Vakuums das Harz in die Faserstärkung eingesogen. Das für die Injektion zur Verfügung stehende Druckgefälle bestimmt sich aus dem Umgebungsdruck, der auf dem Harzvorrat lastet und dem von der Vakuumpumpe innerhalb der Werkzeugkavität abgeminderten Restdruck (Bild 2.15).

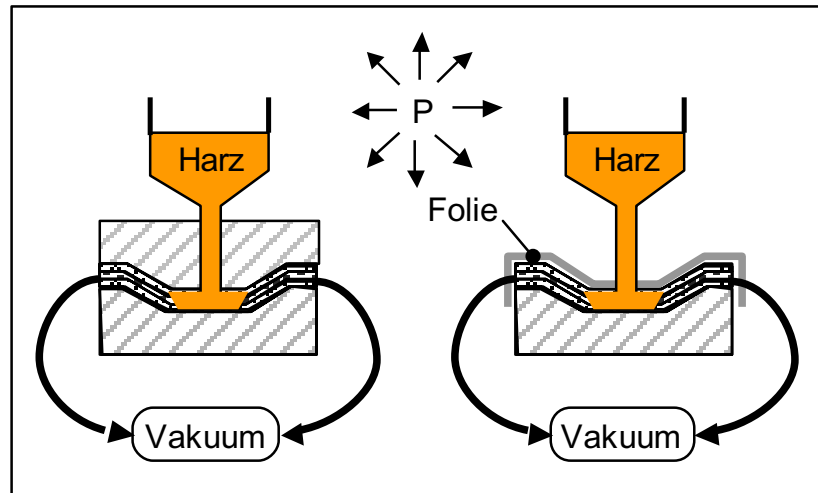


Bild 2.15: Vakuuminjektion in massiver und in teilflexibler Form

Das Anwendungsgebiet der Vakuuminjektionstechnik unterscheidet sich signifikant von dem der Druckinjektion. Während Anforderungen wie kurze Zykluszeiten für hohe Stückzahlen und eine endkonturnahe Fertigung die Anwendung der Druckinjektion bestimmen, eignet sich die Vakuuminjektion für die kostengünstige Fertigung niedriger Stückzahlen bis hin zum Prototypenbau [48]. Ermöglicht wird dies durch vergleichsweise niedrige Kosten der für die Vakuuminjektion geeigneten Formwerkzeuge, da diese aufgrund der geringeren Prozessdrücke schwächer dimensioniert werden können. Eine weitere Kostenreduktion lässt sich erzielen, wenn eine der massiven Werkzeughälften durch eine flexible dichtende Abdeckung ersetzt wird (Bild 2.15, rechter Teil). Im einfachsten Fall besteht die flexible Abdeckung aus einer Folie, die an den Rändern des Unterwerkzeugs abgedichtet wird. Durch die Evakuierung des zwischen der Folie und dem Unterwerkzeug befindlichen Raums, der die Faserverstärkung beinhaltet, wird der Umgebungsdruck nicht nur für die Injektion, sondern auch zur Formgebung und der Kompaktierung der Verstärkungstextilien genutzt.

Eine wirtschaftliche Relevanz konnte für die Vakuuminjektionstechnik in den letzten Jahren insbesondere in der Fertigung von großen Leichtbaustrukturen mit Ausdehnungen von bis zu mehreren 10 m Länge erarbeitet werden [49]. Ermöglicht wurde dies mit der Entwicklung eines in zwei Stufen ablaufenden Injektionskonzepts, das eine Imprägnierung der Faserstärkung nach dem im Bild 2.16 gezeigten Mechanismus vorsieht.

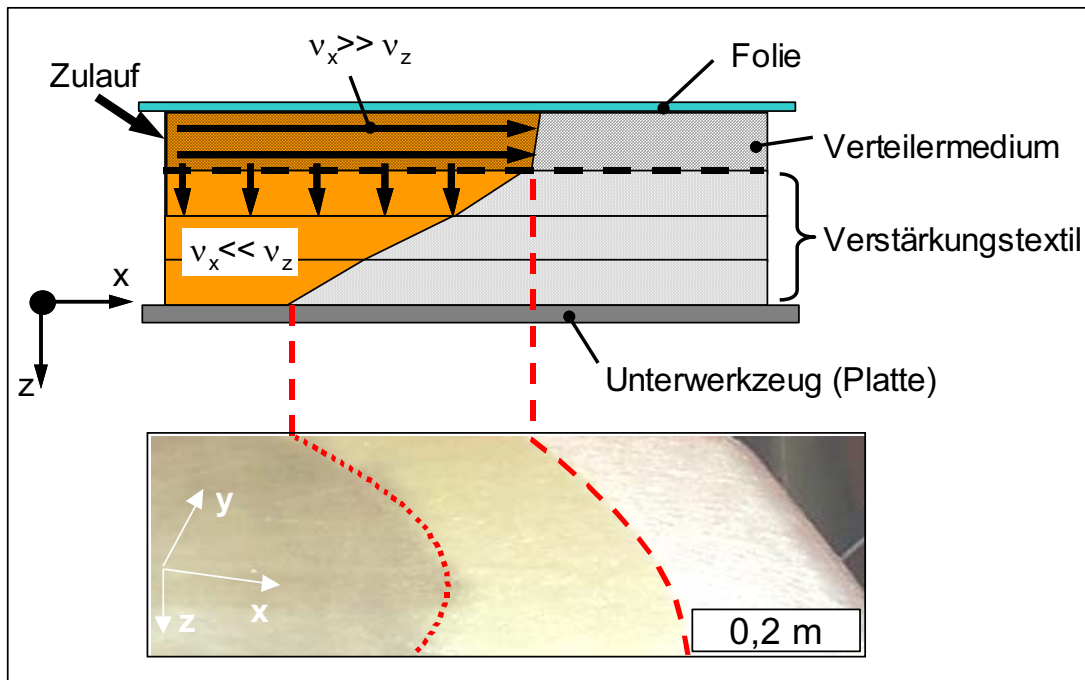


Bild 2.16: Imprägnierung über ein Verteilermedium

Auf die Faserverstärkung wird eine hochdurchlässige Struktur (Verteilermedium) aufgelegt in der sich das injizierte Harz schneller ausbreiten kann als in den Verstärkungstextilien darunter. Die Imprägnierung der Faserverstärkung verläuft von dem Verteilermedium ausgehend in die Dickenrichtung des Lagenaufbaus. Um nach der Harzaushärtung vom Bauteil entfernt werden zu können, ist das Verteilermedium durch eine perforierte Trennfolie oder ein Abreißgewebe vom Verstärkungstextil getrennt.

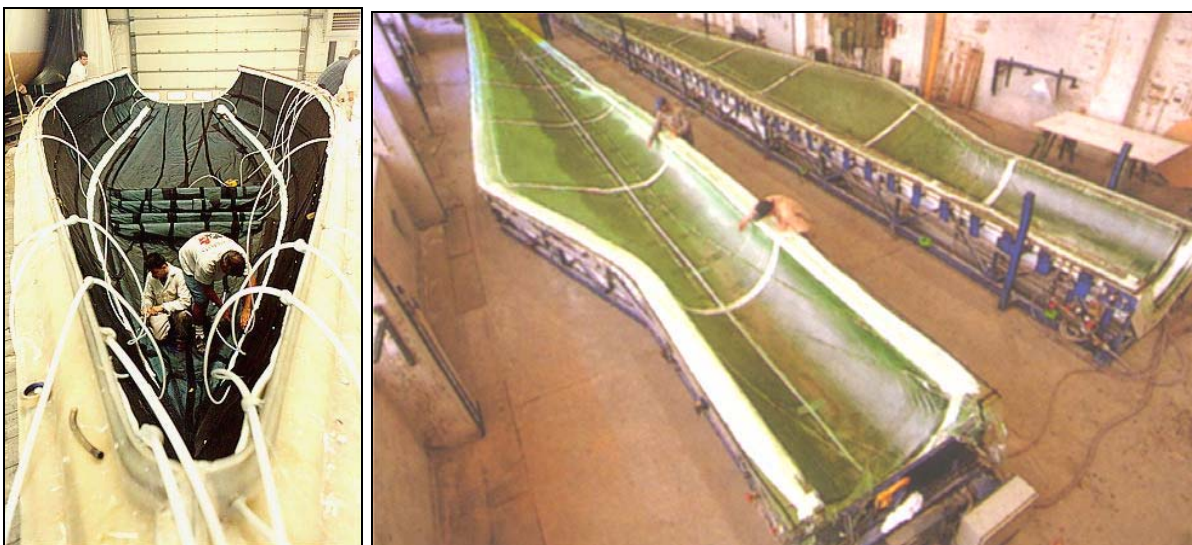


Bild 2.17: Injektion von Yachtrümpfen und Windflügeln im SCRIMP®-Verfahren [50]

Ihren Ursprung findet die Vakuuminjektion mit einem Verteilermedium im Bootsbau [4] (Bild 2.17). Windflügel [11] werden ebenfalls zunehmend im Vakuuminjektionsverfahren gefertigt.

Aufgrund der zunehmenden Forderung nach wirtschaftlicheren Alternativen zu der in der Luft- und Raumfahrt etablierten Prepregtechnologie und des anhaltenden Trends zur immer geringeren Strukturgewichten von Verkehrsflugzeugen wächst auch in diesem Bereich das Interesse an Vakuuminjektionsverfahren. Ein erster Ansatz wurde mit der Entwicklung des Harzfilminfusionsverfahrens (*Resin-Film Infusion*, RFI) geschaffen, das als Zwischenlösung aus der Vakuuminjektion und dem Prepregverfahren verstanden werden kann [51]. Beim RFI-Verfahren werden nacheinander der Harzfilm und die Verstärkungstextilien in das Formwerkzeug eingelegt. Der Aufbau wird anschließend mit einer flexiblen Abdeckung abgeschlossen und evakuiert. Durch Erwärmung verflüssigt sich der Harzfilm, so dass eine Flüssigimprägnierung der Faserverstärkung stattfinden kann. Der für die Imprägnierung erforderliche Druck wird erhöht, indem der gesamte Aufbau in einen Autoklaven gebracht wird. Auf diese Weise können auch bereits in der Luftfahrt etablierte Prepregharze verarbeitet werden, deren Viskosität für andere Injektionsverfahren zu hoch ist. Die zur vollständigen Imprägnierung zurückzulegenden Fließwege erstrecken sich beim RFI-Verfahren auf die Bauteildicke, die bis zu einige Millimeter betragen kann. Auch können Schalen mit Rippen und Stegen von bis zu wenigen Zentimetern Höhe im RFI-Verfahren imprägniert werden.

In jüngster Zeit werden im Flugzeugbau auch Vakuuminjektionsverfahren qualifiziert, die nach dem obigem Prinzip (Bild 2.16) außerhalb eines Autoklaven arbeiten [52].

2.4.3 Injektionsverfahren mit zusätzlicher Verdichtung der Fasern

Neben der Einteilung in Druck- und Vakuuminjektionsverfahren kann auch eine Unterscheidung von Injektionsverfahren mit im Prozess konstanter oder variabler Verdichtung der Faserverstärkung vorgenommen werden. Bei den Verfahren mit veränderlicher Faserverdichtung (-kompaktierung) wird zur Beschleunigung des Injektionsvorgangs die Faserverstärkung zunächst in einem weniger stark verdichteten, höherpermeablen Zustand gehalten. Zum Abschluss der Werkzeugbefüllung erfolgt schließlich eine Kompression der Fasern auf den geforderten Faservolumen-

gehalt. Die Verdichtung der Fasern kann durch ein geregeltes Schließen des Formwerkzeuges (*Advanced-RTM*) oder durch innerhalb der Kavität befindliche sich bei Temperatur ausdehnende Komponenten wie Schaumstoffe (*Thermal-Expansion-RTM*) erfolgen.

Eine nach der Injektion eingeleitete Nachverdichtung der Faserverstärkung ist auch bei den Verfahrensvarianten mit flexibler Abdeckung möglich, wenn der Aufbau z.B. in einem Autoklaven befindlich, mit Druck beaufschlagt wird (*Differential-Pressure-RTM/SLI*) [53]. Bei dem Schlauchblasverfahren, einem Injektionsverfahren mit dem sich Hohlkörperstrukturen herstellen lassen, kann durch Regelung des Innenüberdrucks im Blasschlauch die Faserdichte und damit der Faservolumengehalt eingestellt werden.

2.5 Prozessauslegung und Simulation

Selbst bei vorhandener großer Facherfahrung kann für viele Anwendungen, für die eine Fertigung in der Harzinjektionstechnik potenziell infrage käme, keine hinreichend sichere Vorhersage über das Verhalten des Imprägniervorgangs getroffen werden. Aufgrund dieser Unsicherheit gestaltet sich die Auslegung eines für die Harzinjektion bestimmten Formwerkzeugs oft sehr schwierig, da die für eine vollständige, optimale Imprägnierung kritischen Positionen der Angüsse und Entlüftungen nicht eindeutig festgelegt werden können [22]. Die Inbetriebnahme dieser Formwerkzeuge ist deshalb häufig mit kosten- und zeitintensiven Nachbearbeitungen bis hin zur Neukonstruktion verbunden.

Zusätzlich zu den Problemen bei der Werkzeugkonstruktion ist bei komplexeren Bauteilen die Serienfertigung in einem Harzinjektionsverfahren verhältnismäßig stör anfällig, da bereits geringe Schwankungen der Prozessparameter und der Preformgeometrie die Prozessfähigkeit des Injektionsvorgangs erheblich beeinträchtigen.

Diese Schwierigkeiten wirken verzögernd auf die Verbreitung der Harzinjektionstechnik in vielen Anwendungsbereichen, insbesondere in der stückzahlenintensiven Automobilbranche. Ein Werkzeug mit dem die Prozessunsicherheit des Harzinjektionsvorgangs überwunden werden kann, stellt die Prozessauslegung mittels

numerischer Simulation dar [54, 55, 56]. Mit der Zunahme der Erkenntnisse über die innerhalb von Verstärkungstextilien ablaufenden Fließprozesse und der Verfügbarkeit immer leistungsfähigerer Computersysteme konnten Programmsysteme entwickelt werden, welche die Flüssigimprägnierung innerhalb von Formwerkzeugkavitäten bei verschiedenen Anguss- und Entlüftungskonfigurationen vorhersagen können [12, 13]. Inzwischen finden thermodynamische und reaktionskinetische Aspekte bis hin zur Aushärtensimulation des Matrixsystems Berücksichtigung in der Fließsimulation. Hierdurch wird eine präzise Fließsimulation bei zeit- und geschwindigkeitsveränderlicher Viskosität der Matrix ermöglicht. Durch Kombination moderner Fließsimulationsprogramme mit der aus der Umformtechnik für FKV entstammenden Drapiersimulation stehen erstmals Programmsysteme zur Verfügung, welche eine Berücksichtigung der Auswirkungen der Preformtechnik auf das Fließverhalten zulassen (Bild 2.18) [54, 57, 58].

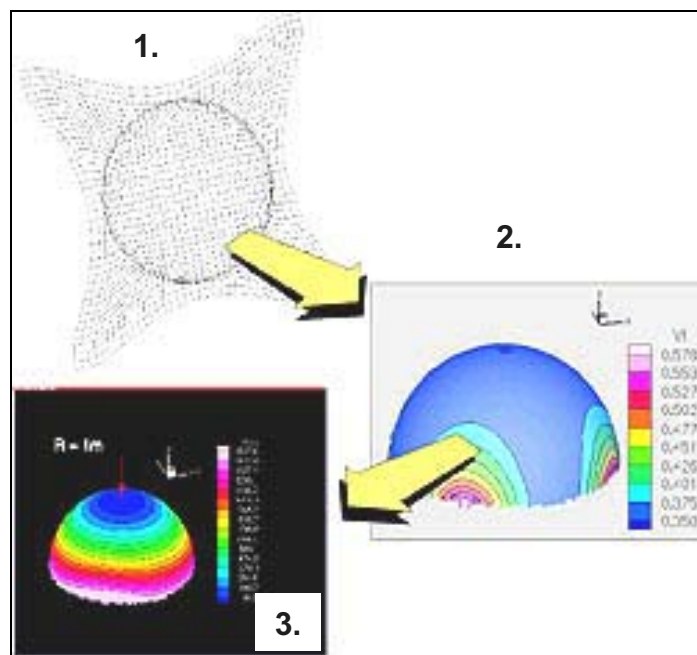


Bild 2.18: 1. Drapiersimulation, 2. Preprocessing zur Bestimmung der Permeabilitätsverteilung aus der Drapiersimulation, 3. Fließsimulation [59]

Der weitere Ausbau der Kenntnisse über die Einflussnahme der unterschiedlichen Elemente der Preformtechnik auf den Imprägniervorgang ist für eine noch sicherere Prozessauslegung dringend erforderlich. Hierzu bedarf es neben einer Weiterentwicklung der Programmsysteme (z.B. Integration von FE-Elementen zur Simulation von Nähten) einer Intensivierung experimenteller Untersuchungen zur Ermittlung folgender Einflussfaktoren auf den Imprägniervorgang:

- Hauptachsenpermeabilitäten der textilen Faserverstärkung für alle drei Raumrichtungen,
- geometrische Einzeleffekte (z.B. Nähte, Faserumlenkungen an Ecken),
- Kapillardrücke.

Als ein sehr nützliches Hilfsmittel im Rahmen der Werkzeug- und Prozessauslegung erweist sich bei heutigen Fließsimulationsprogrammen die Integrierbarkeit von virtuellen Sensoren in das FE-Modell. Mit Hilfe dieser Sensoren lassen sich bereits während der Simulationsrechnung Statusinformationen über den Ankunftszeitpunkt der Fließfront sowie über den Druck- und den Temperaturverlauf an Sensorpositionen ermitteln. Hierdurch werden Möglichkeiten eröffnet Überwachungs- und Regelszenarien [60, 61, 62] zu erstellen, welche im realen Formwerkzeug umgesetzt, die Prozessbeherrschung erhöhen und damit möglichen Ausschuss verringern.

Da die Fließsimulation allgemein auf dem Gesetz von D'Arcy aufbaut, ergeben sich hieraus Restriktionen hinsichtlich der realitätsnahen Abbildung der Fließgeschwindigkeit. Es gelten die im Kapitel 3.2 beschriebenen Grenzen.

2.6 Qualitätssicherung durch Prozessverfolgung

Im Rahmen einer weiterführenden Prozessbeherrschung wird die sensorische Erfassung der Prozessabläufe unverzichtbar. Erst durch die Akquisition von Messdaten aus der Verfolgung des Imprägniervorgangs und der Aushärtung lassen sich Erkenntnisse über die Wirkungen der Elemente der Harzinjektionstechnik auf die Prozessstabilität und die Bauteilqualität erfahren, welche durch Endkontrollen am fertigen Bauteil nicht unbedingt erfasst werden können. Die Bedeutung der Prozessdatengewinnung für die Aussagesicherheit der Simulationstechnik wird damit deutlich. Online-Messsysteme stellen darüber hinaus eine Grundvoraussetzung für die Schaffung geregelter Injektionsprozesse dar.

Die Ansätze zur Erfassung von Prozessdaten, insbesondere die der Fließfronterkennung, sind vielfältig [63] und führten zu zahlreichen Entwicklungen, von denen sich wenige inzwischen auch im industriellen Einsatz [64, 65] befinden. Nachfolgend sollen verschiedene in der LCM-Prozessüberwachung eingesetzte Messtechniken vorgestellt werden.

2.6.1 Dielektrometrie

Die vermutlich am weitesten verbreitete Messmethode in der Industrie, besonders im Flugzeugbau [66, 67], stellt die Prozessüberwachung mit Hilfe der Dielektrometrie dar. Die meist kammartigen oder auch als Plattenkondensatoren aufgebauten Sensoren können sowohl in die Oberflächen der Formwerkzeuge eingebracht als auch in die textilen Verstärkungslagen des späteren Verbundwerkstoffs eingebettet werden. Bei Berührung mit einem Polymer ändern sich die an der Oberfläche des Sensors herrschenden dielektrischen Verhältnisse schlagartig, womit die Fähigkeit dielektrischer Sensoren zur Detektion des im Harzinjektionsprozess in der Faserverstärkung vordringenden Matrixmaterials grundsätzlich gegeben ist. Darüber hinaus können aus den ermittelten dielektrischen Eigenschaften des jeweilig mit einem dielektrischen Sensor in Verbindung stehenden Polymers qualitative wie auch quantitative Aussagen über die Viskosität, Alterung und den Reaktionsfortschritt (Aushärtegrad) getroffen werden [68, 69, 70, 71, 72].

Das Messprinzip nutzt die Fähigkeit der in einem Polymer enthaltenen Dipole und Ionen sich in einem elektrischen Feld auszurichten (Dipole) oder fortzubewegen (Ionen). Dieser Vorgang führt zu einer Änderung der Kapazität und Leitfähigkeit des untersuchten Polymers. Dabei stellt die Kapazität ein Maß für die gespeicherte Energie dar, die Leitfähigkeit beschreibt dagegen auftretende Energieverluste.

Die Messung der Leitfähigkeit eignet sich besonders zur Verfolgung von Aushärtungsprozessen duroplastischer Matrices. Zur Verdeutlichung werden im folgenden Bild 2.19 die Leitfähigkeit und die Viskosität einer aushärtenden Reinharzprobe gegeneinander aufgetragen.

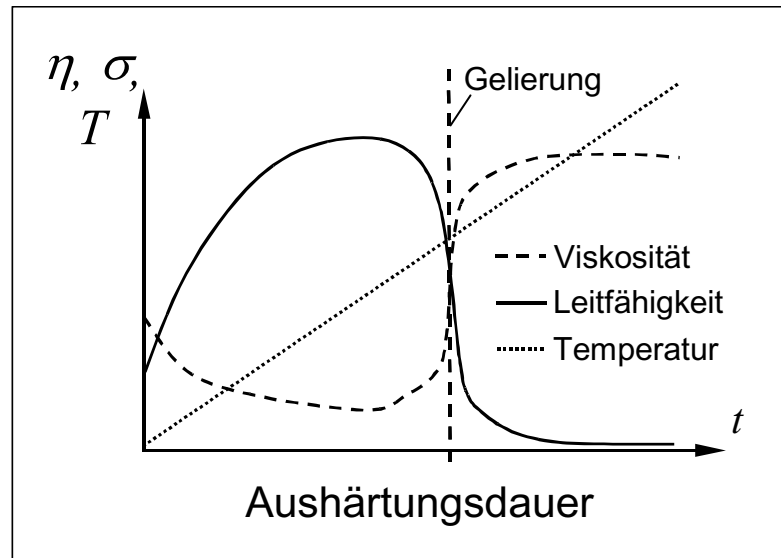


Bild 2.19: Leitfähigkeit und Viskosität eines aushärtenden Epoxidharzes [73]

Die Änderung der Leitfähigkeit σ stellt sich als gegenläufig zur Viskosität η heraus. Dies ist vorrangig auf die Änderung der Mobilität der im Polymer vorhandenen Ionen zurückzuführen, welche bei einer zunächst sinkenden Viskosität infolge der zunehmenden Erwärmung beweglicher werden und anschließend im Zuge der Gelierung und Aushärtung ihre Mobilität fast vollständig einbüßen.

2.6.2 Ultraschall

Weitere zur Prozessüberwachung einsetzbare Methoden basieren auf der aus der zerstörungsfreien Prüfung her bekannten Ultraschallmesstechnik. Das Messprinzip der Ultraschallverfahren begründet sich in der Wirkung des vom Ultraschall durchdrungenen Materials auf die Schallschwächung und die Schallgeschwindigkeit. Es befinden sich zwei typische Konfigurationen aus Ultraschallsendern und Ultraschallempfängern in der Anwendung (Bild 2.20).

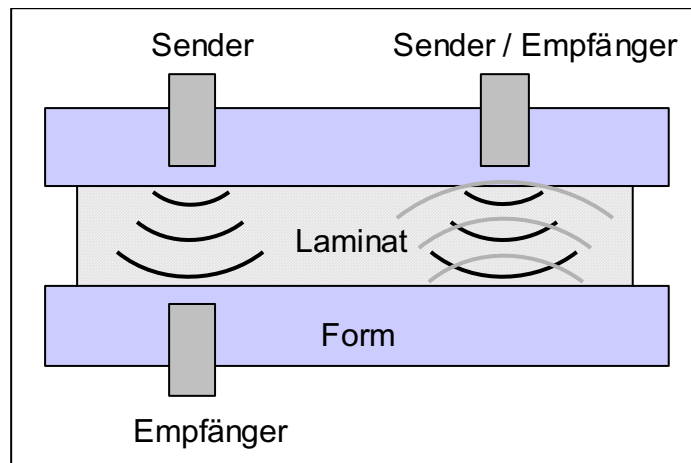


Bild 2.20: Ultraschall: Prinzip der Durchschallung und der Impuls-Echo-Methode

Bei einer Anordnung aus zwei sich gegenüberstehenden Ultraschallwandlern und dem zu untersuchenden Medium dazwischen handelt es sich um die Konfiguration für das Durchschallungsverfahren. Befinden sich der Schallsender und -empfänger in einem Sende- und Empfangskopf vereint oder nahe beieinander auf der gleichen Seite des zu untersuchenden Mediums, arbeitet diese Anordnung im Impuls-Echo-Verfahren.

Verändert sich das innerhalb der Schallübertragungsstrecke angeordnete Medium in seinen physiko-chemischen Eigenschaften, z.B. durch Verdichtung, Tränkung von Poren oder durch Änderung von Steifigkeit und Dämpfung, hat dies messbare Auswirkungen auf die Schallgeschwindigkeit und die Schallschwächung. Fließfronten können somit detektiert oder die Aushärtungsreaktion der Polymermatrix verfolgt werden. Es existieren verschiedene Durchschallungsmethoden, die sowohl berührend [74, 75] als auch berührungslos arbeiten [76]. Bei anderen Verfahren wird der Harzfluss und die Aushärtung mit Hilfe von Ultraschallwellenleitern erfasst. Verschiedene Konzepte sind realisiert worden, die entweder durch eine Harzbrücke mit dem Faser-Kunststoff-Verbund verbunden [77] oder in diesen eingebettet sind [78, 79].

2.6.3 Piezoelektrische Elemente

Auf dem Prinzip der mechanischen Impedanzanalyse (MIA) [80] basiert das in [81] und [82] beschriebene Konzept zur Messung der Viskositätsänderung mit Hilfe von in den Verbundwerkstoff eingebetteten piezoelektrischen Elementen. Wie bisherige Versuche zeigen, reagieren eingebettete piezoelektrische Materialien weniger emp-

findlich bei hohen Aushärtegraden, jedoch bieten sie bei bauteilintegrierter Anwendung die Möglichkeit, multifunktional [83], d.h. sowohl für die Kontrolle des Herstellungsprozesses als auch für strukturelle Überwachungsaufgaben während des Betriebes eingesetzt zu werden.

Ein vielversprechender Ansatz zur Erzielung eines multifunktionalen Verbundwerkstoffs wird mit der Integration sogenannter „SMART-Layers“ (Bild 2.21) verfolgt.

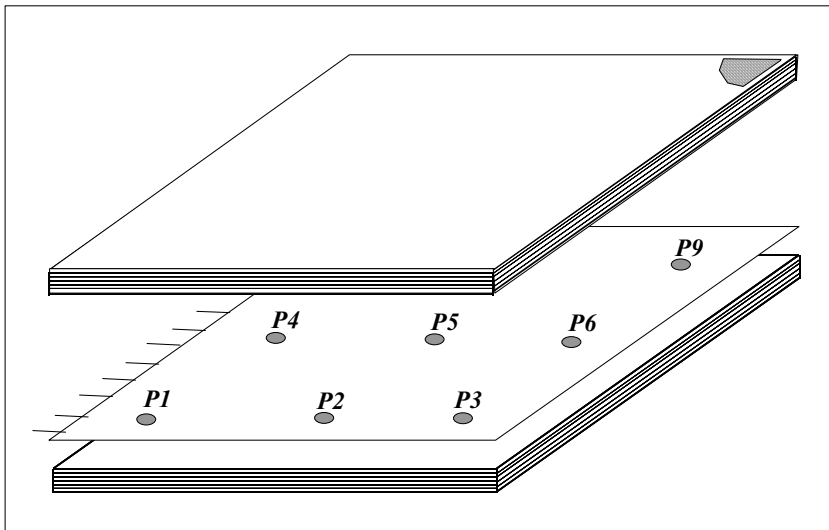


Bild 2.21: „SMART-Layer“, Integration einer Trägerfolie mit piezokeramischen Elementen in ein Verbundwerkstofflaminat [84]

Hierbei befinden sich auf einer in das Laminat eines Verbundwerkstoffs eingebetteten Trägerfolie eine Vielzahl von piezoelektrischen Scheiben, die mit außerhalb des Bauteils befindlichen Signalgeneratoren und Signalanalysesystemen verbunden sind.

Analog zu den Ultraschallverfahren können die eingebetteten piezoelektrischen Elemente gleichzeitig als Sender und Empfänger von mechanischen Schwingungen arbeiten. Aus der Vielzahl der von der SMART-Layer gelieferten Informationen können Infiltrations- und Aushärtungsprozesse beobachtet und im fertigen Bauteil Ort und Ausmaß von Impactschäden bestimmt werden.

2.6.4 Lichtwellenleiter

Auf der Lichtwellenleitertechnik basierende Sensoren sind besonders geeignet für die bauteilintegrierte LCM-Prozess- und Betriebsüberwachung. Mit einem Durchmes-

ser von ca. 0,1 mm stören sie die Faserverbundstruktur kaum und sind dem Steifigkeitsniveau des Verbundwerkstoffs weitgehend angepasst. Die Einsatzfähigkeit von Lichtwellenleitern ist sehr vielfältig, je nach Ausführungsform können mit Lichtwellenleitern Dehnungen und Temperaturen gemessen oder Fließfrontenverläufe und Aushärtungsreaktionen verfolgt werden. Untersuchungen von [85, 86, 87] zeigen unterschiedliche Entwicklungen und Funktionsweisen eingebetteter Lichtwellenleiter zur Erfassung des Fließfrontverlaufs und der Harzaushärtung. Im einfachsten Fall kann eine LCM-Prozessverfolgung durch Nutzung der an der offenen Grenzfläche eines Lichtwellenleiters herrschenden Reflexions- und Transmissionsverhältnisse erfolgen (Bild 2.22).

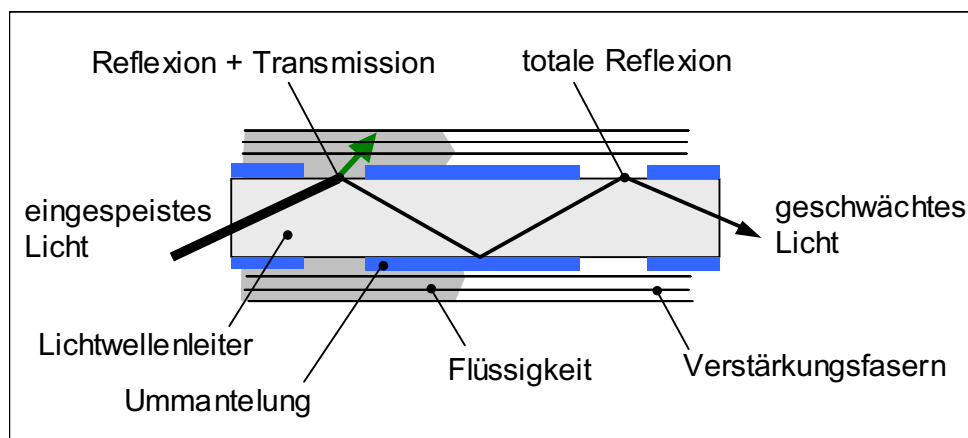


Bild 2.22: Lichtwellenleiter für die Fließfronterkennung

Solange ein von der Ummantlung befreiter Teil des Lichtwellenleiters von Luft umgeben ist oder sich im Vakuum befindet, wird ein innerhalb der Glasfaser sich fortbewegender Lichtstrahl beim Auftreffen auf diese Grenzfläche vollständig reflektiert. Bedeckt die flüssige Matrix einen abisolierten Bereich des Lichtwellenleiters, kann aufgrund des veränderten Brechungsverhältnisses ein Teil des auftreffenden Lichtes die Glasfaser verlassen (Transmission). Der im Lichtwellenleiter verbleibende Rest des Lichtes wird am Ende des Lichtwellenleiters von der Messwertverarbeitung aufgenommen und mit der Referenzlichtstärke des unbenetzten Falls verglichen. Es ist möglich mit einem Lichtwellenleiter das Eintreffen der Fließfront an mehreren Orten nacheinander zu identifizieren. Hierzu wird an mehreren Stellen des Leiters die Ummantlung auf jeweils ca. 1 mm Länge entfernt. Durch Anordnung mehrerer dieser Messstellen in einer Faserverstärkung kann auf den Verlauf des Fließfrontfortschritts geschlossen werden.

Die vielfältige Einsatzfähigkeit der Lichtwellenleitertechnik reicht bis hin zur Erfassung von Messdaten für die Ermittlung der Kinetik von Aushärtungsreaktionen mit Hilfe spektrographischer Analyseverfahren (z.B. FTIR [85], Raman [88]). Hierbei kommen sogenannte Evanescent-Wave-Lichtwellenleiter zum Einsatz. Ein Beispiel, welches Mechanismen der Fluoreszenz nutzt, ist in [86] wiedergegeben

2.6.5 Widerstandsmessung

Weitere Sensorentwicklungen basieren auf der Messung des ohmschen Widerstandes der zwischen zwei benachbarten Leitern befindlichen Polymermatrix [89] (Bild 2.23).

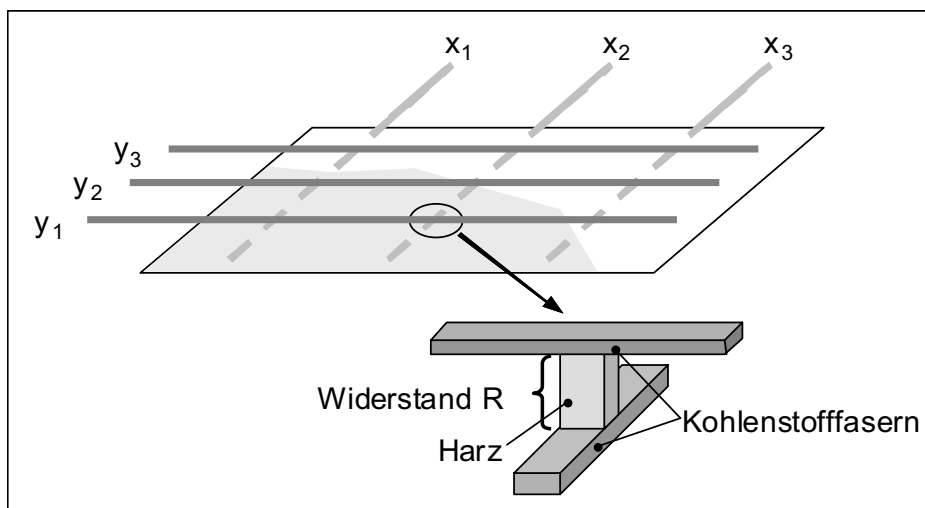


Bild 2.23: Shema der SMARTweave™-Technologie

Aufgrund der Einfachheit dieser Messmethode lassen sich ganze Felder aus einer Vielzahl von Sensoren, die lediglich durch sich überkreuzende Leiterbahnen (Kohlenstofffasern) gebildet werden, erzeugen. Diese Sensorfelder, als "SMART-Weave™" bekannt [90], wurden hauptsächlich für die Beobachtung des Fließfortschritts und des Fließfrontverlaufes in Harzinjektionsprozessen entwickelt. Ebenfalls zur SMARTweave™-Technologie gehörend ist die zueinander parallele Anordnung zweier Leiterbahnen oder Kohlenstofffasern. Mit diesem Sensor ist es möglich den Fließfrontfortschritt kontinuierlich zu messen, vorausgesetzt die Fließrichtung ist parallel zum Sensor verlaufend.

2.6.6 Einsatzmöglichkeiten verschiedener Messtechniken im Überblick

Die nachfolgende Tabelle 2.1 gibt einen Überblick über wichtige bisher für die LCM-Prozessverfolgung entwickelte Messtechniken.

Tabelle 2.1: Verschiedene Messmethoden und ihre Einsatzfähigkeit

Messmethode	Fließfront in der Ebene	Fließfront in Dickenrichtung	Druck	Temperatur	Aushärtung	Dehnung
Lichtwellenleiter nach Bild 2.22						
Evanescence-Wave-Lichtwellenleiter						
Ultraschall (Durchschallung)						
Ultraschall (Impuls-Echo)						
Dielektrometrie						
Piezoelektrische Elemente						
Thermographie						
Widerstandsdraht						
NTC-Widerstand						
Drucksensorik						

einsetzbar bedingt einsetzbar

Neben ihren Funktionsprinzipien unterscheiden sich die Sensoren erheblich in ihrer Bauform, den erforderlichen Aufwendungen für die Messwertverarbeitung, ihrer relativ zum Bauteil und Formwerkzeug gelegenen Position und im Preis. Dabei lassen sich generelle Eigenschaftsprofile ermitteln, welche wesentlich aus dem relativ zum Bauteil gelegenen Einbauort resultieren. Es kann in drei durch den Einbauort charakterisierte Sensorgruppen unterschieden werden:

1. In die Formwerkzeugwände integrierte, mit dem Verbundwerkstoff in Verbindung stehende Sensorik (Dielektrometrie, Druck, Temperatur, Ultraschall),
2. Bauteilintegrierte Sensorik (Lichtwellenleiter, Dielektrometrie, piezoelektrische Elemente, NTC-Widerstände, Widerstandsdrähte),

3. Kontaktfreie Sensorik außerhalb des Bauteils oder des Formwerkzeuges (Bildkamera, Infrarotkamera, Pyrometer, Röntgen, Computer-Tomographie).

Abgesehen von der Funktionsweise eines Sensors, durch die seine relativ zum Bauteil gelegene Positionierung weitgehend vorbestimmt wird, ergeben sich aus der Wahl des Einbauortes folgende allgemeine Eigenschaftsprofile.

Tabelle 2.2: Vor- und Nachteile hervorgerufen durch den Einbauort

Sensorposition	Vorteile	Nachteile
Werkzeugwand	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Wiederverwendbar ➤ strukturell nicht beeinträchtigend ➤ produktionsorientiert 	<ul style="list-style-type: none"> ➤ hohe Werkzeugkosten ➤ hohe Robustheit gegenüber Prozessrandbedingungen erforderlich
Bauteilintegriert	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Erhalt von Informationen vor Ort ➤ Multifunktionalität (Prozess- und Betriebsüberwachung) 	<ul style="list-style-type: none"> ➤ strukturelle Beeinflussung ➤ Beeinflussung des Matrixflusses ➤ Kosten der Sensoren
Kontraktfrei	<ul style="list-style-type: none"> ➤ strukturell nicht beeinträchtigend ➤ geringere erforderliche Robustheit gegenüber Prozessbedingungen ➤ umfassende Prozessinformation durch fotografische Messverfahren 	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Formwerkzeug in der Messstrecke be- oder verhindert die Messung ➤ viele Prozessinformationen nicht erfassbar

2.7 Messtechniken für die Permeabilitätsbestimmung

Ein großer Teil der in der Harzinjektionstechnik entwickelten Messtechniken wird bei der experimentellen Bestimmung der Permeabilität von Verstärkungshalbzeugen verwendet. Hierbei kommen hauptsächlich Sensoren und Verfahren zum Einsatz mit denen die Ausbreitung der flüssigen Matrix oder einer Ersatzflüssigkeit im Verstärkungshalbzeug erfasst werden kann. Wie die Tabelle 2.1 widerspiegelt kann eine Vielzahl verschiedener Messtechniken diese Aufgabe erfüllen, entsprechend vielfältig sind die technischen Ausführungsformen der in der Literatur beschriebenen Messapparaturen zur Permeabilitätsbestimmung (Permeameter).

2.7.1 Optische Messverfahren

Eine hinsichtlich des Verhältnisses des erhaltenen Informationsumfanges zum eingesetzten apparativen Aufwand effektive Methode der Permeabilitätsbestimmung stellt die fotografische Erfassung der Flüssigkeitsausbreitung im Verstärkungshalbzeug dar. Mit dieser Methode können die elliptischen Ausbreitungsformen bei der ebenen Punktinjektion oder auch die eindimensionale frontale Ausbreitung bei der Linieninjektion vollständig erfasst werden. Der Einsatzbereich der bildtechnischen Erfassung ist aber zwei Einschränkungen unterworfen: zum einen führt der für mindestens eine der beiden Formenhälften erforderliche transparente Werkstoff zu einer verhältnismäßig geringen thermischen und mechanischen Belastbarkeit des Formwerkzeuges, weshalb die optische Permeabilitätsmessung auf Temperaturbereiche bis 50 °C (Plexiglas) oder 100 °C (Fensterglas) und auf einen Injektionsdruck von ca. 3 bar begrenzt bleibt, zum anderen ist eine kontinuierliche Verfolgung des Fließfrontfortschritts nur entlang der Oberfläche des Verstärkungshalbzeuges möglich. Mit einer optischen Methode kann ein Fluss in Dickenrichtung nur im Moment des Erreichens der gegenüberliegenden Seite der Formenkavität detektiert werden.

2.7.2 Ebene Permeabilitätsbestimmung mit robusten Messsystemen

Mit dem Ziel ein robustes Permeameter zu realisieren, das eine experimentelle Permeabilitätsbestimmung unter Temperatur- und Druckrandbedingungen ermöglicht, die über die in Kapitel 2.7.1 genannten Grenzen hinausgehen, wird in [19] ein Messsystem entwickelt, welches kapazitive Weglängensensoren für die Verfolgung der sich ausbreitenden Fließfront enthält (Bild 2.24).

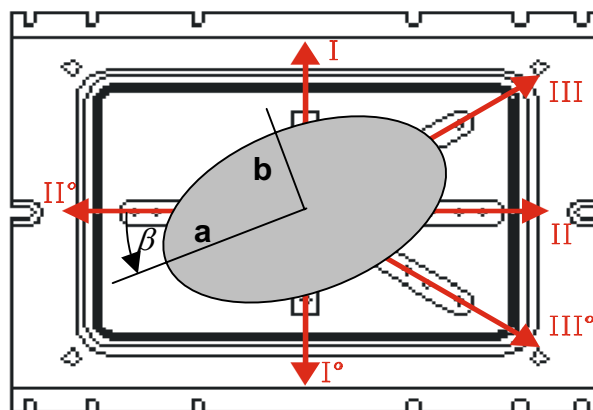


Bild 2.24: Werkzeug für die Permeabilitätsmessung mit kapazitiven Wegsensoren

Die Messung der Fließfrontposition beruht im wesentlichen auf der Änderung der Kapazität in Abhängigkeit der von der Flüssigkeit (Öl oder Harz) überstrichenen Sensorfläche. Aus den Bedeckungsgraden und der Anordnung der Sensoren kann auf die Form und Lage der ellipsoiden Flüssigkeitsausbreitung geschlossen werden.

Ein anderes Verfahren, welches die Bestimmung der ebenen Hauptachsenpermeabilitäten aus der ebenen Punktinjektion unter erhöhten Temperaturen und Drücken ermöglicht, arbeitet mit drei Drucksensoren, die in einer der Formenwände eingebaut sind [91]. Statt ihrer direkten Messung, wird der Verlauf der Fließfront über ein Modell für die Druckverteilung aus den von den Drucksensoren gelieferten Messwerten ermittelt.

2.7.3 Messtechniken für die Ermittlung der Dickenpermeabilität

Einen der ersten Beiträge zur experimentellen Bestimmung der Dickenpermeabilität ebener Faserhalbzeuge liefert Stedile [92], indem er die Dickenpermeabilität aus den Druck- und Volumenstromdaten von senkrecht durchströmten Faserstapeln ermittelte. Dieses eindimensionale Verfahrensmodell wurde mehrfach aufgegriffen und verfeinert [40, 118, 91, 93]. Ein gemeinsames Merkmal der genannten Forschungsarbeiten ist die Permeabilitätsermittlung an vollständig durchtränkten Fasern. Die frontale Ausbreitung innerhalb des Verstärkungshalbzeuges ist bei diesen Verfahren folglich bereits abgeschlossen; sie bilden die Gruppe der stationären Permeabilitätsmessverfahren (vgl. Kap. 3.3).

Wegen ihres gegenüber den stationären Verfahren näheren Bezugs zum Harzinjektionsprozess wurden in jüngerer Zeit auch Messverfahren zur experimentellen Bestimmung der Dickenpermeabilität aus Fließfrontdaten entwickelt. Diese sogenannten instationären Verfahren sehen die Verfolgung der von einer Angussbohrung ausgehenden dreidimensionalen Flüssigkeitsausbreitung im Verstärkungstextil vor (Bild 2.25). Hiermit wird eine von Randeffecten freie Flüssigkeitsausbreitung erreicht, welche zur Bestimmung aller drei Hauptachsenpermeabilitäten in einem Versuch nach dem im Kapitel 3.3.4 beschriebenen Modell herangezogen werden kann.

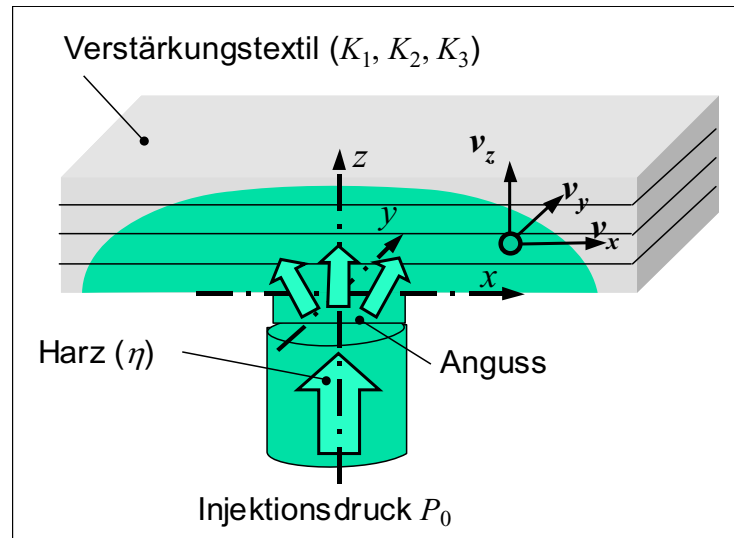


Bild 2.25: Ungestörte dreidimensionale Flüssigkeitsausbreitung in einem Faserstapel

Da die gängigen zur Verfolgung der ebenen Flüssigkeitsausbreitung eingesetzten optischen und werkzeugintegrierten Messtechniken für die Erfassung des Flusses in Dickenrichtung nicht anwendbar sind, wurden neue Lösungen entwickelt von denen ein Großteil auf Anordnungen aus punktförmigen Sensoren aufbaut, welche sowohl in der Höhe als auch in der Breite verteilt in den Faserstapel eingebettet werden. Das Messprinzip der Punktsensoren basiert auf einer bei ihrer Benetzung durch eine Flüssigkeit messbaren Signalveränderung. Aufgrund der bekannten Verteilung der Sensoren innerhalb des Faserstapels lässt sich aus den Messdaten die Fließfront in Fortschritt und Form rekonstruieren. Diese Ergebnisse fließen in einen analytischen Modellansatz (Kap. 3.3.4) zur Bestimmung der Hauptachsenpermeabilitäten ein. Als Punktsensoren kommen Systeme aus Lichtwellenleitern [94], 95, NTC-Widerständen [96] und Widerstandsdrähten [97, 98] zur Anwendung, welche ihre Einsatzfähigkeit bewiesen haben. Bei keinem System ist es jedoch zu einer breiten Anwendung gekommen, da der mit der Einbettung der Sensoren verbundene Präparationsaufwand [90] als verhältnismäßig hoch einzustufen ist. Zusätzlich wird die Verwendung eingebetteter Sensorsysteme dadurch gebremst, dass mit ihnen nur eine diskontinuierliche Erfassung der Fließfrontposition möglich ist und ihre Anwesenheit im Messraum (Faserstapel) die Ausbreitung der Flüssigkeit stört. Bei Verwendung von aushärtenden Matrices gehen sie außerdem für weitere Messungen verloren.

Dreidimensionale instationäre Messmethoden, welche auf eine eingebettete Sensorik verzichten, werden von Kissinger [99] und Nedanov [113] dargestellt. Beide sehen die optische Erfassung des auf der Unterseite des Faserstapels sichtbaren Teils der Fließfront (Bild 2.25, xy -Ebene) vor. Bei Nedanov wird die Höhe z des

Fließfrontscheitels über der Angussbohrung aus dem eingeströmten Volumen und den Hauptachsenlängen der Fließfront in der xy -Ebene unter der Annahme einer ellipsoiden Ausbreitungsform errechnet. Kissinger sieht dagegen eine optische Erfassung auf der dem Anguss gegenüberliegenden Formenhälfte vor. Um den Fließfrontfortschritt im Scheitelbereich beschreiben zu können, sind bei dieser Methode mehrere Messungen mit unterschiedlichen Kavitätshöhen erforderlich.

2.7.4 Potenziale der Ultraschalltechnik

Die Ultraschalltechnik wird bislang bei den Harzinjektionsverfahren ausschließlich zur Detektion der ebenen Flüssigkeitsausbreitung und zur Aushärtungsverfolgung angewendet (Kap. 2.6.2). Ihre Einsatzfähigkeit ließe sich um die kontinuierliche Verfolgung des Fließfrontfortschritts in die Tiefenrichtung einer textilen Faserverstärkung erweitern, wenn es gelänge, eine detektierbare Schallübertragung innerhalb der grundsätzlich stark schallabsorbierenden, durchtränkten oder trockenen Faserverstärkung zu erzielen. Dass eine von einer Flüssigkeit vollständig durchtränkte Faserverstärkung eine für die konventionelle Ultraschallmesstechnik genügend starke Schallübertragung zulässt, zeigen die Arbeiten von Landi [76] und Töpker [74]. Beide verwenden dabei das Durchschallungsverfahren. Das Messprinzip basiert darauf, dass erst bei Tränkung der innerhalb der Ultraschallmessstrecke gelegenen Fasern eine für den Empfänger detektierbare Schallstärke in das Medium eingekoppelt und von diesem transportiert werden kann. Sind die Fasern trocken, wird das Ultraschallsignal an der Grenzfläche zum Ultraschallkopf oder der Formkavität zum größten Teil in Richtung der Schallquelle zurückgeworfen und nur ein mit konventionellen Messtechniken nicht erfassbarer Bruchteil des Schalls wird von den Fasern weitergeleitet.

Luthy [100] gelingt es, mit der Impuls-Echo-Methode den bei Ankunft der Fließfront am Ultraschallkopf stattfindenden Wechsel vom trockenen zum getränkten Zustand der Faserverstärkung festzustellen, jedoch ist die als Messgröße herangezogene Intensitätsänderung weniger stark ausgeprägt als bei den bekannten Durchschallungsverfahren. Eine vom Kavitätsrand entfernte innerhalb der textilen Faserverstärkung verlaufende Fließfront konnte bislang weder von Luthy [100] noch in eigenen Versuchen mit der Impuls-Echo-Methode erfasst werden.

3. Die Permeabilität, eine Kenngröße für die Flüssigimprägnierung

3.1 Grundlagen

Das am weitesten verbreitete Gesetz zur Beschreibung der Flüssigimprägnierung von in Formenkavitäten befindlichen textilen Verstärkungshalbzeugen basiert auf einem von D'Arcy bereits im Jahre 1856 empirisch ermittelten Zusammenhang zur Beschreibung der Strömung einer Flüssigkeit durch einen porösen Feststoff [16].

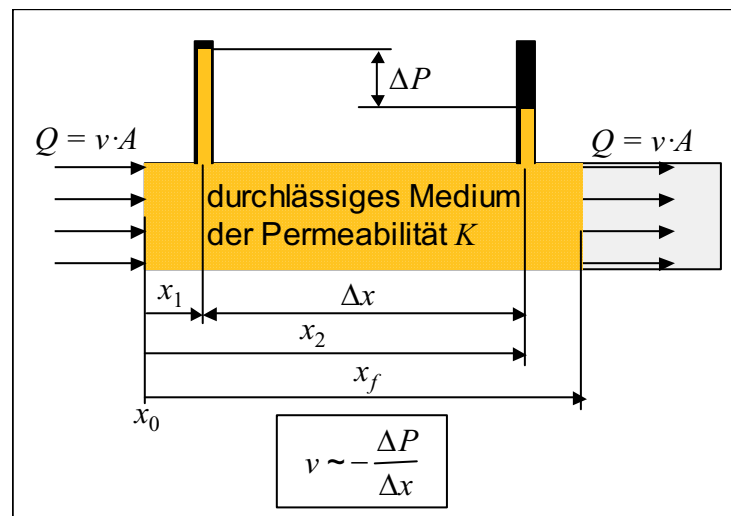


Bild 3.1: Verhältnisse bei der Strömung einer Flüssigkeit durch ein poröses Medium

Demnach konnte experimentell eine Proportionalität zwischen der Fließgeschwindigkeit v und der treibenden Kraftwirkung durch das Druckgefälle $\Delta P/\Delta x$ festgestellt werden. Dieses Ergebnis kann anhand einer Herleitung aus der Navier-Stokes-Gleichung für die inkompressible Strömung in einem porösen Medium unter vereinfachenden Annahmen bestätigt werden [101] und ist als das Gesetz von D'Arcy bekannt:

$$(\mathbf{v}) = -\frac{K}{\eta}(\nabla P). \quad \text{G 3.1}$$

Der Proportionalitätsfaktor K/η stellt einen Materialterm dar, der sich aus der Viskosität η der Flüssigkeit und der Permeabilität K der durchströmten Porosität zusammensetzt. Die Permeabilität ist hierbei als Maß der Durchdringbarkeit eines porösen Feststoffes mit einer Flüssigkeit zu verstehen. Mit der Permeabilität werden die Einflüsse der Größe und der meist komplexen Architektur der Porosität auf den Fließwiderstand in einem Kennwert vereinigt, welcher aus der Anwendung der Volu-

menkontrollmethode auf die bereits zuvor um nichtlineare Terme vereinfachte Navier-Stokes-Gleichung hervorgeht. Mit der Volumenkontrollmethode werden die auf mikroskopischer Ebene nur sehr schwer beschreibbaren komplexen Strömungsvorgänge in eine gemittelte Fließbewegung auf makroskopischer Ebene überführt. Die Geschwindigkeit und das Druckgefälle im Gesetz von D´Arcy besitzen somit Mittelwertcharakter, welcher durch das Setzen von Klammern um diese Größen ausgedrückt wird.

Es sollte beachtet werden, dass das Gesetz von D´Arcy auf den instationären Prozess der Ausbreitung einer Flüssigkeit in der trockenen Faserverstärkung angewendet wird, obwohl es nur für die stationäre Strömung in einem mit einer Flüssigkeit gesättigten porösen Medium gilt. Diese Diskrepanz führt in der Modellierung der Flüssigimprägnierung zur Vernachlässigung von Effekten, die im Zuge des Imprägniervorgangs beobachtet werden können [102, 103] (z. B. Kapillarwirkung), dennoch hat sich das Gesetz von D´Arcy, insbesondere in der numerischen Fließsimulation bislang als das alleinige Fließmodell etablieren können. Die Anwendbarkeit belegt die Praxis [104, 105].

Um den Fließvorgang in einem textilen Faserhalbzeug vorhersagen zu können, bedarf es der Kenntnis der Viskosität der Flüssigkeit und der Permeabilität des Faserhalbzeugs (G 3.1). Die Viskositätsermittlung wird am einfachsten auf messtechnischem Wege durchgeführt, da hierfür etablierte, einfach handhabbare Messapparaturen existieren. Die Temperaturabhängigkeit der Viskosität ist hierbei zu beachten. Die Angabe von Permeabilitätskennwerten gestaltet sich dagegen deutlich schwieriger. Während für verhältnismäßig einfache Geometrien (z. B. parallele Fasern) [106, 107] analytische Lösungen angegeben werden können, lassen sich die Permeabilitäten von komplexeren Faserarchitekturen wie die der Gewebe oder Gelege bislang nur aus Fließversuchen mit bekannten Fließgeschwindigkeiten, Druckverteilungen und Viskositäten über das Gesetz von D´Arcy zurückrechnen.

3.2 Grenzen des D´Arcyschen Permeabilitätsmodells

Die Beschreibung des Vorgangs der Flüssigimprägnierung einer textilen Faserverstärkung auf der alleinigen Basis des Gesetzes von D´Arcy kann nur innerhalb bestimmter Parametergrenzen hinreichend genau erfolgen, da aufgrund der bei den

Herleitungen gemachten Vereinfachungen einige Strömungsmechanismen und charakteristische Eigenschaften von textilen Faserverstärkungen und Flüssigkeiten im Gesetz von D´Arcy keine Berücksichtigung finden.

Die Einsatzgrenzen des Gesetzes von D´Arcy (G 3.1) sind aus den folgenden Bedingungen ableitbar:

1. Die Streichung der nichtlinearen Terme in der Navier-Stokes-Gleichung erfordert die Vernachlässigbarkeit d´Alembertscher Trägheitskräfte der Flüssigkeitsströmung. Als Entscheidungskriterium gilt hierfür die Reynoldszahl, welche unterhalb 1 liegen sollte (schleichende Strömung) [108]. Ebenso argumentieren Drapier [40] und Parnas [101]. Hieraus resultiert eine Obergrenze für die Fließgeschwindigkeit, welche von der Faserart, der Faserarchitektur und von dem Faservolumengehalt abhängt. In [108] wird die Geschwindigkeitsgrenze zu 2 bis 3 cm/s abgeschätzt.
2. Die Flüssigkeit zeigt ein newtonsches Verhalten, d.h. ihre Viskosität ist unabhängig von der Scherrate [44, 101].
3. Es dürfen keine nennenswerten Veränderungen der durchströmbaren Querschnitte des Faserhalbzeugs durch den Flüssigkeitsdruck und die Reibung hervorgerufen werden, d.h. das Faserhalbzeug wird als mechanisch starr vorausgesetzt. Hieraus resultiert eine Obergrenze für den applizierbaren Injektionsdruck, welcher in erster Näherung durch die vom Formwerkzeug auf das Faserhalbzeug ausgeübten Kompaktionskräfte bestimmt wird [109, 110]. Der Grenzdruck wird individuell durch die Kompaktionseigenschaften des jeweilig betrachteten Faserhalbzeuges bestimmt. Dabei ergeben sich mit zunehmendem Faservolumengehalt höhere Kompaktionskräfte und damit höhere zulässige Injektionsdrücke. Typische Kompaktionsdrücke für Verstärkungshalbzeuge bewegen sich bei Faservolumengehalten von 50 bis 60 % zwischen 1 und 5 bar.
4. Die Benetzung der Fasern durch Kapillarwirkung darf keinen nennenswerten Einfluss auf die durch den Injektionsdruck hervorgerufene Ausbreitungsgeschwindigkeit haben. Hieraus ist eine Untergrenze für die Fließgeschwindigkeit bzw. den Injektionsdruck ableitbar. Typischerweise sollte der Injektionsdruck mindestens wenige zehntel bar betragen, seine Untergrenze wird wesentlich durch den Aufbau des Faserhalbzeugs bestimmt.

5. Die Flüssigkeit breitet sich frontal in dem Verstärkungstextil aus, dabei sind dessen Faserbündel (Rovings) vor der Front trocken und unmittelbar dahinter mit der Flüssigkeit vollständig durchtränkt [111].
6. Die Permeabilität eines textilen Verstärkungshalbzeugs verändert sich nicht im Zuge der Benetzung mit einer Flüssigkeit.

3.3 Verfahren und Modelle zur Bestimmung von Permeabilitätskennwerten

3.3.1 Generelle Verfahrensmerkmale

In zahlreichen Forschungsarbeiten wurde bisher eine Vielfalt auf dem Gesetz von D'Arcy aufbauender experimenteller Verfahren zur Bestimmung der Permeabilitäten von Verstärkungstextilien geschaffen. Hierbei verhilft die Anwendung der Tensor-systematik [112] und der Koordinatentransformation auf das Gesetz von D'Arcy zur analytischen Bestimmung der zumeist anisotropen Permeabilitätsverteilung aus eindimensionalen oder radialen (flächig oder räumlich) Flüssigkeitsausbreitungen. Das nachfolgende Bild 3.2 zeigt verschiedene mit dem Gesetz von D'Arcy darstellbare Ausbreitungsformen (Fließbilder) einer Flüssigkeit in einem porösen Medium in Abhängigkeit der Angussgeometrie (Punktanguss, Linienanguss) und der für die Strömung zur Verfügung stehenden Bewegungsfreiheitsgrade. Die elliptischen Fließbilder bei radialer Strömung zeigen ein anisotropes Ausbreitungsverhalten an, welches sich in der Richtungsabhängigkeit der Permeabilität begründet.

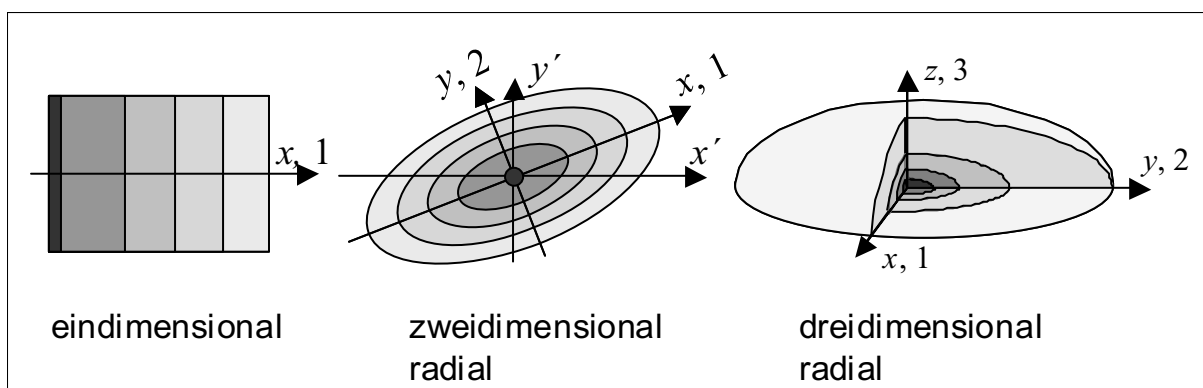


Bild 3.2: Ausbreitungsformen für die Permeabilitätsbestimmung

Es gilt die anwendbare aber noch nicht bewiesene Annahme, dass der Permeabilitätstensor symmetrisch sei. Dies ist gleichbedeutend mit einem orthotropen

Fließverhalten [109, 113] innerhalb der Verstärkungstextilien, d.h. in einer räumlichen textilen Anordnung existieren drei Richtungsachsen, denen drei Hauptachsenpermeabilitäten als charakteristische Kennwerte der textilen Faserverstärkung zugeordnet werden können. Durch Transformation des Permeabilitätstensors kann dieser in seine Hauptachsenform überführt werden, welche sich dadurch auszeichnet, dass lediglich die Hauptdiagonale mit von Null verschiedenen Werten, den Hauptachsenpermeabilitäten, belegt ist. Im Bild 3.2 sind die Hauptachsenrichtungen und die zugehörigen Hauptachsenpermeabilitäten durch Nummern gekennzeichnet.

Liegen Stoffe mit isotropen Eigenschaften vor, sind die tensoriellen Größen auf skalare Ortsfunktionen [114] bzw. auf eine einzige Permeabilitätskonstante reduzierbar. Neben der Einteilung nach der Ausbreitungsform können Messverfahren zu Permeabilitätsbestimmung auch danach unterschieden werden, ob die Injektion mit konstantem Mengenstrom oder mit konstantem Injektionsdruck erfolgt. Die Aufgabe der Messung ist es, die jeweils andere der beiden genannten Größen im Experiment zu ermitteln. Des weiteren werden Verfahrensvarianten unterschieden bei denen eine stationäre Strömung in der gesättigten Faserverstärkung (stationäre Verfahren) oder eine frontale Flüssigkeitsausbreitung in der trockenen Faserverstärkung (instationäre Verfahren) auftritt.

3.3.2 Eindimensionale Verfahren

3.3.2.1 Konstanter Volumenstrom

Im Bild 3.1 wird bereits das eindimensionale Fließen innerhalb eines porösen Mediums bei konstanten Stromverhältnissen beschrieben. Da es mess- und verfahrenstechnisch einfacher ist statt der Fließgeschwindigkeit v den Volumenstrom Q (z.B. durch Massenmessung) zu ermitteln, wird das Gesetz von D'Arcy (G 3.1) um die durchströmte Querschnittsfläche A_n erweitert. Es gilt die folgende Bestimmungsgleichung für die Permeabilität K :

$$K = \frac{\eta Q}{A_n} \frac{x_f - x_0}{P_0 - P_f}. \quad \text{G 3.2}$$

Mit Kenntnis der Funktionalität der Druckverteilung können auch Druckmessungen an beliebigen Stellen x_1 und x_2 innerhalb des von der Flüssigkeit erfassten Bereiches (x_0 bis x_f) zur Permeabilitätsbestimmung herangezogen werden.

$$K = \frac{\eta Q}{A_n} \frac{x_2 - x_1}{P_1 - P_2} = \frac{\eta Q}{A_n} \frac{\Delta x}{\Delta P} \quad \text{G 3.3}$$

Die G 3.2 und G 3.3 werden durch Anwendung der Feldgleichung des Druckgradienten auf das Gesetz von D'Arcy ermittelt. Der Druckgradient geht dabei aus der Differentiation der Druckverteilung hervor, welche durch die Lösung der Laplace-Gleichung $\nabla^2 P = 0$ mit den Randbedingungen P_0 und P_f an den Grenzen bei x_0 und x_f bestimmt werden kann. Wie in G 3.2 und G 3.3 zu erkennen, führt die Laplace-Gleichung im Falle des eindimensionalen Fließens auf eine lineare Druckverteilung. Die Fließfront x_f muss nicht zwingend auf direktem Wege gemessen werden, sondern kann aufgrund der Kenntnis der durchströmten Fläche A_n und der Porosität ϕ auch aus der Integration des bekannten Volumenstroms (oder des Massenstroms bei Kenntnis der Dichte) berechnet werden.

Laut G 3.2 tritt bei dem Verfahren des konstanten Volumenstromes mit dem Injektionsfortschritt ein Druckanstieg auf, sofern die Permeabilität K als Kenngröße einen konstanten Wert besitzt. Dieses Verhalten führt in der Praxis zu verfahrenstechnischen Grenzen hinsichtlich des Prozessdruckes, des Fließweges x_f und der Fließgeschwindigkeit.

3.3.2.2 Verfahren konstanten Druckes

Alternativ zum volumenstromgesteuerten Verfahren kann eine Injektion auch druckgesteuert ablaufen. Bei konstanten Druckverhältnissen am Anguss und an der Fließfront (Umgebungsdruck) wird die Permeabilität K definiert durch:

$$K = \frac{\eta \phi}{2(P_0 - P_f)} \frac{x_f^2}{t} \quad \text{G 3.4}$$

Statt der direkten Messung von x_f kann der Fließweg auch durch eine Rückrechnung der Fließfrontkoordinate aus einer Volumen- bzw. Massenmessung ersetzt werden. Wie G 3.4 zeigt, ist bei konstanten Druckverhältnissen mit zunehmender Injektionszeit eine quadratische Verlangsamung des Fließfrontfortschritts zu erwarten.

3.3.3 Zweidimensionale Verfahren

3.3.3.1 Permeabilitätsbestimmung über isotropes Ersatzsystem

Eine Charakterisierung der ebenen Hauptachsenpermeabilitäten von flächigen Verstärkungstextilien ist mit Hilfe der radialen Flüssigkeitsausbreitung (Bild 3.2) bei einer gegenüber den eindimensionalen Verfahren geringeren Anzahl von Versuchen durchführbar. Wie im eindimensionalen Fall kann für die radiale Ausbreitungsform bei konstantem Injektionsdruck eine mathematische Beschreibung durch Lösung der Druckverteilung mit Hilfe der Laplace-Gleichung und Integration des Gesetzes von D'Arcy (G 3.1) gefunden werden. Bei anisotropen Permeabilitätsverhältnissen muss jedoch die Voraussetzung geschaffen werden, dass das physikalische (reale) System in ein Ersatzsystem mit einer isotropen Permeabilität K_e überführt werden kann. Dies geschieht über Transformationsbedingungen für die Hauptachsenkoordinaten und einer Zusammenhangsbedingung für die Permeabilitäten K_e , K_1 und K_2 [115]:

$$X = x \sqrt[4]{\frac{K_2}{K_1}}, \quad Y = y \sqrt[4]{\frac{K_1}{K_2}}, \quad K_e = \sqrt{K_1 K_2}. \quad \text{G 3.5}$$

Die nach den G 3.5 beschriebene Transformation der elliptischen Fließfront in das isotrope Ersatzsystem verdeutlicht das Bild 3.3.

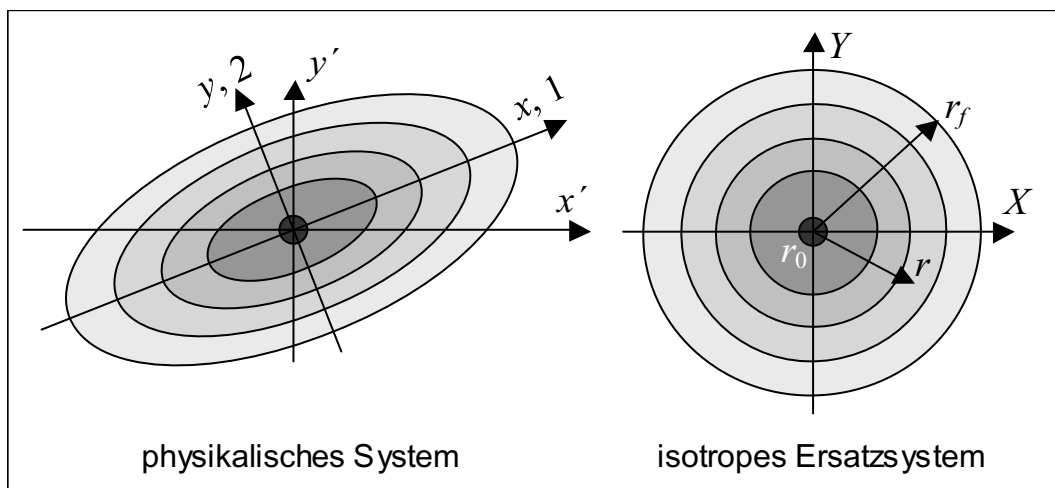


Bild 3.3: Transformation vom physikalischen System in das isotrope Ersatzsystem

Durch diese Transformationsvorschrift wird eine vorteilhafte Nutzung der Polarkoordinatenschreibweise möglich, welche eine Beschreibung der Druckverteilung in Abhängigkeit von nur einer Unbekannten, dem Radius r , erlaubt. Die aus der Laplace-Gleichung ermittelte Druckverteilung im isotropen Fall lautet:

$$P(r) = (P_0 - P_f) \frac{\ln(r/r_f)}{\ln(r_0/r_f)} + P_f. \quad \text{G 3.6}$$

Das Einsetzen der 1. Ableitung von G 3.6 in das Gesetz von D'Arcy (G 3.1) und dessen anschließende Integration führt auf die Bestimmungsgleichung der Ersatzpermeabilität K_e bei konstantem Injektionsdruck:

$$K_e = \frac{\eta \phi}{4t(P_0 - P_f)} \left[r_f^2 \left(2 \ln \left(\frac{r_f}{r_0} \right) - 1 \right) + r_0^2 \right]. \quad \text{G 3.7}$$

Die beim Verfahren des konstanten Druckes durchgeführte Transformation (G 3.5) kann auch auf die Verhältnisse konstanten Volumenstroms übertragen werden. Nach der Durchführung der Transformation wird hierbei analog zur eindimensionalen Betrachtung das Gesetz von D'Arcy (G 3.1 in Polarkoordinaten) ebenfalls um die durchströmte Querschnittsfläche (hier $A_n = 2\pi r z_r$) erweitert. Die direkte Integration des Gesetzes von D'Arcy mit den Randbedingungen am Anguss (r_0, P_0) und an der Fließfront (P_f) führt auf den folgenden Ausdruck für die isotrope Ersatzpermeabilität bei konstantem Volumenstrom:

$$K_e = \frac{Q \eta}{2\pi z_R} \frac{\ln(r_f/r_0)}{(P_0 - P_f)}. \quad \text{G 3.8}$$

Die Bestimmung der Hauptachsenpermeabilitäten K_1 und K_2 erfolgt durch eine aus den Transformationsvorschriften (G 3.5) ableitbare Skalierung der Ersatzpermeabilität K_e . Hierbei wird folgender zwischen den Hauptachsenpermeabilitäten (K_1, K_2) und den Ellipsenhalmessern (a, b) bestehender Zusammenhang ausgenutzt:

$$\frac{b^2}{a^2} = \frac{K_2}{K_1} = \alpha. \quad \text{G 3.9}$$

Die Größe α wird als Halbachsen- oder auch als Permeabilitätsverhältnis bezeichnet. Die Beziehung der Hauptachsenpermeabilitäten zu den Ellipsenhalmessern resultiert aus der bei der Transformation geforderten Volumenkonstanz. Die Beziehungen der Hauptachsenpermeabilitäten K_1 und K_2 zur Ersatzpermeabilität K_e lauten schließlich:

$$K_1 = \sqrt{\frac{1}{\alpha}} K_e, \quad K_2 = \sqrt{\alpha} K_e. \quad \text{G 3.10}$$

Das hier dargestellte auf der Transformation aufbauende Berechnungsmodell fordert eine elliptische Angussbohrung, welche im Versuch nicht exakt umgesetzt werden

kann, da das für ihre konstruktive Definition erforderliche Halbachsenverhältnis α vor der Messung noch unbekannt ist. Zudem ist die Verifikation einer elliptischen Angussbohrung wenig praktikabel, da diese an jedes neu zu untersuchende Material individuell angepasst werden muss.

Statt eines aufwendig herzustellenden elliptischen Angusses werden in den meisten Versuchswerkzeugen kreisrunde Bohrungen verwendet, da erkannt wurde [116, 117], dass hinreichend genaue Ergebnisse ermittelt werden können, trotz einer damit verbundenen Verletzung der Geometrierandbedingung am Anguss. Bereits eine praktikable Näherungslösung wird durch Einsetzen des konstruktiven Bohrungsmaßes R_0 für r_0 erreicht. Wie Untersuchungen in [117] zeigen, kommt es dabei generell zu einer Überbewertung der größeren Hauptachsenpermeabilität K_1 und zu einer Unterbewertung der kleineren Hauptachsenpermeabilität K_2 . Die Größenordnung des Fehlers beträgt ca. 10 % für beide Hauptachsenpermeabilitäten und wird mit zunehmender Entfernung der Fließfront vom Anguss geringer. Zur Kompensation dieses systematischen Fehlers wird in [116] eine von den Hauptrichtungen abhängige Skalierung des Bohrungshalbmessers unter Verwendung des im Fließversuch ermittelten Halbachsenverhältnisses α vorgenommen.

$$r_{0_mod1} = \sqrt[4]{\frac{1}{\alpha}} r_0, \quad r_{0_mod2} = \sqrt[4]{\alpha} r_0 \quad \text{G 3.11}$$

Mit den auf diese Weise modifizierten Bohrungsradien wird die Ersatzpermeabilität K_e (G 3.7 und G 3.8) für die beiden Hauptrichtungen individuell zu K_{e_mod1} und K_{e_mod2} neu berechnet. Die mit dieser Maßnahme korrigierten Hauptachsenpermeabilitäten ergeben sich demnach zu:

$$K_1 = \sqrt{\frac{1}{\alpha}} K_{e_mod1}, \quad K_2 = \sqrt{\alpha} K_{e_mod2}. \quad \text{G 3.12}$$

Der mit der kreisrunden Bohrung verursachte Fehler wird durch die hier beschriebene Skalierung des Angusses nahezu vollständig kompensiert.

3.3.3.2 Permeabilitätsbestimmung über elliptische Koordinaten

Das in [115] geschilderte Verfahren basiert auf einer Lösung unter Verwendung elliptischer Koordinaten. Dieses Verfahren ist ausschließlich bei anisotropen Permeabilitätsverhältnissen anwendbar. Die beschreibende Differentialgleichung baut auch hier auf der Permeabilitätsgleichung von D'Arcy auf.

$$\frac{d\xi_f}{dt} = \frac{K_1(P_0 - P_f)}{\eta\phi r_0^2} \left(\frac{\alpha}{1-\alpha} \right) \frac{1}{(\xi_f - \xi_0)(\cosh^2 \xi_f - \cos^2 \theta)} \quad \text{G 3.13}$$

Die Koordinate ξ_f stellt die transformierte elliptische Fließfrontposition dar. Die Drehung der Ellipsenhaupttrichtungen gegenüber dem Bezugssystem wird angegeben mit dem Winkel θ . Der Parameter ξ_0 ist das elliptische Äquivalent zum Einlasslochradius r_0 und errechnet sich aus:

$$\xi_0 = \ln \left[\frac{1 + \alpha^{\frac{1}{2}}}{(1-\alpha)^{\frac{1}{2}}} \right]. \quad \text{G 3.14}$$

Zwischen der elliptischen Fließfrontkoordinate ξ_f und den kartesischen Ellipsenhalfmessern a und b wird folgender Zusammenhang angegeben.

$$\xi_f = \xi_{fa} = \xi_{fb} \sinh^{-1} \left[\frac{a}{r_0} \left(\frac{1}{\alpha} - 1 \right)^{\frac{1}{2}} \right] = \cosh^{-1} \left[\frac{b}{r_0} (1-\alpha)^{\frac{1}{2}} \right] \quad \text{G 3.15}$$

$$\text{mit } \xi_{fa} = \sinh^{-1} \left[\frac{a}{r_0} \left(\frac{1}{\alpha} - 1 \right)^{\frac{1}{2}} \right] \text{ und } \xi_{fb} = \cosh^{-1} \left[\frac{b}{r_0} (1-\alpha)^{\frac{1}{2}} \right]$$

Mit der von [115] bestimmten Lösung (G 3.16) der Differentialgleichung G 3.13 kann auf die Annäherung von Geschwindigkeiten mit Differenzenquotienten verzichtet werden.

$$F(\xi_f) = (\xi_f - \xi_0) \left(\frac{1}{4} \sinh(2\xi_f) + \frac{\xi_f}{2} \right) + \cos^2 \theta \left(\xi_f \xi_0 - \frac{1}{2} (\xi_f^2 + \xi_0^2) \right) + \frac{1}{8} (\cosh(2\xi_0) - \cosh(2\xi_f)) + \frac{1}{4} (\xi_0^2 - \xi_f^2) = \left(\frac{\alpha}{1-\alpha} \right) \Psi \quad \text{G 3.16}$$

$$\text{mit } \Psi = \frac{K_1(P_0 - P_f)}{\eta\phi r_0^2} \cdot t$$

Die Lösung von $F(\xi_f)$ (G 3.16) erfolgt auf iterativem Weg mit den aus den gemessenen Halbachsenlängen ermittelten elliptischen Koordinaten ξ_{fa} und ξ_{fb} über der Zeit t . Hierbei wird das Halbachsenverhältnis α solange variiert bis die zu $F(\xi_{fa})$ und $F(\xi_{fb})$ gehörenden Datensätze maximal miteinander korrelieren. Aus der Steigung S_E ihrer gemeinsamen Regressionsgeraden kann schließlich die Hauptachsenpermeabilität K_1 bestimmt werden, wenn für den Radius r_0 das Bohrungsmaß R_0 eingesetzt wird.

$$S_E = \frac{K_1(P_0 - P_f)}{\eta\phi r_0^2} \left(\frac{\alpha}{1-\alpha} \right) \quad \text{G 3.17}$$

3.3.4 Dreidimensionales Verfahren

Auch der analytische Ansatz zu Beschreibung der dreidimensionalen radialen Flüssigkeitsausbreitung basiert auf der Transformation der anisotropen realen Geometrieverhältnisse (Bild 3.4) in ein isotropes Ersatzsystem, für das ein stellvertretender Permeabilitätswert ermittelt werden kann.

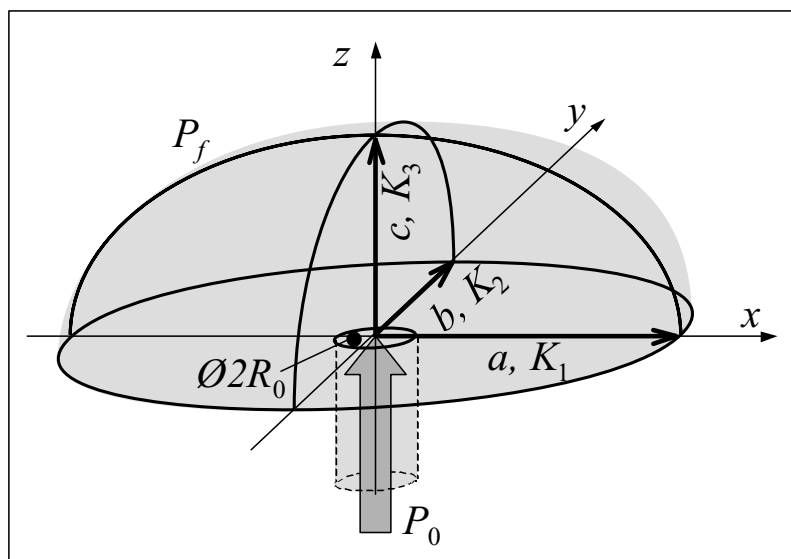


Bild 3.4: Ellipsoider Fließfrontverlauf innerhalb eines anisotropen Materials

Die dreidimensionale radiale Ausbreitungsform wird durch einen Halbellipsoiden idealisiert, für den die drei Halbachsenlängen a , b und c charakteristisch sind. Parallel zu den Halbachsen sind die korrespondierenden, hier gesuchten Hauptachsenpermeabilitäten ausgerichtet. Es gelten die folgenden Transformationsbeziehungen mit denen unter Wahrung der Volumenkonstanz die halbellipsoide Ausbreitungsform in die halbkugelige des isotropen Ersatzsystems überführt wird [113, 118]:

$$X = \sqrt{\frac{K_e}{K_1}} x, \quad Y = \sqrt{\frac{K_e}{K_2}} y, \quad Z = \sqrt{\frac{K_e}{K_3}} z. \quad \text{G 3.18}$$

Diese Beziehungen folgen aus den bereits beim zweidimensionalen Verfahren bekannten Zusammenhangsbedingungen zwischen der Fließfrontgeometrie und der Permeabilität.

Tabelle 3.1: Zusammenhangsbedingungen der Punktinjektionsmodelle

Bezeichnung	Zweidimensional- radiales Modell	Dreidimensional- radiales Modell
Halbachsenverhältnis	$\frac{a}{b} = \sqrt{\frac{K_1}{K_2}}$	$\frac{a}{b} = \sqrt{\frac{K_1}{K_2}}, \frac{a}{c} = \sqrt{\frac{K_1}{K_3}}, \frac{b}{c} = \sqrt{\frac{K_2}{K_3}}$
isotrope Ersatzpermeabilität	$K_e = \sqrt{K_1 K_2}$	$K_e = \sqrt[3]{K_1 K_2 K_3}$
Fließfrontradius	$r_f = \sqrt{X^2 + Y^2}$	$r_f = \sqrt{X^2 + Y^2 + Z^2}$

Das Ergebnis der Koordinatentransformation in den isotropen Raum veranschaulicht das Bild 3.5.

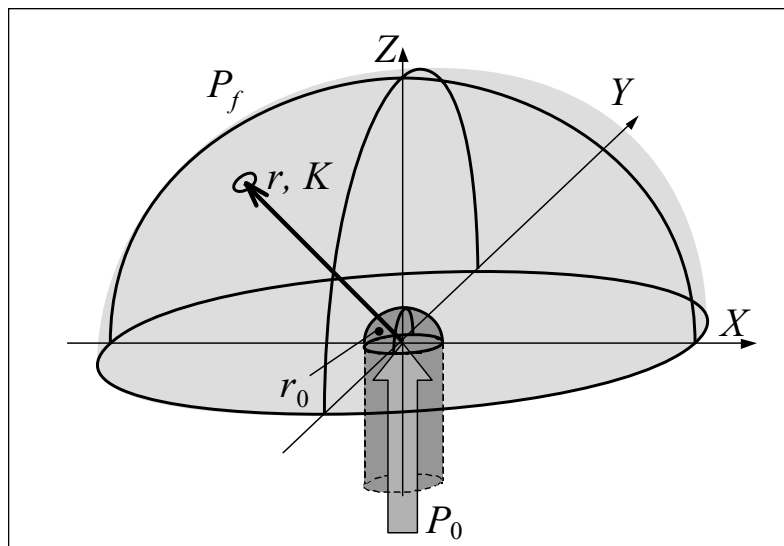


Bild 3.5: Kugelförmige Flüssigkeitsausbreitung bei isotroper Durchlässigkeit

Bei der Verfahrensweise des konstanten Injektionsdrucks wird analog zum zweidimensionalen Fall zunächst eine Druckverteilung im isotropen Ersatzsystem durch Lösung der Laplace-Gleichung ermittelt, welche vorzugsweise in der Polarkoordinatenschreibweise anzuwenden ist.

$$\nabla^2 P(r, \theta, \psi) = 0 = \frac{\partial^2 P}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial P}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 P}{\partial \theta^2} + \frac{\cot \theta}{r^2} \frac{\partial P}{\partial \theta} + \frac{1}{r^2 \sin^2 \theta} \frac{\partial^2 P}{\partial \psi^2} \quad \text{G 3.19}$$

Im isotropen Fall ist die Druckverteilung kugelsymmetrisch und damit unabhängig von den Koordinaten θ und ψ . Die Gleichung G 3.19 reduziert sich folglich auf die vom Radius r abhängigen Summanden:

$$\nabla^2 P(r) = 0 = \frac{\partial^2 P}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial P}{\partial r}. \quad \text{G 3.20}$$

Die Lösung dieser Gleichung lautet für die Randbedingungen $P(r_f) = P_f$ an der Fließfront und $P(r_0) = P_0$ am Anguss:

$$P(r) = P_f + \frac{(P_0 - P_f)r_0 r_f}{r_f - r_0} \left(\frac{1}{r} - \frac{1}{r_f} \right). \quad \text{G 3.21}$$

Durch Einsetzen der ersten Ableitung (nach dem Radius r) von G 3.21 in das Gesetz von D'Arcy (G 3.1) ergibt sich, wie im zweidimensionalen Fall, eine Beziehung zwischen der Ausbreitungsgeschwindigkeit der Fließfront und des herrschenden Druckfeldes. Die anschließende Integration führt auf die gesuchte Bestimmungsgleichung der isotropen Ersatzpermeabilität K_e in Abhängigkeit der Fließfrontposition r_f und der verstrichenen Zeit t :

$$K_e = \frac{\eta \phi r_0^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{r_f}{r_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{r_f}{r_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t}. \quad \text{G 3.22}$$

Den mit der Gleichung G 3.22 beschreibbaren Ausbreitungsvorgang in einem Medium mit isotroper Durchlässigkeit veranschaulicht das obige Bild 3.5.

Analog zum ebenen Fall ist beim dreidimensionalen Modell als Anfangsbedingung für die Injektion der Rand des Angusses bei r_0 definiert. Das dreidimensionale isotrope Ersatzmodell fordert demnach eine halbkugelig gewölbte Angussfläche, welche durch eine in den Stapel des Verstärkungstextils eingearbeitete Mulde zu verifizieren wäre (Bild 3.5). Bei anisotropen Bedingungen im physikalischen (realen) System wird für den Anguss folglich eine ellipsoide Form erforderlich, welche über die Transformationsbedingungen (G 3.18) in Beziehung zum halbkugeligen Anguss des Ersatzsystems steht. Es gilt gemäß G 3.18 für die Transformation der ellipsoiden Angusswölbung:

$$x_0 = \sqrt{\frac{K_1}{K_e}} r_0, \quad y_0 = \sqrt{\frac{K_2}{K_e}} r_0, \quad z_0 = \sqrt{\frac{K_3}{K_e}} r_0. \quad \text{G 3.23}$$

Werden die Fließfrontpositionen entlang der Hauptachsen gemessen, lassen sich aus der Gleichung für den Fließfrontradius (Tabelle 3.1), G 3.22 und G 3.23 die folgenden Bestimmungsgleichungen für die Hauptachsenpermeabilitäten ermitteln [96]:

$$\begin{aligned}
K_1 &= \frac{\eta \phi x_0^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{x_f}{x_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{x_f}{x_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t}, \\
K_2 &= \frac{\eta \phi y_0^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{y_f}{y_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{y_f}{y_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t}, \\
K_3 &= \frac{\eta \phi z_0^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{z_f}{z_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{z_f}{z_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t}.
\end{aligned}
\tag{G 3.24}$$

Analog zur zweidimensionalen Punktinjektion können aufgrund der vor der Messung bestehenden Unkenntnis der zu erwartenden Halbachsenverhältnisse die erforderlichen Proportionen der Angussgeometrie nicht definiert werden. Berücksichtigt man zusätzlich die ohnehin zweifelhafte technische Realisierbarkeit einer dafür in das Fasermaterial einzuarbeitenden Mulde, ist eine exakte Lösungsform für die isotrope Ersatzpermeabilität K_e und somit für die Hauptachsenpermeabilitäten auch für den Fall der dreidimensionalen Punktinjektion nicht gegeben. In verschiedenen Arbeiten [95, 96, 97, 113, 118] werden deshalb Abschätzungen für die Angussparameter (r_0, x_0, y_0, z_0) getroffen, welche durch Skalierung aus der realisierten Angussbohrung R_0 hervorgehen. Durch diese Annahmen wird die tatsächliche Angussbohrung durch eine virtuelle, effektiv wirkende Angusswölbung ellipsoider oder kugelig Gestalt ersetzt.

Die von Ballata [97] und Nedanov [113] vorgeschlagene Bemessung der Angussgeometrie baut auf den beim zweidimensionalen Modell bekannten Erfahrungen auf. So hat sich beim zweidimensionalen Modell gezeigt, dass bereits durch die Verwendung einer kreisrunden Angussbohrung anstelle der von der Anisotropie geforderten elliptischen Angussform und durch Gleichsetzung des Angussradius r_0 des isotropen Ersatzsystems mit dem realisierten Bohrungsmaß R_0 hinreichend genaue Näherungslösungen für die Hauptachsenpermeabilitäten K_1 und K_2 gefunden werden können. Es liegt folglich nahe zunächst auch im Modell der dreidimensionalen Punktinjektion den Angussradius r_0 mit dem Maß R_0 der tatsächlichen Angussbohrung abzuschätzen. Nedanov errechnet dabei die Hauptachsenpermeabilitäten aus der Ersatzpermeabilität K_e durch Transformation mit Hilfe der Gleichungen G. 3.18. Der Ansatz stellt sich zusammengefasst wie folgt dar (vgl. G 3.18, G 3.22):

$$K_1 = \left(\frac{x_f}{r_f} \right)^2 K_e, \quad K_2 = \left(\frac{y_f}{r_f} \right)^2 K_e, \quad K_3 = \left(\frac{z_f}{r_f} \right)^2 K_e
\tag{G 3.25}$$

$$\text{mit } K_e \approx \frac{\eta \phi R_0^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{r_f}{R_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{r_f}{R_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t}. \quad \text{G 3.26}$$

Einen anderen Weg verfolgt Weitzenböck [96], in dem er in den Bestimmungsgleichungen für die ebenen Hauptpermeabilitäten die Koordinaten x_0 und y_0 des Angusses mit den Gleichungen G 3.11 bestimmt und in der Gleichung für die Dickenpermeabilität die Angusswölbung mit $z_0 = 1/10 R_0$ abschätzt:

$$K_1 \approx \frac{\eta \phi x_0^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{x_f}{x_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{x_f}{x_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t}, \quad \text{G 3.27}$$

$$K_2 \approx \frac{\eta \phi y_0^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{y_f}{y_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{y_f}{y_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t}, \quad \text{G 3.28}$$

$$K_3 \approx \frac{\eta \phi \left(\frac{1}{10} R_0 \right)^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{z_f}{\frac{1}{10} R_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{z_f}{\frac{1}{10} R_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t}. \quad \text{G 3.29}$$

Ahn [95] und Luthy [100] setzen im Gegensatz zu Weitzenböck bei allen drei Hauptachsenpermeabilitäten das Bohrungsmaß R_0 ($x_0 = y_0 = z_0 = R_0$) an.

Von den hier genannten Autoren veröffentlichte Ergebnisse sind der Tabelle 3.2 zu entnehmen.

Tabelle 3.2: Der Literatur entnommene Permeabilitäten

Quelle	Halbzeug / Beschr.	φ [%]	η [mPas]	$P_0 - P_f$ [bar]	R_0 [mm]	K_1 [$10^{-11}m^2$]	K_2 [$10^{-11}m^2$]	K_3 [$10^{-11}m^2$]	$\sqrt{K_1 K_2}$
									K_3
[95]	Vetrotex 324 / GF-Leinwand 817g/m ²	50	60	k. A.	1,4	3,35	5,86	0,11	40,28
[95]		60	60	k. A.	1,4	1,19	2,08	0,04	39,33
[95]	Hexcel M 127 / GF-Matte 229g/m ²	20	60	k. A.	1,4	100,00	100,00	16,10	6,21
[96]	Vetrotex RC 600 / GF-Köper 616g/m ²	52	330	1,01	5,25	3,99	2,09	0,13	22,21
[100]	Cotech EBX 424 / GF-MAG $\pm 45^\circ$	38	80	0,58	1,0	4,48	4,80	0,05	92,74
[100]		38	80	0,68	1,0	5,74	6,31	0,05	120,37
[100]		38	80	0,77	1,0	6,32	6,31	0,07	90,21
[100]		38	80	1,00	1,0	25,70	25,60	0,15	171,00
[113]	Vetrotex 5x4 24 ounce / GF-Leinwand	59	135	0,98	2,7	4,93	3,66	0,15	28,32
[113]		59	135	0,98	2,7	3,25	2,72	0,08	37,17
[113]		59	135	0,98	2,7	5,17	4,19	0,15	31,03
[113]		59	135	0,98	2,7	4,39	2,93	0,07	51,24

Im Kapitel 5 werden die verschiedenen bekannten Annahmen zur effektiven Angussgeometrie aufgegriffen und ihre Anwendbarkeit geprüft. Hierauf aufbauend wird ein neuer Lösungsweg für die Bestimmung der Dickenpermeabilität entwickelt.

4. Versuchstechnik für die Ermittlung der Dickenpermeabilität

4.1 Durchschallungstechnik

Voruntersuchungen zeigen, dass die Durchschallung eines Faserstapels mit verhältnismäßig niederfrequenten Ultraschallwellen (20 - 100 kHz) für die Detektion einer innerhalb des Stapels verlaufenden Fließfront erfolgversprechend ist. Das Bild 4.1 zeigt das hierfür entwickelte Experiment.

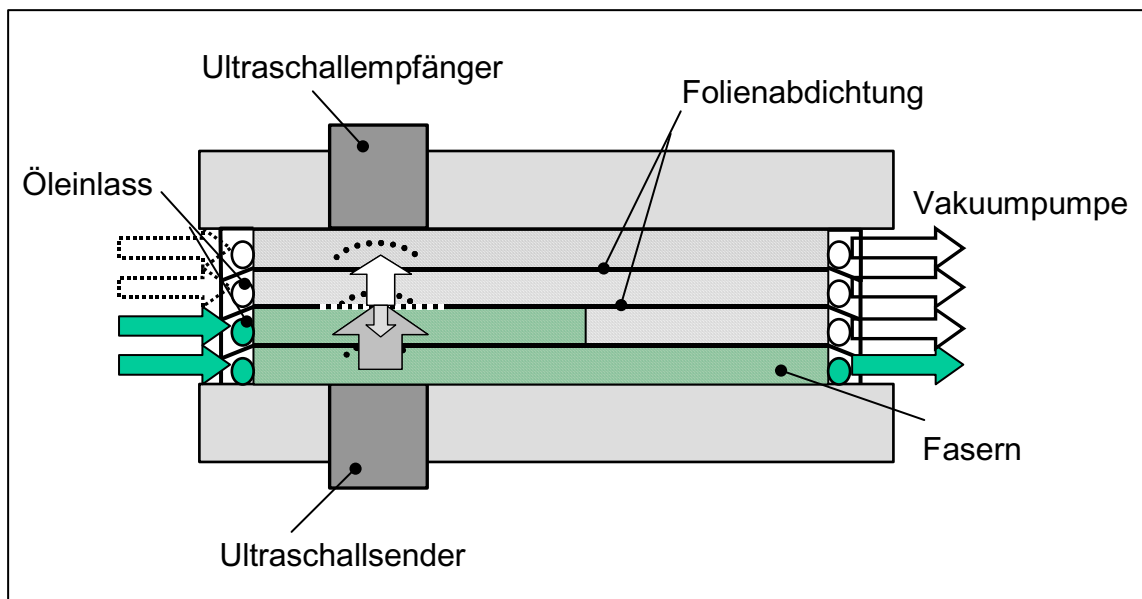


Bild 4.1: Schichtweise Injektion zur Untersuchung der Schallübertragung

Der Aufbau erlaubt eine schichtweise ablaufende Injektion der durch Folien voneinander getrennten Faserhalbzeuge. Aufgrund der dadurch bestehenden Kenntnis der Position der durch die trockenen und getränkten Bereiche gekennzeichneten Phasengrenze wird es möglich diese mit der Schallübertragung zu korrelieren.

Nachdem für den trockenen Faserstapel der für eine messbare Schallübertragung geeignete Frequenzbereich gefunden wurde, konnten bei der anschließenden schichtweisen Injektionsabfolge die im Bild 4.2 dargestellten Empfangssignale mit einem Oszilloskop aufgenommen werden.

Vergleichsmessungen an einem trockenen Faserstapel ohne dazwischenliegenden Folien ließen keinen merklichen Einfluss der Folien auf den Signalverlauf feststellen.

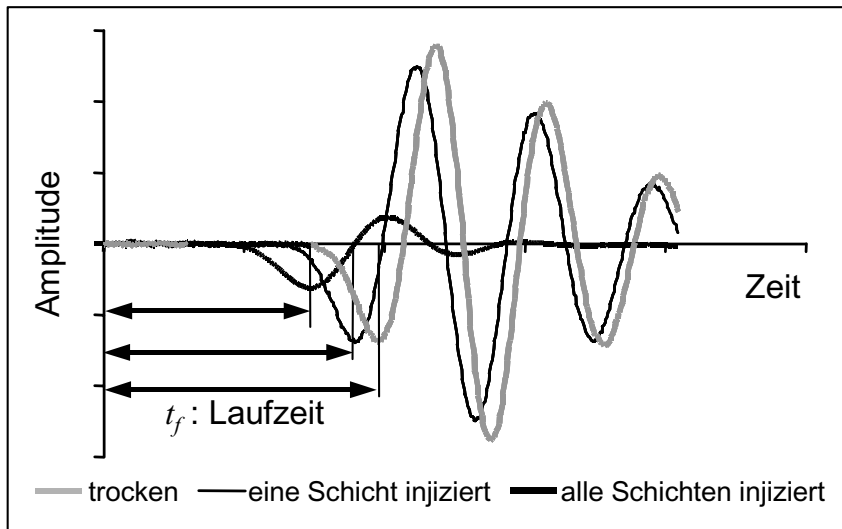


Bild 4.2: Änderung des Empfangssignals mit der Zahl der injizierten Schichten

Die vom Ultraschallempfänger gelieferten Signale stellen schwach bis stark gedämpfte Schwingungen dar, welche je nach Zahl der getränkten Schichten zu unterschiedlichen Zeiten nach der Aussendung des Erregersignals (Zeitnullpunkt) einsetzen. Die zwischen dem Startpunkt der Schallaussendung und dem Empfang verstrichene Zeit wird als die für den Schalldurchgang benötigte Laufzeit t_f identifiziert. Definitionsgemäß wäre der Startzeitpunkt der empfangenen Schwingung für die Laufzeitbestimmung heranzuziehen, doch da zu diesem Zeitpunkt die Amplitude, sowie deren Änderung gleich Null sind und somit keine messtechnisch auswertbare Information vorliegt, wird der Zeitpunkt des ersten Wellenextremus der empfangenen Schwingung ausgewertet (Bild 4.2).

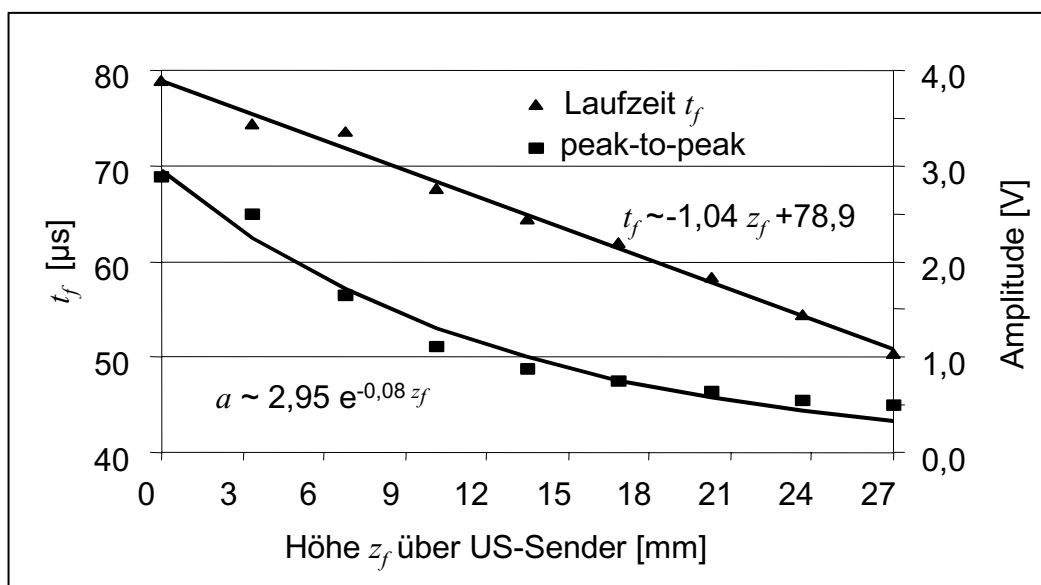


Bild 4.3: Laufzeit und Signalstärke bei der Injektion von 8 Schichten

Die damit verbundene zeitliche Verschiebung (*Off-Set*) von etwa einem Viertel der Wellenlänge (ca. 12 μs) bedarf keiner weiteren Berücksichtigung, da ihre annähernde Konstanz bei den hier vergleichenden Betrachtungen der Einzelmessungen keinen nennenswerten Einfluss ausübt.

Die Auftragung der Laufzeit- und Signalstärkemessungen an einem mit acht Trennfolien geschichteten Aufbau ergibt die im Bild 4.3 dargestellten Verläufe. Die Laufzeitmessungen folgen erwartungsgemäß einem linearen Trend hin zu geringeren Werten bei zunehmender Anzahl der getränkten Schichten. Dieser Zusammenhang ist auf die unterschiedlichen Schallgeschwindigkeiten innerhalb der trockenen und der getränkten Fasern zurückzuführen. Die Abnahme der Laufzeit lässt dabei auf eine höhere Schallgeschwindigkeit der getränkten gegenüber den trockenen Fasern schließen. Die beschreibende Funktion für die Fließfrontposition z_f in Abhängigkeit von der gemessenen Laufzeit t_f lautet demnach:

$$z_f = C^* t_f - Z_0 \quad \text{mit } C^* = \frac{c_1 c_2}{c_1 - c_2} \quad \text{und } Z_0 = C^* \left(\frac{z_r}{c_2} + T_0 \right). \quad \text{G 4.1}$$

Die Schallgeschwindigkeit der trockenen Fasern wird mit c_1 , die des getränkten Anteils mit c_2 bezeichnet. Der Parameter T_0 ist eine von den Komponenten des Versuchsaufbaus abhängige, konstante Totzeit. Die Koordinate z_r stellt die Höhe der Kavität am Ort der Messstrecke dar.

Die Signalstärke ändert sich bei der schichtweisen Injektion (Bild 4.3) nicht-linear, weshalb sie als Messgröße für die Fließfrontbestimmung weniger geeignet ist als die Laufzeit. Die Näherung des Verlaufes der Signalstärke über der Fließfrontposition durch eine Exponentialfunktion ist willkürlich.

4.2 Versuchsaufbau

Aufbauend auf den Erkenntnissen der Voruntersuchungen wird die Messapparatur „3D-US-Permeameter“ entwickelt, welche die erforderlichen Messgrößen für das im Kapitel 5 dargestellte Verfahren zur Bestimmung der Dickenpermeabilität liefert. Mit dem 3D-US-Permeameter wird das Ziel verfolgt, die Schwierigkeiten bisheriger Verfahren durch Anwendung der Ultraschalltransmission zu überwinden. Wesentliche Kennzeichen dieser Messapparatur sind:

- quasi-kontinuierliche Verfolgung des Flusses in Dickenrichtung,
- erheblich geringerer apparativer Aufwand und damit eine schnellere Versuchsdurchführung durch Wegfall integrierter Sensorik,
- hohe Auflösung (0,1 mm) der Fließfrontenbestimmung,
- ungestörte Flüssigkeitsausbreitung im Verstärkungstextil.

Kernstück des 3D-US-Permeameters ist die Ultraschallübertragungsstrecke, bestehend aus zwei gegenüberliegenden Ultraschallwandlern (Bild 4.4) zwischen denen der zu untersuchende textile Faserstapel platziert wird. Der untere als US-Sender dienende Wandler ist an einen Pulsgenerator angeschlossen, der mit einer vorgegebenen Taktung Impulse für die Schallanregung erzeugt. Der obere US-Wandler formt den empfangenen Schall in eine elektrische Schwingung um und gibt diese an die Messwerterfassung weiter.

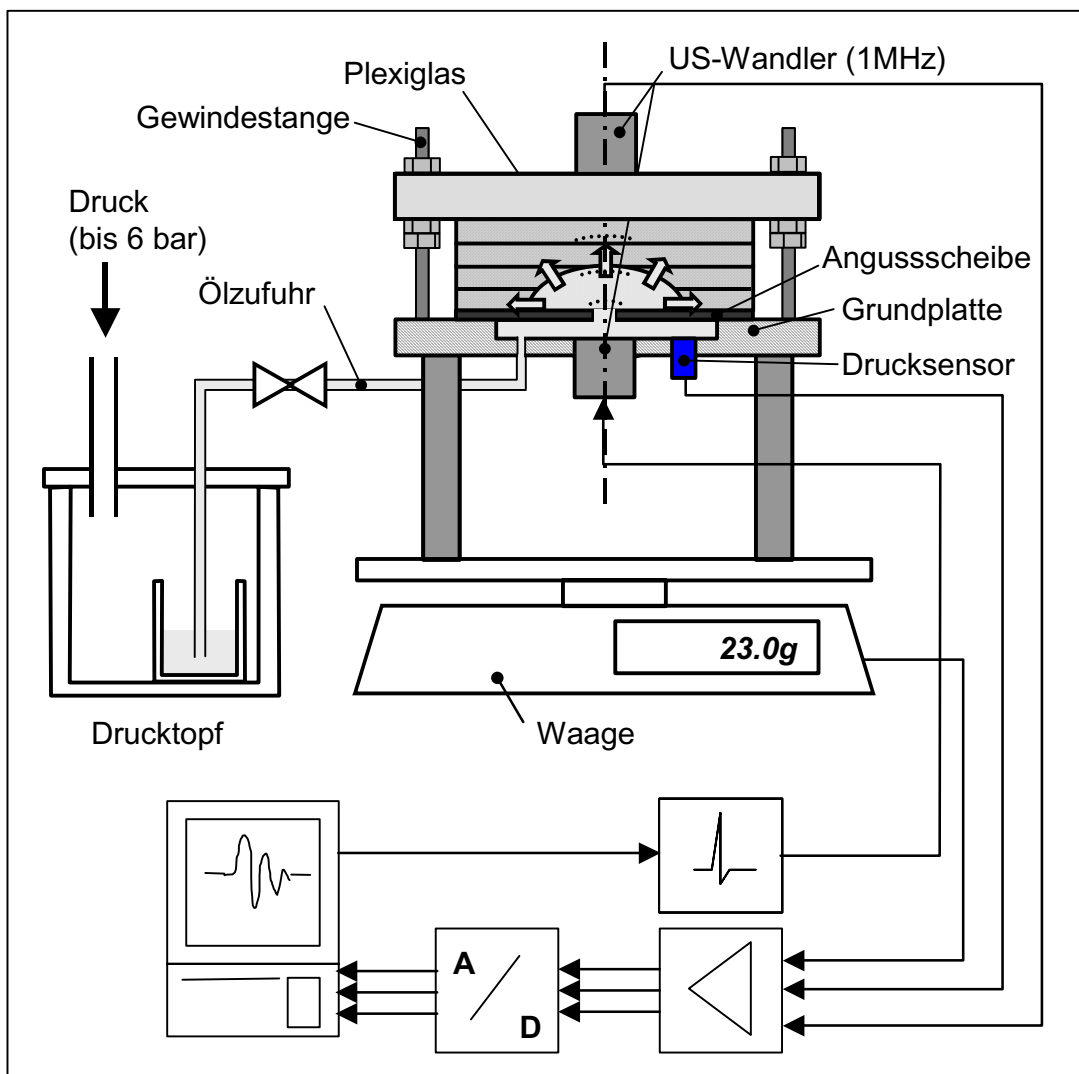


Bild 4.4: Schema des Versuchsaufbaus

Auf die Grundplatte wird eine Scheibe (Angussscheibe) gelegt, welche die Bohrung für den Punktanguss enthält. Die Bohrung liegt auf der durch die Anordnung der Ultraschallwandler gebildeten Mittelachse, um die Verfolgung des Scheitelbereichs der sich im Faserstapel ausbreitenden ellipsoiden Fließfront zu ermöglichen. Unterhalb der Angussscheibe ist eine Kammer in die Grundplatte eingearbeitet, welche den Ultraschallsender, einen Drucksensor und die Angussbohrung an die Flüssigkeitszufuhr koppelt. Die Testflüssigkeit ($\eta \approx 60$ mPas) wird über einen Drucktopf mit einem konstanten Druck in den Faserstapel injiziert. Zur Feststellung der augenblicklich injizierten Menge, wird das 3D-US-Permeameter auf einer Feinwaage (Anzeigegenauigkeit 0,1 g) platziert. Die Messgrößen (Druck, Ultraschallsignal und Masse) werden mit einer Wiederholungsrate von bis zu 2 Hz PC-gesteuert erfasst und weiterverarbeitet. Dabei ist die Messwertaufnahme auf die Aussendung des Schallimpulses getriggert, um die Laufzeitinformation zu erhalten. Zusätzlich wird die Zeitdauer gestoppt, welche ab dem Injektionsstart bis zur sichtbaren Ankunft des Fließfrontscheitels an der oberen Plexiglasplatte vergeht.

Die tatsächliche Ausführung des 3D-US-Permeameters zeigt das Bild 4.5. Anstelle der Plexiglasplatte wird beim realen Aufbau aus Steifigkeitsgründen eine Platte aus Aluminium verwendet. Zwischen der Aluminiumplatte und dem Faserstapel befinden sich ein zylindrischer Block aus Plexiglas und ein Abstandshalter (Distanzer). Das aus den Gewindestangen, der Aluminiumplatte, dem Distanzer und dem Plexiglasblock bestehende Gebilde verzögert und schwächt einen unerwünschten vom US-Sender über die Grundplatte in die gesamte Apparatur eingekoppelten Teil des Sendepulses auf seinem Weg zum US-Empfänger. Ohne die für diesen Sekundärschall konstruktiv aufgebaute Verzögerungsstrecke kommt es zu einer störenden Überlagerung mit dem durch den Faserstapel gelangten Messsignal. Versuche, das Messsignal alternativ zur Verzögerungsstrecke mit Hilfe einfacher Filtertechniken vom Sekundärsignal zu trennen, schlugen fehl, da der Sekundärschall um ein Vielfaches stärker ist als das Messsignal. Verantwortlich für die Stärke des Sekundärschalls sind die gegenüber dem Faserstapel erheblich geringeren Schallimpedanzen der metallischen Komponenten der Apparatur.

Als ein weiterer wichtiger konstruktiver Aspekt zur Vermeidung einer Überlagerung des Messsignals mit dem Sekundärschall hat sich die Vermeidung einer ultraschallleitfähigen Verbindung des Empfängergehäuses zu benachbarten Komponenten der Apparatur herausgestellt. Aus diesem Grunde liegt der US-Empfänger nur mit seiner

Sensorfläche auf der mit einem Koppelmittel versehenen Oberfläche des Plexiglasblockes auf. Eine Zentrierung erfährt der US-Empfänger nur über die Führung seines Anschlusskabels durch die in der oberen Aluminiumplatte befindlichen Bohrung (Bild 4.5).

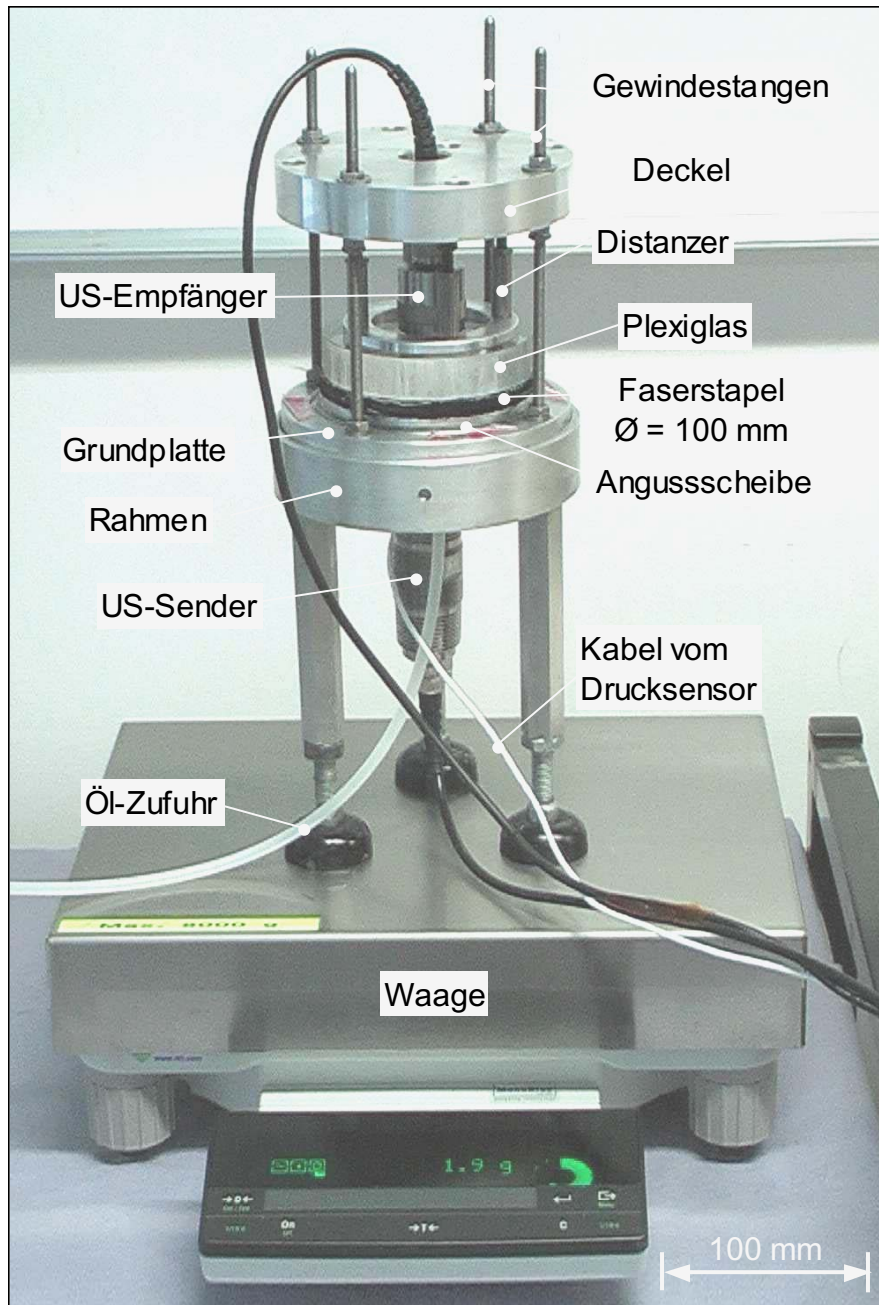


Bild 4.5: 3D-US-Permeameter in Betrieb

Zur Sicherstellung, dass die an die Apparatur angeschlossenen Kabel und die Öl-Zuführleitung die Massenmessung nicht störend beeinflussen, sind diese am Tisch auf dem sich auch die Waage befindet möglichst spannungsarm befestigt. Messungen mit Eichgewichten (Nennmassen: 1,0 bis 100,0 g) haben ergeben, dass trotz der

über die Kabel und der Zuführleitung bestehenden Verbindungen der Wägefläche mit der Umgebung die hierdurch mögliche Beeinträchtigung der Massenmessung im Rahmen der geräteeigenen Wiederholgenauigkeit von 0,1 g liegt.

4.3 Erfassung und Aufbereitung der Messdaten

Das nachfolgende Bild 4.6 zeigt einen typischen Verlauf der Laufzeitmessung hin zu geringeren Werten bei zunehmender Injektionsdauer. Anstelle der Laufzeit wird die Zahl der aufgenommenen Wellenpunkte aufgetragen. Bei einer standardmäßig eingestellten Aufnahmezeit von 10 MHz und einer Aufzeichnungslänge von 2560 Punkten ergibt sich somit eine Aufzeichnungsdauer von 256 μs nach Aussendung des Schallsignals. Während dieses für die Aufnahme zur Verfügung stehenden Zeitfensters werden 3 bis 5 Wellentäler der empfangenen Schallwelle erfasst.

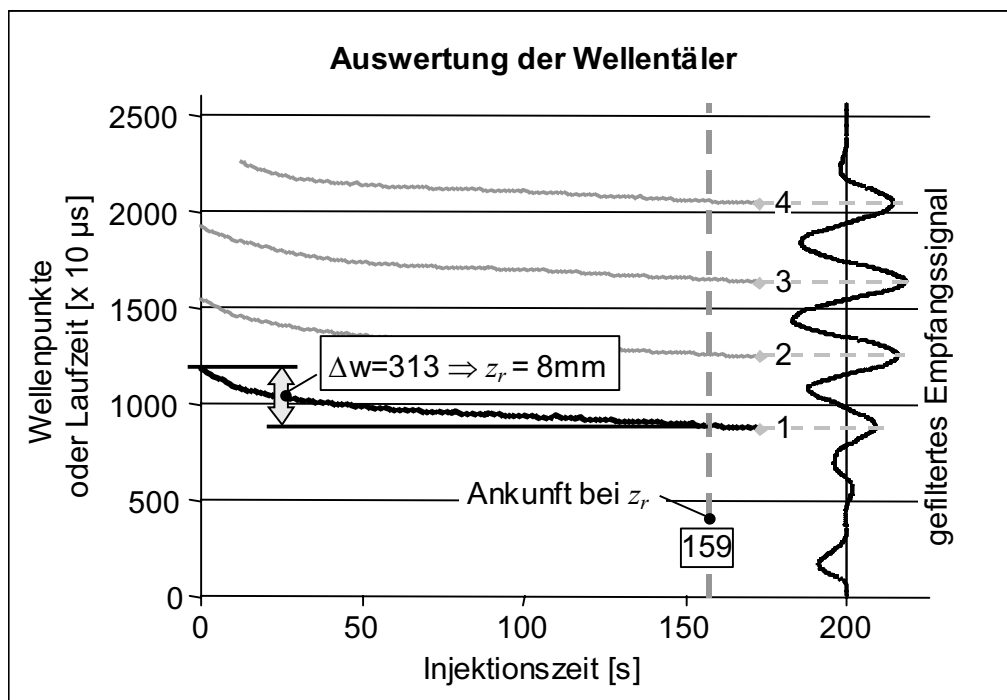


Bild 4.6: Datenreduktion durch Auswertung der Wellentäler

Für die Auswertung der Fließfronthöhe z_f wird die Spur des ersten erfassten Wellentals verwendet (Kurve 1 im Bild 4.6), um mögliche Verzerrungen durch eine sich mit dem Fließfrontfortschritt überlagernde Veränderung der Wellenlänge des Empfangssignals zu minimieren. Die Ermittlung der Fließfronthöhe z_f einer Messung erfolgt durch Interpolation der Lage des zugehörigen Wellenpunktes innerhalb desjenigen Intervalls an Wellenpunkten (hier $\Delta w = 313$), welches von dem Wellental bei der

Fortbewegung der Fließfront vom Anguss bis zum oberen Kavitätsrand durchlaufen wird. Die Umsetzung des Verlaufes der Wellenpunktzahl in den Verlauf der Fließfrontposition z_f wird zusammen mit der gemessenen Masse, dem Injektionsdruck und der gesichteten Ankunft am oberen Kavitätsrand z_r im Bild 4.7 dargestellt.

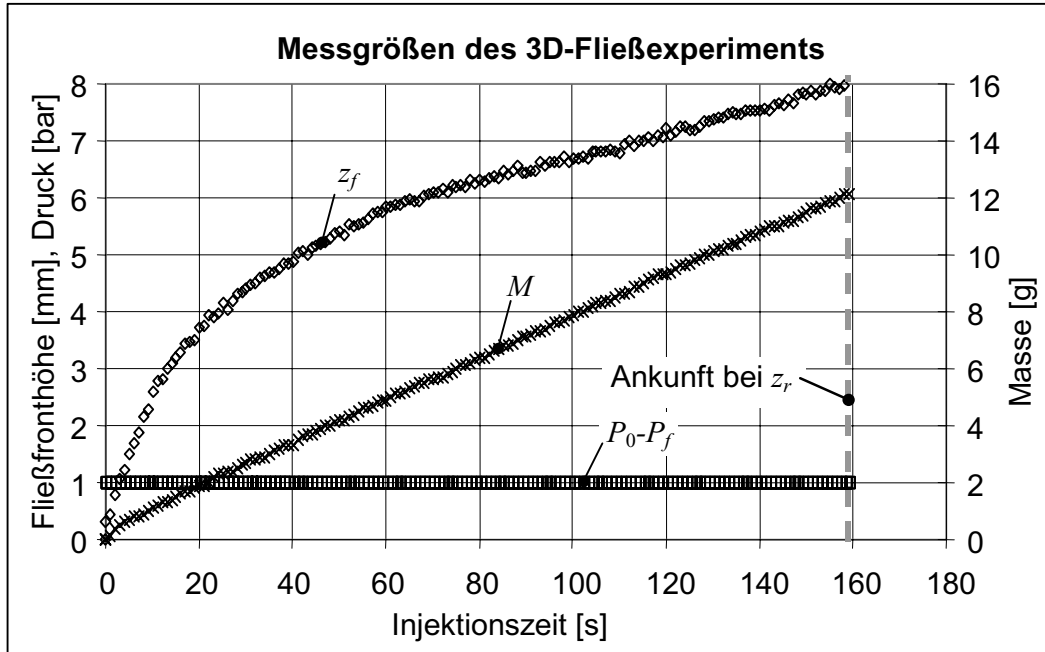


Bild 4.7: Für die Permeabilitätsberechnung erforderliche Messgrößen

Die Auswertung endet mit der Ankunft des Fließfrontscheitels am oberen Kavitätsrand bei $z_r = 8$ mm. Die Versuche werden mit einem von dem Modell geforderten konstanten Injektionsdruck durchgeführt. Die konstant erscheinende Steigung des Verlaufes der Massenmessung deutet darauf hin, dass sich bei der dreidimensionalen Punktinjektion mit konstantem Injektionsdruck ein annähernd konstanter Massenstrom einstellt. Diese Aussage trifft zumindest innerhalb der mit dem 3D-US-Permeameter beobachteten Ausdehnungen der Fließfront und bei den verwendeten Angussdurchmessern zu. Das mathematische Beschreibungsmodell (G 3.22) spiegelt die Beobachtung wider wie im Kapitel 6.2 gezeigt.

4.4 Einsatzgrenzen

Die Wahl der Kavitätshöhe von $z_r = 8$ mm hat sich als optimal hinsichtlich eines für die Messung der Scheitelhöhe z_f benötigten Mindestmaßes des Fließfrontfortschritts und eines für die Auswertbarkeit des Schallsignals erforderlichen minimalen Abstandes des Messsignals zum Rauschen (Signal-Rauschabstandes) erwiesen. Eine

größere Kavität führt aufgrund der dadurch längeren Strecke der Schallübertragung zu einer stärkeren Streuung des Ultraschalls im Verstärkungshalbzeug und damit zu einem geringeren Signal-Rauschabstand der empfangenen Ultraschallwelle. Die Folge hieraus ist eine weniger genaue und schwierigere Auswertbarkeit des Messsignals. Außerdem wird die Versuchszeit bei einer Vergrößerung der Kavitätshöhe unnötig verlängert.

Bei einer Kavitätshöhe von weniger als 8 mm werden dagegen von der Geometrie des Angusses hervorgerufene Verzerrungen der Fließfrontform wirksam, welche vom Berechnungsmodell nicht abgebildet werden können. Im Kapitel 6 wird gezeigt, dass vom Anguss hervorgerufene Einflüsse auf das Ausbreitungsverhalten und die Form der Fließfront oberhalb einer Scheitelhöhe von ca. 6 mm vernachlässigt werden können.

Eine auswertbare Signalstärke der Ultraschallübertragung tritt, je nach Typ des Verstärkungshalbzeuges, bei Faservolumengehalten oberhalb von ca. 45 bis 50 % auf. Mit zunehmendem Faservolumengehalt wird das Übertragungsverhalten des Faserstapels für den Ultraschallimpuls besser, was sich in einer Zunahme der Stärke des Empfangssignals zeigt. Die Höhe der Kavität könnte folglich bei höheren Faservolumengehalten heraufgesetzt werden. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass mit einer zunehmenden Kavitätshöhe die Flüssigkeitsausbreitung in der Ebene abhängig vom Halbachsenverhältnis der Permeabilitäten ebenfalls anwächst, so dass der Durchmesser des Faserstapels von 100 mm die maximale Kavitätshöhe begrenzt. Die nach handhabungs- und messtechnischen sowie nach materialabhängigen Gesichtspunkten mögliche Obergrenze der Kavitätshöhe wird mit 10 mm angegeben.

Für den Injektionsdruck gelten die im Kapitel 3.2 beschriebenen vom Permeabilitätsmodell vorgegebenen Grenzen. Als Flüssigkeit kommt Salatöl zum Einsatz, es ist aber auch die Verwendung von Matrixharzen möglich, sofern diese unterhalb der maximalen Einsatztemperatur des 3D-US-Permeameters von 60°C eine für die Injektion hinreichend niedrige Viskosität ($\eta < 500$ mPas) besitzen.

Die Messgenauigkeiten und Messfehler des 3D-US-Permeameters und seiner Komponenten werden im Rahmen der Fehlerbetrachtungen im Kapitel 6.5 angegeben.

5. Modell zur Bestimmung der Dickenpermeabilität K_3

Aufbauend auf den im Kapitel 3.3.4 dargelegten Grundlagen wird ein Berechnungsmodell zur Bestimmung der Dickenpermeabilität K_3 aus den mit dem 3D-US-Permeameter ermittelten Messdaten entwickelt. Wesentliche Merkmale dieses Berechnungsmodells stellen die Möglichkeit zum Verzicht auf die Messung der Halbachsen a und b des lateralen Anteils der ellipsoiden Flüssigkeitsausbreitung bei $z = 0$ und die Integration einer funktionalen Bemessung für den Angusradius r_0 aus dem im Versuchsaufbau realisierten Bohrungsmaß R_0 dar. Die Anwendbarkeit des Modells wird anhand von Vergleichen mit dem zweidimensionalen radialen Verfahrensmodell überprüft.

5.1 Bestimmung von Fließfrontgeometriedaten

Für die Bestimmung der Dickenpermeabilität K_3 mit dem hier vorzustellenden Berechnungsmodell und für dessen Überprüfung werden drei Geometrie Größen aus der im Fließexperiment vollzogenen Flüssigkeitsausbreitung ermittelt. Diese umfassen:

z_f :	Höhe des Fließfrontscheitels über dem Anguss,
r_f :	Radius der Fließfront im isotropen Ersatzsystem,
r_{2D_3D} :	mittlere ebene Ausbreitung bei $z = 0$ (xy -Ebene).

Während die Fließfronthöhe z_f direkt mit dem im Kapitel 4 beschriebenem Ultraschallverfahren ermittelbar ist, werden die Größen r_f und r_{2D_3D} aus der eingeströmten Flüssigkeitsmenge M_{el} , (r_f) bzw. aus der eingeströmten Flüssigkeitsmenge M_{el} und der Scheitelhöhe z_f (r_{2D_3D}) errechnet.

Bei der Bestimmung des Ersatzradius r_f wird davon ausgegangen, dass die in die Faserverstärkung einströmende Flüssigkeitsmenge sich gemäß obiger Annahmen in der Form eines Halbellipsoiden ausbreitet. Unter dieser Voraussetzung und unter der Berücksichtigung der Porosität ϕ stellen die Fließfrontpositionen entlang der Hauptachsen x , y , z die Halbachsen a , b , c des Halbellipsoiden dar. Da für die Koordinatentransformation Volumenkonstanz (Kap. 3.3.4) gefordert wird, besteht über die Bestimmungsgleichungen für die ellipsoiden und kugeligen Volumina eine

festen Beziehung zwischen den Halbachsenlängen a , b , c und dem Radius r_f der Fließfront im isotropen Ersatzsystem:

$$V_{el} = \frac{2}{3} \pi abc \phi = V_{ku} = \frac{2}{3} \pi r_f^3 \phi. \quad \text{G 5.1}$$

Im Fließexperiment wird das Volumen V_{el} indirekt über die Messung der eingeströmten Masse mit der Feinwaage (Bild 4.4) bestimmt:

$$M_{el} = V_{el} \rho. \quad \text{G 5.2}$$

Aus G 5.1 und G 5.2 kann der Radius r_f der Fließfront im isotropen Ersatzsystem ermittelt werden:

$$r_f = \left(\frac{3 M_{el}}{2 \pi \rho \phi} \right)^{\frac{1}{3}}. \quad \text{G 5.3}$$

Die Kenntnis der mittleren Ausbreitung r_{2D-3D} der Fließfront in der xy -Ebene ist für die nachfolgende Überprüfung des hier entwickelten Berechnungsmodells erforderlich. Die Koordinate r_{2D-3D} lässt sich mit der Fließfronthöhe z_f und der einströmenden Masse M_{el} wie folgt bestimmen:

$$r_{2D-3D} = \sqrt{\frac{3 M_{el}}{2 \pi \rho \phi z_f}}. \quad \text{G 5.4}$$

Die mittlere ebene Ausbreitung (auch mittlerer ebener Fließfrontradius) r_{2D-3D} soll die Messung der Ausbreitungen entlang der x - und der y -Achse ersetzen. Sie ermöglicht damit die Angabe einer mittleren ebenen Permeabilität K_{2D-3D} anstelle der ebenen Hauptachsenpermeabilitäten K_1 und K_2 . Der mittlere ebene Fließfrontradius r_{2D-3D} und die dazu korrespondierende Permeabilität K_{2D-3D} genügen den Transformationsbedingungen und stellen die Größen eines in der xy -Ebene isotropen Ersatzsystems dar, d.h. es wird ein Halbellipsoid der tatsächlichen Höhe z_f angenommen, der in der xy -Ebene einen Kreis vom Radius r_{2D-3D} beschreibt.

5.2 Modell mit funktionaler Bemessung des Angusradius r_0

Da die bestehenden Modelle aufgrund einer noch nicht hinreichenden Abschätzung der Angussgeometrie mitunter nur grobe Näherungen der Permeabilitätskennwerte liefern (siehe Kap. 6.3.1) wird ein neuer Ansatz zur Bemessung des effektiven An-

gussradius r_0 entwickelt. Dieser baut auf den Vorschriften für die beschriebene Koordinatentransformation (G 3.18) auf und wird angesetzt zu:

$$r_0 = R_0^4 \sqrt{\frac{K_3}{K_e}}. \quad \text{G 5.5}$$

Statt der Permeabilitäten, welche zu Beginn der Messung und der Rechnung noch unbekannt sind, werden unter Berücksichtigung der Halbachsenbeziehungen (Tabelle 3.1) die messtechnisch und rechnerisch ermittelten Fließfrontkoordinaten verwendet:

$$r_0 = R_0 \sqrt{\frac{z_f}{r_f}}. \quad \text{G 5.6}$$

Diese Vorschrift setzt einen ausgebildeten Fließfrontfortschritt voraus, d.h. bei ausreichender Entfernung vom Anguss nehmen die Halbachsenverhältnisse und somit auch das Verhältnis z_f/r_f konstante Werte an. Die Berechnung der Permeabilitäten kann mit dem nach Gleichung G 5.6 bestimmten Radius r_0 analog zu den Gleichungen G 3.25 und G 3.26 erfolgen.

$$K_{2D-3D} = \left(\frac{r_{2D-3D}}{r_f} \right)^2 K_e, \quad K_3 = \left(\frac{z_f}{r_f} \right)^2 K_e \quad \text{G 5.7}$$

$$K_e \approx \frac{\eta \phi r_0^2}{6(P_0 - P_f)} \left(2 \left(\frac{r_f}{r_0} \right)^3 - 3 \left(\frac{r_f}{r_0} \right)^2 + 1 \right) \frac{1}{t} \quad \text{G 5.8}$$

5.3 Konzept eines Kontrollversuchs

Um die Qualität der mit den obigen Modellen der dreidimensionalen Punktinjektion bestimmten Permeabilitätsbeträge abzuschätzen, bietet sich ein Vergleich mit den Permeabilitätsbestimmungen aus den bereits bewährten ein- und zweidimensionalen Strömungsmodellen (Kap. 3.3.2, 3.3.3) an. Dieses Prinzip wurde schon zuvor bei der Überprüfung zweidimensionaler radialer Verfahren erfolgreich angewendet [116]. Es baut auf der Voraussetzung auf, dass die Hauptachsenpermeabilitäten eines beliebigen Fasermaterials unabhängig von der Form und den Freiheitsgraden der

Flüssigkeitsausbreitung (z.B. zweidimensional radial oder dreidimensional radial) sind.

Zur Überprüfung der mit der dreidimensionalen radialen Permeabilitätsbestimmung erzielten Ergebnisse wird das zweidimensionale radiale Permeabilitätsmodell (vgl. Kap. 3.3.3.1) herangezogen. Hierbei wird die mittlere ebene Permeabilität K_{2D_2D} im ebenen Fließversuch (Bild 5.1) an einem gelochten Faserstapel bestimmt und mit dem aus dem dreidimensionalen Versuch ermittelten ebenen Permeabilitätswert K_{2D_3D} verglichen.

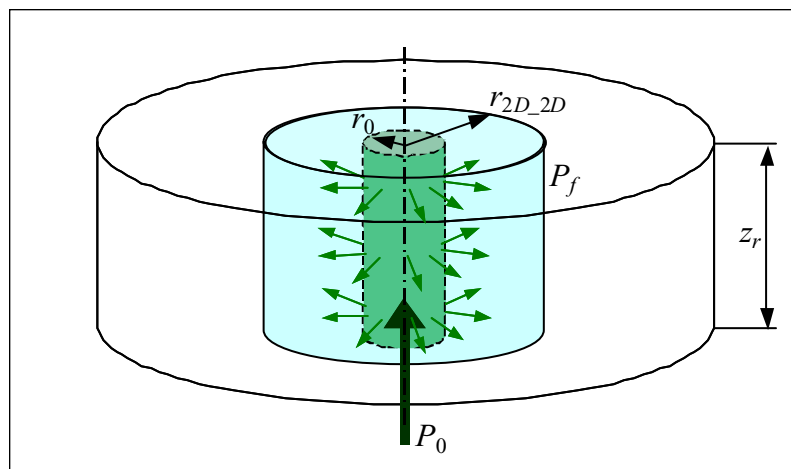


Bild 5.1: Radiale Ausbreitung in einem gelochten Faserstapel

Die Aussagefähigkeit des dreidimensionalen Modells ist gegeben, wenn folgende Kriterien erfüllt werden:

1. Gleichheit der ebenen Permeabilität: $K_{2D_3D} = K_{2D_2D}$, G 5.9

2. Verhältnisbedingungen für die Halbachsen: $\frac{r_{2D_3D}}{z_f} = \sqrt{\frac{K_{2D_3D}}{K_3}}$. G 5.10

Zur Bestimmung der mittleren ebenen Permeabilität K_{2D_2D} wird der im Bild 5.1 skizzierte Versuch herangezogen. Um die gleichen Rahmenbedingungen zu ermöglichen, wird dieser Versuch ebenfalls im 3D-US-Permeameter durchgeführt. Im Unterschied zum dreidimensionalen Fließversuch ist jedoch der Faserstapel gelocht, um den gewünschten zweidimensionalen radialen Fluss zu erzielen. Der mittlere Radius r_{2D_2D} der Fließfront wird aus der Messung der einströmenden Masse wie folgt berechnet:

$$r_{2D-2D} = \sqrt{\frac{M}{\pi z_r \rho \phi} + r_0^2 \left(1 - \frac{1}{\phi}\right)} \quad \text{mit } r_0 = R_0. \quad \text{G 5.11}$$

Man beachte, dass beim zweidimensionalen radialen Modell der Angusradius r_0 des Ersatzsystems gleich dem Radius R_0 der in das Fasermaterial eingebrachten Lochung gesetzt wird (vgl. Kap. 3.3.3.1).

Wie in [111, 116] gezeigt, lautet die Bestimmungsgleichung für die Permeabilität bei radialem Fließen (Punktinjektion) in der Ebene (vgl. G 3.7):

$$K_{2D-2D} = \frac{\eta \phi}{4t(P_0 - P_f)} \left[r_{2D-2D}^2 \left(2 \ln \left(\frac{r_{2D-2D}}{R_0} \right) - 1 \right) + R_0^2 \right]. \quad \text{G 5.12}$$

Hierbei gilt analog zu G 3.5 die folgende Beziehung zwischen der mittleren ebenen Permeabilität K_{2D-2D} und den Hauptachsenpermeabilitäten K_1 und K_2 :

$$K_{2D-2D} = \sqrt{K_1 K_2}. \quad \text{G 5.13}$$

6. Ergebnisse und Diskussion


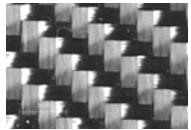
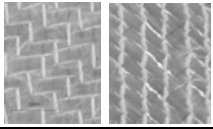
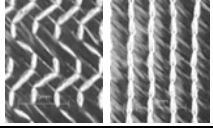
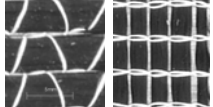
6.1 Allgemeines

Die hier an unterschiedlichen flächigen Faserhalbzeugen durchgeführten Fließuntersuchungen dienen zwei Zielen:

1. Bildung einer Informationsgrundlage für die Beurteilung der Einsatzfähigkeit des 3D-Ultraschall-Permeameters und der hier erstellten Auswerteverfahren hinsichtlich der Ermittlung verlässlicher Dickenpermeabilitätskennwerte,
2. Ermittlung der Dickenpermeabilitäten K_3 von Verstärkungshalbzeugen.

Es werden fünf für Strukturanwendungen gängige, vom Konfektionstyp her variierende Endlosfaserverstärkungstextilien untersucht. Eine Übersicht ihrer wesentlichen Eigenschaften liefert die Tabelle 6.1.

Tabelle 6.1: Eckdaten der untersuchten Faserhalbzeuge

Nr.	Faser	Typ	Bindung / Naht	Ausrichtung [°]	Flächengewicht [g/m ²]	ca. 10 mm 
1	GF	Gewebe	Leinwand	0/90	345	
2	CF	Gewebe	Köper 2/2	0/90	406	
3	GF	MAG	Trikot	+45/-45	616	
4	CF	MAG	Trikot-Franse	+45/-45	430	
5	CF	MAG	Franse	0/90	432	

Die Untersuchungen konzentrieren sich auf Gewebe und zweilagige Multi-Axial-Gelege mit einem Wechsel der Faserorientierung zwischen den Einzellagen von 90°.

Verstärkungshalbzeuge dieser Art finden eine weite Verbreitung in der Harzinjektionstechnik. Neben der Stärke des eingesetzten Rovings und dem Faserwerkstoff (Glasfaser, Kohlenstofffaser) unterscheiden sich diese Verstärkungshalbzeuge in ihrer inneren Aufbaustruktur, welche bei den Geweben durch die Bindungsart und bei den Gelegen durch den Typ der Wirknaht charakterisiert werden. Zur Abdeckung eines möglichst weiten Spektrums der verfügbaren Konfektionsvarianten wurden zwei Gewebe mit unterschiedlichen Bindungsarten und drei Multi-Axial-Gelege mit unterschiedlichen Wirknahtmustern untersucht (siehe Vorder- und Rückseiten der MAG in Tabelle 6.1).

Die Flächengewichte der Halbzeuge Nr. 2 bis 5 ermöglichen bei gleicher Anzahl der Lagen ähnliche Faservolumenanteile ohne dass Änderungen der Kavitätshöhe z_r erforderlich werden.

Die Messungen werden an kreisrunden Faserstapeln durchgeführt. Für die ebenen Kontrollmessungen sind die Einzellagen zusätzlich in der Mitte gelocht (Bild 6.1).

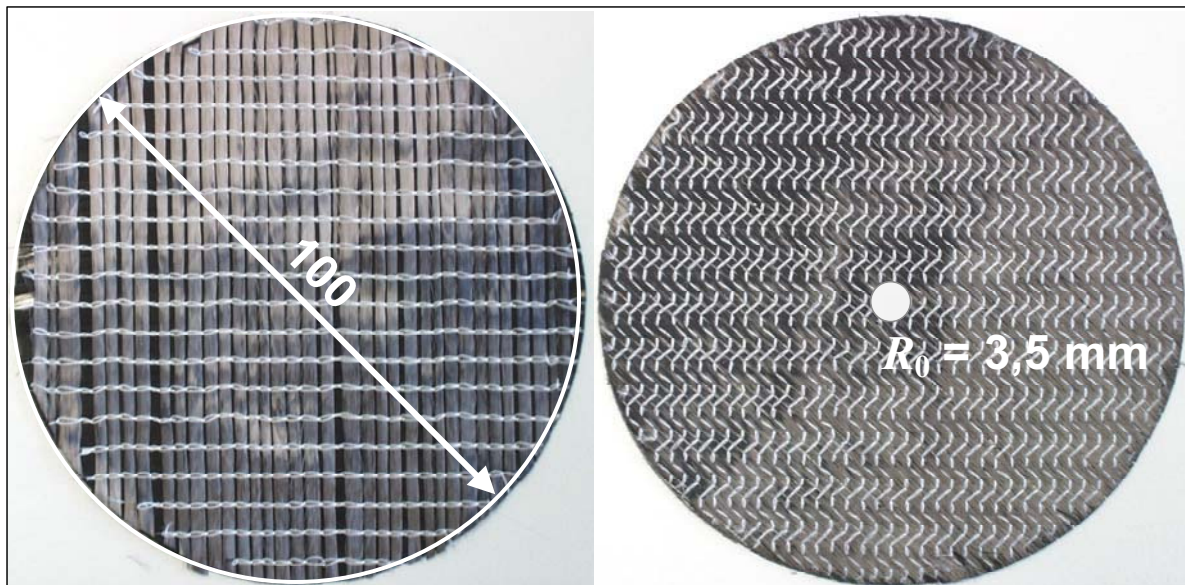


Bild 6.1: Zuschnitte für die 3D-Messung (l) und den 2D-Kontrollversuch (r)

Die Messungen decken einen für die Harzinjektionstechnik typischen Bereich des Faservolumenanteiles von ca. 45 bis 60 % ab. Weitere Versuchsparameter sind in der Tabelle 6.2 dargestellt.

Tabelle 6.2: Versuchsparameter

Parameter	Einh.	Wert	Bemerkung
Faservolumengehalt φ	[%]	45 – 60	
Nenndruck P	[bar]	0,6 – 2,0	Druck am Drucktopf
Angussbohrung R_0	[mm]	1,2 / 1,4 / 2,0	3D-Messung
Lochung R_0	[mm]	3,5	2D-Kontrollversuch
Viskosität η	[mPas]	60 bei 21°C	Pflanzenöl
Orientierung im Faserstapel	[°]	0	alle Einzellagen gleich ausgerichtet
Kavität z_r	[mm]	2,8 – 8,2	8,0 nominell
Zeitschritt	[s]	0,5 – 2,0	

Eine umfassende Angabe von Parametern und Ergebnissen der durchgeführten Einzelmessungen befindet sich im Anhang 1 dieser Arbeit.

Um die Richtigkeit der im 3D-US-Permeameter am gelochten Faserstapel ermittelten ebenen Referenz-Permeabilitäten K_{2D_2D} zu bestätigen, werden zwei Materialien mit dem in [19] beschriebenen 2D-Permeameter charakterisiert (K_{2D_2DP}).

6.2 Permeabilitätsbestimmung mit der 3D-Punktinjektion

6.2.1 Charakteristika der Messungen

Aus den Messdaten (Scheitelhöhe z_f , Masse M , Injektionsdruck P_0 , Ankunftszeit T_r am oberen Kavitätsrand) werden zunächst der Ersatzradius r_f (G 5.3) und die mittlere ebene Ausbreitung r_{2D_3D} (G 5.4) berechnet. Das Bild 6.2 zeigt an einem Beispiel ein durch eine Abnahme der Ausbreitungsgeschwindigkeit der Fließfront hervorgerufenen degressives Wachstum der gemessenen und errechneten Fließfrontgrößen. Dieses charakteristische Prozessverhalten der Punktinjektion ergibt sich aus der Erfüllung der Kontinuitätsbedingung im dreidimensionalen Raum und aus dem Grad des Wachstums der injizierten Masse. In der Messung verläuft der Massenanstieg annähernd linear, was gleichbedeutend ist mit einem näherungsweise konstanten Massen- bzw. Volumenstrom.

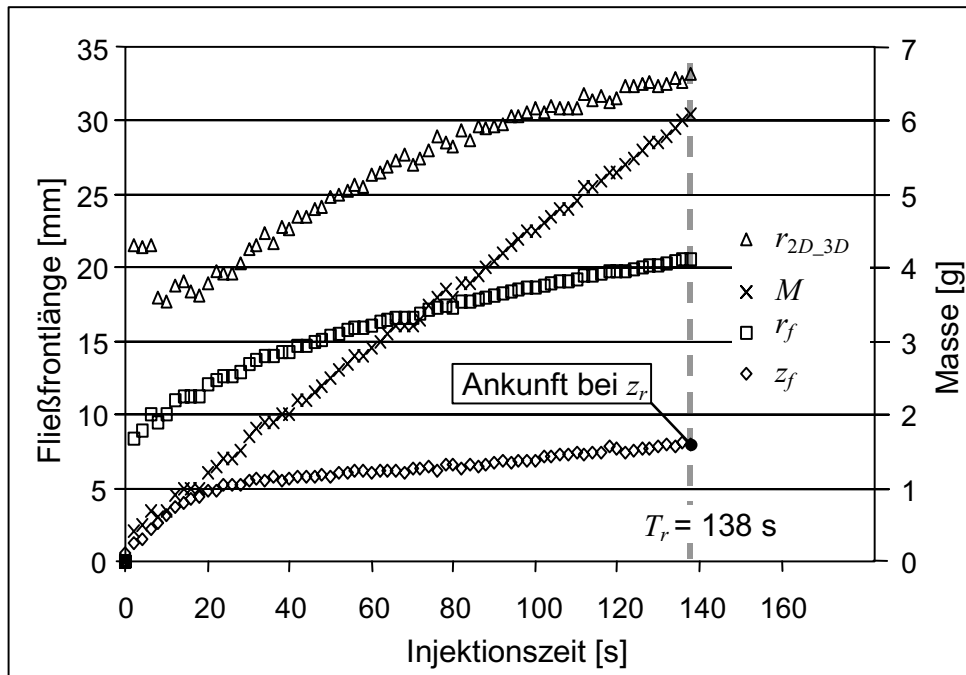


Bild 6.2: Ergebnisse des Versuchs Nr. 20 am Material Nr. 4 (Anhang 1)

Es wird darauf hingewiesen, dass als Steuergröße ausschließlich der Injektionsdruck dient, welcher wie vom Permeabilitätsmodell gefordert konstant gehalten wird. Der Mengenstrom folgt abgesehen von den Widerständen in der Zuführleitung aus dem Injektionsdruck, der Größe der Angussöffnung und der Permeabilität des Verstärkungshalbzeuges.

Dass sich bei einer instationären (d.h. isobaren) dreidimensionalen Punktinjektion ein quasi linearer Zuwachs der injizierten Flüssigkeitsmenge einstellen kann, lässt sich anhand einer Rückrechnung von Fließzeiten t aus beliebigen Fließfrontradien r_f und einer beliebigen Permeabilität K_e mit dem Permeabilitätsmodell (G 3.22) bestätigen (Bild 6.3). Zum Vergleich sind im Bild 6.3 auch die charakteristischen Verläufe der ebenen Punktinjektion (G 3.7) und des Linienangusses (eindimensionale Injektion, G 3.4) dargestellt. Um die qualitative Vergleichbarkeit der bei den verschiedenen Angussarten entstehenden Fließkurven herstellen zu können, sind ihre beschreibenden Wertepaare aus Injektionszeit und injizierter Flüssigkeitsmenge auf die jeweiligen Endwertpaarungen normiert. Die Gegenüberstellung der normierten Fließkurven ergibt eine Abnahme der degressiven Charakteristik im Mengenzuwachs bei wachsender Anzahl der Bewegungsfreiheitsgrade des Fließfrontfortschritts.

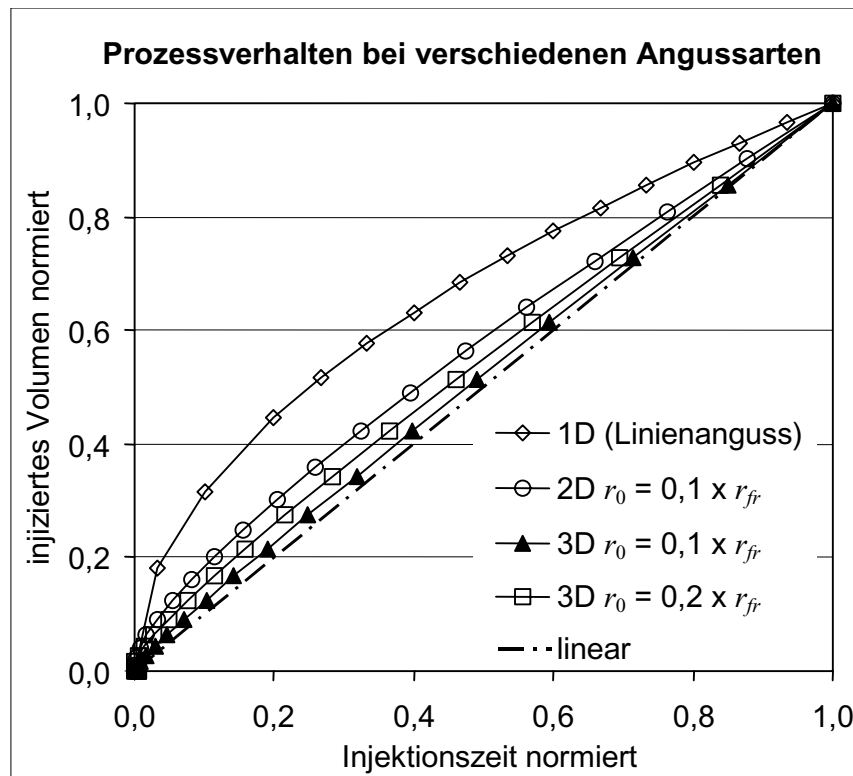


Bild 6.3: Injektionsfortschritt bei 3D-Punktinjektion gegenüber anderen Angussarten

Durch die Normierung wird die Unabhängigkeit der im Bild 6.3 dargestellten Verläufe von dem Injektionsdruck, der Permeabilität, der Viskosität, dem Faservolumengehalt und der Fließfrontkoordinate erreicht. Es zeigt sich jedoch, dass hiermit nicht alle die Verlaufscharakteristiken beeinflussenden Faktoren erfasst werden. So verbleibt auch nach der Normierung bei den Punktinjektionen eine Abhängigkeit der Charakteristik des Fließfrontfortschritts vom Verhältnis des Angussradius r_0 zum maximal im Fließexperiment auftretenden Referenzradius r_{fr} . Durch Einsetzen verschiedener Beträge für den Angussradius r_0 bei konstantem Referenzradius r_{fr} stellt sich heraus, dass eine Verkleinerung des Angussradius r_0 zu einer Annäherung der Fließkurve an die Einheitsgerade führt.

Dieses Verhalten veranlasst zur Bestimmung eines Grenzwertes des Angussradius r_0 unterhalb dessen die Mengenzunahme als annähernd linear interpretiert werden kann. Aus der Anschauung heraus (Bild 6.3) wird hier als Bedingung $r_0/r_{fr} < 0,1$ gewählt. Bei der oben gezeigten Messung (Bild 6.2) wie auch bei allen anderen hier durchgeführten dreidimensionalen Fließmessungen wird diese Grenze unterschritten, wenn für r_{fr} der bei Erreichen der Kavitätsobergrenze z_r auftretende Wert angesetzt wird. Die Tabelle 6.3 soll auszugsweise die Erfüllung eines hinreichend kleinen Angussradius r_0 für alle fünf hier untersuchten Halbzeuge zeigen.

Tabelle 6.3: Größenverhältnisse zwischen r_0 und r_{fr}

Material [Nr.]	Versuch [Nr.]	r_{fr} (G 5.3) [mm]	r_0 (G 5.6) [mm]	r_0/r_{fr} [1]
1	9	25,3	1,13	0,045
2	37	22,8	1,18	0,052
3	16	18,6	1,31	0,070
4	20	20,7	0,87	0,042
5	1	23,5	1,16	0,049

Die Radien r_{fr} und r_0 können anhand der Tabellen und Diagramme im Anhang und den Gleichungen G 5.3 und G 5.6 nachvollzogen werden. Die Massenzunahmen der gezeigten Beispiele verlaufen nahezu geradlinig wie dem Anhang 2 entnommen werden kann.

6.2.2 Charakteristika der Permeabilitätsbestimmung

Typische aus den Fließfrontdaten ermittelte Verläufe der Dickenpermeabilität K_3 , der mittleren ebenen Permeabilität K_{2D_3D} und der isotropen Ersatzpermeabilität K_e zeigt das Bild 6.4. Die Permeabilitätsbestimmungen erfolgen mit dem nach Kapitel 5.2 transformierten Angusradius r_0 .

Die Verläufe der Permeabilitäten (Bild 6.4) zeigen die Tendenz zur Einnahme eines im Injektionsverlauf annähernd konstanten Permeabilitätsniveaus, welches im gezeigten Versuch innerhalb der ersten 20 bis 30 Sekunden nach dem Injektionsstart erreicht wird. Dieser Prozess benötigt dabei einen ca. 15 bis 20 % großen Anteil von der bis zur Ankunft des Fließfrontscheitels am oberen Kavitätsrand (z_r) verstreichenden Zeitdauer der Injektion. Dass es sich hierbei um ein charakteristisches Prozessverhalten der 3D-Punktinjektion handelt, belegt die Vielzahl der im Rahmen dieser Arbeit an unterschiedlichen Halbzeugen und bei verschiedenen Parametern durchgeführten Messungen (vgl. Anhang 2). Bei den Messungen variieren jedoch die im folgenden als Einschwingen bezeichneten Vorgänge der Einnahme eines konstanten Permeabilitätsniveaus in ihrer Form und Zeitdauer. So zeigen die dargestellten Beispiele (Anhang 2), dass sowohl von größeren als auch von kleineren Permeabilitätswerten ausgehende Einschwingvorgänge auftreten.

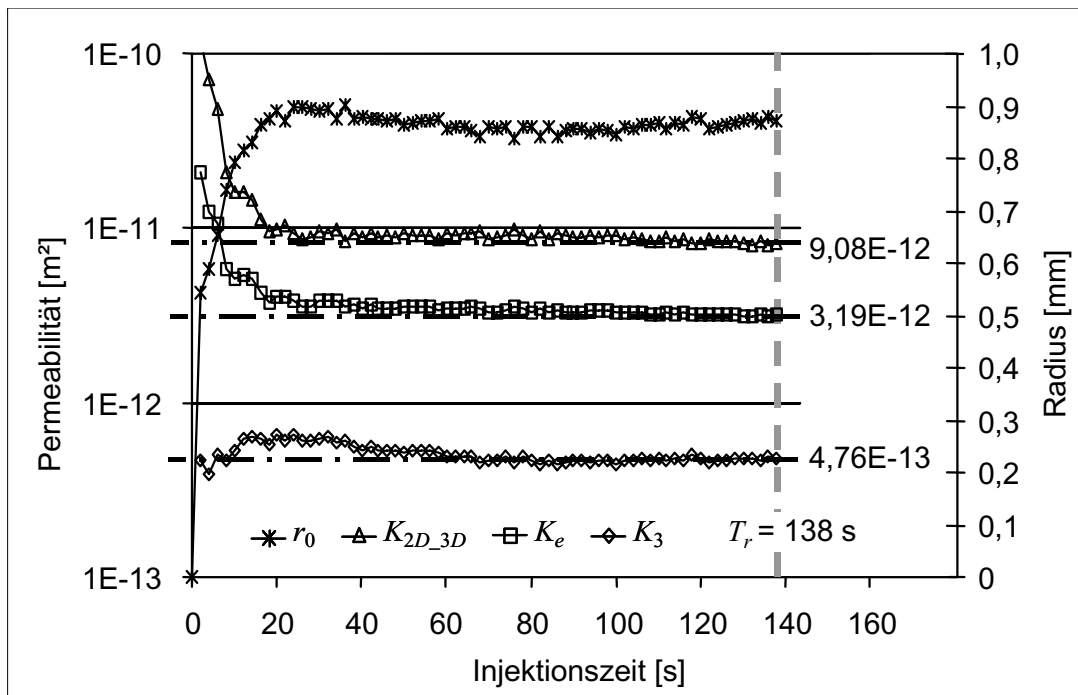


Bild 6.4: Auswertung der Permeabilitäten des obigen Beispiels (Bild 6.2)

Als eine wesentliche Ursache für diese unterschiedlichen Formen des Einschwingens konnte die Geschwindigkeit mit der das Ventil für die Flüssigkeitszufuhr geöffnet wird identifiziert werden. Dabei zeigen diejenigen Versuche mit abrupter Öffnung zum Injektionsbeginn überwiegend überhöhte Werte für die Permeabilitäten K_e und K_{2D_3D} , welche bei einem moderaterem aber noch zügigem Öffnen des Ventils (ca. 1 s) in einer weniger starken Ausprägung beobachtet werden (Anhang 2). Dieses Verhalten wird damit begründet, dass beim Öffnen des Ventils die Flüssigkeitssäule in der Zuleitung einen Impuls infolge der plötzlichen Druckkraftänderung erhält. Dieser Impuls zeigt sich auch in einer abrupten Schwingbewegung der Zuleitung. Die Folge ist eine während der Anfangsphase der Injektion überhöhte Fließgeschwindigkeit, welche zu höheren Permeabilitätswerten in der Anfangsphase der Injektion führt.

Zusätzlich im Bild 6.4 eingetragen sind die aus den jeweils letzten fünf Messpunkten gemittelten Niveaus der Permeabilitäten K_{2D_3D} , K_e und K_3 , welche als die für das untersuchte Halbzeug repräsentativen Kennwerte angesehen werden. Diese Beschränkung der für die Bestimmung der repräsentativen Permeabilitätskennwerte verwendbaren Messdatenbasis auf einen Abschnitt, welcher einen verhältnismäßig kleinen Zeitraum vor der Ankunft der Fließfront am oberen Kavitätsrand (z_r) beinhaltet, erfolgt aufgrund der Erwartung höchster Messgenauigkeiten in diesem Zeitraum der Injektion. Diese Aussage wird damit begründet, dass die durch Messfehler verur-

sachte relative Unschärfe der Bestimmung der Fließfrontposition aufgrund ihres wachsenden Betrages bei zunehmendem Fließfrontfortschritt kleiner und somit beim Erreichen des oberen Kavitätsrandes minimal wird.

Es sollte beachtet werden, dass aufgrund der degressiven Charakteristik des Fließfrontfortschritts der Fließfrontscheitel während der für das Beispiel (Bild 6.2, Bild 6.4) angegebenen Einschwingzeit mit ca. 5 mm bereits mehr als 60 % der innerhalb der Kavität zur Verfügung stehenden Wegstrecke von $z_r = 8$ mm zurückgelegt hat. Bei den anderen durchgeführten Versuchen (Anhang 2) treten ähnliche Beträge auf, weshalb sich hierin zeigt, dass zur Bestimmung eines für das Faserhalbzeug repräsentativen Permeabilitätskennwertes die Höhe der Kavität ausreichend groß gewählt werden muss, um eine genügend große Anzahl von außerhalb des Einschwingbereichs liegenden Messpunkten erfassen zu können.

6.2.3 Vergleich der Messung mit dem analytischen Modell

Als eine weitere Möglichkeit zur Feststellung charakteristischer Merkmale der gemessenen Fließfrontverläufe bietet sich ihr Vergleich mit denjenigen Fließkurven an, welche mit dem Permeabilitätsmodell aus den repräsentativen Permeabilitätskennwerten zurückgerechnet werden können (G 5.7, G 5.8). Die durch Rückrechnung erhaltenen Fließfrontverläufe stellen dabei die idealen, theoretischen Verlaufsformen des Fließfrontfortschritts dar. Wiederum an einem Beispiel (Bild 6.5) sei hier ein allgemeines Verhalten der durchgeführten Messungen (Anhang) verdeutlicht. So zeichnet sich zu Beginn der Injektion ein schnelleres Wachstum der gemessenen Koordinate r_f ab als die Rückrechnung über das Permeabilitätsmodell mit dem repräsentativen Mittelwert für K_e erwarten lässt. Dieses Voreilen der Messung gegenüber der analytischen Modellrechnung spiegelt sich in den bereits diskutierten, überhöhten Beträgen der zu Beginn der Injektion bestimmten Ersatzpermeabilitäten K_e nieder.

Ebenfalls ist in dem gezeigten Beispiel (Bild 6.5) stellvertretend für die meisten Messungen eine in der Anfangsphase der Injektion vorhandene Unterbewertung der Fließfronthöhe z_f gegenüber dem analytischen Verlauf feststellbar, welche im weiteren Injektionsverlauf in eine geringfügige Überbewertung mit anschließender Angleichung der Messung an den analytischen Verlauf übergeht.

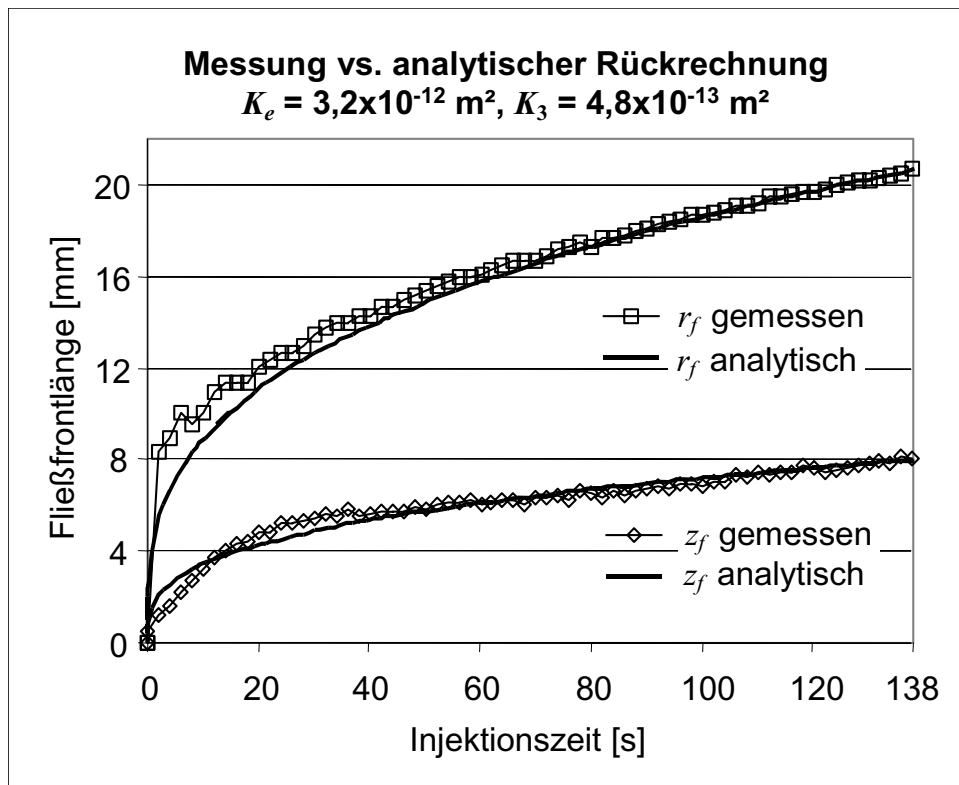


Bild 6.5: Vergleich gerechneter und gemessener Fließfrontverläufe (Material 4)

Als eine wesentliche Ursache für die zu Beginn der Injektion beobachtete Diskrepanz zwischen Rechnung und Messung ist die Abweichung der realisierten von der vom Modell geforderten Angussgeometrie zu zählen. Es ist nicht auszuschließen, dass die zu Beginn der Injektion verhältnismäßig kleine Ausdehnung der Fließfront und deren starke Krümmung die Ultraschallmessung beeinflussen und damit eine weitere mögliche Fehlerquelle besteht. Wie die Messungen zeigen, ist das Ausmaß dieses Fehlers jedoch oberhalb einer Scheitelhöhe von maximal $z_f = 6 \text{ mm}$ unbedeutend. Einige im Anhang 2 dargestellten Messungen besitzen eine gute Übereinstimmung mit dem analytischen Verlauf bereits oberhalb von $z_f = 4 \text{ mm}$.

6.2.4 Überprüfung der 3D-Punktinjektion mit dem Kontrollversuch

Anhand des Vergleichs der ebenen Permeabilität $K_{2D,3D}$ der dreidimensionalen Punktinjektion mit dem Wert $K_{2D,2D}$ der zweidimensionalen Kontrollmessung soll nach Kapitel 5.3 die Aussagefähigkeit des dreidimensionalen Versuchs überprüft werden. Bevor jedoch die Ergebnisse dieses Vergleichs vorgestellt und diskutiert werden, sei hier zunächst gezeigt, dass die mit dem Kontrollversuch bestimmten ebenen Permeabilitäten $K_{2D,2D}$ selber plausibel sind. Die dafür erforderliche Überprüfung erfolgt

anhand eines Vergleichs mit Messungen, welche in dem in [19] beschriebenen 2D-Permeameter durchgeführt werden. Die Überprüfung des Kontrollversuchs wird willkürlich an den Halbzeugen Nr. 3 und 5 vorgenommen (Bild 6.6). Im Unterschied zum ebenen, im 3D-US-Permeameter durchgeführten Kontrollversuch, mit dem nur der Mittelwert K_{2D_2D} für die ebene Permeabilität bestimmt werden kann, können im 2D-Permeameter die ebenen Hauptachsenpermeabilitäten K_1 und K_2 nach dem im Kapitel 3.3.3.2 beschriebenen Verfahren bestimmt werden. Zur Herstellung der Vergleichbarkeit mit der im 3D-US-Permeameter bestimmten mittleren ebenen Permeabilität K_{2D_2D} werden die Hauptachsenpermeabilitäten K_1 und K_2 analog zur Gleichung G 5.13 oder G 3.5 ebenfalls geometrisch gemittelt zu einer mittleren ebenen Permeabilität K_{2D_2DP} .

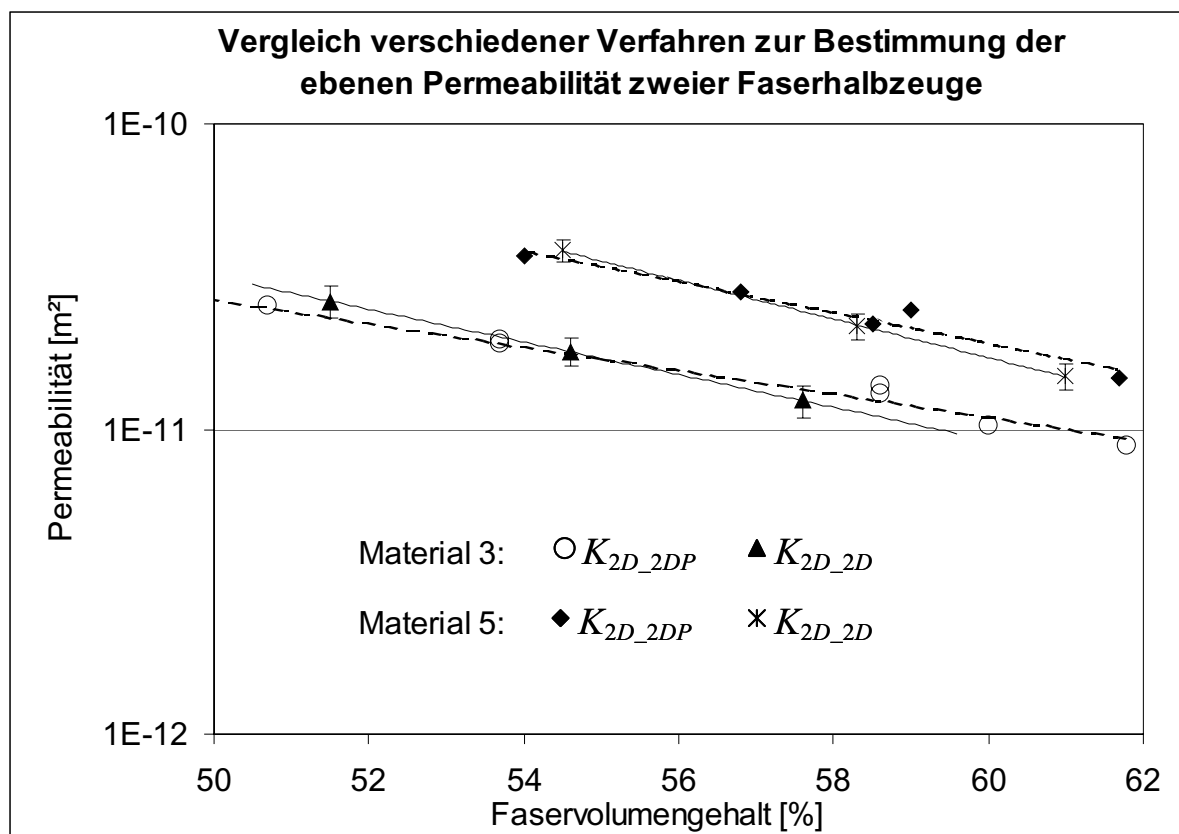


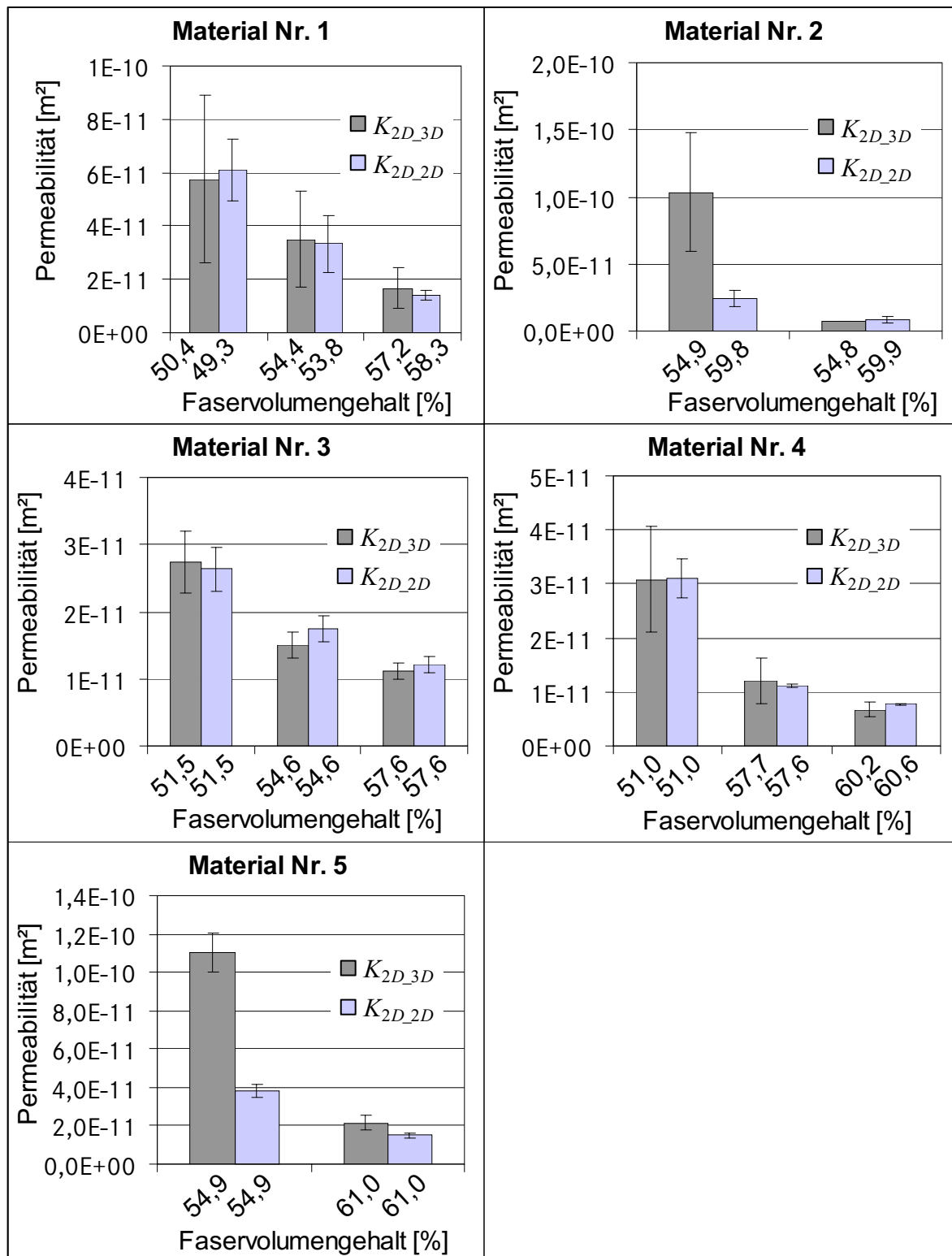
Bild 6.6: Gegenüberstellung von mit dem 2D- und dem 3D-US-Permeameter bestimmter ebener Permeabilitäten K_{2D}

Über die mit dem jeweilig verwendeten Verfahren bestimmten ebenen Permeabilitäten werden exponentielle Regressionsfunktionen gelegt in der Annahme, dass die Permeabilität mit steigendem Faservolumengehalt exponentiell abnimmt. Im Rahmen der aufgetretenen Streuungen der Messungen und der Versuchsparameter, insbesondere des Faserflächengewichtes, wird die exponentielle Regression als

ausreichend genau erachtet ($R^2 > 0,95$). In einer halblogarithmischen Auftragung erscheinen die exponentiellen Näherungsfunktionen als Geraden, welche hier als die das jeweilige Faserhalbzeug charakterisierenden Kennlinien verstanden werden sollen. Die Auftragung der beiden für das jeweilige Material bestimmten Kennlinien zeigt, dass diese derart nah beieinander liegen, dass die mit dem 2D-Permeameter bestimmte, auf einzelnen Messungen basierende Kennlinie zum größten Teil innerhalb der Streubreiten der im 3D-US-Permeameter ermittelten Werte von $K_{2D,2D}$ liegt. Die mit dem 2D-Permeameter bestimmten Kennlinien besitzen zwar ein kleineres Gefälle als die mit dem 3D-US-Permeameter ermittelten Verläufe, jedoch sind die Unterschiede derart gering, dass die im 3D-US-Permeameter durchgeführte zweidimensionale Punktinjektion als Kontrolle (vgl. Kap. 5.3) für den dreidimensionalen Versuch anerkannt werden kann.

Mit dem ebenen im 3D-US-Permeameter durchzuführenden Kontrollversuch werden im folgenden die dreidimensionalen Messungen überprüft. Die Ergebnisse für die fünf hier untersuchten Verstärkungshalbzeuge können dem Bild 6.7 entnommen werden. Es stellt sich heraus, dass die ebenen Permeabilitäten der dreidimensionalen Punktinjektion und die der ebenen Kontrollmessung bei den Materialien Nr. 1, 3 und 4 vergleichbare Niveaus besitzen, weshalb diese Ergebnisse als bestätigt eingestuft werden können.

Uneinheitlich zeigen sich die bei einem Faservolumengehalt von ca. 55 % an den Verstärkungshalbzeugen Nr. 2 und Nr. 5 durchgeführten Messungen (Bild 6.7). Diese ergeben mittlere ebene Permeabilitäten $K_{2D,3D}$, welche um das Drei- bis Fünffache oberhalb der mit dem Kontrollversuch bestimmten Werte $K_{2D,2D}$ liegen. Für diese Diskrepanzen wird ein vom Injektionsdruck abhängiges Verhalten der dreidimensionalen Punktinjektion verantwortlich gemacht, welches ausführlicher im Kapitel 6.4 diskutiert wird.

Bild 6.7: Ebene Permeabilitäten $K_{2D,3D}$ und $K_{2D,2D}$ im Vergleich

6.3 Funktionale Bemessung der Angussgeometrie

6.3.1 Ergebnisse der funktionalen Bemessung der Angussgeometrie

In den Herleitungen zur Permeabilitätsbestimmung aus der dreidimensionalen Punktinjektion wurde gezeigt, dass die Ermittlung der Hauptachsenpermeabilitäten von der Transformation der realen Angussgeometrie in das Koordinatensystem des Berechnungsmodells abhängig ist. Bisweilen existieren erste Ansätze (Kap. 3.3.4), welche eine Bemessung des Ersatzradius r_0 oder der Halbachsenlängen einer virtuellen ellipsoiden Angusswölbung aus der Angussbohrung R_0 vorsehen. Im Kapitel 5.3 werden die Kriterien wie die Forderung nach Gleichheit der im zweidimensionalen und im dreidimensionalen Verfahren bestimmten ebenen Permeabilitäten $K_{2D,2D}$ (G 5.12) und $K_{2D,3D}$ (G 5.7) und die Forderung nach der Erfüllung der Zusammenhangsbedingung für die Halbachsenverhältnisse (G 5.10) erarbeitet. Anhand dieser Kriterien sollen die bisherigen Ansätze, sowie die hier entwickelte funktionale Bemessung des Ersatzradius r_0 (Kap. 5.2) überprüft werden.

Einen Überblick über die unter Anwendung der verschiedenen Bemessungsansätze ermittelten Permeabilitäten des Beispielmaterials Nr. 3, sowohl für die Ebene wie auch für die Dickenrichtung, soll das folgende Diagramm (Bild 6.8) bieten. Der Einfachheit halber werden die verschiedenen Ansätze nach denjenigen Autoren benannt, die diese entwickelt oder ausführlich in ihren Veröffentlichungen diskutiert haben. Zur Beurteilung des Erfüllungsgrades der Bedingung nach G 5.9 ist auch die Permeabilitätskennlinie des zweidimensionalen Kontrollversuchs aufgetragen. Der Stichprobenumfang eines jeden der dargestellten Datenpunkte des dreidimensionalen Versuchs beträgt mindestens 5. Die Datenpunkte des zweidimensionalen Kontrollversuchs stützen sich auf jeweils drei Einzelmessungen. Zur besseren Übersicht sind keine Streumaße aufgetragen. Hierauf wird in den späteren Abschnitten eingegangen.

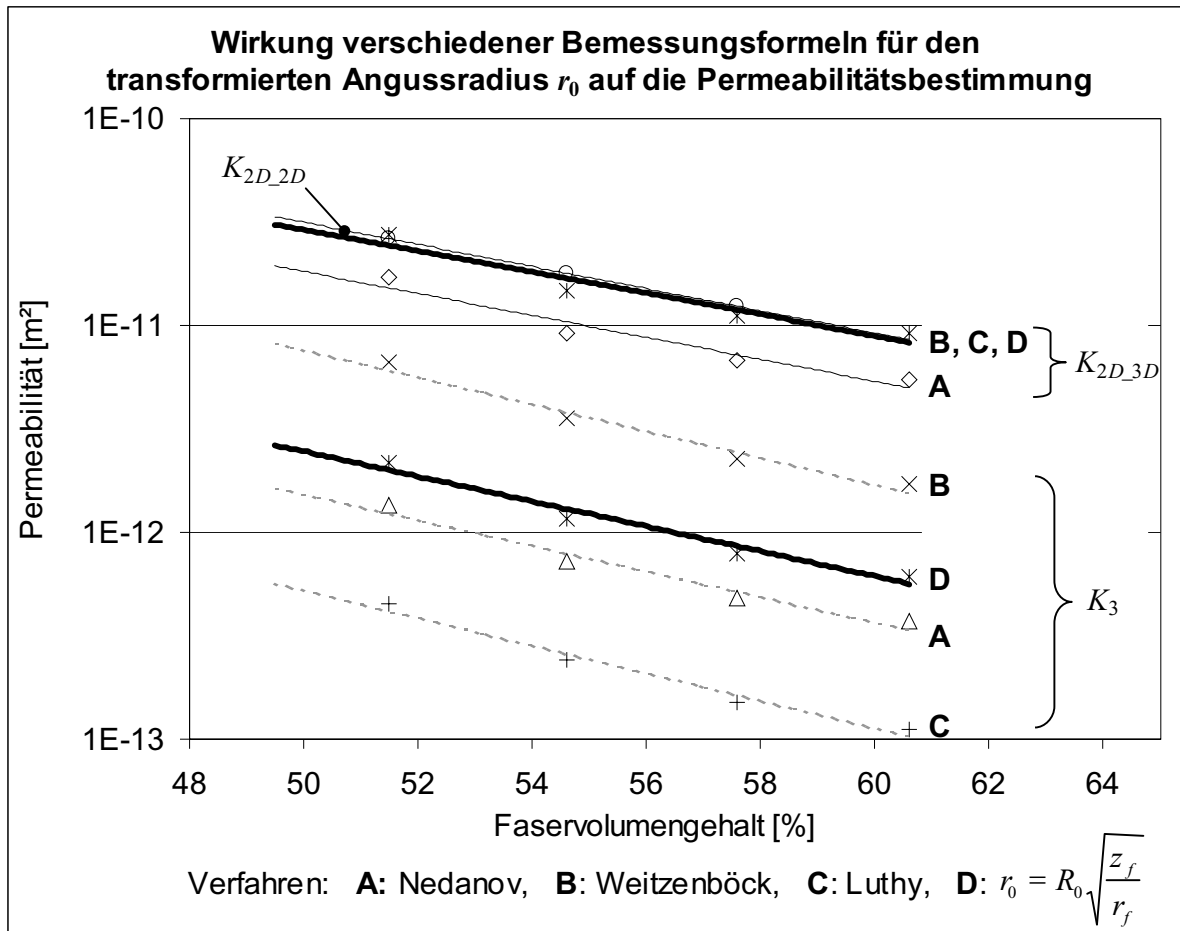


Bild 6.8: Vergleich der Berechnungsverfahren am Beispiel des Materials Nr. 3

Anhand der dargestellten Ergebnisse lassen sich 2 Aussagen über die Qualität der errechneten Permeabilitätskennlinien treffen:

1. Die von Weitzenböck (B) [109] und Luthy (C) [98] verwendeten Ansätze sowie die hier vorgestellte funktionale Bemessung des Angusradius r_0 (D) führen zur Erfüllung der geforderten Gleichheit von $K_{2D,3D}$ mit $K_{2D,2D}$ (G 5.9). Dies ist daran erkennbar, dass die aus den zweidimensionalen Kontrollversuchen bestimmte Kenlinie ($K_{2D,2D}$) nahezu in Deckung mit den ebenen Permeabilitätskennlinien ($K_{2D,3D}$) der drei erwähnten Verfahren liegt. Die Berechnung nach Nedanov (A) [113] liefert um ca. 40% kleinere Beträge.
2. Die berechneten Verläufe für die Dickenpermeabilität K_3 streuen vergleichsweise stark. Um hier eine Aussage über das richtig rechnende Verfahren treffen zu können, bedarf es der Überprüfung der Ergebnisse mit Hilfe der Zusammenhangsbedingung für die Halbachsenverhältnisse (G 5.10).

Die Überprüfung der Gleichheit der Halbachsenverhältnisse wird exemplarisch bei einem der betrachteten Faservolumenanteile vorgenommen (Bild 6.9).

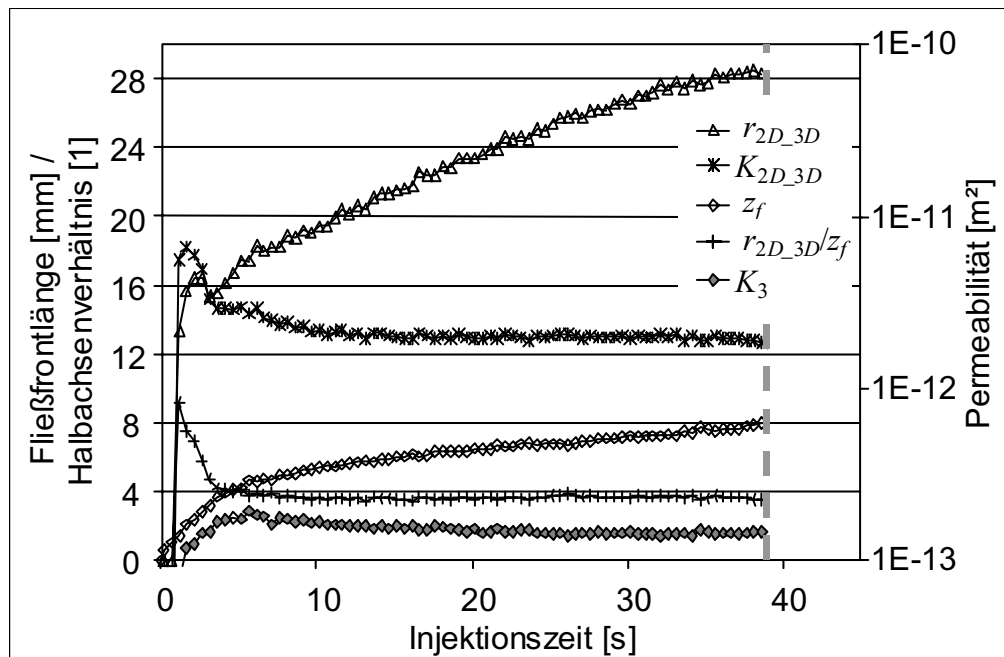


Bild 6.9: Exemplarische Darstellung von Versuch Nr. 47 am Material Nr. 3 (Anhang 1)

Analog zur Permeabilitätsbestimmung werden die aus den Fließfrontdaten gebildeten Halbachsenverhältnisse aus den außerhalb der Einschwingzeit befindlichen Messdaten bestimmt, um von der Angussgeometrie hervorgerufene Fehler gering zu halten. Wie das Bild 6.9 zeigt, stellt sich bereits nach einem Achtel (ca. 5 s) der Injektionszeit ein konstantes Halbachsenverhältnis r_{2D_3D}/z_f (G 5.10) ein, während die Permeabilitäten zu diesem Zeitpunkt noch kein stationäres Niveau erreicht haben.

Tabelle 6.4: Daten zur Halbachsenbestimmung: Material Nr. 3, $\varphi = 54,6 \%$

Versuch [Nr.]	K_{2D_3D} [m ²]	K_3 [m ²]	$(K_{2D_3D}/K_3)^{1/2}$ [1]	r_{2D_3D}/z_f [1]
47	1,94E-11	1,45E-12	3,66	3,66
48	1,09E-11	7,84E-13	3,73	3,73
49	1,15E-11	9,42E-13	3,50	3,50
50	1,12E-11	9,22E-13	3,48	3,48
51	1,90E-11	1,28E-12	3,86	3,86
Mittelwert	1,44E-11	1,08E-12	3,65	3,65
Stabw.	4,39E-12	2,77E-13	0,16	0,16
Stabw. [%]	30,5	25,6	4,4	4,4

Die Tabelle 6.4 gibt die Halbachsenverhältnisse von fünf bei einem Faservolumengehalt von 54,6 % durchgeführten Messungen am Material Nr. 3 wieder. Die Permeabilitäten wurden unter Anwendung der funktionalen Bemessung des Angussradius r_0 nach Kapitel 5.2 bestimmt. Auffällig ist die außerordentlich gute Übereinstimmung der aus den Fließfrontdaten bestimmten Halbachsenverhältnisse mit denen aus den Permeabilitäten berechneten. Bei erheblichen Streuungen der Permeabilitätsbeträge mit Werten für die Standardabweichung von bis zu ca. 30 % des Mittelwertes beträgt diese bei den Halbachsenverhältnissen lediglich 4,4 %.

Die hier durchgeführten Betrachtungen verdeutlichen, dass das Verfahren der funktionalen Bemessung nach Kapitel 5.2 plausible Werte sowohl für die ebene Permeabilität K_{2D_3D} als auch für die Dickenpermeabilität K_3 liefert. Die bisherigen Ansätze (vgl. Bild 6.8) erlauben entweder nur die richtige Bestimmung der ebenen Permeabilität K_{2D_3D} (B, C) oder eine korrekte Ermittlung der Halbachsenverhältnisse bei einem generell zu niedrigem Niveau der Permeabilitätsbeträge (A).

6.3.2 Variation der Angussbohrung

Eine gemeinsame grundlegende Forderung der zwei- und dreidimensionalen Modelle für die Punktinjektion ist die Vernachlässigbarkeit des durch die Größe der Angussbohrung hervorgerufenen Fehlers in der Permeabilitätsbestimmung. Hierbei ist es grundlegend, dass diese Forderung ab einen möglichst frühen, mindestens jedoch ab einen technisch handhabbaren Grad des Fließfrontfortschritts erfüllt werden kann. Die beim Material Nr. 3 festgestellte Deckung der im zweidimensionalen Kontrollversuch und im dreidimensionalen Fließexperiment bestimmten ebenen Permeabilitäten stellt ein Indiz für die Qualität der Aussagefähigkeit des dreidimensionalen Mess- und Auswerteverfahrens dar, jedoch ist damit noch nicht belegt, dass die Angussbohrung für die dreidimensionale Punktinjektion klein genug gewählt ist, so dass von einer Erfüllung der obigen Bedingung ausgegangen werden kann. Es werden deshalb neben der standardmäßig eingesetzten 4mm-Angussbohrung Injektionsversuche unter Verwendung zweier kleinerer Durchmesser von 2,4 und 2,8 mm durchgeführt und die daraus gemittelten Ergebnisse gegenübergestellt. Diese Untersuchungen werden mit den Materialien Nr. 1 und 4 durchgeführt (Bild 6.10).

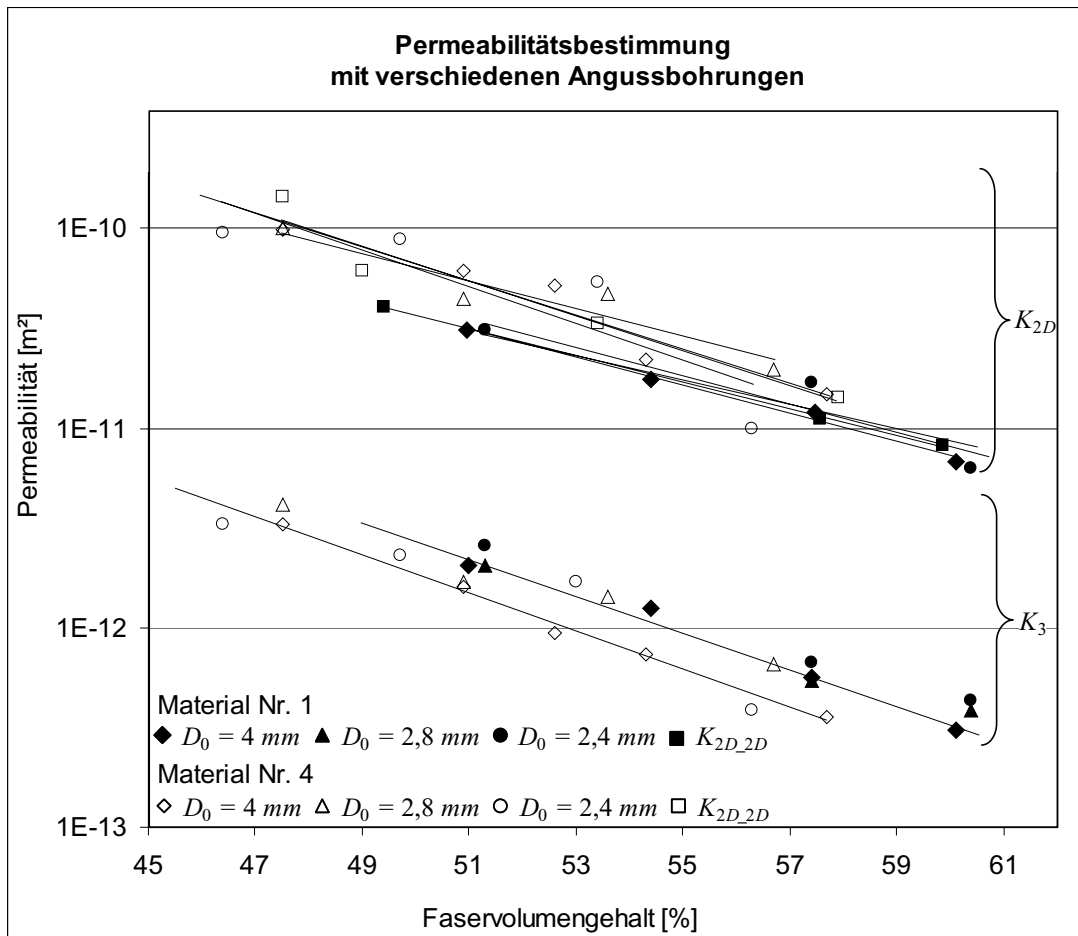


Bild 6.10: Permeabilitätsbestimmung mit verschiedenen Angussdurchmessern

Die ähnlichen Verläufe der Regressionslinien zeigen, dass die bei den drei unterschiedlichen Angussdurchmessern durchgeführten Versuche von den Kontrollmessungen bestätigt werden. Die 4mm-Angussbohrung ist folglich hinreichend klein gewählt und die Anwendbarkeit des Permeabilitätsmodells mit der darin enthaltenen funktionalen Bemessung des Angussradius r_0 (G 5.6) ist belegt.

6.4 Einfluss des Injektionsdruckes

6.4.1 Injektionsdruck und Kompaktionsdruck

In diesem Abschnitt wird exemplarisch am Material Nr. 3 aufgezeigt, dass vom Verstärkungshalbzeug abhängige Grenzen für den Injektionsdruck existieren, oberhalb derer das Permeabilitätsmodell den Injektionsprozess nicht mehr abbilden kann.

Zur Feststellung dieser Grenze für den Injektionsdruck werden Messungen mit drei unterschiedlichen Injektionsdrücken bei drei Faservolumengehalten durchgeführt.

Die nachfolgenden Diagramme (Bild 6.11, Bild 6.12) zeigen die aus diesen Messungen errechneten Permeabilitäten in der Ebene und in der Dickenrichtung. Als Referenz dient auch hier die mittlere Permeabilität $K_{2D,2D}$ des Kontrollversuchs, welcher sich als unempfindlich gegenüber den bis ca. 2 bar reichenden Druckbereich gezeigt hat.

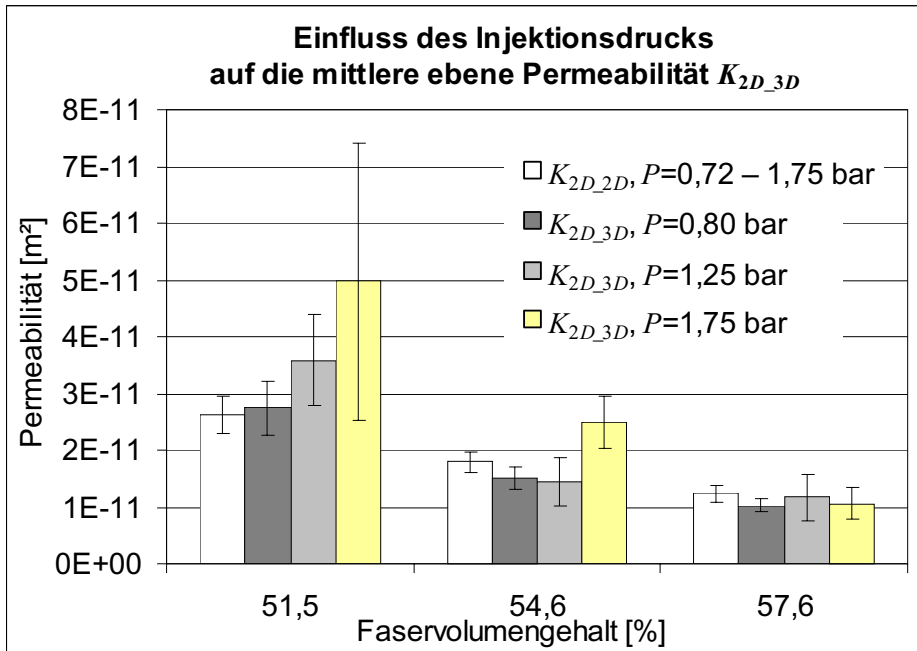


Bild 6.11: Abhängigkeit der ebenen Permeabilität $K_{2D,3D}$ vom Injektionsdruck

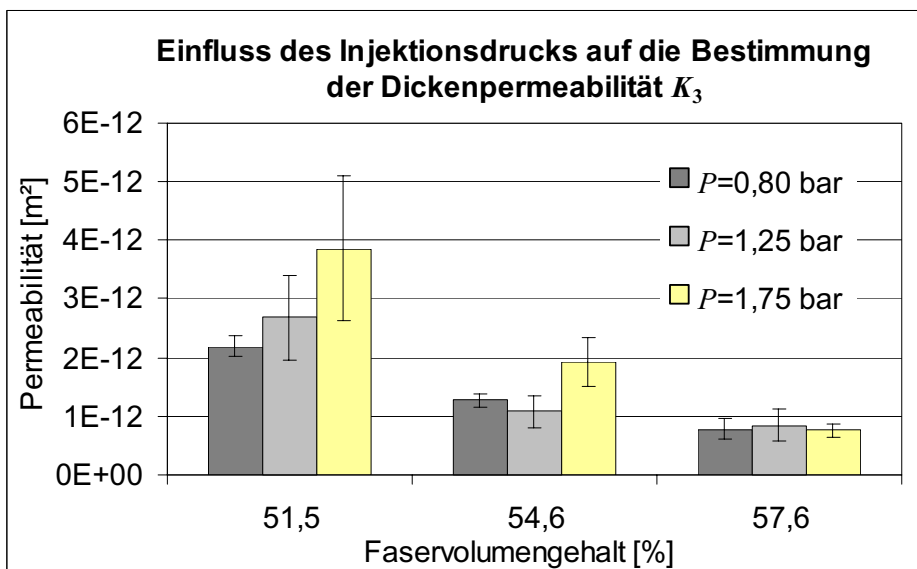


Bild 6.12: Abhängigkeit der Dickenpermeabilität K_3 vom Injektionsdruck

Der Vergleich der ebenen Permeabilitäten $K_{2D,3D}$ mit denjenigen des Kontrollversuchs ($K_{2D,2D}$) zeigt, dass bei dem kleinsten der drei Faservolumengehalte nur die

bei einem Injektionsdruck von 0,8 bar durchgeführten dreidimensionalen Fließversuche zu einem gemittelten Betrag von K_{2D_3D} führen, der ähnlich groß ist wie die Referenzpermeabilität K_{2D_2D} . Mit zunehmendem Injektionsdruck tritt eine Zunahme, sowohl der ebenen Permeabilität K_{2D_3D} , als auch der Dickenpermeabilität K_3 auf. Bei dem nächst höheren Faservolumengehalt von 54,6 % schwächt sich diese Tendenz ab. Hier sind sowohl die bei 0,8 bar als auch die bei 1,25 bar ermittelten Permeabilitätsbeträge mit der ebenen Referenz K_{2D_2D} vergleichbar. Bei einer weiteren Steigerung des Faservolumengehaltes auf 57,6 % fallen schließlich auch die bei 1,75 bar durchgeführten Messungen mit dem Referenzniveau zusammen. Die Messungen lassen auf eine Abhängigkeit des maximal wählbaren Injektionsdruckes vom Faservolumengehalt schließen. Ein zu diesem Anstieg des Injektionsdruckes analoges Verhalten zeigt der zur Erzielung gewünschter Faservolumengehalte erforderliche Kompressionsdruck (Kompaktion). Es liegt folglich nahe die Druckabhängigkeit der Permeabilität mit der Kompaktionsdruckkurve des betreffenden Materials zu vergleichen (Bild 6.13).

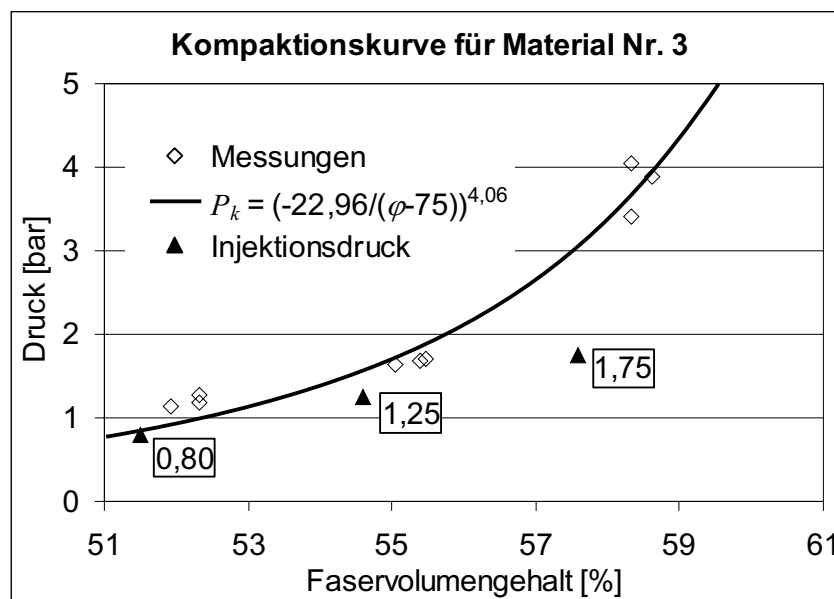


Bild 6.13: Zur Kompaktion erforderliche Kompressionsdrücke bei verschiedenen Faservolumengehalten

Nach Bild 6.13 bestätigt sich, dass die Kompaktionskurve bestimmend ist für den kritischen Injektionsdruck, oberhalb dessen die Faserverstärkung nicht mehr als mechanisch starr angesehen werden kann. Es sind zwei Deformationsszenarien innerhalb der Faserverstärkung vorstellbar:

1. Die zur Lagefixierung der Einzelfilamente verantwortliche Reibung, welche aus der Kompaktion der Faserhalbzeuge resultiert, wird bei Gleichheit zwischen dem Kompaktionsdruck und dem Injektionsdruck aufgehoben, so dass es zu Verschiebungen von Einzelfilamenten oder ganzen Rovings kommen kann.
2. Überwiegt der Injektionsdruck den Kompaktionsdruck wird ein in der Umgebung des Angusses befindlicher Anteil der Fasern in die Kavität hineingedrückt werden können. Hierdurch steigt zwar der Faservolumengehalt in der unmittelbaren Umgebung um den Anguss herum an, woraus eine lokal begrenzte Herabsetzung der Permeabilität resultieren müsste, jedoch wird durch das Abheben des Faserstapels von der Kavitätswand in Angussnähe die von der Flüssigkeit anströmbare Oberfläche des Faserhalbzeugs ausgedehnt, was gleichbedeutend mit einer Vergrößerung der Angussbohrung wäre. Der Massenstrom steigt folglich überproportional zum Injektionsdruck an und wird somit zu einer Überbewertung der Permeabilität führen, wenn dessen Anstieg bzw. die vergrößerte Angussfläche bei der Permeabilitätsbestimmung nicht berücksichtigt werden sollte.

6.4.2 Darstellung einer effektiven Größe der Angussbohrung

Wenn die Erhöhung der berechneten Permeabilitäten auf ein Zurückdrängen der Faserverstärkung in die Kavität und einer damit verbundenen Vergrößerung des effektiven Angussquerschnitts zurückführbar sein soll, muss es folglich möglich sein diese aus den bei den verschiedenen Injektionsdrücken ermittelten Fließfrontfortschritten und Permeabilitäten abzuschätzen.

Da die Berechnung der Permeabilitäten der Transformation des physikalischen Systems in ein isotropes Ersatzsystem unterliegt, ist zunächst der effektive Angussradius r_0 des mit dem zu hohen Injektionsdruck beaufschlagten Ersatzsystems aus der Gleichung G 5.8 zu bestimmen. Hierbei wird die bei den hohen Injektionsdrücken ermittelte Ersatzpermeabilität K_e durch diejenige, welche bei den niedrigeren Injektionsdrücken bestimmt wurde, ersetzt. Dabei wird davon ausgegangen, dass bis auf einen kleinen Bereich um den Anguss herum die Permeabilitäten im übrigen Bereich der Kavität unbeeinflusst bleiben (lokale Deformation).

Die Ersatzpermeabilität des undeformierten Systems gilt indirekt über die Gleichheit der ebenen Permeabilitäten K_{2D_2D} und K_{2D_3D} als bestätigt (vgl. Bild 6.11). Mit diesem Wert der Ersatzpermeabilität wird unter Zuhilfenahme der Zielwertsuche der Angussradius r_0 solange variiert, bis sich aus der Gleichung G 5.8 bei vorgegebenem Fließfrontradius r_f eine Fließzeit ergibt, die derjenigen bei den mit überhöhtem Injektionsdruck durchgeführten Versuchen im Durchschnitt entspricht. Die Berechnung des Betrages der effektiven Angussbohrung R_0 folgt anschließend aus der Gleichung G 5.5.

Die Tabelle 6.5 enthält die Parameter und Ergebnisse der bei überhöhtem Injektionsdruck durchgeführten Messungen.

Tabelle 6.5: Material Nr. 3 bei überhöhtem Injektionsdruck: $\eta = 61$ mPas, $\phi = 0,485$

Vers. [Nr.]	$P_0 - P_f$ [bar]	R_0 [mm]	r_0 [mm]	T_R [s]	r_f [mm]	K_e [m ²]	K_{2D_3D} [m ²]	K_3 [m ²]	$(K_{2D_3D}/K_3)^{1/2}$ [1]
4	1,69	2,0	1,23	8,65	19,09	3,39E-11	9,06E-11	4,79E-12	4,35
5	1,79	2,0	1,33	20,15	18,42	1,15E-11	2,59E-11	2,24E-12	3,40
6	1,73	2,0	1,38	7,15	16,77	2,35E-11	4,94E-11	5,36E-12	3,04
38	1,76	2,0	1,30	13,65	18,87	1,89E-11	4,48E-11	3,34E-12	3,66
39	1,77	2,0	1,35	11,65	17,57	1,71E-11	3,77E-11	3,54E-12	3,26
Mittel	1,75	2,0	1,32	12,25	18,14	2,10E-11	4,97E-11	3,86E-12	3,54

Die mit dem Kontrollversuch bestätigten Ergebnisse werden von den bei einem durchschnittlichen Injektionsdruck von 0,8 bar durchgeführten Messungen (Tabelle 6.6) geliefert.

Tabelle 6.6: Material Nr. 3 bei niedrigerem Injektionsdruck: $\eta = 61$ mPas, $\phi = 0,485$

Vers. [Nr.]	$P_0 - P_f$ [bar]	R_0 [mm]	r_0 [mm]	T_R [s]	r_f [mm]	K_e [m ²]	K_{2D_3D} [m ²]	K_3 [m ²]	$(K_{2D_3D}/K_3)^{1/2}$ [1]
14	0,53	2,0	1,31	72,15	18,65	1,24E-11	2,90E-11	2,28E-12	3,57
15	0,81	2,0	1,35	40,15	17,83	1,14E-11	2,52E-11	2,35E-12	3,27
16	0,80	2,0	1,26	41,65	18,65	1,37E-11	3,43E-11	2,17E-12	3,98
23	0,81	2,0	1,34	54,15	18,53	9,48E-12	2,11E-11	1,91E-12	3,33
24	0,83	2,0	1,29	40,65	18,76	1,25E-11	2,99E-11	2,20E-12	3,69
29	0,83	2,0	1,34	40,15	17,82	1,11E-11	2,48E-11	2,24E-12	3,32

Mittel	0,77	2,0	1,32	48,15	18,37	1,18E-11	2,74E-11	2,19E-12	3,53
--------	------	-----	------	-------	-------	----------	----------	----------	------

Mit der durchschnittlichen Ersatzpermeabilität K_e aus der Tabelle 6.6 und den übrigen erforderlichen Daten (P_0-P_f , r_f , T_R , η , ϕ) aus der Tabelle 6.5 ergibt die auf die Gleichung G 5.8 angewendete Zielwertsuche den Betrag des effektiven Angussradius r_{0eff} :

$$r_{0eff} = 1,96 \text{ mm.}$$

Über die funktionale Bemessung (G 5.5) folgt für die effektive Angussbohrung im physikalischen System:

$$R_{0eff} = 2,99 \text{ mm.}$$

Aus dem tatsächlich vorliegenden Angussdurchmesser von 4 mm wird folglich durch das Abheben des eingelegten Faserstapels von der Kavitätswand ein effektiv wirkender Angussquerschnitt von ca. 6 mm im Durchmesser erzeugt.

6.4.3 Weitere Abschätzungen der effektiven Angussbohrung R_{0eff}

Wie im Kapitel 6.2.4 angedeutet werden die bei den Materialien Nr. 2 und 5 überhöht berechneten Permeabilitäten auch auf Deformationen im Angussbereich infolge eines zu hohen Injektionsdruckes zurückgeführt. Dabei zeigt sich die Diskrepanz zwischen den ebenen Permeabilitäten K_{2D_2D} und K_{2D_3D} noch extremer als bei dem oben ausführlich betrachteten Multi-Axial-Gelege Nr. 3. Bereits bei den verhältnismäßig niedrigen Injektionsdrücken von ca. 0,8 bar werden bei dem betrachteten Faservolumengehalt von ca. 55 % aus den dreidimensionalen Versuchen um das Drei- bis Fünffache höhere ebene Permeabilitäten errechnet als aus den Kontrollmessungen (Bild 6.7) ermittelt werden. Die zur Kompaktion der Faserhalbzeuge Nr.2 und 5 erforderlichen Druckkräfte müssen folglich geringer sein als die des untersuchten Materials Nr. 3.

Da bei den Materialien Nr. 2 und 5 aufgrund ihres vermutlich geringen Kompaktionswiderstands die Ersatzpermeabilität K_e des undeformierten Systems bei dem Faservolumengehalt von $\varphi = 55 \%$ messtechnisch nicht erfasst werden konnte, wurde ein alternativer Weg zur Abschätzung dieses Wertes gewählt. Demnach wird die

Ersatzpermeabilität K_e des undeformierten Systems aus der mittleren ebenen Permeabilität K_{2D_2D} der Kontrollmessung als Wert für K_{2D_3D} und dem vom Injektionsdruck offenbar unbeeinflussten Halbachsenverhältnis der 3D-Messungen (vgl. Tabelle 6.5 und Tabelle 6.6) näherungsweise bestimmt. Hierbei werden die Gleichungen G 5.9, G 5.10 und G 5.13 auf die in der Tabelle 3.1 stehende Bedingung für die dreidimensionale isotrope Ersatzpermeabilität K_e angewendet:

$$K_e = \sqrt[3]{K_{2D_2D}^2 \cdot K_{2D_2D} \left(\frac{z_r}{r_{fr}} \right)^2} \quad \text{G 6.1}$$

Einige Eingangsdaten und Ergebnisse für die Faserhalbzeuge Nr. 2 und 5 sind in der nachfolgenden Tabelle 6.7 zusammengefasst.

Tabelle 6.7: Effektive Angussquerschnitte der Materialien Nr. 2 und 5 bei $\varphi = 55 \%$

Mat. [Nr.]	R_0 [mm]	r_0 [mm]	K_{e_ist} [m ²]	K_{2D_3D} [m ²]	K_3 [m ²]	$(K_{2D_3D}/K_3)^{1/2}$ [1]	K_{2D_2D} [m ²]	K_{e_soll} [m ²]	r_{0eff} [mm]	R_{0eff} [mm]
2	2,0	1,28	3,95E-11	1,05E-10	5,66E-12	4,26	2,06E-11	7,83E-12	4,55	7,39
5	2,0	1,19	3,99E-11	1,12E-10	5,08E-12	4,77	3,84E-11	1,35E-11	2,89	4,84

In der Tabelle 6.7 wird mit K_{e_ist} die aus dem dreidimensionalen Experiment ermittelte und mit K_{e_soll} die fiktive Ersatzpermeabilität (des undeformierten Systems) nach G. 6.1 bezeichnet. Die Rechnungen zeigen, dass die effektiven Angussbohrungen R_{0eff} um den Faktor 3,7 beim Material Nr. 2 und 2,4 beim Material Nr. 5 größer sind als die tatsächlich vorliegende.

6.4.4 Fazit für die Fließsimulation

Aus den hier durchgeführten Betrachtungen zur Wirkung eines oberhalb des Kompaktionsdruckes liegenden Injektionsdruckes auf die Permeabilitätsbestimmung ergeben sich Schlussfolgerungen für die Fließsimulation. Demnach ist eine Berücksichtigung der Nachgiebigkeit des Faserhalbzeuges gegenüber dem Injektionsdruck in Angussnähe entscheidend für die Bestimmung exakter Fließzeiten.

6.5 Fehlerbetrachtungen und Statistik

6.5.1 Auflösungsvermögen und zufälliger Fehler der Ultraschallmesskette

Wie im Bild 4.6 dargestellt, kann der Fließfrontfortschritt anhand der Wanderung eines charakteristischen Punktes der empfangenen Schallwelle (z.B. ein ausgewähltes Wellental) innerhalb eines auf den Zeitpunkt der Aussendung des Anregungssignals referenzierten Beobachtungszeitfensters verfolgt werden. Die augenblickliche Fließfrontposition z_f ist dabei korrelierbar mit der relativen Lage des betrachteten Wellenpunktes innerhalb desjenigen Laufzeitintervalls, welches bei der Bewegung des Fließfrontscheitels vom Anguss zum gegenüberliegenden Kavitätsrand durchschritten wird. Messtechnisch repräsentiert wird das Beobachtungszeitfenster durch eine von der Abtastrate der Messtechnik bestimmten Aneinanderreihung von zeitlich äquidistanten Messpunkten (Wellenpunkte). Ihre Anzahl innerhalb des Laufzeitintervalls ist bestimmend für das Auflösungsvermögen der hier mit der Ultraschalltechnik vollzogenen Wegmessung.

Die Auswertung der Versuche zeigt, dass die Auflösung der Ultraschallmessstrecke nicht nur vom Typ des Faserhalbzeugs, sondern auch vom Faservolumengehalt beeinflusst wird. Dabei zeichnet sich bei zunehmendem Faservolumengehalt eine Verringerung der Auflösung ab (Tabelle 6.8).

Sowohl die Auflösung als auch der zufällige Messfehler, welcher aus 20 Einzelmessungen am trockenen Faserstapel, ermittelt wird, verbleiben für jedes der untersuchten Faserhalbzeuge unterhalb von 0,1 mm. In der im Kapitel 6.5.4 folgenden Abschätzung eines Gesamtfehlers der Permeabilitätsbestimmung soll dieser Betrag als absoluter Fehler der Ultraschallmesskette eingesetzt werden.

Tabelle 6.8: Das Auflösungsvermögen Res und der Fehler s_{err} der Ultraschallmessung

Faserhalbzeug	Vers.-Nr.	φ [%]	Wellenpunkte Δw	z_r [mm]	Res [mm]	s_{err} [mm]	Bemerkung
4	12	49,5	392	8,0	0,020	0,096	
2	7	52,0	700	8,0	0,011	0,008	
1	22	54,4	313	8,0	0,026	0,025	Bild 4.6
4	3	54,5	198	8,0	0,040	0,077	
2	35	59,9	411	8,2	0,019	0,032	

3	57	60,6	89	8,0	0,090	0,090	
---	----	------	----	-----	-------	-------	--

6.5.2 Systematischer Fehler der Ultraschallmessung

Eine zusätzliche systematische Fehlerquelle resultiert aus der Krümmung der ellipsoiden Fließfrontform innerhalb der für die Ultraschallübertragung benötigten Querschnittsfläche (Durchmesser $2u$, Bild 6.14). Der Fehler zeigt sich in der Weise, dass die mit der Ultraschallmessung ermittelte Fließfronthöhe z_f stets kleiner ist als die gesuchte Höhe c des Fließfrontscheitels. Die Ursache hierfür folgt aus der Inanspruchnahme des für die Schallübertragung erforderlichen Querschnitts an dessen Rand Teile der Fließfront erfasst werden, die bedingt durch die ellipsoide Form dem Scheitelpunkt in z -Richtung nacheilen. Um den Fehler möglichst gering zu halten, sollte der sensitive Durchmesser der Schallübertragung folglich klein gehalten werden.

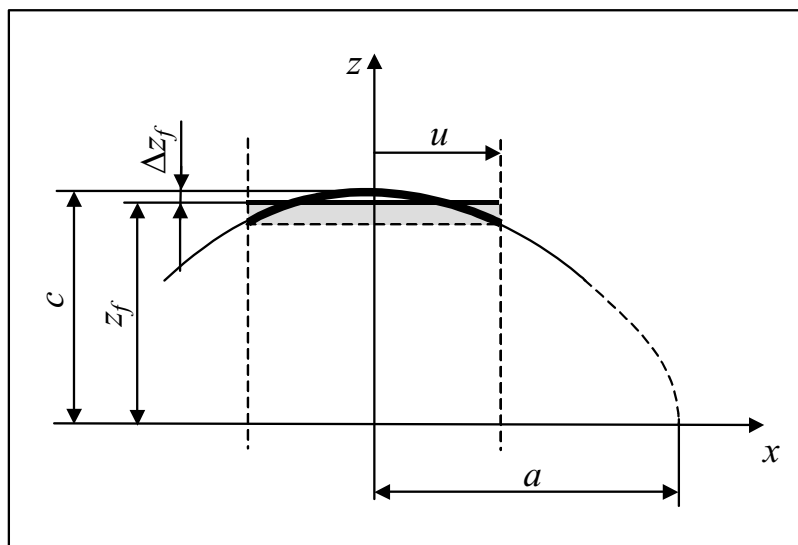


Bild 6.14: Fehler der gemessenen (z_f) gegenüber der tatsächlichen (c) Scheitelhöhe

Eine Abschätzung des Nachlaufs kann durch einen Vergleich der tatsächlichen Höhe c des Fließfrontscheitels mit der mittleren Höhe z_f des vom Ultraschall durchdrungenen Teils der ellipsoiden Fließfrontoberfläche erfolgen.

Die Größe des durch die Krümmung der Fließfront bedingten Höhenfehlers ist abhängig von den Halbachsenverhältnissen (Tabelle 3.1) der ellipsoiden Fließfrontform und dem Durchmesser $2u$. Statt einen zu erwartenden hohen Aufwand für eine Ermittlung des Durchmessers $2u$ des sensitiven Querschnitts zu betreiben, wird dieser aus der Betrachtung der konstruktiven Ausführung des Einbaus des Ultraschallsen-

ders zu $2u \approx 10$ mm abgeschätzt. Mit dieser Randbedingung lassen sich Fehlerkurven für verschiedene Halbachsenverhältnisse angeben (Bild 6.15).

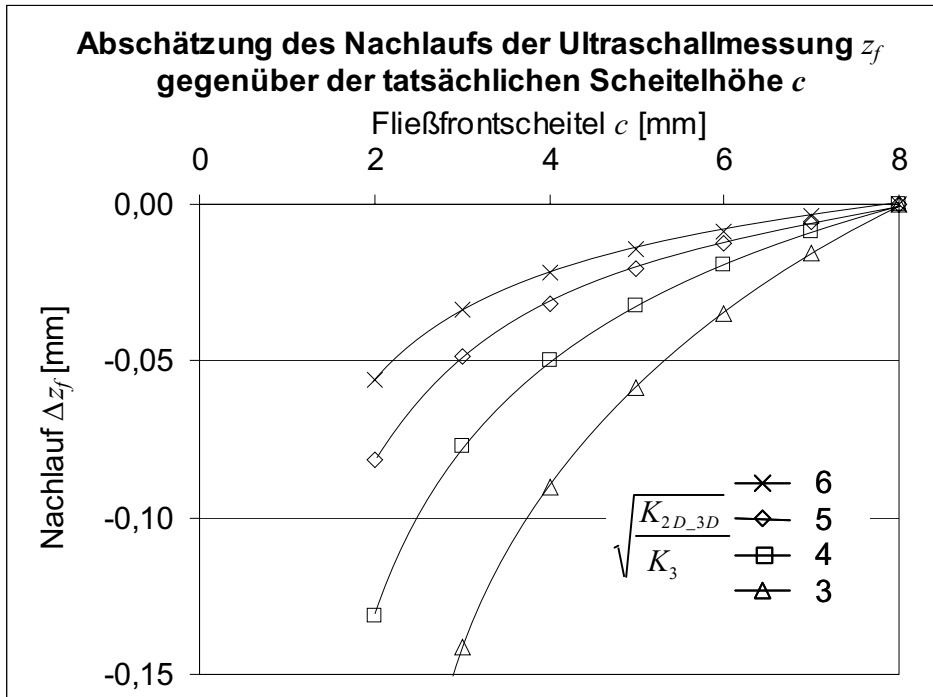


Bild 6.15: Fehler durch Nachlauf bei verschiedenen Halbachsenverhältnissen

Die im Diagramm (Bild 6.15) dargestellten Verläufe berücksichtigen die Bezugnahme der Ultraschallmessung auf den Zeitpunkt der optisch erfassten Ankunft bei $z_r = 8$ mm. Aus diesem Grunde verringert sich der Wert für den Nachlauf mit zunehmendem Fließfrontfortschritt bis dieser die obere Kavitätsgrenze ($z_r = 8$ mm) erreicht und zu Null wird. Da der Betrag des durch den Nachlauf und die Auswertemethodik bedingten Fehlers bei Halbachsenverhältnissen oberhalb von 3:1 bereits ab der für die Permeabilitätsbestimmung interessierenden Fließfronthöhe von ca. 4 bis 6 mm im Bereich des Auflösungsvermögens und des zufälligen Messfehlers der Ultraschallmesskette liegt (vgl. Tabelle 6.8), wird diese Fehlerwirkung bei der Bestimmung der Fließfronthöhe vollständig vernachlässigt. Die bisher untersuchten Materialien besitzen Halbachsenverhältnisse, die sich zwischen 3:1 und 6:1 bewegen (Kap.6.6).

6.5.3 Weitere Mess- und Auswertefehler

Weitere zufällige Fehler resultieren aus der Druck- und Massenmessung, sowie aus der Dichte- und Viskositätsermittlung am verwendeten Pflanzenöl (Tabelle 6.9). Die in der Tabelle 6.9 dargestellten Werte entstammen den Datenblättern der beteiligten

Geräte oder sind geschätzt. Darüber hinaus existieren systematische Fehler, welche von der Soft- und Hardware des gesamten Messsystems hervorgerufen werden. Diese Fehler beinhalten zeitliche Verzögerungen, die aufgrund ihrer verschiedenen Beträge zu einer Zeitkonstanten zusammengefasst werden, die wie ein zufälliger Fehler gehandhabt wird.

Tabelle 6.9: Fehler der Messgrößen

Messgröße	Symbol	Fehler s_{err}	Einheit
Masse	ΔM	0,1	g
Druck	ΔP	1000	Pa
Dichte	$\Delta \rho$	10	kg/m ²
Viskosität	$\Delta \eta$	0,5	mPas
Zeit	Δt	0,3	s
Porosität	$\Delta \phi$	1	%
Angussrad.	ΔR_0	0,05	mm
Fließfront	Δz_f	0,1	mm

Ferner ist die Rechengenauigkeit des für die Auswertung verwendeten Tabellenkalkulationsprogramms zu beachten, da bei der Permeabilitätsberechnung um mehrere Größenordnungen verschiedene Zahlenwerte miteinander verrechnet werden. So verarbeitet das Programm max. 15 Ziffern einer Zahl und eine zugehörige Zehnerpotenz separat. Bei der Eingabe von mehr als 15 Ziffern werden die überzähligen zu Null gesetzt. Für die Addition und Subtraktion bedeutet dies, dass das Ergebnis zweier zu verarbeitender Zahlen, die im Verhältnis $1/10^{14}$ oder $10^{14}/1$ stehen, gerade noch exakt darstellbar ist. Anhand der Gleichung G 3.22 ist zu ersehen, dass die Genauigkeit der Permeabilitätsauswertung stark durch den Betrag des Angussdurchmessers bestimmt wird, da dieser unterschiedlich potenziert in die Summanden der Permeabilitätsgleichung eingeht. Bei dem im Versuchsaufbau verwendeten Angussdurchmesser von 4 mm stehen die Summanden maximal im Verhältnis $1/10^9$ bzw. $10^9/1$. Die Rechenergebnisse sind damit auf 5 Nachkommastellen genau. Bei einem Angussdurchmesser von 1 mm reduziert sich die Rechengenauigkeit auf ein Tausendstel. Für die Bestimmung der Permeabilität kann diese Rechengenauigkeit folglich als hinreichend erachtet werden.

6.5.4 Gesamtfehler und Vertrauensbereich

6.5.4.1 Gesamtfehler

Der Gesamtfehler des hier zur Permeabilitätsbestimmung entwickelten Mess- und Auswertesystems entsteht durch Akkumulation der von den Systemkomponenten verursachten Einzelfehler. Die Bestimmung des Gesamtfehlers basiert auf dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz, das hier auf die zur Berechnung der Dickenpermeabilität K_3 hergeleitete Gleichung G 5.7 angewendet wird. Mit den fehlerbehafteten Variablen z_f , M , P , ρ , η , T , ϕ und R_0 und den in Gleichung G 5.7 eingesetzten Gleichungen für r und r_0 lautet demnach der Gesamtfehler des Systems:

$$\Delta K = \sqrt{\left(\frac{\partial K}{\partial z_f} \Delta z_f\right)^2 + \left(\frac{\partial K}{\partial M} \Delta M\right)^2 + \left(\frac{\partial K}{\partial \rho} \Delta \rho\right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial K}{\partial R_0} \Delta R_0\right)^2}. \quad \text{G 6.2}$$

Durch Normierung der Injektionszeit und des Gesamtfehlers der Permeabilität gelingt es die Fehlerentwicklung der Beispielversuche nach Tabelle 6.8 stellvertretend für das generelle Systemverhalten in einem Diagramm aufzutragen (Bild 6.16). Die Ergebnisse der Beispielversuche zeigen gemeinsam die Annäherung an ein Fehlerniveau, das unterhalb von 5 % liegt. Die höheren Fehler zu Beginn der Injektion sind hauptsächlich auf die noch geringen Verhältnisse der Zeit- und Massenbeträge zu ihren Fehlern (Tabelle 6.9) zurückzuführen. Mit einer Ausnahme wird die 5 %-Grenze nach ungefähr einem Drittel bis zur Hälfte der Injektionszeit erreicht. Der überdurchschnittlich hohe Fehler des Versuchs Nr. 7 beim Kohlenstofffasergewebe Nr. 2 ist wesentlich auf die mit 9,8 Sekunden verhältnismäßig kurze Injektionszeit zurückzuführen. Das Verhältnis der Injektionszeit zum Zeitfehler des Messtakts ist hier im Vergleich zu den anderen Versuchen besonders ungünstig. Um auch bei hochdurchlässigen Faserhalbzeugen, wie dem betrachteten Gewebe Nr. 2, geringe Fehlerkonstanten zu erzielen, empfiehlt es sich die Injektionszeit auf mindestens 25 s zu verlängern. Dies lässt sich erreichen durch die Verringerung des Injektionsdruckes, die Wahl einer höherviskosen Flüssigkeit, eine Vergrößerung der Kavitätshöhe oder die Verwendung eines kleineren Angussdurchmessers.

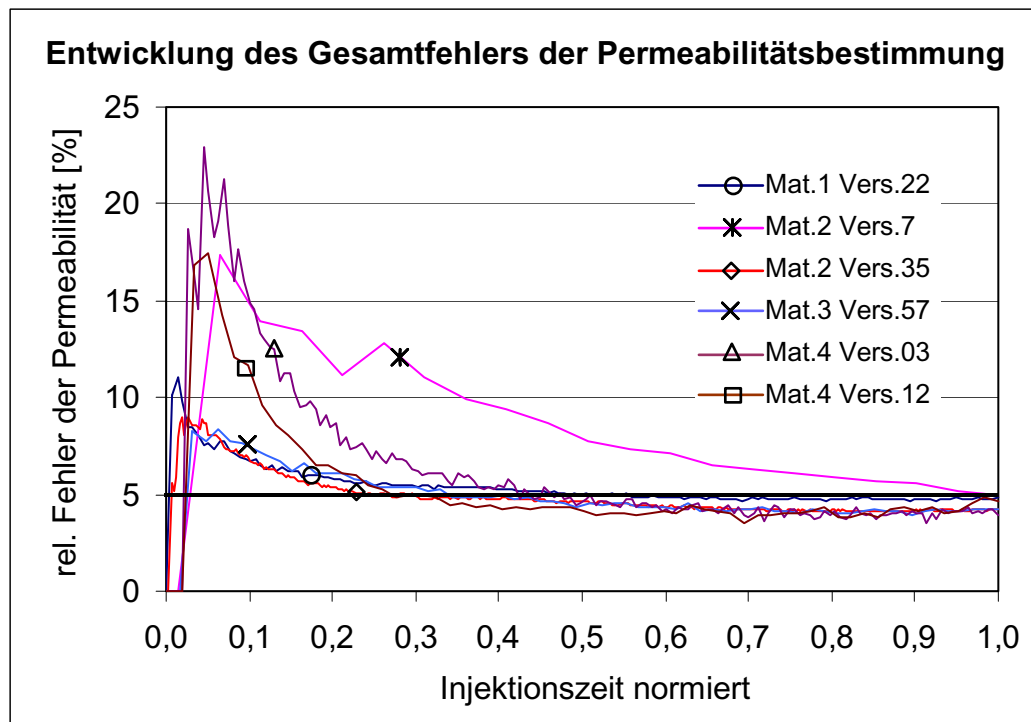


Bild 6.16: Gesamtfehler der Permeabilitätsbestimmung

6.5.4.2 Vertrauensbereich

Um das statistische Prozessverhalten des untersuchten Faserhalbzeugs sowie die Vertrauenswürdigkeit des aus den Messungen bestimmten Mittelwerts der Permeabilität bewerten zu können, werden die Standardabweichung des Stichprobenumfangs und daraus der Vertrauensbereich berechnet. Dabei kann das statistische Prozessverhalten des untersuchten Messobjekts, das Faserhalbzeug, nur dann identifiziert werden, wenn der vom Mess- und Auswertesystem verursachte Gesamtfehler klein gegenüber der Standardabweichung der für ein Halbzeug erstellten Messreihe ist.

Als Vertrauensbereich wird ein um den Mittelwert des Stichprobenumfangs angeordnetes Intervall bezeichnet, innerhalb dessen mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit der wahre Mittelwert der Grundgesamtheit erwartet werden kann. Das Größenverhältnis des Vertrauensbereiches gegenüber dem Mittelwert der Stichprobe vermittelt dabei, ähnlich wie die Standardabweichung, ein Bild über die Stabilität des Systems. Der Vertrauensbereich wird bestimmt zu:

$$\bar{x} - \frac{ts}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{x} + \frac{ts}{\sqrt{n}} .$$

G 6.3

Hierbei ist μ der wahre Mittelwert der Grundgesamtheit, \bar{x} der Mittelwert des Stichprobenumfangs, s die Standardabweichung, n der Stichprobenumfang und t der Faktor der Student's-Verteilung, der nach der Größe des Stichprobenumfangs und der interessierenden Aussagewahrscheinlichkeit aus einer Tabelle [114] ausgewählt werden kann. In der Messtechnik gebräuchlich ist die Angabe des Vertrauensbereichs für eine Aussagewahrscheinlichkeit von 95 %. Die nachfolgende Tabelle 6.10 vermittelt die Dickenpermeabilitäten K_3 und die Vertrauensbereiche dreier untersuchter Materialien.

Tabelle 6.10: Dickenpermeabilitäten K_3 und Vertrauensbereiche

GF-Gewebe (Nr. 1)				GF-Gelege (Nr. 3)				CF-Gelege (Nr. 4)			
φ [%]	K_3 [10^{-12}m^2]	ΔK_3 [10^{-12}m^2]	ΔK_3 [%]	φ [%]	K_3 [10^{-12}m^2]	ΔK_3 [10^{-12}m^2]	ΔK_3 [%]	φ [%]	K_3 [10^{-12}m^2]	ΔK_3 [10^{-12}m^2]	ΔK_3 [%]
47,5	3,30	0,49	14,8	51,5	2,19	0,18	8,2	50,8	2,23	0,42	19,0
50,9	1,82	0,63	34,7	54,6	1,60	0,48	29,9	58,0	0,58	0,22	37,1
54,0	1,06	0,44	41,7	57,6	0,80	0,20	24,6	60,0	0,36	0,09	23,9
57,2	0,36	0,06	18,2	60,6	0,61						

Auffällig bei den drei untersuchten Materialien ist eine verhältnismäßig große Spannweite des Vertrauensbereiches, welche auf eine starke Streuung der Messungen und den relativ geringen Stichprobenumfang zurückzuführen ist. Durch die Wahl des Stichprobenumfangs von 6 ergibt sich bei der Aussagewahrscheinlichkeit von 95 % ein Vertrauensbereich, dessen Betrag um ca. 7 % größer ist als die Standardabweichung. Da beide Parameter somit vom Betrag her ähnlich sind, werden hier nur die Ergebnisse des Vertrauensbereichs aufgeführt.

Zur Veranschaulichung der in der Tabelle 6.10 ermittelten Ergebnisse, werden diese nochmals graphisch im Bild 6.17 zusammen mit den aus der Regression bestimmten Permeabilitätskennlinien dargestellt.

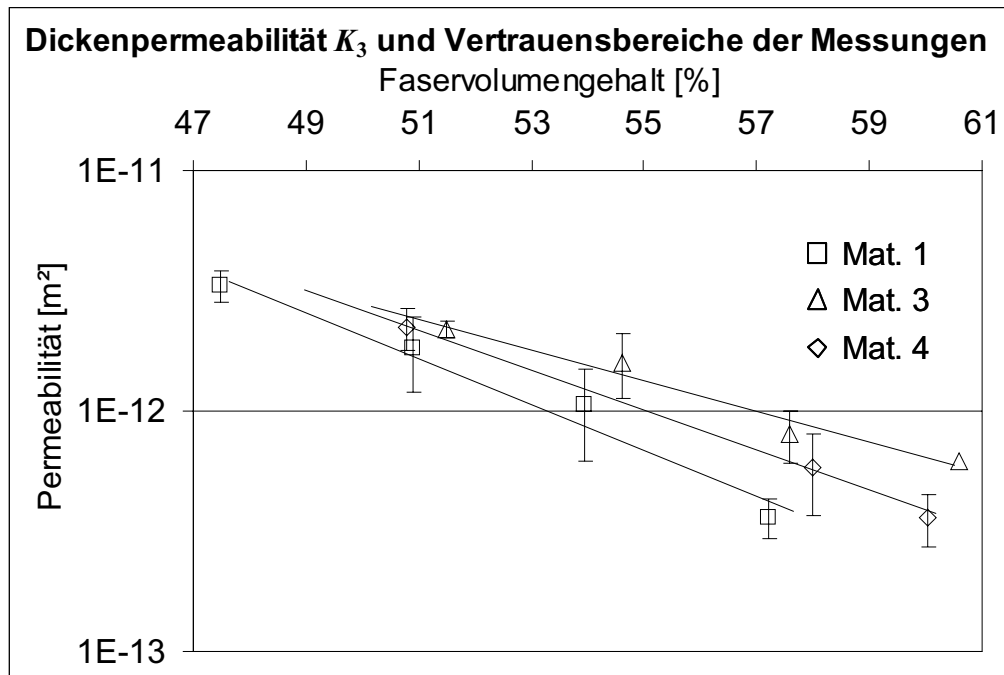


Bild 6.17: Dickenpermeabilität dreier Materialien

Trotz der verhältnismäßig hohen Streuungen zeichnen sich bei den Beispielmaterialien voneinander trennbare Tendenzen der Permeabilitätskennlinien ab. Die für das Glas-Leinwandgewebe (Nr. 1) bestimmte Kennlinie durchläuft innerhalb des betrachteten Bereiches des Faservolumengehalts die geringsten Permeabilitätsbeträge. Eine höhere Durchlässigkeit in Dickenrichtung besitzt das Multi-Axial-Gelege aus Kohlenstofffasern (Nr. 4), welches von dem ähnlich aufgebauten, aus Glasfasern bestehenden Material Nr. 3 übertroffen wird.

6.5.5 Streuung der Permeabilität

Der Vergleich der hier ermittelten Ergebnisse (Tabelle 6.10) mit der Literatur (Tabelle 6.11) zeigt, dass Streuungen der Permeabilität von mehr als 10 % charakteristisch sind. Lundström [105, 119] bestätigt mit einer an drei Laboratorien durchgeführten Testkampagne (*Round-Robin Study*) Standardabweichungen von durchschnittlich 14 bis 20 % und Vertrauensbereiche zwischen 20 und 30 %.

Tabelle 6.11: Recherchierte Permeabilitäten und deren Streuungen

Quelle	Halbzeug / Beschr.	φ [%]	K_1 [$10^{-11}m^2$]	K_2 [$10^{-11}m^2$]	K_3 [$10^{-11}m^2$]	SK_1 [%]	SK_2 [%]	SK_3 [%]
[105]	Ahlström Nr. 1/ GF-MAG, 0°/90° 900g/m ²	52,7	7,66	4,54		22,0	8,3	
[105]	Ahlström Nr. 2/ GF-MAG, 0°/90° 900g/m ²	46,9	16,50	6,85		24,0	7,8	
[105]		52,7	7,20	2,43		27,0	11,0	
[105]		60,3	2,09	1,03		48,0	16,0	
[119]	Ahlström / GF-Gewebe, 771g/m ²	50,2	6,35	11,05		20,7	15,9	
[119]		50,2	6,56	11,47		15,7	16,3	
[119]		54,8	2,67	4,07		24,8	30,1	
[120]	Syncoglas R 420 GF-Leinwand, 420 g/m ²	41,7	17,9	14,3		22,2	21,0	
[120]	Syncoglas RE144/255 GF-Köper 2/2, 380 g/m ²	52,8	2,62	1,23		21,7	14,1	
[113]	Vetrotex 5x4 24 ounce / GF-Leinwand	59,0	4,44	3,38	0,11	19,3	20,0	38,7

In einer jüngeren Arbeit [120] in der Standardabweichungen von der gleichen Größenordnung bestimmt werden, stellt sich heraus, dass diese zu einem großen Teil aus einem lokal veränderlichen Versatz der textilen Strukturmuster benachbarter Einzellagen folgen (Bild 6.18).

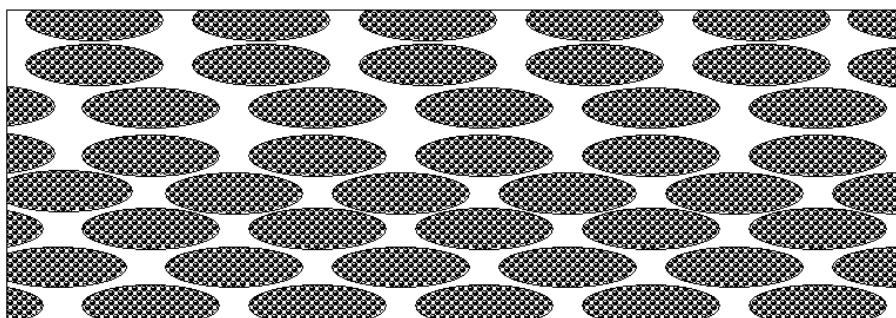


Bild 6.18: Variation des Schichtungsmusters und der Packungsdichte

Hierbei ändert sich der Versatz nicht nur von einer Lage zur nächsten, sondern auch innerhalb der flächigen Ausdehnung zweier benachbarter Halbzeuge schwankt der Versatz der Strukturkomponenten in Abhängigkeit der Streuung der textilen Geometrieparameter (z.B. Fadendichte und -orientierung).

In der Fertigung von Faser-Kunststoff-Verbundbauteilen sind die aus dem Versatz der textilen Strukturmuster hervorgerufenen, im Querschnitt sichtbaren geometrischen Unregelmäßigkeiten kaum zu kontrollieren. Daher muss vom Injektionsprozess eine derart hohe Robustheit verlangt werden, dass Schwankungen der Permeabilität in der beschriebenen Größenordnung verkraftet werden können.

6.5.6 Fazit der statistischen Fehlerbetrachtung

1. Der vom Mess- und Auswertesystem verursachte Gesamtfehler wird zu maximal 5 % abgeschätzt. Die Genauigkeit des Mess- und Auswertesystems ist damit hinreichend für die Permeabilitätsbestimmung, wie Vergleiche mit den hier ermittelten und in der Literatur recherchierten Permeabilitäten zeigen. Typische von den Faserhalbzeugen verursachte Streuungen der Permeabilität liegen bei ca. 20 %, welche damit den Gerätefehler übertreffen.
2. Da der Zeitfehler des Mess- und Auswertesystems sich bei kurzen Fließzeiten überproportional stark auswirkt, sollte die für den Durchlauf der Kavitätshöhe benötigte Injektionszeit mindestens 25 s betragen. Bei höherpermeablen Materialien besteht die Möglichkeit, den Injektionsdruck zu verringern, den Angussdurchmesser zu verkleinern, die Viskosität zu erhöhen oder die Kavitätshöhe zu vergrößern, um die Injektionszeit zu verlängern.
3. Der durch die Krümmung der Fließfront verursachte Fehler in der Höhenbestimmung des Fließfrontscheitels erweist sich als vernachlässigbar, wenn das Halbachsenverhältnis zwischen ebener und vertikaler Ausbreitung mindestens 3:1 beträgt, was für die meisten flächigen Faserhalbzeuge zutreffen dürfte.

6.6 Permeabilitätscharakteristik flächiger Verstärkungshalbzeuge

Die Ergebnisse der hier untersuchten Gewebe und Gelege zeigen vergleichbare Eigenschaften auf, welche als allgemeine Charakteristika für flächige Verstärkungshalbzeuge vermutet werden können. Dies betrifft in erster Linie das zu den Halbachsenverhältnissen (Tabelle 3.1) analoge Größenverhältnis zwischen der Fließfronthöhe und der mittleren Ausbreitung in der Ebene (Bild 6.19).

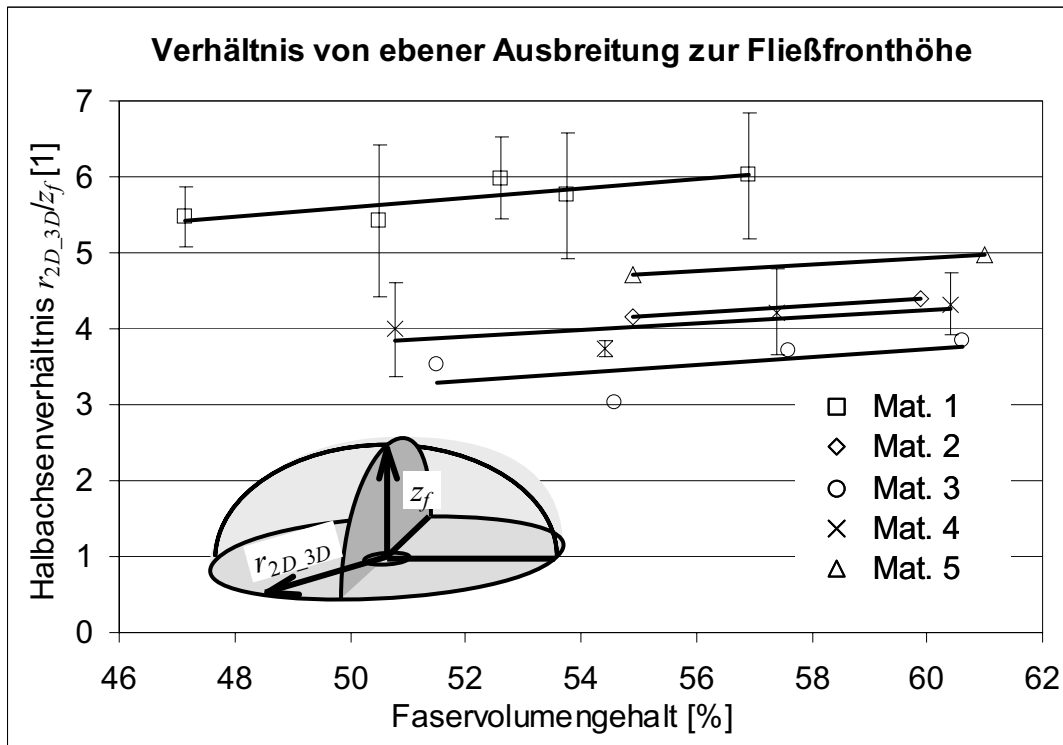


Bild 6.19: Halbachsenverhältnisse untersuchter Faserhalbzeuge

Die Halbachsenverhältnisse von vier der fünf untersuchten Gewebe und Gelege bewegen sich in einem Intervall zwischen 3 und 5, d.h. die Ausbreitungsgeschwindigkeit in der ebenen Richtung der Faserhalbzeuge ist drei- bis fünfmal höher als in der Dickenrichtung. Die Dickenpermeabilität ist damit gemäß dem quadratischen Zusammenhang zwischen den Verhältnissen der Halbachsenlängen und den zugehörigen Permeabilitätsverhältnissen (G 5.15) ca. 10 bis 25 mal kleiner als die mittlere ebene Permeabilität. Eine Ausnahme bildet das untersuchte Leinwandgewebe (Nr. 1), welches sich durch ein gegenüber den anderen Materialien höheres Halbachsenverhältnis absetzt. Als Ursache hierfür wird eine gegenüber den anderen Faserhalbzeugen dichtere Struktur vermutet, welche einen geringeren Anteil an Faserbündelzwischenräumen zulässt, die in Dickenrichtung miteinander verbunden sind.

Innerhalb der untersuchten Bereiche des Faservolumengehalts zeigen die Verläufe aller fünf Materialien einen ähnlich starken Anstieg des Halbachsenverhältnisses von ca. 0,066 pro Faservolumenprozent. Dieser Anstieg dürfte auf die in Kapitel 2.1 beschriebene zunehmende Blockade der Strömung in Dickenrichtung durch einander berührende Fasern zurückführbar sein.

7. Einfluss der Dickenpermeabilität auf den Harzinjektionsprozess

In diesem Kapitel wird die Einflussnahme der Dickenpermeabilität K_3 auf den Harzinjektionsprozess untersucht und bewertet. Als Diskussions- und Bewertungsgrundlage werden numerische Füllsimulationen verschiedener Geometrien bei variierender Dickenpermeabilität durchgeführt. Eine wesentliche Gemeinsamkeit der Beispiele besteht darin, dass zu ihrer Darstellung die Angabe der Dickenpermeabilität erforderlich ist. Die Variationen der Dickenpermeabilität liegen innerhalb des in Kapitel 6.6 herausgestellten charakteristischen Bereichs des Halbachsenverhältnisses. Es werden hier ausschließlich Füllsimulationen bei konstantem Injektionsdruck vorgestellt.

7.1 Beispiel 1: Injektion einer Platte durch einen Punktanguss

Mit diesem Beispiel soll der Einfluss der Dickenpermeabilität auf den Füllvorgang einer durch einen Punktanguss injizierten Platte verdeutlicht werden (Bild 7.1). Als Referenz wird die Injektion einer gelochten Platte aufgeführt. Zur Füllung der gelochten Platte ist gegenüber den ungelochten Beispielen die geringste Zeitdauer erforderlich.

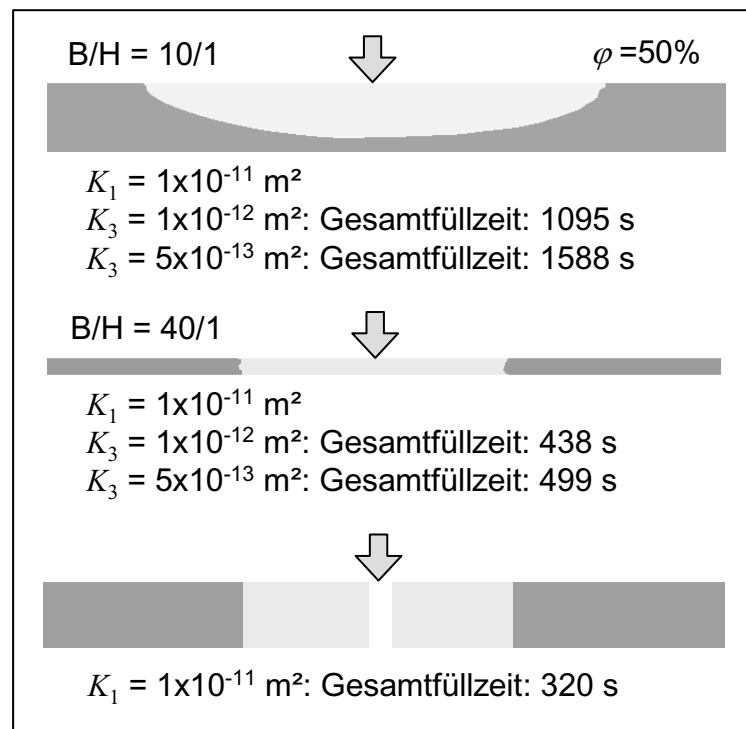


Bild 7.1: Einfluss der Dickenpermeabilität auf die Punktinjektion einer Platte

Zusätzliche Verzögerungen durch eine Flüssigkeitsströmung in Dickenrichtung können hier nicht auftreten, da bedingt durch den über die Dicke gleichzeitigen Anstieg der Flüssigkeit kein Strömungsanteil in Dickenrichtung auftritt. Folglich ist die Gesamtfüllzeit der gelochten Platte auch unabhängig von der Plattendicke.

Im Gegensatz dazu steigt bei den ungelochten Konfigurationen die Gesamtfüllzeit mit zunehmender Plattendicke an. Dieser Anstieg fällt dabei umso größer aus, je kleiner die Dickenpermeabilität K_3 ist, wie die Gegenüberstellung der Dickenpermeabilitäten und Gesamtfüllzeiten der im Bild 7.1 dargestellten Konfigurationen zeigt.

Wird die Plattendicke nahezu bis auf Null verringert oder ihre Ausdehnung (B) in der Ebene sehr stark vergrößert, sind Gesamtfüllzeiten zu erwarten, die sich derjenigen einer Konfiguration mit Loch und gleicher Ausdehnung asymptotisch annähern.

Ein Entscheidungskriterium anhand dessen abgewogen werden kann, ob ein Injektionsvorgang zwei- oder dreidimensional gerechnet werden soll, wird in [108] entwickelt. Demnach ist der bei einer zweidimensionalen Fließsimulation auftretende Fehler gegenüber einer dreidimensionalen Rechnung zu ermitteln. Dieser Fehler wird von dem Verhältnis der Dicke zur charakteristischen Fließlänge in der Ebene (relative Fließlänge) und vom Verhältnis der Dickenpermeabilität zur ebenen Permeabilität bestimmt. Als Anhaltswert kann festgehalten werden, dass bei einer gegenüber der ebenen Permeabilität um den Faktor 10 kleineren Dickenpermeabilität der Fehler in der Fließzeit unter 8 % fällt, wenn die Fließlänge in der Ebene mindestens um das Achtzigfache größer ist als in Dickenrichtung.

7.2 Beispiel 2: Injektion mit Verteilermedium

Das Bild 7.2 zeigt zwei mit Hilfe der Fließsimulation berechnete Fließfrontverläufe, welche sich beispielsweise bei der Vakuuminjektion mittels Verteilermedium (vgl. Bild 2.16) einstellen. Das auf der Oberfläche der Faserverstärkung aufliegende Verteilermedium besitzt eine um den Faktor 100 höhere ebene Permeabilität als die darunter liegende Faserverstärkung. Die einzige Eingangsgröße, die bei den beiden dargestellten Simulationsergebnissen variiert wird, ist die Dickenpermeabilität K_3 .

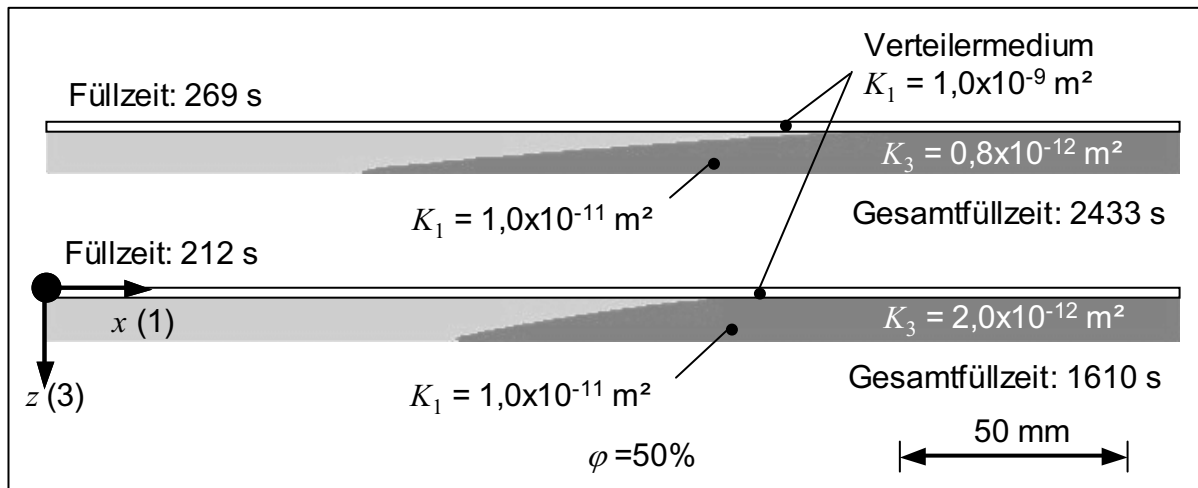


Bild 7.2: Füllsimulationen, angelehnt an einen Vakuumprozess mit Verteilermedium

Der Vergleich der beiden im Bild 7.2 dargestellten Fließfrontverläufe zeigt, dass das Voreilen des Harzes im Verteilermedium stärker wird, je geringer das Verhältnis der Dickenpermeabilität K_3 zur ebenen Permeabilität K_1 des Verteilermediums ist. Die Gegenüberstellung der annähernd gleichen Fließfrontfortschritte lässt erkennen, dass zur Beschleunigung des Injektionsvorgangs die Dickenpermeabilität überproportional wachsen muss. Bei der im Bild 7.2 gezeigten Steigerung der Dickenpermeabilität K_3 um das 2,5-fache verkürzt sich die Zeit, zu der ein vergleichbarer Fließfrontfortschritt beobachtet werden kann, um lediglich ein Fünftel. Bei der Gesamtfüllzeit schlägt sich die hier gezeigte Steigerung der Dickenpermeabilität in einer Verkürzung um ein Drittel nieder. Die verhältnismäßig geringe Beschleunigung des Injektionsvorganges in Folge der Erhöhung der Dickenpermeabilität deutet darauf hin, dass auch bei der Injektion mittels Verteilermedium die ebene Permeabilität einen größeren Einfluss auf die Prozessgeschwindigkeit ausübt als die Dickenpermeabilität, jedoch ist zur Abbildung des Prozesses die Kenntnis der Dickenpermeabilität nicht vernachlässigbar.

7.3 Beispiel 2: Injektion eines T-Profiles von der Seite

In dem folgenden Beispiel wird der Einfluss der Dickenpermeabilität auf die Injektion eines T-förmigen Profils untersucht. Der T-förmige Querschnitt entsteht aus einem Faserstapel, der jeweils zur Hälfte in die eine und in die andere Richtung rechtwinklig umgeklappt wird. Bedingt durch die Ausdehnungen in Dickenrichtung bilden die sich voneinander abwendenden Hälften des Stapels eine Fuge (Zwickel), die mit

einem häufig aus Rovings oder Flechtschläuchen bestehenden Zwickelfüller aufgefüllt wird. Das Ergebnis dieses Preformvorgangs zeigt das Bild 7.3.

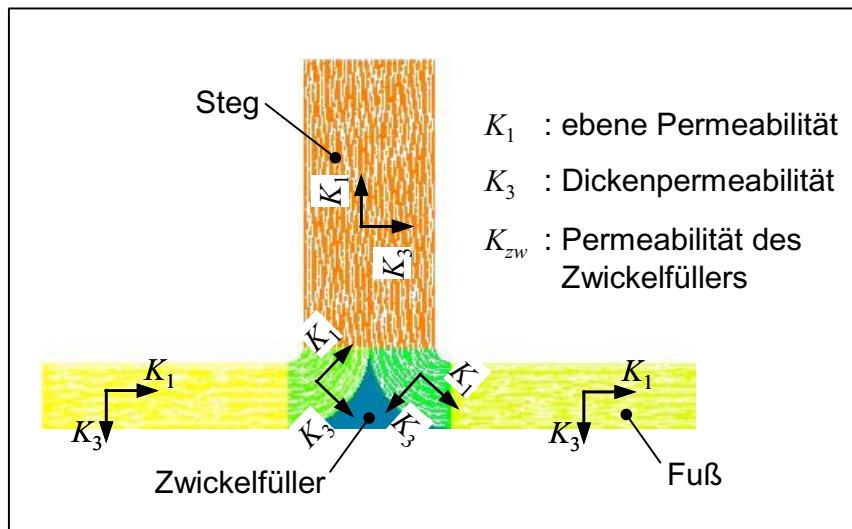


Bild 7.3: Aufbau des T-Profiles

Profile dieser Art werden im Leichtbau verbreitet zur Versteifung von Schalen- oder dünnwandigen Plattenbauteilen eingesetzt. Im Flugzeugbau werden sie allgemein als T-Stringer bezeichnet.

Die Füllsimulation dieses Querschnitts wird mit einem an der Aussenkante der linken Fußhälfte befindlichen Anguss bei drei unterschiedlichen Dickenpermeabilitäten durchgeführt (Bild 7.4).

Die obere Bildreihe stellt verschiedene Stadien des Fließfrontfortschrittes bei der als Referenz gewählten Isotropie ($K_3/K_1 = 1$) dar. Bei der mittleren Reihe beträgt $K_3/K_1 = 1/10$. In der unteren Bildreihe sind die bei einem Permeabilitätsverhältnis von $K_3/K_1 = 1/20$ errechneten Ergebnisse aufgeführt. Bereits die Gesamtfüllzeiten lassen eine Einflussnahme der Dickenpermeabilität auf den Injektionsprozess erkennen.

Dem jeweils linken Bild der beiden unteren Reihen ist zu entnehmen, dass innerhalb eines annähernd gleichen Zeitraumes (1900 - 2000 s) trotz unterschiedlicher Dickenpermeabilitäten ein ähnlicher Fließfrontfortschritt auftritt. Dabei zeigt sich bei beiden Konfigurationen die Tendenz, dass zunächst der linke, L-förmige Teil des T-Profiles gefüllt wird, bevor das Harz anschließend in waagerechter Richtung in die rechte Hälfte des Steges vordringt. Diese Eigenschaft ist auf die Umlenkung der Fasern

vom Fuß- in den Stegbereich und der damit verbundenen Umorientierung der Richtung des geringsten Fließwiderstandes (K_1) zurückzuführen.

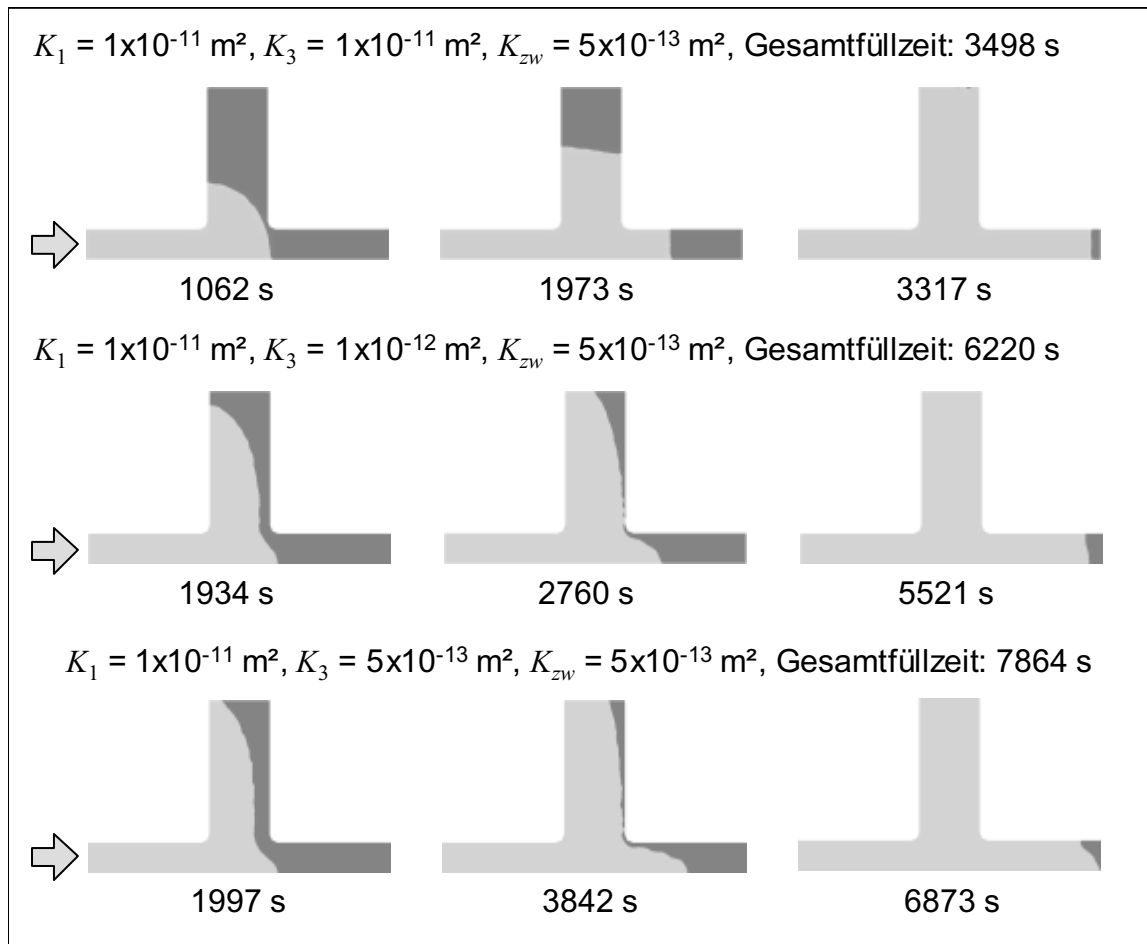


Bild 7.4: Simulation der Injektion eines T-Profiles von der Seite

Bei der Befüllung des Stegbereiches (Übergang von den links dargestellten Fließfrontfortschritten zu denjenigen in der Mitte) der beiden unten im Bild 7.4 dargestellten Simulationen zeichnet sich eine Verzögerung des Fließfrontfortschrittes um mehr als das Doppelte bei der Halbierung der Dickenpermeabilität K_3 ab (vgl. die Fließzeiten). Hierin spiegelt sich das zwischen der Permeabilität und der Fließzeit herrschende antiproportionale Verhältnis wider (vgl. G 3.4, 3.7, 3.22), woraus geschlossen werden kann, dass dieser Abschnitt der Injektion fast ausschließlich von der Dickenpermeabilität bestimmt wird.

Die Zeiten der jeweils rechts im Bild 7.4 dargestellten Fließbilder wie auch die Gesamtfüllzeiten zeigen, dass die zeitliche Differenz, die bei der Füllung des Stegbereiches infolge der unterschiedlichen Dickenpermeabilitäten auftritt, sich im weiteren Injektionsfortschritt vergrößert. Das Wachstum der Zeitdifferenz ist jedoch

so gering, dass das Verhältnis der Injektionszeiten der beiden Konfigurationen sich mit zunehmendem Fließfrontfortschritt tendenziell wieder ausgleicht, d.h. die vor Erreichen des Steges bereits vorhandene Dominanz des ebenen Fließens kehrt mit zunehmendem Fließfrontfortschritt wieder zurück. Der Vergleich der Gesamtfüllzeiten zeigt, dass bei den verwendeten Werten für die Permeabilitäten, die Halbierung der Dickenpermeabilität eine Verlängerung der Gesamtfüllzeit von 26 % hervorruft.

7.4 Beispiel 3: Flächeninjektion eines T-Profiles

In Anlehnung an den RFI-Prozess wird die Injektion des im Kapitel 7.3 beschriebenen T-Stringers mit einem auf der Unterseite des Fußes befindlichen Anguss simuliert.

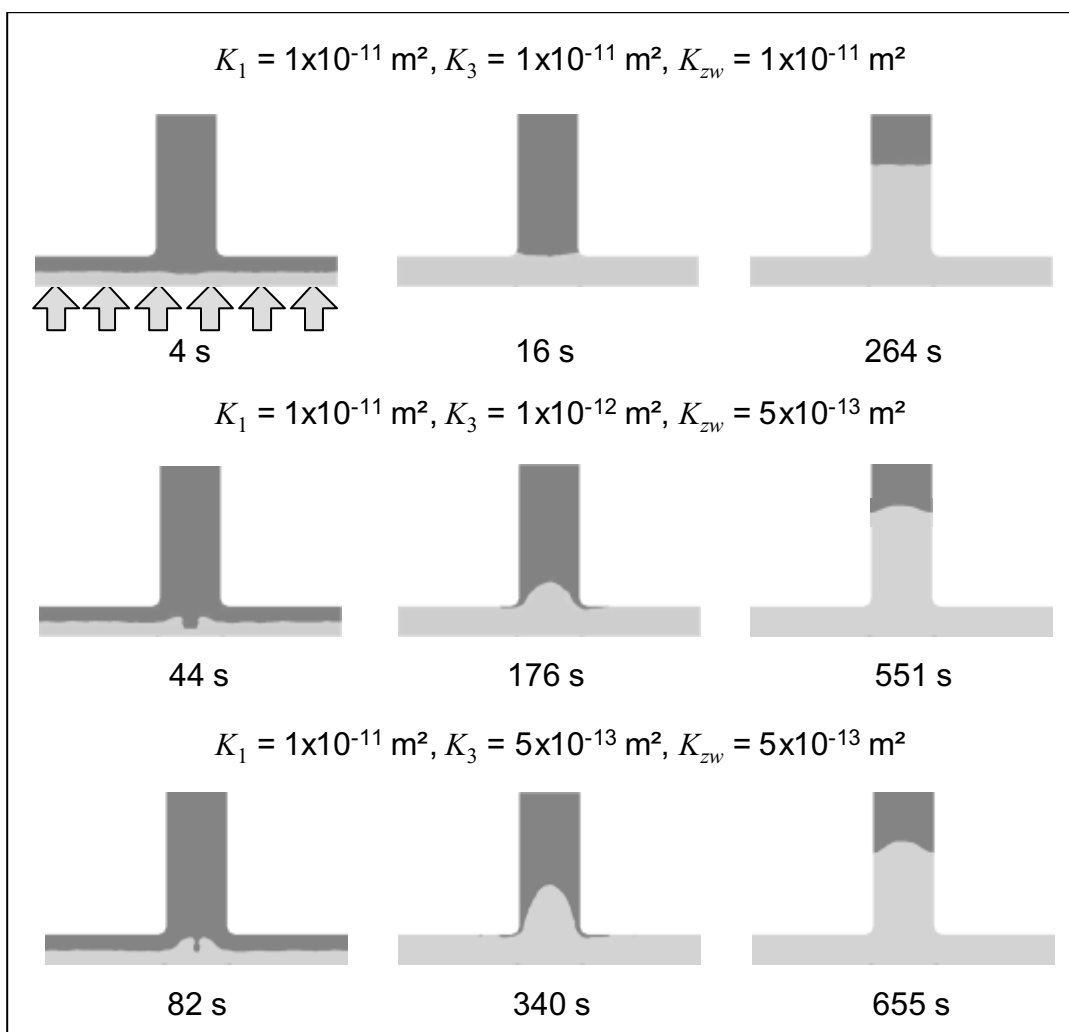


Bild 7.5: Simulation der Flüssigimprägnierung im RI- bzw. RFI-Verfahren

Dieses Beispiel wird mit den gleichen im Kapitel 7.3 verwendeten Werten für die Permeabilität berechnet. Die obere Bildreihe stellt wiederum die Ergebnisse der isotropen Referenz dar. Darunter folgen die Konfigurationen mit den unterschiedlichen Dickenpermeabilitäten.

Die größten Differenzen des Fließfrontfortschritts treten während der Befüllung des Stringerfußes auf, da hier der Fluss ausschließlich in Dickenrichtung stattfindet. Im weiteren Injektionsverlauf nehmen auch in dem hier gezeigten Fall die Absolutwerte der zwischen den drei Konfigurationen errechneten Zeitdifferenzen zu, während die Verhältnisse der korrespondierenden Fließzeiten auf Niveaus absinken, die mit dem obigen Beispiel (Kap. 7.3) vergleichbar sind. Das linke Bild der unteren Bildreihe weist auf einen möglichen Lufteinschluss im Zwickelbereich hin.

7.5 Fazit

Die hier vorgestellten Beispiele bilden realitätsnahe Szenarien der Flüssigkeitsausbreitung, welche ohne Kenntnis der Dickenpermeabilität mit der Fließsimulation nicht darstellbar wären. Zusammenfassend kann anhand der Simulationsergebnisse gezeigt werden, dass die Halbierung der Dickenpermeabilität, je nach der betrachteten Geometrie, eine Verlängerung der Gesamtfüllzeit von 10 bis 50 % verursacht. Die hieraus ableitbare Spanne für den Grad des Einflusses der Dickenpermeabilität auf den gesamten Injektionsprozess reicht folglich von einer untergeordneten Bedeutung bis hin zu einer der ebenen Permeabilität gleichwertigen Einflussnahme. Fälle, bei denen eine Änderung der Dickenpermeabilität zu einer verhältnismäßig geringen oder vorübergehenden Änderung des Prozessverhaltens führt (vgl. Punktinjektion der Platte) kann die Kenntnis der Größenordnung der Dickenpermeabilität genügen. Hier kann aufbauend auf der im Kapitel 6.6 beschriebenen Größenordnung der Halbachsenverhältnisse eine Abschätzung der Dickenpermeabilität aus den bekannten ebenen Hauptachsenpermeabilitäten erfolgen. Eine Präzisierung dieser Näherung wird erreicht, wenn das Halbachsenverhältnis in Fließversuchen bei dem interessierenden Faservolumengehalt bestimmt wird. Um der erwartungsgemäß hohen Streuung (Bild 6.19) zu begegnen, sind hierfür mindestens drei Versuche erforderlich. Die zu den benachbarten Faservolumengehalten gehörenden Dickenpermeabilitäten können mit Kenntnis des oben beschriebenen Zusammenhangs zwischen der Änderung des Halbachsenverhältnisses und des Faservolumengehaltes extrapoliert werden.

8. Zusammenfassung

Eine derzeit sowohl am Markt als auch im Bereich der Forschung und Entwicklung stark expandierende Verarbeitungstechnik für die Herstellung von Leichtbaustrukturen aus Faser-Kunststoff-Verbunden stellt die Flüssigimprägnierung mittels Harzinjektion dar. Als wesentliches Merkmal dieser Verarbeitungstechnik ist ihr breites Einsatzspektrum bei einer hohen Anzahl an Verfahrensvarianten zu nennen. Das Anwendungsgebiet betrifft hauptsächlich die verschiedenen Sparten der Verkehrstechnik, jedoch nimmt auch die Zahl der in der Harzinjektionstechnik gefertigten Produkte des Anlagen- und Maschinenbaus, des Bauwesens sowie der Sport- und Freizeitindustrie zu. Der dabei realisierte Stückzahlenbereich erstreckt sich, je nach Anwendung und Verfahrensvariante von der Einzelstückfertigung bis hin zu mehreren tausend Einheiten pro Jahr. Neben ihrem vermehrten Einsatz im Zuge des klassischen Verdrängungswettbewerbs der Verbundwerkstoffe mit den Metallen, ersetzt die Harzinjektionstechnik in zunehmendem Maße auch andere zur Herstellung von Faser-Kunststoff-Verbunden eingesetzte Verfahren. Hierzu zählen insbesondere offene Verarbeitungsprozesse wie das Handlaminieren und das Faserspritzen sowie vermehrt auch die in der Luftfahrt etablierte Prepregtechnologie.

Das grundlegende Prinzip der Harzinjektionstechnik basiert auf der Injektion der in einem geschlossenen Formwerkzeug befindlichen textilen Faserverstärkung mit einem flüssigen Polymervorprodukt, welches anschließend chemisch zum festen Matrixwerkstoff reagiert und somit die Bauteilform fixiert. Für einen technisch wie wirtschaftlich erfolgreichen Prozessablauf ist hierbei der Einfluss der textilen Faserverstärkung auf den Ablauf und die Zeitdauer des Injektionsprozesses von entscheidender Bedeutung. Ein in diesem Zusammenhang wesentlicher Eigenschaftsparameter der textilen Faserverstärkung ist ihre Permeabilität K , welche ein Maß für die Durchlässigkeit der Faserverstärkung gegenüber einer sie durchdringenden Flüssigkeit darstellt. Die Permeabilität bestimmt aufgrund ihrer durch die Architektur der Verstärkungsfasern bestimmten Richtungsabhängigkeit die Flüssigkeitsausbreitung in Richtung und Zeit.

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines Mess- und Auswerteverfahrens für die Bestimmung der Permeabilität von flächigen textilen Verstärkungsgebilden wie Gewebe oder multiaxiale Gelege in ihrer Dickenrichtung. Die Aufgabe beinhaltet zum einen die Entwicklung einer Versuchsapparatur und einer zugehörigen Messtechnik,

welche eine gegenüber den existierenden Verfahren zuverlässigere Messwertermittlung, einfachere Handhabung und schnellere Versuchsdurchführung ermöglicht. Zum anderen wird hier ein Beitrag zur Behebung der bisher ungelösten, die Angussgeometrie betreffenden Randbedingung des analytischen Modellansatzes geleistet.

Nach einer Recherche der bestehenden messtechnischen Entwicklungen zur Erfassung von Fließvorgängen in Faserhalbzeugen wird ein Sensorkonzept auf Basis der Ultraschalltechnik entworfen und umgesetzt, welches die getaktete Erfassung einer sich in Dickenrichtung eines flächigen Faserhalbzeugs ausbreitenden Flüssigkeitsfront ermöglicht.

Die bislang bestehende Unvereinbarkeit der aus praktischen Erwägungen umsetzbaren und vom mathematischen Modell geforderten Proportionen der Angussgeometrie wird experimentell untersucht und daraus eine Bedingung für die Transformation der realisierten Angussgeometrie in das analytische Beschreibungsmodell entworfen. Die Gültigkeit der Transformation wird durch Kontrollversuche in der Ebene bestätigt.

Für verschiedene Gewebe und multiaxiale Gelege werden Permeabilitätskennlinien ermittelt, aus deren Vergleich sich gemeinsame auf die Dickenrichtung bezogene Charakteristika ableiten lassen. Demnach ergeben sich für die Dickenpermeabilität Werte, die ca. 10 bis 25 mal kleiner sind als die mittlere Permeabilität in der Halbzeugebene. Hieraus folgt für die Ausbreitungsgeschwindigkeit in der Dickenrichtung gegenüber derjenigen in der Halbzeugebene ein drei- bis fünfmal kleinerer Wert. Die typische vom Faserhalbzeug verursachte Streuung der Dickenpermeabilität liegt dabei mit ca. 20 % nahe derjenigen der mittleren ebenen Permeabilität.

An ausgewählten realitätsnahen Geometrien, in denen Fließen in Dickenrichtung auftritt, wird mit Hilfe der numerischen Fließsimulation beispielhaft das Antwortverhalten des Injektionsprozesses und damit seine Empfindlichkeit auf eine Änderung der Dickenpermeabilität untersucht. Die aus den Simulationsergebnissen ableitbare Spanne für den Grad der Einflussnahme der Dickenpermeabilität reicht von einer untergeordneten Bedeutung bis hin zu einer der ebenen Permeabilität gleichwertigen. Für Fälle, bei denen eine Änderung der Dickenpermeabilität zu einer verhältnismäßig geringen oder vorübergehenden Änderung des Prozessverhaltens führt, kann mit Kenntnis der Halbachsenverhältnisse eine Abschätzung der Dickenpermeabilität aus den bekannten ebenen Hauptachsenpermeabilitäten erfolgen.

9. Literaturverzeichnis

- [1] Barbero, E.: Introduction to Composite Materials Design. West Virginia University, USA: Department of Mechanical & Aerospace Engineering, 1998.
- [2] Kötte, R.: Der Resin-Transfer-Molding-Prozeß: Analyse eines Harzinjektionsverfahrens. Köln: Verlag TÜV Rheinland, 1991.
- [3] MacConnell, V.: Fast-paced process evolution: Advanced RTM produces complex, repeatable, flight-critical parts. In SAMPE Journal 6, Vol. 34 (1998), S. 37-43.
- [4] Verheus, A.: Vacuum injection better for yacht hulls. In: Reinforced Plastics 2, 1998, S. 15.
- [5] Friedrich, H.; Kurz, H.: Hochleistungsverbundwerkstoffe für KFZ-Anwendungen. In: 9. Nationales Symposium der SAMPE Deutschland e.V., Technische Universität Clausthal. Clausthal: Institut für Polymerwerkstoffe und Kunststofftechnik (PUK), 2003.
- [6] Harris, C.; Shuart, M.: An Assessment of the State-of-the-Art in the Design and Manufacturing of Large Composite Structures for Aerospace Vehicles. 22nd SAMPE Europe International Conference. La Defense, Paris. 2001.
- [7] N.N.: Iveco truck features RTM roof. In: Reinforced Plastics 2, 1998, S. 15.
- [8] Bieling, U.: Serieneinsatz von Faserverbundwerkstoffen im Flugzeugbau - dargestellt am Seitenleitwerk des Airbus. In: Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde, Teil 1, Konstruktion. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1992, S. 77-88.
- [9] Plessinger, J.; Brachos, V.: The development of a sequential multiport resin injection manifold system (SMRIMS) to RTM a 16 ft Structural car chassis. 30th International SAMPE Technical Conference, San Antonio, Texas. 1998, S. 361-372.
- [10] Banhardt, V.: FVK-Anwendungen in der Bahntechnik. In: IVW-Kolloquium 2000. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2000.
- [11] N. N.: Composites enable cheaper wind power. In: Reinforced Plastics 7, 2002, S. 28-33.
- [12] N.N.: PAM-RTM™ User's Documentation. ESI Software, 2002.
- [13] N.N.: CAD/CAM for Composites Reduces Production Costs. In: Composites Technology Oct., 2002.
- [14] Lim, S.; Lee, W.: An analysis of the three-dimensional resin-transfer mold filling process. In: Composite science and technology, Vol. 60 (2000), S. 961-975.

- [15] Simacek, P.; Sozer, E.; Advani, S.: User Manual for DRAPE 1.1 and LIMS 4.0. CCM-Report 98-01, University of Delaware, USA: Center for Composite Materials, 1998.
- [16] D'Arcy, H. : Les Fontaines Publiques de la Ville Dijon. Paris : Victor Delmont, 1856.
- [17] Neitzel, M.; Breuer, U.: Die Verarbeitungstechnik der Faser-Kunststoff-Verbunde. München: Carl Hanser Verlag, 1997.
- [18] Breitel, J.; Sommer, M.; Päßler, M.: Naturfaserverstärkte Thermoplaste im Fließpressverfahren - Direktimprägnierung unter Verwendung eines Einschneckenplastifizierers. In: Neitzel M. (Hrsg.): IVW-Kolloquium 2002. IVW-Schriftenreihe, Band 33. Kaiserslautern: IVW, 2002.
- [19] Kissinger, C.: Ganzheitliche Betrachtung der Harzinjektionstechnik - Messsystem zur durchgängigen Fertigungskontrolle. Universität Kaiserslautern, Dissertation. IVW-Schriftenreihe, Band 28. Kaiserslautern: IVW, 2001.
- [20] Gebart, B.: Permeability of unidirectional reinforcements of RTM. In: Journal of Composite Materials 8, Vol. 26 (1992), S. 1100-1133.
- [21] Chang, C.; Hourng, L.: Numerical simulation for the transverse impregnation in resin transfer molding. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites 2, Vol. 17 (1998), S. 165-182.
- [22] Flemming, M.; Ziegmann, G.; Roth, S.: Faserverbundbauweisen - Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix. Berlin: Springer-Verlag, 1999.
- [23] Amico, S.; Lekakou, C.: Impregnation of fibres and fabrics due to capillary pressure in resin transfer moulding. In: Visconti, I. (Hrsg.): 8th European Conference on Composite Materials, ECCM-8, Neapel. Cambridge, England: Woodhead Publishing Ltd., 1998, S. 487-494.
- [24] Palinsky, A; Kaffee, A.: RTM-Harze, maßgeschneiderte Matrices für eine Vielzahl von Anwendungen. In: Neitzel, M. (Hrsg.): Flüssigimprägnierung mit Duro- und Thermoplasten. IVW-Schriftenreihe, Band 25. Kaiserslautern: IVW, 2001.
- [25] Yang, H.; Lee, L.: Unsaturated polyester and vinyl ester resins in vacuum-assisted resin transfer molding-scrimp. Antec 99, New York, 1999, S. 2686-2690.
- [26] Carter, J.; Emmerson, G.; Lo Faro, C.; Moore D.: The development of a low temperature cure modified epoxy resin system for aerospace composites. In: Composites Part A 34 (2003), S. 83-91.

- [27] Parker, J.; Maples, C.: Epoxy resin and the SCRIMP resin infusion process at room temperature. In: Klinger, H.; Rasmussen, B.; Pilato, L.; Benson Tolle, T.: 43rd International SAMPE Symposium, Anaheim, CA. Sampe Publishing, Vol. 43, 1998, S. 1345-1351.
- [28] Lee, C.; Ho, J.; Wie, K.: Resin transfer molding (RTM) process of a high performance epoxy resin I: kinetic studies of a cure reaction. In: Polymer Engineering and Science 4, Vol. 40 (2000), S. 929-934.
- [29] Luisier, A.; Bourban, P.; Manson, J.: In-situ polymerisation of PA12 for thermoplastic composites processing. In: 12th International Conference on Composite Materials, ICCM-12, Paris. Cambridge, England: Woodhead Publishing, Ltd., 1999.
- [30] Eder, R.: Cyclic Thermoplastics - Properties and Processing. In: Neitzel, M. (Hrsg.): Flüssigimprägnierung mit Duro- und Thermoplasten. IVW-Schriftenreihe, Band 25. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2001.
- [31] Gittel, D.; Möglinger, B.; Eyerer, P.: Composite materials using RTM with epsilon-caprolactam. In: Visconti, I. (Hrsg.): 8th European Conference on Composite Materials, ECCM-8, Neapel. Cambridge, England: Woodhead Publishing Ltd., 1998, S. 573-576.
- [32] Graf, J.: Einsatzmöglichkeiten von Preforms. Fertigungs-Technologie-Kolloquium 1997. Bremen: DASA Airbus, 1997.
- [33] Weimer, C.: Zur nähtechnischen Konfektion von textilen Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde. Universität Kaiserslautern, Dissertation. IVW-Schriftenreihe, Band 31. Kaiserslautern: IVW, 2002.
- [34] Rohatgi, V.; Lee, L.: Moldability of tackified fiber preforms in liquid composite molding. In: Journal of Composite Materials 7, Vol. 31 (1997), S. 720-744.
- [35] Flemming, M.; Ziegmann, G.; Roth, S.: Faserverbundbauweisen - Halbzeuge und Bauweisen. Berlin: Springer-Verlag, 1996.
- [36] Matheij, P.; Gliesche, K.; Feltin, D.: Tailored fiber placement - Mechanical properties and applications. In: Reinforced Plastics and Composites 9, Vol. 17 (1998), S. 774-787.
- [37] Rückert, C.: Faserverbundwerkstoffe im Airbus. In: 6. Nationales Symposium der SAMPE Deutschland e.V., Technische Universität Stuttgart. Stuttgart: Institut für Flugzeugbau (IFB), 2000.
- [38] Weimer, C.; Mitschang, P.; Neitzel, M.: Optimierte Nähmaschinenteknik zur Konfektionierung von textilen Verstärkungsstrukturen. In: 10th Int. Symposium for Technical Textiles, Non Wovens and Textile Reinforced Materials, TECHTEXTIL. Frankfurt, 1999.

- [39] Ogale, A.; Weimer, C.: Selection of FRP-Compatible Stitching Threads for Preform Manufacture. In: Neitzel M. (Hrsg.): IVW-Kolloquium 2002. IVW-Schriftenreihe, Band 33. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2002.
- [40] Drapier, S.; Pagot, A.; Vautrin, A.; Henrat, P.: Influence of the stitching density on the transverse permeability of non-crimped new concept (NC2) multiaxial reinforcements. In: Composite science and technology, Vol. 62 (2002), S. 1979-1991.
- [41] Gupte, S.; Advani, S.: Flow near the Permeable Boundary of a Porous Medium: An Experimental Investigation using LDA. In: Experiments in Fluids 5, Vol.22 (1997), S. 408-422.
- [42] Heardman, E.; Lekakou, C.; Bader, M.G.: In-plane permeability of sheared fabrics. In: Composites Part A, Vol. 32 (2001), S. 933-940.
- [43] Slade, J.; Sozer, E.; Advani, S.: Fluid Impregnation of Deformed Preforms. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites 7, Vol. 19 (2000), S. 552-568.
- [44] Potter K.: Resin Transfer Moulding. 1. Aufl. London: Chapman & Hall, 1997.
- [45] Reuter, W.: Hochleistungs-Faser-Kunststoff-Verbunde mit Class-A-Oberflächenqualität für den Einsatz in der Fahrzeugaußenhaut. Universität Kaiserslautern, Dissertation. IVW-Schriftenreihe, Band 19. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2001.
- [46] Blinzler, M.: Werkstoff- und prozessseitige Einflussmöglichkeiten zur Optimierung der Oberflächenqualität endlosfaserverstärkter thermoplastischer Kunststoffe. Universität Kaiserslautern, Dissertation. IVW-Schriftenreihe, Band 36. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2003.
- [47] Fraunhofer, K.: PUR-Sandwichkern im LKW-Hochdach. In: Hüthig GmbH & Co. KG (Hrsg.): Plastverarbeiter 3, 2001.
- [48] Roth, M.; Stöven, T.; Heißler, U.; Mitschang, P.; Himmel N.: Funktioneller Leichtbau bei stoßbelasteten Sandwich-Strukturen. IVW-Kolloquium 2000. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2000.
- [49] Beckwith, S.; Hyland C.: Resin transfer molding: A decade of technology advances. In: SAMPE Journal 6, Vol. 34 (1998), S. 7-19.
- [50] Beckwith, S: RTM, VARTM and SCRIMP processing infusion technologies. In: 44th International SAMPE Symposium, Long Beach, CA. Sampe Publishing, Vol. 44, 1999, S. 1-30.
- [51] Caba, A.; Rattazzi, D.; Batra, R.: Verification of a Simulation Model for Resin Film Infusion of Complex Shaped Composite Structures. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites 16, Vol. 18 (1999) S. 1465-1478.

- [52] Räckers, B.: Introduction to Resin Transfer Moulding. In: Kruckenberg, T.; Paton, R. (Hrsg): Resin Transfer Moulding for Aerospace Structures. London: Chapman & Hall, 1998, S. 1-24.
- [53] Kleineberg, M.; Herbeck, L.; Schöppinger, C.: Industrialisierung der Prozesskette Harzinfusion. In: 9. Nationales Symposium der SAMPE Deutschland e.V., Technische Universität Clausthal. Clausthal: Institut für Polymerwerkstoffe und Kunststofftechnik (PUK), 2003.
- [54] Advani, S.; Steiner, K.: Role of Virtual Manufacturing in Liquid Molding of Composites. In: Steiner, K.; Advani, S. (Hrsg.): On-Line Sensing and Control for Liquid Molding of Composite Structures, Annapolis, MD. Delaware, USA: Centre for Composite Materials, 1999.
- [55] Lin, M.; Hahn, T.; Huh, H.: A finite element simulation based on partial nodal saturation and implicit time integration. In: Composites Part A, Vol. 29A (1998), S. 541-550.
- [56] Laval, N.; Sozer, E.; Advani, S.: Characterisation of permeability around a 90° corner. In: Advanced Composites Letters 1, Vol. 9 (2000) S. 17-24.
- [57] Louis, M.; Huber, U.: Simulation der Prozessketten von Harzinjektionsverfahren. In: Neitzel, M. (Hrsg.): IVW-Kolloquium 2002. IVW-Schriftenreihe, Band 33. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2002.
- [58] Kruckenberg, T.; Paton, R.: Resin Transfer Moulding for Aerospace Structures. Dordrecht, Niederlande: Kluwer Academic Publishers, 1998.
- [59] Center of Composite Materials: <https://www.ccm.udel.edu/reports-pubs/tech-briefs/102.html> - Aktualisierungsdatum: 28.7.2003.
- [60] Weyrauch, F.; Mitschang, P.: Simulation von Harzinjektionsverfahren. In: Neitzel M. (Hrsg.): IVW-Kolloquium 2002. IVW-Schriftenreihe, Band 33. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2002.
- [61] Stöven, T.; Weyrauch, F.; Mitschang, P.; Neitzel, M.: Bestimmung der 3-D Permeabilität und Steuerung des Harzinjektionsprozesses durch eine geeignete Prozesssimulation. In: Neitzel (Hrsg.): Flüssigimprägnierung mit Duro- und Thermoplasten. IVW-Schriftenreihe, Band 25. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2001.
- [62] Stadtfeld, H.; Bickerton, S. Steiner, K.; Advani, S.: Use of strategic control with multi-line injection system for on-line flow control of the resin transfer molding process. In: 44th International SAMPE Symposium, Long Beach, CA. Sampe Publishing, Vol. 44, 1999, S. 677-687.
- [63] Cogswell F.: An obsession with lingerie Reflections on the Fourth International Conference "Flow Processes in Composite Materials", Aberystwyth, 9-11.09.1996. In: Composites Part A, Vol. 29A (1998), S. 1-3.

- [64] Djordjevic, B.: Ultrasonic Reflection Coefficient Wave-Guide Sensors for Process Control. In: Steiner, K.; Advani, S. (Hrsg.): On-Line Sensing and Control for Liquid Molding of Composite Structures, Annapolis, MD. Delaware, USA: Centre for Composite Materials, 1999.
- [65] Shepard, D.; Day, D.; Craven, K.: Applications of dielectric analysis for cure monitoring and control in the polyester SMC/BMC molding industry. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol. 14 (1995), March, pp. 297-308.
- [66] de Wit, F.: Der Einsatz der Dielektrizitätsanalyse zur Qualitätsüberwachung in der CFK-Fertigung. 5. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e.V., Technische Universität Hamburg-Harburg. Hamburg-Harburg: Polymer Composites Group, 1999.
- [67] Griffith, J. Hackett, T.: Implementation of Dielectric Sensors Into Composites Production. In: Steiner, K.; Advani, S. (Hrsg.): On-Line Sensing and Control for Liquid Molding of Composite Structures, Annapolis, MD. Delaware, USA: Centre for Composite Materials, 1999.
- [68] Krusche, T.; Michaeli, W.: Resin infusion technology for the autoclave process. In: 41st International SAMPE Symposium. Covina, CA: SAMPE International Business Office, 1996, S. 1542-1551.
- [69] Maistros, G.; Partridge, I.: Dielectric monitoring of cure in a commercial carbon-fibre composite. In: Composites Science and Technology, Vol. 53 (1995), S. 355-359.
- [70] Fedtke, M.; Schramm F.: Verfolgung der Epoxidharzvernetzung durch Dielektrische Analyse. In: KGK Kautschuk Gummi Kunststoffe 3, Vol. 51 (1998), S. 201 - 205.
- [71] Bittmann, E.; Schemme, M.; Ehrenstein, G.: Aushärtegrade von UP-Harzen - Eignung verschiedener Verfahren zur Qualitätssicherung. AVK-Tagung, Berlin. Frankfurt: AVK, 1994, S. B4-1 - B4-10.
- [72] Lai, L.; Carman, G.; Chiou, S.; Kukuček, P.; Echternach, D.: Process monitoring of carbon/phenolic composites using smart sensors. In: Smart Materials and Structures, Vol. 4 (1995), S. 118-125.
- [73] Ehrenstein, G.; Bittmann E.: Duroplaste. Carl Hanser Verlag, München Wien, 1997.
- [74] Töpker, J.; Michaeli, W.: Process control of Resin Transfer Molding (RTM) by Ultrasonics. In: 46th International SAMPE Symposium. Wayne, Pennsylvania: Technology Development Associates Inc., 2001, S. 300 - 309.
- [75] Shepard, D.; Smith, K.: A New Ultrasonic Measurement System for the Cure Monitoring of Thermosetting Resins and Composites. In: Journal of Thermal Analysis, Vol. 49 (1997), S. 95-100.

- [76] Landi V.: Determining the Cure of Phenolics by Ultrasonic Sound Transmission During Molding. In: 1. AVK-TV Konferenz, Baden-Baden. Frankfurt: AVK-TV, 1998, S. B8-1 - B8-9.
- [77] Djordjevic, B.: Ultrasonic Reflection Coefficient Wave-Guide Sensors for Process Control. In: Steiner, K.; Advani, S. (Hrsg.): On-Line Sensing and Control for Liquid Molding of Composite Structures, Annapolis, MD. Delaware, USA: Centre for Composite Materials, 1999.
- [78] Li, Y.; Posakony, G.; Menon, S.: Monitoring the cure processes of polymer composites and neat resin using an ultrasonic wire waveguide technology. In: Kliger, H.; Rasmussen, B.; Pilato, L.; Benson Tolle, T.: 43rd International SAMPE Symposium, Anaheim, CA. Sampe Publishing, Vol. 43, 1998, S. 937-948.
- [79] Stöven, T.; Wang, X.; Neitzel, M.; Mitschang, P.: Monitoring the Resin Transfer Molding Process by Piezoelectric Elements. In: Steiner, K.; Advani, S. (Hrsg.): On-Line Sensing and Control for Liquid Molding of Composite Structures, Annapolis, MD. Delaware, USA: Centre for Composite Materials, 1999.
- [80] Jang, B.: Real time cure monitoring composite structures using the techniques of mechanical impedance analysis. In: Polymer Composites 1, Vol. 12 (1991), S. 66-74.
- [81] Wang, X.; Ehlers, C.; Kissinger, C.; Neitzel, M.: Sensitivity of Piezoelectric Wafers to the Curing of Thermoset Resins and Thermoset Composites. In: Smart Materials and Structures, Vol. 7 (1998), S. 113 - 120.
- [82] Wang, X.; Ehlers, C.; Kissinger, C.; Neitzel, M.; et al.: Experimental Investigation of Piezoelectric Wafers in Monitoring the Resin Transfer Moulding Process. In: Smart Materials and Structures, Vol.7 (1998), S. 121-127.
- [83] Lin, M.; Chang, F.: Composite structures with built-in diagnostics. In: Materials Today 2, Vol. 2 (1999), S. 18-22.
- [84] Lin, M.; Chang, F.: The manufacture of composite structures with a built-in network of piezoceramics. In: Composites Science and Technology, Vol. 62 (2002), S. 919-939.
- [85] Roberts, S.; Davidson, R.: Cure and fabrication monitoring of composite materials with fibre-optic sensors. In: Composites Science and Technology, Vol. 49 (1993), S. 265-276.
- [86] Dunkers, J.; Parnas, R.; Flynn, K.: On-Line Fiber-Optic Flow and Cure Sensing of Resin Transfer Molding. In: Steiner, K.; Advani, S. (Hrsg.): On-Line Sensing and Control for Liquid Molding of Composite Structures, Annapolis, MD. Delaware, USA: Centre for Composite Materials, 1999.

- [87] Rice, B.: Monitoring of composite resin cure with a tool-mounted UV-visnir optic sensor. In: 38th International SAMPE Symposium, Anaheim, CA, 1993, S. 1346-1357.
- [88] Rose, H.: In-situ cure monitoring of epoxy resin using fiber optic raman spectroscopy (fors). In: Kliger, H.; Rasmussen, B.; Pilato, L.; Benson Tolle, T.: 43rd International SAMPE Symposium, Anaheim, CA. Sampe Publishing, Vol. 43, 1998, S. 277-285.
- [89] Berker, B.; Barooah, P.; Yoon, M.; Sun, J.: Nonlinear Controls with On-Line Estimation of Injection Molding Processes. In: Steiner, K.; Advani, S. (Hrsg.): On-Line Sensing and Control for Liquid Molding of Composite Structures, Annapolis, MD. Delaware, USA: Centre for Composite Materials, 1999.
- [90] Roderic, D.: Large scale implement of flow and cure sensing in a thermoset resin infused composite structure. In: Kliger, H.; Rasmussen, B.; Pilato, L.; Benson Tolle, T.: 43rd International SAMPE Symposium, Anaheim, CA. Sampe Publishing, Vol. 43, 1998, S. 268-276.
- [91] Han, K.; Lee, C.; Rice, B.: Measurements of the Permeability of Fiber Preforms and Applications. In: Composite Science and Technology, Vol. 60 (2000), S. 2435-2441.
- [92] Stedile, F.: Felt Permeability Testing Apparatus. US Patent No. 3,577,767. 1971.
- [93] Parnas, R.; Howard, J.; Luce, T.; Advani, S.: Permeability Characterization. Part 1: A Proposed Standard Reference Fabric for Permeability. In: Polymer Composites 6, Vol. 16 (1995), S. 429-445.
- [94] Lim, S.; Lee, W.: An Analysis of the Three-Dimensional Resin-Transfer Mold Filling Process. In: Composite Science and Technology, Vol. 60 (2000), S. 961-975.
- [95] Ahn, S.; Lee, W.; Springer, G.: Measurement of Three-Dimensional Permeability of Fiber Preforms Using Embedded Fiber Optic Sensors. In: Journal of Composite Materials 6, Vol. 29 (1995), S. 715-733.
- [96] Weitzenböck J.R.; Shenoi, R.A.; Wilson, P.A.: Measurement of Three-Dimensional Permeability. In: Composites Part A, Vol. 29A (1998), S.159-169.
- [97] Ballata, W.; Walsh, S.; Advani, S.: Determination of the Transverse Permeability of a Fiber Preform. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites 16, Vol. 18 (1999), S. 1450-1464.
- [98] Walsh, S.: In-Situ Sensor Method and Device. US Patent No. 5,210,499. 1993.

- [99] Kissinger, C.; Mitschang, P.; Neitzel, M.: 3-Dimensional Fluid Propagation in RTM-Processing. In: Crivelli-Visconti, I. (Hrsg.): *Advancing with Composites 2000*. Mailand, 2000, S. 93-98.
- [100] Luthy, T.; Ermanni, P.; Three-dimensional permeability measurements based on ultrasound and direct current resistance monitoring techniques. In: 10th European Conference on Composite Materials (ECCM-10), Brügge. London: European Society for Composite Materials (ESCM), 2002, Vortrag: Nr. 278.
- [101] Parnas, R.S.: *Liquid Composite Moulding*. München: Hanser Gardner, 2000.
- [102] Lekakou, C.; Bader, M.: Mathematical Modelling of Macro- and Micro-Infiltration in Resin Transfer Moulding (RTM). In: *Composites Part A*, Vol. 29 A (1998), S. 29-37.
- [103] Pillai, K.; Advani, S.: Numerical Simulation of Unsaturated Flow in Woven Fiber Preforms During the Resin Transfer Molding Process. In: *Polymer Composites 1*, Vol. 19 (1998), S.71-80.
- [104] Dinescu, D.; Sol, H.; Hoes, K.: A new mixed numerical / experimental technique for permeability identification in RTM. In: 10th European Conference on Composite Materials (ECCM-10), Brügge. London: European Society for Composite Materials (ESCM), 2002, Vortrag: Nr. 249.
- [105] Lundström, L.: The Permeability of Non-Crimp Sticked Fabrics. In: *Composites Part A*, Vol. 31 (2000), S. 1345-1353.
- [106] Carman, P.: *Flow of Gases through Porous Media*. London: Butterworths, 1956.
- [107] Binetruy, C.; Hilaire, B.: Tow impregnation model and void formation mechanisms during RTM. In: *Journal of Composite Materials 3*, Vol. 32 (1998), S. 223-245.
- [108] Huber, U.: *Zur methodischen Anwendung der Simulation der Harzinjektionsverfahren*. Universität Kaiserslautern, Dissertation. IVW-Schriftenreihe, Band 26. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe (IVW), 2001.
- [109] Weitzenböck, J.; Sheno, R.; Wilson, P.: Measurement of Three-Dimensional Permeability. In: *Composites Part A*, Vol. 29A (1998), S. 159-169.
- [110] Stöven, T.; Weyrauch, F.; Mitschang, P.; Neitzel, M.: Continuous monitoring of three-dimensional resin flow through a fibre preform. In: *IOM Communications (Hrsg.): International Conference for Manufacturing of Advanced Composites (ICMAC)*, Belfast, Northern Ireland. London: IOM Communications Ltd, 2001, S. 6-14.

- [111] Shafi, V.: Beitrag zur Charakterisierung der Permeabilität flächiger Verstärkungsmaterialien. Universität Kaiserslautern, Institut für Verbundwerkstoffe, Dissertation, 1996.
- [112] Lippmann, H.: Angewandte Tensorrechnung für Ingenieure, Physiker und Mathematiker. 2. Aufl. Berlin: Springer-Verlag, 1996.
- [113] Nedanov, P.; Advani, S.: A Method to Determine 3D Permeability of Fibrous Reinforcements. In: Journal of Composite Materials 2, Vol. 36 (2002), S. 241-254.
- [114] Beitz, W. (Hrsg.); Küttner, K.: Taschenbuch für den Maschinenbau / Dubbel: 17. Aufl. Berlin: Springer-Verlag, 1990.
- [115] Adams, K.; Rebenfeld, L.: Permeability Characteristics of Multilayer Fiber Reinforcements. Part I: Experimental Observations. In: Polymer Composites 3, Vol 12 (1991), S. 179-185.
- [116] Weitzenböck, J.; Shenoi, R.; Wilson, P.: Radial Flow Permeability Measurement. Part A: Theory. In: Composites Part A, Vol. 30 (1999), S. 781-796.
- [117] Weitzenböck, J.; Shenoi, R.; Wilson, P.: Radial Flow Permeability Measurement. Part B: Application. Composites Part A, Vol. 30 (1999), S. 797-813.
- [118] Ahn, K.; Seferis, J.: Simultaneous measurements of permeability and capillary pressure of thermosetting matrices in woven fabric reinforcements. In: Polymer Composites 3, Vol. 12 (1991), S. 146-152.
- [119] Lundström, T.; Stenberg, R.; Bergström, R.; Partanen, H.; Birkeland, P.: In-plane permeability measurements: a nordic round-robin study. Composites Part A, Vol. 31 (1999), S. 29-43.
- [120] Hoes, C.; Dinescu, D.; Vanheule, M.; Sol, H.: Statistical distribution of permeability values of different porous materials. In: 10th European Conference on Composite Materials (ECCM-10), Brügge. London: European Society for Composite Materials (ESCM), 2002.

Anhang 1

Auswertung der Einzelmessungen: Material Nr. 1

3D-Messung

Material	φ	$P_0 - P_f$	R_0	η	z_r	T_r	M	$K_{2D,3D}$	K_3	Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]	[s]	[g]	[m ²]	[m ²]	[Nr.]
1	47,5	0,70	2,0	61,3	8,0	73,5	17,1	1,09E-10	2,99E-12	2
1	47,5	0,60	2,0	61,3	8,0	80,0	14,0	8,58E-11	2,92E-12	6
1	47,5	1,23	2,0	61,3	8,0	37,0	15,3	1,04E-10	3,20E-12	13
1	47,5	0,71	1,4	61,0	8,0	62,0	11,2	9,96E-11	4,11E-12	33
1	46,4	0,74	1,2	61,0	8,2	123,0	16,5	9,61E-11	3,02E-12	37
1	46,4	0,75	1,2	61,0	8,2	95,0	14,0	9,52E-11	3,56E-12	38
1	49,8	0,81	2,0	61,3	8,0	143,0	16,4	4,96E-11	1,27E-12	1
1	49,8	1,28	2,0	61,3	8,0	58,0	15,8	7,19E-11	1,96E-12	8
1	50,9	1,25	2,0	61,3	8,0	27,5	14,9			10
1	50,9	0,75	2,0	67,8	8,0	95,0	9,1	3,57E-11	1,67E-12	18
1	50,9	0,71	2,0	67,8	8,0	125,4	6,2	1,58E-11	1,06E-12	19
1	50,9	0,78	1,4	67,8	8,0	154,2	6,8	3,01E-11	1,92E-12	20
1	50,9	0,99	1,4	67,8	8,0	81,9	15,6	1,05E-10	2,77E-12	21
1	50,9	0,73	1,4	61,0	8,0	223,0	12,5	3,35E-11	1,10E-12	34
1	49,7	0,76	1,2	61,0	8,2	165,0	18,8	8,63E-11	2,30E-12	39
1	49,7	0,78	1,2	61,0	8,2	167,0	20,0	8,99E-11	2,30E-12	40
1	52,6	1,30	2,0	61,3	8,0	58,0	15,8	7,45E-11	1,84E-12	11
1	52,6	0,76	2,0	67,8	8,0	177,7	11,6	2,92E-11	9,32E-13	15
1	52,6	0,72	1,4	61,0	8,1	160,0	12,2	4,43E-11	1,58E-12	35
1	53,0	0,82	1,2	61,0	8,2	211,0	14,4	4,41E-11	1,38E-12	41
1	53,0	0,81	1,2	61,0	8,2	153,0	14,7	6,30E-11	1,98E-12	42
1	54,3	1,40	2,0	61,3	8,0	130,0	12,2	2,00E-11	6,66E-13	3
1	54,3	1,36	2,0	61,3	8,0	117,0	10,7	1,89E-11	7,12E-13	4
1	54,3	0,75	2,0	67,8	8,0	226,0	13,3	2,71E-11	8,44E-13	16
1	54,4	1,00	1,4	67,8	8,1	158,8	12,1	3,71E-11	1,22E-12	22
1	54,4	0,98	1,4	67,8	8,1	122,4	14,9	6,79E-11	1,77E-12	23
1	54,4	0,90	1,4	67,8	8,1	177,8	13,3	3,90E-11	1,14E-12	24
1	57,7	1,37	2,0	61,3	8,0	217,0	14,0	1,54E-11	4,41E-13	5
1	57,7	1,08	2,0	61,3	8,0	424,0	18,0	1,62E-11	3,02E-13	7
1	57,6	1,33	2,0	61,3	8,0	249,0	12,0	1,23E-11	3,26E-13	9
1	56,7	0,75	1,4	61,0	8,2	269,0	13,3	2,94E-11	9,29E-13	36
1	56,3	1,77	1,2	61,0	8,2	305,0	11,4	9,98E-12	3,82E-13	43

2D-Kontrollmessungen

Material	φ	$P_0 - P_f$	R_0	η	z_r	$K_{2D,2D}$	Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]	[m ²]	[Nr.]
1	49,3	1,21	3,5	61,3	3,0	7,40E-11	1
1	49,3	0,80	3,5	61,3	3,0	5,44E-11	7
1	49,3	0,79	3,5	61,3	3,0	5,45E-11	9
1	53,8	1,27	3,5	61,3	3,0	4,42E-11	2
1	53,8	0,88	3,5	61,3	3,0	2,31E-11	4
1	53,8	0,84	3,5	61,3	3,0	3,27E-11	5
1	58,3	1,31	3,5	61,3	3,0	1,61E-11	3
1	58,3	0,86	3,5	61,3	3,0	1,24E-11	6
1	58,3	0,86	3,5	61,3	3,0	1,38E-11	8

Auswertung der Einzelmessungen: Material Nr. 2

3D-Messungen

Material	φ	P_0-P_f	R_0	η	z_r	T_r	M	$K_{2D,3D}$	K_3	Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]	[s]	[g]	[m ²]	[m ²]	[Nr.]
2	54,9	0,75	2,0	61	8,0	19,0	5,9	8,60E-11	5,82E-12	3
2	54,9	0,76	2,0	61	8,0	26,4	6,6	7,44E-11	4,17E-12	4
2	54,9	0,72	2,0	57	8,9	26,0	12,2	1,54E-10	6,98E-12	8
2	59,9	0,84	2,0	61	8,0	188,0	5,7	7,70E-12	4,79E-13	35
2	59,9	0,58	2,0	61	8,0	457,0	8,3	7,78E-12	3,57E-13	37

2D-Kontrollmessungen

Material	φ	P_0-P_f	R_0	η	z_r			$K_{2D,2D}$		Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]			[m ²]		[Nr.]
2	54,6	1,81	3,5	63	2,9			2,39E-11		11
2	54,9	0,77	3,5	56,6	8,0			2,15E-11		1
2	54,9	0,78	3,5	56,6	8,0			1,86E-11		2
2	54,9	0,75	3,5	56,6	8,0			3,51E-11		3
2	54,9	0,95	3,5	63	8,0			2,12E-11		10
2	59,9	0,71	3,5	61	8,0			3,58E-11		5
2	59,9	0,71	3,5	61	8,0			3,21E-11		6
2	59,9	0,73	3,5	61	8,0			2,73E-11		7

Auswertung der Einzelmessungen: Material Nr. 3

3D-Messungen

Material	φ	P_0-P_f	R_0	η	z_r	T_r	M	$K_{2D,3D}$	K_3	Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]	[s]	[g]	[m ²]	[m ²]	[Nr.]
3	51,5	0,53	2,0	61,0	8,0	72,3	5,5	2,90E-11	2,28E-12	14
3	51,5	0,81	2,0	61,0	8,0	40,4	4,8	2,52E-11	2,35E-12	15
3	51,5	0,80	2,0	61,0	8,0	41,8	5,5	3,43E-11	2,17E-12	16
3	51,5	0,81	2,0	61,0	8,0	54,6	5,4	2,11E-11	1,91E-12	23
3	51,5	0,83	2,0	61,0	8,0	40,8	5,6	2,99E-11	2,20E-12	24
3	51,5	0,83	2,0	61,0	8,0	40,4	4,8	2,48E-11	2,24E-12	29
3	51,5	1,25	2,0	59,8	8,0	39,4	5,9	2,32E-11	1,67E-12	42
3	51,5	1,29	2,0	59,8	8,0	19,0	5,2	3,85E-11	3,14E-12	43
3	51,5	1,29	2,0	59,8	8,0	23,2	5,3	3,35E-11	2,53E-12	44
3	51,5	1,27	2,0	59,8	8,0	24,0	5,8	3,99E-11	2,55E-12	45
3	51,5	1,28	2,0	59,8	8,0	16,3	5,0	4,42E-11	3,58E-12	46
3	51,5	1,68	2,0	61,0	8,0	8,8	5,9	9,06E-11	4,79E-12	4
3	51,5	1,79	2,0	61,0	8,0	20,4	5,3	2,59E-11	2,24E-12	5
3	51,5	1,73	2,0	61,0	8,0	7,6	4,0	4,94E-11	5,36E-12	6
3	51,5	1,76	2,0	61,0	8,0	14,1	5,7	4,48E-11	3,34E-12	38
3	51,5	1,77	2,0	61,0	8,0	12,0	4,6	3,77E-11	3,54E-12	39
3	54,6	0,81	2,0	61,0	8,0	65,7	4,3	1,26E-11	1,36E-12	17
3	54,6	0,81	2,0	61,0	8,0	70,9	2,3			18
3	54,6	0,82	2,0	61,0	8,0	78,2	5,7	1,69E-11	1,27E-12	19
3	54,6	0,80	2,0	57,0	8,0	72,9	5,0	1,48E-11	1,19E-12	26
3	54,6	0,85	2,0	57,0	8,0	88,2	4,6			27
3	54,6	0,84	2,0	57,0	8,0	78,9	6,0	1,70E-11	1,15E-12	28
3	54,6	0,76	2,0	60,0	8,0	76,7	4,8	1,35E-11	1,37E-12	34
3	54,6	0,83	2,0	60,0	8,0	100,0	4,1			35
3	54,6	1,32	2,0	61,6	8,0	38,9	5,0	1,94E-11	1,45E-12	47
3	54,6	1,30	2,0	61,6	8,0	77,5	5,5	1,09E-11	7,84E-13	48
3	54,6	1,29	2,0	61,6	8,0	58,9	4,7	1,15E-11	9,42E-13	49
3	54,6	1,28	2,0	61,6	8,0	63,4	4,9	1,12E-11	9,22E-13	50
3	54,6	1,27	2,0	61,6	8,0	42,9	5,0	1,90E-11	1,28E-12	51
3	54,6	1,78	2,0	61,0	8,0	24,8	5,4	2,56E-11	1,73E-12	1
3	54,6	1,75	2,0	61,0	8,0	21,9	5,6	3,01E-11	2,07E-12	2
3	54,6	1,77	2,0	61,0	8,0	34,4	5,8	1,81E-11	1,44E-12	3
3	54,6	1,80	2,0	61,0	8,0	16,1	4,2	2,34E-11	2,54E-12	7
3	54,6	1,79	2,0	61,0	8,0	24,5	5,8	2,71E-11	1,87E-12	8
3	57,6	0,82	2,0	61,0	8,0	98,3	4,3	9,56E-12	8,27E-13	20
3	57,6	0,82	2,0	61,0	8,0	166,4	5,1		5,31E-13	21
3	57,6	0,82	2,0	61,0	8,0	121,4	4,7	9,03E-12	6,67E-13	22
3	57,6	0,82	2,0	61,0	8,0	96,4	5,0	1,17E-11	9,52E-13	36
3	57,6	0,82	2,0	61,0	8,0	89,4	4,5	1,08E-11	9,44E-13	37
3	57,6	1,29	2,0	61,6	8,0	72,3	5	1,11E-11	7,79E-13	52
3	57,6	1,31	2,0	61,6	8,0	64,4	4,9	1,14E-11	8,41E-13	53

3	57,6	1,31	2,0	61,6	8,0	44,5	5,3	1,87E-11	1,28E-12	54
3	57,6	1,33	2,0	61,6	8,0	72,6	4,7	9,33E-12	7,35E-13	55
3	57,6	1,31	2,0	61,6	8,0	98,2	5,1	7,81E-12	5,75E-13	56
3	57,6	1,81	2,0	61,0	8,0	48,8	5,7	1,33E-11	8,96E-13	9
3	57,6	1,81	2,0	61,0	8,0	50,4	5,1	1,10E-11	7,93E-13	10
3	57,6	1,82	2,0	61,0	8,0	51,3	5,0	1,04E-11	7,60E-13	11
3	57,6	1,82	2,0	61,0	8,0	63,5	4,7	7,70E-12	5,98E-13	12
3	57,6	1,82	2,0	61,0	8,0	45,9	5,3	1,32E-11	8,70E-13	13

2D-Kontrollmessungen

Material	φ	P_0-P_f	R_0	η	z_f	$K_{2D,2D}$	Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]	[m ²]	[Nr.]
3	51,5	0,71	3,5	61,0	8,0	2,03E-11	1
3	51,5	0,71	3,5	61,0	8,0	2,76E-11	2
3	51,5	0,71	3,5	56,6	8,0	3,18E-11	7
3	51,5	1,20	3,5	59,8	8,0	2,70E-11	19
3	51,5	1,20	3,5	59,8	8,0	2,36E-11	20
3	51,5	1,19	3,5	59,8	8,0	2,64E-11	21
3	51,5	1,69	3,5	59,8	8,0	2,56E-11	10
3	51,5	1,68	3,5	59,8	8,0	2,57E-11	11
3	51,5	1,69	3,5	59,8	8,0	2,90E-11	12
3	54,6	0,78	3,5	61,0	8,0	1,83E-11	3
3	54,6	0,78	3,5	61,0	8,0	1,79E-11	4
3	54,6	0,76	3,5	56,6	8,0	1,38E-11	8
3	54,6	1,21	3,5	59,8	8,0	1,77E-11	22
3	54,6	1,21	3,5	59,8	8,0	1,82E-11	23
3	54,6	1,23	3,5	59,8	8,0	1,55E-11	24
3	54,6	1,77	3,5	59,8	8,0	1,95E-11	13
3	54,6	1,76	3,5	59,8	8,0	1,67E-11	14
3	54,6	1,75	3,5	59,8	8,0	1,98E-11	15
3	57,6	0,80	3,5	61,0	8,0	1,24E-11	5
3	57,6	0,79	3,5	61,0	8,0	1,40E-11	6
3	57,6	0,78	3,5	56,6	8,0	1,17E-11	9
3	57,6	1,25	3,5	59,8	8,0	1,32E-11	25
3	57,6	1,23	3,5	59,8	8,0	1,22E-11	26
3	57,6	1,26	3,5	59,8	8,0	1,22E-11	27
3	57,6	1,75	3,5	59,8	8,0	9,98E-12	16
3	57,6	1,74	3,5	59,8	8,0	1,19E-11	17
3	57,6	1,74	3,5	59,8	8,0	1,13E-11	18

Auswertung der Einzelmessungen: Material Nr. 4

3D-Messungen

Material	φ	P_0-P_f	R_0	η	z_r	T_r	M	K_{2D_3D}	K_3	Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]	[s]	[g]	[m ²]	[m ²]	[Nr.]
4	51,1	0,58	2,0	63,0	8,0	138,0	6,4	1,78E-11	6,66E-13	11
4	49,5	0,57	2,0	63,0	8,0	62,0	7,3	5,03E-11	2,63E-12	12
4	51,2	0,59	2,0	63,0	8,0	84,0	6,1	2,91E-11	1,57E-12	13
4	51,3	0,58	2,0	63,0	8,0	78,0	6,4	2,93E-11	2,12E-12	14
4	51,3	0,71	1,4	61,0	8,0	85,0	6,1	2,38E-11	1,94E-12	15
4	51,3	0,69	1,4	61,0	8,0	86,0	7,4	3,44E-11	2,17E-12	16
4	51,3	0,80	1,2	61,0	8,2	78,0	7,4	3,59E-11	2,53E-12	21
4	51,3	0,82	1,2	61,0	8,2	74,0	7,4	2,57E-11	2,63E-12	22
4	54,2	0,88	2,0	63,0	8,0	66,0	5,3	1,78E-11	1,36E-12	1
4	54,5	0,85	2,0	63,0	8,0	99,0	6,1	1,51E-11	1,06E-12	2
4	54,5	0,85	2,0	63,0	8,0	82,0	6,4	1,95E-11	1,35E-12	3
4	57,5	0,92	2,0	63,0	8,0	149,0	4,0	5,31E-12	4,93E-13	4
4	57,4	1,42	2,0	63,0	8,0	91,0	6,2	1,13E-11	6,19E-13	5
4	59,6	1,44	2,0	63,0	8,0	98,0	5,8	9,10E-12	5,62E-13	6
4	57,4	0,78	1,4	61,0	8,0	293,0	6,0	1,33E-11	5,38E-13	17
4	57,4	1,24	1,4	61,0	8,0	164,0	6,1	1,17E-11	5,50E-13	18
4	57,4	0,88	1,2	61,0	8,2	600,0	8,3	1,63E-11	3,30E-13	23
4	57,4	0,88	1,2	61,0	8,2	170,0	6,4	1,73E-11	9,97E-13	24
4	60,5	1,9	2,0	63,0	8,0	132,0	6,1	6,05E-12	3,03E-13	7
4	59,6	1,88	2,0	63,0	8,0	118,0	4,4		3,12E-13	8
4	59,6	1,87	2,0	63,0	8,0	140,0	6,4	6,08E-12	3,01E-13	9
4	60,1	1,27	2,0	63,0	8,0	199,0	6,4	6,10E-12	3,21E-13	10
4	60,4	1,23	1,4	61,0	8,0	331,0	7,4	7,10E-12	2,98E-13	19
4	60,4	1,73	1,4	61,0	8,0	138,0	6,1	9,08E-12	4,76E-13	20
4	60,4	1,74	1,2	61,0	8,2	194,0	5,5	4,85E-12	3,72E-13	25
4	60,4	1,71	1,2	61,0	8,2	153,0	5,6	7,78E-12	4,93E-13	26

2D-Kontrollmessungen

Material	φ	$P_0 - P_f$	R_0	η	z_r	$K_{2D,2D}$	Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]	[m ²]	[Nr.]
4	47,1	1,76	3,5	63,0	2,8	3,78E-11	11
4	49,1	0,76	3,5	63,0	2,8	4,42E-11	10
4	49,4	1,23	3,5	63,0	2,8	3,91E-11	9
4	54,5	0,81	3,5	63,0	2,8	5,09E-11	1
4	54,5	0,81	3,5	63,0	2,8	4,97E-11	2
4	57,2	1,25	3,5	63,0	5,0	1,12E-11	8
4	57,6	0,90	3,5	63,0	3,0	1,14E-11	4
4	57,9	0,86	3,5	63,0	3,0	1,07E-11	3
4	58,4	1,81	3,5	63,0	4,8	9,09E-12	6
4	60,2	1,84	3,5	63,0	4,8	7,89E-12	5
4	61,0	0,81	3,5	63,0	4,8	7,64E-12	7

Auswertung der Einzelmessungen: Material Nr. 5

3D-Messungen

Material	φ	P_0-P_f	R_0	η	z_r	T_r	M	K_{2D_3D}	K_3	Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]	[s]	[g]	[m ²]	[m ²]	[Nr.]
5	54,9	0,76	2,0	63,0	8,0	35,5	10,1	1,08E-10	4,27E-12	1
5	54,9	0,76	2,0	63,0	8,0	18,0	7,4	1,21E-10	6,69E-12	2
5	54,9	0,69	2,0	63,0	8,0	38,0	10,0	1,08E-10	4,27E-12	5
5	61,0	0,80	2,0	63,0	8,0	189,0	8,7	1,72E-11	6,15E-13	3
5	61,0	0,76	2,0	63,0	8,0	102,0	6,9	2,19E-11	1,11E-12	4
5	61,0	0,76	2,0	63,0	8,0	162,0	9,9	2,50E-11	8,53E-13	6

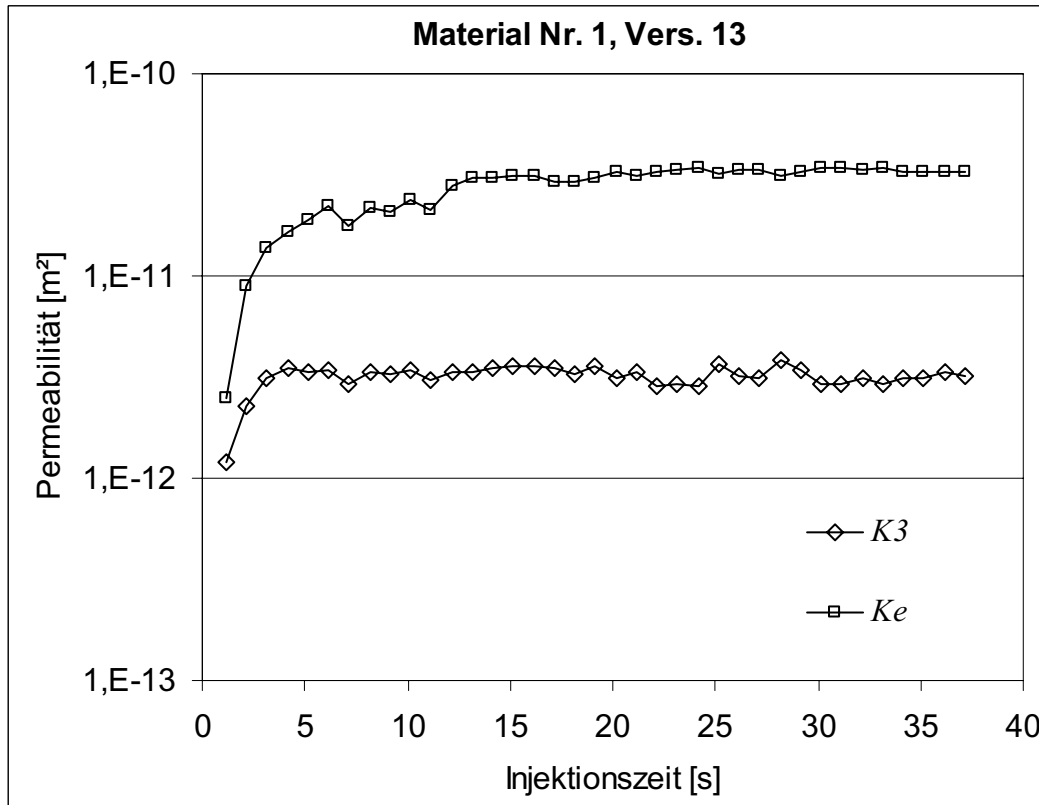
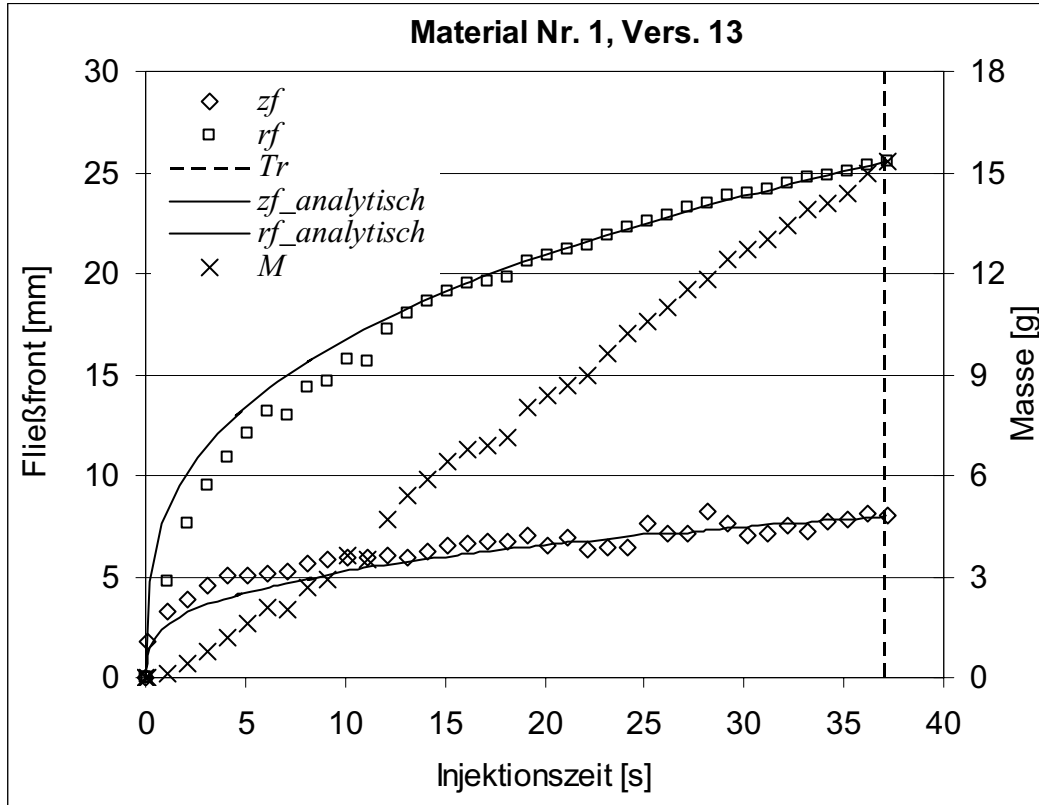
2D-Kontrollmessungen

Material	φ	P_0-P_f	R_0	η	z_r			K_{2D_2D}		Versuch
[Nr.]	[%]	[bar]	[mm]	[mPas]	[mm]			[m ²]		[Nr.]
5	54,5	0,96	3,5	63	4,9			3,55E-11		3
5	54,5	0,97	3,5	63	4,9			4,19E-11		4
5	54,5	0,97	3,5	63	4,9			3,74E-11		5
5	58,3	0,97	3,5	63	5,0			2,44E-11		1
5	58,3	0,98	3,5	63	5,0			2,13E-11		2
5	58,3	1,02	3,5	63	5,0			1,91E-11		6
5	58,3	1,77	3,5	63	5,0			2,16E-11		8
5	61,0	1,69	3,5	63	8,0			1,63E-11		7
5	61,0	1,81	3,5	63	4,8			1,50E-11		9
5	61,0	1,81	3,5	63	4,8			1,33E-11		10

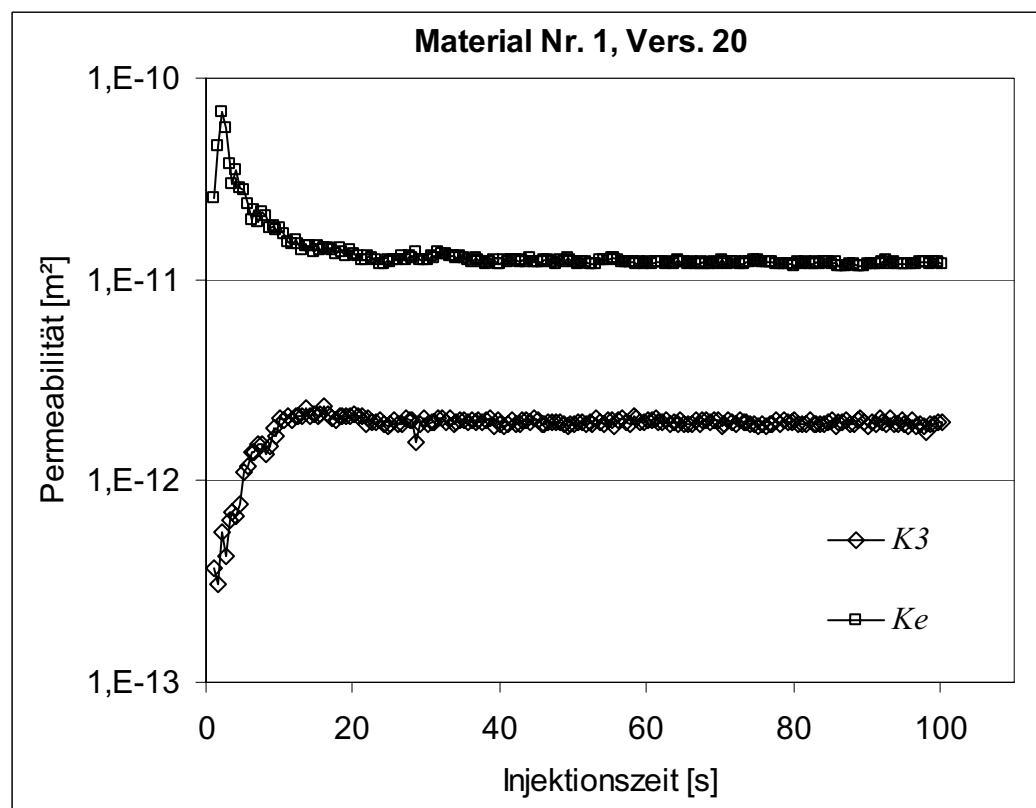
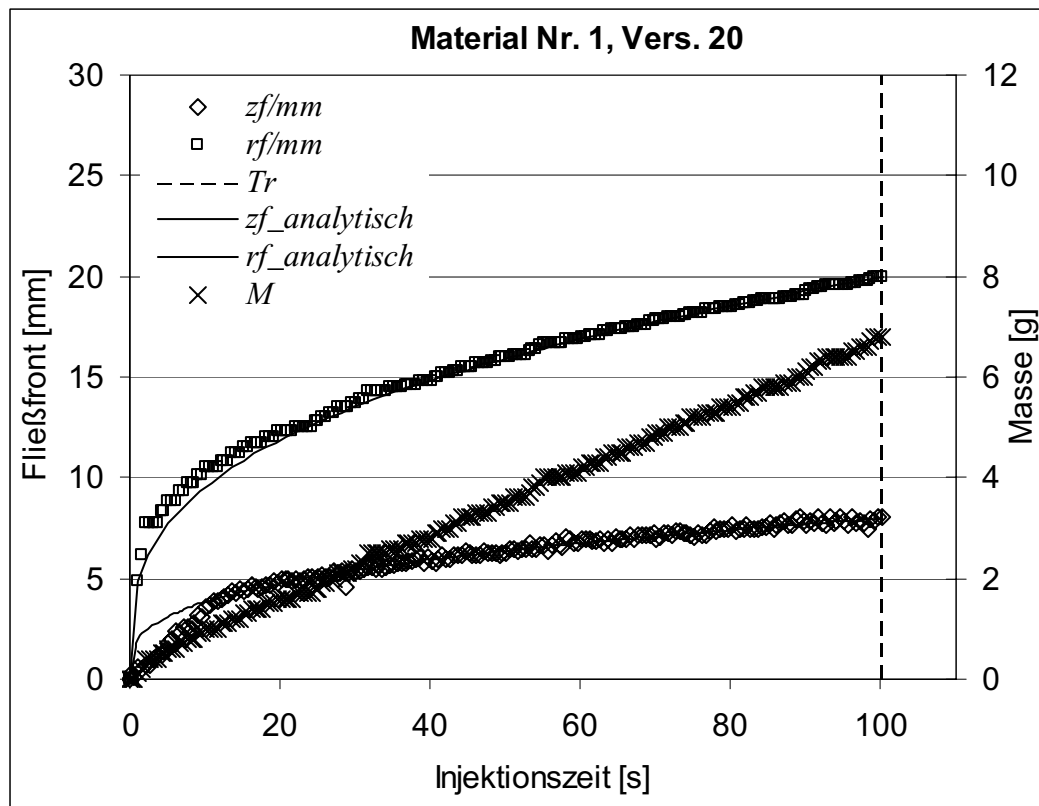
Anhang 2

Verhalten der Messungen über der Injektionszeit

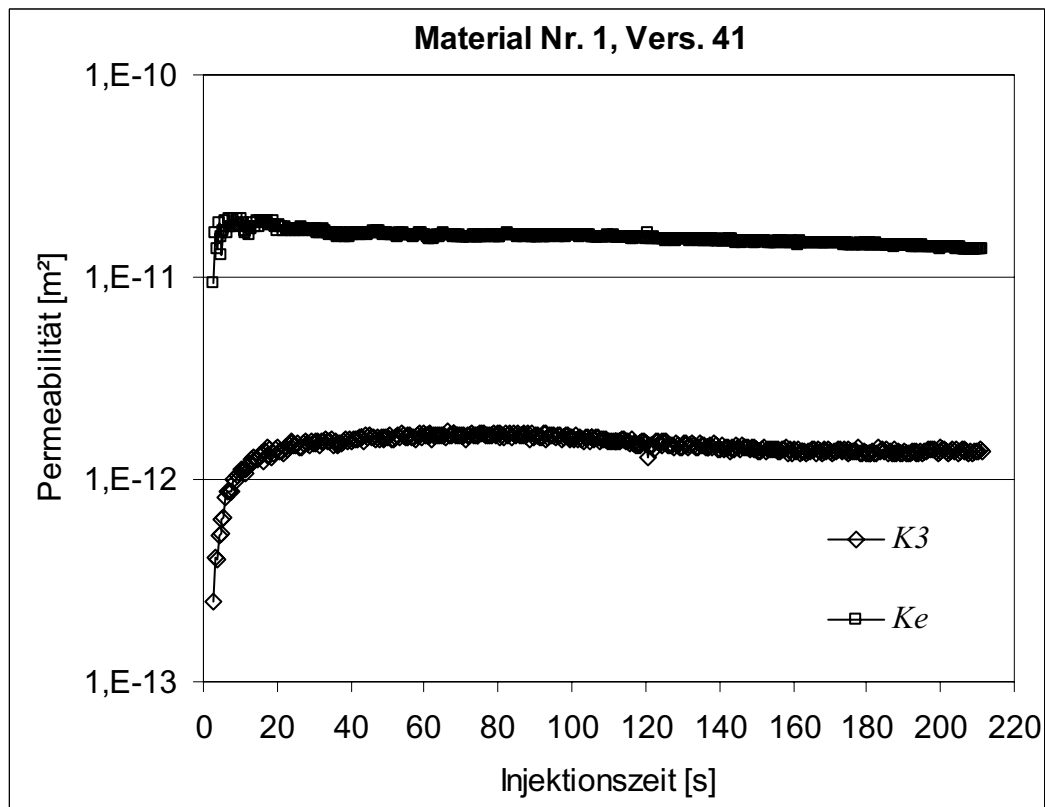
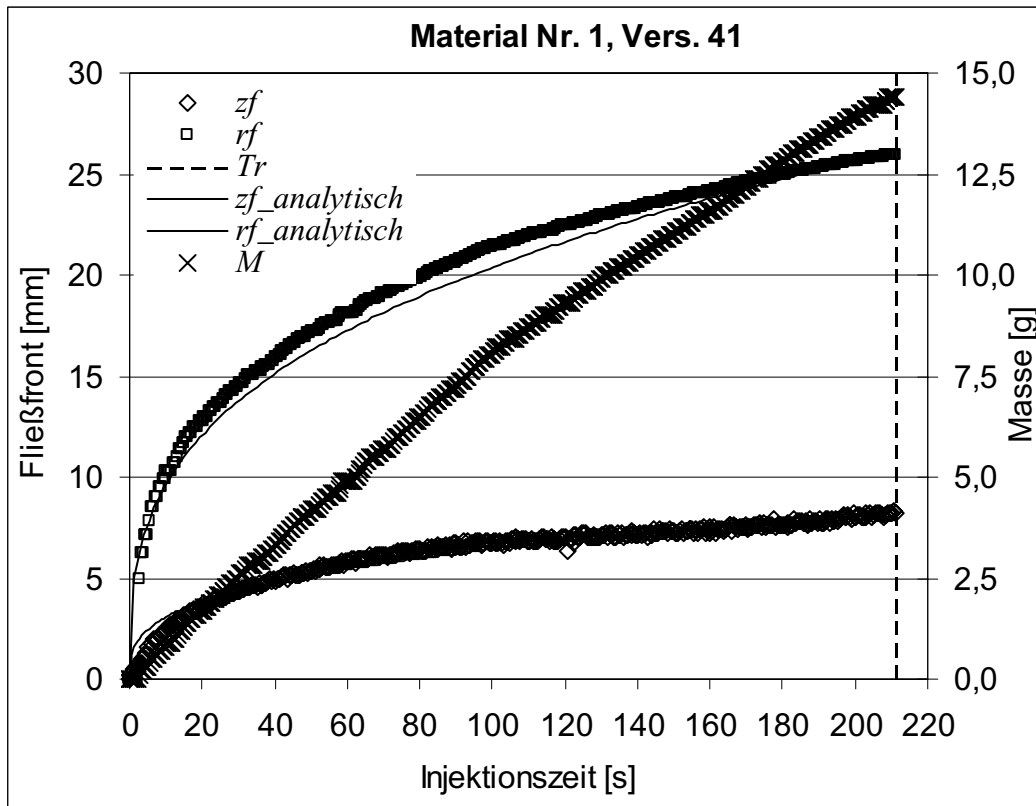
$\varphi = 47,5\%$, $P_0 - P_f = 1,23\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 61,3\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 37,0\text{s}$,
 $M = 15,3\text{g}$, $K_{2D_3D} = 1,04\text{E-}10\text{m}^2$, $K_e = 3,26\text{E-}11\text{m}^2$, $K_3 = 3,20\text{E-}12\text{m}^2$



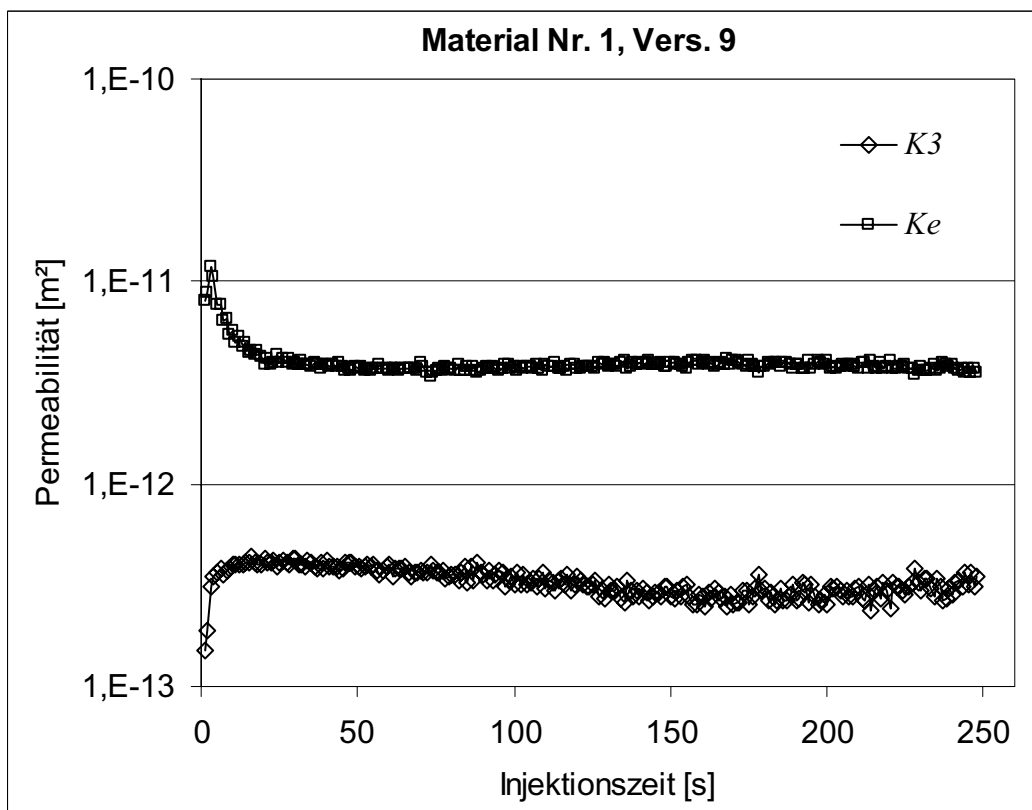
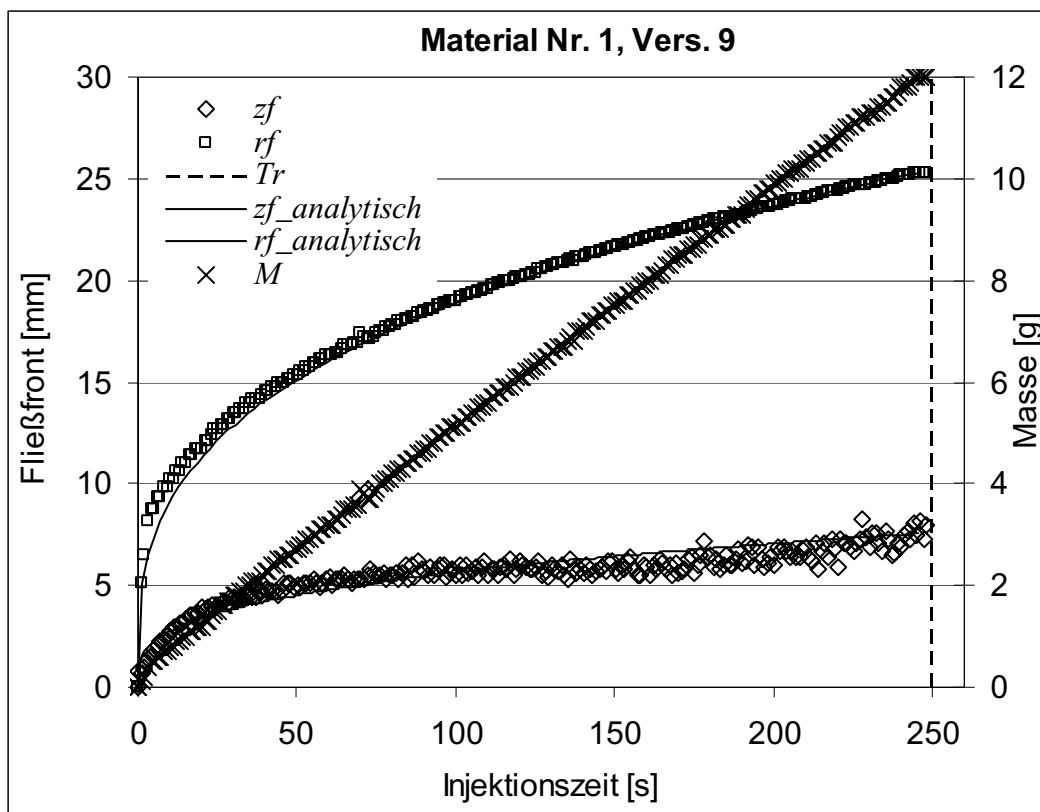
$\varphi = 50,9\%$, $P_0 - P_f = 0,78\text{bar}$, $R_0 = 1,4\text{mm}$, $\eta = 67,8\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 154,2\text{s}$,
 $M = 6,8\text{g}$, $K_{2D_3D} = 3,01\text{E-}11\text{m}^2$, $K_e = 1,20\text{E-}11\text{m}^2$, $K_3 = 1,92\text{E-}12\text{m}^2$



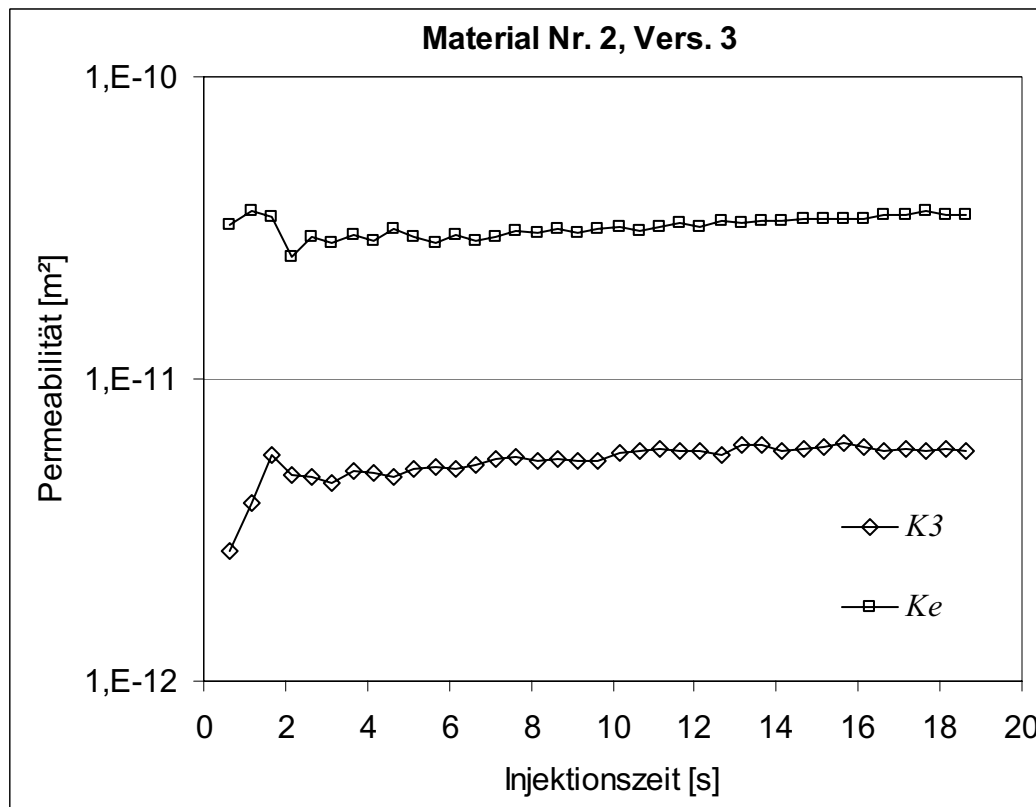
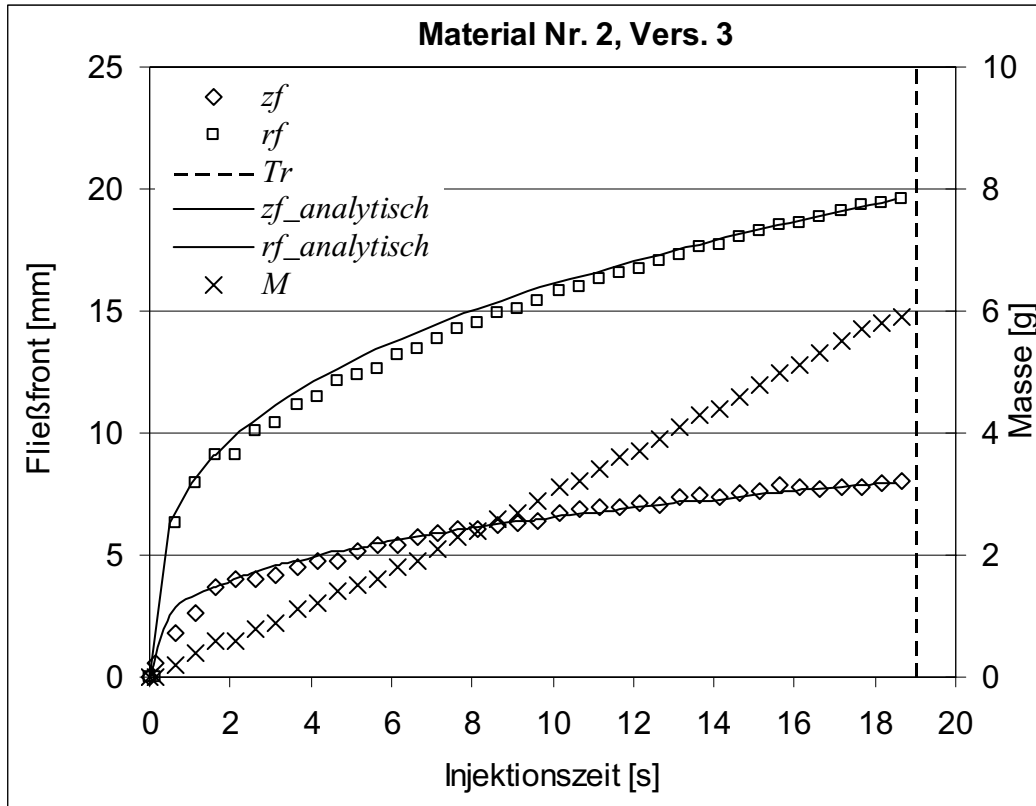
$\varphi = 53,0\%$, $P_0 - P_f = 0,82\text{bar}$, $R_0 = 1,2\text{mm}$, $\eta = 61,0\text{mPas}$, $z_r = 8,2\text{mm}$, $T_r = 211,0\text{s}$,
 $M = 14,4\text{g}$, $K_{2D_3D} = 4,41\text{E-}11\text{m}^2$, $K_e = 1,39\text{E-}11\text{m}^2$, $K_3 = 1,38\text{E-}12\text{m}^2$



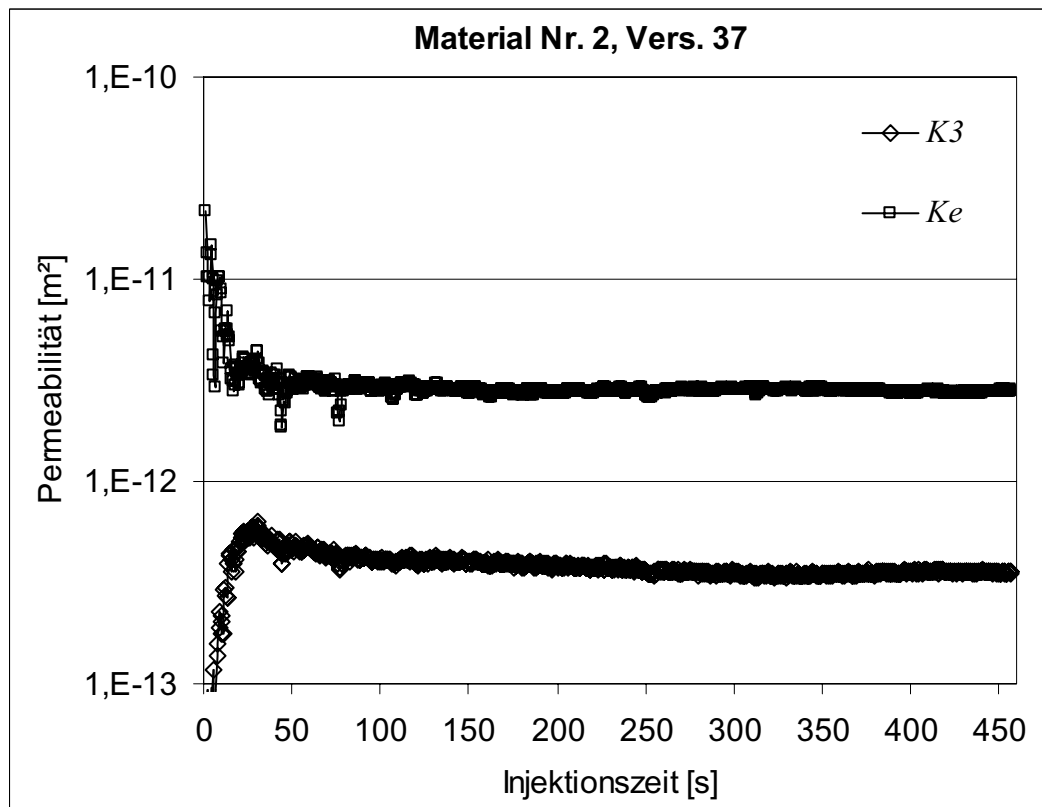
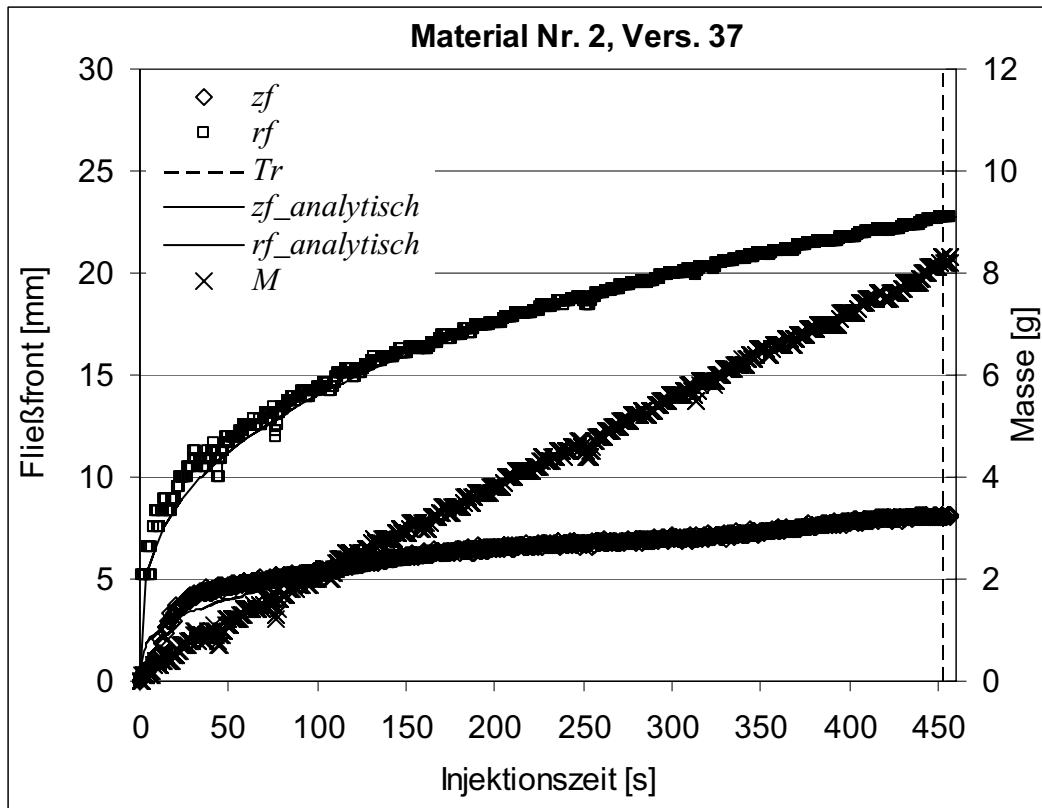
$\varphi = 57,6\%$, $P_0 - P_f = 1,33\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 61,3\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 249,0\text{s}$,
 $M = 12,0\text{g}$, $K_{2D_3D} = 1,23\text{-E}11\text{m}^2$, $K_e = 3,66\text{E-}12\text{m}^2$, $K_3 = 3,26\text{E-}13\text{m}^2$



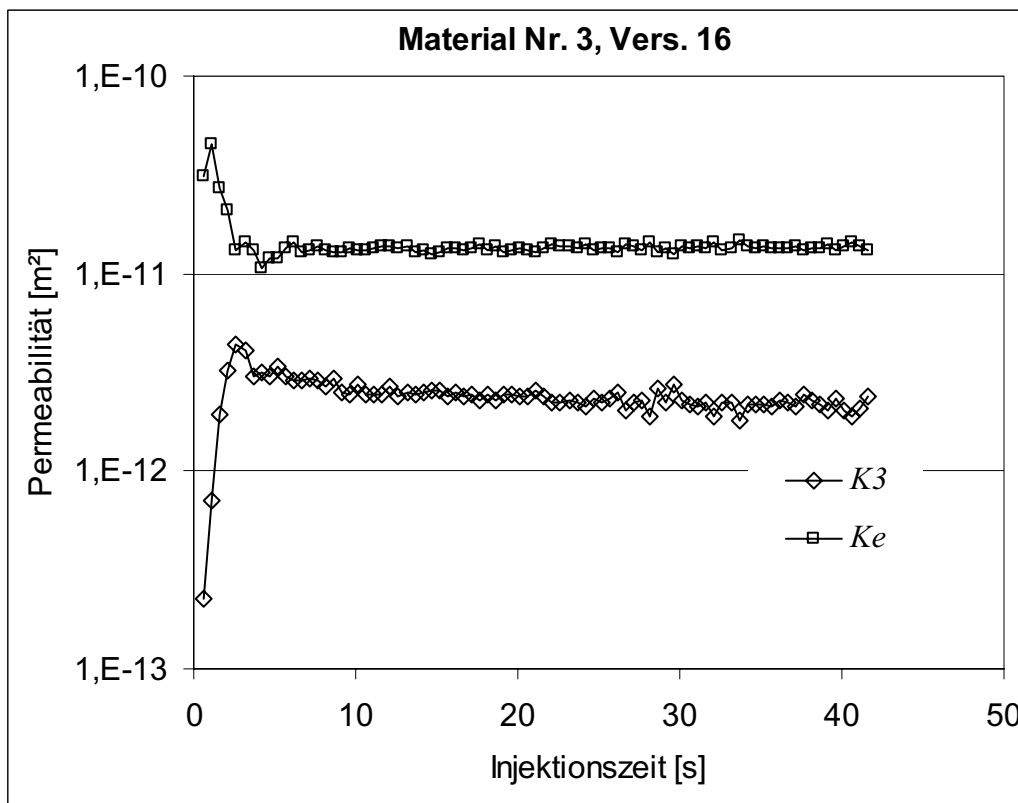
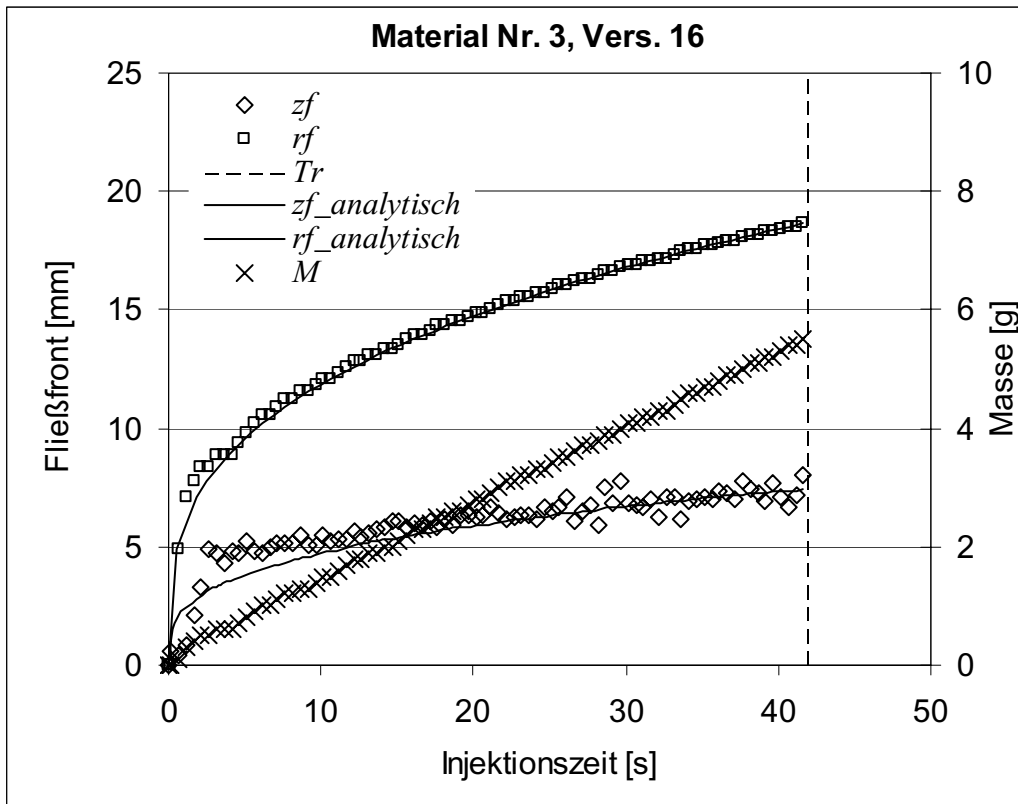
$\varphi = 54,9\%$, $P_0 - P_f = 0,75\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 61,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 19,0\text{s}$,
 $M = 5,9\text{g}$, $K_{2D_3D} = 8,60\text{E-}11\text{m}^2$, $K_e = 3,50\text{E-}11\text{m}^2$, $K_3 = 5,82\text{E-}12\text{m}^2$



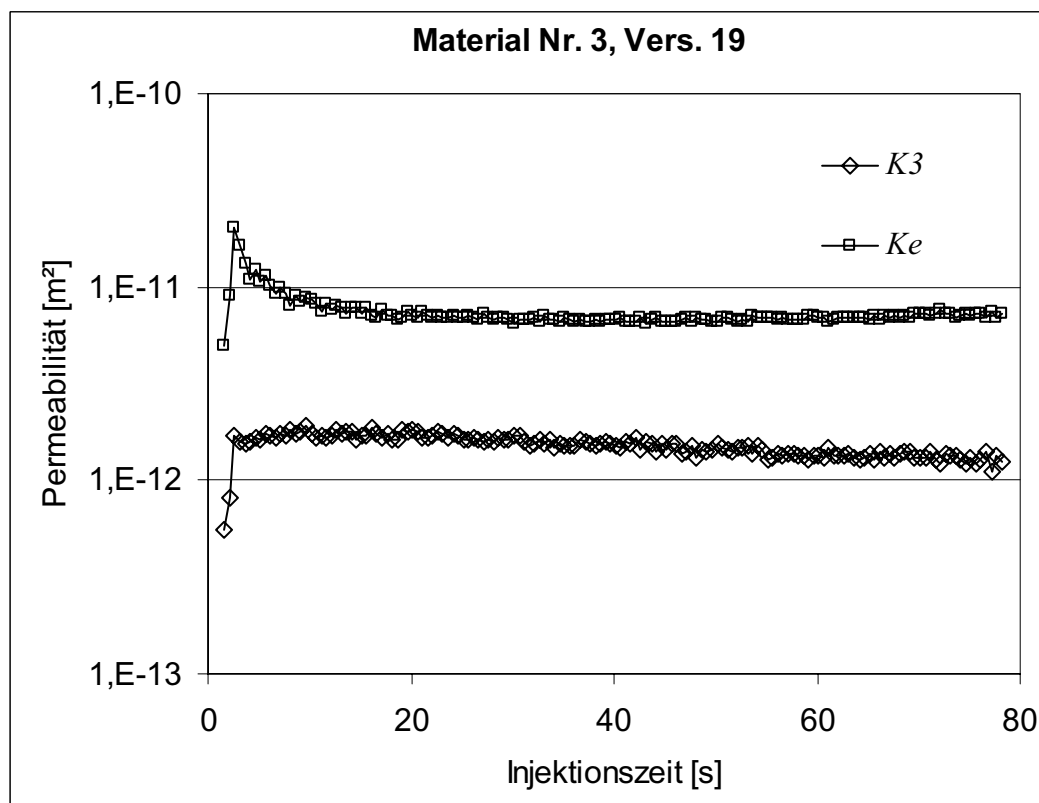
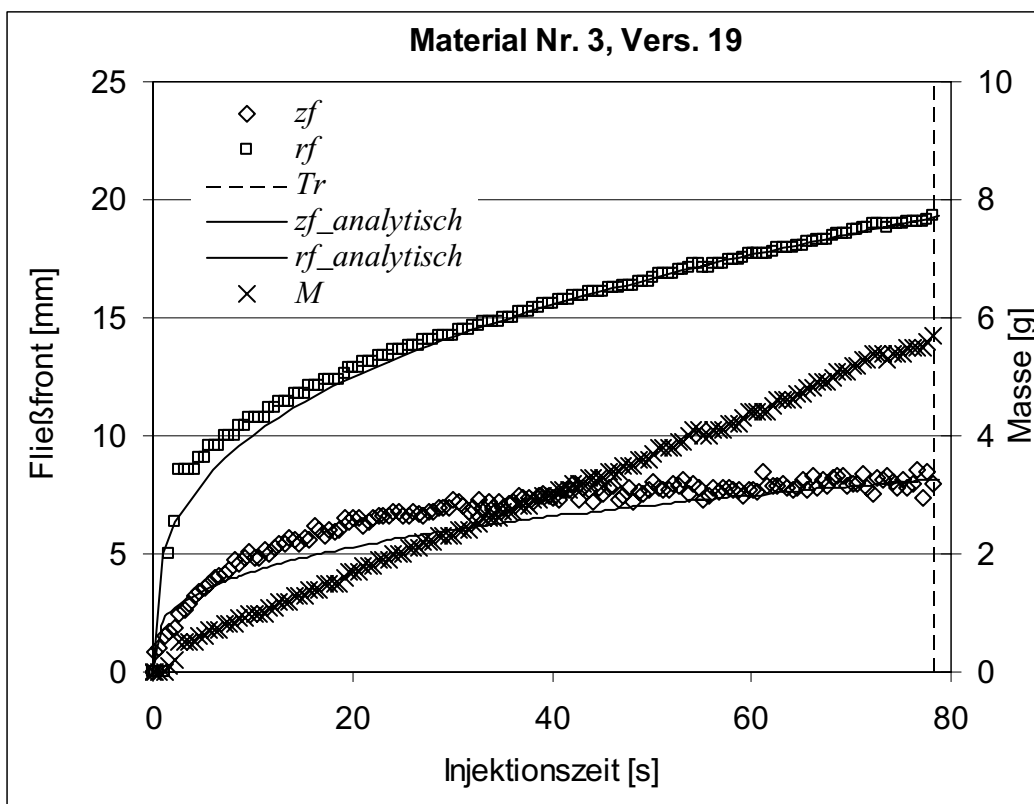
$\varphi = 59,9\%$, $P_0 - P_f = 0,58\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 61,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 457,0\text{s}$,
 $M = 8,3\text{g}$, $K_{2D_3D} = 7,78\text{E-}12\text{m}^2$, $K_e = 2,78\text{E-}12\text{m}^2$, $K_3 = 3,57\text{E-}13\text{m}^2$



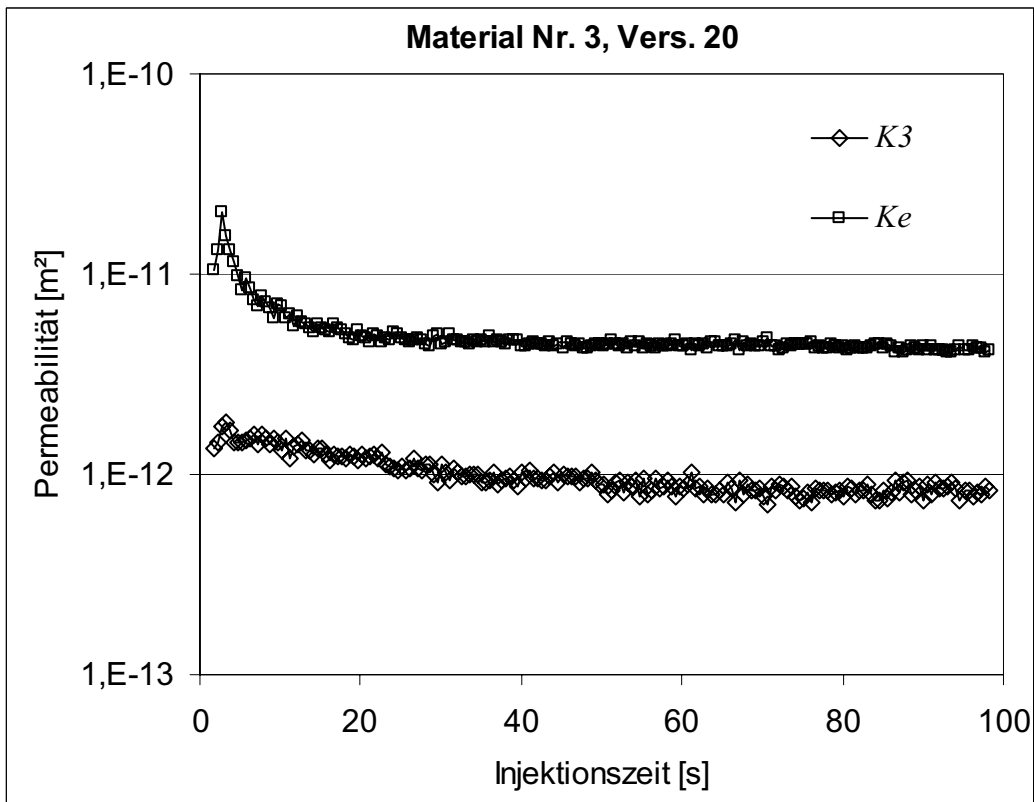
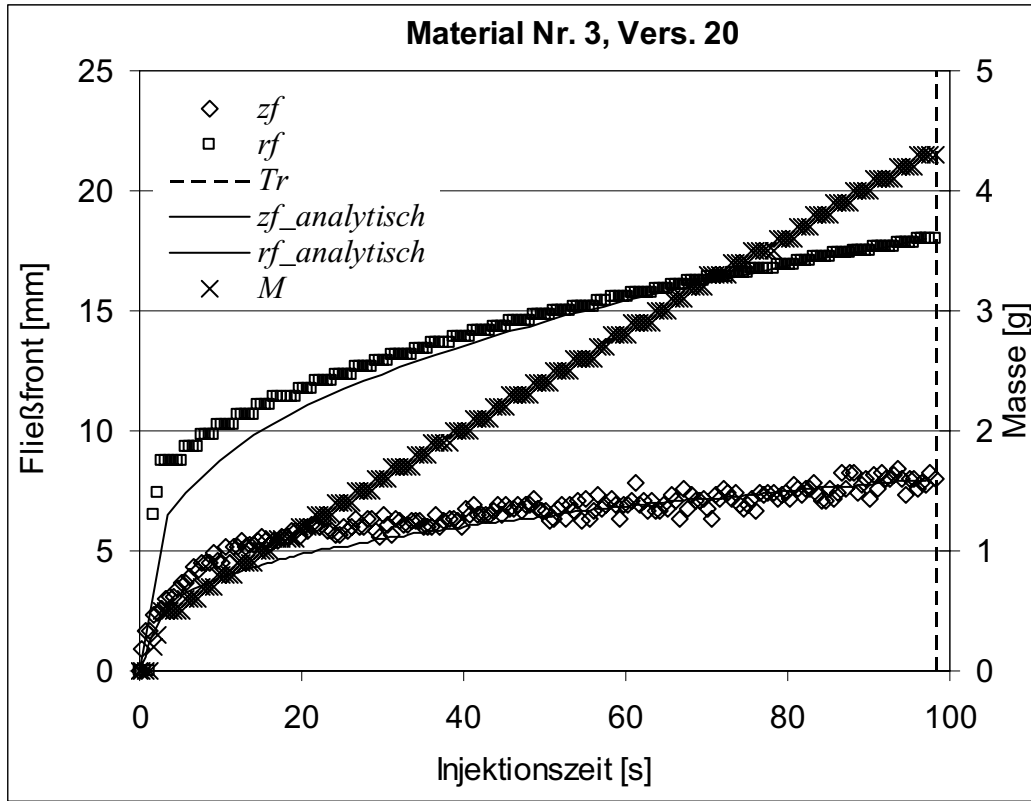
$\varphi = 51,5\%$, $P_0 - P_f = 0,80\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 61,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 41,8\text{s}$,
 $M = 5,5\text{g}$, $K_{2D_3D} = 3,43\text{E-}11\text{m}^2$, $K_e = 1,36\text{E-}11\text{m}^2$, $K_3 = 2,17\text{E-}12\text{m}^2$



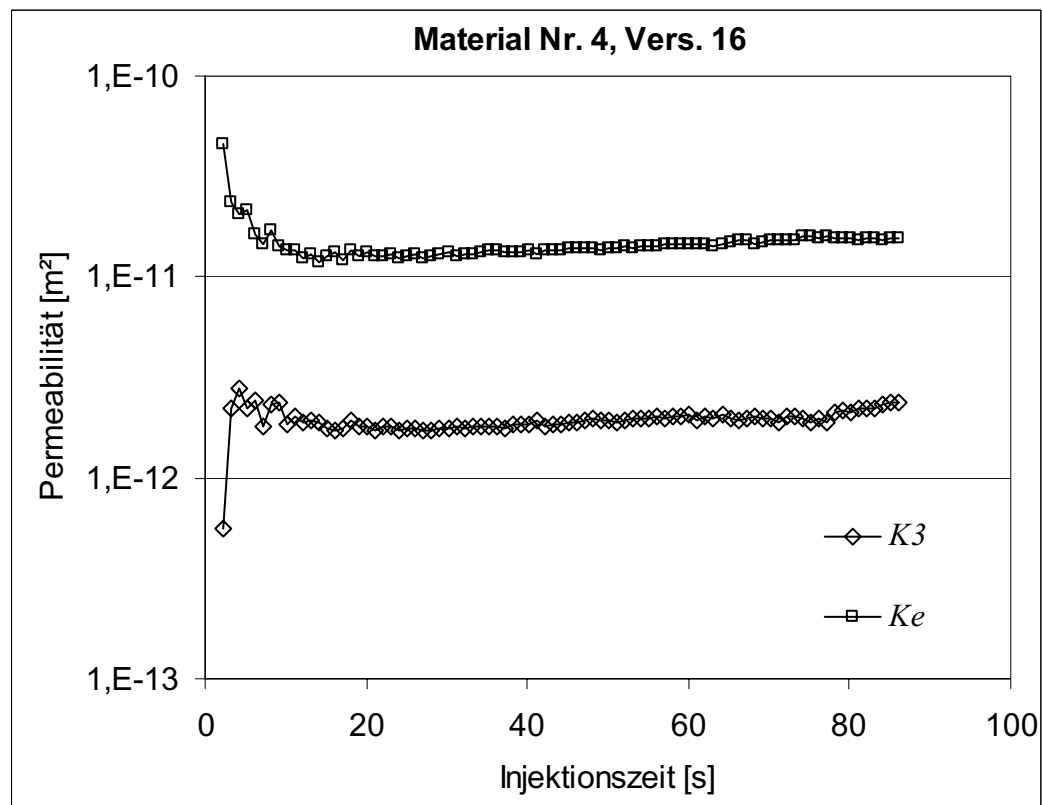
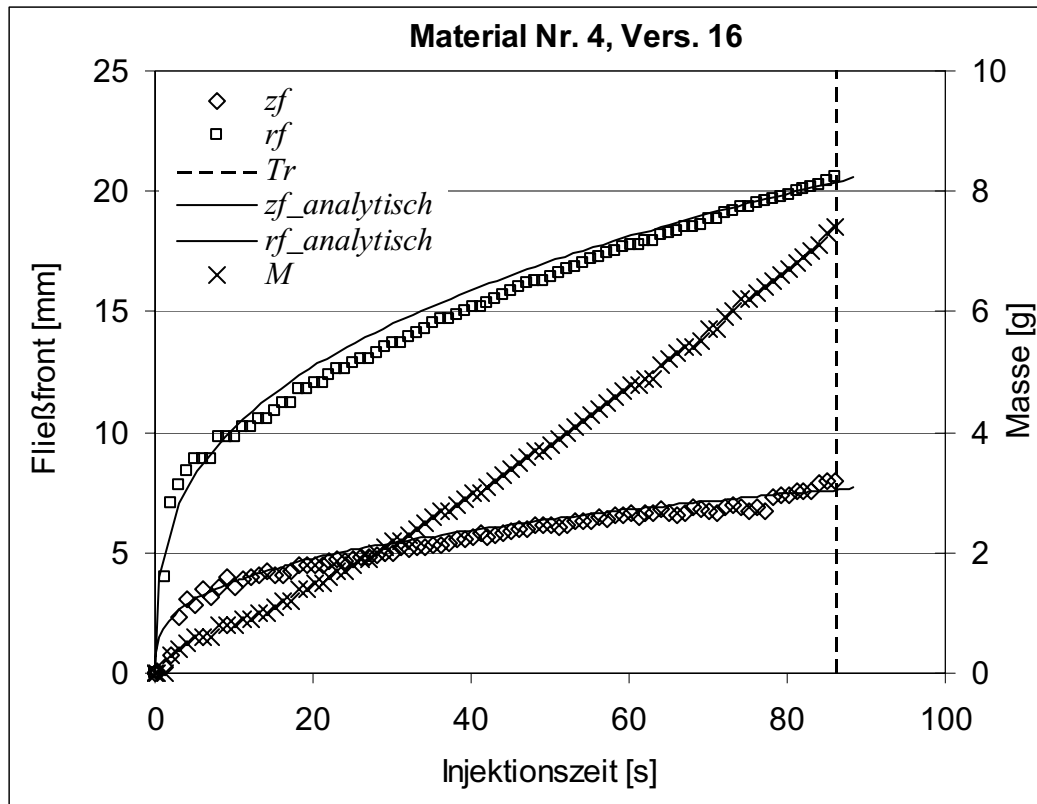
$\varphi = 54,6\%$, $P_0 - P_f = 0,82\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 61,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 78,2\text{s}$,
 $M = 5,7\text{g}$, $K_{2D_3D} = 1,69\text{E-}11\text{m}^2$, $K_e = 7,12\text{E-}12\text{m}^2$, $K_3 = 1,27\text{E-}12\text{m}^2$



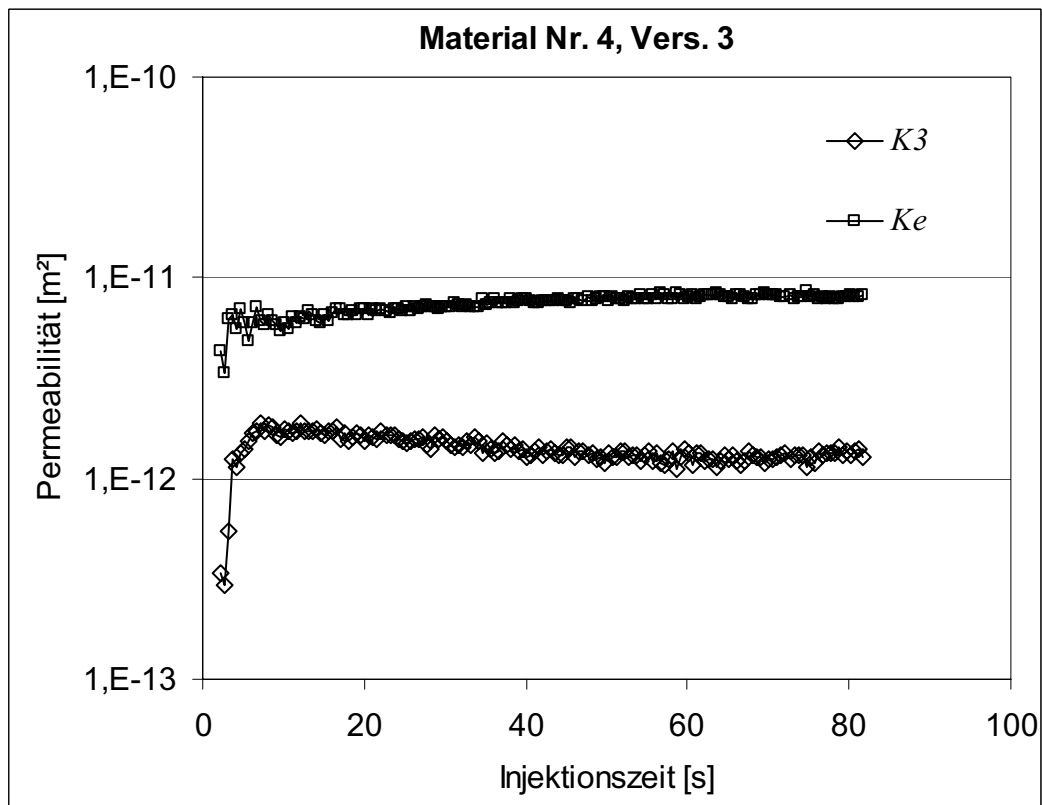
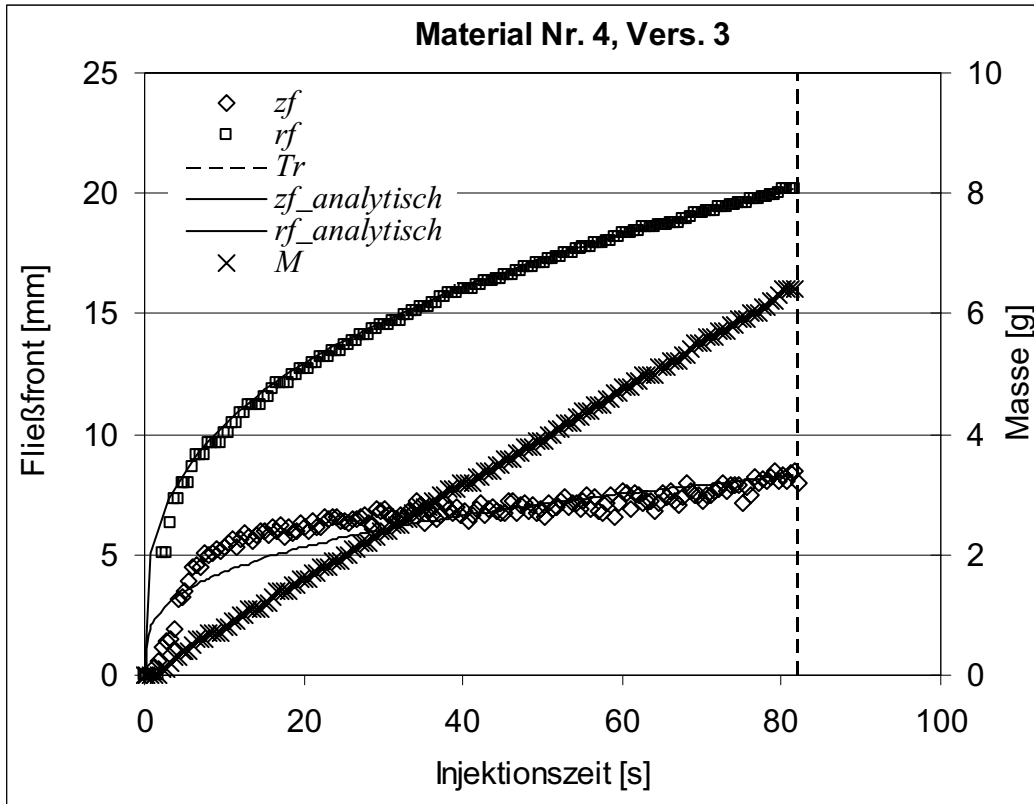
$\varphi = 57,6\%$, $P_0 - P_f = 0,82\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 61,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 98,3\text{s}$,
 $M = 4,3\text{g}$, $K_{2D_3D} = 9,56\text{E-}12\text{m}^2$, $K_e = 4,22\text{E-}12\text{m}^2$, $K_3 = 8,27\text{E-}13\text{m}^2$



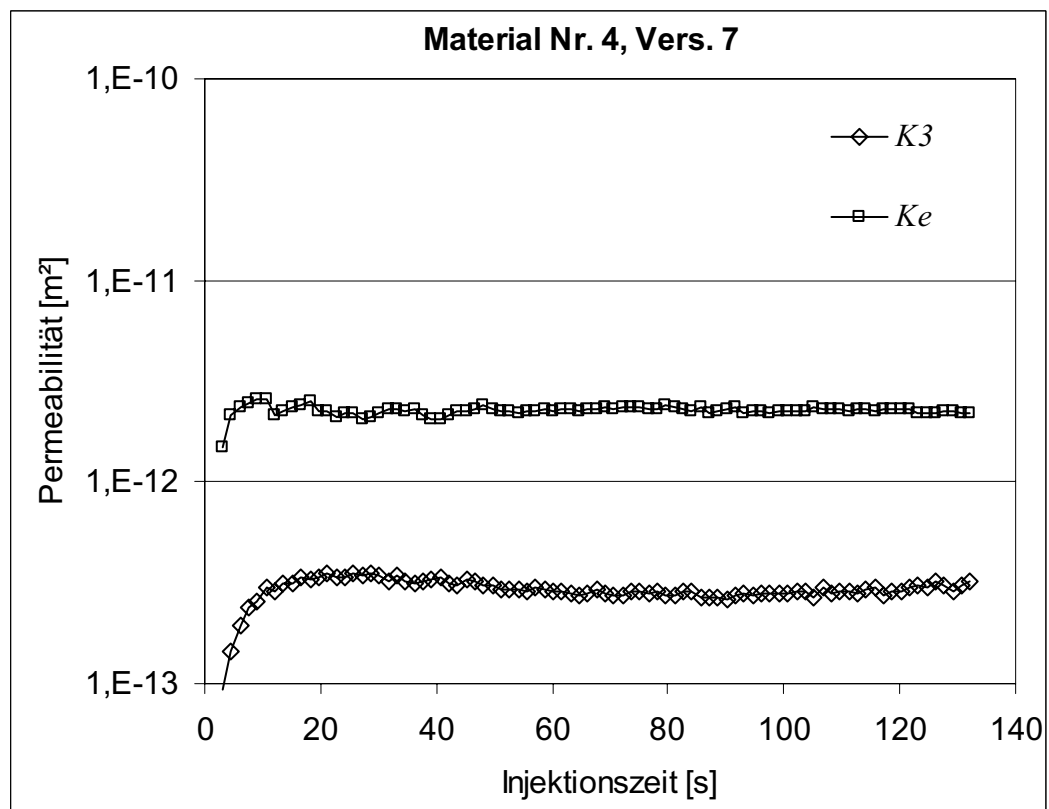
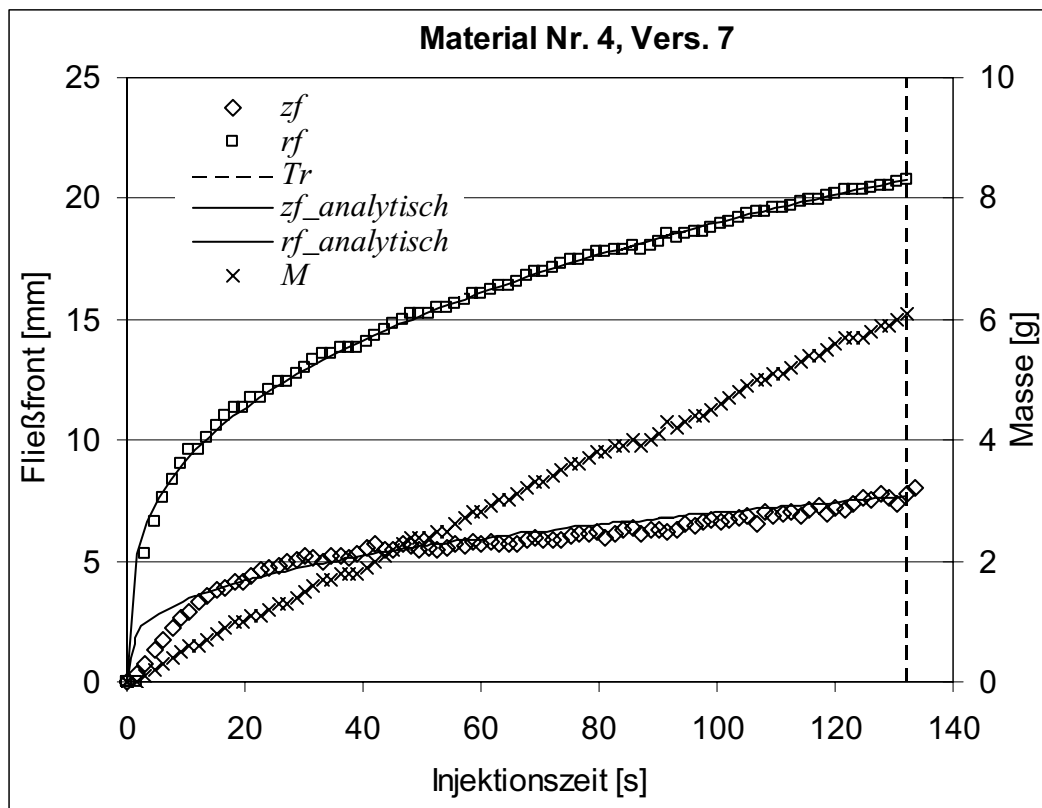
$\varphi = 51,3\%$, $P_0 - P_f = 0,69\text{bar}$, $R_0 = 1,4\text{mm}$, $\eta = 61,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 86,0\text{s}$,
 $M = 7,4\text{g}$, $K_{2D_3D} = 3,44\text{E-}11\text{m}^2$, $K_e = 1,55\text{E-}11\text{m}^2$, $K_3 = 2,17\text{E-}12\text{m}^2$



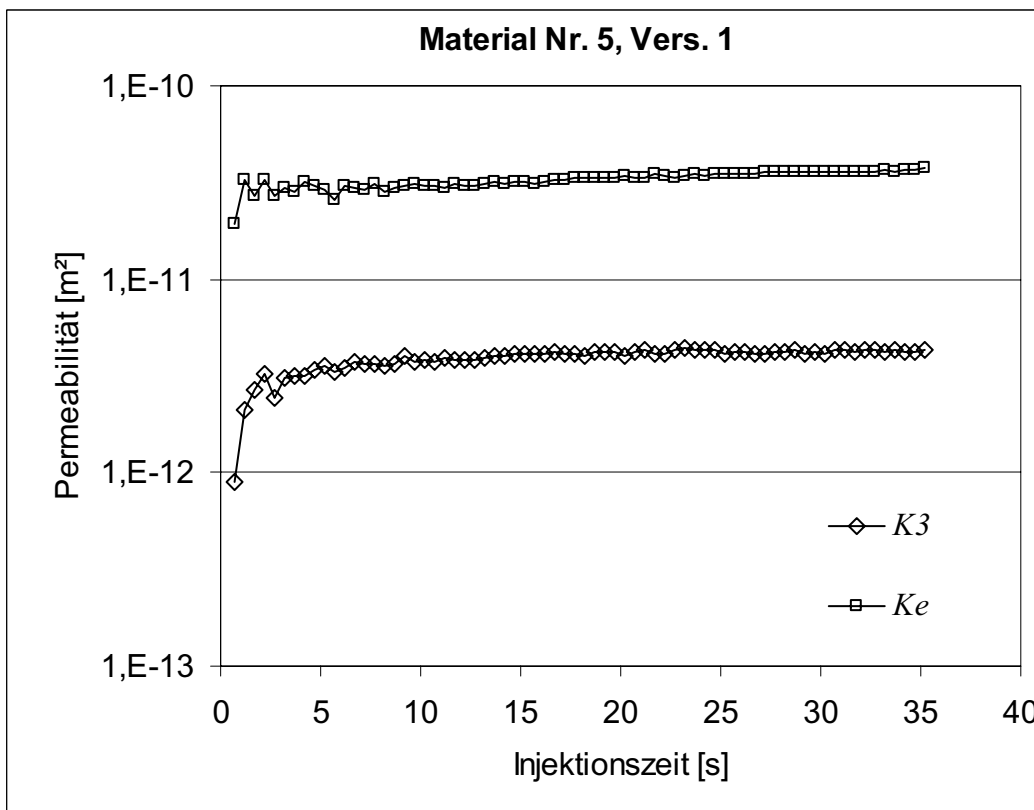
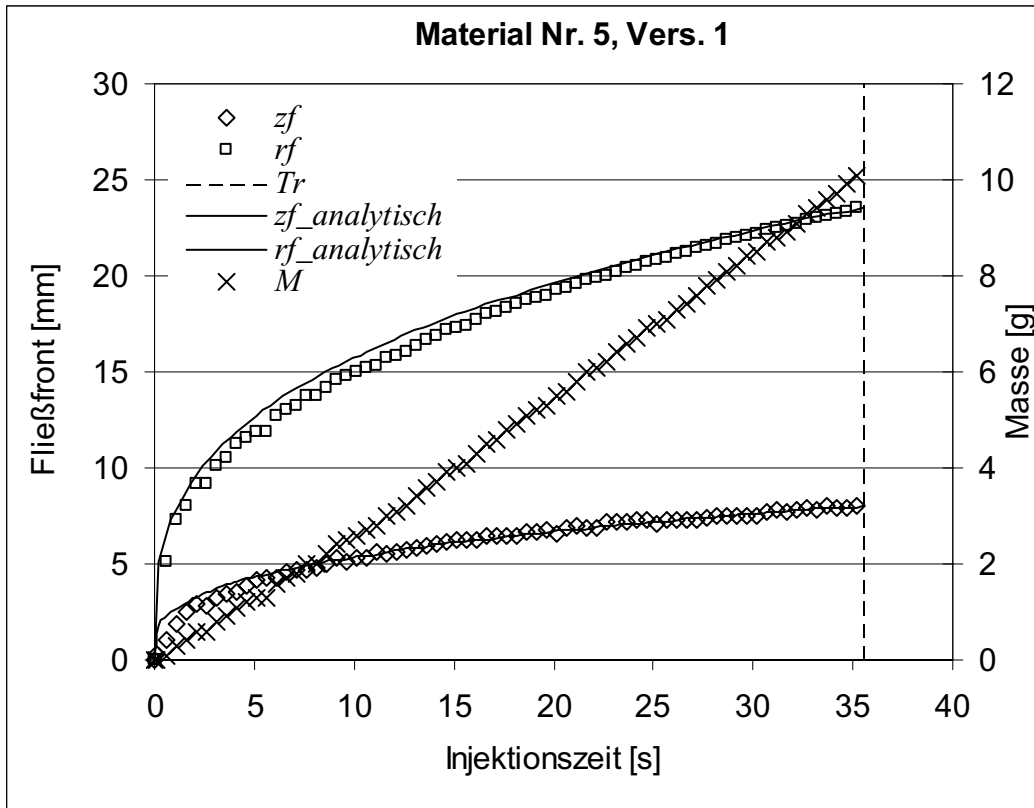
$\varphi = 54,5\%$, $P_0 - P_f = 0,85\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 63,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 82,0\text{s}$,
 $M = 6,4\text{g}$, $K_{2D_3D} = 1,95\text{E-}11\text{m}^2$, $K_e = 7,99\text{E-}12\text{m}^2$, $K_3 = 1,35\text{E-}12\text{m}^2$



$\varphi = 60,5\%$, $P_0 - P_f = 1,90\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 63,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 132,0\text{s}$,
 $M = 6,1\text{g}$, $K_{2D_3D} = 6,05\text{E-}12\text{m}^2$, $K_e = 2,23\text{E-}12\text{m}^2$, $K_3 = 3,03\text{E-}13\text{m}^2$



$\varphi = 54,9\%$, $P_0 - P_f = 0,76\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 63,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 35,5\text{s}$,
 $M = 10,1\text{g}$, $K_{2D_3D} = 1,08\text{E-}10\text{m}^2$, $K_e = 3,69\text{E-}11\text{m}^2$, $K_3 = 4,27\text{E-}12\text{m}^2$



$\varphi = 61,0\%$, $P_0 - P_f = 0,80\text{bar}$, $R_0 = 2,0\text{mm}$, $\eta = 63,0\text{mPas}$, $z_r = 8,0\text{mm}$, $T_r = 189,0\text{s}$,
 $M = 8,7\text{g}$, $K_{2D_3D} = 1,72\text{E-}11\text{m}^2$, $K_e = 5,66\text{E-}12\text{m}^2$, $K_3 = 6,15\text{E-}13\text{m}^2$

