

IVW - Schriftenreihe Band 114

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Marcel Christmann

**Optimierung der Organoblechher-
stellung durch 2D-Imprägnierung**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

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

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

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

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

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2014

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

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.
ISSN 1615-021X
ISBN 978-3-944440-10-1

Optimierung der Organoblechherstellung durch 2D-Imprägnierung

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Wirtsch.-Ing. Marcel Christmann

aus Kaiserslautern

Tag der mündlichen Prüfung:	23. September 2014
Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Christian Schindler
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

D386

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2009 bis 2014 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Verarbeitungstechnik an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW).

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang, der mir in den letzten Jahren am IVW die notwendigen Freiräume für meine wissenschaftliche Entwicklung gewährt hat sowie stets den Fokus meiner Arbeit im Rahmen fachlicher Diskussionen schärfte. Des Weiteren danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Schindler für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Frank Henning für die Übernahme der Zweitbegutachtung.

Während meiner Tätigkeit am IVW war die Zusammenarbeit und rege Diskussion mit sämtlichen Kolleginnen und Kollegen eine essentielle Grundlage für den erfolgreichen Abschluss meiner Dissertation. Hierbei gilt ein besonderer Dank Klaus Hildebrandt, mit welchem ich diverse Fragestellungen zur Herstellung und Verarbeitung von Organoblechen erörtert habe. Mein weiterer besonderer Dank gilt Jens Mack, mit welchem ich während meiner gesamten Beschäftigungszeit ein Büro geteilt habe. Hierbei hat sich speziell unser unterschiedlicher thematischer Schwerpunkt sowie die daraus resultierende unterschiedliche Sichtweise auf technische Problemstellungen als äußerst vorteilhaft herausgestellt. Ebenfalls sind Stefan Giehl, Eric Schott, Michael Nast sowie Erhard Natter besonders zu erwähnen, ohne deren tatkräftige Unterstützung die erfolgreiche Bearbeitung der betrachteten Fragestellung nicht möglich gewesen wäre. Durch ihre hilfsbereite und engagierte Art haben Andrea Hauck sowie Luisa Medina ebenfalls einen wichtigen Beitrag für den erfolgreichen Abschluss sämtlicher Projekte während meiner Tätigkeit am IVW geleistet. Insgesamt möchte ich die ausgesprochen gute Kollegialität mit sämtlichen Mitarbeitern des IVWs hervorheben.

Für die sehr gute und unermüdliche Arbeit möchte ich auch meinen Dank für sämtliche studentische Hilfskräfte zum Ausdruck bringen (Pratip Chakraborty, Johann Niedens, Lukas Frey, Olesja Bekker, Felix Volkmann und Jonas Fischer). Auch hat die geleistete Arbeit sämtlicher Studenten, welche eine wissenschaftliche Abhandlung unter meiner Betreuung angefertigt haben, einen wichtigen Beitrag zur Realisierung der im Rahmen meiner Dissertation gezeigten Ergebnissen geleistet.

Schließlich danke ich meiner gesamten Familie. Die stetige Unterstützung und der Rückhalt meiner Eltern bei unzähligen Projekten auf meinem Bildungsweg im

privaten und beruflichen Bereich hat meinen bisherigen Lebensweg entscheidend geprägt. Die Geduld und Ausdauer meiner Frau, insbesondere während der letzten Monate meiner Tätigkeit am IVW, hat mich mein angestrebtes Ziel nie aus den Augen verlieren lassen. Letztlich hat mich das Interesse und die Begeisterung meiner Schwiegereltern an meiner Arbeit stets mit Freude erfüllt.

Katzweiler, Oktober 2014

Marcel Christmann

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen	V
Verzeichnis verwendeter Formelzeichen	IX
Kurzfassung	XI
Abstract	XII
1 Einleitung und Zielsetzung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Fragestellung, Zielsetzung und Aufbau der Arbeit.....	2
2 Stand der Technik	5
2.1 Organoblechherstellung	5
2.1.1 Grundlagen.....	5
2.1.2 Imprägnierungs-, Konsolidierungs- und Solidifikationsverhalten	9
2.1.3 Potentiale und Grenzen der Organoblechherstellung.....	17
2.1.4 Prozessmodelle zur Beschreibung der Imprägnierungsleistung.....	19
2.2 Intervallheißpresstechnik.....	22
2.3 Grundlagen der optischen Echtzeit Prozessanalyse	25
3 Analyse der Prozessbedingungen in der Intervallheißpresse	29
3.1 Faser- und Matrixwerkstoff	29
3.2 Analyse der vorliegenden Druckverteilung in der Intervallheißpresse	31
3.2.1 Messtechnik zur Druckerfassung	31
3.2.2 Experimentelle Durchführung der Druckerfassung.....	35
3.2.3 Anlagebedingten Druckverteilung.....	39
3.2.4 Auswertung der imprägnierungsbedingten Druckverteilung	43
3.3 Planare Fließvorgänge des Matrixmaterials	46
3.4 Imprägnierungsqualität im Einlaufbereich der Intervallheißpresse	51

4	Optimierung der Organoblechherstellung mit der Intervallheißpresse	59
4.1	Werkzeugentwicklung zur Analyse des Imprägnierungsprozesses	59
4.1.1	Presswerkzeug mit optischer Erfassungsmethode	60
4.1.2	Optische Erfassung des Imprägnierungsprozesses	64
4.2	Beschleunigung der Imprägnierung durch planare Fließvorgänge	70
4.2.1	Werkzeugtechnik zur Erzeugung eines Druckgradienten.....	70
4.2.2	Prozessparameter für die Probenherstellung	75
4.2.3	Einfluss planarer Fließvorgänge auf die Imprägnierung	77
4.3	Optimierung der Solidifikation bei der Organoblechherstellung	83
4.3.1	Einfluss der Solidifikation auf die Laminatqualität.....	84
4.3.2	Optimierung der Werkzeuggeometrie.....	88
4.3.3	Experimentelle Validierung der Werkzeugmodifikation	94
5	Modellierung der Imprägnierungsleistung mit dem B-Faktor Modell.....	98
5.1	Grenzen der Anwendbarkeit des Imprägnierungsmodells	98
5.2	Charakterisierung der Imprägnierung für unterschiedliche Prozessdrücke	101
5.3	Erweiterung des B-Faktor Modells für inhomogene Prozessdrücke	107
5.4	Physikalische Basis der B-Faktor Erweiterung	110
6	Zusammenfassung	115
7	Literatur	118
8	Anhang.....	127
	Betreute studentische Arbeiten	134
	Publikationen	136
	Lebenslauf.....	138

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen

Kurzform	Beschreibung
%	Prozent
°	Winkelgrad
°C	Grad Celsius
µm	Mikrometer
µm ²	Quadratmikrometer
BMW	Bayrische Motorenwerke
bzw.	Beziehungsweise
ca.	Circa
CBT	Cyclic Buthylentherephtalat
CCD	Charge-coupled device
CFK	Kohlenstoffaserverstärker Kunststoff
cm	Zentimeter
d. h.	Das heißt
DSC	Dynamische Differenzkalorimetrie
G	Gewebe
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
HBM	Hottinger Baldwin Messtechnik
IDT	Integrated Design Tools
IHP	Intervallheißpresse
Inc.	Incorporated
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe
J	Joule
K	Kelvin
K/min	Kelvin pro Minute
kN	Kilonewton
kΩ	Kiloohm
m	Meter
m/h	Meter pro Stunde
m ²	Quadratmeter
m ³	Kubikmeter
min	Minute

mm	Millimeter
mm ²	Quadratmillimeter
mV	Millivolt
MΩ	Megaohm
N	Newton
nm	Nanometer
P	Polymerfolie
Pa	Pascal
PA6	Polyamid 6
PBT	Polybuthylenterephthalat
PC	Polycarbonat
PEEK	Polyetheretherketon
PP	Polypropylen
PPS	Polyphenylensulfid
R1(0°)-170/190	Schliffbild Reihe 1, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(170/190 °C)
R1(0°)-180/190	Schliffbild Reihe 1, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(180/190 °C)
R1(0°)-190/190	Schliffbild Reihe 1, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(190/190 °C)
R1(0°)-210/190	Schliffbild Reihe 1, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(210/190 °C)
R1(90°)-170/190	Schliffbild Reihe 1, 90° Analyserichtung, Temperaturprofil T(170/190 °C)
R1(90°)-180/190	Schliffbild Reihe 1, 90° Analyserichtung, Temperaturprofil T(180/190 °C)
R1(90°)-190/190	Schliffbild Reihe 1, 90° Analyserichtung, Temperaturprofil T(190/190 °C)
R1(90°)-210/190	Schliffbild Reihe 1, 90° Analyserichtung, Temperaturprofil T(210/190 °C)
R2(0°)-170/190	Schliffbild Reihe 2, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(170/190 °C)
R2(0°)-180/190	Schliffbild Reihe 2, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(180/190 °C)
R2(0°)-190/190	Schliffbild Reihe 2, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(190/190 °C)
R2(0°)-210/190	Schliffbild Reihe 2, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(210/190 °C)

R2(90°)-170/190	Schliffbild Reihe 2, 90° Analyserichtung, Temperaturprofil T(170/190 °C)
R2(90°)-180/190	Schliffbild Reihe 2, 90° Analyserichtung, Temperaturprofil T(180/190 °C)
R2(90°)-190/190	Schliffbild Reihe 2, 90° Analyserichtung, Temperaturprofil T(190/190 °C)
R2(90°)-210/190	Schliffbild Reihe 2, 90° Analyserichtung, Temperaturprofil T(210/190 °C)
R3(0°)-170/190	Schliffbild Reihe 3, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(170/190 °C)
R3(0°)-180/190	Schliffbild Reihe 3, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(180/190 °C)
R3(0°)-190/190	Schliffbild Reihe 3, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(190/190 °C)
R3(0°)-210/190	Schliffbild Reihe 3, 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(210/190 °C)
R3(90°)-170/190	Schliffbild Reihe 3,9 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(170/190 °C)
R3(90°)-180/190	Schliffbild Reihe 3,9 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(180/190 °C)
R3(90°)-190/190	Schliffbild Reihe 3,9 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(210/190 °C)
R3(90°)-210/190	Schliffbild Reihe 3,9 0° Analyserichtung, Temperaturprofil T(210/190 °C)
REM	Rasterelektronenmikroskop
s	Sekunden
T(170/190 °C)	Temperaturprofil mit einer Temperatur von 170°C am Werkzeugrand und 190 °C in der Werkzeugmitte
T(170/200 °C)	Temperaturprofil mit einer Temperatur von 170°C am Werkzeugrand und 200 °C in der Werkzeugmitte
T(180/190 °C)	Temperaturprofil mit einer Temperatur von 180°C am Werkzeugrand und 190 °C in der Werkzeugmitte
T(190/190 °C)	Temperaturprofil mit einer Temperatur von 190°C am Werkzeugrand und 190 °C in der Werkzeugmitte
T(200/170 °C)	Temperaturprofil mit einer Temperatur von 200°C am Werkzeugrand und 170 °C in der Werkzeugmitte
T(200/200 °C)	Temperaturprofil mit einer Temperatur von 200°C am Werkzeugrand und 200 °C in der Werkzeugmitte
T(210/190 °C)	Temperaturprofil mit einer Temperatur von 210°C am Werkzeugrand und 190 °C in der Werkzeugmitte
TMA	Thermomechanische Analyse

TPU	Thermoplastischen Polyurethan
USA	United States of America
VDI	Verband deutscher Ingenieur
vgl.	Vergleiche
Vol.-%	Volumenprozent
W	Watt
z. B.	Zum Beispiel
1D	Eindimensional
2D	Zweidimensional

Verzeichnis verwendeter Formelzeichen

Lateinische Zeichen	Einheit	Beschreibung
a	m	Objektweite
a'	m	Bildweite
b	1/Pa	b-Integral
B	1	B-Faktor
d	N*s/m	Dämpfungskonstante
E	N/m	Federsteifigkeit
E _a	J/mol	Schmelzaktivierungsenergie
h	m	Fließfrontfortschritt
H _a	m	Laminatdicke bei vollständiger Imprägnierung
H _i	m	Laminatdicke im Prozess
H _{max}	m	Anfangsdicke des Laminats
K	m ²	Permeabilität
K ₀ K ₁ ²	1	Kozeny-Carman Konstante
K _{Durchström}	m ²	Permeabilität beim Durchströmen
k _S	m ²	Sättigungspermeabilität
k _{ZZ}	1	Kozeny-Carman Konstante für Durchströmung in Dickenrichtung
N	mol	Stoffmenge
P	Pa bzw. bar	Prozessdruck
P(t)	Pa bzw. bar	Zeitabhängiger Prozessdruck
P ₁	Pa bzw. bar	Prozessdruck Zustand 1
P ₂	Pa bzw. bar	Prozessdruck Zustand 2
P _P	Pa bzw. bar	Druck in der Pore
P _{P,kalt}	Pa bzw. bar	Poreninnendruck, kalt
P _{P,warm}	Pa bzw. bar	Poreninnendruck, warm
P _{Ref}	Pa bzw. bar	Referenzdruck
R	J/(mol*K)	Universelle Gaskonstante
r _f	m	Faserradius
S _v	V	Sensormesswert
t	s	Zeit
t ₀	s	Anfangszeit

T_0	K	Temperatur zum Nullzeitpunkt
T_c	K	Rekristallisationstemperatur
T_C	°C	Kristallisationstemperatur
t_{imp}	s	Imprägnierungsdauer
T_m	K	Schmelztemperatur
t_n	s	Endzeit
T_P	K	Absolute Temperatur
$T_{P,kalt}$	K	Porentemperatur, kalt
$T_{P,warm}$	K	Porentemperatur, warm
V_a	1	Maximaler Faservolumenanteil
V_f	1	Faservolumengehalt
V_P	m ³	Volumen
$V_{P,kalt}$	m ³	Porenvolumen, kalt
$V_{P,warm}$	m ³	Porenvolumen, warm
x	m	Fließdistanz
y	m	Objekthöhe
y'	m	Bildhöhe
ΔH	m	Dickenabnahme während Imprägnierung
ΔH_{P1}	m	Dickenabnahme während der Imprägnierung mit einem Prozessdruck von P1
ΔH_{P2}	m	Dickenabnahme während der Imprägnierung mit einem Prozessdruck von P2

Griechische Zeichen	Einheit	Beschreibung
β	1	Abbildungsmaßstab
ε	1	Dickenänderung
η	Pa*s	Viskosität
η_0	Pa*s	Nullviskosität
σ	N/mm ²	Spannung
\bar{v}	m/s	Mittlere Geschwindigkeit

Kurzfassung

Gegenwärtig stellen die hohen Stückkosten das wesentliche Hemmnis für die Marktdurchdringung endlosfaserverstärkter Bauteile dar. Das umfassende Ziel dieser Arbeit war daher die Senkung der Prozesskosten durch die Steigerung der Prozessgeschwindigkeit. Ansatzpunkt bildete der zeitintensive Imprägnierungsvorgang, welcher durch die Verwendung einer in orthogonaler und planarer Richtung ablaufenden 2D-Imprägnierung optimiert wurde.

In der Analysephase wurden grundlegende Untersuchungen mit einer semi-kontinuierlich arbeitenden Intervallheißpresse durchgeführt. Dabei zeigten sich komplexe Wechselwirkungen zwischen inhomogenen Temperatureinstellungen, vorliegender Druckverteilung, planarem Fließverhalten des Polymers und der resultierenden Imprägnierungsqualität. Als vorteilhafte Prozessbedingung wurden Polymerfließvorgänge in Richtung der offenen seitlichen und vorderen Werkzeugkante identifiziert, welche durch die bei höheren Randtemperaturen vorliegende Druckverteilung begünstigt werden. Mit einem eigens dafür entwickelten Presswerkzeug ist die prinzipielle Vorteilhaftigkeit einer Kombination aus orthogonalem und planarem Polymerfließen auf die Imprägnierungsgeschwindigkeit nachgewiesen worden. Die durchgeführte Parameterstudie verdeutlicht das Potential durch die Verkürzung der Imprägnierungsdauer um 33 %. Bei der Analyse der Druckprofile ist für den Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone ein signifikanter Druckabfall festgestellt worden. Um die dadurch bedingte Dekonsolidierung während der Solidifikation zu verhindern, wurde ein an das Schwindungsverhalten des Laminats angepasstes Werkzeugdesign für den Übergangsbereich entwickelt. Dadurch konnte die Reduktion des applizierten Prozessdrucks verhindert und die Verschlechterung der Organoblechqualität während der Abkühlung ausgeschlossen werden. Für die Modellierung des Imprägnierungsvorgangs wurde das B-Faktor-Modell von Mayer durch die Integration der vom Verarbeitungsdruck abhängigen Sättigungspermeabilität erweitert. Dadurch wird die Abbildung von Prozessen mit nicht konstantem Prozessdruck ermöglicht.

Die Ergebnisse der Arbeit bilden die Grundlage für die effektive Prozessgestaltung durch ein materialspezifisches Anlagendesign und die Wahl vorteilhafter Prozessparameter von der Einzel- bis zur Serienproduktion.

Abstract

Due to the good lightweight potential of fiber reinforced composite materials, there is an increasing interest in using multifarious applications across the whole mobility industry. Presently, in mass scale production only non-structural parts produced with injection molding technology are able to compete with their metal counterparts economically. For high performance composite parts containing endless fiber reinforcement, material costs and process costs are still too high. Thus, the motivation for this thesis was to overcome this economic disadvantage by utilizing cost reduction potentials, which are based on process optimizations.

The process optimization has been demonstrated with the Continuous Compression Molding machine of the IVW GmbH. This machine offers the possibility to use diverse 2D-temperature profiles. Hence, the laminate is exposed to an inhomogeneous temperature distribution during processing. Due to these conditions polymer flow might be generated in-thickness and in-plane direction at the same time (2D-impregnation). This offers the chance for an increase of the impregnation speed. Thus, the principle purpose of the thesis was the analysis and the optimization of the organic sheets production with respect to an improved process performance by using a 2D-impregnation.

In the first step a comprehensive analysis of the process conditions and their interactions has been carried out. Therefore a laminate consisting of polypropylene and a glass fiber textile has been used. In order to measure the temperature and pressure distribution during the production process, thermocouples and pressure sensors have been placed in the laminate. Additionally, in-plane polymer flow was detected by incorporated polymer yarns, which had a different color compared to the matrix material. The evaluation of the impregnation quality with regards to the effect of different parameter settings has been carried out by micrographs of polished cross sections.

The analysis revealed an inhomogeneous pressure distribution inside the pressing tool for all evaluated temperature settings. In general, the pressure distribution could be characterized by an increasing pressure from the inlet and the lateral tool edges to the center of the tool. In case of using lower (higher) temperature at the lateral edges, the pressure is increased (reduced) at these areas. Because of this, for lower

(higher) temperatures at the lateral edges of the tool, the pressure gets more homogeneous in cross (longitudinal) direction. This also affected the in-plane polymer flow as well as the impregnation speed significantly. Finally, a correlation between the used temperature setting, the pressure distribution, the polymer flow and the resulting impregnation speed was identified:

- Lower temperatures at the lateral edges are leading to an increased pressure at the edges. Therefore the polymer flow is aligned towards the center of the tool and the sideways air permeability is reduced. These settings are leading to a reduced impregnation speed in cross direction.
- For isothermal temperature settings and higher temperatures at the edges, the pressure is mainly focused on the center of the tool. Thus, the polymer flow is aligned towards the inlet and the lateral edges. This strongly supports the impregnation process. Thus, the impregnation speed is increased in process direction as well as in cross direction.

Based on these findings, a special pressing device has been developed in order to evaluate the 2D-impregnation elementarily. The pressing device enables various process conditions, which are leading to in-thickness and in-plane 2D-impregnation. Furthermore, the upper and the lower tools are equipped with glass inserts, so that observation of the impregnation process was possible just in time. This significantly reduced the effort for the evaluation of the laminate quality and enabled the detailed analysis of the polymer flow during the impregnation. With regards to the impregnation speed, the influence of different parameter settings has been examined with a parametric study. In the end, the benefit of a 2D-impregnation has been approved. For the best configuration, the impregnation process has been accelerated by 33 %. Thus, 2D-impregnation is important for the improvement of the economical competitive situation of endless fiber reinforced thermoplastic composites. As a further result, advantageous tool geometries have been derived for the Continuous Compression Molding machine. Due to the adaption of the tool cavity at the inlet area, in-plane polymer flow and the displacement of entrapped air could be improved and the impregnation speed is increased.

Furthermore, the analysis of the pressure distribution disclosed a rapid pressure drop in the transition region from the heating to the cooling area. This effect could be traced back to the shrinkage of the polymer during cooling. Thus, this finding is of

major importance for the quality of organic sheets, because cooling under low pressure might evoke deconsolidation. A theoretical examination of the thermodynamic states for the entrapped air has been carried out. It was shown that void growth has a big influence on laminate deconsolidation in the transition region. In order to eliminate this disadvantage, the tool design of the transition region has been modified. In a first step, the specific shrinkage behavior of the laminate has been characterized for the temperature range between 20 °C and 190 °C. Afterwards, the tools geometry has been adapted to the laminate shrinkage. The effectivity of the modifications has been proved by additional pressure measurements and by the calculation of resulting thermodynamic states. Consequently, the shrinkage has been compensated, the pressure drop has been minimized and deconsolidation was avoided.

The last chapter of this thesis focused on the modelling of the thermoplastic impregnation process under non-isobaric process conditions. Therefore, the B-Faktor model of Mayer has been used, because it considers all effects of the thermoplastic impregnation implicitly. But within a theoretical contemplation it was shown, that the model cannot be used for non-isobaric process conditions. Thus, an extension has been developed, which includes pressure-dependent permeability values of the reinforcement textile. Owing to this extension, the comparison of different parameter settings as well as the definition of new process parameters (temperature, pressure, and time) is possible. Thus, the model enables the specific design of new, efficiently working machines for large scale production.

Taken together the developed process optimizations and the incorporated model extension are of major importance for the reduction of process costs for organic sheets. Furthermore, the results are the basis for the development of new efficiently working machinery equipment and the process optimization for different fiber reinforced materials. Thus, the presented thesis plays an important role for the increase of market share for parts made of endless fiber reinforced composite materials.

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Motivation

Bauteile aus faserverstärkten Kunststoffen erfreuen sich aufgrund des hohen Leichtbaupotentials einer steigenden Beliebtheit in sämtlichen Bereichen der Mobilitätsindustrie. So haben sich z. B. in großvolumigen Branchen wie der Automobilindustrie, kurzfaserverstärkte Spritzgusslösungen für eine Vielzahl von Anwendungen als leistungsfähige und zugleich ökonomisch vorteilhafte Lösungen etabliert. Für lasttragende Strukturen besteht hinsichtlich endlosfaserverstärkter Bauteile ebenfalls ein hohes Potential zur Gewichtsreduktion. Der umfassende Durchbruch blieb hierbei allerdings wegen der hohen Material- und Prozesskosten bisher verwehrt (vgl. Abbildung 1.1) [1].

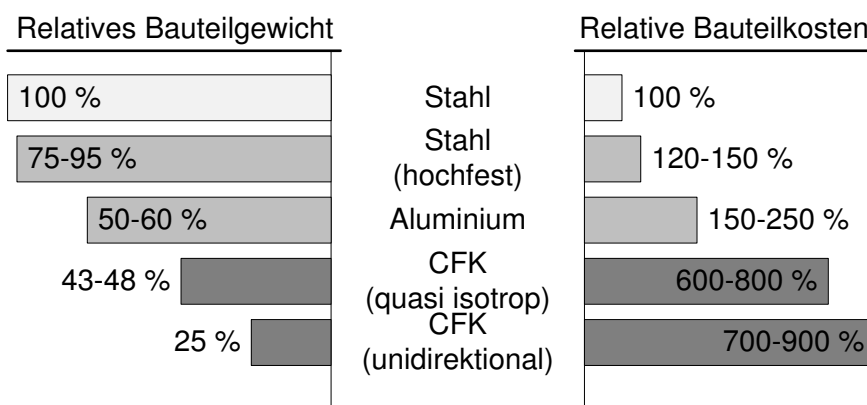


Abbildung 1.1: Gewichts- und Kostenvergleich am Beispiel Strukturbauteil im Automobilbau [1]

Um die weitere Marktdurchdringung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen zu forcieren, wurde in einer Studie des VDI aus dem Jahr 2014 die Verwendung von Organoblechen (endlosfaserverstärkte thermoplastische Halbzeuge) als eine Möglichkeit hervorgehoben [2]. Organobleche werden bei der Bauteilherstellung als Halbzeug eingesetzt und bieten durch kurze Taktzeiten bei der Formgebung im Thermoformverfahren sowie durch eine automatisierte Prozesskette ein erhebliches Kostensenkungspotential gegenüber duroplastischen Verfahren [3-6]. Die Relevanz der Prozesskosten für die Marktchancen von Faserkunststoffverbunden wird ebenfalls durch eine Studie der Unternehmensberatung Roland Berger untermauert. In dieser ist das größte Kostensenkungspotential bei der Herstellung und Verarbeitung von Faserkunststoffverbunden für den Bereich der Prozesstechnik identifiziert worden (prognostizierte Kostensenkung von 30 - 40 %) [1].

In jüngster Vergangenheit wurde die ökonomische Konkurrenzsituation von Organoblechbauteilen durch die Entwicklung neuer Verfahrenskombinationen deutlich verbessert. Hervorzuheben ist hier insbesondere die Kombination aus Thermoformen und Spritzguss. Erste Anwendungen mit dieser Technology wurden in der Automobilindustrie bereits erfolgreich umgesetzt (z. B. Opel Astra Sitzschale) [7-10]. Allerdings finden gegenwärtig, trotz der vielversprechenden Potentiale von Organoblechen, keine Forschungsbemühungen zur Reduktion der Herstellkosten durch verfahrenstechnische Verbesserungen statt. Daher besteht der wesentliche Motivationsgrund dieser Arbeit darin, Kostensenkungspotentiale für die Organoblechherstellung aufzuzeigen, um das Leichtbaupotential endlosfaserverstärkte Bauteile auch für Großserienanwendungen nutzbar zu machen.

1.2 Fragestellung, Zielsetzung und Aufbau der Arbeit

Der grundlegende Nachteil bei der Organoblechherstellung besteht in der hohen Schmelzviskosität der eingesetzten thermoplastischen Werkstoffe, woraus ein zeitintensiver Imprägnierungsvorgang resultiert. Dieser stellt den limitierenden Faktor bei der Herstellung dar und determiniert demnach maßgeblich die Gesamtprozessdauer und somit die Herstellkosten. Zur Steigerung der Imprägnierungsgeschwindigkeit stehen gegenwärtig die Regelgrößen Druck und Temperatur zur Verfügung. Die Steigerung von Druck und/oder Temperatur führt im Allgemeinen zu einer höheren Fließgeschwindigkeit und somit zu einer verkürzten Imprägnierungsdauer. Den Möglichkeiten der Geschwindigkeitssteigerung sind aber physikalische Grenzen gesetzt. Aus diesem Grund hat sich die Arbeit mit der grundlegenden Frage nach alternativen Methoden zur Beschleunigung der thermoplastischen Imprägnierung beschäftigt.

Bei der Organoblechherstellung liegt bereits vor Prozessbeginn eine flächige Kombination aus Matrixmaterials und Verstärkungsfasern vor, d. h. das Matrixmaterial ist homogen auf der Oberfläche des Verstärkungstextils verteilt. Durch die einheitliche (= homogene) Temperierung des Presswerkzeugs und den isobaren Prozessdruck erfolgt die Imprägnierung eines Faserstrangs lediglich von Außen nach Innen (= orthogonales Polymerfließen). Dies wird als 1D-Imprägnierung bezeichnet. Eine Möglichkeit zur Imprägnierungsbeschleunigung stellen faserparallele Polymerfließvorgänge in der Laminebene dar (= planares Polymerfließen). Permeabilitätsmessungen an Faserstrukturen haben für diese Fließvorgänge die theoretische Vorteilhaftigkeit aufgezeigt. Dabei wurde parallel zu den Fasern eine 50- bis 200-fach höhere

Durchlässigkeit als quer zu den Fasern ermittelt [11, 12]. Explizit bedeutet dies, dass durch die zusätzliche Erzeugung eines planaren Fließverhaltens eine größere Steigerung der Imprägnierungsgeschwindigkeit realisiert werden kann, als dies durch die Anpassung der Regelgrößen Druck und Temperatur möglich ist. Ein nach diesem Prinzip ablaufendes Imprägnieren wird als 2D-Imprägnierung bezeichnet.

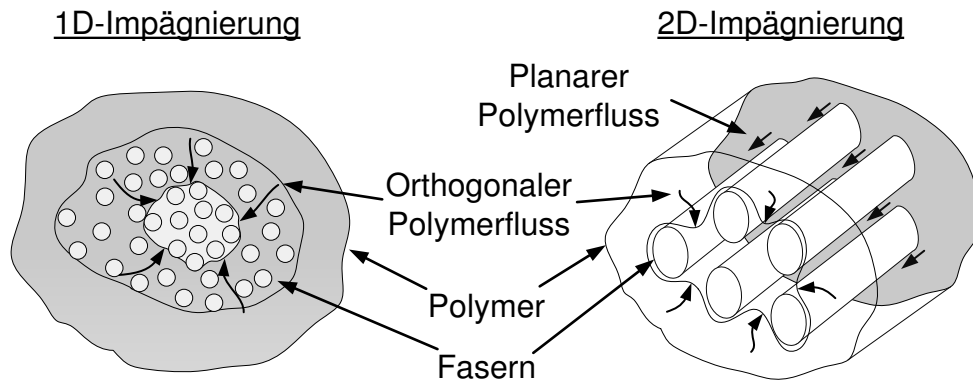


Abbildung 1.2: 1D- und 2D-Imprägnierung eines Faserstrangs

Für die Forschungsarbeiten wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Intervallheißpresse eingesetzt. Dieser Anlagentyp stellt gegenwärtig eine der ökonomisch effizientesten Prozesstechniken zur Organoblechherstellung dar. Die Anlage der IVW GmbH verfügt zudem über ein modulares Temperierungssystem, wodurch nahezu beliebige 2D-Temperaturverteilungen realisiert werden können, d. h. im Presswerkzeug liegen zeitgleich unterschiedliche Temperaturen vor. Die Verwendung einer solchen inhomogenen Temperaturverteilung führt dazu, dass unterschiedliche Polymerviskositäten η im Presswerkzeug vorliegen. Theoretisch können daraus planare Polymerfließvorgänge resultieren, welche zur Beschleunigung der Imprägnierung führen (vgl. Abbildung 1.3).

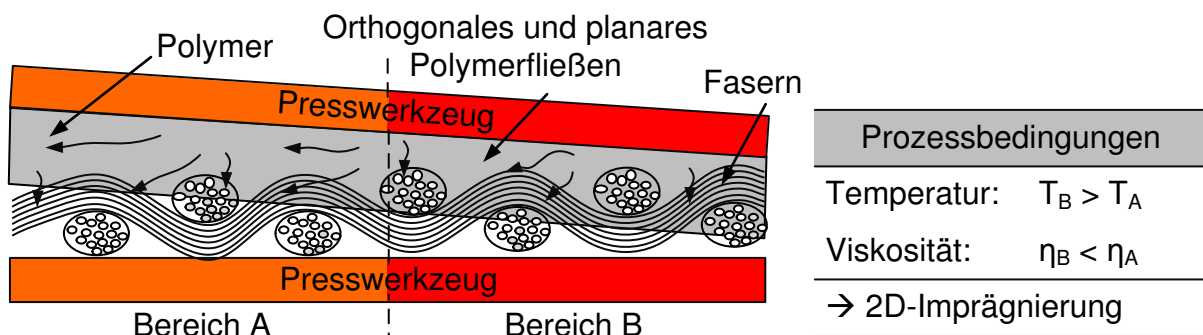


Abbildung 1.3: 2D-Imprägnierung durch unterschiedliche Werkzeugtemperaturen

Die umfassende Zielsetzung dieser Arbeit ist daher die Analyse der Organoblechherstellung mit der Intervallheißpresse hinsichtlich einer 2D-Imprägnierung sowie die

gezielte Nutzung der dabei identifizierten Potentiale zur Prozessoptimierung. Das folgende Flussdiagramm verdeutlicht die angewendete Vorgehensweise.



Abbildung 1.4: Struktur der Arbeit

Bei der Verwendung einer 2D-Temperaturverteilung ist mit komplexen Wechselwirkungen zwischen den Einflussgrößen auf die Imprägnierung zu rechnen. Folglich war die gekoppelte Betrachtung von Temperatur, Druck, Polymerfließvorgängen und der resultierenden Imprägnierungsqualität im Rahmen der Prozessanalyse erforderlich. Kernelement der Prozessoptimierung stellt ein entwickeltes Analysewerkzeug dar, mit welchem die Wirkungsweisen einer 2D-Imprägnierung detailliert betrachtet und Anpassungen der Werkzeuggeometrie für die Intervallheißpresse abgeleitet worden sind. Ebenfalls wurde für die Phase der Solidifikation der Organobleche eine optimierte Werkzeuggeometrie abgeleitet und experimentell validiert. Die Modellbildung zum thermoplastischen Imprägnierungsprozess leistet einen Beitrag zur ökonomisch effizienten Prozessgestaltung und rundet die Arbeit ab.

2 Stand der Technik

2.1 Organoblechherstellung

2.1.1 Grundlagen

Bei Organoblechen handelt es sich um Verbundwerkstoffe, welche aus einem thermoplastischen Matrixmaterial und einer endlosen Faserverstärkung bestehen. Die Eigenschaften des Matrixmaterials eröffnen dabei die Möglichkeit einer nachträglichen Formänderung. Daher dienen Organobleche meist als Halbzeuge, welche in einem thermischen Prozessschritt ihre finale Bauteilgeometrie erhalten. Dies ermöglicht kurze Zykluszeiten und stellt einen entscheidenden Vorteil für die Anwendung in der Großserienproduktion dar. [6]

Im Materialverbund liegt die bei faserverstärkten Verbundwerkstoffen klassische Aufgabenteilung vor. Die Matrix übernimmt die Positionierung und Fixierung der Fasern und schützt diese vor Umwelteinflüssen. Somit werden wesentliche Eigenschaften der Organobleche, wie z. B. die Medienbeständigkeit oder die minimale und maximale Einsatztemperatur, von der Wahl des Polymers bestimmt. [3, 6, 13]

Als Matrixmaterialien kommen unterschiedliche amorphe und teilkristalline thermoplastische Werkstoffe zum Einsatz. Das Spektrum reicht von Standardthermoplasten wie Polypropylen (PP) über technische Thermoplaste wie Polyamide (PA) und Polycarbonat (PC) bis hin zu Hochleistungsthermoplasten wie Polyphenylsulfid (PPS) oder Polyethetherketon (PEEK) [3, 6]. Zentrale Kernaufgabe der Verstärkungsfasern ist die Aufnahme von Lasten, welche über die Matrix in den Verbund eingeleitet werden. Demnach determinieren die Fasern maßgeblich die mechanischen Eigenschaften der Organobleche [6, 14]. Die Fasern werden dem Herstellungsprozess in Form unterschiedlicher textiler Halbzeuge zugeführt. Gebräuchliche Typen sind Gewebe- und Gelegehalbzeuge, welche über eine gerichtete Faserorientierung verfügen [6]. Als Materialien werden insbesondere Glas- und Kohlenstofffasern eingesetzt, wobei auch Aramid- sowie verschiedenen Naturfasern zum gängigen Anwendungsspektrum zählen [3, 6, 14-16]. Somit resultieren zahlreiche Kombinationsmöglichkeiten hinsichtlich der eingesetzten Fasern und der verwendeten Matrixmaterialien, so dass mit Organoblechen maßgeschneiderte Lösungen für verschiedene Anwendungsfälle realisiert werden können [3].

Faser- und Matrixmaterial werden häufig in Form unterschiedlicher Prepregs bereits vor dem Herstellungsprozess kombiniert, um so ein definiertes Mengenverhältnis bereitstellen zu können [6]. Dabei sind sehr unterschiedliche Prepregtypen einsetzbar. Die in der Praxis am häufigsten eingesetzten Prepregtypen sind in Abbildung 2.1 schematisch dargestellt [17]. Bei Hybridgarnen erfolgt die Kombination der Materialien bereits im Prozess der Garnerstellung durch Vermischen von Verstärkungs- und Polymerfasern [3, 6, 18-22]. Alternativ kann das Polymer dem Garn nachträglich, z. B. in Form eines feinen Pulvers (Pulvergran) oder einer Folienhülle (ummanteltes Garn), zugeführt werden [17, 23-25]. Anschließend werden diese Prepregs auf Garnebene zu textilen Halbzeugen weiterverarbeitet. Daneben besteht die Möglichkeit, das Polymer mit einem textilen, flächigen Halbzeug (z. B. Gewebe, Gelege) durch Aufstreuen von Polymerpulver zu kombinieren, wodurch ein Pulverprepreg entsteht [6, 17, 25, 26]. Ist das Polymer dagegen in Folienform verfügbar, stellt die Kombination der textilen Halbzeuge mit einer Polymerfolie im sogenannten Film-Stacking-Verfahren eine praktikable Methode für geringe Materialmengen dar, da keine zusätzlich Anlagentechnik zur Prepregherstellung erforderlich ist [3, 6]. Jeder Prepregtyp besitzt dabei individuelle Vor- und Nachteile. Infolgedessen ist die optimale Wahl für die kommerzielle Herstellung von Organoblechen jeweils anwendungsspezifisch zu treffen [6].

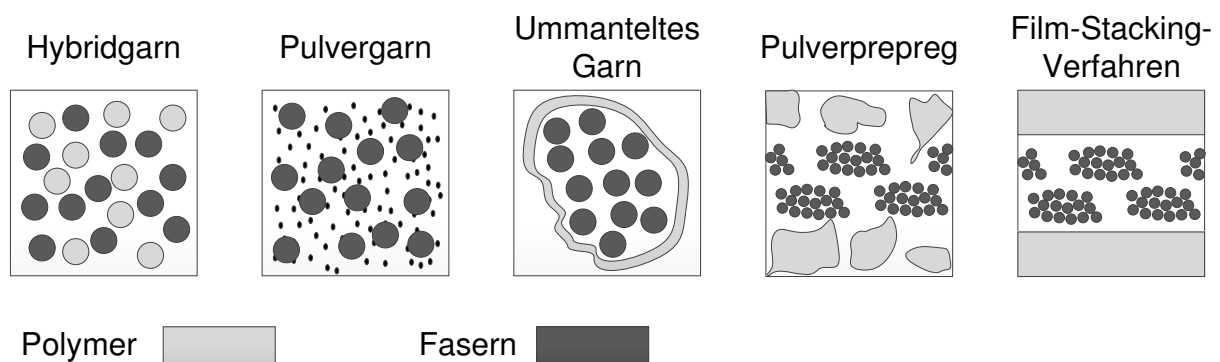


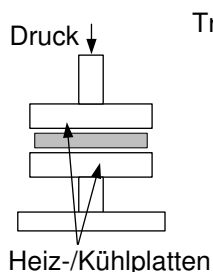
Abbildung 2.1: Für die Organoblechherstellung häufig eingesetzte Prepregtypen [17]

Bei der Herstellung sämtlicher thermoplastischer Faserkunststoffverbunde besteht das grundlegende Ziel in der Benetzung sämtlicher Fasern mit Matrixmaterial und der vollständigen Verdrängung der im Laminat befindlichen Lufteinschlüsse, um so nach Prozessende einen porenfreien Verbundwerkstoff zu erhalten [6]. Der Herstellungsprozess umfasst dabei die Teilschritte Imprägnierung, Konsolidierung und Solidifikation, welche maßgeblich über die Prozessgrößen Druck, Temperatur und

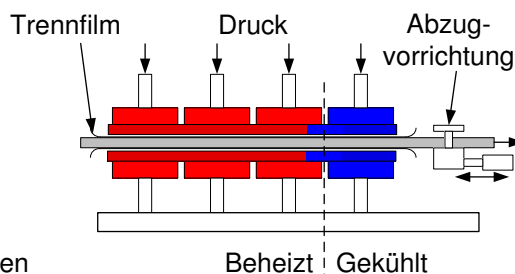
Zeit beeinflusst werden [6, 17, 27, 28]. Dabei führt eine Druck- oder Temperaturerhöhung im Allgemeinen zu einer Verkürzung der Prozessdauer [27]. Zu Beginn des Herstellungsprozesses wird das Polymer durch Temperaturerhöhung in den schmelzflüssigen Zustand überführt, wodurch die Imprägnierung der Verstärkungsfasern ermöglicht wird [29, 30]. Die Imprägnierung ist abgeschlossen, wenn alle Faserzwischenräume mit Polymer aufgefüllt sind [31]. Anschließend wird das Polymer wieder abgekühlt und in den festen Zustand überführt. Dieser Vorgang wird als Solidifikation bezeichnet [6, 17, 27, 28]. Parallel zu den beiden beschriebenen Phasen erfolgt die Konsolidierung des Organoblechs. Dabei wird durch den applizierten Prozessdruck das Wachstum der eingeschlossenen Luft sowie das Aufweiten des Verstärkungstextils aufgrund materialinhärenter Rückstellkräfte verhindert [17, 27].

Für die Herstellung von Organoblechen stehen unterschiedliche Anlagentechniken zur Verfügung, welche nach dem diskontinuierlichen, dem semi-kontinuierlichen oder dem kontinuierlichen Funktionsprinzip arbeiten (vgl. Abbildung 2.2). Dabei nimmt die Anlagenproduktivität vom diskontinuierlichen zum kontinuierlichen Arbeitsprinzip zu, wobei allerdings auch die erforderlichen Investitionskosten analog steigen. [6, 17]

Diskontinuierlich



Semi-kontinuierlich



Kontinuierlich

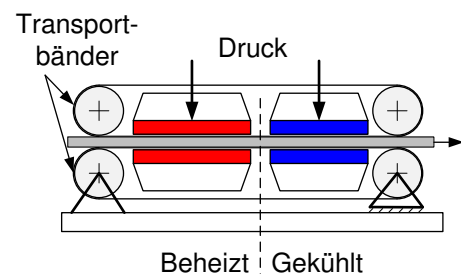


Abbildung 2.2: Anlagentechnik für die Organoblechherstellung [17]

Zur diskontinuierlichen Anlagentechnik zählen beispielsweise statische Pressen, welche die Herstellung von einem Organoblech mit einer definierten maximalen Abmessung pro Zyklus ermöglichen [6, 17]. Mit konventionell beheizten Werkzeugen ist diese Technologie nur für Kleinserien geeignet. Demgegenüber ist mit neueren Entwicklungen, wie z. B. induktiv beheizten Werkzeugen, auch mit diskontinuierlichen Prozessen eine erhebliche Verkürzungen der Zykluszeiten möglich. Dadurch sind auch mittlere Stückzahlen realisierbar [32, 33]. Unabhängig von der eingesetzten Werkzeugtechnologie sind jedoch für die Beheizung und die Kühlung des Presswerkzeugs bei jedem Presszyklus große Energiemengen erforderlich, wodurch

die Wirtschaftlichkeit des Prozesses negativ beeinflusst wird [6, 17]. Für die Erzeugung des Prozessdrucks bei statischen Pressen wird die für die Imprägnierung erforderliche Presskraft meist mit einem oder mehreren hydraulischen Presszylindern über den Pressbär auf das Werkzeug und letztlich auf das Laminat übertragen [6, 17].

Sowohl semi-kontinuierlich als auch kontinuierlich arbeitende Anlagen ermöglichen die Herstellung quasi endloser Organobleche [6, 17, 32]. Dadurch stellen diese die zu präferierenden Technologien zur Halbzeugherstellung für mittlere bis große Stückzahlen dar [6]. Im Gegensatz zu den diskontinuierlichen Anlagen durchläuft das Laminat die semi-kontinuierlich oder kontinuierlich arbeitende Anlage, so dass die verschiedenen Phasen der Organoblechherstellung an unterschiedlichen Positionen im Werkzeug stattfinden. Die Imprägnierung erfolgt in der beheizten Zone am Presseneingang, wohingegen die Solidifikation in der gekühlten Zone am Pressenauslauf stattfindet [27, 31]. Da hierdurch das zyklische Aufheizen und Abkühlen der Werkzeuge entfällt, sind höhere Prozessgeschwindigkeiten möglich. Zudem läuft der Prozess in beiden Fällen energetisch effizienter ab als bei diskontinuierlichen Systemen, da die Werkzeuge bei einem isothermen Zustand betrieben werden [6, 17]. Die bekanntesten Vertreter sind dabei semi-kontinuierlich arbeitende Intervallheißpressen sowie kontinuierlich arbeitende Doppelbandpressen [27, 28, 34].

Bei Intervallheißpressen könne sowohl ein durchgängiges Werkzeug als auch eine in mehrere Teile untergliederte Werkzeugtechnik eingesetzt werden. In der Praxis hat sich für die Herstellung von Organoblechen die Anlagenkonfiguration mit einem durchgängigen Werkzeug durchgesetzt. Der Transport des Laminats durch das Werkzeug erfolgt dabei durch eine zyklische Vorschubbewegung, welche durch eine dem Presswerkzeug nachgelagerte Abzugvorrichtung erzeugt wird. Durch die Relativbewegung zwischen Organoblech und Werkzeug ist bei Intervallheißpressen die Verwendung eines je nach Verarbeitungstemperatur unterschiedlichen Trennfilms erforderlich (z. B. Trennpapier, Polyimid-Folie oder Stahlblech). Dadurch wird das Anhaften des schmelzflüssigen Polymers am Werkzeug verhindert. Die Druckaufbringung erfolgt bei einer Intervallheißpresse, vergleichbar mit einer statischen Presse, über einen oder mehrere Hydraulikzylinder. [17, 35]

Eine Doppelbandpresse ist demgegenüber stets mit zwei umlaufenden Metallbändern bestückt, welche die Aufgabe des Presswerkzeugs und der Vorschubeinheit

gleichermaßen übernehmen. Der Transport erfolgt entsprechend dem Arbeitsprinzip kontinuierlich, wobei keine Relativbewegung zwischen Metallband und Laminat stattfindet. Daher ist die Verwendung eines Trennfilms nicht zwingend erforderlich. Für die Pressdruckaufbringung kommen unterschiedliche Systeme zum Einsatz, deren Auslegung von der Arbeitsweise der Doppelbandpresse (isobar oder isochor) abhängig ist. Für eine tiefergehende Beschreibung der unterschiedlichen Anlagentechniken sowie deren Auslegung wird an dieser Stelle auf die Literatur verwiesen. [6, 27, 31]

Letztlich stellt die Wahl der richtigen Anlagentechnik eine technologisch-ökonomische Entscheidungssituation dar, welche für jeden Anwendungsfall individuell zu beantworten ist [6].

2.1.2 Imprägnierungs-, Konsolidierungs- und Solidifikationsverhalten

Die Imprägnierung von Verstärkungsfasern mit thermoplastischem Matrixmaterial wird durch eine Vielzahl unterschiedlicher Faktoren bedingt, weshalb es sich um einen äußerst komplexen Realprozess handelt. Die nachfolgende Erklärung wird durch die schematische Darstellung in Abbildung 2.3 verdeutlicht [36, 37].

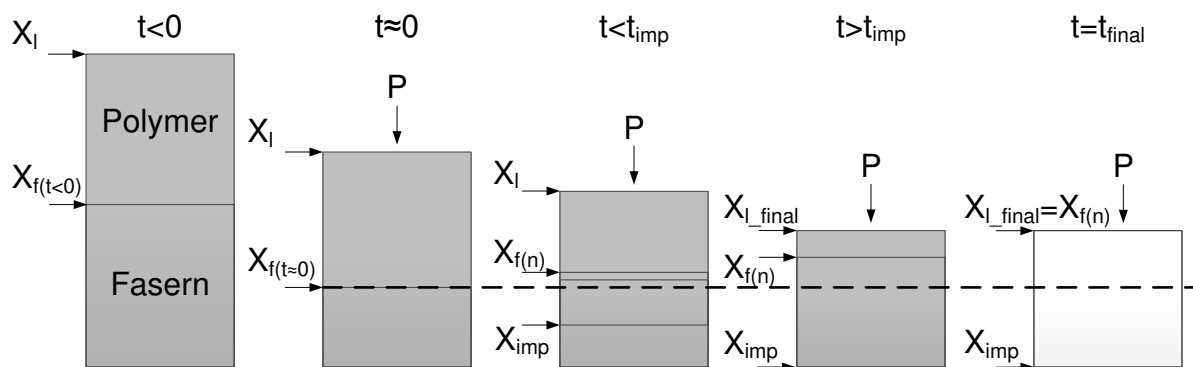


Abbildung 2.3: Prinzipieller Ablauf des Imprägnierungsvorgangs [36, 37]

In der idealisierten Betrachtungsweise liegen vor Beginn des Imprägnierungsprozesses zwei vollständig voneinander getrennte Bereiche Matrix und Fasern vor [32, 36, 37]. Mit dem Prozessstart wird das Laminat dem Pressdruck P ausgesetzt, wodurch die Verstärkungsfasern von der Ausgangshöhe $X_f(t < 0)$ auf $X_f(t \approx 0)$ kompaktiert werden [32, 36, 37]. Bis zu diesem Zeitpunkt finden in der modellhaften Beschreibung keine Fließvorgänge des Polymers statt [32, 36, 37]. Anschließend, nachdem der schmelzflüssige Zustand erreicht worden ist ($t \approx 0$), beginnt das Polymer in die Faserzwischenräume einzudringen und verdrängt die dort vorhandene Luft

($X_{imp}(t < t_{imp})$) [32, 36, 37]. Da im Realprozess die Faserhalbzeuge vollflächig von Matrixmaterial bedeckt sind, wird für den Imprägnierungsprozess angenommen, dass keine planaren Fließvorgänge in der Faserstruktur auftreten, d. h. die Imprägnierung erfolgt lediglich senkrecht zur Halbzeugoberfläche [38-40]. Der die Fließvorgänge verursachende Druck setzt sich dabei theoretisch aus dem von der Anlagentechnik applizierten Pressdruck und dem im Laminat aufgrund der Größenverhältnisse vorliegenden Kapillardruck zusammen [21, 36, 37]. Untersuchungen unterschiedlicher Autoren haben allerdings gezeigt, dass der bei thermoplastischen Faserkunststoffverbunden auftretende Kapillardruck nur sehr kleine Werte von 0,0004 bar bis 0,004 bar annimmt [21]. Beim thermoplastischen Imprägnierungsprozess liegen demgegenüber typische Prozessdrücke zwischen 10 bar und 60 bar, so dass kapillare Kräfte komplett vernachlässigt werden können [21]. Zeitgleich zum Imprägnierungsvorgang erfolgt die Reduktion der Faserkompaktierung, wodurch die Höhe der Faserstruktur wieder zunimmt [32, 36, 37]. Nachdem sämtliche Lufteinschlüsse durch Polymer verdrängt worden sind, ist der eigentliche Imprägnierungsprozess abgeschlossen ($t > t_{imp}$) und die finale Laminatdicke X_{l_final} erreicht [32, 36, 37]. Die Aufweitung des Faserbereichs geht jedoch zeitlich über die Imprägnierung hinaus, wobei keine Änderung der Laminatdicke mehr stattfindet. Im Idealfall liegt zu Prozessende eine homogene Faserverteilung vor [32, 36, 37].

Typische Faserhalbzeuge für die Organoblechherstellung sind Gewebe oder Gelege, welche aus einzelnen Faserbündeln bestehen (vgl. Kapitel 2.1.1). Daher kann der grundlegende Ablauf der Imprägnierung in die zwei Phasen der Makro- und der Mikroimprägnierung unterteilt werden [27, 28, 41-43]. Die beiden Phasen der Imprägnierung sind in Abbildung 2.4 schematische dargestellt.

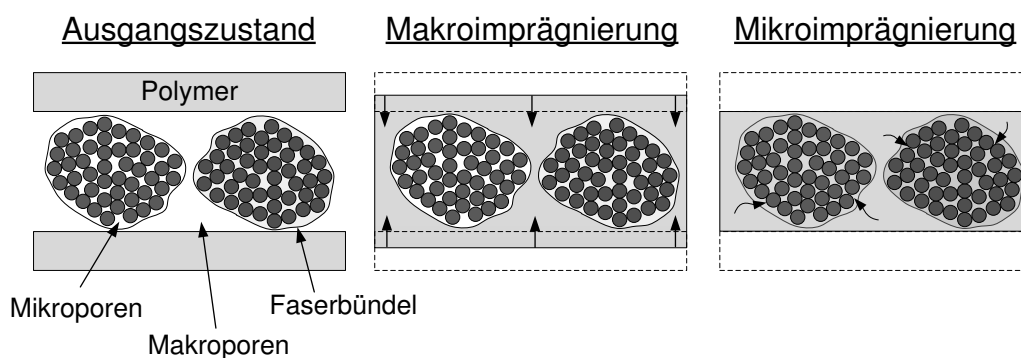


Abbildung 2.4: Prinzipieller Ablauf der Makro- und Mikroimprägnierung

Die Makroimprägnierung beschreibt das Auffüllen der Poren zwischen den Faserbündeln im Textil mit Polymer [28]. Demgegenüber wird unter der zeitlich nachgelagerten Mikroimprägnierung das Infiltrieren der Faserbündel mit Polymer sowie die dadurch bedingte Luftverdrängung aus den Faserzwischenräumen verstanden [28]. Zwischen beiden Phasen bestehen erhebliche Differenzen in der Imprägnierungsgeschwindigkeit, da der Volumenstrom proportional zur 4. Potenz des Kapillarradius ist [27]. Zu den vorliegenden Größenverhältnissen kann allerdings keine allgemeingültige Aussage getroffen werden, da diese durch verschiedene material- und prozessspezifische Eigenschaften bedingt werden. Jedoch führt der Größenunterschied stets dazu, dass die Mikroimprägnierung erheblich langsamer verläuft als die Makroimprägnierung und damit den limitierenden Faktor für den Imprägnierungsprozess darstellt [27, 28, 41-43].

Durch die Zerteilung des Imprägnierungsprozesses äußert sich das zuvor beschriebene Kompaktierungs- und Relaxationsverhalten in makroskopischen und mikroskopischen Deformationen. Hierbei kommt es mit steigender Kompaktierung zu einer makroskopischen Gewebedeformation, welche sich in der Veränderung der Faserbündelgeometrie (Reduzierung der Höhe und Vergrößerung der Breite) sowie in einem steigenden Garnondulationswinkel zeigt [44]. Auf der Ebene der Mikroimprägnierung kommt es zu einer Verschiebung und Deformation der einzelnen Fasern. Diese werden im Faserbündel kompaktiert und weisen in den noch nicht imprägnierten Bereichen den geringsten Abstand, also die höchste Packungsdichte, auf [44]. Nach erfolgter Imprägnierung sind die Fasern einem erheblich geringeren Strömungsdruck des Polymers ausgesetzt. Dadurch vergrößert sich der Faserabstand wieder, d. h. es kommt zur Expansion der Faserbündel (vgl. Abbildung 2.5) [21].

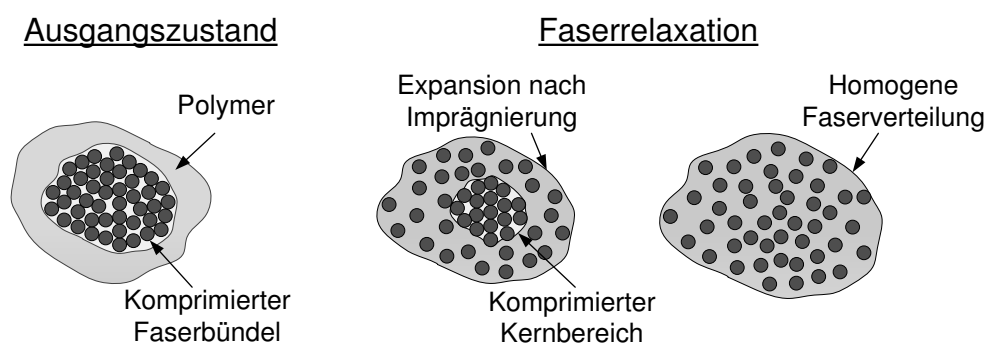


Abbildung 2.5: Relaxation der Faserbündel nach erfolgter Imprägnierung

Die Expansion der Faserbündel wird durch den Strangaufweitungseffekt des Polymers nach dem Durchströmen der schlitzförmigen Kapillare zwischen zwei Fasern unterstützt [27]. Für den Gesamtprozess sind die beschriebenen charakteristischen Vorgänge von großer Bedeutung. Zum einen wird insbesondere durch die mikroskopische Deformation ein erheblicher Anteil der Fließenergie abgebaut, welcher nicht mehr für die Imprägnierung zur Verfügung steht [27]. Zum anderen erfährt das Verstärkungstextil eine signifikante Änderung der Permeabilität während der Organoblechherstellung [27, 45, 46]. Dabei handelt es sich um eine Messgröße, welche die Durchlässigkeit des Verstärkungstextils für das Polymer beschreibt und damit das Imprägnierungsverhalten charakterisiert [44, 46].

Die Beschreibung des Imprägnierungsvorgangs von Verbundwerkstoffen geht ebenso wie die experimentelle Bestimmung der Permeabilität von Verstärkungstextilien auf eine von Henry D'Arcy im Jahre 1856 empirisch aufgestellte Bewegungsgleichung zurück (vgl. Formel (2-1)). Diese beschreibt das eindimensionale gesättigte Fließen eines homogenen Fluids innerhalb eines homogenen, isotropen und porösen Mediums. [21, 27, 28, 37, 47-51]

$$\bar{v} = -\frac{K}{\eta} \cdot \frac{\partial P}{\partial x} \quad (2-1)$$

Dabei ist \bar{v} die mittlere Fließgeschwindigkeit, K die Permeabilität und η die Viskosität des Fluids. Der Quotient $\partial P/\partial x$ beschreibt den Druckgradienten über die Fließdistanz. Die Anwendung der Gesetzmäßigkeit auf Faserverbundwerkstoffe erfordert allerdings einige Randbedingungen, welche den Eigenschaften der eingesetzten Faserstrukturen teilweise konträr gegenüber stehen. Daher werden einige Annahmen getroffen, welche den realen Prozess stark einschränken. So kann die Integration der Bewegungsgleichung unter der Annahme konstanter Materialeigenschaften und einem von der Permeabilität unabhängigen Druckgradienten erfolgen, so dass die Dauer der Imprägnierung berechnet werden kann. [27]

$$t_{\text{imp}} = \frac{\eta \cdot x^2}{2 \cdot K \cdot P} \quad (2-2)$$

Der Druck ist dabei eine durch die gewählten Prozessparameter vorgegebene Größe. Die Matrixviskosität kann ebenfalls mit standardisierten Geräten und Methoden (z. B. Platte-Platte Rheometer oder Kapillarrheometer) temperatur- und frequenzabhängig ermittelt werden. Demgegenüber ist die experimentelle Bestimmung

der Permeabilität komplexer und mit deutlich größerem Aufwand verbunden. Deshalb wurde schon früh ein allgemein anerkanntes Berechnungsmodell entwickelt, welches den vorliegenden Faservolumengehalt in die Permeabilitätsberechnung mit einbezieht. [28, 40, 48, 52, 53]

$$K = \frac{r_f^2}{9 \cdot K_0 \cdot K_1^2} \cdot \frac{(1 - V_f)^3}{V_f^2} \quad (2-3)$$

Dabei ist r_f der Faserradius, V_f der Faservolumengehalt und $K_0 \cdot K_1^2$ die Kozeny-Carman Konstante zur Beschreibung der Permeabilität. Diese ist dabei jedoch nicht nur von den geometrischen Randbedingungen der Faserstruktur abhängig, sondern wird von einer Vielzahl anderer Effekte determiniert (wie z. B. Oberflächeneigenschaften der Fasern) [54]. Zudem weisen die Faserhalbzeuge ein richtungsabhängiges Verhalten auf, weshalb die Permeabilität über einen tensoriellen Charakter verfügt [6, 46]. Der Polymerfluss parallel zu den Fasern ist gegenüber einer senkrecht gerichteten Strömung begünstigt, da zwischen den Fasern eine vergleichsweise große durchströmbare Querschnittsfläche zur Verfügung steht [11, 12]. Demgegenüber sind die Strömungspfade quer zur Faser grundsätzlich kleiner. Zudem kann es ab einem kritischen Faservolumengehalt zur vollständigen Blockierung der Strömungspfade kommen, wenn die Fasern Kontakt zueinander haben [46]. Dies ist bei der thermoplastischen Imprägnierung von besonderer Bedeutung, da diese idealisiert ausschließlich in Dickenrichtung stattfindet. Daher erfolgte durch Gutowski eine Weiterentwicklung des für die Berechnung der Permeabilität aufgestellten Modells, indem der Zustand vollständig blockierter Fließwege im Falle des Faserkontakts im Modell berücksichtigt wird [55].

$$K = \frac{r_f^2 \cdot \left[\sqrt{\frac{V_a}{V_f}} - 1 \right]^3}{4 \cdot k_{zz} \cdot \left[\sqrt{\frac{V_a}{V_f}} + 1 \right]} \quad (2-4)$$

Dabei ist V_a der maximale Faservolumenanteil und V_f der zum Zeitpunkt der Berechnung vorliegende Faservolumenanteil. k_{zz} ist die Kozeny-Carman Konstante für das Durchströmen in Dickenrichtung, welche für jede Faser-Matrix-Kombination experimentell zu bestimmen ist [56-58]. Neben den bereits beschriebenen Modellen wurden im Laufe der Zeit weitere Ansätze entwickelt, um die Permeabilität bzw. den Fließvorgang genauer abzubilden. Dazu zählen Approximationsmodelle [27] (z. B.

nach Sangani und Acrivos [59, 60]) oder Textilmodelle [44] (z. B. nach Blake [61]) . Diese sind in den angegebenen Quellen detailliert beschrieben und werden an dieser Stelle nicht weiter behandelt.

Ein weiterer für die Imprägnierung äußerst relevanter Einflussfaktor ist die Verdrängung der in den Verstärkungsfasern eingeschlossenen Luft. Dennoch wurde diese Einflussgröße für die thermoplastische Imprägnierung in der Wissenschaft nahezu vollständig vernachlässigt. Die Verdrängung der eingeschlossenen Luft erfolgt stets in Richtung des geringsten Widerstands. Bei der Organoblechherstellung liegt dieser aufgrund der flächigen Kombination von Fasern und Polymer in planarer Ebene in Richtung eines offenen Werkzeugrands vor [17]. Wegen der radial ablaufenden Imprägnierung der einzelnen Faserbündel kommt es dabei im Laufe des Prozesses zu einer kontinuierlichen Verengung der im Faserbündel vorliegenden kapillaren Verfrachtungswege [17, 27]. Zudem wird die Luftverdrängung dadurch erschwert, dass es mit zunehmendem Imprägnierungsfortschritt zu einer Versiegelung der Verfrachtungswege durch Polymer kommt, so dass sich die eingeschlossene Luft alternative Wege durch das Polymer bahnen muss [27]. Wird der Fließwiderstand zu groß, ist die Verfrachtung der eingeschlossenen Luft nicht mehr möglich [27].

Parallel zur Imprägnierung erfolgt während der Organoblechherstellung der Konsolidierungsvorgang. Dieser wurde jedoch in der Literatur nicht gesondert betrachtet, da die Konsolidierung durch den für die thermoplastische Imprägnierung erforderlichen Prozessdruck sichergestellt ist. Demgegenüber wurde der Effekt der Dekonsolidierung verstärkt analysiert. Mit Dekonsolidierung wird der Verlust der Konsolidierung bezeichnet, wodurch die Laminatdicke wieder zunimmt und Poren im Verbund entstehen (vgl. Abbildung 2.6) [62, 63].

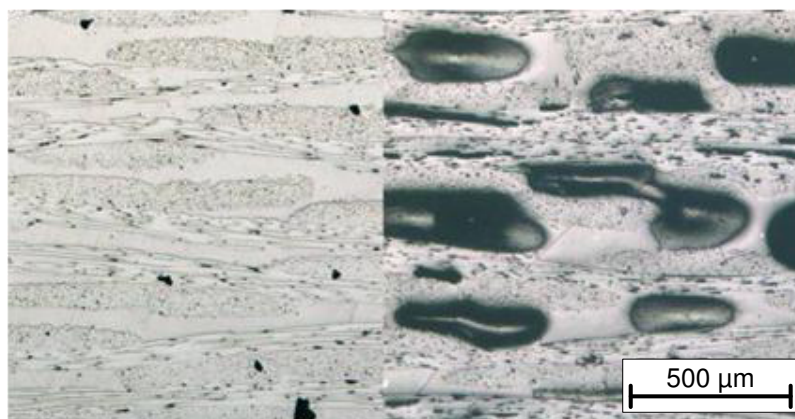


Abbildung 2.6: Laminat vor (links) und nach der Dekonsolidierung (rechts) [64]

Dieser zeitabhängige Effekt tritt auf, sobald das Matrixmaterial aus dem festen in den schmelzflüssigen Zustand überführt wird und kein, bzw. kein ausreichend hoher, Konsolidierungsdruck auf das Laminat appliziert wird (z. B. während des Aufheizens im Rahmen des Thermoformprozesses) [65].

In der Literatur wurden primär zwei Ursachen für das Auftreten von Dekonsolidierung identifiziert. Die treibenden Einflussgrößen stellen dabei die materialinhärenten Rückstellkräfte der eingesetzten Verstärkungstextilien dar, welche durch die biegebelasteten Fasern im kompaktierten Verbund erzeugt werden [62, 65, 66]. Charakteristisches Merkmal der dadurch verursachten Dekonsolidierung ist, dass die Poren hauptsächlich im Makrobereich des Verstärkungstextils vorliegen (vgl. Abbildung 2.6) [62, 64, 67, 68]. Im Rahmen einer Untersuchung wurde weiterhin gezeigt, dass die Porenentstehung im Laminat einer gewissen Dynamik unterliegt. Anhand einer einseitig beheizten Probe wurde das Wandern der Poren durch das Laminat in Richtung des Wärmeflusses gezeigt [68]. Als zweite wichtige Ursache für Dekonsolidierung wurde die Volumenänderung der im Laminat befindlichen Poren aufgrund thermodynamischer Zustandsänderungen identifiziert. Zur Beschreibung der thermodynamischen Zustandsänderungen der Poren beim Aufheizen wurde in unterschiedlichen Untersuchungen die allgemeine Gasgleichung für ideale Gase herangezogen (vgl. Formel (2-5)) [62, 65, 69].

$$P_P \cdot V_P = n \cdot R \cdot T_P \quad (2-5)$$

Dabei ist n die Stoffmenge der Poren mit dem Volumen V_P , R die universelle Gaskonstante mit $R \approx 8,314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$ [70], P_P der Druck in der Pore und T_P die absolute Temperatur der eingeschlossenen Luft. Demnach kommt es während der Aufheizung des Laminats zu einer Volumenzunahme der in der Pore eingeschlossenen Gasmenge und zur Dekonsolidierung des Laminats [65, 69]. Dieser Vorgang findet im Gegensatz zu der durch das Verstärkungstextil bedingten Zunahme des Porengehalts innerhalb weniger Sekunden statt [65].

In der letzten Phase der Organoblechherstellung (Solidifikation) wird das Laminat wieder abgekühlt, wobei das Polymer vom flüssigen in den festen Aggregatzustand überführt und das Organoblech in seiner Form fixiert wird. Dabei findet eine Volumenabnahme der Fasern und des Polymers durch Schwindung statt [71-74]. Jedoch bestehen deutliche Unterschiede im Schwindungsverhalten zwischen Fasern und Polymer. Dadurch entstehen zudem Eigenspannungen im Verbund, welche meist die

mechanische Leistungsfähigkeit reduzieren [72, 75]. Aufgrund der Relevanz dieser Thematik für die praktische Anwendung, existieren in der Literatur zahlreiche Publikationen, welche sich mit der Analyse und der Bestimmung von Eigenspannungen befassen [73, 76-81]. Diese haben gezeigt, dass Eigenspannungen auf werkstofflicher Ebene sowohl in axialer Faserrichtung als auch in radialer Faserrichtung vorliegen [72, 74]. Wegen der geringeren Wärmeausdehnung der Faser im Gegensatz zum Polymer resultieren daraus Zugspannungen im Polymer und Druckspannungen in den Fasern [74, 76]. Die Schwindung des Polymers wird dabei durch die deutlich höhere Steifigkeit der Fasern in axialer Richtung nahezu vollständig unterbunden, wohingegen die Polymerschwindung in radialer Richtung maßgeblich zur Reduktion der gesamten Laminatdicke beiträgt (vgl. Abbildung 2.7). Zudem entsteht durch die deutlich höhere Polymerschwindung eine kraftschlüssige Verbindung zwischen beiden Werkstoffen (vgl. Abbildung 2.7), welche insbesondere bei Thermoplasten einen wesentlichen Beitrag zur Kraftübertragung von der Matrix auf die Fasern darstellt [74, 82].

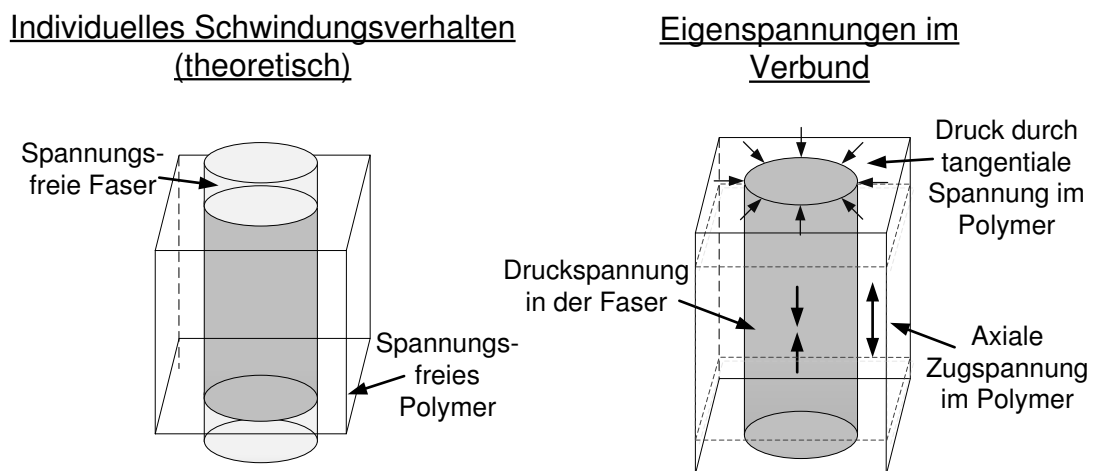


Abbildung 2.7: Auswirkung der unterschiedlichen Schwindung zwischen Polymer und Faser

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen wurden zwei weitere Ursachen für das Entstehen von Eigenspannungen beim Abkühlen aufgeführt: Auf der Laminatenebene werden Eigenspannungen durch die unterschiedliche thermische Ausdehnung der einzelnen Verstärkungslagen (z. B. Gewebe, Gelege) in Faserrichtung und quer zur Faserrichtung verursacht [72]. Weiterhin entstehen Eigenspannungen durch die unterschiedlich schnelle Abkühlung zwischen äußeren Decklagen und dem Material im Laminatinneren [72]. Beide Ursachen führen letztlich zu Eigenspannungen, welche sich in globalen als auch lokalen Deformationen manifestieren [72, 73, 78].

2.1.3 Potentiale und Grenzen der Organoblechherstellung

Bei der Herstellung thermoplastischer Verbundwerkstoffe stellt der Imprägnierungsprozess im Vergleich zu duroplastischen Systemen den zeitlich limitierenden Faktor dar. Die Imprägnierungsgeschwindigkeit kann dabei für eine gegebene Anlagen-Material-Kombination primär durch die Prozessgrößen Druck und Temperatur beeinflusst werden (vgl. Kapitel 1.2). Theoretisch existiert dabei ein positiver Zusammenhang zwischen dem Fließweg und dem Verarbeitungsdruck sowie der reziproken Viskosität, d. h. je niedriger die Matrixviskosität und je höher der applizierte Druck, desto schneller erfolgt die Imprägnierung [6]. In umfangreichen Versuchsreihen zur optimierten Prozessparameterwahl wurden daher die Zusammenhänge zwischen Verarbeitungstemperatur und -druck, der Imprägnierungsdauer und der resultierenden Laminatqualität ermittelt [17, 27, 83, 84]. Durch die Optimierungsmaßnahmen konnte dabei eine Prozessbeschleunigung erzielt werden, welche allerdings nur Gültigkeit für die angewendete Prozesstechnik in Verbindung mit der jeweiligen Materialkombination hat [17, 27, 83, 84]. Aus diesem Grund können die Erkenntnisse nur prinzipiell auf anderen Materialkombinationen übertragen werden.

Weitere Untersuchungen haben aber auch die Grenzen der Imprägnierungsbeschleunigung aufgezeigt. Durch eine Parameterstudie konnte ein Zusammenhang zwischen der gewählten Parameterkonfiguration und den Vorgängen im Verstärkungstextil während des Herstellungsprozesses nachgewiesen werden. Einerseits resultiert aus einem höheren Prozessdruck eine beschleunigte Imprägnierung. Andererseits besteht ein negativer Zusammenhang zwischen dem Prozessdruck und der Relaxation der Verstärkungsfasern, welcher sich in einer längeren Dauer für die homogene Verteilung der Verstärkungsfasern äußert. Als sinnvolle Parametereinstellungen wurden daher Prozessdrücke zwischen beiden Extrempunkten vorgeschlagen. [37]

Wiederum hat eine andere Untersuchung, welche mit einem Film-Stacking Aufbau durchgeführt worden ist, für die Druckerhöhung sogar einen negativen Effekt auf die Imprägnierungsdauer nachgewiesen. Die Analyse zeigte, dass bei niedrigen Prozessdrücken unter 10 bar eine Druckerhöhung zu einer deutlichen Verkürzung der Prozessdauer führt. Für höhere Drücke nimmt der beschleunigende Einfluss stetig ab, bis es ab einem Prozessdruck von mehr als 30 bar sogar zu einer Erhöhung der erforderlichen Imprägnierungsdauer kommt [85]. Mit einem optimalen Prozessdruck

zwischen 20 bar und 40 bar wurden vergleichbare Werte auch von einer anderen Untersuchung ermittelt [21]. Anhand der Ergebnisse wird demnach deutlich, dass für die signifikante Beschleunigung des Herstellungsprozesses durch eine optimierte Wahl der Prozessparameter physikalische Grenzen gesetzt sind.

Anhand der formalen Darstellung der Imprägnierung nach D'Arcy (vgl. Formel (2-1)) können primär zwei alternative Möglichkeiten zur Beschleunigung der Imprägnierung abgeleitet werden, welche beide auf die Optimierung der eingesetzten Materialien abzielen. Die erste Option besteht dabei in der Verkürzung der vorliegenden Fließwege. Die zweite Option besteht in der Steigerung der Fließfähigkeit des Matrixmaterials, welche aufgrund der begrenzten Temperaturbeständigkeit der Polymere durch die Modifikation der eingesetzten Matrixwerkstoffe zu erfolgen hat. Für beide Optionen wurden in der Vergangenheit Fortschritte zur Prozessbeschleunigung erzielt. Hervorzuheben sind hierbei Entwicklungen neuer Faserhalbzeuge, welche durch die Integration von Polymer in Form von Pulver oder von Polymerfäden in den Faserstrang die Verkürzung der Fließwege zu Ziel haben [18, 20-22, 86]. Die Einflüsse auf die Imprägnierung und den Prozess wurden dabei in der Literatur für die unterschiedlichen Prepregtypen ausführlich analysiert [40, 47, 48, 87]. Zudem wurden zur Vorhersage der Imprägnierung und Konsolidierung spezielle Modelle entwickelt [40, 47, 48, 87]. Aber auch die durch Fließwegverkürzung realisierbaren Prozessbeschleunigungen werden durch die Möglichkeiten der Luftverdrängung aus den Verstärkungsfasern begrenzt. Daher werden bei den neusten Materialentwicklungen bereits vollständig imprägnierter Tapes zur Herstellung von Gewebe- oder Gelegehalbzeug verwendet [88-91]. Dadurch wird der zeitintensive Teilprozess der Imprägnierung aus dem Organoblechherstellungsprozess ausgelagert und mit weniger kostenintensiven Prozesstechniken realisiert. [88-91]

Die zweite Option zur Beschleunigung der Imprägnierung durch Steigerung der Fließfähigkeit betrifft insbesondere die Verwendung reaktiver thermoplastischer Matrixsysteme. Hierbei werden reaktive Vorstufen des Polymers in Form von Monomeren oder Oligomeren eingesetzt, welche ähnlich einem duroplastischen System erst bei der Verarbeitung zum polymeren Matrixwerkstoff reagieren [32, 33, 92]. Dabei weisen die Vorstufen des Polymers eine erheblich niedrigere Viskosität auf, so dass der Imprägnierungsprozess vergleichbar mit duroplastischen Systemen ist und die Polymerisation die limitierende Prozessgröße darstellt. Dem Vorteil der schnellen

Imprägnierung steht allerdings eine mit deutlich größeren Problemen behaftete Prozessführung gegenüber. So ist häufig eine inerte Atmosphäre notwendig, damit die Polymerisation ablaufen kann [92, 93]. Prinzipiell sind zahlreiche thermoplastische Materialien als reaktive Vorstufe verfügbar, welche auch in der nicht reaktiven Form für die Organoblechherstellung eingesetzt werden (wie z. B. TPU, PBT, PC, PA6 oder auch Hochleistungsthermoplaste wie PEEK oder PPS). Jedoch konnte die Anwendbarkeit für die Herstellung von Faserkunststoffverbunden mit einem realen Produktionsprozess bisher nur für wenige Materialien gezeigt werden [92]. Die bekanntesten Vertreter hierunter sind ϵ -Caprolactan, welches zu Polyamid 6 reagiert [92, 94], das zyklische CBT, welches zum polymeren Polybutylenterephthalat (PBT) reagiert [32, 33], sowie reaktives thermoplastisches Polyurethan [95].

2.1.4 Prozessmodelle zur Beschreibung der Imprägnierungsleistung

In den vergangenen Jahren wurden zahlreiche Ansätze entwickelt, um den Imprägnierungsvorgang von Verstärkungsfasern mit thermoplastischem Matrixmaterial zu beschreiben. Aufgrund der Vielzahl der miteinander verknüpften Einflussfaktoren beim Realprozess ist für die Modellbildung stets die Reduktion der Komplexität im Rahmen der Abstraktion notwendig [27]. Dabei bilden die Modelle die Realität mit einem unterschiedlichen Detaillierungsgrad ab, sind aber durch eine nachträgliche Parametrisierung an reale Messwerte anzupassen (z. B. Permeabilitätsberechnung nach Carman-Kozeny (vgl. Formel (2-4) oder nach Papathanasiou [43, 86]).

Das von Mayer entwickelte Prozessmodell ist ursprünglich für die Beschreibung der Organoblechherstellung mit einer Doppelbandpresse entwickelt worden [27]. Der Ansatz zielt allerdings nicht auf die Beschreibung der während der Imprägnierung ablaufenden Effekte durch physikalische Kenngrößen ab. Vielmehr versucht das Modell alle auftretenden Effekte implizit zu berücksichtigen. Dafür wird das sogenannte b-Integral als eine dimensionslose Prozesskonstante bestimmt, welche alle die Imprägnierung beeinflussenden Faktoren subsumiert und als charakteristische Kenngröße des Prozesses interpretiert werden kann [27]. Zu den zu berücksichtigenden Faktoren zählen z. B. die Prozessdauer, der Prozessdruck und die Prozesstemperatur bzw. die Matrixviskosität [27]. Weiterhin werden auch Größen berücksichtigt, welche messtechnisch nur mit großem Aufwand ermittelt werden können (z. B. das Relaxationsverhaltendes Textils oder der vom Imprägnierungsfortschritt abhängige Fließwiderstand) [27]. Das b-Integral wird gemäß Formel (2-6) berechnet [27].

$$b = \int_{t_0(T_m)}^{t_n(T_c)} \frac{1}{\eta_0(T(t))} dt \quad (2-6)$$

Die Integration erfolgt dabei über die reziproke Viskosität $1/(\eta_0(T(t)))$ in Abhängigkeit von der Prozessdauer in den Grenzen von t_0 bis t_n , wobei diese durch das Erreichen der Schmelztemperatur T_m und der Rekristallisationstemperatur T_c definiert werden [27]. Für den Fall, dass keine exakten Berechnungsmodelle zur Vorhersage des Temperaturverlaufs in Abhängigkeit von den Prozessparametern existieren, ist die Ermittlung ebenfalls als eine Summe aus reziproken Viskositätspunkten möglich [27]:

$$b = \sum_{k=0}^n t_k \cdot \frac{1}{\eta_0(T_k)} \quad (2-7)$$

Abbildung 2.8 verdeutlicht die Berechnung des b-Integrals anhand eines temperaturabhängigen Viskositätsverlaufs sowie mit der grafischen Integration über dem reziproken Viskositätsverlauf.

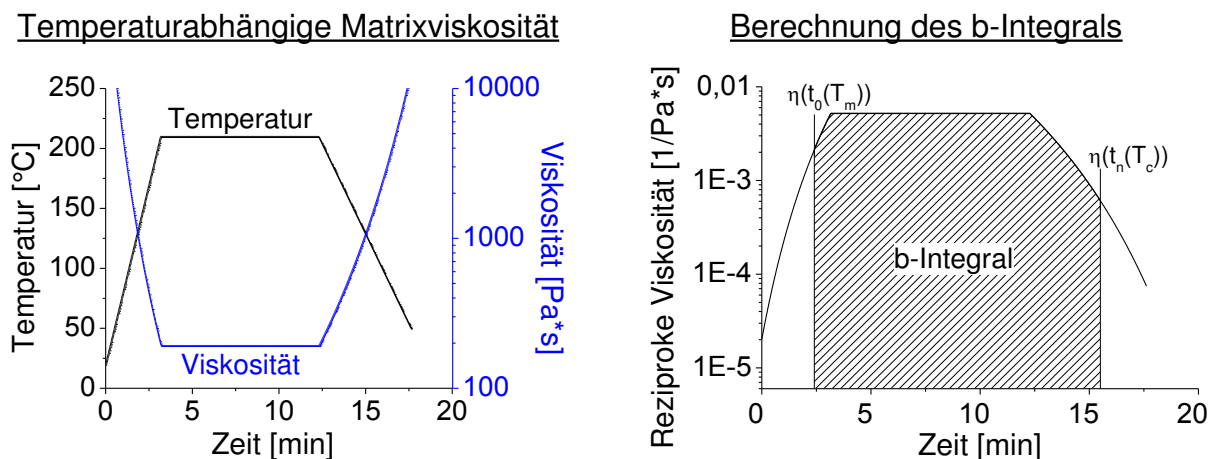


Abbildung 2.8: Berechnung des b-Integrals

Das b-Integral wird dabei für eine spezifische Materialpaarung durch die Identifikation derjenigen Prozessbedingungen bestimmt, die zur vollständigen Imprägnierung der Verstärkungsfasern führen. Im Rahmen der realen Vorgehensweise werden dabei zuerst die erforderlichen Prozessparameter anhand von porenfreien Proben experimentell bestimmt. Anschließend erfolgt die Berechnung des b-Integrals ex post. Die iterative Vorgehensweise wird durch das Flussdiagramm in Abbildung 2.9 verdeutlicht. [27]

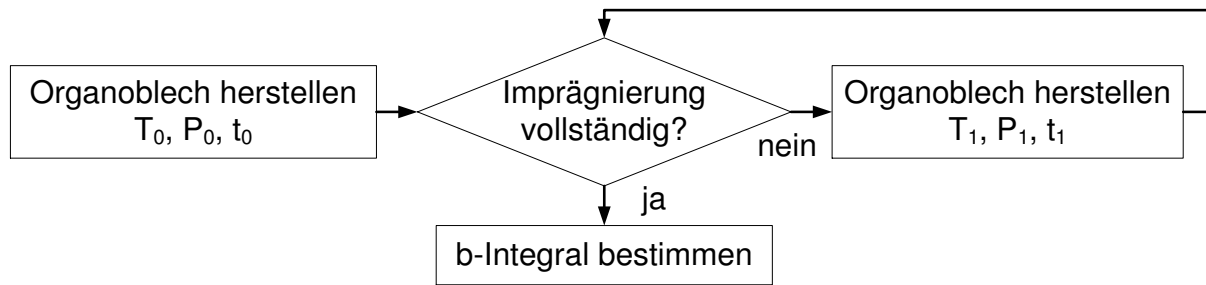


Abbildung 2.9: Ermittlung des b-Integrals für vollständige Imprägnierung

Ein nach dieser Vorgehensweise berechneter b-Integral-Wert kann verschiedene zeitliche und energetische Aufwendungen repräsentiert. Folglich kann aus den individuellen Beiträgen der temperaturabhängigen Viskosität und der Schmelzverweilzeit eine Substitutionsbeziehung zwischen Verarbeitungstemperatur und Prozessdauer abgeleitet werden. Mit dem b-Integral wird demnach die Definition alternativer Prozessparameter gestattet, welche zu einer identischen Imprägnierungsqualität führen. Zudem wird durch die Proportionalität zum Imprägnierungsgrad die zeitliche Verfolgung des Imprägnierungsvorgangs ermöglicht. Der Imprägnierungsprozess wird allerdings neben der Zeit und der Temperatur zudem durch den applizierten Prozessdruck P entscheidend beeinflusst. Die multiplikative Verknüpfung des Verarbeitungsdrucks mit dem b-Integral bildet den B-Faktor, welcher die Imprägnierungsleistung des Prozesses hinsichtlich der drei Einflussgrößen charakterisiert (vgl. Formel (2-8)). [27]

$$B = b \cdot P \quad (2-8)$$

Der B-Faktor berücksichtigt sowohl den gesamten Imprägnierungsfortschritt als auch das Konsolidierungsverhalten, so dass eine eindeutige Relation zwischen dem ermittelten Wert und den Lamineigenschaften besteht. Folglich ist es mit dem B-Faktor möglich, die Auswirkungen einer Änderung der Verarbeitungsparameter für eine spezifische Materialpaarung zu prognostizieren und neue Prozessparameterkombinationen aus Temperatur, Zeit und Druck zu definieren, welche zu einem identischen Imprägnierungsergebnis führen. Allerdings können durch die multiplikative Verknüpfung des Prozessdrucks mit dem b-Integral lediglich konstante Prozessdrücke berücksichtigt werden. Folglich werden inhomogenen Prozessdrücke durch das Modell nicht abgebildet. [27]

2.2 Intervallheißpresstechnik

Die Intervallheißpresse¹ der IVW GmbH gehört zur Kategorie der semi-kontinuierlich arbeitenden Pressensysteme und ist daher für die Herstellung endloser Organo-bleche in der Großserie geeignet (vgl. Abbildung 2.10). Das Aufschmelzen des Polymers und die Imprägnierung der Verstärkungsfasern erfolgt im beheizten Werkzeugbereich am Presseneinlauf, wohingegen die Solidifikation im gekühlten Werkzeugbereich Richtung Pressenauslauf stattfindet. Die Intervallheißpresse ist dabei mit einem durchgängigen Werkzeug ausgestattet, d. h. im Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone stellt sich ein stetiger Temperaturgradient ein (vgl. Abbildung 2.10). [17]

Intervallheißpresse der IVW GmbH



Temperatur-/Druckverlauf

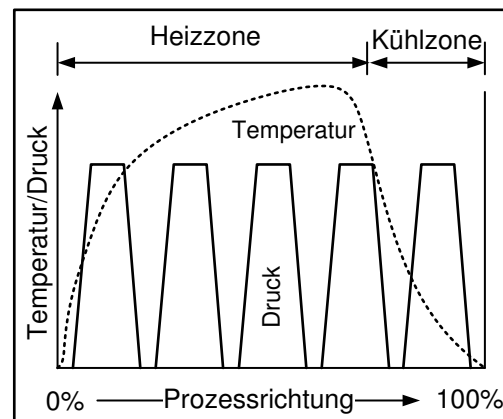


Abbildung 2.10: Intervallheißpresse der IVW GmbH

Während der Fertigung durchlaufen das Polymer und die Verstärkungsfasern die Anlage in einem alternierenden Prozesszyklus, welcher vier nacheinander ablaufende Teilschritte umfasst [17, 35]:

- Der Prozesszyklus beginnt mit dem Schließvorgang des Presswerkzeugs.
- Während der anschließenden Pressphase wird das Laminat dem Prozessdruck und der Prozesstemperatur ausgesetzt und die Imprägnierung findet statt. Die Dauer der Pressphase ist dabei frei wählbar.
- Nach Abschluss der Pressphase, wird der Prozessdruck wieder reduziert und das Presswerkzeug wird geöffnet.
- Abschließend findet die Transportphase statt, in welcher das Material für eine definierte Strecke durch einen hydraulischen Vorschub weitertransportiert wird. Die Vorschubstrecke ist zwischen 10 mm und 100 mm frei wählbar.

¹ Hersteller: Xperion Aerospace GmbH, Immenstaad, Deutschland (vormals: ACM GmbH).

Durch den erneuten Schließvorgang des Presswerkzeugs beginnt der Prozesszyklus wieder von vorne. Aufgrund der gewählten Vorschubstrecke und der definierten Zeitzyklen pro Teilschritt stellt sich die Prozessgeschwindigkeit ein. Eine kurze Zusammenfassung der technischen Kennwerte ist in Tabelle 2.1 gegeben. Für eine tiefergehende Beschreibung der Möglichkeiten der Anlagentechnik (wie z. B. die kontinuierliche Profilverstellung) wird auf die Beschreibungen in vorangegangenen Untersuchungen in der Literatur verwiesen. [17, 32, 33, 35, 96-101]

Tabelle 2.1: Technische Kennwerte der Intervallheißpresse

Temperatur	Druck	Prozessgeschwindigkeit	Werkzeuglänge	Werkzeugbreite
≤ 410 °C	≤ 25 bar	0,1 – 60 m/h	1000 mm	640 mm

Als Werkstoffe werden alle nach dem Stand der Technik gängigen Materialkombinationen verarbeitet. Diese werden dem Prozess als Prepreg (z. B. Pulverpreg, Mischgarn) oder im Film-Stacking Verfahren zugeführt. Dadurch werden ein exaktes Faser-Matrix Verhältnis gewährleistet und die flächige und gleichmäßige Verteilung der Matrix garantiert. Zudem ist die Weiterverarbeitung von bereits imprägnierten Faserhalbzeugen in Form unidirektionaler Tapes oder als Gewebe- oder Gelegehalbzeugen zu Organoblechen gleichermaßen möglich (vgl. Tapegelege der Fiberforge GmbH oder Tape-Gewebe der Tissa Composites GmbH). [17, 35, 89, 102]

Durch den Forschungsschwerpunkt dieser Arbeit liegt der Fokus der folgenden Erläuterungen ausschließlich auf anlagebedingten Spezifika, welche entweder

- inhomogene Prozessbedingungen verursachen und den Imprägnierungsprozess intrinsisch beeinflussen, oder durch welche
- inhomogene Prozessbedingungen für die gezielte Beeinflussung der Imprägnierung hervorgerufen werden können.

Eine Ursache für inhomogene Prozessbedingungen bildet der Imprägnierungszustand des Laminats im Presswerkzeug, da sämtliche Stadien der Imprägnierung zeitgleich vorliegen. Vom Einlaufbereich bis zum Beginn der Kühlzone steigt der Imprägnierungsgrad von unimprägniert bis hin zu vollständig imprägniert kontinuierlich an. Dadurch wird die Laminatdicke erheblich reduziert. In der sich anschließenden Kühlzone wird das Laminat in den festen Zustand überführt. Daher kann nicht von einer über die gesamte Pressfläche identischen Kavitätshöhe ausgegangen werden. Folglich kommt es in Abhängigkeit vom Laminataufbau zu einer signifikanten Schrägstel-

lung der Werkzeughälften zueinander (vgl. Abbildung 2.11). Dieser Effekt wird darüber hinaus durch die außermittige Anordnung des Presszylinders in Richtung Kühlzone verstärkt. Durch das typische Imprägnierungsverhalten, welches sich in einer exponentiell fallende Laminatdicke äußert [27], wird die Schrägstellung zudem von einer komplexen Deformation des Werkzeugs überlagert. Aufgrund der vorliegenden Rahmenbedingungen sind somit inhomogenen Prozessbedingungen wahrscheinlich, welche zu planarem Polymerfließen im Laminat führen und somit den Imprägnierungsprozess beeinflussen.

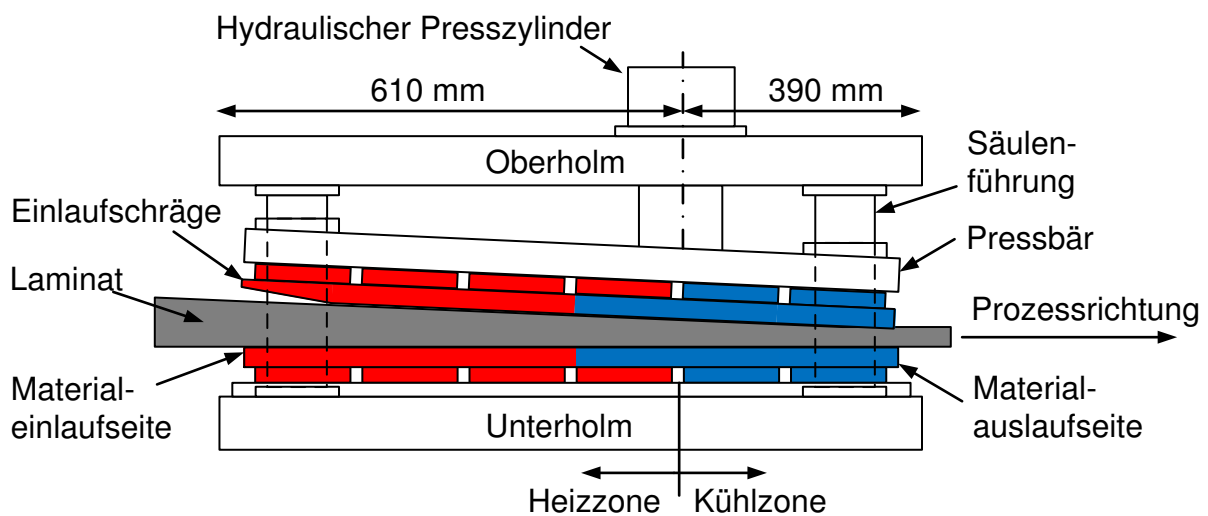


Abbildung 2.11: Ungleichmäßige Werkzeugkavität in der Intervallheißpresse verursacht durch unterschiedlichen Imprägnierungsfortschritt

Für die gezielte Beeinflussung des Imprägnierungsprozesses über die Modifikation des Prozessdrucks bietet die Intervallheißpresse nur unzureichende Möglichkeiten, da die Presskraft lediglich in ihrer absoluten Größe für das gesamte Werkzeug eingestellt werden kann. Das Temperierungssystem ist hingegen sehr variabel ausgelegt. Für die Beheizung ist das Ober- und Unterwerkzeug jeweils in 4 x 4 Heizfelder aufgeteilt, welche über integrierte Heizpatronen individuell geregelt werden können. Die Kühlung erfolgt mit jeweils 2 x 4 Kühlfeldern, mit welchen die Energie über einen Ölkreislauf abgeführt wird (vgl. Abbildung 2.12). Dadurch besteht die Möglichkeit, beliebige Temperaturprofile in Prozessrichtung und quer zur Prozessrichtung zu erzeugen. Die durch die Anlagenkonfiguration gegebenen Möglichkeiten werden allerdings bei der Organoblechherstellung bisher nur minimal genutzt, da keine Kenntnis über die Auswirkungen auf den Imprägnierungsprozess vorhanden ist. Daher wird lediglich der Einlaufbereich niedriger temperiert, um Eigenspannungen im

Laminat sowie im eingesetzten Trennmateriale zu reduzieren. Quer zur Prozessrichtung wird dagegen stets eine konstante Temperatur verwendet.

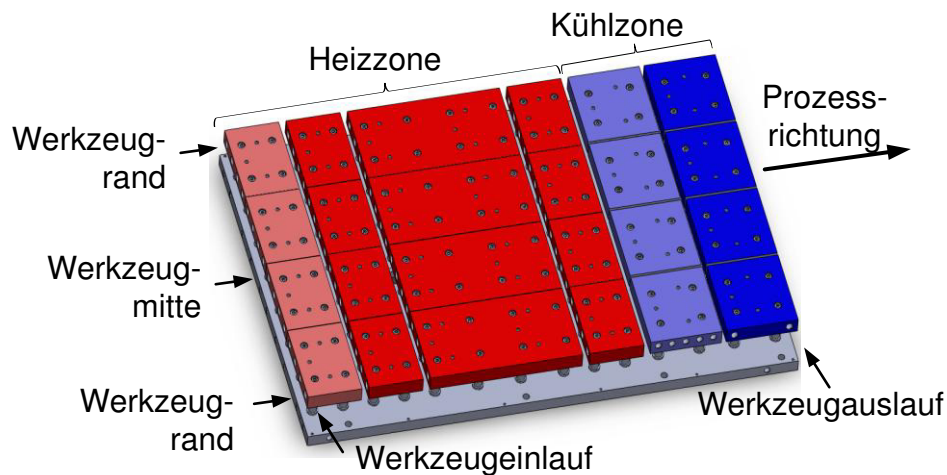


Abbildung 2.12: Modularer Aufbau des Temperierungssystems im Unterwerkzeug

2.3 Grundlagen der optischen Echtzeit Prozessanalyse

Die optische Sensorik zählt zu den nach dem elektromagnetischen Wirkprinzip arbeitenden Messverfahren, wobei der Wellenlängenbereich des sichtbaren Lichts zwischen 380 nm und 750 nm verwendet wird. Bei diesem Prinzip werden von einem Sender elektromagnetische Wellen ausgesendet, wodurch im Prüfbereich energetische Wechselwirkungen auftreten. Mögliche Wechselwirkungen sind z. B. Reflektion, Beugung, Dämpfung, Streuung, Absorption und Resonanz. Diese Reaktionen gelangen in den Empfangsteil des Sensors und werden dort meist zu elektrischen Signalen weiterverarbeitet. [103-105]

Für die Analyse der Imprägnierungsvorgänge spielt die Wahl der Lichtquelle als Sendeeinheit der Sensorik eine untergeordnete Rolle, da der Prozess weder empfindlich auf Wärmeeintrag reagiert, noch eine absolut gleichbleibende Strahlungsintensität ausschlaggebend ist. Ebenso ist die unverfälschte Farbwiedergabe von geringer Relevanz. Aus diesem Grund ist für die Auswahlentscheidung hauptsächlich die Integrierbarkeit in das zu erarbeitende Analysekonzept maßgeblich. Gängige Lichtquellen für die Videoaufzeichnung bei industriellen Anwendungen sind Leuchtstoffröhren, Halogenlampen und Leuchtdioden. [106-108]

Von erheblich größerer Bedeutung für die Qualität einer Aufnahme ist die Wahl einer geeigneten Beleuchtungsmethode, da diese die wahrnehmbaren Details maßgeblich determiniert. Die folgende Abbildung gibt einen Überblick über einsetzbare Grundbeleuchtungsarten. [104, 107]

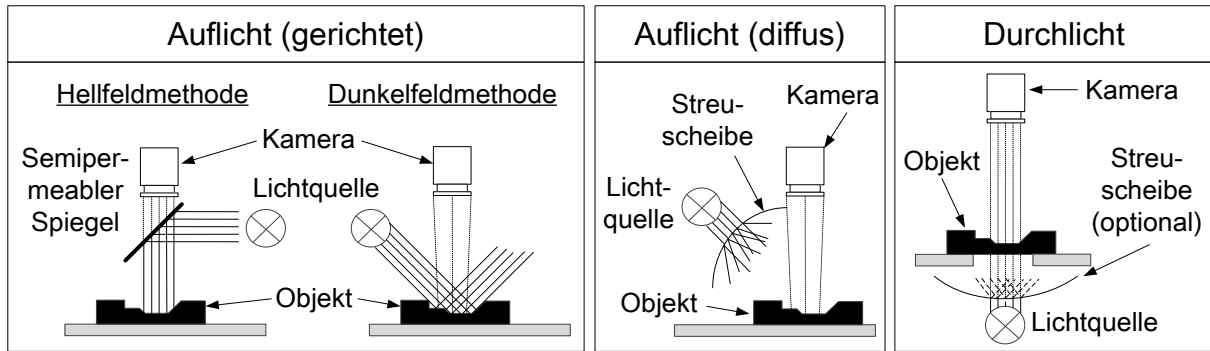


Abbildung 2.13: Grundlegende Beleuchtungsmethoden für die optische Sensorik [104, 107]

Bei der Beleuchtung wird prinzipiell zwischen der Auflicht- und der Durchlichtmethode unterschieden. Entsprechend der Bezeichnung sind bei der Auflichtmethode die Lichtquelle sowie die Kamera auf derselben Seite des Objekts angeordnet. Wird dabei ein gerichteter Lichtstrahl verwendet, ist eine weitere Unterscheidung in die Hellfeld- und die Dunkelfeldmethode möglich. Beim Hellfeld erfolgt die Beleuchtung parallel zur Blickrichtung der Kamera, wodurch das reflektierende Licht glatter Oberflächen bildgebend ist [106, 107]. Diese Bereiche werden hell abgebildet [106, 107]. An rauen Oberflächen wird dagegen das Licht gebrochen, so dass diese im Bild dunkel erscheinen. Bei der Dunkelfeldmethode erfolgt die Beleuchtung seitlich [106, 108]. Dadurch ergibt sich eine umgekehrte Wirkungsweise. Nur das auf raue Oberflächen treffende Licht wird gebrochen und zur Kamera reflektiert [106, 108]. Folglich werden diese Bereiche hell abgebildet, wohingegen glatte Oberflächen dunkel erscheinen [106, 108]. Ist die Auflichtmethode zusätzlich mit einer Streuscheibe kombiniert, erfolgt eine diffuse, von allen Seiten auf das Objekt treffende, Beleuchtung [106]. Dadurch können dunkle Stellen, störende Glanzlichter oder Spiegelungen der Lichtquelle auf dem Objekt vermieden werden. Im Gegensatz zum Auflichtverfahren erfolgt bei der Durchlichtmethode die Beleuchtung des Objekts von der gegenüberliegenden Seite der Kamera. Dies bewirkt, dass das abzubildende Objekt dunkel und der Hintergrund hell erscheint. Ebenso kann hierbei zwischen einer gerichteten und einer diffusen Beleuchtung unterschieden werden [108].

Die Empfängerseite besteht bei der optischen Sensorik aus zwei Komponenten, der Kamera und dem Objektiv. Die Kamera ist in der Regel mit Halbleitersensoren ausgestattet, welche eintreffende Lichtstrahlen in eine elektrische Spannung umwandeln. Die technischen Unterschiede und Feinheiten existierender Technologien sind allerdings für die Analyseaufgabe von geringerer Bedeutung, weshalb hier auf die

Literatur verwiesen wird [106-110]. Von erheblich größerer Relevanz sind die Eigenschaften des eingesetzten Objektivs. Dieses gibt unter anderem vor, welche Vergrößerung mit der Messtechnik erreicht werden kann. Die relevante Kenngröße hierfür ist der Abbildungsmaßstab β , welcher sich aus dem Verhältnis der Bildweite a' zur Gegenstandsweite a bzw. aus dem Verhältnis der Bildhöhe y' zur Objekthöhe y ergibt (vgl. Abbildung 2.14 und Formel (2-9)) [106, 108]. Dabei gilt, je größer der Abbildungsmaßstab, desto stärker die Vergrößerung. Industriell eingesetzte Kamerasysteme bieten diesbezüglich den Vorteil, dass der Abbildungsmaßstab durch Veränderung der Bildweite über verschiedene Objektivdistanzstücke an die individuellen Anforderungen angepasst werden kann. Somit können mit einem Objektiv unterschiedliche Vergrößerungen realisiert werden.

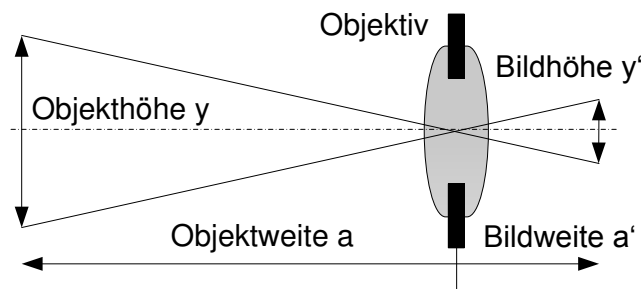


Abbildung 2.14: Optische Zusammenhänge am Beispiel einer einzelnen Linse [106]

$$\beta = \frac{y'}{y} = \frac{a'}{a} \quad (2-9)$$

Eine weitere wichtige Einflussgröße stellt die Blendenzahl dar, welche die Lichtstärke eines Objektivs beschreibt. Dabei ist der Strahlenfluss umso größer, je geringer die Blendenzahl ist, d. h. es fällt mehr Licht durch das Objektiv in die Kamera. Hierbei gilt jedoch, dass eine Verringerung der Blendenzahl mit einer Verringerung der Tiefenschärfe einhergeht. Demnach ist für die Erfassung der Imprägnierungsvorgänge eine möglichst helle Ausleuchtung der Probe in Kombination mit einer großen Blendenzahl zu realisieren, um eine gute Tiefenschärfe zu gewährleisten. [106]

Für eine dezidierte Prozessanalyse ist jedoch nicht nur die Abbildung der Oberfläche von Interesse, sondern es sind auch Informationen über die im Laminat ablaufenden Vorgänge erforderlich. Bei den für die Organoblechherstellung eingesetzten thermoplastischen Werkstoffen handelt es sich jedoch meist um semi-kristalline Werkstoffe, welche eine opake Färbung aufweisen und nicht transparent sind [6]. Im schmelzflüssigen Zustand liegen jedoch die Molekülketten nicht mehr in einer regelmäßigen

Anordnung vor, wodurch auch diese Werkstoffe für das menschliche Auge durchsichtig sind und in Kombination mit Glasfasern ein transparenter Verbund entstehen kann [6]. Voraussetzung hierfür ist allerdings, dass Fasern und Polymer über identische Brechungsindizes verfügen [111, 112]. Für den Fall unterschiedlicher Brechungsindizes stellt sich innerhalb des Laminats eine komplexe Lichtbrechung ein, da das Glasfasergewebe eine Agglomeration von nebeneinander angeordneten zylindrischen Festkörpern darstellt. Dabei kommt es an der runden Faseroberfläche sowohl beim Eintritt als auch beim Austritt zur Lichtbrechung in verschiedenen Richtungen. Zudem wird das Licht an der Oberfläche reflektiert, so dass der Blick ins Laminatinnere unwahrscheinlich ist [113]. Abbildung 2.15 verdeutlicht die im Laminat auftretende Lichtbrechung anhand von zwei in Matrix eingebetteten Fasern, wenn die vorliegenden Brechungsindizes unterschiedlich sind.

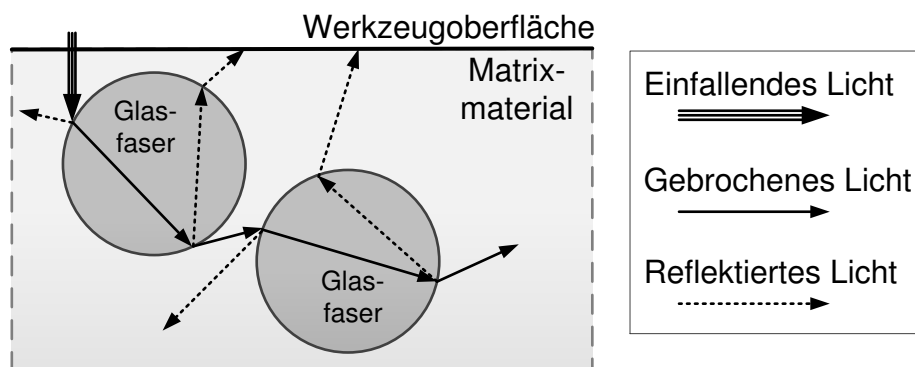


Abbildung 2.15: Lichtbrechung im Laminatwerkstoff

In Tabelle 2.2 sind Brechungsindizes der verwendeten Werkstoffe aufgeführt, welche am Festkörper ermittelt worden sind. Es wird deutlich, dass sich die Werte von Polypropylen und Glasfasern geringfügig unterscheiden. Folglich werden Lichtbrechungen im Laminat auftreten. Da der Brechungsindex neben der Molekülstruktur aber auch maßgeblich von der Dichte und der Temperatur des Materials abhängig ist [111, 112], kann die Frage nach der Kompatibilität anhand dieser Daten nur unzureichend beantwortet werden und ist experimentell zu überprüfen.

Tabelle 2.2: Brechungsindizes ausgewählter Materialien [112, 114]

	Luft	Glasfasern	Polypropylen
Brechungsindex	1	1,55	1,49

3 Analyse der Prozessbedingungen in der Intervallheißpresse

Die Möglichkeiten planarer Fließvorgänge des Polymers für die Optimierung der Organoblechherstellung sind bisher nicht erforscht. Aus diesem Grund existiert auch für die Intervallheißpresse keine Kenntnis über die Wechselwirkungen zwischen inhomogenen Temperatureinstellungen im Werkzeug, dem resultierenden Prozessdruck sowie dem Einfluss auf das Polymerfließverhalten. Daher wird in diesem Kapitel mit einem standardisierten Laminataufbau (Kapitel 3.1) die vorliegende Druckverteilung im Werkzeug der Intervallheißpresse für verschiedene Parameterkonfigurationen gemessen (Kapitel 3.2). Darauf aufbauend wird anschließend das im Presswerkzeug vorliegenden Polymerfließverhalten experimentell ermittelt (Kapitel 3.3). Abschließend erfolgt die Analyse der sich einstellenden Imprägnierungsgeschwindigkeit und die Korrelation mit den Prozessbedingungen (Kapitel 3.4).

3.1 Faser- und Matrixwerkstoff

Für die durchgeführten Untersuchungen wurde eine Basiswerkstoffkombination definiert, auf der alle durchgeführten Untersuchungen mit der Intervallheißpresse basieren. Als Verstärkungstextil wurde ein Glasfasergewebe² der Firma Hexcel, Typ 1038, ausgewählt. Dabei handelt es sich um ein symmetrisches und balanciertes Köper 2/2 Gewebe, was sich durch geringe Unterschiede in der Imprägnierung zwischen Kett- und Schussfäden auszeichnet. Aufgrund des Flächengewichts von 600 g/m² und einer hohen Fadendichte von 7,35 Fäden pro cm ist zudem für die Vollendung der Mikroimprägnierung tendenziell mehr Zeit erforderlich, weswegen durch den Prozess bedingte Imprägnierungseffekte leichter sichtbar werden.

Als Matrixmaterial wurde ein Polypropylen der Firma Borealis, Typ bj100hp, verwendet. Polypropylen hat eine vergleichsweise niedrige Verarbeitungstemperatur bei einem gleichzeitig großen Verarbeitungstemperaturbereich. Dadurch sind die thermischen Anforderungen an eventuell erforderliche Analysetechniken moderat und es kann ein breites Spektrum an Temperatureinstellungen für die Analyse verwendet werden. Für das Laminat wurde das Polymer in Folienform mit einer Dicke von 300 µm eingesetzt.

² Das Datenblatt des Glasfasergewebes mit detaillierten Informationen befindet sich im Anhang.

Aus den beiden Einsatzwerkstoffen wurden im Film-Stacking Verfahren ein symmetrischer Lagenaufbau aus 4 Lagen Gewebe (G) und 4 Lagen Polymerfolie (P) mit der Anordnung [G,P,P,G]_s erzeugt. Diese Anordnung gewährleistet, dass jede Geweblage mit der für die Imprägnierung erforderlichen Polymermenge einseitig in Kontakt steht und somit möglichst homogene Imprägnierungsvoraussetzungen gegeben sind (vgl. Abbildung 3.1). Der rechnerische Faservolumengehalt liegt bei 44 % und die theoretische Laminatdicke beträgt 2,14 mm.

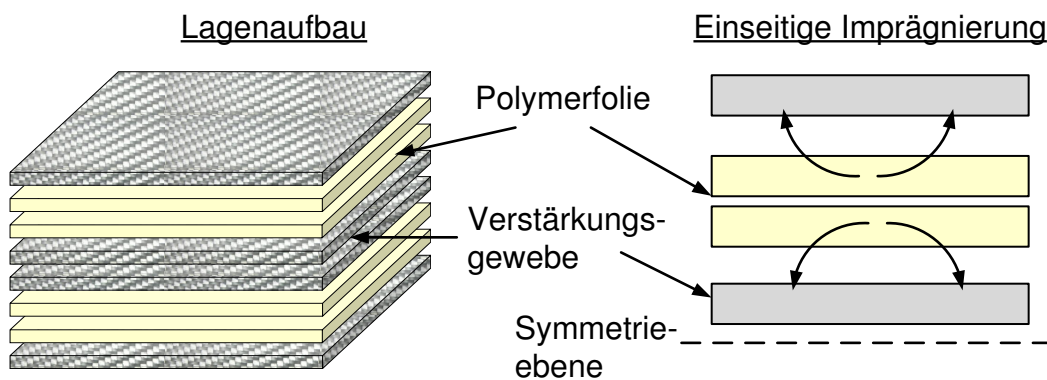


Abbildung 3.1: Standard-Lagenaufbau für die Versuchsdurchführung mit der Intervallheißpresse

Für die Bestimmung der erforderlichen Verarbeitungsparameter wurde das eingesetzte Polypropylen hinsichtlich seiner thermischen Eigenschaften charakterisiert. Mit DSC-Messungen³ wurde eine mittlere Schmelztemperatur von 164 °C ermittelt. Die temperaturabhängigen Viskositätskennwerte wurden mit einem Platte-Platte-Rheometer in Schritten von 10 K zwischen 170 °C und 210 °C gemessen. Da beim Intervallheißpressprozess ein konstantes Verhältnis zwischen der Schubspannung τ und der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ für das verwendete Polypropylen ausgegangen wird, liegt ein quasi-newtonisches Verhalten des Polymers vor. Basierend auf den Messwerten wurde deshalb die Matrixviskosität mit Hilfe der Arrhenius-Funktion für beliebige Temperaturen angenähert [115].

$$\eta_0(T) = \eta_0(T_0) \cdot \exp \left[\frac{E_a}{R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right] \quad (3-1)$$

Hierbei berechnet sich die Nullviskosität $\eta_0(T)$ für beliebige Temperaturen in Abhängigkeit von einer ermittelten Nullviskosität $\eta_0(T_0)$ über eine exponentielle Beziehung, welche von der Schmelzaktivierungsenergie E_a , der allgemeinen Gas-

³ Das Ergebnisdiagramm der DSC-Messung befindet sich im Anhang.

konstanten R sowie der reziproken Temperaturdifferenz abhängig ist. Der ermittelte reale und funktionale Viskositätsverlauf ist in Abbildung 3.2 dargestellt.

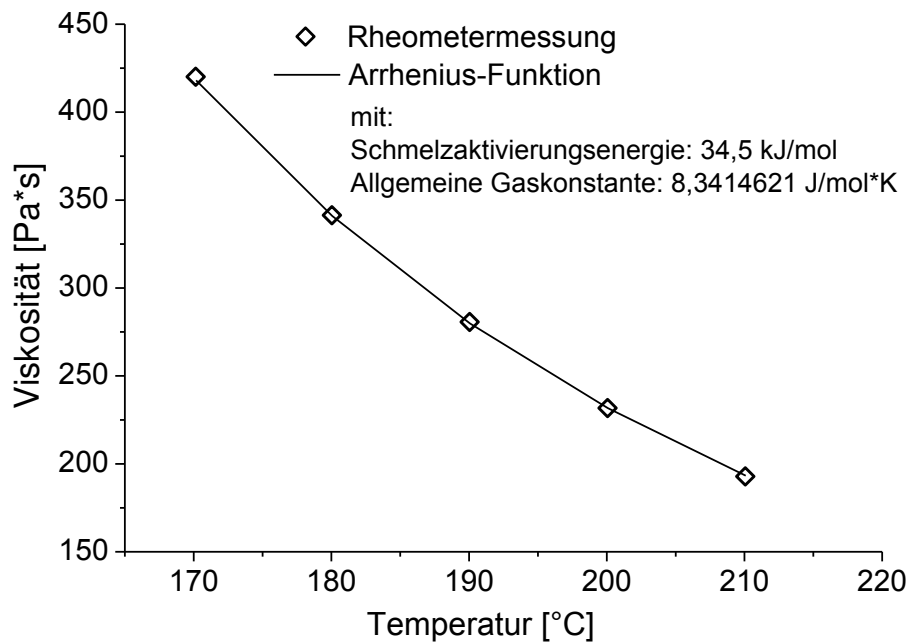


Abbildung 3.2: Temperaturabhängige Viskosität des eingesetzten Polypropylens

3.2 Analyse der vorliegenden Druckverteilung in der Intervallheißpresse

3.2.1 Messtechnik zur Druckerfassung

Für die Analyse der Druckverteilung während der Organoblechherstellung wurden in das Laminat integrierte Foliensensoren ausgewählt, da diese Methode erhebliche technische sowie ökonomische Vorzüge bei der einmaligen Druckerfassung gegenüber fest ins Werkzeug integrierten Sensoren bietet. Der wesentliche Vorteil besteht darin, dass Foliensensoren mit dem Laminat durch das Werkzeug transportiert werden, wodurch eine sehr hohe Anzahl an unterschiedlichen Messstellen zur Abbildung der Druckverteilung im Werkzeug aufgezeichnet werden. Nachteilig an dieser Variante ist, dass die Foliensensoren eine Störstelle im Laminat bilden, wodurch es zu einer verfälschten Abbildung der realen Verhältnisse kommen kann. Jedoch steht bei der Analyse die relative Verteilung des Prozessdrucks über die Werkzeugfläche im Vordergrund, so dass eine absolute Abweichung toleriert werden kann. Für die Analyse wurden FlexiForce[®] Sensoren der Firma Tekscan Inc. (Boston, USA) ausgewählt. Diese sind aufgrund der hohen maximalen Einsatztemperatur von 204 °C für die Druckerfassung mit dem gewählten Matrixwerkstoff Polypropylen

geeignet. Weitere technische Eigenschaften können Abbildung 3.3 entnommen werden.

<u>Sensoreigenschaften</u>	<u>FlexiForce® Sensor</u>
Sensorbezeichnung	FlexiForce® HT-201
Temperaturbereich	-9 bis 204 °C
Sensorfläche	Ø 9,53 mm
Sensordicke	0,203 mm
Kraftbereich	0 bis 440N
Korrespondierender Druck	0 bis 63 bar



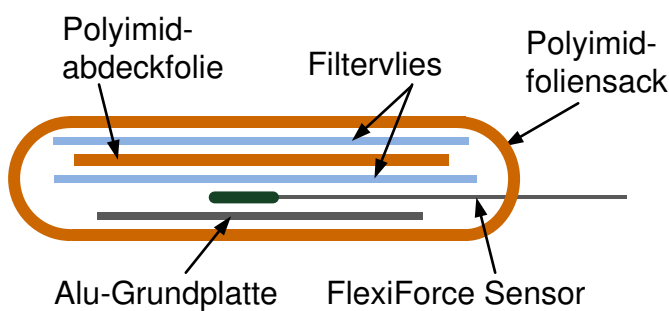
Abbildung 3.3: Eingesetzte Sensoren für die Erfassung des Prozessdrucks

Zur Aufzeichnung der Messwerte wurden die Sensoren an einem Messkraftverstärker, Modell Spider 8, betrieben. Als Messtechnik-Software wurde catman® Easy verwendet. Hersteller von Hard- und Software ist die HBM GmbH (Darmstadt, Deutschland). Die Kopplung zwischen Sensoren und Messkraftverstärker erfolgte über eine Halbbrückenschaltung. Anhand von Vorversuchen wurde der erforderliche Vorwiderstand mit 1 MΩ erheblich größer als der vom Hersteller vorgeschlagene Referenzwert (1 kΩ bis 10 kΩ) ausgewählt. Dadurch wurde die Empfindlichkeit bei niedrigen Kräften reduziert und der Messbereich für hohe Kräfte konnte maximal ausgeschöpft werden.

Das Arbeitsprinzip der Sensoren stellt einen einfachen Spannungsteiler dar, wodurch das Messverhalten eine ausgeprägte Temperatur- und Druckabhängigkeit aufweist. Daher war vor der eigentlichen Druckerfassung in der Intervallheißpresse die Kalibrierung der Sensoren notwendig, welche im Autoklaven durchgeführt wurde. Sowohl im Autoklav als auch im Laminat wirkt ein hydrostatischer Druck auf die Sensoren, so dass vergleichbare Bedingungen wie beim späteren Einsatz vorliegen. Allerdings werden die Sensoren normalerweise zur Kraftmessung eingesetzt. Demnach können diese den applizierten hydrostatischen Druck nicht direkt erfassen. Um die Umwandlung in eine für den Sensor messbare Kraft zu ermöglichen, wurden diese mit einem luftdichten Foliensack aus Polyimidfolie umhüllt. Damit sich kein hydrostatischer Druck um die Sensoren durch im Foliensack eingeschlossene Luft bilden kann, wurde die Vakuumentleitung des Autoklaven zur Entlüftung verwendet und

mit der Umgebungsluft verbunden. Zur besseren Luftverdrängung wurden die Sensoren im Foliensack zusätzlich mit einem feinen Filtervlies abgedeckt. Dieser Aufbau gewährleistet, dass durch den Druck im Autoklaven nur eine Normalkraft auf die Sensorfläche ausgeübt wird, der die seitliche Ausdehnung der Sensoren nicht behindert. Die Kalibrierung erfolgte für 8 Sensoren zeitgleich in einem Autoklavzyklus. Der Aufbau des Foliensacks sowie die Durchführung der Sensorkalibrierung im Autoklav sind in Abbildung 3.4 dargestellt.

Foliensack für die Sensorkalibrierung



Kalibrierungsaufbau im Autoklav

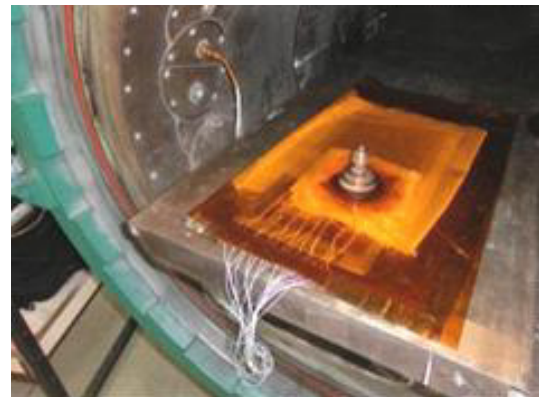


Abbildung 3.4: Kalibrierung der Sensoren im Foliensack im Autoklav

Der für die Kalibrierung eingesetzte Autoklavzyklus ist in Abbildung 3.5 dargestellt. Die Referenzwerterfassung erfolgte bei vier verschiedenen Temperaturstufen (50 °C, 100 °C, 150 °C und 200 °C). Dabei wurde bei jeder Haltetemperatur der Autoklavdruck kontinuierlich von 0 auf 20 bar gesteigert. Dementsprechend sind umfangreiche Referenzmesswerte für die im Intervallheißpressprozess zu erwartenden Prozessgrößen erfasst worden. Nach Abschluss einer Haltephase wurde der Autoklavdruck während der Heizphase wieder auf 0 bar reduziert.

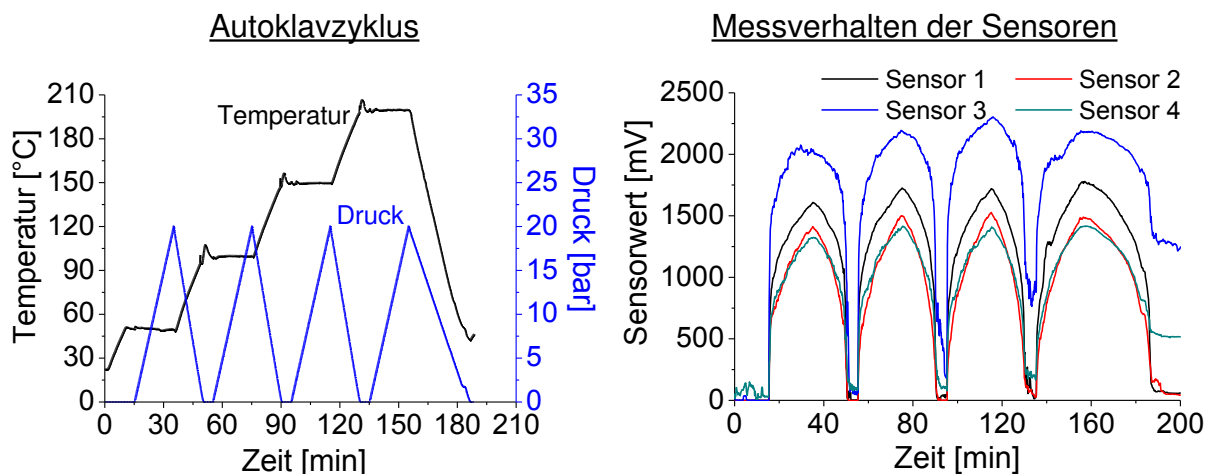


Abbildung 3.5: Angewendeter Autoklavzyklus und Messverhalten der Sensoren

Die in Abbildung 3.5 dargestellten Messwerte verdeutlichen weiterhin den Temperatureinfluss auf das Messverhalten der Sensoren sowie den nicht linearen Zusammenhang zwischen Druck und Sensormesswert. Es zeigen sich zudem große Unterschiede zwischen den Sensoren hinsichtlich der für einen identischen Druck erfassten Messwerte.

Um bei den Messungen in der Intervallheißpresse den Prozessdruck anhand der Messwerte für beliebige Temperaturen zu bestimmen, wurde das Messverhalten für jeden Sensor über einen funktionalen Zusammenhang abgebildet. Dies erfolgte mit der Software Mathematica[®] der Firma Wolfram Inc. (Oxfordshire, United Kingdom).⁴ Mit hinreichender Genauigkeit konnte das Messverhalten über ein Polynom abgebildet werden. Eine beispielhafte Funktion ist im Folgenden dargestellt:

$$\begin{aligned}
 P(T, S_v) = & 4,53217 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 - 2,3599 \cdot 10^{-11} \cdot T \cdot S_v^3 \\
 & - 1,59377 \cdot 10^{-2} \cdot T + 2,19504 \cdot 10^{-5} \cdot S_v^2 \\
 & - 6,92732 \cdot 10^{-3} \cdot S_v + 2,079
 \end{aligned}
 \tag{3-2}$$

Hierbei ist P der Prozessdruck in bar, welcher von der Prozesstemperatur T und dem aufgezeichneten Sensormesswert S_v abhängig ist. Das durch die Funktion aufge-spannte 3D-Messfeld (blau) inklusive der gemessenen Referenzpunkte (rot) wird in Abbildung 3.6 grafisch verdeutlicht.

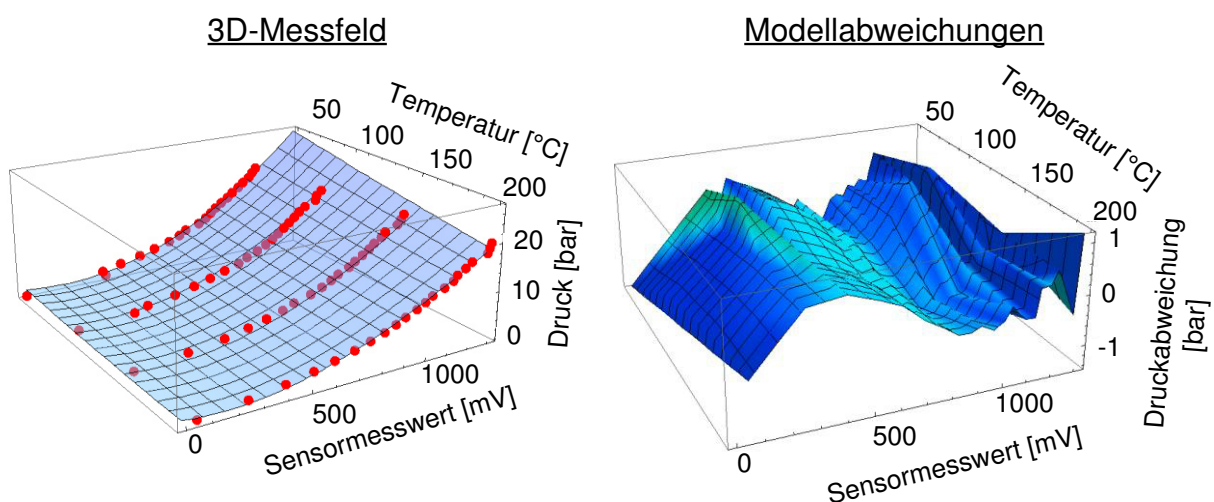


Abbildung 3.6: Visualisierung der funktionalen Kalibrierungsdaten

Weiterhin sind in Abbildung 3.6 die auftretenden Abweichungen zwischen gemessenen und modellierten Daten exemplarisch dargestellt. Das Diagramm zeigt, dass

⁴ Der in Mathematica[®] implementierte Quelltext befindet sich im Anhang.

die maximalen Abweichungen von ca. $\pm 0,8$ bar bei einem Sensormesswert von ca. 500 mV auftritt. Bei höheren Sensormesswerten von über 1000 mV, welche Drücken zwischen 15 und 20 bar entsprechen, ist die Abweichung zwischen Messwert und modelliertem Wert allerdings geringer, so dass für die Druckerfassung in der Intervallheißpresse nur ein geringer Messfehler vorliegt.

Für Sensorwerte, die den Kalibrierungsbereich ($T_{\max} = 200$ °C; $P_{\max} = 20$ bar) überschreiten, ist demgegenüber mit höheren Abweichungen zu rechnen. Das charakteristische Extrapolationsverhalten der Polynomfunktion eines Sensors ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Daran zeigt sich für den Extrapolationsbereich, dass die aufgespannte Fläche bei niedrigen Temperaturen (< 125 °C) einen deutlich stärkeren Steigungszuwachs aufweisen als im Messbereich, wohingegen bei hohen Temperaturen der Verlauf realistischer abgebildet wird. Demnach werden die real vorliegenden Drücke für Temperaturen < 125 °C durch die Funktion deutlich überhöht berechnet. Da diese Temperatur allerdings nur in der Kühlzone gegen Prozessende unterschritten wird, beeinflusst das Extrapolationsverhalten das Messergebnis nur geringfügig.

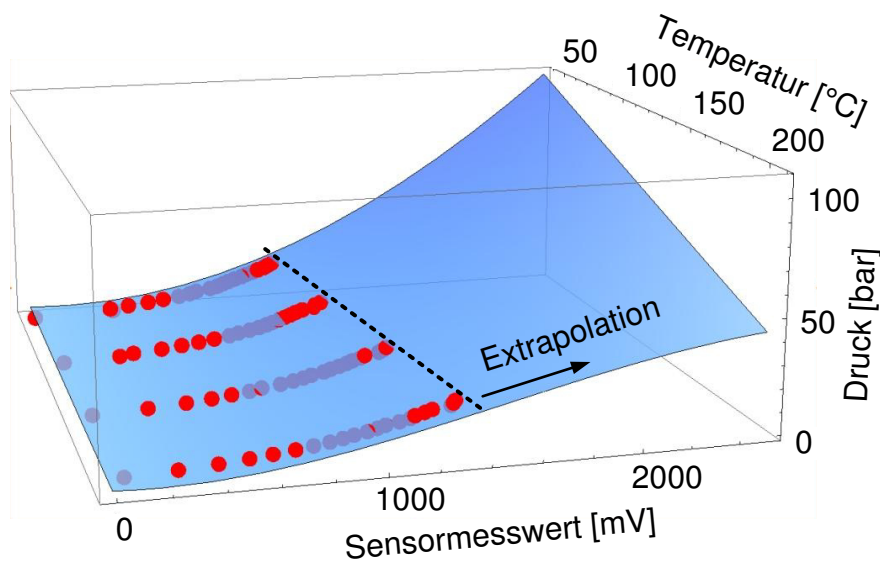


Abbildung 3.7: Extrapolationsverhalten einer Sensorkalibrierungsfunktion

3.2.2 Experimentelle Durchführung der Druckerfassung

Die experimentelle Messung des applizierten Prozessdrucks in der Intervallheißpresse wurde erneut mit in einen Foliensack integrierten Sensoren durchgeführt. Der Aufbau wurde dabei identisch zu den beim Kalibrierungsprozess verwendeten Aufbau gewählt, um vergleichbare Randbedingungen zu gewährleisten. Dies hatte zudem den Vorteil, dass die Sensoren im Regelfall ohne Beschädigung entnommen und er-

neut verwendet werden können. Die Integration von insgesamt 8 Sensoren quer zur Prozessrichtung über die gesamte Werkzeugbreite ermöglichte die detaillierte Erfassung der vorliegenden Druckverteilung (vgl. Abbildung 3.8).

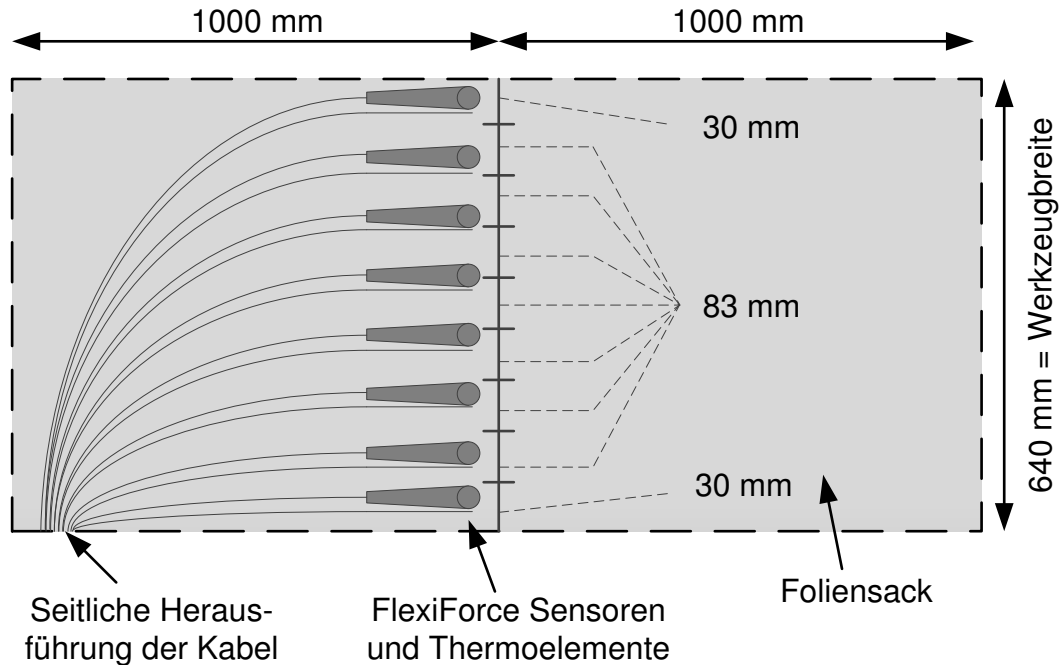


Abbildung 3.8: Positionierung der Sensoren und der Thermoelemente im Foliensack

Zusätzlich wurde ein Thermoelement Typ K direkt neben jedem Sensor in den Foliensack integriert, um die lokal vorliegende Temperatur parallel zu den Druckwerten zu messen. Die Länge des Foliensacks wurde mit 2 Metern so gewählt, dass dieser die komplette Werkzeugfläche bedeckt, solange sich die mittig im Foliensack positionierten Sensoren bei der Druckerfassung im Presswerkzeug befinden. Dadurch wurde ein Einfluss durch eine aufbaubedingte inhomogene Laminatdicke verhindert. Da die Herstellung der Organobleche ohne Tauchkante erfolgt ist, konnten die Anschlussleitungen seitlich aus dem Foliensack und aus dem Presswerkzeug herausgeführt werden.

Die im Presswerkzeug vorliegende Druckverteilung ist auf zwei Ursachen zurückzuführen. Zum einen sind dies anlagenspezifische Einflussgrößen und zum anderen beeinflusst das Imprägnierungsverhalten der Faser-Matrix-Kombination die Druckverteilung. Um diese Einflussfaktoren voneinander zu separieren, wurde die Druckerfassung mit zwei unterschiedlichen Materialkonfigurationen durchgeführt:

- Für die Erfassung der anlagenbedingten Druckverteilung, wurde anstelle eines Laminats aus Verstärkungsfasern und Polymer zwei Silikonfolien mit einer

Dicke von je 1,5 mm und einer geringen Härte von 40 Shore A verwendet. Die Abmessungen der Silikonfolienwaren mit 2000x640 mm identisch zu denen des Foliensacks. Die Silikonfolien dienten bei den Versuchen als Dämpfungsmaterial zur Verteilung des applizierten Drucks auf die Sensoren und die Werkzeugfläche, um somit eine Annäherung an die real vorliegenden hydrostatischen Druckverhältnisse zu ermöglichen.

- Zum Aufzeigen der Imprägnierungseffekte wurde die sich einstellende Druckverteilung mit dem Standard Laminataufbau erfasst und mit der anlagen-spezifischen Druckverteilung verglichen. Die sich einstellenden Unterschiede repräsentieren demnach die Imprägnierungseinflüsse.

Der Foliensack wurde für alle durchgeführten Versuche in der Mittellage der verwendeten Materialkonfiguration integriert. Abbildung 3.9 zeigt den in der Mittellage integrierten Sensorsack für beide Versuchsvarianten.

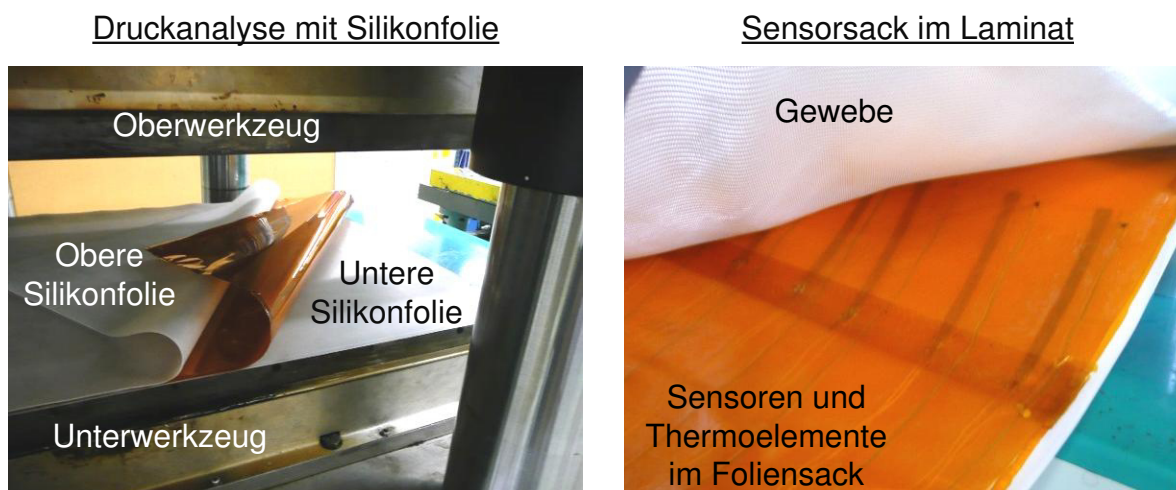


Abbildung 3.9: Integration des Foliensacks in den Materialaufbau

Die Durchführung der Versuche zur Erfassung der anlagenbedingten Druckverteilung mit Silikonfolie wurde aufgrund der begrenzten Größe der Silikonfolie ohne automatisierten Vorschub wie folgt durchgeführt: Der komplette Aufbau wurde so in der Presse positioniert, dass sich die Messfläche der Sensoren am Werkzeuganfang befanden. Daraufhin wurde die Messwertaufzeichnung gestartet und ein einzelner Presszyklus durchlaufen. Anschließend wurde der Aufbau um 100 mm in Prozessrichtung verschoben und die Messung erneut durchgeführt. Die Prozedur wiederholte sich, bis die Sensoren das Werkzeug komplett durchlaufen hatten. Der temperatur-

seitige Einfluss auf die Druckverteilung wurde dabei mit drei verschiedenen Temperatureinstellungen analysiert (vgl. Abbildung 3.10).

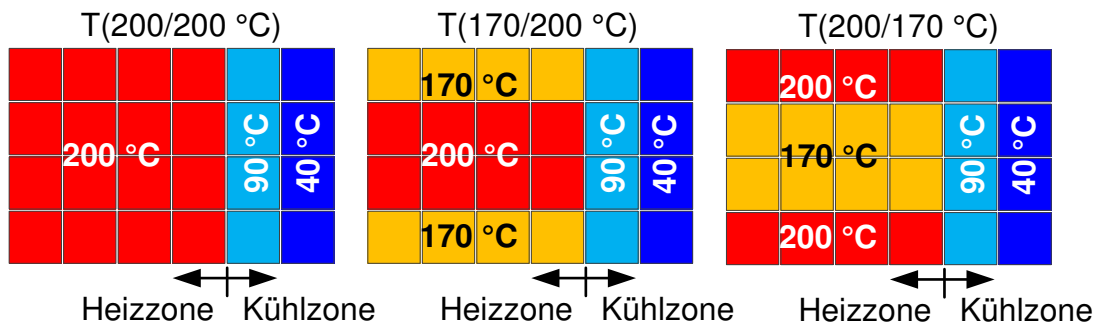


Abbildung 3.10: Temperaturprofile zur Druckerfassung

Als Referenz diente eine isotherme Temperatur von 200 °C in der Heizzone. Diese wurde mit zwei nicht isothermen Einstellungen verglichen. Zum einen wurden die beiden seitlichen Werkzeugränder mit 170 °C temperiert und die Einstellungen für die Werkzeugmitte blieben mit 200 °C unverändert. Zum anderen blieben die Parameter für die Ränder unverändert, wohingegen die Temperatureinstellung für die Werkzeugmitte auf 170 °C reduziert wurde. Unabhängig von den Heizonenparametern hat die Kühlzonentemperatur 90 °C bzw. 40 °C betragen. Dadurch haben stets isotherme Prozessbedingungen in Prozessrichtung vorgelegen. Für das Ober- und Unterwerkzeug wurden identisch Parameter angewendet. Zudem wurde der Druck ebenfalls für das nicht temperierte Werkzeug bei Raumtemperatur erfasst, um temperaturbedingten Verzug des Werkzeugs zu detektieren. Bei allen Versuchen wurde ein Prozessdruck von 15 bar gewählt, da dieser Wert im Optimierungsbereich der Sensorkalibrierungsfunktion liegt.

Um die Einflüsse der Imprägnierung auf die Druckverteilung aufzuzeigen, ist die Analyse mit dem Standard Laminataufbau durchgeführt worden. Der Laminataufbau wurde dabei bis in den Vorschub der Anlage eingelegt, so dass der Transport, im Gegensatz zu den Versuchen mit der Silikonfolie, automatisiert erfolgte. Der Folien-sack wurde im Laminat so positioniert, dass sich dieser bei Prozessbeginn komplett vor dem Presswerkzeug befand. Dadurch konnte sich ein konstanter Imprägnierungszustand im Vorfeld der Druckerfassung einstellen. Die Analyse erfolgte dabei ebenfalls für die drei in Abbildung 3.10 dargestellten Temperatureinstellungen. Die Wahl der Prozessgeschwindigkeit orientierte sich an der maximalen Geschwindigkeit, welche eine vollständige Imprägnierung des Laminats unter isothermen Temperatureinstellungen ermöglicht. Da die Prozessgeschwindigkeit über verschie-

dene Parameterkonfigurationen realisiert werden kann (vgl. Kapitel 2.2), wurde daher im Vorfeld eine Eingrenzung getroffen. Die Dauer für das Öffnen und Schließen des Presswerkzeugs wurde mit 3 Sekunden definiert und die Vorschubstrecke wurde auf 30 mm festgelegt. Somit konnte die Prozessgeschwindigkeit nur noch über die Presszeit variiert werden.

Basierend auf diesen Prozessparametern wurde anschließend die Grenzgeschwindigkeit mit dem Standard Laminataufbau experimentell determiniert. Hierfür wurden Organobleche mit unterschiedlichen Prozessgeschwindigkeiten zwischen 3 m/h und 15 m/h hergestellt und die Imprägnierungsqualität anhand von Mikroskopieaufnahmen von Schliffbildern überprüft (vgl. Abbildung 3.11).

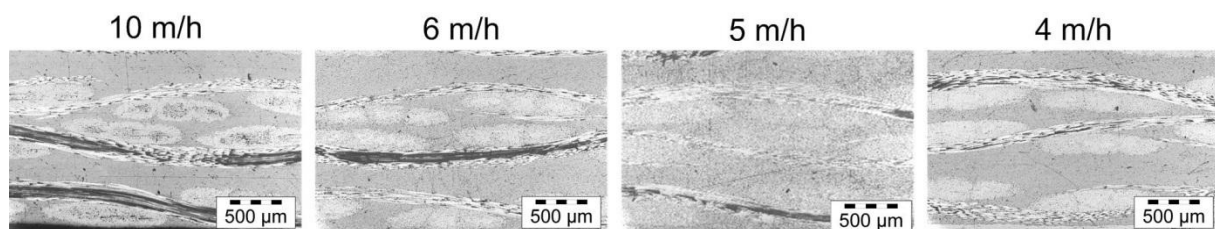


Abbildung 3.11: Definition der Prozessgeschwindigkeit für die Druckanalyse anhand vollständiger Imprägnierung

Anhand der Schliffbilder wurde die Grenzgeschwindigkeit bei 5 m/h definiert, da vollständige Imprägnierung erreicht war und auch für langsamere Prozessgeschwindigkeiten keine Steigerung der Laminatqualität festgestellt werden konnte. Hieran zeigt sich das langsame Imprägnierungsverhalten der ausgewählten Faser-Matrix Kombination. Sonst übliche Prozessgeschwindigkeiten für Polypropylen liegen bei ca. 10 m/h. Der Prozessdruck wurde erneut mit 15 bar gewählt. Tabelle 3.1 fasst die für die Versuchsdurchführung gewählten Parametereinstellungen zusammen.

Tabelle 3.1: Prozessparameter zur die Analyse der Druckverteilung

Parameter	Wert	Parameter	Wert
Hydraulikdruck	192 bar	Pressdauer je Zyklus	18 s
Pressdruck	15 bar	Dauer Öffnungs- und Schließbewegung	3 s
Vorschubbewegung	30 mm	Zyklusdauer	21 s
Prozessgeschwindigkeit	5 m/h		

3.2.3 Anlagebedingten Druckverteilung

Während der Druckanalyse mit der Silikonfolie wurden Messwerte für Temperatur und Druck an insgesamt 80 Stellen für jede Temperatureinstellung aufgezeichnet.

Demnach beruht die Auswertung auf einer umfangreichen Datenbasis. Der real wirkende Druck wurde anschließend mit der jeweiligen individuellen Kalibrierungsfunktion berechnet. Dabei ist an jedem Messpunkt der sich über die Dauer der Pressphase ergebende Mittelwert in die Berechnung eingeflossen.

Für die mit kaltem Werkzeug bei Raumtemperatur erfassten Werte mit Silikonfolie ergibt sich die in Abbildung 3.12 dargestellte Druckverteilung.

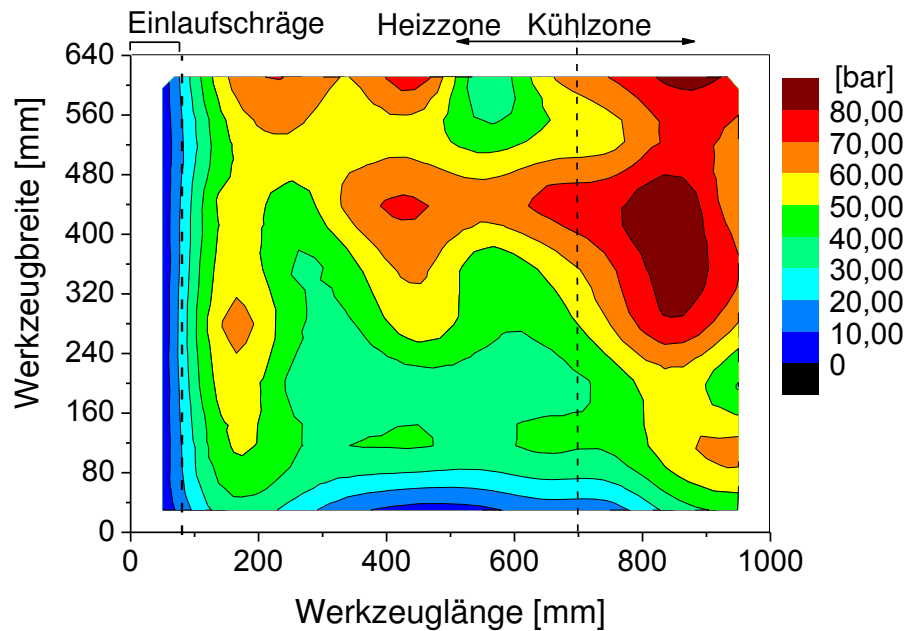


Abbildung 3.12: Gemessene Druckverteilung bei Raumtemperatur

Zur Interpretation der Ergebnisse sei angemerkt, dass die 2D-Interpolation der Messwerte softwareseitig nicht über den Messbereich hinaus möglich war. Deshalb ist zwar die gesamte Werkzeugfläche von 640x1000 mm dargestellt, aber die Randbereiche enthalten bei diesem und allen folgenden Druckverteilungsdiagrammen keine Werte und sind weiß abgebildet. Die Druckverteilung zeigt im Einlaufbereich des Werkzeugs einen langsamen Druckanstieg. Dieser wird durch eine über die ersten 80 mm ins Oberwerkzeug integrierte Formschräge von ca. 1 Grad bedingt (vgl. Abbildung 2.11). Diese sogenannte Einlaufschräge soll verhindern, dass der Pressdruck mit Beginn der Werkzeugfläche in vollem Umfang auf das Laminat appliziert und dieses dadurch beschädigt wird. Im restlichen Werkzeugbereich stellt sich ein mit zunehmender Werkzeuglänge (entsprechend dem gewählten Koordinatensystem) höherer Prozessdruck ein. Zudem ist klar zu erkennen, dass der höchste Druck in der Mitte der Kühlzone appliziert wird. Dies kann durch die Ausstattung der Anlage mit lediglich einem, mittig angeordneten Presszylinder erklärt

werden (vgl. Abbildung 2.11). Es werden Werte von über 80 bar erreicht, welche damit erheblich höher als der eingestellte Prozessdruck von 15 bar sind. Diese hohen Drücke sind auf die Verwendung der Silikonfolie zurückzuführen, welche den Druck aufgrund ihrer Elastizität zwar verteilt, aber dennoch keinen Druckausgleich über Fließvorgänge ermöglicht. Weiterhin stellt sich ebenfalls am hinteren Werkzeugrand (Werkzeugbreite 560 bis 640 mm) ein hoher Pressdruck von ca. 80 bar ein. Dies impliziert, dass die Presskraftaufbringung unsymmetrisch erfolgt.

Für isotherme Temperatureinstellungen von 200 °C resultiert die in Abbildung 3.13 gezeigte Druckverteilung für die Versuche mit Silikonfolie.

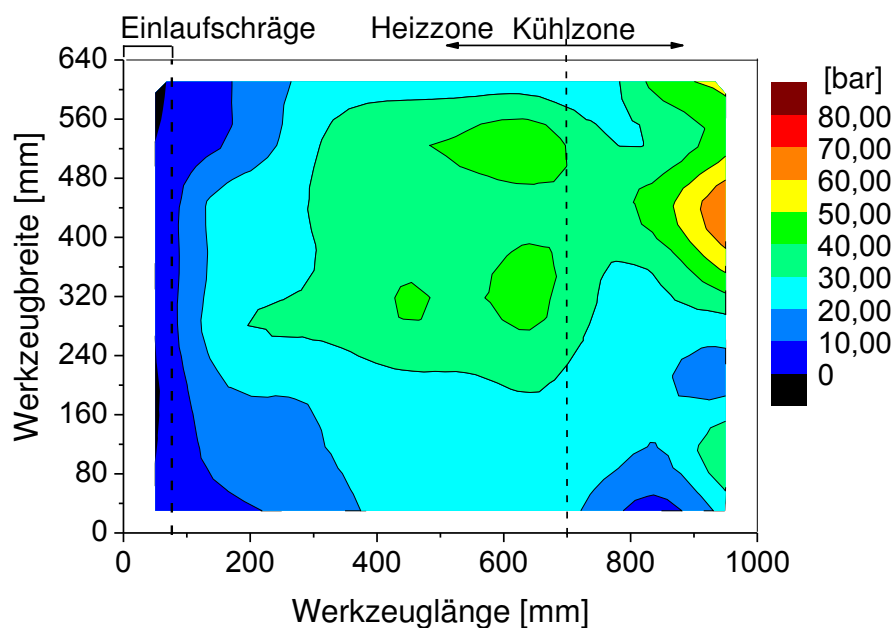


Abbildung 3.13: Gemessene Druckverteilung mit Silikonfolie für isotherme Temperatureinstellungen von 200 °C in der Heizzone

Die maximal auftretenden Prozessdrücke sind dabei erheblich niedriger als bei kaltem Werkzeug. Dies gilt ebenso für den durchschnittlich auf die Fläche wirkenden Druck. Eine mögliche Ursache besteht darin, dass die Messung mit kaltem Werkzeug außerhalb des Kalibrierungsbereichs der Sensoren (50 °C – 200 °C) erfolgte (vgl. Abbildung 3.7). Die auftretenden Abweichungen scheinen hierfür aber deutlich zu groß zu sein. Eine weitere Erklärung besteht im signifikanten Härteunterschied der Silikonfolie bei unterschiedlichen Temperaturen. Bei hohen Temperaturen ist die Silikonfolie erheblich weicher, so dass der Ausgleich der applizierten Kräfte besser möglich ist. Demnach wird weniger Presskraft auf den Sensoren abgebaut, die Messwerte fallen niedriger aus und die reale Druckverteilung wird besser repräsentieren. Trotz der großen absoluten Druckunterschiede zwischen den beiden Tem-

peratureinstellungen, zeigt sich für die Gesamtverteilung ein tendenziell vom Presse-einlauf zum -auslauf ansteigender Druck. Ebenso werden auch bei dieser Temperatureinstellung die höchsten Druckwerte in der Mitte sowie am hinteren Werkzeugrand (560 mm - 640 mm) in der Kühlzone erreicht. Dieser Effekt tritt gegenüber dem Messergebnis mit kaltem Werkzeug verstärkt auf. Somit konnten anhand der Messergebnisse zwar marginale Unterschiede zwischen Raumtemperatur und 200 °C identifiziert werden, jedoch tritt kein bedeutsamer Werkzeugverzug auf.

Die Auswertung der Druckverteilung mit den beiden inhomogenen Temperaturprofilen $T(170/200\text{ °C})$ und $T(200/170\text{ °C})$ zeigt ein ähnliches Bild, ohne signifikante Abweichungen zu den vorherigen Ergebnissen (vgl. Abbildung 3.14).

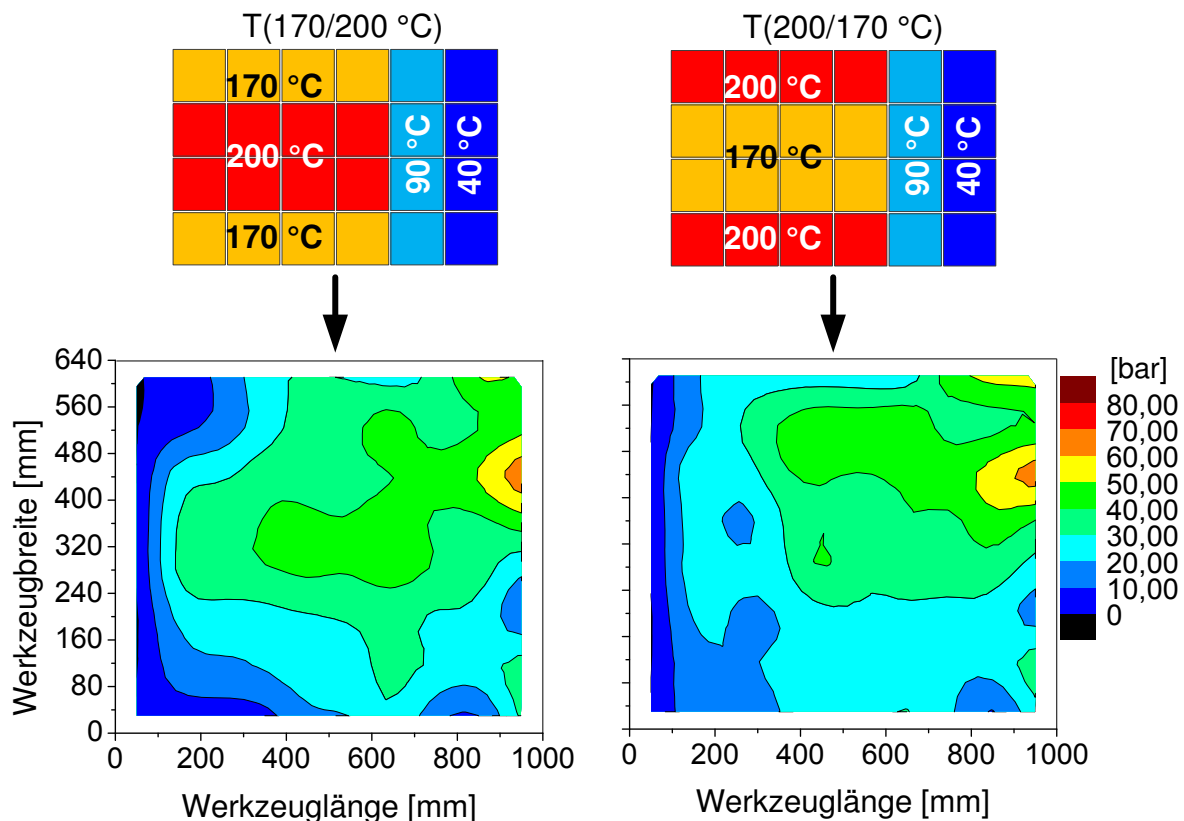


Abbildung 3.14: Druckverteilung für inhomogene Temperatureinstellungen erfasst mit Silikonfolie

Demnach besteht bei inhomogener Temperierung kein zusätzlicher Einfluss durch Werkzeugverzug, so dass für die nachfolgende Druckerfassung mit dem Laminat von gleichen Bedingungen für jede Temperatureinstellung ausgegangen werden kann.

Die Ergebnisse der anlagenbedingten Druckerfassung sind nachfolgende zusammengefasst:

- Der applizierte Prozessdruck nimmt vom Einlauf zum Auslauf stetig zu.
- Die höchsten Drücke wurden in der Werkzeugmitte (quer) gemessen. Dies konnte auf den mittig angeordneten Presszylinder zurückgeführt werden.
- Die Druckaufbringung erfolgt unsymmetrisch, d. h. der Druck im hinteren Werkzeugrand (Werkzeugbreite: 560 - 640 mm) ist stets höher als im vorderen Werkzeugrand (Werkzeugbreite: 0 - 80 mm).
- Es liegt kein thermischer Werkzeugverzug vor.

Insgesamt repräsentieren die gemessenen Druckverteilungen die anlagenbedingten Einflussgrößen, welche die imprägnierungsbedingten Einflüsse überlagern.

3.2.4 Auswertung der imprägnierungsbedingten Druckverteilung

Bei der Analyse der sich mit dem Laminat einstellenden Druckverteilung sind bedingt durch den automatisierten Vorschub die Druck- und Temperaturwerte an jeweils 264 Stellen im Werkzeug für jede Temperatureinstellungen gemessen worden. Analog zur Vorgehensweise mit der Silikonfolie, erfolgte anschließend die Berechnung des an jedem Messpunkt real wirkenden Drucks mit der jeweiligen individuellen Kalibrierungsfunktion. In die Berechnung ist dabei jeweils der sich über die Dauer der Pressphase ergebende Mittelwert eingeflossen.

Die Auswertung der während der Imprägnierung des Laminats gemessenen Druckverteilung beginnt mit der isothermen Heizzonentemperatur von 200 °C (vgl. Abbildung 3.15). Dabei werden deutliche Unterschiede zu den Messungen mit der Silikonfolie sichtbar. Für die komplette Werkzeugfläche zeigt sich eine inhomogene Druckverteilung mit einer stärkeren Aggregation in der Werkzeugmitte sowie in der Kühlzone. Der verstärkte seitliche Druckabfall kann dabei durch Polymer-Fließvorgänge im Laminat begründet werden, welche wegen des seitlich offenen Werkzeugs möglich sind (keine Tauchkante). Diese Vermutung wird durch die Differenz der Laminatdicke von ca. 0,1 mm zwischen Randbereich und Mitte untermauert. Insgesamt betrachtet ergibt sich ein zur Werkzeugmitte symmetrisches Druckprofil mit einem leicht höheren Druck am hintern Werkzeugrand (Werkzeugbreite: 560 mm – 640 mm). Für den Werkzeugeinlauf fällt der im Vergleich zu den Versuchen mit der Silikonfolie nochmals niedrigere Druck auf. Dieser Effekt ist insbesondere deswegen interessant, weil die Laminatdicke zu Prozessbeginn aufgrund der unvollständigen Imprägnierung erheblich größer ist. Dies verdeutlicht, dass die Fließvorgänge zur

Makroimprägnierung sehr schnell erfolgen, so dass kein Druck zwischen Ober- und Unterwerkzeug aufgebaut werden kann.

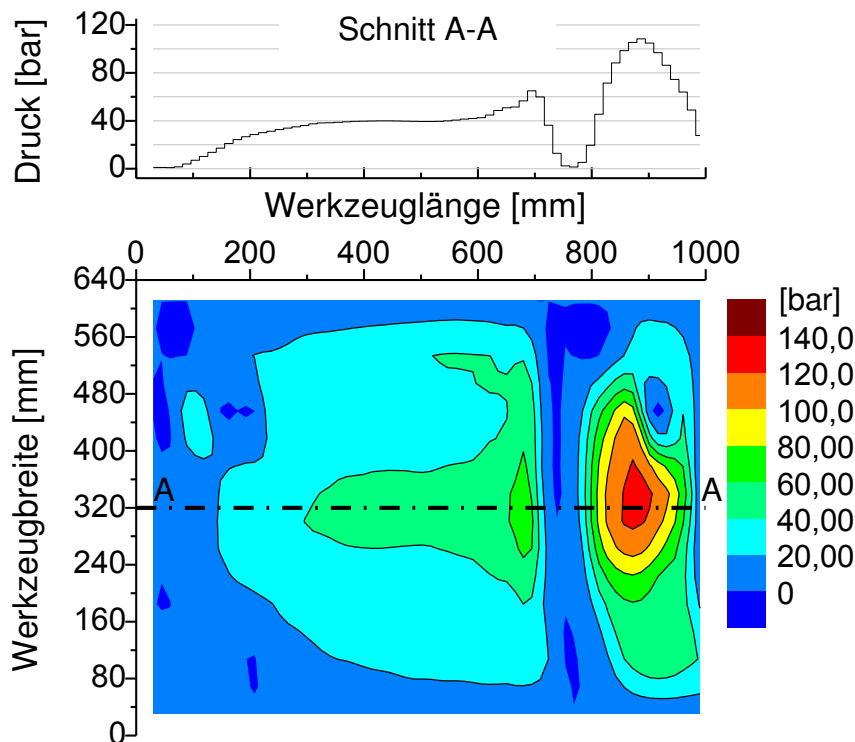


Abbildung 3.15: Durch die Imprägnierung beeinflusste Druckverteilung erfasst bei einer Heizzonentemperatur von 200 °C

Ein signifikanter Unterschied stellt der rapide Druckabfall zu Beginn der Kühlzone dar. Hierbei sinkt der Druck über die gesamte Werkzeugbreite und eine Strecke von ca. 80 mm auf nahezu Null bar ab. Demnach erfolgt die Abkühlung des Laminats in diesem Bereich unter minimalem Kompaktierungsdruck, weshalb Porenexpansion und Dekonsolidierungseffekte die Laminatqualität entscheidend beeinträchtigen können. Dies stellt damit ein für die Laminatqualität sehr entscheidendes Analyseergebnis dar. Um einen Messfehler als Ursachen für den Druckabfall ausschließen zu können, wurden das Messequipment und die Anlagentechnik hinsichtlich möglicher Einflussfaktoren untersucht. Für die Sensoren wurde das Verhalten bei plötzlicher Temperaturreduktion über einen Abschrecktest im Wasserbad analysiert. Für die Anlage wurde die Werkzeugebenheit im Übergangsbereich Heiz-Kühlzone mit einem Graphithaarlineal geprüft [116]. Beide Untersuchungen konnten keine Erklärung für den gemessenen Druckabfall geben, so dass die auftretende Laminatschwindung als mögliche Ursache identifiziert wurde. Hierdurch kommt es beim Abkühlen zu einer Reduktion der Laminatdicke. Da die Laminatschwindung auf die Kühlzone und ins-

besondere auf den Bereich der stärksten Abkühlung begrenzt ist, kann die Werkzeuggeometrie der Dickenreduktion nicht folgen und ein niedrigerer Druck wird auf das Laminat appliziert.

Die Ergebnisse der Druckmessung, welche mit den inhomogenen Temperatureinstellungen in der Heizzone erfasst wurden, zeigen ebenfalls einen abrupten Druckabfall zu Beginn der Kühlzone (vgl. Abbildung 3.16).

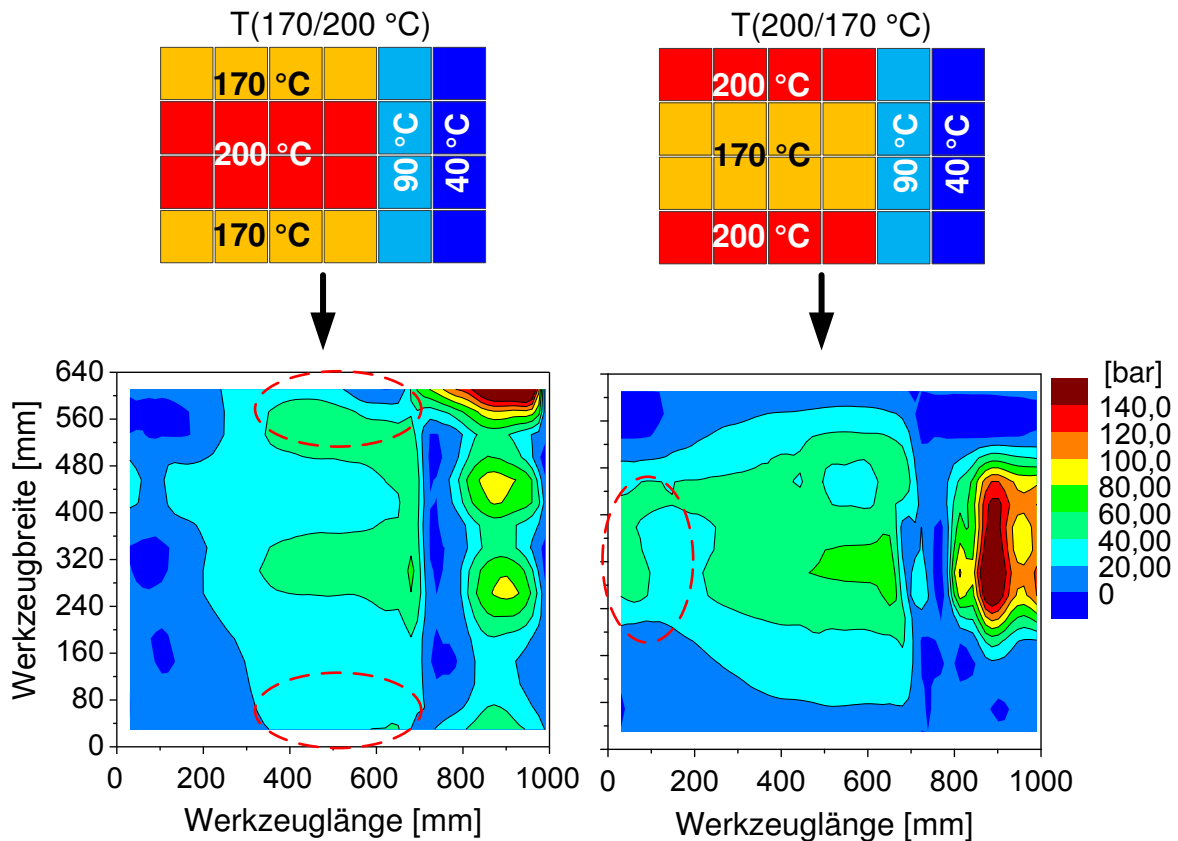


Abbildung 3.16: Einfluss einer inhomogenen Temperaturverteilung auf die Druckverteilung während der Imprägnierung

Daneben werden aber auch zwei deutliche Unterschiede gegenüber der Druckverteilung bei homogener Heizzonentemperatur sichtbar. Auffällig ist, dass die Druckverteilung der kälteren Randbereichseinstellung ($T(170/200\text{ °C})$) wesentlich homogener quer zur Prozessrichtung ist. Die resultierende Druckverteilung bei wärmerem Randbereich ($T(200/170\text{ °C})$) zeigt demgegenüber einen homogenen Verlauf in Prozessrichtung. Folglich beeinflusst eine inhomogene Temperatureinstellung nicht nur die Matrixviskosität, sondern bedingt auch die resultierende Druckverteilung. Anhand der Untersuchungsergebnisse kann gefolgert werden, dass eine lokal begrenzte, niedrigere Temperatureinstellung zu einer Drucksteigerung im selbigen Bereich führt. Ursache hierfür ist ein aufgrund der angestiegenen Matrix-

viskosität verlangsamter Imprägnierungsvorgang. Die Symmetrie der Druckverteilung zur Werkzeugmitte ist auch für die inhomogenen Temperatureinstellungen weitestgehend gegeben, wobei auch hierbei höhere Druckwerte am hinteren Werkzeugrand vorliegen.

Als Resümee der durchgeführten Druckerfassung ist herauszustellen, dass in der Intervallheißpresse unabhängig von den gewählten Temperatureinstellungen immer eine inhomogene Druckverteilung vorliegt. Dies impliziert, dass planares Polymerfließen wahrscheinlich ist, wodurch die Imprägnierung beeinflusst wird. Die Analyse hat weiterhin gezeigt, dass die sich einstellende Druckverteilung durch die gewählten Temperatureinstellungen beeinflusst wird. Eine im Vergleich zu den umliegenden Bereichen niedrigere Temperatur führt dabei zu einer Steigerung des Prozessdrucks. Für den Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone wurde zudem gezeigt, dass die temperaturbedingte Polymerschwindung zu einer rapiden Druckreduktion führt. Dies kann Porenwachstum und Dekonsolidierung verursachen.

3.3 Planare Fließvorgänge des Matrixmaterials

In der Literatur werden planare Fließvorgänge des Polymers parallel zur Ausrichtung der Verstärkungsfasern als eine Möglichkeit zur Beschleunigung des Imprägnierungsprozesses identifiziert [11, 12]. Diese Fließvorgänge werden durch einen Druck- und/oder Temperaturgradient im Presswerkzeug erzeugt. Dementsprechend sind die notwendigen Voraussetzungen durch die im Intervallheißpressprozess vorliegenden Prozessbedingungen erfüllt. Gegenstand des Kapitels ist daher die experimentelle Analyse der im Laminat auftretenden planaren Fließvorgänge für verschiedene Druck- und Temperaturprofile, um die prinzipielle Möglichkeit einer beschleunigten Imprägnierung nachzuweisen.

Für die Erfassung der auftretenden Polymerfließvorgänge sind erneut Organobleche mit dem Standard-Laminataufbau (vgl. Kapitel 3.1) hergestellt worden. Dabei wurde jeweils eine äußere Gewebelage mit einem grün eingefärbten Polypropylenfaden⁵ versehen. Der Faden wurde in einem regelmäßigen Muster in Prozessrichtung und quer dazu in das Gewebe eingeflochten, um Polymerfließen in beide Richtungen aufzuzeigen (vgl. Abbildung 3.17). Für die Herstellung wurden die identischen Prozessparameter wie bei der Druckanalyse verwendet und Organobleche mit den drei Tem-

⁵ Das Ergebnis der DSC-Messung des Polypropylen Fadens befindet sich im Anhang.

peratureinstellungen ($T(170/200\text{ °C})$, $T(200/200\text{ °C})$ und $T(200/170\text{ °C})$) hergestellt (vgl. Kapitel 3.2.2). Hierdurch war die direkte Korrelation mit den gemessenen Temperatur- und Druckverteilungen möglich. Um die während der Herstellung auftretenden Polymerfließvorgänge für die unterschiedlichen Stadien im Prozess aufzuzeigen, wurde allerdings der Herstellungsprozess unterbrochen, sobald sich das Muster aus grünen Polypropylenfäden komplett im Presswerkzeug befand. Das Laminat wurde anschließend mit mehreren aufeinanderfolgenden Vorschubzyklen aus der Presse befördert und die Solidifikation erfolgte außerhalb des Presswerkzeugs. Dadurch haben sich die unterschiedlichen Stadien der Polymerfließvorgänge im Laminat abgezeichnet (vgl. Abbildung 3.17).

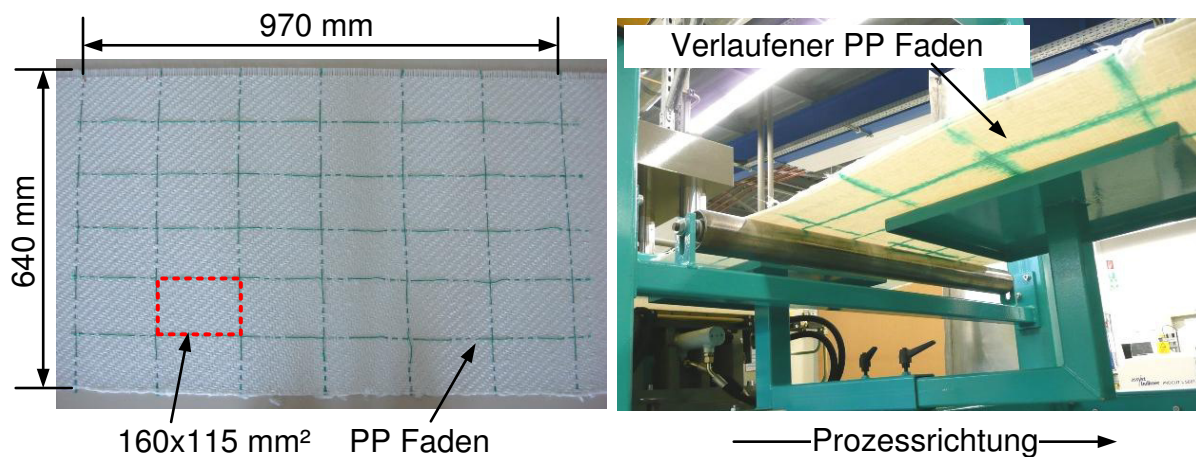


Abbildung 3.17: Erfassung planarer Fließvorgänge mit ins Laminat eingeflochtenem grünen Polypropylenfaden

Für die Auswertung wurden die resultierenden Organobleche mit einem Auflichtscanner digitalisiert und in monochrome Bilder umgewandelt. Abbildung 3.18 veranschaulicht die für die homogene Temperatureinstellung $T(200/200\text{ °C})$ resultierenden Fließvorgänge. Durch das eingefärbte Polymer wird dabei sichtbar, dass die Fließstrecke mit zunehmender Verweildauer im Presswerkzeug (= zunehmende Position im Presswerkzeug) ebenfalls zunimmt. Ausgehend von der ursprünglichen Position des Polypropylenfadens treten dabei Fließvorgänge in alle Richtungen auf. Jedoch sind eindeutige Vorzugsrichtungen zu erkennen. Die längsten und deutlichsten Fließvorgänge treten entgegen der Prozessrichtung sowie von der Werkzeugmitte ausgehend jeweils zu den seitlichen Werkzeugrändern auf (vgl. großer Ausschnitt Abbildung 3.18). Dabei zeigen sich deutliche Fließwege zwischen den einzelnen Faserbündeln. In Prozessrichtung treten die Verfärbung dagegen diffus und verschwommen auf, d. h. es finden keine ausgeprägten Fließvorgänge statt.

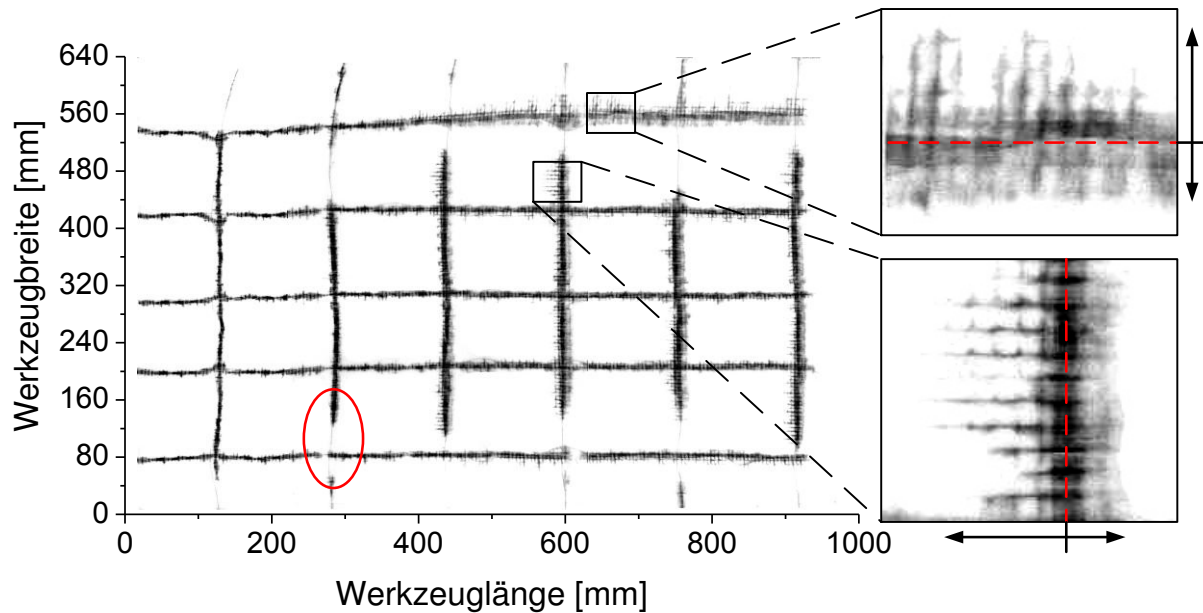


Abbildung 3.18: Polymerfließvorgänge für das Temperaturprofil T(200/200 °C)

Weiterhin ist auffällig, dass die seitlichen Fließeffekte für die Werkzeugbreite zwischen 480 mm und 640 mm stärker ausgeprägt sind, als am gegenüberliegenden Werkzeugrand (0 mm bis 160 mm). Die Ursache hierfür ist die in Kapitel 3.2.3 identifizierte unsymmetrische Druckverteilung, welche durch den höheren Prozessdruck im Bereich von 480 mm bis 640 mm sichtbar wird. Die quer zur Prozessrichtung integrierten Polypropylenfäden weisen bei einer Werkzeugbreite von ca. 100 mm und ca. 500 mm teilweise Lücken auf (vgl. rote Markierung in Abbildung 3.18). Dieses grundsätzliche Phänomen zeigt sich auch bei den Versuchen mit den anderen Temperaturprofilen. Die Lücken sind darauf zurückzuführen, dass das eingesetzte Fadenmaterial eine leichte Verstreckung zur Steigerung der Festigkeit aufweist. Dadurch hat sich der Faden bei der Erwärmung vor dem vollständigen Aufschmelzen zusammengezogen (Relaxation) und ist gerissen, so dass in den Lücken kein Polypropylenfaden mehr vorgelegen hat.

Als Zwischenfazit kann für die bisherige Analyse festgehalten werden, dass ausgeprägte Fließvorgänge für eine homogene Heizzonentemperatur von 200 °C vorliegen. Durch die eindeutige Ausrichtung entgegen und quer zur Prozessrichtung ist die Beschleunigung der Imprägnierung dadurch prinzipiell möglich.

Beim Vergleich mit der homogenen Temperatureinstellung hat die Analyse ein unterschiedliches planares Fließverhalten des Polymers für das Temperaturprofil

T(200/170 °C) gezeigt. In der Mitte war nahezu kein Verlaufen des Polymerfadens festzustellen. Dafür war das Polymerfließen im Randbereich stärker ausgeprägt, d. h. es fanden deutliche Polymerfließvorgänge in seitlicher Richtung statt (vgl. großer Ausschnitt Abbildung 3.19). Fließvorgänge entgegen der Prozessrichtung waren demgegenüber weniger stark ausgeprägt und nur im Randbereich sichtbar. Die vorliegenden Fließvorgänge und die resultierende Druckverteilung bedingen sich bei den verwendeten Prozessparametern gegenseitig. Durch die höhere Temperatur im Randbereich ist eine schnellere Imprägnierung als in der Werkzeugmitte möglich. Zudem wird seitliches Polymerfließen begünstigt. In beiden Fällen führt dies zu einer beschleunigten Dickenabnahme des Laminats, wodurch der Druck in der Werkzeugmitte erhöht wird. Daraus resultiert wiederum ein stärkerer Druckgradient, wodurch seitliche Fließvorgänge unterstützt werden.

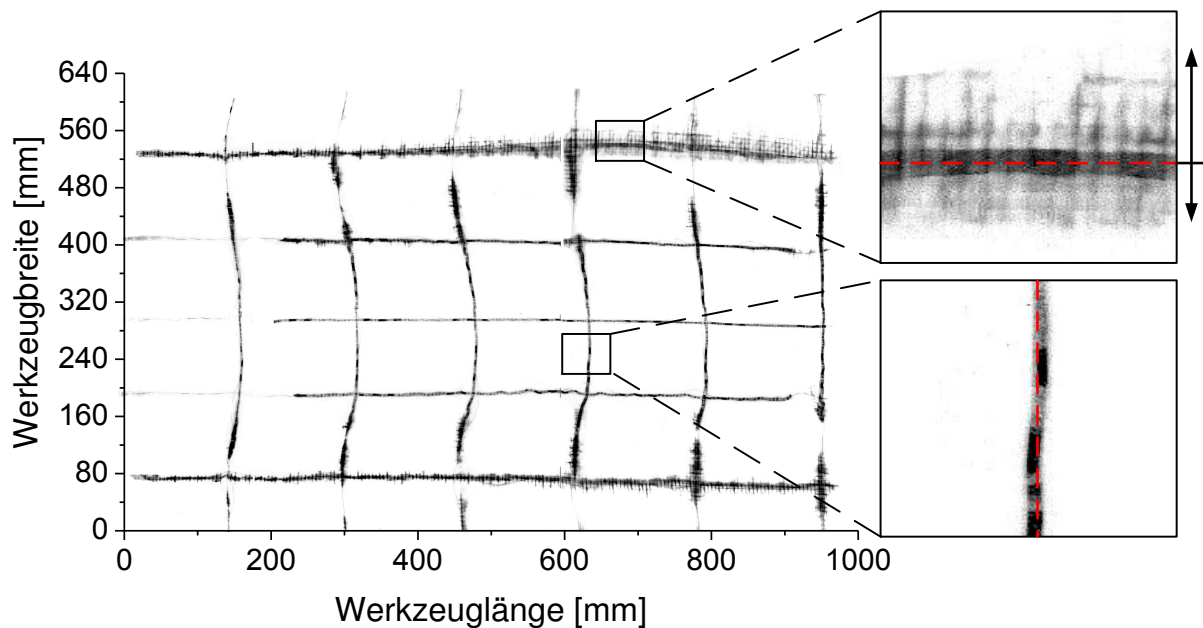


Abbildung 3.19: Polymerfließen für die Temperatureinstellung T(200/170 °C)

In Abbildung 3.19 ist zudem an den in Prozessrichtung gekrümmten Polymerfäden in der kälteren Werkzeugmitte zu erkennen, dass das Laminat in diesem Bereich eine stärkere Vorschubbewegung erfahren hat, als das Material an den Rändern. Ursache hierfür ist die größere Materialdicke in der Werkzeugmitte, welche durch die am Rand auftretenden seitlichen Fließvorgänge bedingt wird. Dadurch wird das Organoblech vom parallel schließenden Abzug lediglich in der Mitte geklemmt. Als Folge dessen wird die Gewebestruktur bei der Vorschubbewegung deformiert.

Die vorliegenden Fließvorgänge für die Temperatureinstellungen $T(170/200\text{ °C})$ sind in Abbildung 3.20 dargestellt. Daran zeigt sich ein inverses Bild zur Temperatureinstellung mit kälterer Werkzeugmitte (vgl. Abbildung 3.19). Die Fließvorgänge sind in der Werkzeugmitte stärker ausgeprägt als am Werkzeugrand. Dabei liegt die bevorzugte Fließrichtung ebenfalls entgegen der Prozessrichtung vor. Weiterhin hat die Auswertung gezeigt, dass seitliches Polymerfließen in Richtung Werkzeugmitte stattfindet. Da Polymerüberschuss in der Werkzeugmitte nicht aus der Kavität fließen kann, ist das Fließverhalten nur möglich, wenn die Laminatdicke in der Werkzeugmitte geringer ist als am Rand. Daher muss die Imprägnierung in diesem Bereich schneller ablaufen.

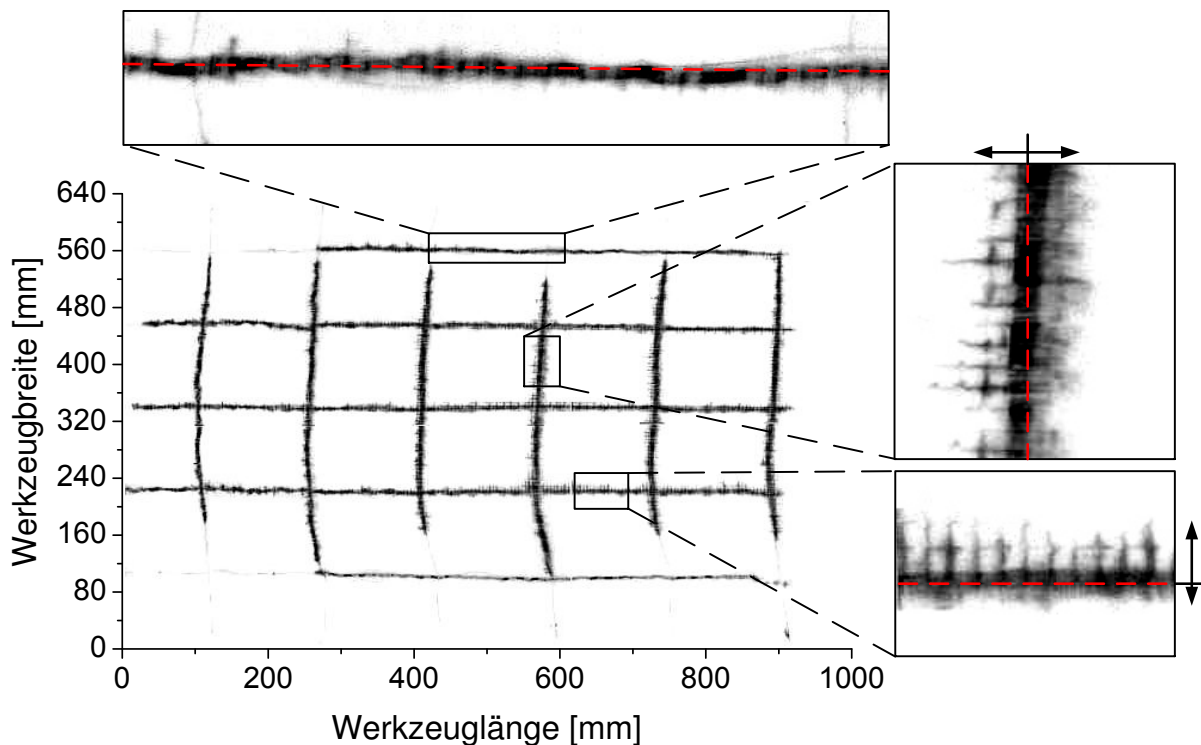


Abbildung 3.20: Polymerfließen für die Temperatureinstellung $T(170/200\text{ °C})$

Die sich für die unterschiedlichen Parameter einstellenden planaren Fließvorgänge sind in Abbildung 3.21 zusammengefasst. Werden diese Ergebnisse auf die reale Organoblechherstellung übertragen, ist von einer beschleunigten Imprägnierung auszugehen (vgl. Kapitel 1.2) [11, 12]. Diese beschleunigende Wirkung ist jedoch für die unterschiedlichen Temperatureinstellungen differenziert zu betrachten. Für isotherme Temperatureinstellungen in der Heizzone $T(200/200\text{ °C})$ sowie für eine höhere Randtemperatur $T(200/170\text{ °C})$ liegt planares Polymerfließen entgegen und quer zur Prozessrichtung vor. Der Polymerfluss ist dabei jeweils in Richtung der Werkzeugränder orientiert. Dies impliziert eine positive Wirkung auf die Imprägnierung.

nierungsgeschwindigkeit in beiden Richtungen. Für einen kälteren Randbereich $T(170/200\text{ °C})$ liegt ebenfalls planares Polymerfließen in beide Richtungen vor. Allerdings weist der Polymerfluss quer zur Prozessrichtung eine Orientierung zur Werkzeugmitte auf. Da für die Imprägnierungsbeschleunigung neben der schnelleren Infiltration der Faserbündel auch die Verdrängung der im Laminat eingeschlossenen Luft eine wichtige Rolle spielt, wird hierfür eine negative Wirkung prognostiziert. Für die Temperatureinstellung $T(170/200\text{ °C})$ ist davon auszugehen, dass lediglich die Imprägnierung der Faserbündel mit einer Ausrichtung in Prozessrichtung (0°) schneller erfolgt. Demgegenüber wird die Luftverdrängung zu einem seitlich offenen Werkzeugkante durch die höhere Viskosität und Packungsdichte am Rand behindert. Als Konsequenz wird für diese Prozessbedingungen kein positiver Einfluss auf die Organoblechqualität abgeleitet.

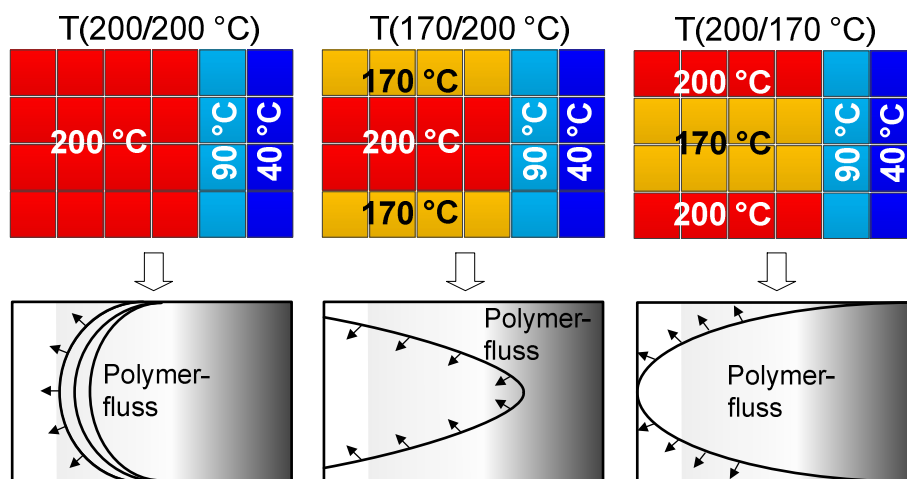


Abbildung 3.21: Planares Polymerfließen für verschiedene Temperaturprofile

3.4 Imprägnierungsqualität im Einlaufbereich der Intervallheißpresse

Im vorherigen Kapitel sind planare Polymerfließvorgänge für den Organoblechherstellungsprozess in der Intervallheißpresse nachgewiesen worden. Es wurde gezeigt, dass unterschiedliche Temperatureinstellungen zu unterschiedlich orientierten Fließvorgängen führen. Ziel der nachfolgenden Untersuchung war daher die Überprüfung der resultierenden Imprägnierungsgeschwindigkeit in der Intervallheißpresse in Abhängigkeit von den Temperatureinstellungen. Dabei wurde der Fokus auf die Analyse des Einlaufbereichs gelegt.

Für die Analyse der im Einlaufbereich vorliegenden Imprägnierungsqualität wurden erneut Organobleche mit der Intervallheißpresse hergestellt. Dafür wurden vier Temperatureinstellungen definiert, welche hinsichtlich der Temperaturverteilung prinzipiell

identisch zu denen in Kapitel 3.2.2 sind. Die Einstellungen wurden so gewählt, dass die Temperatur in der Werkzeugmitte konstant war und die Werkzeugrandtemperatur von 170 °C bis 210 °C variiert worden ist (vgl. Abbildung 3.22).

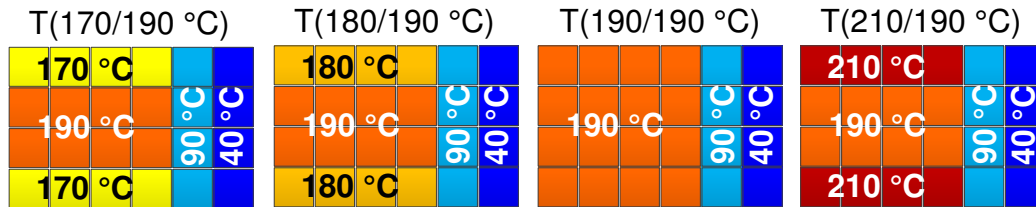


Abbildung 3.22: Temperatureinstellungen für die Probenherstellung zur Ermittlung der Laminatqualität

Der Prozessdruck wurde gegenüber den vorherigen Versuchen (vgl. Kapitel 3.2) von 15 bar auf 20 bar erhöht. Die übrigen Prozessparameter blieben dagegen unverändert bestehen. Eine Zusammenfassung der Prozessparameter ist in Tabelle 3.2 gegeben.

Tabelle 3.2: Prozessparameter zur Analyse der Imprägnierungsqualität

Parameter	Wert	Parameter	Wert
Hydraulikdruck	256 bar	Pressdauer je Zyklus	18 s
Pressdruck	20 bar	Dauer Öffnungs- und Schließbewegung	3 s
Vorschubbewegung	30 mm	Zyklusdauer	21 s
Prozessgeschwindigkeit	5 m/h		

Bei der Organoblechherstellung wurde erneut der dabei vorliegende Prozessdruck erfasst. Um den Aufwand für die Kalibrierung und die Auswertung zu minimieren, wurde die im Einlaufbereich weitgehend vorliegende Symmetrie der Druckverteilung zur Werkzeugmitte (vgl. Kapitel 3.2.3) genutzt und der Druck lediglich in einer Werkzeughälfte mit vier Sensoren gemessen. Der restliche Aufbau entsprach dem in Kapitel 3.2.2 Beschriebenen.

Die Analyse und Bewertung der Imprägnierungsqualität erfolgte nach dem derzeitigen Stand der Technik mit Schlibfbildern von Proben. Dabei war für die hier durchgeführte Untersuchung der Imprägnierungszustand im Einlaufbereich der Intervallheißpresse von Interesse. Demnach konnten Proben, welche die Anlage komplett durchlaufen haben, nicht für die Analyse herangezogen werden. Als Konsequenz erfolgte die Herstellung der Organobleche nach der folgenden Vorgehensweise: Der Film-Stacking Aufbau wurde so in die Presse eingelegt, dass sich der Foliensack

inklusive Sensoren vor dem Presseneinlauf befand. Anschließend erfolgte die Herstellung mit automatisiertem Vorschub. Nachdem die Sensoren den Prozessdruck erfasst hatten und der Sensorsack das Werkzeug komplett durchlaufen hatte, wurde der Presszyklus während eines Öffnungshubs unterbrochen und das nicht durch den Sensorsack beeinflusste Laminat händisch aus dem Presswerkzeug gezogen. Dieses Vorgehen stellte die einzige Möglichkeit für die Analyse der während des Prozesses vorliegenden unterschiedlichen Imprägnierungsstadien dar. Die Abkühlung erfolgte demnach an der Umgebungsluft ohne Applikation von Druck und ohne aktive Kühlung. Nachteilig daran ist, dass es zur Dekonsolidierung kommt, wodurch lediglich gravierende Unterschiede in der Imprägnierungsqualität festgestellt werden können. Die präzise Analyse der unterschiedlichen Imprägnierungsstadien sowie des Porengehalts sind demgegenüber mit dieser Methode nicht möglich.

Für die Evaluierung der Imprägnierungsqualität wurden Proben an drei Positionen quer zur Prozessrichtung (Reihe 1 - Reihe 3) nach einer Imprägnierungsstrecke von 200 mm entnommen (vgl. Abbildung 3.23).

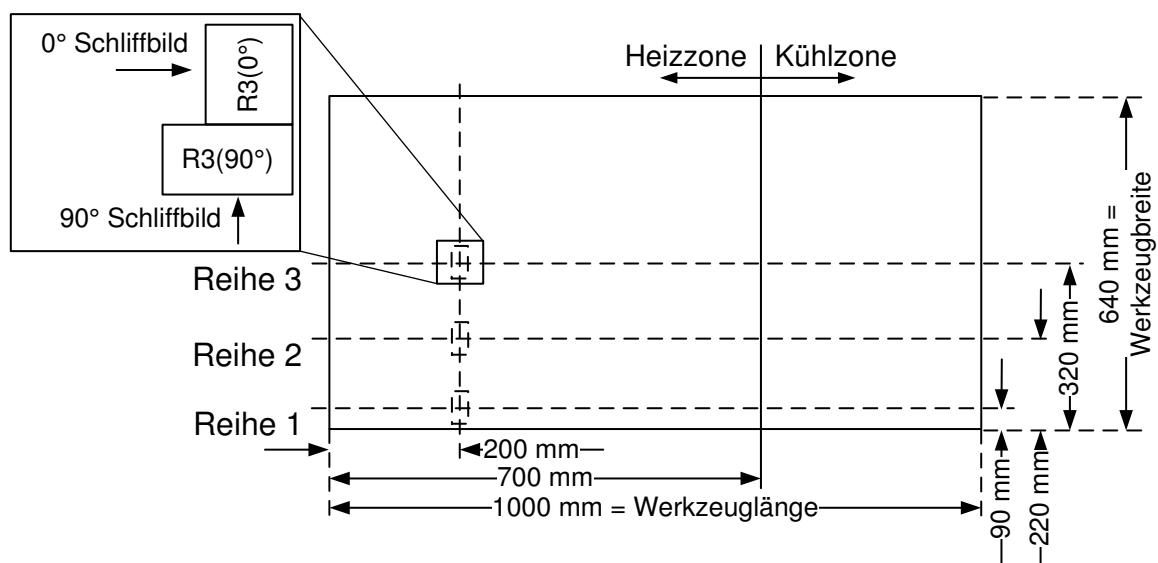


Abbildung 3.23: Probenentnahme für die Bewertung der Imprägnierungsqualität

Reihe 1 befand sich im Randbereich des Werkzeugs mit einer geringen Entfernung zur seitlich offenen Werkzeugkavität. Demgegenüber war Reihe 3 genau in der Werkzeugmitte positioniert. An dieser Stelle sind für alle Temperatureinstellungen stets die höchsten Drücke auf das Material appliziert worden sind. Zudem konnten theoretisch keine Polymer-Fließvorgänge quer zur Prozessrichtung auftreten, da an dieser Position kein seitlicher Druckgradient vorlag (vgl. Kapitel 3.2.4). Reihe 2 war

100 mm von der Werkzeugmitte entfernt positioniert. Die Entnahmepositionen waren bei allen, mit den vier Temperatureinstellungen hergestellten, Organoblechen identisch.

An den drei Positionen wurden jeweils 2 Proben entnommen, um Schliffbilder in Prozessrichtung (0° Schliffbild) und quer zur Prozessrichtung (90° Schliffbild) anzufertigen (vgl. Abbildung 3.23). Dadurch konnte die Mikroimprägnierung der unterschiedlich orientierten Faserbündel jeweils in der senkrechten Draufsicht beurteilt werden. Der Vergleich der Imprägnierungsqualität ermöglichte dabei die Identifikation inhomogener Imprägnierungsgeschwindigkeiten im Laminat. Lag bei der Herstellung kein Unterschied in der Imprägnierungsgeschwindigkeit vor, haben die Schliffbilder einen vergleichbaren Porengehalt aufgewiesen. War demgegenüber die Geschwindigkeit der Faserbündel-Imprägnierung in eine Richtung bevorzugt, sind gravierende Unterschiede aufgetreten.

Entsprechend der sich ergebenden Nomenklatur aus Reihe (1-3), Analyserichtung (0° und 90°) und Temperaturprofil (vgl. Abbildung 3.22) sind die Schliffbilder bei der folgenden Auswertung mit z. B. R1(0°)-190/190 bezeichnet. Die Auswertung hat dabei einen signifikanten Einfluss der unterschiedlichen Temperaturprofile auf die Imprägnierungsqualität gezeigt.

Für die Schliffbilder der Organobleche mit den kälteren Randtemperatureinstellungen ($T(170/190^\circ\text{C})$) liegen deutliche Unterschiede im Bereich der Mikroimprägnierung zwischen die beiden Analyserichtungen vor (vgl. Abbildung 3.24). Die 0° Faserbündel in sind vollständig imprägniert, wohingegen bei den 90° Faserbündeln der Kernbereich nicht imprägniert ist. Ursache hierfür sind die vorliegenden Druck- und Temperaturprofile in der Einlaufzone. Diese erzeugen Polymerfließvorgänge primär entgegen der Prozessrichtung (vgl. Abbildung 3.21) und beeinflussen die Luftverdrängung. Weiterhin verdeutlicht Abbildung 3.24, dass für die 0° und die 90° Proben jeweils ein identischer Imprägnierungszustand quer zur Prozessrichtung resultiert. Dies entspricht insbesondere im Randbereich (Reihe 1) nicht den Erwartungen, da das Laminat dort einer um 20 K niedrigeren Temperatur als in der Werkzeugmitte ausgesetzt war. Demnach hätte für Reihe 1 eine schlechtere Imprägnierungsqualität als bei den Proben von Reihe 2 und 3 vorliegen müssen. Ferner wird durch die bereits im Einlaufbereich nahezu vollständig abgeschlossene Imprägnierung der 0°

Faserbündel die Effektivität und das Potential der planaren Imprägnierung verdeutlicht.

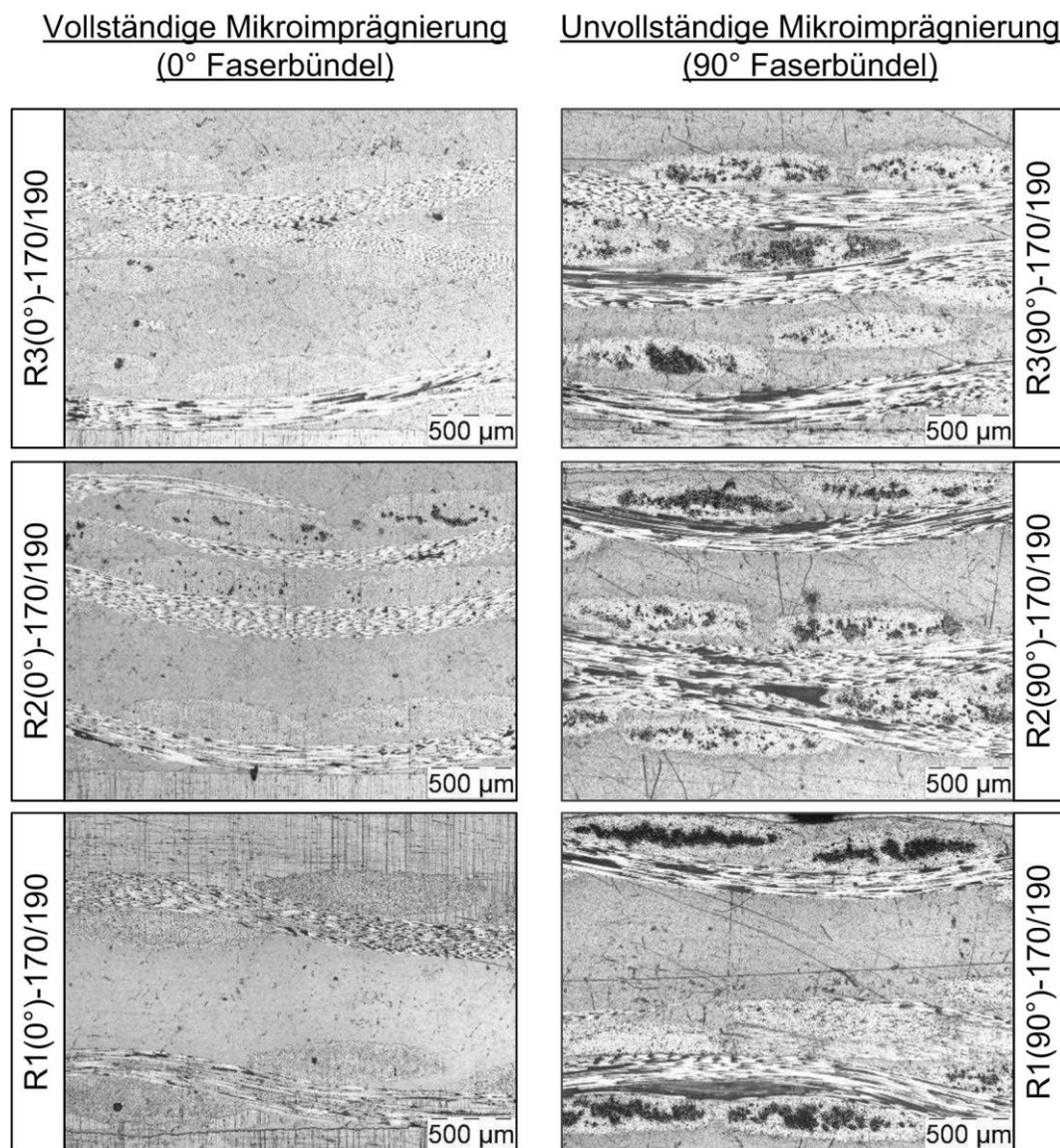


Abbildung 3.24: Vergleich der Imprägnierungsqualität im Einlaufbereich der Intervallheißpresse für das Temperaturprofil T(170/190 °C)

Für das Temperaturprofil T(180/190 °C) wurde ebenfalls eine deutlich bessere Mikroimprägnierungsqualität für die 0° Faserbündel gegenüber den 90° Faserbündeln festgestellt. Abbildung 3.25 stellt die Schliffbilder für Reihe 1 und Reihe 3 mit dem zugehörigen Druckprofil dar. An dem Druckprofil zeigt sich, dass bereits der geringe Temperaturunterschied von 10 K zwischen Werkzeugrand und Werkzeugmitte zu einer homogenen Druckverteilung quer zur Prozessrichtung im Einlaufbereich führt (vgl. auch Abbildung 3.16). Demnach sind auch bei diesem Temperaturprofil die primär entgegen der Prozessrichtung vorliegenden Polymerfließvorgänge sowie die

über die gesamte Werkzeugbreite vor. Dieser Zusammenhang wurde bereits in der Literatur anhand theoretischer Überlegungen prognostiziert [17].

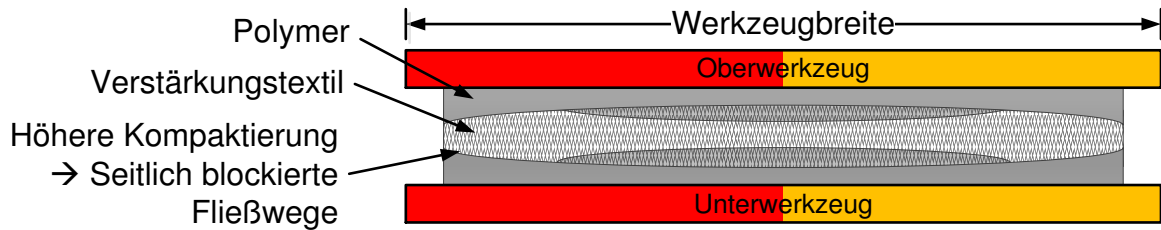


Abbildung 3.26: Einfluss einer im Randbereich geringerer Temperatur bzw. eines höheren Drucks auf die Luftverdrängung.

Bei der Analyse des homogenen Temperaturprofils $T(190/190\text{ °C})$ sowie des Temperaturprofils mit höherer Randtemperatur $T(210/190\text{ °C})$ konnte kein Unterschied zwischen der Imprägnierungsqualität in 0° und in 90° festgestellt werden (vgl. Abbildung 3.27).

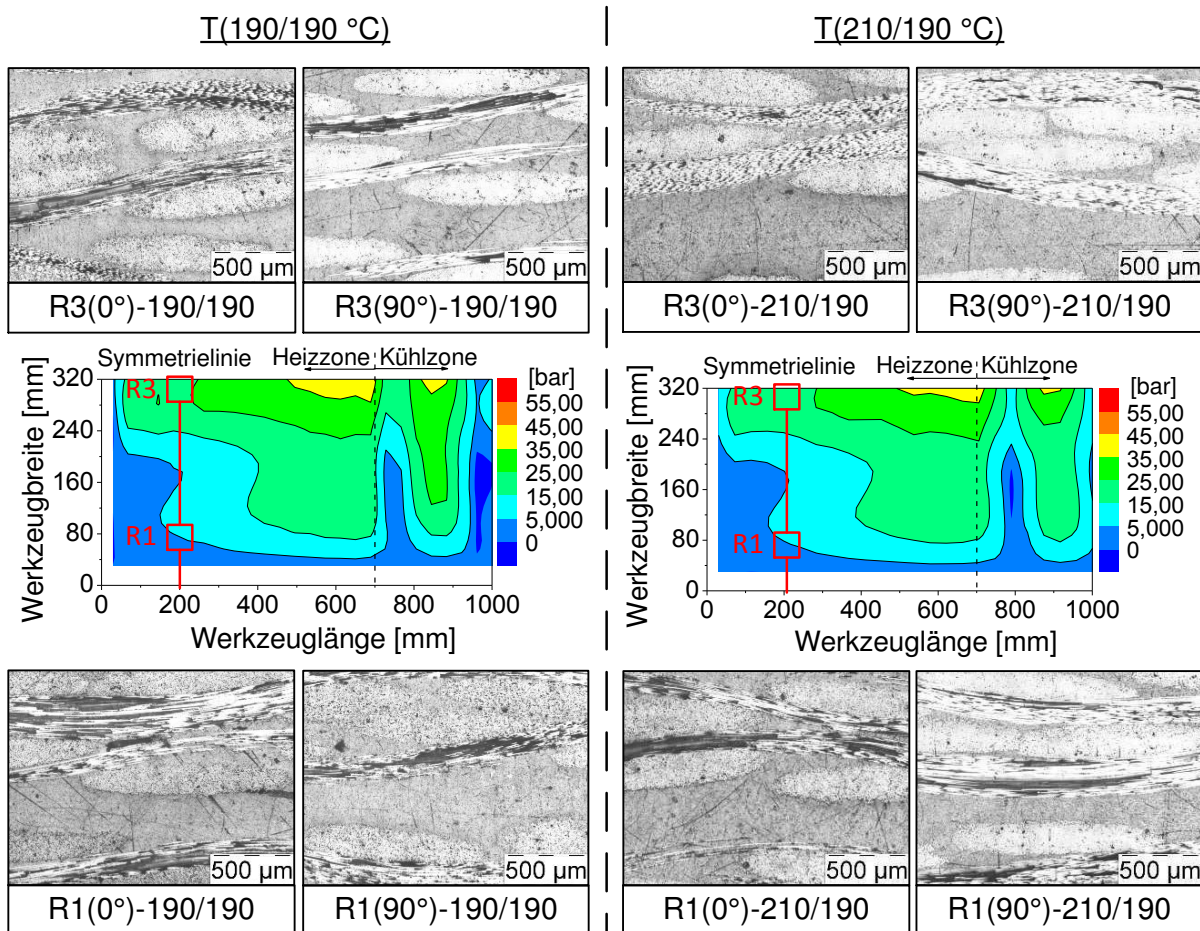


Abbildung 3.27: Einheitliche Imprägnierungsqualität in 0° und 90° Richtung für homogene Temperatureinstellungen und wärmere Randbereichstemperaturen

Die Ursache hierfür wird anhand der herrschenden Druckverteilungen deutlich. Für beide Temperatureinstellungen steigt der Druck von der Einlaufseite und von den Werkzeugrändern zur Werkzeugmitte zunehmend an, so dass Polymerfließvorgänge in 0° und 90° vorliegen. Diese führen zu einer schnelleren Imprägnierung und zu einer begünstigten Luftverdrängung in beiden Richtungen (vgl. Abbildung 3.27).

Die im Rahmen der Analyse festgestellten Ergebnisse hinsichtlich der Imprägnierungsgeschwindigkeit in der Intervallheißpresse sind nachfolgend zusammengefasst:

- Für eine niedrigere Randtemperatur ($T(170/190\text{ °C})$ und $T(180/190\text{ °C})$) erfolgt die Imprägnierung der 90° Faserbündel langsamer als der 0° Faserbündel. Ursache hierfür sind die nur entgegen der Prozessrichtung vorliegenden Polymerfließvorgänge und die erschwerte seitliche Luftverdrängung aus dem Textil. Folglich ist für die Organoblechherstellung von einer solchen Parameterwahl meistens abzuraten. Der einzige positive Nebeneffekt besteht darin, dass durch den reduzierten Polymerfluss zum seitlich offenen Werkzeugrand, eine über die Organoblechbreite gleichmäßigere Laminatdicke resultiert.
- Für homogene Temperatureinstellungen ($T(190/190\text{ °C})$) und für höhere Randtemperaturen $T(210/190\text{ °C})$ sind keine Unterschiede in der Imprägnierungsgeschwindigkeit vorhanden, da Polymerfließvorgänge in 0° und 90° Richtung vorliegen. Zudem wird die seitliche Luftverdrängung durch die niedrigere Matrixviskosität und den geringeren Druck begünstigt.

Die Ergebnisse verdeutlichen, dass eine eindeutige Korrelation zwischen Temperatureinstellungen und deren Einfluss auf die Imprägnierungsgeschwindigkeit in 0° und 90° festgestellt wurde. Die theoretische Vorteilhaftigkeit planarer Fließvorgänge, die praktischen Ergebnisse zur Fließfront und die vorliegenden Imprägnierungsunterschieden legen zudem den positiven Einfluss einer höheren Werkzeugrandtemperatur auf den Herstellungsprozess nahe. Dennoch kann keine definitive Aussage über die imprägnierungsbeschleunigende Wirkung der vorliegenden Prozessbedingungen gegenüber einer isobaren, ausschließlich in Dickenrichtung ablaufenden Imprägnierung abgegeben werden. Die Imprägnierungsunterschiede zwischen 0° und 90° könnten ebenfalls durch eine verlangsamte Imprägnierung in 90° bedingt sein. Dementsprechend sind weitere grundlegende Untersuchungen zum Einfluss planarer Fließvorgänge auf die Imprägnierungsgeschwindigkeit erforderlich.

4 Optimierung der Organoblechherstellung mit der Intervallheißpresse

Ziel der Prozessoptimierung ist die weiterführende Analyse und gezielte Nutzung der in Kapitel 3 identifizierten Verbesserungspotentiale. Dadurch ist eine Grundlage für die Beschleunigung des Herstellungsprozesses und die Verbesserung der Laminatqualität gelegt. Der Einfluss planarer Polymerfließvorgänge auf die Imprägnierungsgeschwindigkeit wird mit einem Ersatzprozess analysiert. Die Entwicklung des dafür verwendeten statischen Pressensystems ist in Kapitel 4.1 beschrieben. Dieses ermöglichte die optische Erfassung des Imprägnierungsprozesses in Echtzeit. Die Weiterentwicklung des Pressensystems zur Erzeugung planarer Fließvorgänge ist in Kapitel 4.2 dargestellt. Durch die im Rahmen der Forschungsarbeit durchgeführte Parameterstudie soll das Potential zur Beschleunigung der Imprägnierung aufgezeigt werden. Für die Optimierung der Solidifikation (Kapitel 4.3) wird eine Anpassung der Werkzeuggeometrie der Intervallheißpresse im Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone an das thermische Verhalten des Laminats durchgeführt. Die positive Wirkung der Werkzeugmodifikation auf die Laminatqualität wird abschließend durch die Überprüfung der Druckverteilung validiert.

4.1 Werkzeugentwicklung zur Analyse des Imprägnierungsprozesses

An das entwickelte Werkzeug mit integrierter Analysetechnik wurden umfangreiche Anforderungen gestellt. Diese waren durch die bei der Herstellung vorliegenden Prozessbedingungen (z. B. hohe Temperatur und hoher Druck) sowie die für Erfassung des Imprägnierungsfortschritts notwendigen Eigenschaften bedingt (z. B. hohe Auflösungsgenauigkeit, Erfassung in Echtzeit). Im Rahmen einer Auswahlanalyse wurde eine beim duroplastischen Injektionsverfahren angewendete optische Erfassungstechnik als zu favorisierende Methode identifiziert. Dabei wird ein spezielles Werkzeug verwendet, welches einseitig mit einer transparenten Glasscheibe ausgestattet ist, wodurch die Fließvorgänge direkt mit einem Kamerasystem beobachtet und aufgezeichnet werden können [117, 118]. Die Entwicklung einer vergleichbaren Werkzeugtechnik für den thermoplastischen Imprägnierungsprozess orientierte sich daher an diesem Vorbild, um auch für die Organoblechherstellung die dedizierte Prozessoptimierung zu ermöglichen.

4.1.1 Presswerkzeug mit optischer Erfassungsmethode

Basierend auf den in Kapitel 2.3 dargestellten grundlegenden Eigenschaften und unterschiedlichen Gestaltungsmöglichkeiten einer optischen Sensorik, wurde eine statische Pressvorrichtung zur Analyse der Imprägnierung entwickelt. Im Rahmen der Konzeptphase erfolgte zuerst die Bewertung und Auswahl der unterschiedlichen Gestaltungsmöglichkeiten für die optische Sensorik sowie die Auslegung der gesamten Pressvorrichtung. Basierend auf den resultierenden Vorgaben wurde anschließend die konstruktive Ausgestaltung der einzelnen Bauteile durchgeführt und die entwickelte Pressvorrichtung aufgebaut [119].

Kernstücke der Pressvorrichtung sind das mit transparenten Glaseinsätzen ausgestatteten Presswerkzeug sowie das entwickelte Beleuchtungssystem. Das Konzept sieht dafür die Integration transparenter Glaseinsätze sowohl in das Ober- als auch das Unterwerkzeug vor, wodurch die Beleuchtung des Laminats nach der Auflicht- und der Durchlichtmethode ermöglicht wird (vgl. Abbildung 4.1). Die hohe Variabilität des Beleuchtungssystems ist dabei entscheidend für die kontinuierliche Erfassung der Imprägnierung durch die Optimierung der Aufnahmequalität. Die Glaseinsätze werden im Ober- und Unterwerkzeug von metallischen Bauteilen aufgenommen, welche jeweils mit einer Formschräge vorgesehen sind. Durch die Verjüngung der Formschräge in Richtung der Werkzeugkavität wird verhindert, dass die Glaseinsätze beim Öffnen des Werkzeugs aus der metallischen Einfassung herausgezogen werden. Zudem ist zur Aufnahme der während des Prozesses auf die Glaseinsätze wirkenden Presskräfte eine metallische Stützstruktur im Ober- und Unterwerkzeug vorgesehen.

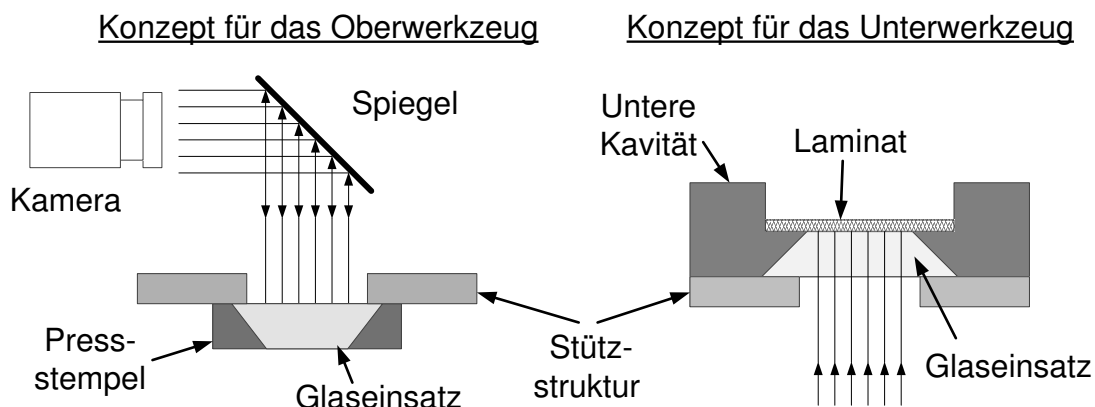


Abbildung 4.1: Werkzeugkonzept zur Realisierung der Beleuchtung nach der Auflicht- und Durchlichtmethode

Die Beobachtung des Imprägnierungsvorgangs erfolgt unabhängig von der Beleuchtungsvariante (Auf- oder Durchlicht) mit einer Kamera von der Werkzeuggeste. Die Kamera ist dabei seitlich angeordnet und der Einblick in die Werkzeugkavität wird über einen in 45° angeordneten Spiegel ermöglicht. Dies reduziert einerseits die Bauhöhe und schützt andererseits die Kamera vor hoher thermischer Belastung.

Für die Umsetzung des entwickelten Konzepts mussten sowohl die Konstruktion als auch die eingesetzten Materialien, die durch den Prozess gestellten Anforderungen erfüllen. Die wichtigsten Anforderungen sind nachfolgend aufgelistet:

- Aufgrund der verwendeten Verarbeitungstemperatur war die Temperaturbeständigkeit sämtlicher Komponenten bis zu 260 °C erforderlich.
- Beim Einlegen des Materials sowie bei der Abkühlung des Werkzeugs treten große Temperaturunterschiede auf, so dass eine ausreichend hohe Temperaturschockbeständigkeit zu gewährleisten war.
- Durch den maximalen Verarbeitungsdruck von 20 bar war eine ausreichende Festigkeit und Steifigkeit sämtlicher Bauteile durch eine entsprechend Dimensionierung sicherzustellen.

Die finale Werkzeugkonstruktion ist in Abbildung 4.2 durch eine Explosionszeichnung des Ober- und Unterwerkzeugs inklusive der Beleuchtungseinheiten dargestellt.

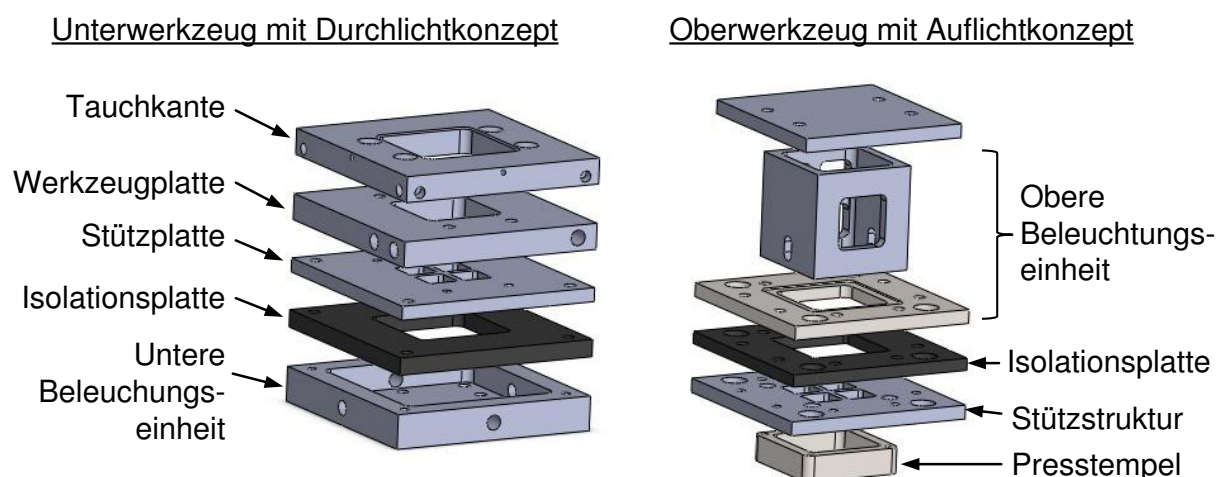


Abbildung 4.2: Konstruktive Ausgestaltung des statischen Presswerkzeugs mit Möglichkeiten für die optische Erfassung

Beide Werkzeughälften sind in modularer Bauweise aus mehreren Einzelteilen umgesetzt worden, um eine größtmögliche Flexibilität und Anpassbarkeit zu gewährleisten. Das eigentliche Unterwerkzeug setzt sich aus der Tauchkante, der Werk-

zeugplatte und der Stützstruktur zusammen und übernimmt die Temperierung des gesamten Werkzeugs. Diese erfolgt durch vier in die Tauchkante integrierte Heizpatronen sowie eine nach dem Gegenstromprinzip arbeitende Kühlwasserführung in der Werkzeugplatte. Für die Realisation der Durchlichtmethode beinhaltet die Werkzeugplatte zudem eine Tasche für den unteren Glaseinsatz, welcher von der kreuzförmig ausgeführten Stützstruktur getragen wird. Die ausreichende thermische Entkopplung der Beleuchtungseinheit wird über eine Isolationsplatte garantiert. Das Oberwerkzeug besteht aus dem metallischen Rahmen des Stempels zur Aufnahme des Glaseinlegers sowie der darüber angeordneten metallischen Stützstruktur. Bedingt durch die begrenzten Platzverhältnisse, ist das Oberwerkzeug ohne aktive Heiz- und Kühlelemente ausgeführt worden. Dementsprechend erfolgt die Temperierung über die Wärmeleitung zwischen Stempel und Tauchkante erfolgt. Die thermische Entkopplung zur Beleuchtungseinheit ist auch hier mit einer Isolationsplatte gelöst.

Im Rahmen der Umsetzung des Werkzeugs wurden sämtliche metallischen Komponenten aus Werkzeugstahl (Werkstoffnummer: 1.1730) hergestellt. Für die Glaseinsätze fiel die Wahl auf ein Ceranglas (Markenname: Neoceram-N), welches sich durch seine hohe Temperaturschockbeständigkeit von bis zu 800 K auszeichnet [120]. Damit einher geht ein sehr niedriger Wärmeausdehnungskoeffizient von lediglich $6 \cdot 10^{-7}$ [1/K], so dass eine große Diskrepanz zu den Eigenschaften der metallischen Struktur besteht (Wärmeausdehnungskoeffizient Werkzeugstahl: ca. $12,5 \cdot 10^{-6}$ [1/K]). Dies macht den Einsatz eines elastischen und zugleich temperaturstabilen Klebstoffs notwendig. Daher wurde für die Befestigung der Glaseinsätze ein hochtemperaturbeständiges Silikon ausgewählt.

Als Lichtquelle wurden aufgrund der begrenzten Platzverhältnisse Leuchtdioden eingesetzt. Diese wurden im Oberwerkzeug entsprechend der Auflicht-Dunkelfeldmethode seitlich in die Beleuchtungseinheit integriert. Im Unterwerkzeug wurden die Leuchtdioden mit einer Streuscheibe kombiniert, wodurch eine diffuse Beleuchtung für die Durchlichtvariante realisiert wurde. Um Spiegelungen zu reduzieren, wurden sämtliche Bauteile, welche den Strahlengang zur Kamera beeinflussen könnten, mit einem mattschwarzen Lack beschichtet. Abbildung 4.3 verdeutlicht die reale Umsetzung des Oberwerkzeugs mit eingeklebtem Glaseinsatz sowie der seitlich in die obere Beleuchtungseinheit integrierten Leuchtdioden.

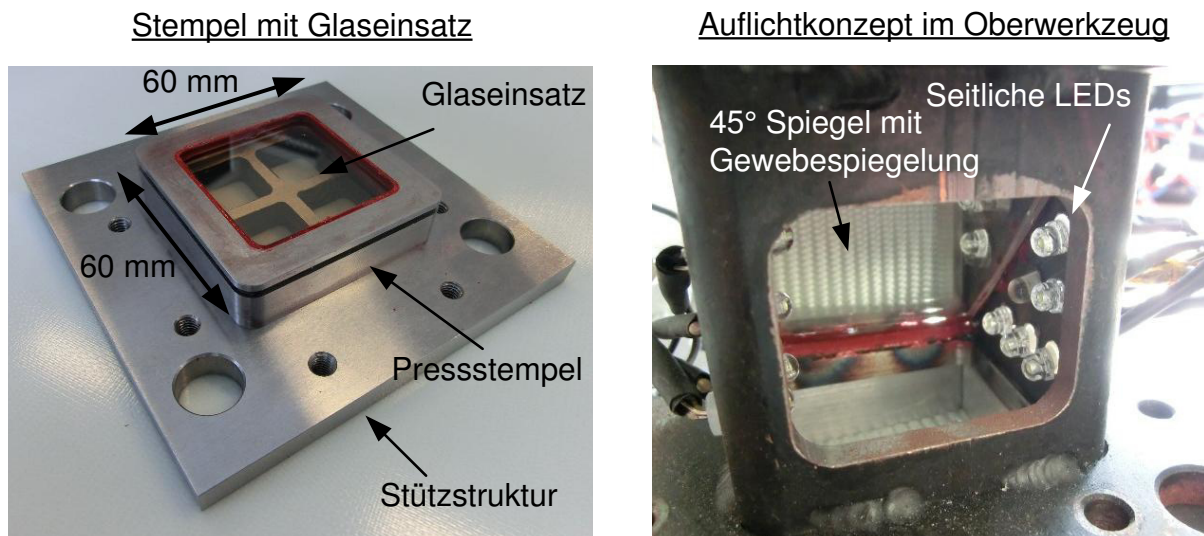


Abbildung 4.3: Detailaufnahme des Oberwerkzeugs sowie der Beleuchtungseinheit

Als Empfängereinheit diente eine handelsübliche Industriekamera (Hersteller: Allied Vision Technologies GmbH, Modell: Stingray F-125B) mit einem graustufen CCD Sensor und einer Auflösung von 1292x964 Bildpunkten. Die Kamera wurde mit einem Objektiv der Marke Pentax mit einer Brennweite von 35 mm, manueller Blendenregelung und manueller Fokussierung bestückt. Für die Adaption der erforderlichen Vergrößerungen standen unterschiedliche Objektivdistanzstücke mit einer Länge von 1 - 50 mm zur Verfügung. Die Kamera inklusive Objektiv sind dabei am Oberwerkzeug befestigt worden, so dass der Fokuspunkt nicht durch den Schließvorgang bzw. die sich während des Prozesses einstellenden unterschiedlichen Laminatdicken beeinflusst wurde.

Der gesamte Werkzeugaufbau wurde in ein Maschinengestell mit vier quadratisch angeordneten Säulenführungen integriert, welches die Parallelität beim Öffnen und Schließen gewährleistet. Die Presskraft wurde über eine Universalprüfmaschine von Zwick (Modell 1485) aufgebracht. Dementsprechend konnten für die Versuchsdurchführung einfache Pressprogramme mit konstantem Imprägnierungsdruck angewendet werden. Der finale Aufbau ist in Abbildung 4.4 dargestellt.

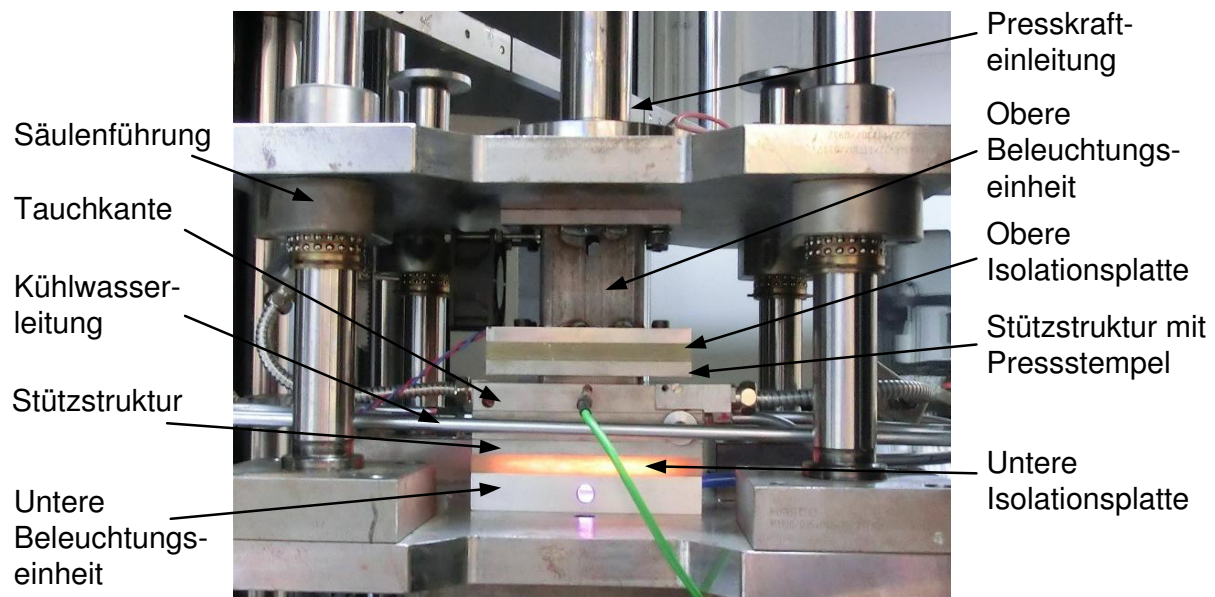


Abbildung 4.4: Statisches Presswerkzeug mit integrierter Videoerfassung

4.1.2 Optische Erfassung des Imprägnierungsprozesses

Für die Analyse des Imprägnierungsprozesses wurden im Rahmen des Kapitels die entwickelte optische Erfassungstechnik eingesetzt. Mit der Auflicht-Dunkelfeldmethode wurden dabei die oberflächennahen Imprägnierungsvorgänge aufgenommen, wohingegen die Durchlichtmethode für die Analyse der Mikroimprägnierung herangezogen wurde. Für die dabei gemachten Beobachtungen erfolgte abschließend die Validierung durch den Vergleich mit konventionellen Schlifffbildern.

Um für die Versuchsdurchführung einen inhomogenen Imprägnierungsfortschritt auszuschließen, wurden in einem ersten Schritt die im Werkzeug vorliegenden Temperaturen erfasst und auf Homogenität überprüft. Dabei wurde sowohl die Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Unterwerkzeug als auch die Differenz zwischen vorgegebener Soll-Temperatur und tatsächlicher Ist-Temperatur in der Werkzeughöhle ermittelt. Die Messung der Temperatur wurde für beide Werkzeughälften auf der Außenseite der Glaseinsätze durchgeführt. Der Temperaturvergleich von Ober- und Unterwerkzeug ergab nur eine geringe Differenz von maximal 5 K. Daher konnte für die Versuchsdurchführung von identischen Bedingungen in der Werkzeughöhle ausgegangen werden. Der Vergleich der Soll- und Ist-Temperatur ergab eine Temperaturdifferenz von ca. 40 K. Dieser große Unterschied entsteht durch die an der freien Glasoberfläche wirkenden Konvektion. Die Temperaturreduktion wird zudem dadurch verstärkt, dass der Wärmeeintrag aus den Heizpatronen über den metallischen Rahmen ins Glas durch den Silikon-Klebespalt reduziert wird und die Wärme-

leitfähigkeit der Glaseinsätze mit $1,51 \text{ W/m}^2\text{K}$ sehr gering ist [120]. Daher wurde die Soll-Temperatur mit $240 \text{ }^\circ\text{C}$ definiert, um eine für die Imprägnierung ausreichende Temperatur der Glaseinsätze von ca. $200 \text{ }^\circ\text{C}$ zu erhalten. Eine weitere Bedingung für die reproduzierbare Durchführung der Versuche stellt die Homogenität der Druckverteilung dar. Um dies zu gewährleisten, wurde das Oberwerkzeug parallel zum Unterwerkzeug ausgerichtet. Durch die Verwendung der Universalprüfmaschine zur Presskraftaufbringung war zudem sichergestellt, dass ein konstanter Druck während der Versuchsdurchführung appliziert wurde. Die Presskraft betrug bei allen Prozessen einheitlich $3,6 \text{ kN}$, was bei einer Werkzeugfläche von $60 \times 60 \text{ mm}$ einem Verarbeitungsdruck von 10 bar entspricht.

Für die Untersuchungen des Imprägnierungsvorgangs wurde ein Laminataufbau aus zwei äußeren Decklagen Gewebe mit 4 Lagen Polymerfolie im Kern verwendet ($[\text{G,P,P}]_s$). Dadurch ist, im Gegensatz zu dem bei den Intervallheißpressversuchen verwendet Lagenaufbau (vgl. Abbildung 3.1), eine höhere Lichtdurchlässigkeit gegeben, welche sich insbesondere zu Prozessbeginn bei der Verwendung der Durchlichtmethode als erforderlich herausgestellt hatte, um den Imprägnierungsfortschritt sichtbar zu machen.

Die erste Versuchsreihe wurde unter Verwendung der Auflicht-Dunkelfeldmethode durchgeführt. Abbildung 4.5 zeigt eine Aufnahme mit geschlossenem Werkzeug kurz vor der Kompaktierung des Gewebes. Die Probenfläche wird dabei durch die kreuzförmige Stützstruktur in vier Quadranten geteilt. Zudem fällt auf, dass die Faseroberfläche mit unterschiedlicher Intensität abgebildet wird. Ursache hierfür ist die seitliche Beleuchtung mit der Auflicht-Dunkelfeldmethode, bei der nur das auf raue Oberflächen treffende Licht gebrochen und in die Kamera reflektiert wird (vgl. Kapitel 2.3). Die horizontal ausgerichteten Fasern haben dagegen eine primär mit der Strahlenrichtung orientierte zylinderförmige Oberfläche, weshalb diese weniger Licht reflektieren und daher dunkler erscheinen. Die vertikal ausgerichteten Faserbündel reflektieren stärker und erscheinen folglich heller. Weiterhin wird die Aufnahme im Randbereich von einer starken Spiegelung der Leuchtdioden auf der Oberfläche der Glaseinsätze dominiert.

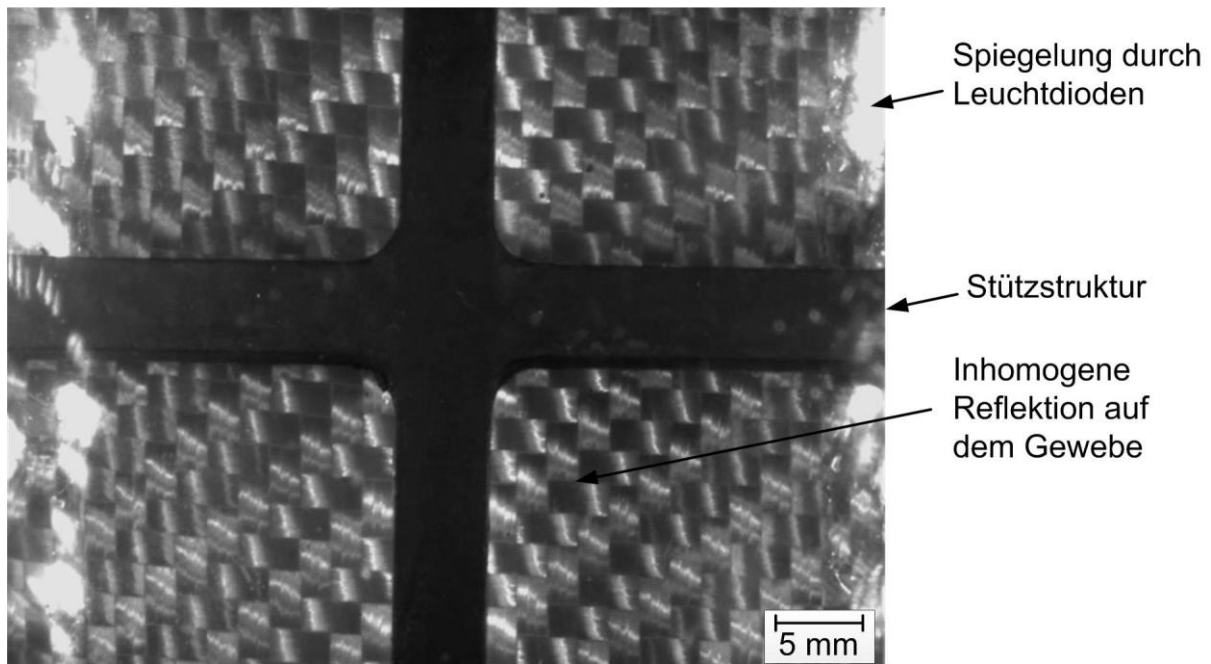


Abbildung 4.5: Aufnahme mit der Aufricht-Dunkelfeldmethode vor der Gewebekompaktierung

Für die weitere Analyse mit der Aufrichtmethode wird lediglich ein Quadrant mit entsprechend stärkerer Vergrößerung fokussiert. Abbildung 4.6 zeigt die Gewebekompaktierung nach dem Prozessstart anhand eines Bildausschnitts. Nach dem ersten Werkzeugkontakt erfolgt eine von der Schließgeschwindigkeit abhängige Kompaktierung, bis sich letztlich die eingestellte Presskraft vollständig auf dem Gewebe abbaut.

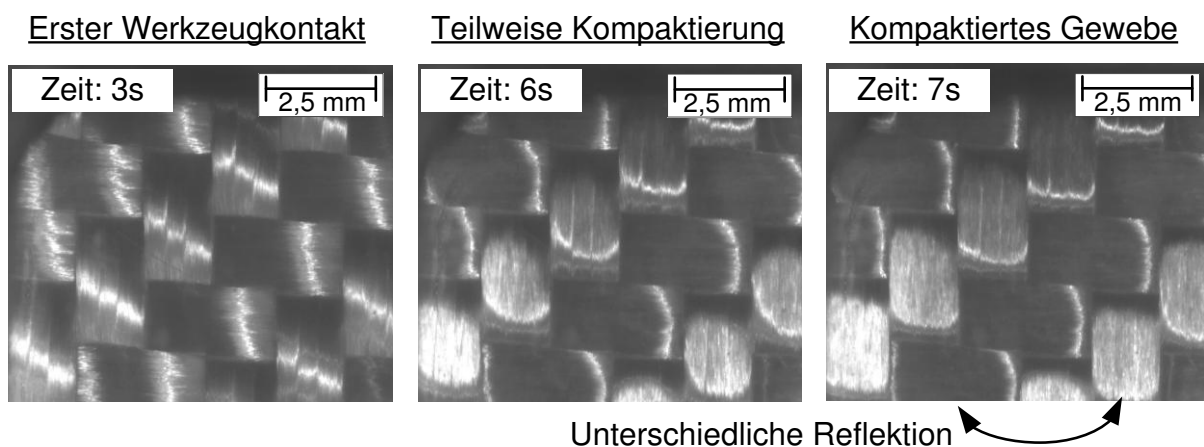


Abbildung 4.6: Gewebekompaktierung aufgenommen mit der Aufricht-Dunkelfeldmethode

Zeitgleich zur Gewebekompaktierung erfolgt die Erwärmung des Film-Stacking-Aufbaus auf Werkzeugtemperatur, so dass es nach kurzer Zeit zu Fließvorgängen des Polymers kommt. Erste Durchtränkungen im Bereich der Kreuzungspunkte des Gewebes sind bereits eine Sekunde nach der vollständigen Gewebekompaktierung

(= Prozesszeit von 8 Sekunden) sichtbar. Diese sind mit einer weißen Umrandung in den Bildern verdeutlicht. Wie Abbildung 4.7 weiter zeigt, sind bereits nach weiteren 0,6 Sekunden weite Bereiche der Faserbündelzwischenräume mit Polymer aufgefüllt. Der Zustand einer vollständigen Makroimprägnierung ist nach einer Gesamtprozessdauer von ca. 10 Sekunden erreicht. Folglich sind lediglich ca. 2 Sekunden für die erste Phase der Imprägnierung erforderlich.

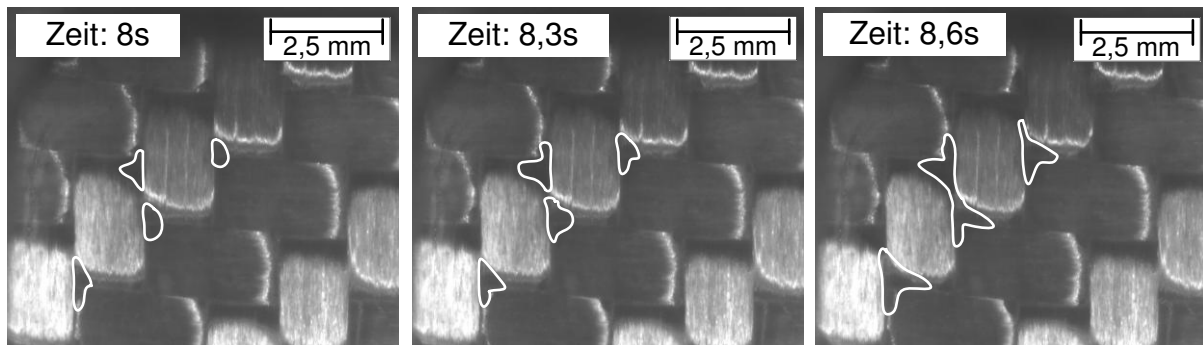


Abbildung 4.7: Ablauf der Makroimprägnierung

Durch die kurze Dauer der Makroimprägnierung kann geschlussfolgert werden, dass die Polymerverteilung auf der textilen Halbzeugoberfläche (homogen oder inhomogen) nur marginalen Einfluss auf die Prozessgeschwindigkeit hat. Demnach ist es bei den verwendeten Prepregs unerheblich, ob ein einseitiger oder beidseitiger Film-Stacking-Aufbau realisiert bzw. ob ein grobes oder feines Pulvers bei der Prepregherstellung eingesetzt wird.

Im weiteren Prozessverlauf findet die Mikroimprägnierung der Faserbündel statt. Wie Abbildung 4.8 zeigt, ist wegen der unterschiedlichen Lichtreflektion lediglich die Auswertung der vertikal verlaufenden Faserbündel möglich.

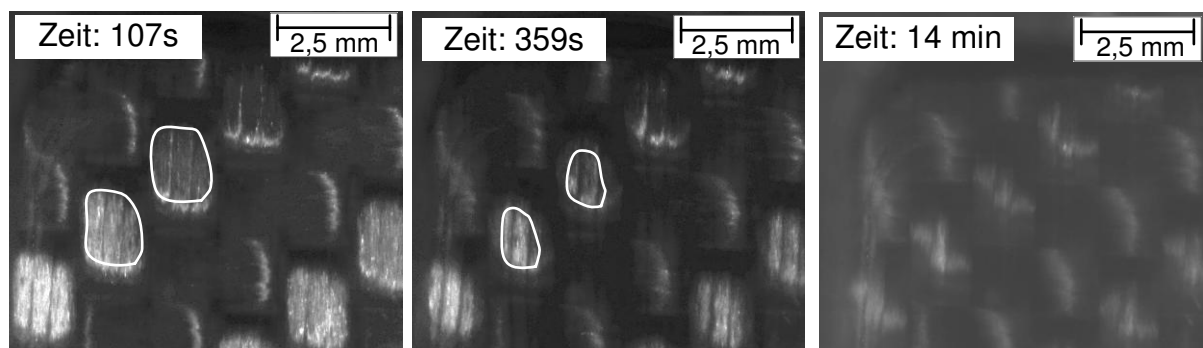


Abbildung 4.8: Mikroimprägnierung aufgenommen mit der Auflicht-Dunkelfeldmethode

Daran ist zu erkennen, dass die Faserbündel jeweils an den Kreuzungspunkten von dem umhüllenden Polymer der Makroporen kreisförmig penetriert werden (weiße

Markierung in den Bildern). Zudem zeigen sich in jedem Faserbündel Bereiche, welche erheblich schneller imprägniert werden. In der Literatur wird dieser Effekt als „Fingering“ bezeichnet [21]. Da das Fingering in jedem Faserbündel sehr regelmäßig auftritt, konnte ein Zusammenhang zur Faserarchitektur hergestellt werden. Das verwendete Gewebegarn besteht aus drei Einzelgarnen mit je 136 tex, welche während der Imprägnierung wieder getrennt werden (Garnbezeichnung: EC9 136X3). Daran wird deutlich, dass auch die Garnarchitektur einen Einfluss auf die Imprägnierung hat. Im Vergleich zur Makroimprägnierung verläuft der Prozess der Mikroimprägnierung erheblich langsamer ab. Aufnahmen lassen vermuten, dass diese nach ca. 14 Minuten abgeschlossen ist. Durch die Aufnahmen wird aber auch deutlich, dass der Unterschied der vorliegenden Brechungsindizes zwischen Faser und Polymer derart groß ist, dass keine Einblicke in die im Inneren der Faserbündel ablaufenden Vorgänge möglich ist.

Die zweite Versuchsreihe mit der Durchlichtmethode eröffnete eine gänzlich andere Sichtweise auf den Imprägnierungsprozess (vgl. Abbildung 4.9).

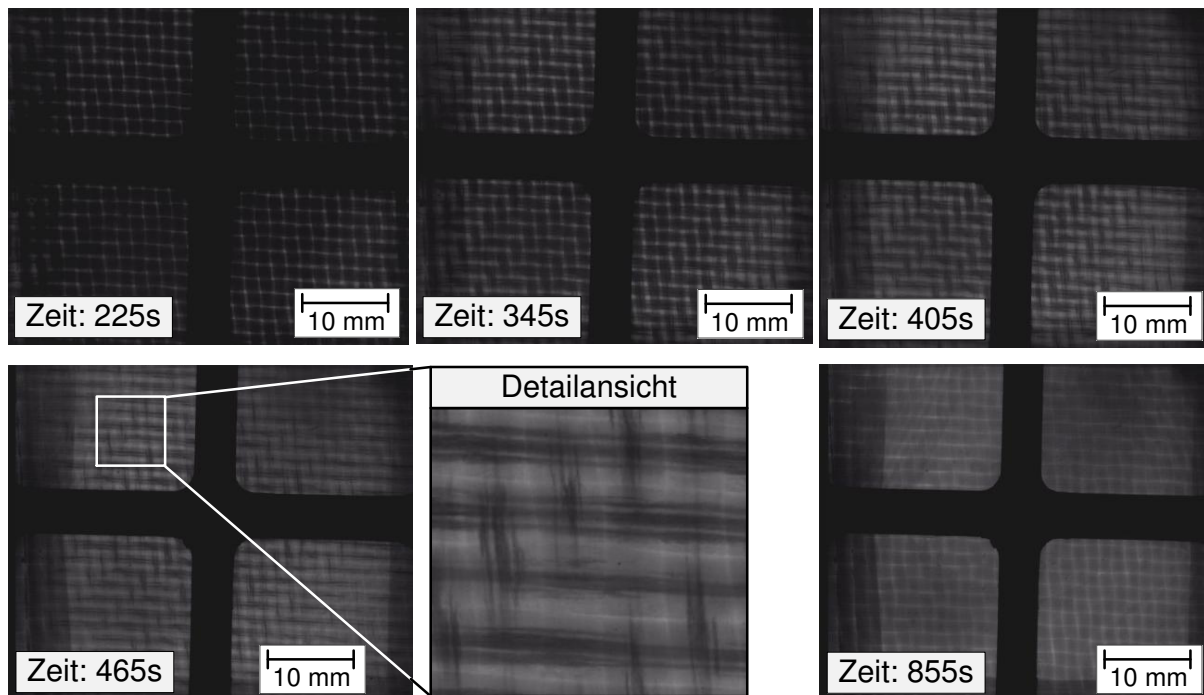


Abbildung 4.9: Aufnahme des Imprägnierungsprozesses mit der Durchlichtmethode
 Zu Prozessbeginn scheint nur wenig Licht durch das nicht imprägnierte Gewebe. Mit fortschreitender Prozessdauer (Aufnahme nach 345 und 405 Sekunden) erfolgt die Imprägnierung der Randbereiche der Faserbündel, so dass an diesen Stellen vermehrt Licht durch die Probe dringt. Die Detailaufnahme nach 465 Sekunden

Prozessdauer zeigt ebenfalls wieder den schon zuvor beobachteten Effekt der Aufteilung der Faserbündel („Fingering“). Nach ca. 14 Minuten (855 Sekunden) stellt die Aufnahme ein Laminat ohne schwarze Bereiche dar. Dies wurde als Zustand vollständiger Imprägnierung interpretiert.

Um die entwickelte Analysemethode zu validieren, sind mit dem entwickelten Presswerkzeug Proben mit unterschiedlichem Imprägnierungsfortschritt hergestellt und optisch ausgewertet worden. Zusätzlich wurden Schliffbilder von den Proben angefertigt, welche daraufhin mit den letzten, kurz vor der Solidifikation des Polymers gemachten Videoaufnahmen, verglichen worden sind. In Abbildung 4.10 sind die korrespondierenden Bilder dargestellt.

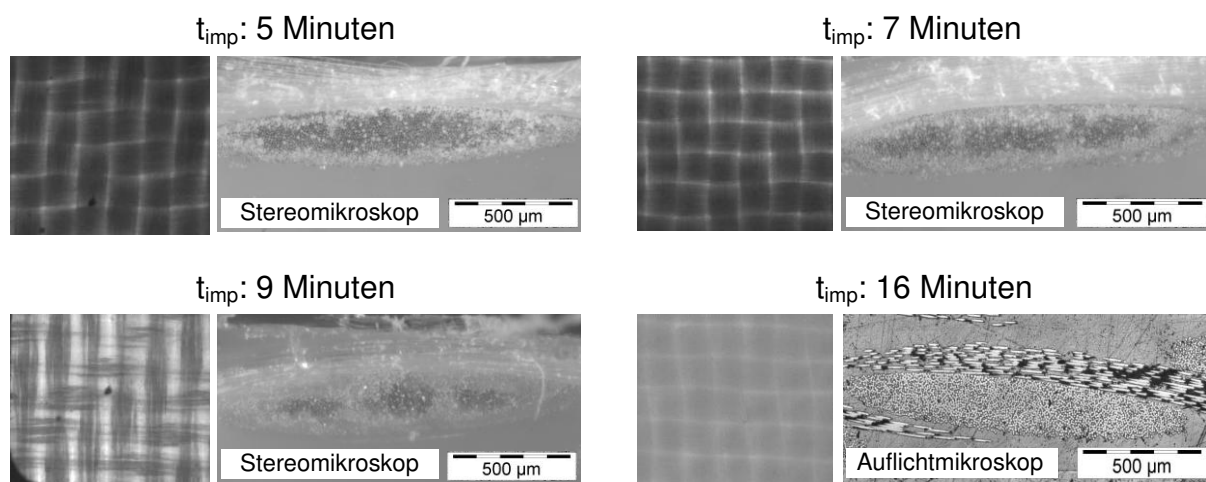


Abbildung 4.10: Validierung der durch die Videoaufnahmen prognostizierten Imprägnierungsqualität anhand von Mikroskopieaufnahmen

Um den Porengehalt nicht zu verfälschen, sind dabei die Proben mit unvollständiger Imprägnierung (t_{imp} : 5, 7 und 9 Minuten) nicht in Epoxidharz eingebettet worden, sondern die Auswertung erfolgte anhand der polierten Schnittkante der Probe mit einem Stereomikroskop. Die Auswertung der Probe mit einer Imprägnierungszeit von 16 Minuten erfolgte mit einem konventionellen Auflichtmikroskop anhand von eingebetteten Proben. Dadurch bestehen deutliche Unterschiede in der Optik der angefertigten Mikroskopieaufnahmen. Wie der direkte Vergleich beider Analysetechniken zeigt, spiegelt sich der durch die optische Erfassungsmethode prognostizierte Imprägnierungszustand in den Mikroskopieaufnahmen wider. Demnach eignet sich die optische Erfassungsmethode für die qualitative Auswertung von während der Imprägnierung ablaufender Effekte als auch für die quantitative Auswertung des Imprägnierungszustands.

4.2 Beschleunigung der Imprägnierung durch planare Fließvorgänge

Ziel der folgenden Untersuchung war die Analyse der Auswirkung von planarem Polymerfließen auf den Imprägnierungsprozess. Hierfür wird auf das in Kapitel 4.1 entwickelte Presswerkzeug mit optischer Analysetechnik zurückgegriffen. In einem ersten Schritt wird das Presswerkzeug für die Erzeugung planarer Polymerfließvorgänge modifiziert (Kapitel 4.2.1). Anschließend erfolgt die Überprüfung der Auswirkungen auf die erforderliche Imprägnierungsdauer im Rahmen einer Parameterstudie (Kapitel 4.2.2 und Kapitel 4.2.3).

4.2.1 Werkzeugtechnik zur Erzeugung eines Druckgradienten

Die Entwicklung der Werkzeugtechnik zur Erzeugung eines Druckgradienten, orientiert sich an den in der Einlaufschräge der Intervallheißpresse vorliegenden Laminatzuständen, da hierfür durch die stark inhomogene Druckverteilung planares Polymerfließen vorliegt (vgl. Kapitel 3.3). In der Einlaufschräge stellt sich dabei aufgrund der unterschiedlichen Imprägnierungszustände eine Schrägstellung der beiden Werkzeughälften zueinander ein, welche zudem von einer Deformation des Presswerkzeugs überlagert wird (vgl. Kapitel 2.2). Demnach ist der Werkzeugkippwinkel zu Prozessbeginn am größten und schwächt sich mit zunehmendem Imprägnierungsfortschritt immer weiter ab. Wird von einem konstanten Kippwinkel für ein begrenztes Werkzeugsegment ausgegangen, können die resultierenden Laminatdicken und die Werkzeuggeometrie mit der schematischen Darstellung in Abbildung 4.11 nachgebildet werden.

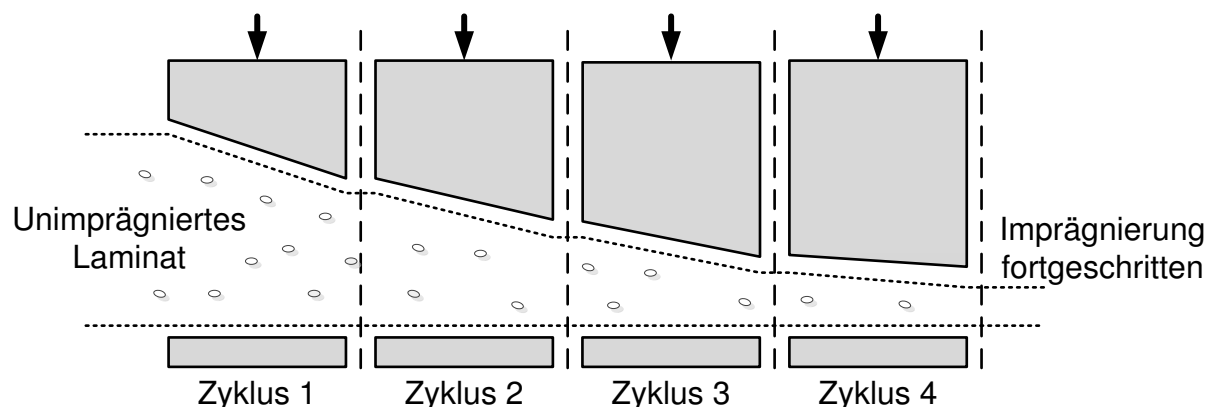


Abbildung 4.11: Unterschiedliche Werkzeuggeometrie in Abhängigkeit von der Prozessdauer

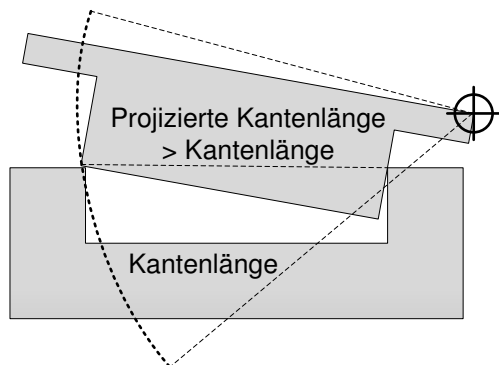
Für die Übertragung auf den statischen Ersatzprozess bedeutet dies, dass der Realprozess über ein Werkzeug mit einem über die Prozessdauer variierenden Kipp-

winkel abgebildet werden muss. Im Rahmen einer Machbarkeitsstudie haben sich zwei maßgebliche Herausforderungen gezeigt (vgl. Abbildung 4.12):

- Das Design des Pressstempels muss ein Verklemmen im Unterwerkzeug verhindern und dennoch die Dichtwirkung der Tauchkante ermöglichen.
- Die Positionierung des Drehpunkts zur Werkzeuganschlagstellung, muss garantieren, dass keine horizontale Verschiebung der Werkzeugunterkante erfolgt.

Die Verklemmung wurde letztlich über eine an zwei Stempelkanten angebrachte Formschrägen verhindert, wobei für diese Lösungsvariante der Drehpunkt direkt auf der unteren Pressstempelkante lokalisiert sein musste (vgl. Abbildung 4.12).

Konventionelles Pressstempeldesign
mit beliebiger Drehpunktwahl



Pressstempel mit Formschräge und
Drehpunkt auf Werkzeugunterkante

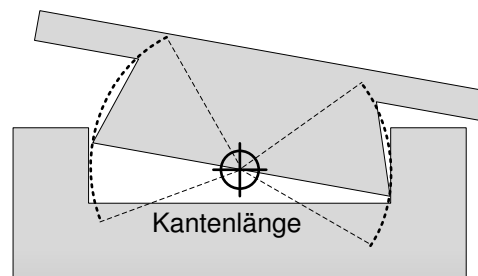


Abbildung 4.12: Prinzipielle Gestaltung und Aufhängung des Pressstempels

Die Stempelbreite (= Kantenlänge) ist dadurch unabhängig von der Schrägstellung und das Verklemmen wird verhindert. Die Funktionalität des Prinzips ist dabei unabhängig von der Positionierung des Drehpunkts entlang der unteren Pressstempelkante. Zudem wird die resultierende Schrägstellung sowie die sich einstellende Werkzeugkavität nicht durch die Position beeinflusst. Um jedoch die auftretenden Momente in der Konstruktion zu minimieren, wurde der Drehpunkt mittig angeordnet.

Eine weitere relevante Konfigurationsmöglichkeit stellt die Antriebstechnik für die Schrägstellung des Pressstempels dar. Prinzipiell kann dabei zwischen einer kraftgesteuerten und einer weggesteuerten Variante unterschieden werden. Obwohl bei der Intervallheißpresse die Aufbringung der Presskräfte hydraulisch erfolgt, liegt dennoch aufgrund der auftretenden Werkzeugdeformation ein kombinierter kraft-weg-gesteuerter Zustand vor. Für die Umsetzung in der statischen Presse wurde eine Wegsteuerung favorisiert, da sich die daran gewonnenen Erkenntnisse im Rahmen zukünftiger Optimierungen erheblich einfacher auf die Intervallheißpresse durch die Adap-

tion der Werkzeuggeometrie übertragen lassen (vgl. Abbildung 4.13). Demgegenüber wäre für die Erzeugung einer vorgegeben Druckverteilung die Modifikation der Anlage erforderlich. Für die Presskraftaufbringung wurde ein pneumatischer Presszylinder in die statische Presse integriert. Dieser gewährleistet eine konstante Presskraft auch während der Kavitätshöhenänderung durch die Drehbewegung des Pressstempels. stellt das weiterentwickelte Werkzeugkonzept dar.

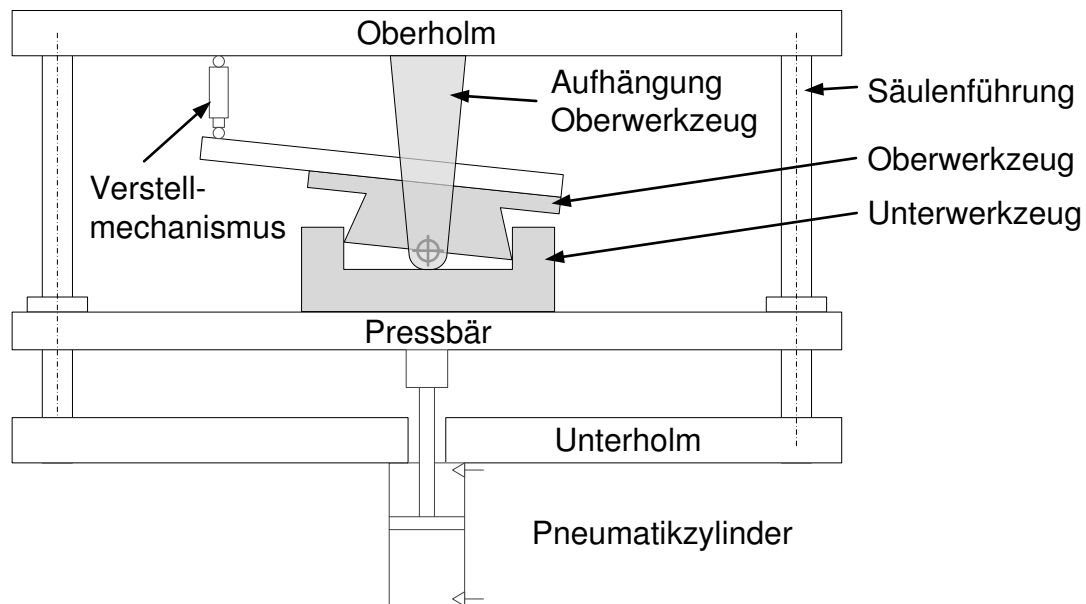


Abbildung 4.13: Weiterentwickeltes Werkzeugkonzept für variable Kippwinkel

Hinsichtlich der durchgeführten Arbeiten zur konstruktiven Umsetzung des Pressenkonzepts wird im Folgenden der Mechanismus zur Schrägstellung des Pressstempels als das zentrale Kernelement des Presswerkzeugs im Detail beschrieben. Eine Darstellung der relevanten Komponenten ist in Abbildung 4.14 gegeben. Der Kippmechanismus ist analog zum restlichen Pressenaufbau in modularer Bauweise ausgeführt, um eine hohe Anpassbarkeit und Flexibilität zu gewährleisten. Der Pressstempel ist auf einer separaten Aufnahme befestigt. Durch die Formschräge von 3° ist der maximale theoretische Kippwinkel ebenfalls auf 3° beschränkt. Bei der definierten Werkzeugfläche von $60 \times 60 \text{ mm}^2$ ist dies gleichbedeutend mit einem Kavitätsunterschied an den Außenkanten von ca. 3,14 mm. In die Pressstempelaufnahme sind sowohl Heizelemente als auch Kühlwasserführungen zur eigenständigen Temperierung des Oberwerkzeugs integriert. Die thermische Entkopplung findet durch eine Isolationsplatte zwischen Pressstempelaufnahme und Patrizenträger statt. Die Verbindung des Patrizenträgers zum Oberholm erfolgt über jeweils zwei am Patrizenträger und am Oberholm befestigte Lagerböcke.

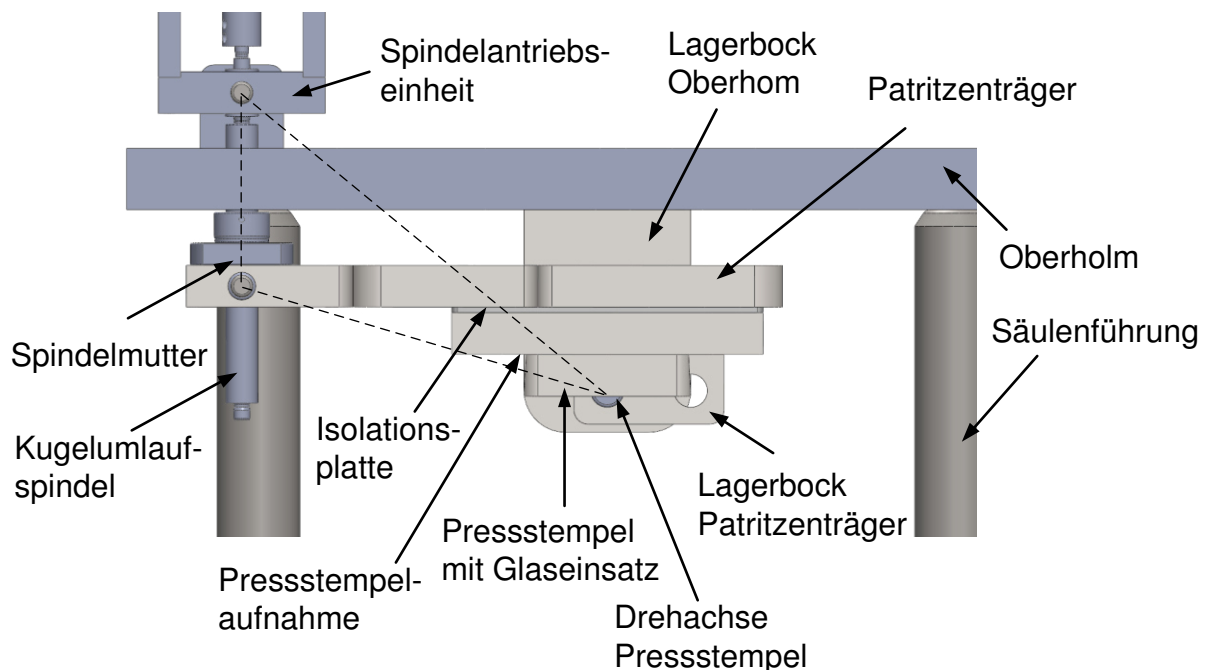


Abbildung 4.14: Konstruktive Umsetzung des Mechanismus zur Realisierung variabler Kippwinkel

Die Schrägstellung des drehbaren Aufbaus erfolgt über eine gelenkig gelagerte Kugelumlaufspindel. Für die Betätigung der Spindel kommt ein Servomotor zum Einsatz, welcher mit einem maximalen Drehmoment von 2,5 Nm an der Spindel über eine ausreichende Leistungsfähigkeit verfügt, um durch die Hebeluntersetzung eine Kippkräfte von bis zu 11 kN an der Kante des Pressstempels zu erzeugen. Die maximale Presskraft des Pneumatikzylinders beträgt 7,3 kN bei 6 bar Pneumatikdruck. Demnach verfügt der Spindeltrieb über ausreichend Kraftreserven für die Kippwinkeländerung. Der resultierende Kippwinkel kann dabei aufgrund der geometrischen Beziehungen (vgl. gestrichelte Linie in Abbildung 4.14) über den Kosinussatz berechnet werden. Da der sich, in Abhängigkeit von der Spindelposition, einstellende Kippwinkel über eine lineare Beziehung mit hinreichender Genauigkeit angenähert werden kann, ermöglicht die softwareseitige Implementierung der Motorsteuerung lediglich die Einstellung unterschiedlicher, konstanter Spindelvorschubgeschwindigkeiten. Diese können zwischen 0,001 mm/s und 0,2 mm/s variiert werden, so dass eine Veränderung des realen Kippwinkels mit Geschwindigkeiten zwischen ca. 0,03 °/min und ca. 5,28°/min erfolgen kann (sogenannte Kippgeschwindigkeit). Durch die Konstruktion und die gewählten Materialien werden die technischen Randbedingungen determiniert, welche nachfolgend aufgelistet sind:

- Maximale Temperatur: 260 °C
- Maximale Heiz- und Kühlrate: 30 K/min
- Werkzeugfläche: 60x60 mm²
- Maximaler Pressdruck im Werkzeug: 20 bar
- Größe der optischen Beobachtungsfläche: 30x30 mm²
- Maximaler Kippwinkel: $\pm 3^\circ$
- Kippgeschwindigkeit: 0,03°/min - 5,28°/min

Abbildung 4.15 zeigt die Umsetzung der statischen Presse mit variabler Kippwinkel-einstellung.

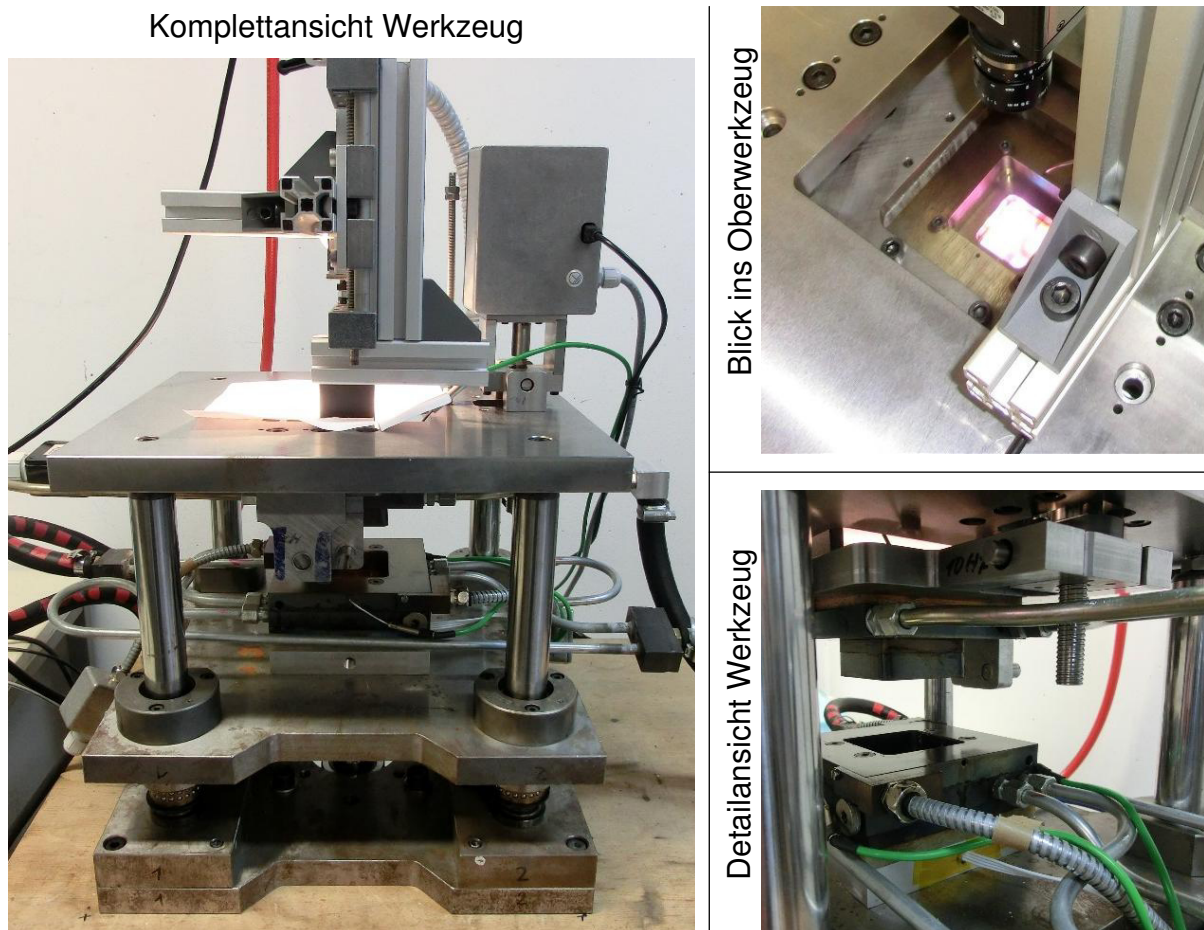


Abbildung 4.15: Statische Presse mit variabler Kippwinkeleinstellung

Im Rahmen der Konzeptumsetzung wurden weitere Optimierungsmaßnahmen an der gesamten optischen Aufnahmetechnik durchgeführt. Dadurch konnte die Bildqualität stark verbessert und die mögliche Vergrößerung maximiert werden. Verbesserungsmaßnahmen sind dabei im Detail

- die Positionierung der Kamera ohne Spiegel vertikal über dem Pressstempel,

- die Beleuchtung der Kavität über die diffuse Auflichtmethode und
- die Reduktion der Dicke des oberen Glaseinsatzes zur Verkürzung des Objektabstands.

Die prinzipiellen Möglichkeiten des Presswerkzeugs hinsichtlich der optischen Erfassung ist anhand eines Gewebes ohne Matrixmaterial ermittelt worden. Dabei ist insbesondere für die Analyse der während der Imprägnierung im Faserbündel ablaufenden Vorgänge die maximal realisierbare Vergrößerung von großer Bedeutung. Abbildung 4.16 zeigt Aufnahmen mit steigender optischer Vergrößerung bei Anwendung der Auflichtmethode.

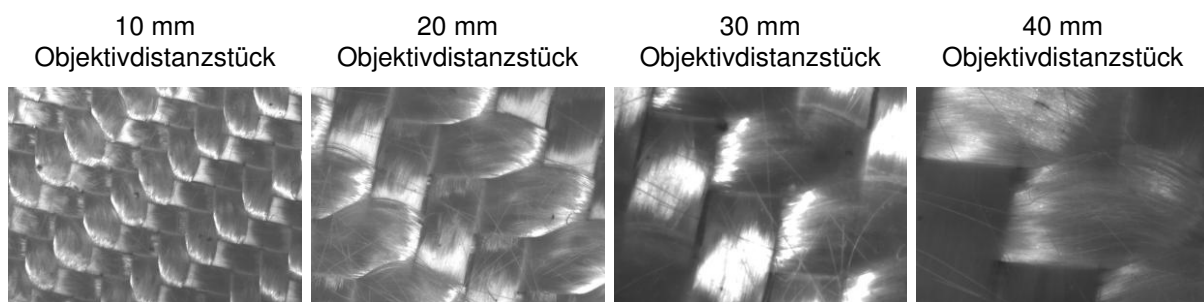


Abbildung 4.16: Realisierbare Vergrößerungen mit modifizierter Kameraanordnung

Bei der maximalen, scharf abbildbaren Vergrößerung mit einem Objektivdistanzstück von 40 mm, entspricht dabei ein Bildpunkt im Video (Auflösung 1292x964 Bildpunkte) einer realen Fläche von ca. $3 \times 3 \mu\text{m}^2$. Folglich können mit dieser Auslösung einzelne Fasern dargestellt werden. Dies ist ausreichend, um bei Verwendung einer hinsichtlich der Brechungsindizes abgestimmten Materialkombination, Bewegungen kleinster Poren und Fließvorgänge des Polymers im Faserbündel zu erfassen.

4.2.2 Prozessparameter für die Probenherstellung

Im Rahmen von Vorversuchen wurden zunächst die Abweichung zwischen Soll- und Ist-Temperatur sowie die Homogenität der Temperaturverteilung mit Temperaturmessfühlern überprüft. Dabei wurde für beide Werkzeughälften eine um ca. 40 K niedrigere Werkzeugtemperatur gemessen, so dass keine signifikanten Unterschiede zu den Messergebnissen der statischen Presse ohne Kippwinkelmechanismus festgestellt werden konnte (vgl. Kapitel 4.1.2). Daher ist für die Analyse erneut eine Soll-Temperatur von 240 °C verwendet worden. Ebenso wurde der identische Laminataufbau aus 2 Lagen Glasfasergewebe und 4 Lagen Polymerfolie wie bei der Entwicklung der optischen Erfassungstechnik (Kapitel 4.1) verwendet. Um eine längere

Prozessdauer zu bedingen und damit einen größeren Unterschied der Proben zwischen den unterschiedlichen Parameterkonfigurationen zu erzeugen, wurde der resultierende Prozessdruck mit 6,1 bar deutlich niedriger als die maximale Leistungsfähigkeit gewählt.

Bei Vorversuchen wurde zudem festgestellt, dass für den Vergleich des vorliegenden Porengehalts zweier Proben eine einheitliche Beleuchtungsintensität von großer Bedeutung ist. Dies gilt insbesondere für sehr kleine Poren im Faserbündel, welche sonst gegen Prozessende nicht mehr detektiert werden können, wenn die Lichtintensität zu hoch ist. Aus diesem Grund wurde für die Prozessanalyse eine gleichbleibende Beleuchtungsintensität bei konstanter Blendenzahl definiert. Die Aufnahmen erscheinen dadurch zu Prozessbeginn relativ dunkel und gegen Ende leicht überbelichtet, sind aber direkt miteinander vergleichbar.

Als Basis für die Bewertung der Vorteilhaftigkeit einer inhomogenen Druckverteilung wurden in einem ersten Schritt Referenzproben hergestellt, bei denen das Ober- und Unterwerkzeug während der gesamten Prozessdauer parallel zueinander positioniert war. Der Zeitpunkt vollständiger Imprägnierung wurde dabei anhand der Videoaufnahmen festgestellt, welche alle mit diffusem Durchlicht aufgenommen wurden. Anschließend wurden Vergleichsproben mit unterschiedlichen Konfigurationen hinsichtlich Kippwinkel und Kippgeschwindigkeit hergestellt. Analog zu der Situation in der Intervallheißpresse, startete der Prozess jeweils mit dem für den Versuch maximalen Kippwinkel, d. h. das Werkzeug wurde mit bereits schrägem Pressstempel geschlossen. Während des Prozesses erfolgte die Reduktion des Kippwinkels, bis zu einem definierten Zeitpunkt Ober- und Unterwerkzeug wieder parallel zueinander positioniert waren. Entsprechend dieser Abfolge, wurden zwei verschiedene Konfigurationen experimentell erprobt. Diese sind in Abbildung 4.17 grafisch dargestellt.

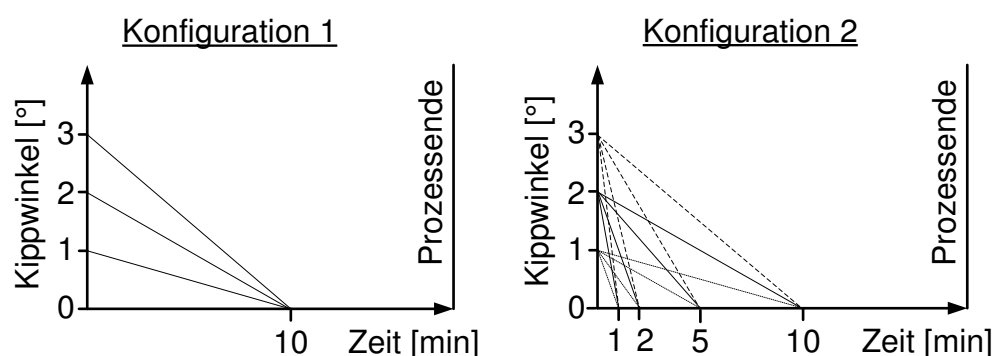


Abbildung 4.17: Versuchssparameter zur Analyse einer inhomogenen Druckverteilung

Bei Konfiguration 1 wurde der zu Prozessbeginn vorliegende Kippwinkel zwischen 1° und 3° variiert, wobei die Dauer bis zur vollständigen Parallelstellung der Werkzeugflächen für alle Proben ca. 10 Minuten betrug. Bei Konfiguration 2 wurde demgegenüber der Start-Kippwinkel konstant gehalten und die Kippgeschwindigkeit von 10 Minuten, über 5 und 2 Minuten bis auf 1 Minute reduziert. Diese Versuchsreihe wurde für Start-Kippwinkel 1° , 2° und 3° durchgeführt.

4.2.3 Einfluss planarer Fließvorgänge auf die Imprägnierung

Bei der Auswertung der Proben wurde der Imprägnierungsfortschritt im Intervall von 3 Minuten analysiert, da nicht nur der Zeitpunkt vollständiger Imprägnierung von Interesse ist, sondern auch der zu diesem Zustand führende Verlauf der Imprägnierung. Die quantitative Bewertung erfolgte nach einem pragmatischen Prinzip (vgl. Abbildung 4.18): Die Aufnahme der Probe wurde entsprechend der Kreuzungspunkte des Gewebes in einzelne Segmente unterteilt. Die quantitative Bewertung des Imprägnierungsfortschritts erfolgte dabei über das Verhältnis aus unvollständig imprägnierten Segmenten zur Gesamtzahl aller Segmente der Aufnahme. Durch dieses Vorgehen wurde eine normierte Kenngröße für die Bewertung der Prozessparameter definiert, der sogenannte Segmentimprägnierungsgrad.

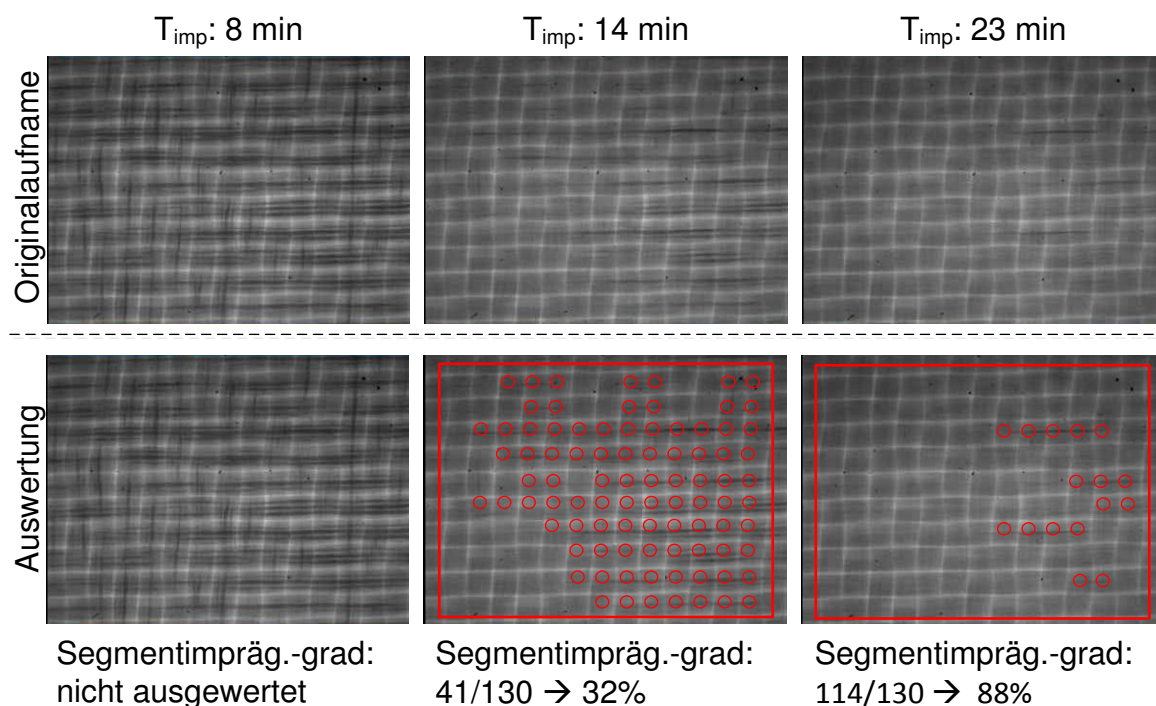


Abbildung 4.18: Auswertung des Imprägnierungszustands anhand einer mit parallelem Werkzeug hergestellten Referenzprobe

Bei der Auswertung wurden nur Segmente berücksichtigt, für welche ein vollständiger Kreuzungspunkt abgebildet worden war. Infolgedessen hat die Anzahl der Segmente zwischen den einzelnen Versuchen in engen Grenzen variieren.

Für die Analyse des Referenzprozesses mit einer Kippwinkeleinstellung von 0° (= parallelem Ober- und Unterwerkzeug) wurden insgesamt 5 Proben mit hergestellt. Die Auswertung ergab eine mittlere Dauer von $34,4 (\pm 2,7)$ Minuten, bis die Imprägnierung vollständig abgeschlossen war. Der Zeitbedarf ist dabei im Vergleich zu den in Kapitel 4.1.2 hergestellten Proben wegen der Halbierung des Prozessdrucks von 10 bar auf 6,1 bar erheblich höher.

Bei der Herstellung der Vergleichsproben mit der ersten Parameterkonfiguration (Variation des Startkippwinkels bei identischer Dauer der Parallelisierung) ist es zu einer erheblichen Verschiebung des Laminats im Presswerkzeug gekommen, wobei das Ausmaß der Verschiebung mit der Größe des Start-Kippwinkels positiv korreliert. Abbildung 4.19 verdeutlicht die Verschiebung anhand einer Aufnahme einer Probe mit einem Start-Kippwinkel von 3° .

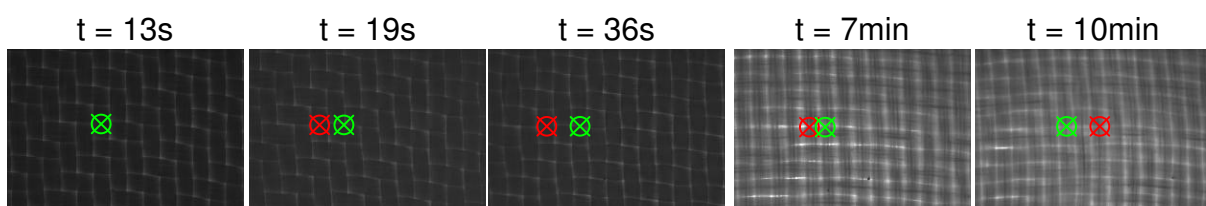


Abbildung 4.19: Gewebeverschiebung durch eine Werkzeugschrägstellung von 3° zu Prozessbeginn (Ausgangsposition = grüne Markierung, aktuelle Position = rote Markierung)

Die grüne Markierung repräsentiert die Position eines Kreuzungspunkts nach einer Prozessdauer von 13 Sekunden und die rote Markierung gibt die jeweils aktuelle Position des Kreuzungspunkts an. Die Verschiebung erfolgt mit dem Eintauchen des Pressstempels zunächst in Richtung der größeren Werkzeugkavität. Mit zunehmender Kippwinkelreduktion kommt es anschließend zu einer Verschiebung in die entgegengesetzte Richtung. Daher befindet sich das Gewebe nach 10 Minuten zum Zeitpunkt paralleler Werkzeughälften wieder ungefähr an der Ausgangsposition, bevor das Werkzeug geschlossen wurde.

Eine derartige Verschiebung tritt beim Intervallheißpressprozess aufgrund der Arbeitsweise mit prinzipiell endlosen Gewebelagen nicht auf. Die vorliegende Werkzeugschrägstellung führt demgegenüber zu einer Streckung des Gewebes entgegen

der Prozessrichtung, so dass die in Produktionsrichtung orientierten Fasern eine geringere Ondulation als die Fasern quer zur Prozessrichtung aufweisen. Demnach muss sich der Effekt der Gewebeverschiebung bzw. -streckung in deutlich unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften für die 0° und 90° Prüfrichtung widerspiegeln.

Hinsichtlich der Beeinflussung der Imprägnierungsgeschwindigkeit zeigen die Auswertungen der nach Konfiguration 1 hergestellten Vergleichsproben ebenfalls signifikante Unterschiede zu den Referenzproben. Die erforderliche Imprägnierungsdauer ist für alle von 0° Kippwinkel unterschiedlichen Einstellungen geringer als bei den Referenzproben (vgl. Abbildung 4.20). Zudem sinkt die erforderliche Imprägnierungsdauer mit zunehmendem Start-Kippwinkel tendenziell. Die stärkste Prozessbeschleunigung liegt für einen Start-Kippwinkel von 3° vor. Hierbei wurde eine Reduktion der Imprägnierungsdauer von ca. 33 % festgestellt (34,3 min → 23,0 min).

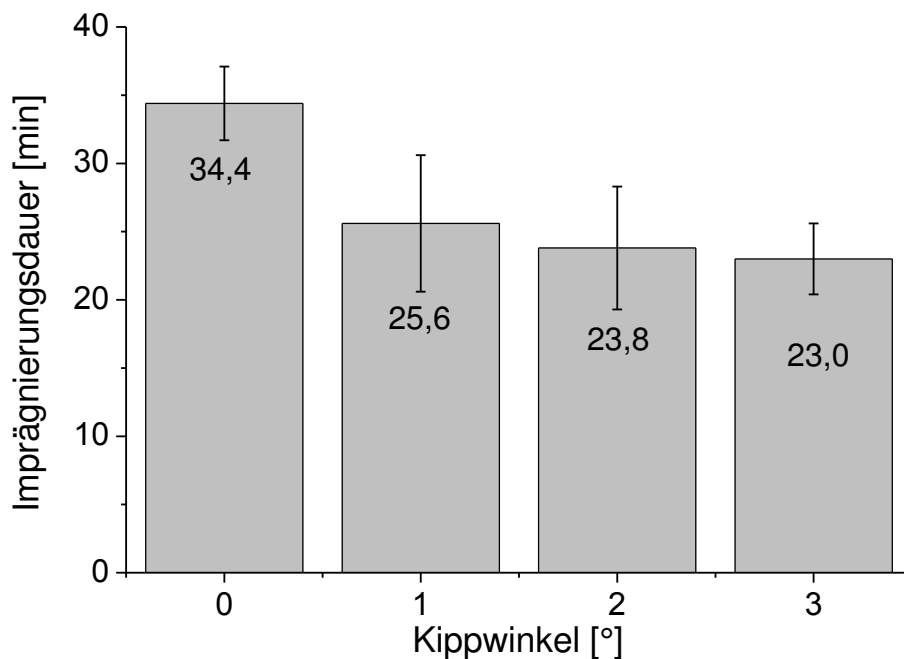


Abbildung 4.20: Imprägnierungsdauer in Abhängigkeit vom Start-Kippwinkel

Abbildung 4.21 stellt den Imprägnierungsfortschritt über die gesamte Prozessdauer für die unterschiedlichen Start-Kippwinkel anhand jeweils einer repräsentativen Proben dar. Die Quantifizierung des Imprägnierungsfortschritts erfolgte dabei über den Segment-Imprägnierungsgrad (vgl. Abbildung 4.18), so dass der Kurvenverlauf nicht den volumetrischen Porengehalt in der Probe widerspiegelt. Nach einer Prozessdauer von ca. 5 Minuten liegt für alle Proben ein Segment-Imprägnierungsgrad von 0 % vor. Die ersten vollständig imprägnierten Segmente wurden nach 6 Minuten

für die Parametereinstellung mit einem Start-Kippwinkel von 3° identifiziert, für welche auch die kürzeste Gesamtprozessdauer resultierte. Für die übrigen Start-Kippwinkel-einstellungen lag ein Segmentimprägnierungsgrad größer als 0 % erst bei ca. 8 - 10 Minuten vor, wodurch die geringere Imprägnierungsgeschwindigkeit verdeutlicht wird. Im weiteren Prozessverlauf werden die Unterschiede in den Imprägnierungsgeschwindigkeiten durch die mit zunehmendem Kippwinkel ebenfalls zunehmende Steigung der Kurven verdeutlicht. Der gravierendste Unterschied im Kurvenverlauf ist zwischen der Referenzprobe ohne Kippwinkel und sämtlichen mit Kippwinkel hergestellten Proben zu erkennen. Die langsamere Zunahme des Segmentimprägnierungsgrads der Referenzprobe untermauert damit die signifikanten Unterschiede in der erforderlichen Imprägnierungsdauer (vgl. Abbildung 4.20).

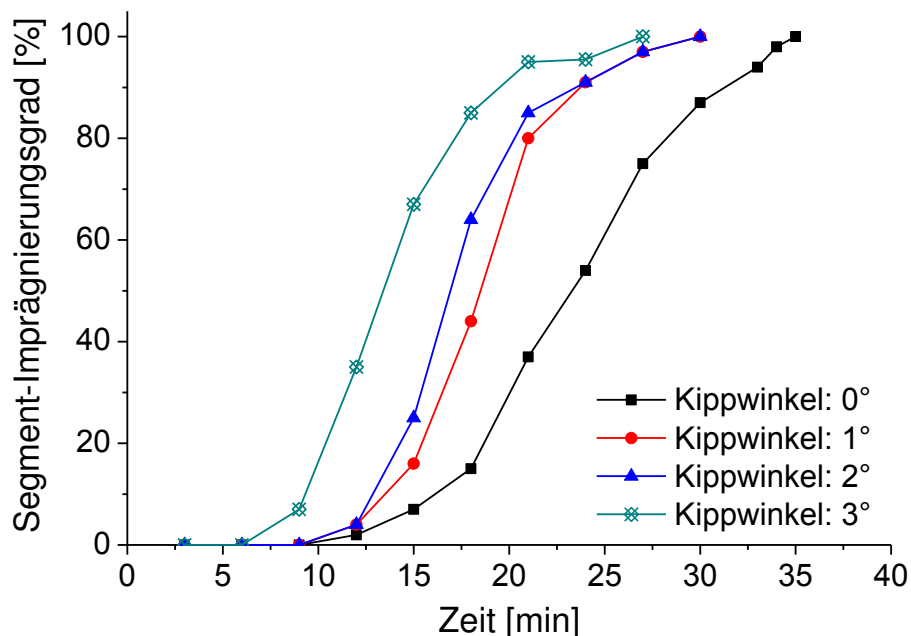


Abbildung 4.21: Imprägnierungsfortschritt in Abhängigkeit vom Start-Kippwinkel

Die Auswertung der mit Parameterkonfiguration 2 durchgeführten Untersuchungen (Variation der Parallelisierungsdauer bei identischem Start-Kippwinkel) ist in Abbildung 4.22 dargestellt. Hierbei wurde jedoch aufgrund der sich ergebenden Probenanzahl lediglich eine Probe pro Konfiguration hergestellt und die Plausibilität im Gesamtzusammenhang mit den restlichen Proben überprüft. Das Diagramm zeigt, dass mit allen Parametereinstellungen eine kürzere Imprägnierungsdauer als beim Referenzprozess mit paralleler Werkzeugkavität realisiert wird. Weiterhin zeigt die Gegenüberstellung der erforderlichen Imprägnierungszeiten, dass die Dauer der Kippwinkelverstellung keinen Einfluss auf die Imprägnierungsgeschwindigkeit hat.

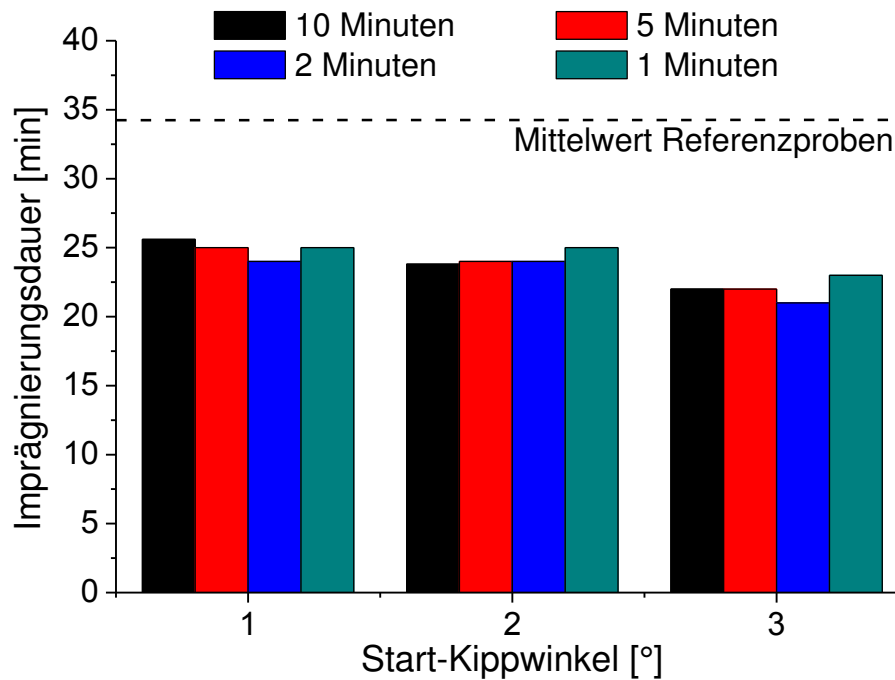


Abbildung 4.22: Start-Kippwinkel abhängige Imprägnierungsdauer für unterschiedliche Kippwinkelgeschwindigkeiten

In Abbildung 4.23 ist der Einfluss der Dauer der Kippwinkelverstellung für die unterschiedlichen Start-Kippwinkel dargestellt. Daran ist ebenfalls eindeutig zu erkennen, dass mit einem größeren Start-Kippwinkel eine größere Beschleunigung des Imprägnierungsprozesses erreicht wird. Dies gilt demnach auch unabhängig von der gewählten Kippwinkelgeschwindigkeit.

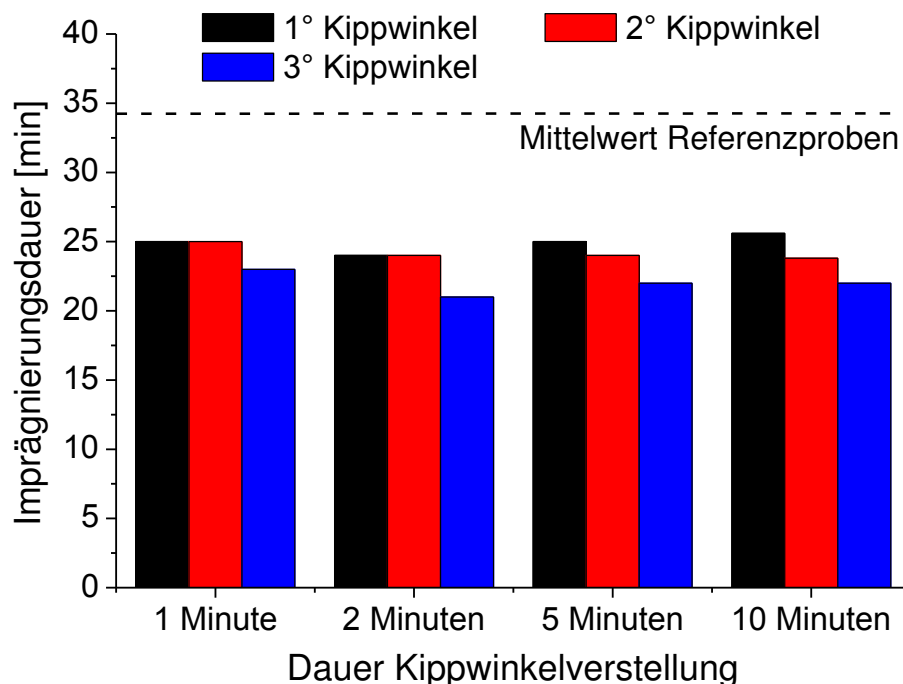


Abbildung 4.23: Imprägnierungsdauer in Abhängigkeit von der Dauer der Kippwinkelverstellung für unterschiedliche Start-Kippwinkel

Nachfolgend sind die bisherigen Untersuchungsergebnisse zusammengefasst:

- Die Verwendung einer nicht parallelen Werkzeugkavität zu Prozessbeginn führt zu einer deutlichen Beschleunigung des Imprägnierungsprozesses.
- Es besteht ein reziproker Zusammenhang zwischen Start-Kippwinkel und Imprägnierungsdauer, d. h. mit zunehmendem Start-Kippwinkel nimmt die erforderliche Imprägnierungsdauer ab.
- Durch die Verwendung einer nicht parallelen Werkzeugkavität wird der gesamte Imprägnierungsprozess beschleunigt, wobei die Imprägnierung auch nach Erreichen der parallelen Werkzeugkavität schneller abläuft.
- Die beschleunigende Wirkung einer nicht parallelen Werkzeugkavität ist unabhängig von der Dauer der Kippwinkelverstellung.

Anhand der gewonnenen Erkenntnisse wird demnach die in Kapitel 1.2 aufgestellte These einer möglichen Steigerung der Imprägnierungsgeschwindigkeit bestätigt. Die Steigerung wird dabei durch planare Polymerfließvorgänge im Laminat und eine optimierte Verdrängung der eingeschlossenen Luft verursacht. Demnach sind auch die in Kapitel 3.4 für den Einlaufbereich in der Intervallheißpresse identifizierte Unterschiede in der Imprägnierungsgeschwindigkeit zwischen 0° und 90° Faserbündel auf planare Polymerfließvorgänge zurückzuführen. In welchem Ausmaß allerdings die Imprägnierung gegenwärtig beschleunigt wird, kann anhand der bisher durchgeführten Untersuchungen nicht ermittelt werden. Vielmehr stellen die in diesem Kapitel gewonnenen Ergebnisse die Basis für zukünftige Forschungsarbeiten zur weiteren Beschleunigung des Imprägnierungsprozesses durch Optimierung der Werkzeuggeometrie im Einlaufbereich dar.

Für den Einsatz in der Serienproduktion ist die Werkzeuggeometrie an das individuelle Material und den jeweiligen Lagenaufbau anzupassen. Dies stellt allerdings aufgrund der dauerhaften Produktion einer Materialkonfiguration keinen technologischen und ökonomischen Nachteil dar. In Abbildung 4.24 sind empfohlene Werkzeugtopographien für zwei unterschiedliche Materialien schematisch dargestellt. Für die Verarbeitung unidirektionaler Faserhalbzeuge empfiehlt sich eine zunehmende Verringerung der Werkzeugkavitätshöhe über die komplette Werkzeugbreite im Einlaufbereich, so dass Polymerfließen entgegen der Prozessrichtung und damit Faserparallel auftritt. Dadurch wird die eingeschlossene Luft effektiv verdrängt und die Faserbündel werden durch das Polymer schneller imprägniert.

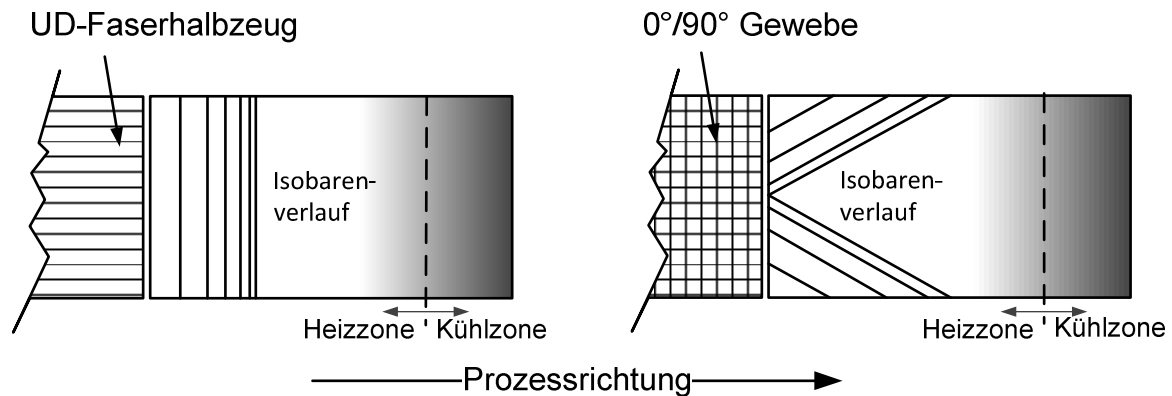


Abbildung 4.24: Optimierte Werkzeuggeometrie zur beschleunigten Imprägnierung bedingt durch planare Fließvorgänge für unterschiedliche Faserorientierungen

Demgegenüber ist für eine $0^\circ/90^\circ$ -Gewebeverstärkung eine zunehmende Verringerung der Werkzeugkavität im Einlaufbereich entgegen und quer zur Prozessrichtung zu empfehlen. Dadurch treten Fließvorgänge des Polymers in beide Faserrichtungen auf und die Luftverdrängung sowie die Imprägnierung der Faserbündel werden begünstigt. Eine vergleichbare Empfehlung zur Prozessoptimierung wurde bereits in vorangegangenen Untersuchungen abgegeben. Jedoch ist darin die Vorteilhaftigkeit eines Druckgradienten nicht experimentell nachgewiesen worden, sondern wurde lediglich anhand theoretischer Überlegungen abgeleitet (vgl. Kapitel 2.1.2) [17].

4.3 Optimierung der Solidifikation bei der Organoblechherstellung

Im Rahmen der Analyse der Druckverteilung beim Intervallheißpressprozess (vgl. Kapitel 3) wurde ein signifikanter Druckabfall im Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone identifiziert. Dadurch erfolgt die Abkühlung des Organoblechs unter geringem äußeren Druck, wodurch Dekonsolidierung auftreten kann. Somit hat der Übergangsbereich einen entscheidenden Einfluss auf die Organoblechqualität. Im Rahmen des Kapitels wird zuerst die Auswirkung der schwindungsinduzierten Druckreduktion auf die treibenden Kräfte für Dekonsolidierung bestimmt (Kapitel 4.3.1). Darauf aufbauend wird in Kapitel 4.3.2 eine an die Schwindung angepasste Werkzeuggeometrie abgeleitet, welche die Kompensation der Druckreduktion zum Ziel hat. Für die Überprüfung der Wirksamkeit der entwickelten Werkzeugmodifikation wird abschließend die im Werkzeug vorliegende Druckverteilung erneut erfasst und die resultierende Zustandsänderung der eingeschlossenen Luftporen ermittelt (Kapitel 4.3.3).

4.3.1 Einfluss der Solidifikation auf die Laminatqualität

In der Literatur ist der Vorgang der Dekonsolidierung beim Aufheizen von Organoblechen beschrieben. Dabei sind als treibende Kräfte für das Auftreten von Dekonsolidierung primär materialinhärente Rückstellkräfte des Verstärkungstextils identifiziert worden (vgl. Kapitel 2.1.2). Für die Dekonsolidierung in der Intervallheißpresse spielen diese jedoch keine Rolle, da die applizierten Prozessdrücke auch in der Übergangszone stets die durch das Verstärkungsgewebe ausgeübten Kräfte übertreffen. Als weitere treibende Kraft ist in der Literatur die Volumenänderung der im Laminat befindlichen Poren aufgeführt. Diese wurde von den meisten Autoren jedoch aufgrund des nur geringen Einflusses gegenüber den materialinhärenten Kräften vernachlässigt (vgl. Kapitel 2.1.2). Bezogen auf den Intervallheißpressprozess bestehen allerdings grundlegende Unterschiede im Laminatzustand. Normalerweise tritt Dekonsolidierung beim erneuten Aufheizen eines Organoblechs auf, wohingegen in der Intervallheißpresse die Dekonsolidierung während der Abkühlphase in einem durchgängigen Werkzeug stattfindet. In beiden Fällen ist der Poreninnenruck vor der Temperaturveränderung gleich dem Porenaußendruck. Dieser entspricht beim Aufheizen eines Organoblechs dem Atmosphärendruck und ist während der gesamten Phase der Dekonsolidierung konstant. Beim Intervallheißpressprozess entspricht dieser dagegen dem Prozessdruck, so dass der Porenaußendruck durch die Verringerung des applizierten Prozessdrucks im Übergangsbereich ebenfalls sinkt. Demnach ist die beim Abkühlen resultierende Zustandsänderung nicht identisch mit den in der Literatur ermittelten Zustandsänderungen, da diese sowohl von der Abnahme der Prozesstemperatur als auch von der Reduktion des Prozessdrucks bestimmt wird. Folglich kann auch die Volumenänderung der Poren im Laminat für den Intervallheißpressprozess nicht vernachlässigt werden.

Im Rahmen der durchgeführten Analyse zum Einfluss der Solidifikation auf den Porenzustand, sind die resultierenden Zustände mit hinreichender Genauigkeit mit der allgemeinen Gasgleichung für ideale Gase bestimmt worden (vgl. Formel (2-5)) [62, 65, 69]. Für die Zustände vor und nach dem Abkühlen folgt daraus:

$$\text{Vor dem Abkühlen:} \quad P_{P,\text{warm}} \cdot V_{P,\text{warm}} = n \cdot R \cdot T_{P,\text{warm}} \quad (4-1)$$

$$\text{Nach dem Abkühlen:} \quad P_{P,\text{kalt}} \cdot V_{P,\text{kalt}} = n \cdot R \cdot T_{P,\text{kalt}} \quad (4-2)$$

Hierbei sind n die Stoffmenge und R die Gaskonstante für Luft. Für die beiden Zustände vor und nach dem Abkühlen nehmen der Druck P_P in der Pore, das Volumen V_P und die Temperatur T_P unterschiedliche Werte an (warm und kalt). Die Zustandsgrößen vor der Abkühlung sind durch die real vorliegenden Prozessbedingungen in der Heizzone der Intervallheißpresse vorgegeben. Für die Analyse der Zustandsänderung wurden weiterhin folgende vereinfachende Annahmen getroffen:

- Der Einfluss der intermittierenden Arbeitsweise der Intervallheißpresse wird vernachlässigt.
- Die Zustandsänderungen werden für die Werkzeugmitte bestimmt, d. h. nur der mittig gemessene Temperatur- und Druckverlauf wird repräsentativ verwendet.
- Die Menge der eingeschlossenen Luft ist konstant, d. h. es kann während der Dekonsolidierung keine zusätzliche Luft in das Laminat eindringen bzw. entweichen.

Anhand der Prämissen ergibt sich für die Zustandsänderung:

$$P_{P,kalt} \cdot V_{P,kalt} = P_{P,warm} \cdot V_{P,warm} \cdot \frac{T_{P,kalt}}{T_{P,warm}} \quad (4-3)$$

Mit $T_{P,kalt} < T_{P,warm}$ folgt:

$$P_{P,kalt} \cdot V_{P,kalt} > P_{P,warm} \cdot V_{P,warm} \quad (4-4)$$

Daran wird ersichtlich, dass die formale Bedingung (Formel (4-5)) durch ein gestiegenes Produkt aus Poreninnendruck und Porenvolumen erfüllt wird, d. h. es existieren unzählige Kombinationsmöglichkeiten für die beiden Zustandsgrößen. Mit der allgemeinen Gasgleichung für ideale Gase ist jedoch die simultane Analyse einer korrelierten Zustandsänderung nicht möglich. Aus diesem Grund sind die beiden Faktoren getrennt voneinander untersucht worden. Unter der Voraussetzung, dass das Porenvolumen konstant ist ($V_{P,kalt} = V_{P,warm}$), ergibt sich der einstellende Poreninnendruck nach dem Abkühlen näherungsweise mit:

$$P_{P,kalt} = P_{P,warm} \cdot \frac{V_{P,warm}}{V_{P,kalt}} \cdot \frac{T_{P,kalt}}{T_{P,warm}} \quad \overset{V_{P,kalt} = V_{P,warm}}{\Rightarrow} \quad P_{P,kalt} = P_{P,warm} \cdot \frac{T_{P,kalt}}{T_{P,warm}} \quad (4-5)$$

Anhand der formalen Darstellung wird deutlich, dass der resultierende Poreninnendruck bei der Abkühlung sinkt. Wie beschrieben, kommt es beim Realprozess durch die Polymerschwindung zeitgleich auch zur Reduktion des applizierten Prozess-

drucks, so dass das Verhältnis aus Porenaußendruck zu Poreninnendruck von den realen Druckverhältnissen abhängig ist. Basierend auf den in Kapitel 3.2.3 gemessenen Temperatur- und Druckprofilen in der Intervallheißpresse sowie unter Verwendung der Formel (4-5) wurde der Poreninnendruck für die Temperatureinstellung $T(190/190\text{ °C})$ berechnet. In Abbildung 4.25 ist dieser sowie der gemessene Prozessdruck für den Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone dargestellt. Alle hier und in den folgenden Abbildungen angegebenen Drücke stellen einen Überdruck zum Atmosphärendruck dar, d.h. 0 bar entspricht dem Atmosphärendruck.

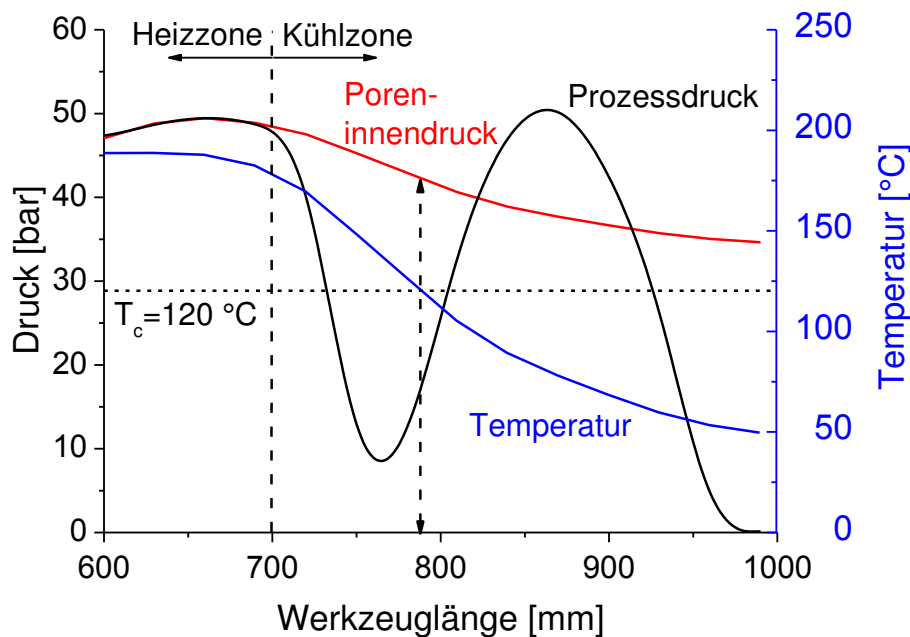


Abbildung 4.25: Resultierender Poreninnendruck während der Solidifikation in der Intervallheißpresse bei konstantem Porenvolumen

Der Vergleich der vorliegenden Drücke zeigt, dass der Poreninnendruck bis zu einer Werkzeuglänge von ca. 720 mm gleich dem applizierten Prozessdruck ist, d. h. in diesem Bereich kann keine Dekonsolidierung auftreten. Anschließend kommt es jedoch zu einer starken Reduktion des Prozessdrucks in der Kühlzone, so dass der Poreninnendruck größer ist als der applizierte Prozessdruck. Demnach ist das Auftreten von Dekonsolidierung in diesem Bereich möglich. Wird die reale Temperatur in die Analyse mit einbezogen, zeigt sich, dass das Organoblech in diesem Bereich unter die Schmelztemperatur abgekühlt ist. Folglich liegen wesentliche Bestandteile des teilkristallinen Polypropylens wieder in festem Zustand vorliegen. Allerdings wird die Kristallisationstemperatur ($T_C \approx 120\text{ °C}$) erst später unterschritten. Bis zu diesem Zeitpunkt sind für die plastische Verformung des Matrixmaterials nur geringe Kräfte erforderlich, so dass Dekonsolidierung dennoch möglich ist. Im weiteren Pro-

zessverlauf liegt ab einer Werkzeuglänge von ca. 820 mm der Poreninnendruck wieder unterhalb des Prozessdrucks, wobei zu diesem Zeitpunkt auch die Kristallisation abgeschlossen ist. Deshalb ist die erneute Kompaktierung der Poren, bzw. die Rekonsolidierung des Laminats, nur in begrenztem Umfang möglich.

Die Analyse zu den vorliegenden Druckverhältnissen hat verdeutlicht, dass während der Abkühlung des Laminats in Teilbereichen der Poreninnendruck über dem Prozessdruck liegt. Für die Analyse des resultierenden Porenvolumens wurde daher analog zur Vorgehensweise in der Literatur angenommen, dass der Poreninnendruck stets dem applizierten Prozessdruck folgt [69]. Für diesen Fall wird das Porenvolumen durch Formel (4-6) beschrieben:

$$V_{P,kalt} = V_{P,warm} \cdot \frac{P_{P,warm}}{P_{P,kalt}} \cdot \frac{T_{P,kalt}}{T_{P,warm}} \quad (4-6)$$

Für den realen Zustand in der Intervallheißpresse ergibt sich demnach das in Abbildung 4.26 dargestellte Porenvolumen. Daran wird ersichtlich, dass das resultierende Porenvolumen im Übergangsbereich theoretisch bis auf das 6,5-fach des Ausgangsvolumens ansteigt. Dabei wird das Volumenmaximum im Minimum des Prozessdrucks erreicht, wobei diese Punkte für die verwendeten Prozessparameter mit dem Erreichen der Rekristallisationstemperatur übereinstimmen. Demnach kommt es beim realen Prozess im Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone zur Expansion der noch im Laminat befindlichen Poren.

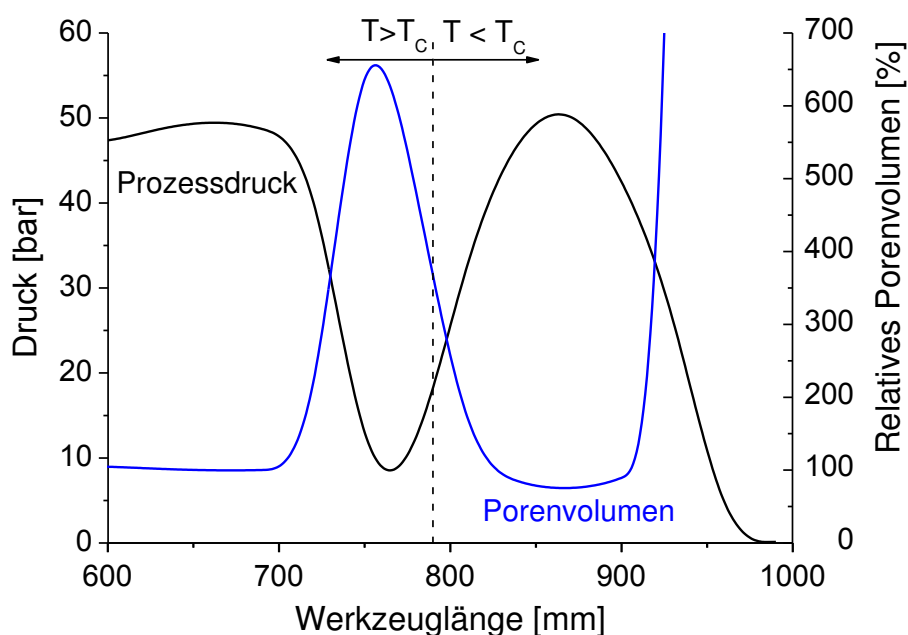


Abbildung 4.26: Theoretisches Porenvolumen (Temperaturprofil T(190/190 °C))

Im weiteren Prozessverlauf nimmt das Porenvolumen theoretisch wieder ab. Da jedoch sämtliche Bestandteile des Polymers im festen Zustand vorliegen, resultiert ein Unterdruck in den zuvor expandierten Poren. Nach Verlassen des Presswerkzeugs wandelt sich dieser Unterdruck erneut in einen Überdruck, da lediglich der Atmosphärendruck appliziert wird (vgl. Poreninnendruck und Porenvolumen bei einer Werkzeuglänge von ca. 1000 mm, Abbildung 4.25 und Abbildung 4.26). Dieser Überdruck hat jedoch keine negativen Auswirkungen auf die Organoblechqualität, da dieser durch Diffusionsvorgänge wieder ausgeglichen wird.

Der nach Prozessende im Organoblech vorliegende Porengehalt wird im Falle der drucklosen Abkühlung zudem durch die im Polypropylen gelöste Luft negativ beeinflusst. Untersuchungen in der Literatur haben gezeigt, dass bei einer Verarbeitungstemperatur von 200 °C und einem Druck von 300 bar bis zu 1500 Vol.-% an Luft im Polymer gelöst werden können [121]. Dies verdeutlicht, dass auch beim Intervallheißpressprozess (200 °C und ca. 50 bar) eine nicht zu vernachlässigende Luftmenge im Polymer gelöst sein kann, welche beim Abkühlen unter verringertem Prozessdruck wieder freigesetzt wird.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Laminatqualität durch die Verringerung des Prozessdrucks im Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone in der Intervallheißpresse negativ beeinflusst wird. Weiterhin folgt aus den Prozessgegebenheiten, dass dieser negative Einfluss unabhängig von den verwendeten Temperatureinstellungen ist, da die Druckverringerung unmittelbar mit der Abkühlung verbunden ist. Eine temperaturseitige Optimierung ist lediglich indirekt möglich, indem der Übergangsbereich verlängert wird und somit die Werkzeugoberfläche durch Deformation dem Schwindungsverhalten des Organoblechs folgen kann. Dadurch stellt sich eine geringere Druckreduktion ein. Dieser Optimierungsmaßnahme sind jedoch durch die Anlagendimensionierung klare Grenzen gesetzt. Eine alternative Optimierungsstrategie besteht in der Anpassung der Werkzeuggeometrie zur Kompensation des Schwindungsverhaltens des Organoblechs. Diese Möglichkeit wird im folgenden Kapitel betrachtet.

4.3.2 Optimierung der Werkzeuggeometrie

Zur Unterdrückung des Porenwachstums während der Solidifikation, wurde im Rahmen dieses Kapitels eine an die Polymerschwindung angepasste Werkzeuggeome-

trie abgeleitet, um den gemessenen Druckabfall in der Übergangszone der Intervallheißpresse zu kompensieren. Dadurch wurde die Möglichkeit der Dekonsolidierung während der Abkühlung des Laminats ausgeschlossen sowie die Freisetzung von im Polymer gelöster Luft verhindert.

Für die Anpassung der Werkzeuggeometrie war die Ermittlung des laminatspezifischen Schwindungsverhaltens für den Temperaturbereich zwischen der Verarbeitungstemperatur und der Temperatur nach Durchlaufen der Übergangszone erforderlich. Die Bestimmung erfolgte durch die Kombination zweier unterschiedlicher Verfahren. Für den Temperaturbereich zwischen Raum- und Schmelztemperatur wurde die Laminatschwindung mit TMA-Messungen⁶ charakterisiert. Dabei wurde eine Abnahme der Probendicke von 3,0 % im Temperaturbereich von 20 °C bis 150 °C gemessen. Für die Ermittlung der im schmelzflüssigen Zustand auftretenden Laminatschwindung, wurden Proben mit einer Laborheißpresse hergestellt und die Dickenabnahme beim Abkühlen mittels optischer Videoerfassung aufgezeichnet. Wesentliche technische Randbedingungen der Laborheißpresse sind in Tabelle 4.1 aufgelistet:

Tabelle 4.1: Technische Daten der verwendeten Laborheißpresse

Kenngroße	Wertebereich
Maximale Temperatur	60 °C
Maximale Heizrate	10 K/s
Pressfläche	58x58 mm ²
Maximale Presskraft	5 kN

Für die Probenherstellung wurde ein rundes, mehrteiliges Presswerkzeug mit einem Durchmesser von 50 mm verwendet (vgl. Abbildung 4.27). Für die Probenherstellung ist der Standard Laminataufbau aus Polymerfolie und Gewebe [G,P,P,G]_s analog zu den Versuchen mit der Intervallheißpresse verwendet worden (vgl. Kapitel 3.1). Als Temperatureinstellung wurde 190 °C gewählt, so dass die Ergebnisse zur Dickenabnahme des Laminats beim Abkühlen direkt auf den Intervallheißpressprozess übertragen werden konnte. Für die Probenherstellung wurde das Presswerkzeug innerhalb von 200 Sekunden aufgeheizt, das Gewebe mit Polypropylen imprägniert und anschließend wieder innerhalb von 300 Sekunden auf 50 °C abgekühlt. Dies entspricht einer Kühlrate von ca. 47 K/min, was annähernd an den im Intervallheiß-

⁶ Ergebnisdiagramm der TMA-Messung befindet sich im Anhang.

pressprozess vorliegenden Wert heranreicht. Die Presskraft wurde über die gesamte Prozessdauer aufrecht erhalten, wobei jeweils eine Probe mit 5 bar, 10 bar, 15 bar, 20 bar und 25 bar Pressdruck hergestellt worden ist, um einen möglichen Einfluss des Drucks auf das Messergebnis zu ermitteln.

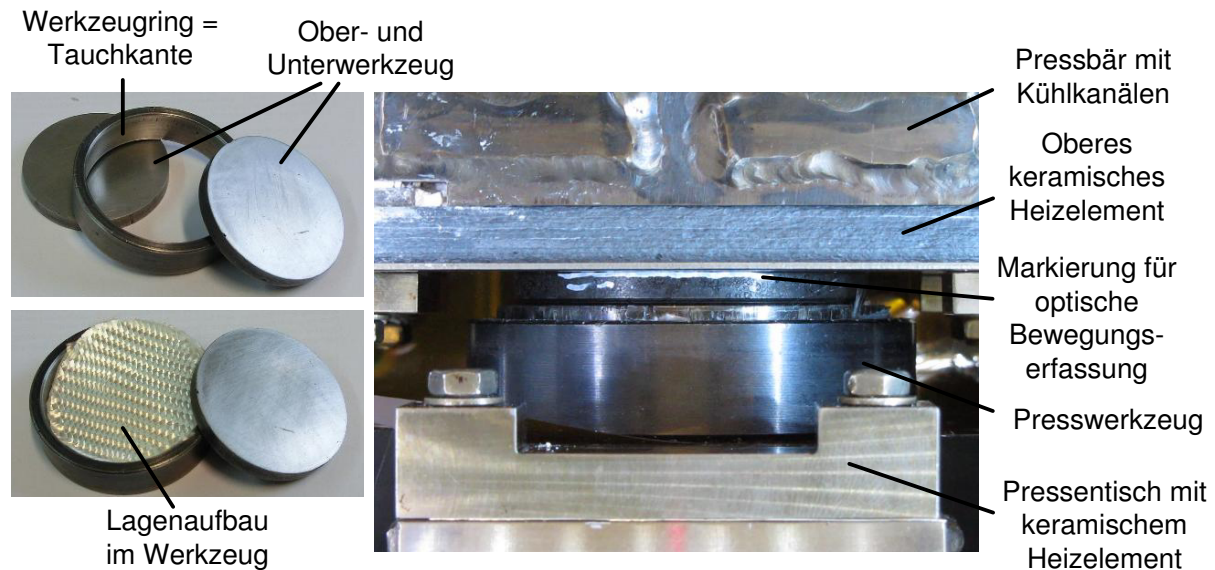


Abbildung 4.27: Presswerkzeug für die Probenherstellung sowie Versuchsaufbau in der Laborpresse

Die Auswertung der Videoaufnahmen der Probendickenveränderung beim Abkühlen erfolgte mit der Software Motion Studio der Firma IDT Inc. Zur Steigerung der Auswertqualität wurde dafür vor jeder Probenherstellung das Oberwerkzeug mit einer weißen Markierung versehen (vgl. Abbildung 4.27). Die Software erstellte daraufhin ein Bewegungsmuster für diesen definierten, kontrastreichen Bildpunkt über die gesamte Aufzeichnungsdauer. Durch die Vorgabe einer Kalibrierungsstrecke wurde hieraus der real zurückgelegte Weg des Bildpunkts bzw. des Werkzeugs berechnet (vgl. Abbildung 4.28). Am Verlauf der Probendicke sind deutlich die einzelnen Phasen des Herstellungsprozesses zu erkennen. Zu Beginn erfolgt eine schnelle Reduktion der Probendicke durch die Kompaktierung der Gewebelagen nach Beaufschlagung mit dem Verarbeitungsdruck. Anschließend verlangsamt sich die Dickenabnahme, wobei zuerst die Makro- und dann die Mikroimprägnierung erfolgen. Der Beginn der Kühlphase ist ebenfalls deutlich durch eine abrupte Reduktion der Probendicke nach einer Prozessdauer von ca. 2200 Sekunden gekennzeichnet.

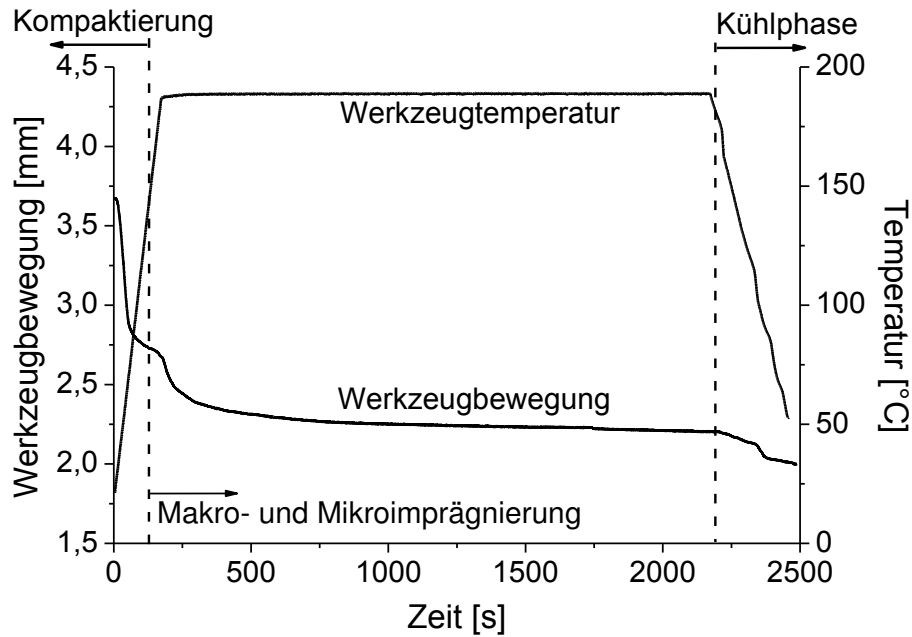


Abbildung 4.28: Werkzeugbewegung während des gesamten Herstellungsprozesses

Die Schwindung in der Kühlphase zeigt ebenfalls einen charakteristischen Verlauf (vgl. Abbildung 4.29). Nach einer anfänglich langsamen Dickenreduktion folgt ein schneller Abfall der Kurve, welcher auf die Kristallisation zurückzuführen ist. Anschließend wird die Schwindung wieder ausschließlich durch die thermische Volumenreduktion verursacht. Die Abbildung zeigt zudem, dass alle Messkurven eine nahezu identische Laminatschwindung aufweisen, so dass eine Beeinflussung durch den Verarbeitungsdrucks ausgeschlossen wurde.

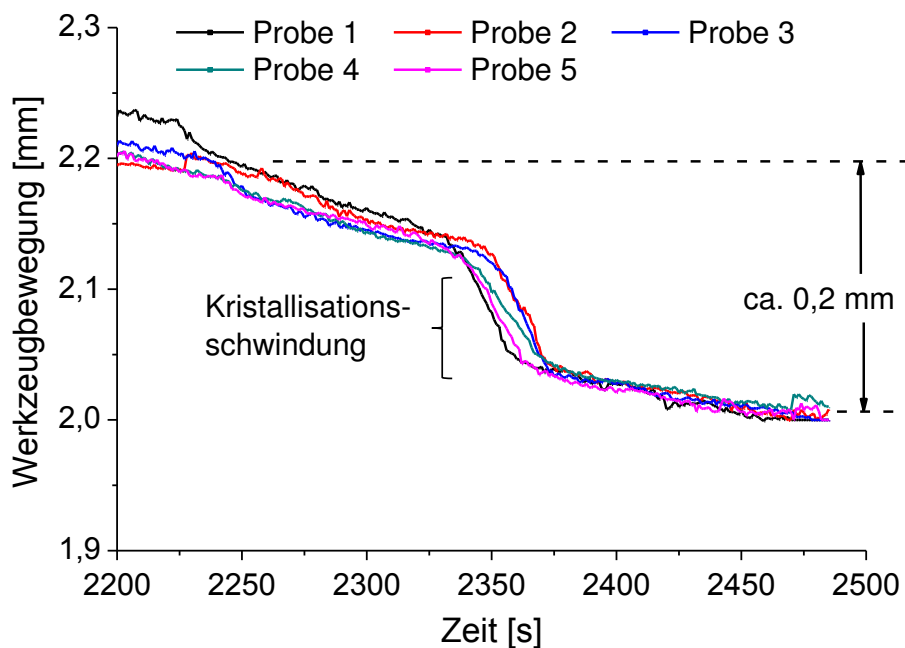


Abbildung 4.29: Dickenabnahme der hergestellten Proben während der Abkühlung

Für die Bestimmung der vorliegenden Laminatschwindung zwischen Prozess- und Abkühltemperatur ist die aufgezeichnete Kurve um den Schwindungsanteil des Stahlwerkzeugs zu korrigieren. Für die gemessene Gesamtschwindung von ca. 0,2 mm (vgl. Abbildung 4.29) und einer berechneten Werkzeugschwindung von ca. 0,05 mm ergibt sich eine Veränderung der Laminatdicke von 0,15 mm. Dies entspricht einer relativen Dickenschwindung von ca. 7,5 % für die Abkühlung von 190 °C auf 50 °C.

Die ermittelte Gesamtschwindung wurde anschließend mit dem Ergebnis der TMA-Messungen ergänzt. Die kombinierte Darstellung aus TMA-Messung und optischer Auswertung sind in Abbildung 4.30 für den Temperaturbereich von 20 °C bis 190 °C dargestellt.

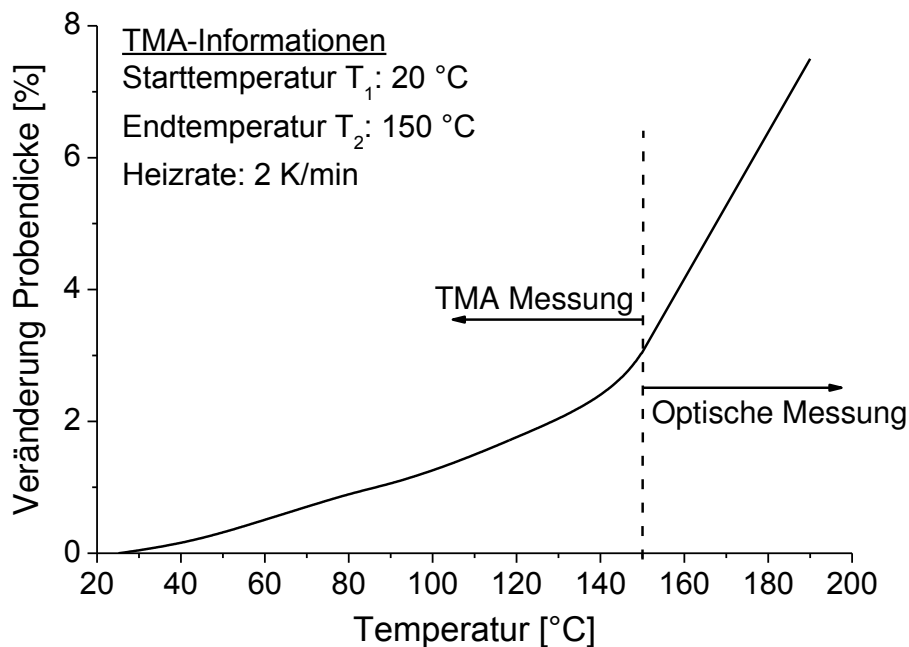


Abbildung 4.30: Thermisches Schwindungsverhalten des Standard-Laminataufbaus im Temperaturbereich von 20 °C bis 190 °C

Basierend auf den ermittelten Schwindungsdaten des Laminats wurde anschließend die in der Intervallheißpresse vorliegende Laminatdicke für den bei der Druckerfassung realen gemessenen Temperaturverlauf (Temperaturprofil 190/190 °C) berechnet (vgl. Abbildung 4.31). Daran wird deutlich, dass die thermischen Eigenschaften des Laminats zu einer abrupten Reduktion der Laminatdicke am Anfang der Kühlzone (Werkzeuglänge = 700 mm) führen, woraus letztlich der in Kapitel 3.2.4 gemessene Druckabfall resultiert. Um den Druckabfall auszugleichen, ist die Werkzeuggeometrie entsprechend der Dickenabnahme aufzudicken, d. h. die Werkzeuggeometrie ist an den invertierten Verlauf der Dickenabnahme anzupassen.

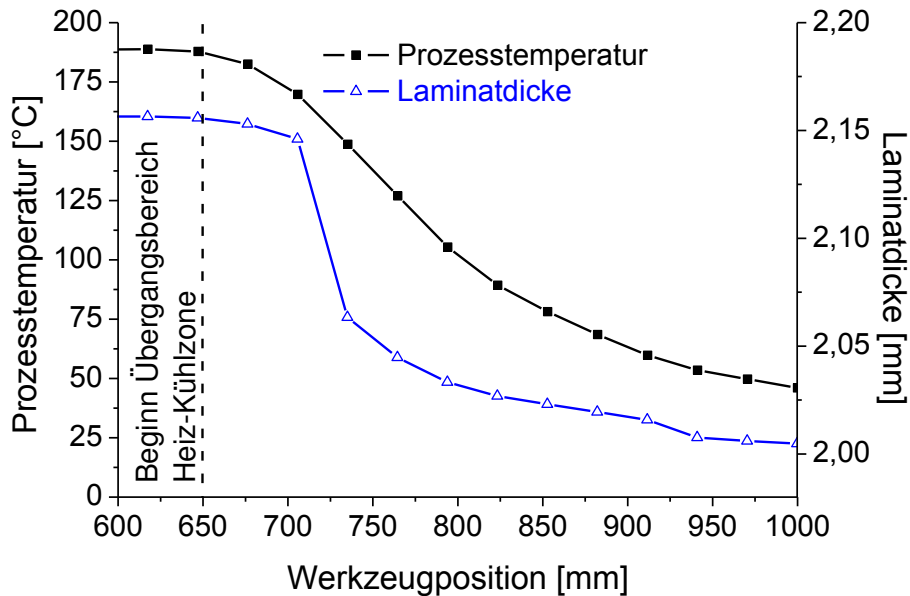


Abbildung 4.31: Reduktion der Laminatdicke im Übergangsbereich Heiz-Kühlzone aufgrund thermischer Schwindung ($T(190/190\text{ °C})$)

Für die Ableitung der optimierten Werkzeuggeometrie war zudem die Berücksichtigung der real vorliegenden Druckverhältnisse von essentieller Bedeutung. Ergänzend zur theoretischen Werkzeugaufdickung zeigt Abbildung 4.32 für den in der Werkzeugmitte vorliegenden Prozessdruck, dass dieser in der Kühlzone wieder auf das Niveau von der Hochtemperaturzone ansteigt. Ein entsprechend der berechneten Laminatdicke (= theoretische Werkzeugaufdickung) angepasstes Werkzeuggeometrie würde diesen erneuten Druckanstieg weiter verstärken.

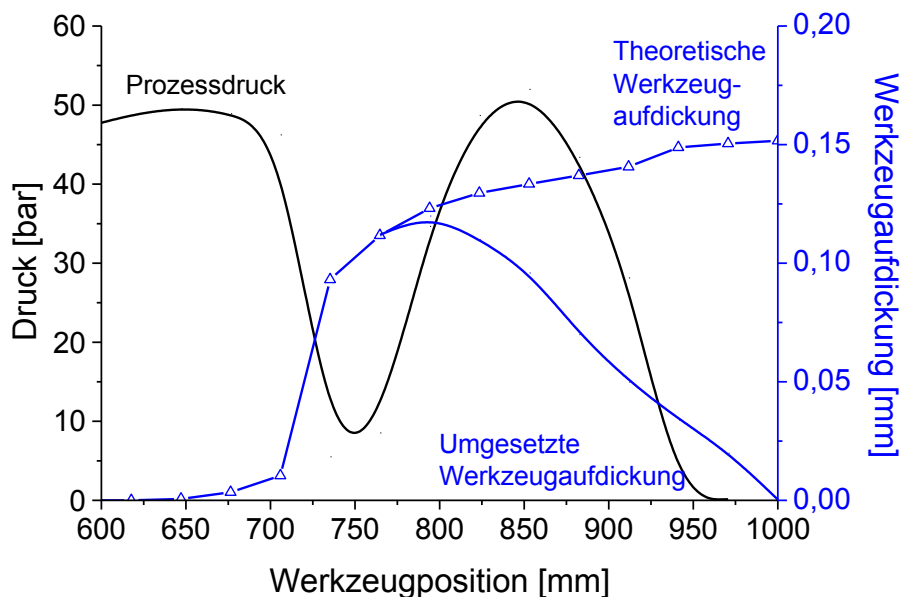


Abbildung 4.32: Ableiten einer optimierten Werkzeuggeometrie unter Berücksichtigung des vorliegenden Prozessdrucks

Da das Organoblech an dieser Werkzeugposition bereits im festen Zustand vorliegt, kann durch die weitere Druckerhöhung keine Steigerung der Organoblechqualität realisiert werden. Vielmehr würde dies den Ausgleich der davorliegenden druckreduzierten Zone erschweren. Daher erfolgte die Anpassung der Werkzeuggeometrie an das Schwindungsverhalten des Laminats lediglich für den Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone. Für den Hochdruckbereich in der Kühlzone wurde dagegen die Werkzeugaufdickung wieder reduziert, bis letztlich die ursprüngliche Werkzeugkavität vorlag (= umgesetzte Werkzeugaufdickung, vgl. Abbildung 4.32).

4.3.3 Experimentelle Validierung der Werkzeugmodifikation

Um den Einfluss der zuvor abgeleiteten Werkzeugmodifikation auf die Prozessbedingungen zu ermitteln, wurden Organobleche mit angepasster Werkzeuggeometrie hergestellt. Dabei wurde die sich einstellende Druckverteilung analog zu der in Kapitel 3.2.2 beschriebenen experimentellen Vorgehensweise erfasst und mit der nicht modifizierten Druckverteilung verglichen. Basierend auf den Druckdaten erfolgte anschließend die Beurteilung der Dekonsolidierungsneigung anhand der resultierenden Zustandsänderungen der Poren während der Abkühlphase.

Die Modifikation der Werkzeuggeometrie wurde nicht durch spanende Bearbeitung des bestehenden Plattenwerkzeugs der Intervallheißpresse durchgeführt, sondern durch die Anfertigung eines sogenannten Werkzeugauflegers. Dieser wurde auf der Werkzeugoberfläche angebracht und bildete somit die neue Kavität zwischen Ober- und Unterwerkzeug. Als Material wurde hochtemperaturbeständiges Polyimid gewählt (Markenname: Kapton[®], Hersteller: DuPont), da dieses in Folienform mit unterschiedlichen Dicken verfügbar ist. Somit konnten durch Schichten mehrerer Lagen unterschiedlichste Stapeldicken realisiert werden. Dabei wurde die Dicke und Position der Polyimidfolien derart gewählt, dass die Laminatschwindung durch lediglich einen Werkzeugaufleger ausgeglichen wurde, welcher auf das Unterwerkzeug aufgebracht war. Für den Aufbau kamen zwei Lagen Kaptonfolie mit unterschiedlicher Breite und einer Stärke von jeweils 50 µm zum Einsatz. Die Ableitung der erforderlichen Folienabmessungen sowie der resultierende Werkzeugaufleger sind in Abbildung 4.33 dargestellt.

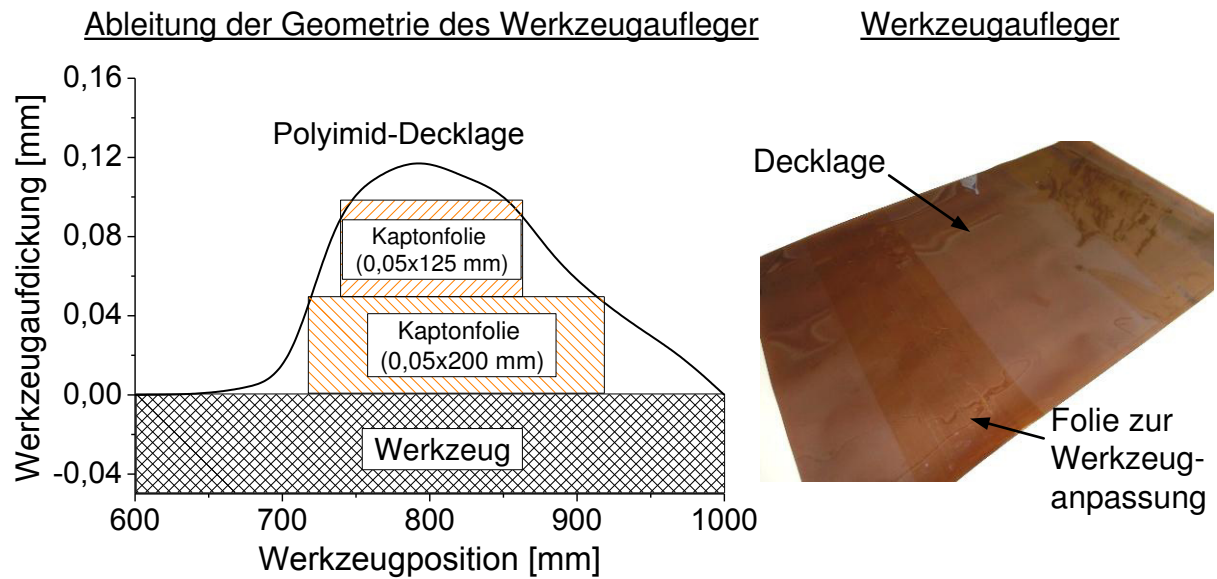


Abbildung 4.33: Werkzeugaufleger zur Reduktion des Druckabfalls im Übergangsbereich Heiz-Kühlzone

Um einerseits die Beschädigung des Folienaufbaus durch die Vorschubbewegung des Laminats bei der Organoblechherstellung zu verhindern und andererseits die Dickensprünge an der Folienkante zu homogenisieren, wurde der Lagenaufbau durch eine weitere Polyimidfolie mit einer Dicke von 125 μm abgedeckt. Die Decklage hatte dabei die Größe des gesamten Werkzeugs (vgl. Abbildung 4.33). Der so hergestellte Werkzeugaufleger wurde anschließend auf dem Unterwerkzeug positioniert und am Werkzeugeinlauf befestigt, so dass die thermische Dehnung nicht behindert wurde und keine Faltenbildung im Betrieb entstand. Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wurden für die Laminatherstellung die identischen Parameter wie bei der Überprüfung der Laminatqualität ohne Werkzeugmodifikation eingesetzt (vgl. Tabelle 4.2 und Tabelle 3.1). Die Validierung erfolgte jedoch lediglich für das homogene Temperaturprofil $T(190/190\text{ }^\circ\text{C})$.

Tabelle 4.2: Prozessparameter für die Analyse mit modifiziertem Werkzeug

Parameter	Wert	Parameter	Wert
Hydraulikdruck	256 bar	Pressdauer je Zyklus	18 s
Pressdruck	20 bar	Dauer Öffnungs- und Schließbewegung	3 s
Vorschubbewegung	30 mm	Zyklusdauer	21 s
Prozessgeschwindigkeit	5 m/h		

Abbildung 4.34 zeigt links den ursprünglichen und rechts den mit modifizierter Werkzeuggeometrie erfassten Prozessdruck. Der Vergleich macht deutlich, dass durch die

Modifikation die Druckreduktion im Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone vollständig ausgeglichen wurde. Weiterhin zeigt die Druckerfassung einen Einfluss der Werkzeugmodifikation auf den Einlaufbereich und die Kühlzone. Im Einlaufbereich liegt nun eine homogenere Druckverteilung quer zur Prozessrichtung vor, obwohl die Werkzeuggeometrie in diesem Bereich nicht modifiziert worden ist. In der sich anschließenden Kühlzone sind die maximal vorliegenden Prozessdrücke niedriger als bei der nicht modifizierten Werkzeuggeometrie. Zudem fällt der Prozessdruck in Richtung Pressenauslauf schneller ab. Dies hat jedoch keinen negativen Einfluss auf die Organoblechqualität, da zu diesem Zeitpunkt das Laminat bereits im festen Zustand vorliegt.

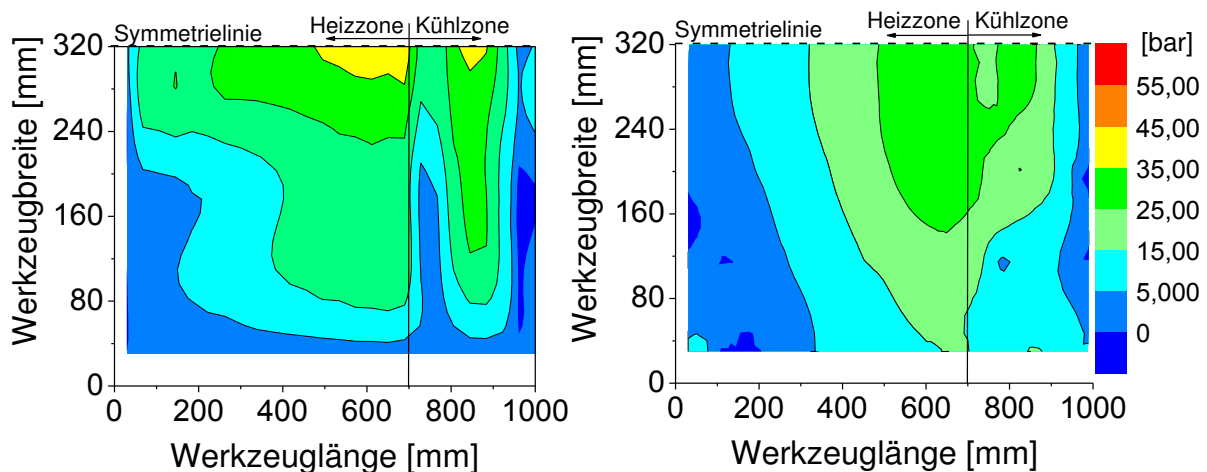


Abbildung 4.34: Vergleich der ursprünglichen Druckverteilung mit der für das modifizierte Werkzeug resultierenden Druckverteilung

Mit den erfassten Druckdaten wurden daraufhin die sich einstellenden Zustandsänderungen der im Laminat eingeschlossenen Poren für den Werkzeugbereich von 600 mm bis 1000 mm berechnet (vgl. Abbildung 4.35). Daran zeigt sich deutlich, dass die Nivellierung des Prozessdrucks zu einem deutlich geringeren Anstieg des Poreninnendrucks führt. Dennoch liegt im Übergangsbereich für eine kurze Wegstrecke der Poreninnendruck über dem Prozessdruck. Somit ist trotz der durchgeführten Werkzeugmodifikation das Auftreten von Dekonsolidierung durch Porenwachstum möglich. Wie das relative Porenvolumen allerdings erkennen lässt, findet eine theoretische Zunahme des Porenvolumens auf lediglich ca. 140 % statt. Im Vergleich zu dem relativen Porenvolumen mit dem nicht optimierten Prozess (Zuwachs auf ca. 350 % Porenvolumen, vgl. Abbildung 4.26), ist dies ein deutlich verringerter Anstieg. Demnach kann Dekonsolidierung nur in einem reduzierten Umfang auftreten.

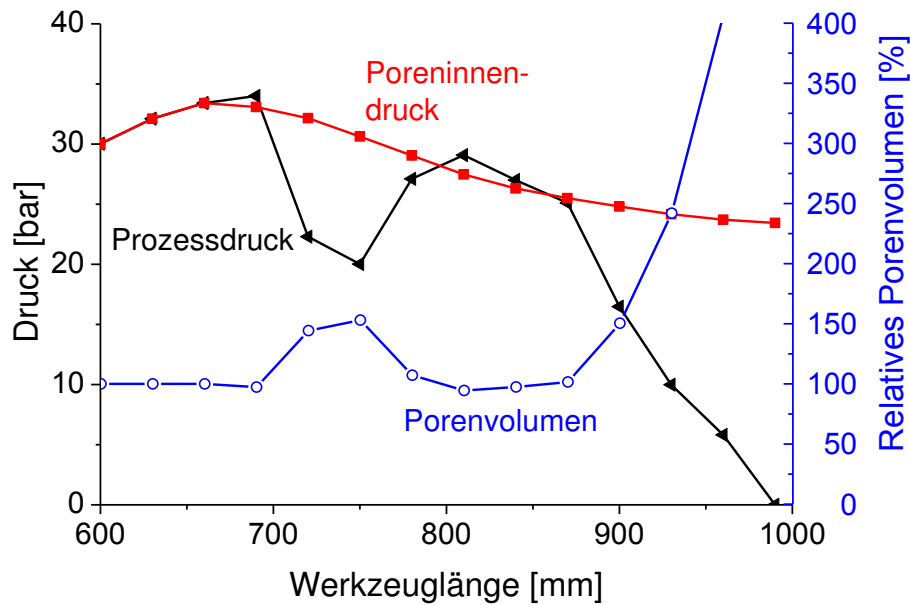


Abbildung 4.35: Resultierende Zustandsänderungen in den Poren mit optimierter Werkzeuggeometrie

Mögliche Ursache für den trotz der Modifikation vorliegenden geringen Druckabfall ist das Design des Werkzeugauflegers, da mit der verwendeten Kaptonfolie nicht das exakte Schwindungsverhalten nachgebildet werden konnte (vgl. Abbildung 4.33). Wird demgegenüber das Presswerkzeug der Intervallheißpresse an die Schwindung angepasst, ist von einer vollständigen Kompensation des Druckabfalls auszugehen.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass mit der durchgeführten Analyse der positive Einfluss der Werkzeugmodifikation auf die in der Intervallheißpresse vorliegende Druckverteilung bestätigt wurde. Dadurch werden das Auftreten von Dekonsolidierung sowie die Freisetzung von im Polymer gelöster Luft verhindert. Somit stellt die Anpassung der Werkzeuggeometrie im Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone an das Schwindungsverhalten des Laminats einen wichtigen Bestandteil der Prozessoptimierung dar.

5 Modellierung der Imprägnierungsleistung mit dem B-Faktor Modell

Für die Modellierung der Imprägnierungsleistung wird im Rahmen der Arbeit das von Mayer entwickelte B-Faktor-Modell (vgl. Kapitel 2.1.4) eingesetzt. Es zielt im Gegensatz zu den meisten in der Literatur dargestellten Modellierungsansätzen nicht darauf ab, den Imprägnierungsvorgang durch Abbildung physikalischer Eigenschaften und Materialcharakteristika vorherzusagen. Vielmehr werden sämtliche Einflussfaktoren durch die Ermittlung eines Referenzwertes für vollständige Imprägnierung implizit berücksichtigt. Dennoch sind auch diesem Modell Grenzen für die Anwendbarkeit auf einen Prozess gesetzt. Durch die theoretische Analyse der grundlegenden Modellzusammenhänge in Kapitel 5.1 wird insbesondere der applizierte Prozessdruck als Restriktion identifiziert. Aus diesem Grund wird der Einfluss unterschiedlicher Prozessdrücke auf den Imprägnierungsprozess in Kapitel 5.2 ermittelt, um darauf aufbauend in Kapitel 5.3 ein angepasstes Imprägnierungsmodell zu formulieren. Abschließend wird in Kapitel 5.4 die Modellmodifikation über die theoretische Permeabilität auf einem textilen Materialkennwert zurückgeführt.

5.1 Grenzen der Anwendbarkeit des Imprägnierungsmodells

Um die Grenzen der Anwendbarkeit des B-Faktor-Modells zu ermitteln, werden im Folgenden die formalen und physikalischen Zusammenhänge analysiert. Das Grundmodell ist nochmals nachfolgend dargestellt (vgl. auch Formel (2-6) und (2-8)):

$$B = b \cdot P = \int_{t_0}^{t_a} \frac{1}{\eta_0(T(t))} dt \cdot P \quad (5-1)$$

Aus Formel (5-1) wird ersichtlich, dass die Berechnung unabhängig von der vorliegenden Permeabilität und sonstigen Einflussfaktoren, welche den Fließfrontfortschritt determinieren, erfolgt. Um daher mit dem B-Faktor Modell auch den Vergleich unterschiedlicher Prozesstechniken hinsichtlich der Imprägnierungsleistung zu ermöglichen sowie die Übertragbarkeit von Prozessparametern zwischen unterschiedlichen Anlagen zu gewährleisten, muss die gewählte Materialkombination ein identisches Imprägnierungsverhalten auf den unterschiedlichen Produktionsanlagen aufweisen [27]. Als Indikator hierfür hat Mayer die Dickenabnahme des Laminats während der Imprägnierung in Abhängigkeit von den korrespondierenden B-Faktor

Werten definiert. Die Dickenabnahme wird dabei über ein Feder-Dämpfer Modell nach Kelvin-Voigt als Kriechen eines viskoelastischen Materials unter einer konstanten Druckbelastung abgebildet. Dabei wird die Dickenabnahme durch die Kompression (I), die Makroimprägnierung (II) und die Mikroimprägnierung (III) charakterisiert (vgl. Abbildung 5.1). Die Abgrenzung der Phasen erfolgt anhand der Laminatdicke H_0 , H' und H_a sowie den korrespondierenden B-Faktor Werten. Der in der Darstellung angestrebte Grenzwert H_a hat für den Realprozess keine Bedeutung, sondern ist an die resultierende Laminatdicke anzupassen. Die Laminatdicke ist dabei für beliebige Prozesstechniken und Parameterkonfigurationen bei vollständiger Imprägnierung identisch, wenn konstante Materialeigenschaften und -volumina vorliegen.

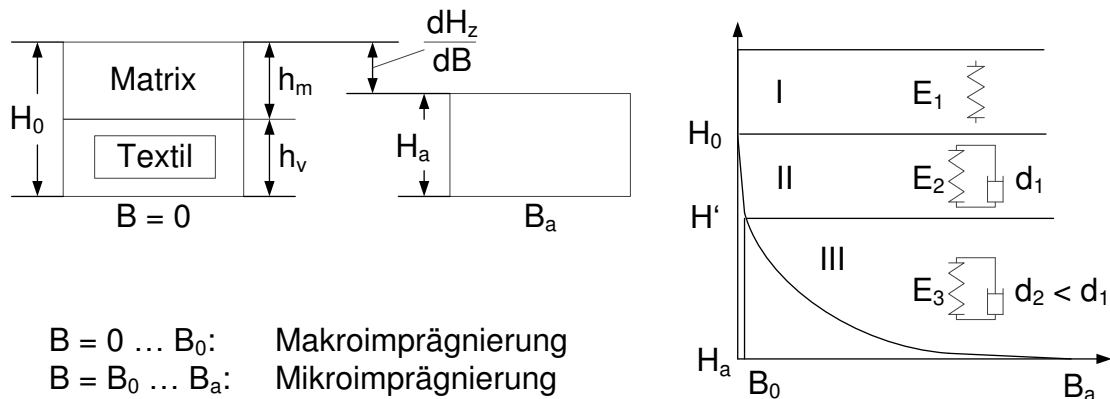


Abbildung 5.1: Imprägnierungs- und Konsolidierungsverhaltens charakterisiert durch die Abnahme der Probendicke

In der formalen Beschreibung (vgl. Formel (5-2)) ist die zeitabhängige Dickenänderung $\varepsilon(t)$ von der aufgetragenen spezifischen Kraft σ sowie der Federsteifigkeit E und der Dämpfungskonstante d abhängig. Da für die Beschreibung des Imprägnierungsvorgangs nicht der im Modell angestrebte Grenzwert sondern lediglich der Kurvenverlauf relevant ist, kann die nachfolgend dargestellt Vereinfachung durchgeführt werden.

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma}{E} \cdot \left[1 - \exp\left(-\frac{E}{d} \cdot t\right) \right] \hat{=} \frac{\sigma}{E} \cdot \exp\left(-\frac{E}{d} \cdot t\right) \quad (5-2)$$

Wird die Dickenänderung ε über die während des Herstellungsprozesses vorliegende Laminatdicke H_i und die Laminatdicke bei vollständiger Imprägnierung H_a als Dehnung mit $\varepsilon = (H_a - H_i)/H_a$ dargestellt, ergibt sich der Imprägnierungsfortschritt wie folgt:

$$H_a - H_i = H_a \cdot \frac{\sigma}{E} \cdot \exp\left(-\frac{E}{d} \cdot t\right) = H_{\max} \cdot \exp\left(-\frac{E}{d} \cdot t\right) \quad (5-3)$$

H_{\max} repräsentiert hierbei die Anfangsdicke des Laminats im nicht imprägnierten Zustand. Zudem entspricht die Kompressionsrate E/d bzw. der zeitliche Fortschritt der Kompression $(E/d) \cdot t$, der Fließfront des Polymers beim Durchströmen des Verstärkungstextils während der Imprägnierung. Der Fließfrontfortschritt kann alternativ über das Fließgesetz von D'Arcy wiedergegeben werden. Anhand der formalen Betrachtungsweise (Formel (5-4)) wird der prinzipielle Zusammenhang zwischen dem von Mayer entwickelten B-Faktor-Modell und dem Fließgesetz von D'Arcy deutlich:

$$h^2 = -2K \cdot \frac{t \cdot \Delta P}{\eta} = -2K \cdot \frac{t}{\eta} \cdot \Delta P = -2K \cdot B \quad (5-4)$$

Dabei beschreibt h^2 den quadratischen Fließfrontfortschritt, $-2K$ stellt die Durchlässigkeit des porösen Mediums gegen das Durchströmen dar (= Permeabilität) und der B-Faktor repräsentiert die Imprägnierungsleistung als Funktion des Drucks P und der Polymerviskosität η in Abhängigkeit von der Zeit t . Im Gegensatz zu dem von D'Arcy formal abgebildeten Fließverhalten beim Durchströmen eines porösen Mediums, handelt es sich bei der Imprägnierung um einen Sättigungsprozess, welcher von zahlreichen Faktoren sowie deren komplexem Zusammenspiel abhängig ist. Hervorzuheben ist insbesondere die zeitliche Variabilität der Permeabilität, welche wiederum maßgeblich durch die vorliegende Temperatur- und Druckverteilung bzw. Werkzeuggeometrie bestimmt wird. Für das Imprägnierungsmodell gilt somit, dass die Permeabilität K beim Durchströmen gleichbedeutend mit dem Imprägnierungswiderstand, der sogenannten Sättigungspermeabilität k_S , ist.

$$-2 \cdot K_{\text{Durchström}} \hat{=} k_S \quad (5-5)$$

Für die Beschreibung der Dickenabnahme während der Imprägnierung muss demnach der folgende funktionale Zusammenhang für einen Imprägnierungswiderstand k_S erfüllt sein:

$$H_i - H_a = H_{\max} \cdot \exp(-k_S \cdot B) = H_{\max} \cdot \exp\left(-\frac{k_S \cdot P}{\eta} \cdot t\right) \quad (5-6)$$

Aus der formulierten Forderung von Mayer nach einem identischen Imprägnierungsverhalten folgt demnach, dass der Imprägnierungsfortschritt für jede Kombination aus Prozesstechnik und Anlagenparametern die selbe, identische Dickenabnahmefunktion in Abhängigkeit vom B-Faktor erfüllen muss, damit die Vergleichbarkeit und Übertragbarkeit der gewählten Anlagen-Parameter-Kombination gegeben ist. Unter Berücksichtigung der realen Randbedingungen impliziert die formale Darstellung in

Formel (5-6) allerdings, dass die Dickenabnahme als Funktion des B-Faktors nur einen identischen Verlauf haben kann, wenn

- sich die beeinflussenden Faktoren k_S und B für unterschiedliche Prozess- und Materialkennwerte gegenseitig aufheben, oder
- die prozessabhängigen Materialparameter identisch sind.

Explizit bedeutet dies, dass eine Druckveränderung zu einem veränderten Verlauf der Sättigungspermeabilität k_S führen muss, falls sich die k_S und B beeinflussenden Faktoren nicht ausgleichen. Dies manifestiert sich in einem unterschiedlichen Verlauf der Dickenabnahmefunktion. Daher ist das B-Faktor Modell von Mayer in seiner ursprünglichen Form nicht auf Prozesse mit variablem Druck anwendbar.

5.2 Charakterisierung der Imprägnierung für unterschiedliche Prozessdrücke

Ursprünglich wurde das B-Faktor-Modell für die Charakterisierung der Prozessparameter bei der Organoblechherstellung mit einer Doppelbandpresse entwickelt. Da bei dieser Anlage der Verarbeitungsdruck über ein Ölkissen appliziert wird, wurde dem Einfluss inhomogener Prozessdrücke keine Beachtung geschenkt. Anfänglich wurde das Modell unverändert auch auf den Intervallheißpressprozess angewendet, obwohl durch die semi-kontinuierliche Arbeitsweise das Vorliegen eines nicht konstanten Prozessdrucks offenkundig ist. Diesem Sachverhalt wurde erstmals im Jahre 2009 durch eine Modellerweiterung Rechnung getragen [32]. Der variable Druck, verursacht durch die zyklischen Entlastungen des Laminats während der Vorschubbewegung, wird dabei über die zeitliche Abhängigkeit des Drucks $P(t)$ berücksichtigt:

$$B = b \cdot P(t) = \sum_{k=0}^n t_k \cdot \frac{1}{\eta_0(T_k)} \cdot P(t) \quad (5-7)$$

Die in Kapitel 5.1 aufgestellte Behauptung, dass unterschiedliche Verarbeitungsdrücke zu einer unterschiedlichen Dickenabnahmefunktion führen, impliziert ebenfalls, dass der Prozessdruck nicht linear in die Imprägnierungsleistung eingeht. Ergo nähert sich die Erweiterung dem realen Zustand an, bildet aber die druckabhängige Effektivität der Imprägnierung nicht ab.

Als Basis für eine Modellerweiterung wurde in diesem Kapitel der Einfluss des Prozessdrucks auf die Imprägnierung im Rahmen einer Parameterstudie analysiert. Dafür wurden Proben mit unterschiedlichen Verarbeitungsparametern Druck, Temperatur und Zeit mit einer Laborpresse hergestellt. Die Analyse des Imprägnierungs-

fortschritts erfolgte anschließend über die Abnahme der Probendicke, welche mit den korrespondierenden B-Faktoren korreliert wurde.

Aufgrund der identifizierten Modellgrenzen (vgl. Kapitel 5.1) ist für die experimentelle Analyse das Vorliegen eines konstanten und homogenen Prozessdrucks erforderlich, um die Auswertung mit dem von Mayer entwickelten B-Faktor Modell zu ermöglichen. Deshalb erfolgte die Probenherstellung mit einer statischen Laborpresse (vgl. Kapitel 4.3.2) und nicht mit der Intervallheißpresse. Für die Probenherstellung wurde ein rundes Tauchkantenwerkzeug mit einem Durchmesser von 50 mm eingesetzt (vgl. Abbildung 4.27). Um die Vergleichbarkeit mit den bisherigen Ergebnissen zu gewährleisten, wurde erneut der sonst für die Intervallheißpresse verwendete Standard Laminataufbau verwendet (vgl. Kapitel 3.1, Lagenaufbau: [G,P,P,G]_s).

Als Prozessparameter wurden vier unterschiedliche Haltetemperaturen von 180 °C, 190 °C, 200 °C und 210 °C ausgewählt, wobei für jede Probe die identische Haltezeit von 2000 Sekunden verwendet wurde. Durch die lange Prozessdauer wurde die vollständige Imprägnierung der Proben garantiert. Für jede Haltetemperatur wurden jeweils eine Proben mit einer Druck von 5 bar, 10 bar, 15 bar, 20 bar und 25 bar hergestellt. Im Folgenden sind die Proben entsprechend der Parameterwahl mit einer Namenskombination aus Temperatur und Druck benannt (z. B. T180_P5).

Bei der Probenherstellung war das Einlegen des Materials in das bereits aufgeheizte Werkzeug prozessbedingt nicht möglich. Um den Einfluss einer unterschiedlichen Aufschmelzdauer auf den Dickenverlauf dennoch so klein wie möglich zu halten, erfolgte das Aufheizen des Presswerkzeugs inkl. Laminataufbau mit der maximal möglichen, kontrollierten Heizrate von 1 K/s. Als Kühlrate wurde 0,5 K/s gewählt. Der Imprägnierungsfortschritt wurde bei der Probenherstellung erneut mit einer Videokamera über die Werkzeugbewegung aufgezeichnet und anschließend mit der Software Motion Studio der Firma IDT Inc. ausgewertet. Ein beispielhafter Verlauf der Dickenabnahme über die Prozessdauer ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Entsprechend der theoretischen Beschreibung (vgl. Formel (5-6)) folgt nach der anfänglichen Gewebekompaktierung die Makro- und Mikroimprägnierung. An den realen Aufzeichnungen ist jedoch erkennbar, dass der Zustand vollständiger Imprägnierung anscheinend nicht erreicht wird, da der Verlauf nicht gegen einen Grenzwert konvergiert. Als Ursache hierfür ist der Polymerausfluss aus der Tauchkante des Werkzeugs identifi-

ziert worden. Neben dem Einfluss auf den Verlauf der Dickenabnahme führte der Polymerausfluss zudem auch zu unterschiedlichen Probendicken nach Prozessende.

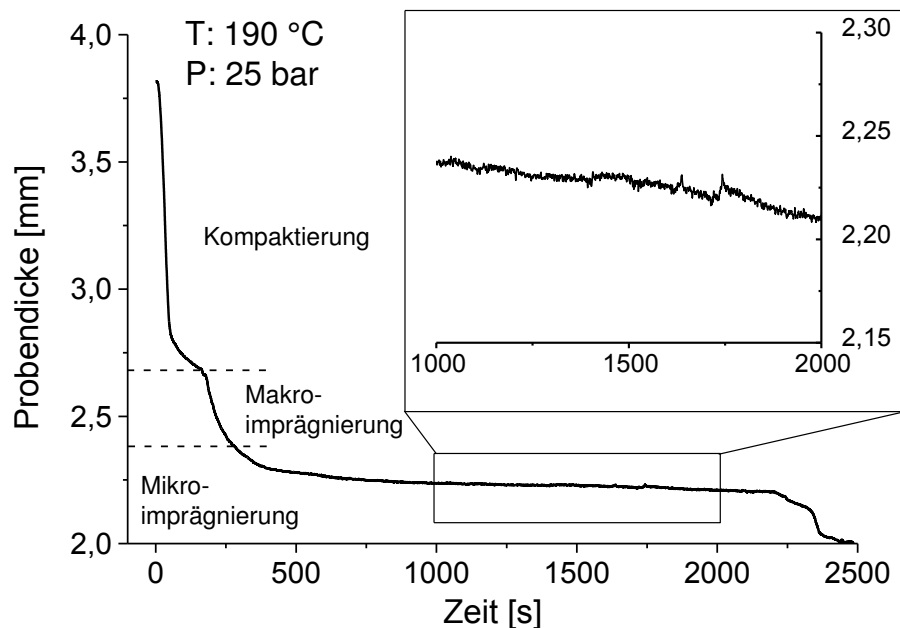


Abbildung 5.2: Reduktion der Probendicke beim Imprägnieren

Für die Auswertung der Messergebnisse mit dem B-Faktor-Modell war aufgrund dessen die Korrektur der aufgezeichneten Messwerte der Probendickenabnahme erforderlich. Dafür wurde der Polymerausfluss für alle Proben gewogen. Die Ausflussmengen sind in Tabelle 5.1 aufgelistet.

Tabelle 5.1: Polymerausfluss für unterschiedliche Parameterkonfigurationen

Prozessdruck [bar]	Polymerausfluss [g]			
	180 °C	190 °C	200 °C	210 °C
5	0,025	0,025	0,089	0,084
10	0,141	0,249	0,259	0,155
15	0,252	0,319	0,382	0,458
20	0,301	0,366	0,456	0,517
25	0,373	0,482	0,499	0,560

Für die Korrektur des Verlaufs der Dickenabnahmen ist zudem die Charakterisierung des Ausflussverhaltens erforderlich, um die Ausflussmenge über die Prozessdauer zu verteilen. Zu Beginn des Imprägnierungsprozesses befinden sich matrixreiche Schichten zwischen den einzelnen Verstärkungslagen, so dass das Polymer in der Kavität nahezu ungehindert in Richtung der Tauchkante fließen kann. Mit zunehmendem Imprägnierungsgrad steigt die Permeabilität der Probe aufgrund der kleiner

werdenden Fließkanäle zwischen den Verstärkungslagen, wodurch der Matrixausfluss reduziert wird. Letztlich findet bei den vollständig imprägnierten Proben nahezu kein Ausfluss aus der Tauchkante mehr statt. Daher wurde die Ausflussmenge über eine Logarithmusfunktion über die Prozessdauer angenähert. Dieser funktionale Zusammenhang wurde daraufhin für die Berechnung der korrigierten Dickenabnahme herangezogen. Die resultierende, um die Ausflussmenge bereinigte Dickenabnahme ist beispielhaft für die Haltetemperatur von 190 °C und einem Prozessdruck von 25 bar in Abbildung 5.3 dargestellt.

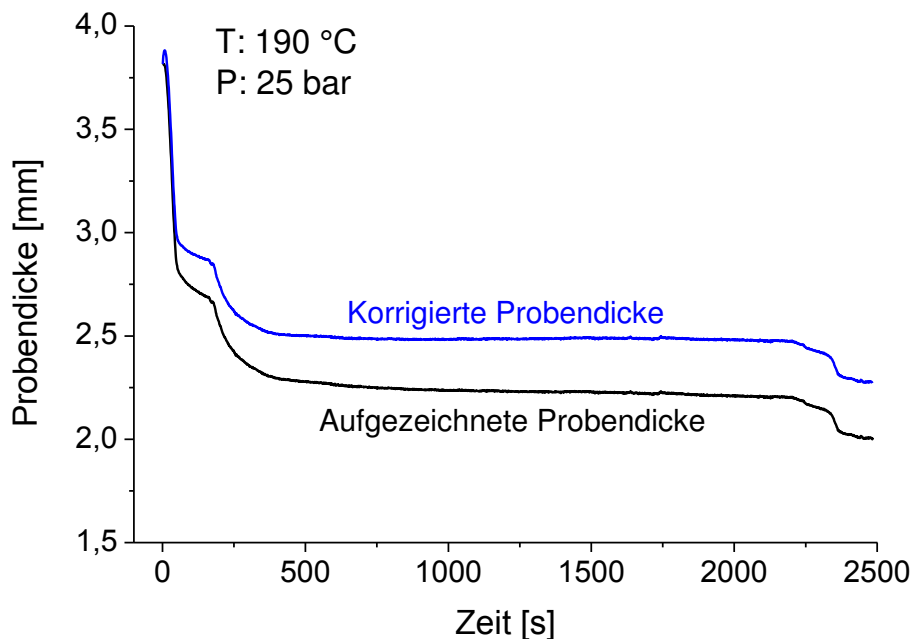


Abbildung 5.3: Um den Polymerausfluss angepasster Verlauf der Dickenabnahme
Trotz der durchgeführten Korrekturen der Probendickenabnahmen, haben dennoch geringe Abweichungen zwischen den erreichten Probenenddicken vorgelegen. Diese resultieren dabei aus den Schwankungen der eingesetzten Materialmengen und sind für die Auswertung des Imprägnierungsverhaltens irrelevant. Somit wurde für sämtliche Proben eine Enddicke von einheitlich 2 mm definiert, um die vergleichende Auswertung der vom B-Faktor abhängigen Dickenabnahmefunktionen zu ermöglichen.

Die Berechnung der zu den einzelnen Proben gehörigen B-Faktoren erfolgte daraufhin entsprechend der Formel (2-8) als Summe diskreter Werte. Dafür wurden die bei der Herstellung vorliegenden Temperaturen den Aufzeichnungen der Laborpresse entnommen, wodurch die korrespondierenden Matrixviskositätswerte entsprechend der in Kapitel 3.1 erstellten Arrhenius-Funktion berechnet werden konnten. Der Druck wurde mit einem konstanten Wert über den gesamten Herstellungsprozess berück-

sichtigt. Zudem wurde die Dickenabnahme nur bis zum Beginn der Kühlphase analysiert, da das Schwindungsverhalten der Proben beim Abkühlen nicht vom Kelvin-Voigt-Modell abgebildet werden kann. Durch die einheitliche Definition der Prozessdauer mit 2000 Sekunden repräsentiert der dabei final erreichte B-Faktor nicht den Zustand vollständiger Imprägnierung. Vielmehr charakterisiert der Wert lediglich die verwendeten Prozessparameter hinsichtlich der Imprägnierungsleistung. Abbildung 5.4 stellt die Abnahme der Probendicken in Abhängigkeit vom B-Faktor für sämtliche Proben dar.

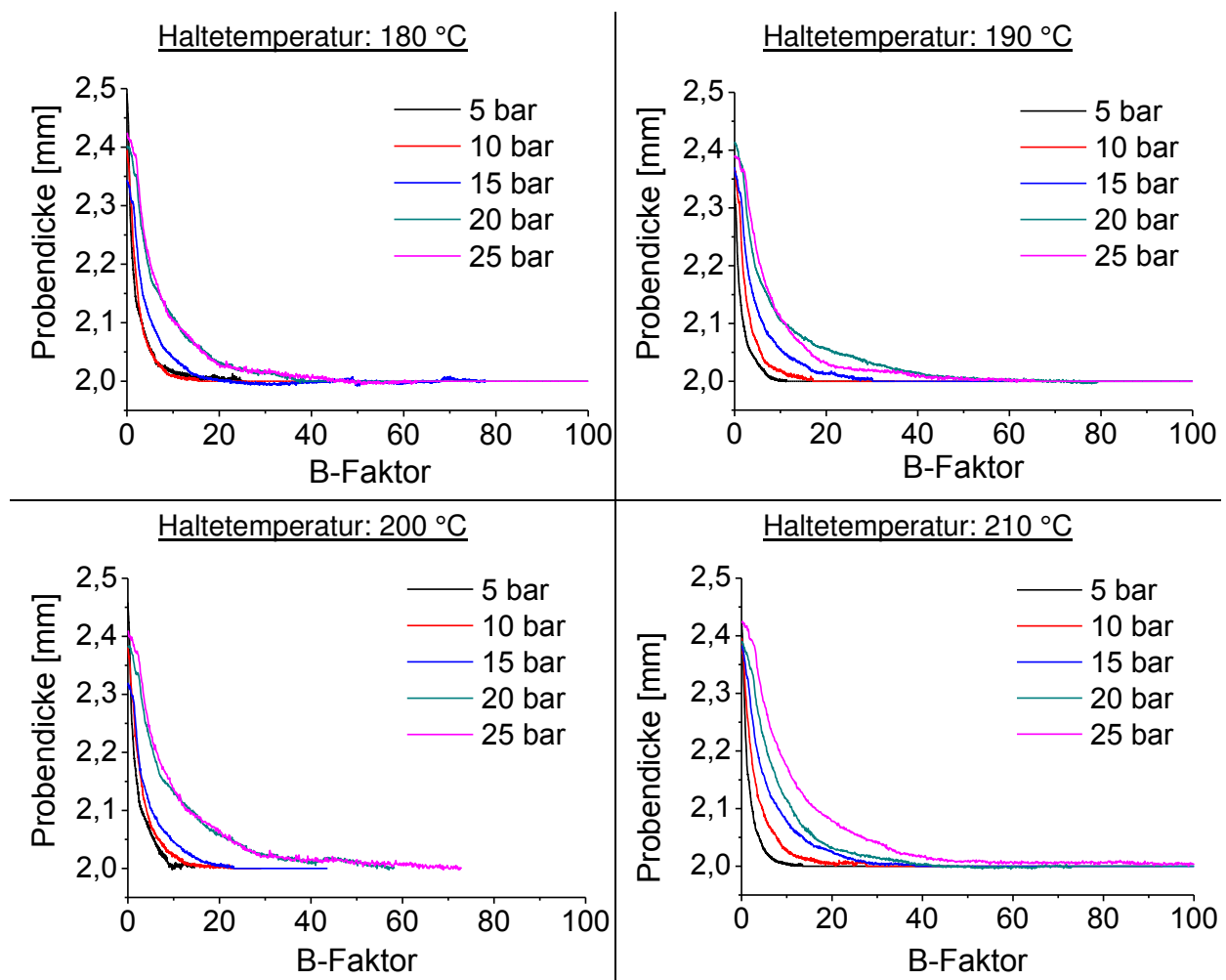


Abbildung 5.4: Druckabhängige Dickenabnahmen als Funktion des B-Faktors für unterschiedliche Verarbeitungstemperaturen

Die Diagramme verdeutlichen, dass für alle Parameterkonfigurationen eine individuelle Funktion der Probendickenabnahme vorliegt. Folglich wird die für das B-Faktor-Modell formulierte Forderung nach einer identischen Dickenabnahmefunktion sogar auf derselben Anlage und bei denselben Verarbeitungstemperaturen nicht erfüllt. Dies bestätigt die in Kapitel 5.1 aufgestellte These, dass ein identischer Ver-

lauf der Dickenabnahmefunktionen nur für wenige, sich zufällig ausgleichende Parameterkonfigurationen möglich ist.

Für die vom B-Faktor abhängigen Verläufe der Probendicke wurde daraufhin der funktionale Zusammenhang entsprechend der Formel (5-6) für jede Parameterkonfiguration ermittelt. Hierbei wurde der Verlauf durch Anpassen der Sättigungspermeabilität k_s (vgl. Kapitel 5.1) an die Messwerte angenähert, wobei als Bewertungsgröße der quadratische Fehler zwischen Messkurve und Funktion zugrunde gelegt wurde. Die resultierenden Sättigungspermeabilitäten sind in Abbildung 5.5 dargestellt.

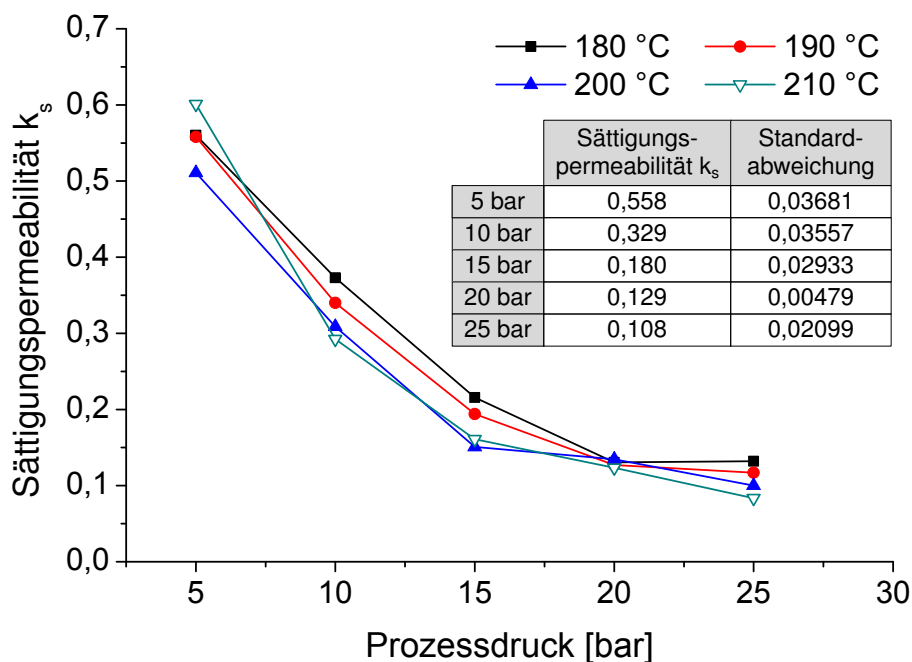


Abbildung 5.5: Ermittelte Sättigungspermeabilitäten für die funktionale Abbildung der Dickenabnahme

Aufgrund der nicht identischen Dickenabnahmen der Proben existiert für jede Parameterkonfiguration eine unabhängige Sättigungspermeabilität. Jedoch wird auch deutlich, dass die Werte lediglich durch den Prozessdruck beeinflusst werden und die Abweichungen zwischen den unterschiedlichen Prozesstemperaturen auf Material- und Prozessschwankungen zurückzuführen sind. Somit kann die für das B-Faktor-Model geforderte Unabhängigkeit der Sättigungspermeabilität hinsichtlich des Verarbeitungsdrucks widerlegt werden, wohingegen die Berücksichtigung der Prozess-temperatur über die Matrixviskosität als korrekt bestätigt wird. Basierend auf den Forschungsergebnissen sind im Folgenden einige signifikante Schlussfolgerungen zusammengefasst:

- Die Sättigungspermeabilität ist abhängig vom applizierten Prozessdruck, d. h. der theoretische Einfluss des Verarbeitungsdrucks auf die Permeabilität des Verstärkungstextils ist auch im realen Prozess messbar.
- Es besteht ein reziproker Zusammenhang zwischen Prozessdruck und Sättigungspermeabilität. Dies impliziert zum einen, dass der Imprägnierungsvorgang mit zunehmendem Prozessdruck erschwert wird. Zum anderen folgt daraus, dass bei einer rein theoretischen Betrachtung, niedrige Prozessdrücke einen energetisch effizienteren Imprägnierungsprozess ermöglichen, als dies mit hohen Prozessdrücke der Fall ist.
- Der exponentiell fallende Verlauf der Sättigungspermeabilität deutet an, dass es einen Grenzdruck gibt, ab dem die Imprägnierung durch Druckerhöhung nicht weiter beschleunigt werden kann. Eine weitere Drucksteigerung kann sogar zur Verlangsamung der Imprägnierung führen (vgl. Kapitel 2.1.3).
- Der Vergleich und die Übertragung unterschiedlicher Prozessdrücke auf andere Prozesse ist mit dem B-Faktor Modell in der gängigen Formulierung nur für identische, konstante Prozessdrücke möglich.

5.3 Erweiterung des B-Faktor Modells für inhomogene Prozessdrücke

Im Rahmen des Unterkapitels werden die druckabhängigen Sättigungspermeabilitäten $k_s(P)$ in das Modell integriert, um den Vergleich und die Übertragbarkeit unterschiedlicher Prozessparameter mit dem B-Faktor Modell zu ermöglichen. Die Modell-erweiterung wurde anschließend durch die Herstellung von Proben mit unterschiedlichen Prozessparametern validiert.

Für den funktionalen Zusammenhang zur Vorhersage der Dickenabnahme während der Imprägnierung resultiert durch die Integration der Sättigungspermeabilitäten $k_s(P)$ die folgende formale Schreibweise:

$$\Delta H = H_{\max} \cdot \exp(-k_s(P) \cdot B) \quad (5-8)$$

Unter der Voraussetzung, dass für eine spezifische Materialkombination die absolute Dickenabnahme vom nicht imprägnierten zum vollständig imprägnierten Zustand unabhängig von den Prozessparametern und insbesondere dem Prozessdruck ist, gilt:

$$\Delta H_{P_1} = \Delta H_{P_2} \quad (5-9)$$

$$\Leftrightarrow H_{\max} \cdot \exp(-k_s(P_1) \cdot b \cdot P_1) = H_{\max} \cdot \exp(-k_s(P_2) \cdot b \cdot P_2) \quad (5-10)$$

$$\Leftrightarrow -k_S(P_1) \cdot P_1 = -k_S(P_2) \cdot P \quad (5-11)$$

$$\Leftrightarrow P_1 = \frac{k_S(P_2)}{k_S(P_1)} \cdot P_2 \quad (5-12)$$

Demnach können verschiedene isobare Prozessdrücke ineinander überführt werden, so dass unterschiedliche Prozesskonfigurationen direkt miteinander verglichen werden können. Ist weiterhin für eine spezifische Materialkombination der funktionale Zusammenhang für die Sättigungspermeabilität im relevanten Verarbeitungsbereich bekannt, kann für beliebige Druckprofile der B-Faktor bestimmt und zur Bewertung und dem Vergleich der Imprägnierungsleistung herangezogen werden. Für die Berechnung ist ein fiktiver, isobarer Referenzdruck P_{Ref} zu wählen, in welchen alle anderen Druckprofile überführt werden. Die Berechnung des B-Faktors bei variablen Prozessdrücken erfolgt anschließend gemäß Formel (5-13) bzw. für diskrete Werte gemäß Formel (5-14).

$$B = \int_{t_0(T_m)}^{t_n(T_c)} \frac{1}{\eta_0(T(t))} \cdot \frac{k(P_{\text{Ref}})}{k(P(t))} \cdot P_{\text{Ref}} \, dt \quad (5-13)$$

$$B = \sum_{k=0}^n \left[t_k \cdot \frac{1}{\eta_0(T_k)} \cdot \frac{k(P_{\text{Ref}})}{k(P(t_k))} \cdot P_{\text{Ref}} \right] \quad (5-14)$$

Die Übertragung unterschiedlicher Parameterkonfigurationen zwischen sich stark unterscheidenden Produktionsanlagen ist aber auch mit dieser Erweiterung nur mit Einschränkungen möglich. Anlagenspezifische Imprägnierungseffekte, wie z. B. die planaren Fließvorgänge und die Luftverdrängung durch vorliegende Druckgradienten, werden durch das Modell nur implizit berücksichtigt.

Zur Validierung der Vergleichbarkeit und Überführbarkeit unterschiedlicher Prozessparameter wurden zwei Parameterkonfigurationen aus den vorhandenen Daten abgeleitet und hinsichtlich vollständiger Imprägnierung mittels mikroskopischer Aufnahmen von Schliffbildern analysiert. Die erforderlichen Parameterkonfigurationen wurden der Probenreihe mit einer Haltetemperatur von 210 °C bei Prozessdrücken von 5 und 25 bar entnommen. Abbildung 5.6 stellt die Ermittlung der für vollständige Imprägnierung notwendigen B-Faktoren anhand der Dickenabnahme grafisch dar. Für einen Prozessdruck von 5 bar ist ein B-Faktor von ca. 17 erforderlich, wohingegen bei 25 bar der notwendige B-Faktor 87 beträgt. Aufgrund der isobaren Prozess-

führung können auch diese B-Faktoren analog zur Formel (5-12) ineinander überführt werden.

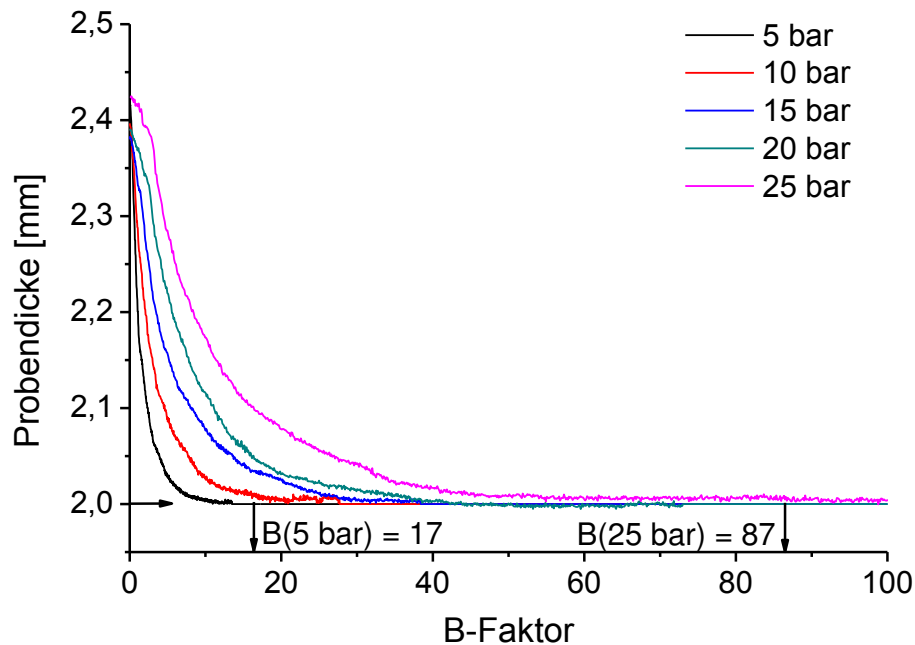


Abbildung 5.6: B-Faktor Bestimmung für vollständige Imprägnierung anhand der Dickenabnahme

Die Ableitung der zu den beiden B-Faktoren passenden Prozessparameter erfolgt in drei Schritten. In den ersten beiden Schritten wird der durch die Heiz- und Kühlphase erreichte Anteil am gesamten B-Faktor berechnet, woraufhin im dritten Schritt die erforderliche Länge der Haltephase definiert wird. Die für die Probenherstellung mit der Laborpresse angewendeten Pressprogramme sind in Abbildung 5.7 dargestellt.

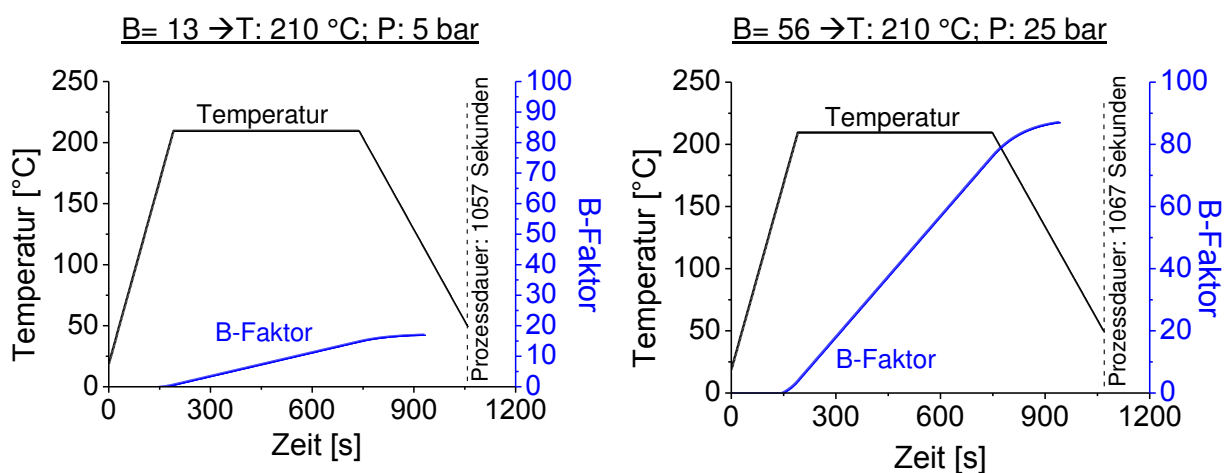


Abbildung 5.7: Aus den B-Faktoren abgeleitete Pressprogramme

Wie die Pressprogramme zeigen, ist die gesamte Prozessdauer für die Proben mit 5 und 25 bar Prozessdruck nahezu identisch. Dies verdeutlicht abermals, dass der Druck nicht proportional in die Imprägnierungsleistung eingeht und dass die Impräg-

nierung bei niedrigeren Prozessdrücken effektiver abläuft. Abbildung 5.8 stellt die von den Proben angefertigten Schliffbilder dar.

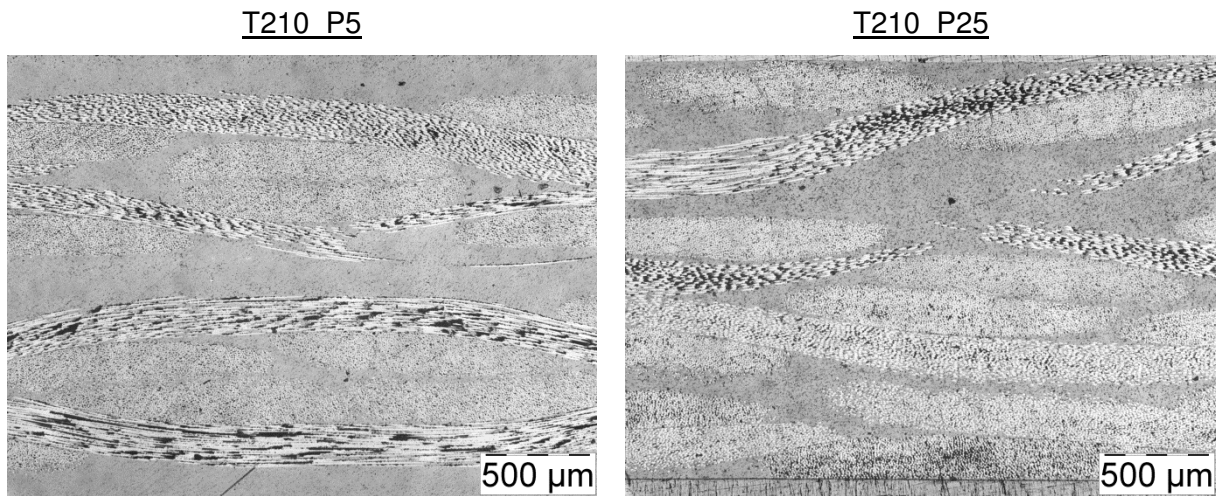


Abbildung 5.8: Schliffbilder von Proben bei unterschiedlichem B-Faktor

Für beide Proben liegt eine vollständige Imprägnierung vor, wodurch die Ableitung der Pressprogramme bestätigt wird. Demnach kann mit dem erweiterten Modell der Imprägnungsgrad von Organoblechen verglichen werden, welche mit unterschiedlichen Prozessbedingungen hergestellt worden sind. Zudem ist die Ableitung alternativer Parameterkonfigurationen mit dem erweiterten B-Faktor-Modell möglich.

5.4 Physikalische Basis der B-Faktor Erweiterung

Im vorangegangenen Kapitel wurde ein unterproportionaler Einfluss des Prozessdrucks auf die Imprägnungsleistung festgestellt. Um die Ursache für diesen Sachverhalt zu ermitteln, wurden zunächst grundlegende, den Imprägnierungsprozess beeinflussende Faktoren ermittelt und deren Auswirkung bestimmt (vgl. Tabelle 5.2).

Tabelle 5.2: Einflussfaktoren auf die Imprägnungsleistung

Einflussfaktoren auf die Imprägnierung	Korrelierte Prozessparameter	Auswirkung auf die Imprägnungsleistung
Matrixviskosität	Temperatur, Druck	positiv
Faserbeschaffenheit	Keine	---
Laminataufbau Prepreg	Keine	---
Abdichtung Werkzeug	Keine	---
Luftverdrängung	Inhomogene Druckverteilung	positiv oder negativ
Packungsdichte Fasern	Druck	negativ

Anhand der Auflistung wird deutlich, dass lediglich die Packungsdichte der Fasern negativ mit der Imprägnierungsleistung korreliert ist. Als Folge eines höheren Prozessdrucks nimmt die Permeabilität der Faserbündel ab und Fließvorgänge zwischen den Fasern werden erschwert. Wie in Kapitel 2.1.2 beschrieben, kommt es nach erfolgter Imprägnierung einzelner Fasern wieder zu einer Aufweitung der bereits imprägnierten Bereiche [21], wodurch die Permeabilität wieder steigt. Demnach liegt die niedrigste Permeabilität stets für die nicht imprägnierten Bereiche vor der Fließfront vor. Daher wurden die folgenden Thesen aufgestellt:

- Der Imprägnierungsprozess wird maßgeblich durch die noch nicht imprägnierten Bereiche des Textils bestimmt.
- Die Packungsdichte, bzw. die Permeabilität, der nicht imprägnierten Bereiche ist unabhängig vom Gesamtfortschritt der Imprägnierung und wird ausschließlich durch den applizierten Prozessdruck determiniert.

Zur Validierung der Behauptung wurde der Zusammenhang zwischen der im Faserbündel vorliegenden Permeabilität K und der globalen Sättigungspermeabilität k_S für unterschiedliche Prozessparameter analysiert. Für die Bestimmung der Permeabilität ist ein Modell von Kozeny-Carman herangezogen worden, welches die Berechnung des Kennwerts anhand des im Faserbündel vorliegenden Faservolumengehalts ermöglicht (vgl. Formel (2-3)). Anschließend erfolgte die Korrelation mit den in Kapitel 5.3 bestimmten Sättigungspermeabilitäten.

Für die Ermittlung der im Faserbündel vorliegenden Faservolumengehalte wurden Proben mit einer Laborheißpresse (vgl. Kapitel 4.3.2) bei verschiedenen Prozessdrücken hergestellt. Dafür wurde in einem Presswerkzeug ohne Tauchkante ein bereits mit Epoxidharz⁷ imprägniertes Gewebe durch den Prozessdruck kompaktiert. Dadurch ist überschüssiges Harz aus dem Gewebe verdrängt worden und es hat sich eine nur durch den Prozessdruck bedingte Packungsdichte eingestellt. Die Polymerisation erfolgte zeitgleich innerhalb von zwei Stunden bei einer Werkzeugtemperatur von 50 °C. Nach dieser Methode wurden jeweils drei Proben mit Prozessdrücken von 5 bar, 10 bar, 15 bar, 20 bar und 25 bar hergestellt. Von sämtlichen Proben wurden Aufnahmen mit dem Rasterelektronenmikroskop (REM) unter Verwendung eines Rückstreudetektors angefertigt. Die Auswertung des Faservolumengehalts erfolgte daraufhin mit der Software analySIS der Firma Olympus durch eine

⁷ Standard Laminierharz, Harz L und Härter L, Hersteller R&G.

Grauwertanalyse. Die resultierenden, gemittelten Faservolumenanteile im Faserbündel sind in Abbildung 5.9 in Abhängigkeit vom Druck dargestellt. Die Messergebnisse zeigen, dass der Faservolumenanteil im Faserbündel mit steigendem Prozessdruck ebenfalls ansteigt.

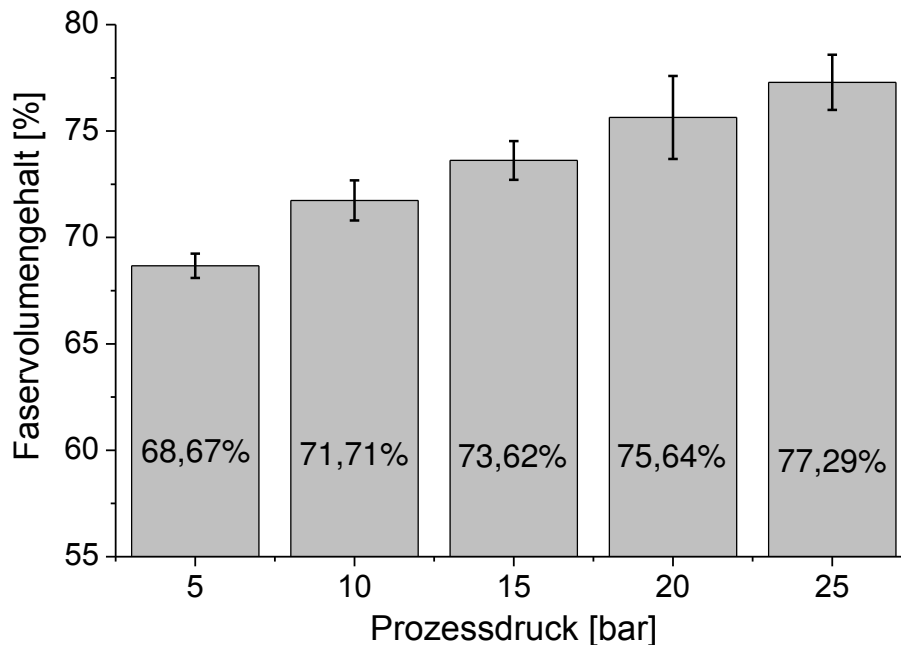


Abbildung 5.9: Prozessdruckabhängiger Faservolumenanteile im Faserbündel

Das für die Berechnung der Permeabilität K angewendete Modell von Kozeny-Carman ist nachfolgend dargestellt [52, 53]:

$$K = \frac{r_f^2}{9 \cdot K_0 \cdot K_1^2} \cdot \frac{(1 - V_f)^3}{V_f^2} \quad (5-15)$$

Dabei r_f ist der Faserradius, V_f der durch die Packungsdichte determinierte Faservolumenanteil in einem Roving und $K_0 \cdot K_1^2$ die Kozeny-Carman Konstante, welche normalerweise experimentell für die Faser-Matrix Kombination zu ermitteln ist. Diese bestimmt dabei die absoluten Permeabilitätswerte, jedoch wird der vom Faservolumenanteil abhängige Verlauf der Permeabilitätsfunktion nicht von der Kozeny-Carman Konstante beeinflusst. Demnach resultiert für unterschiedliche Konstanten stets ein identisches Verhältnis zwischen den Permeabilitätswerten, welche für zwei unterschiedliche Faservolumenanteile ermittelt werden (vgl. Abbildung 5.10). Da für die Analyse des Zusammenhangs zwischen der Permeabilität im Faserbündel und der Sättigungspermeabilität der absolute Permeabilitätswert irrelevant ist, wurde für die Kozeny-Carman Konstante der beliebige Wert $K_0 \cdot K_1^2 = 1$ definiert.

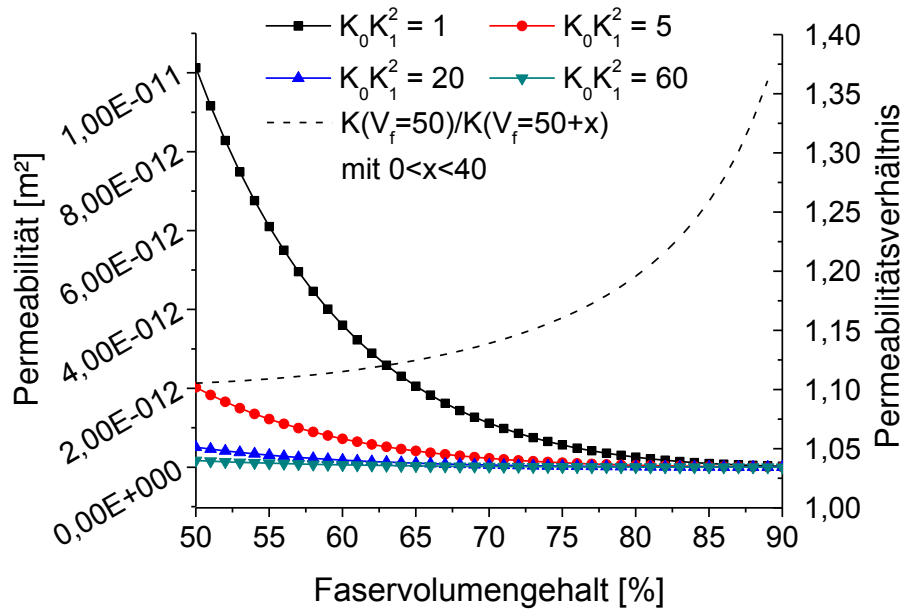


Abbildung 5.10: Theoretisch ermittelte Permeabilitätskennwerte für unterschiedliche Kozeny-Carman Konstanten (Faserradius: 4,5 μm)

Anhand der ermittelten Faservolumenanteile erfolgte anschließend die Berechnung der korrespondierenden theoretischen Permeabilitätswerte gemäß Formel (5-15). Wegen der fehlenden empirischen Datengrundlage für die Kozeny-Carman Konstante, ist der Vergleich der Permeabilitätskennwerte mit den Sättigungspermeabilitäten mit normierten Kennwerten durchgeführt worden. In Abbildung 5.11 sind die druckabhängigen Kenngrößen in einer auf 1 normierten Schreibweise dargestellt.

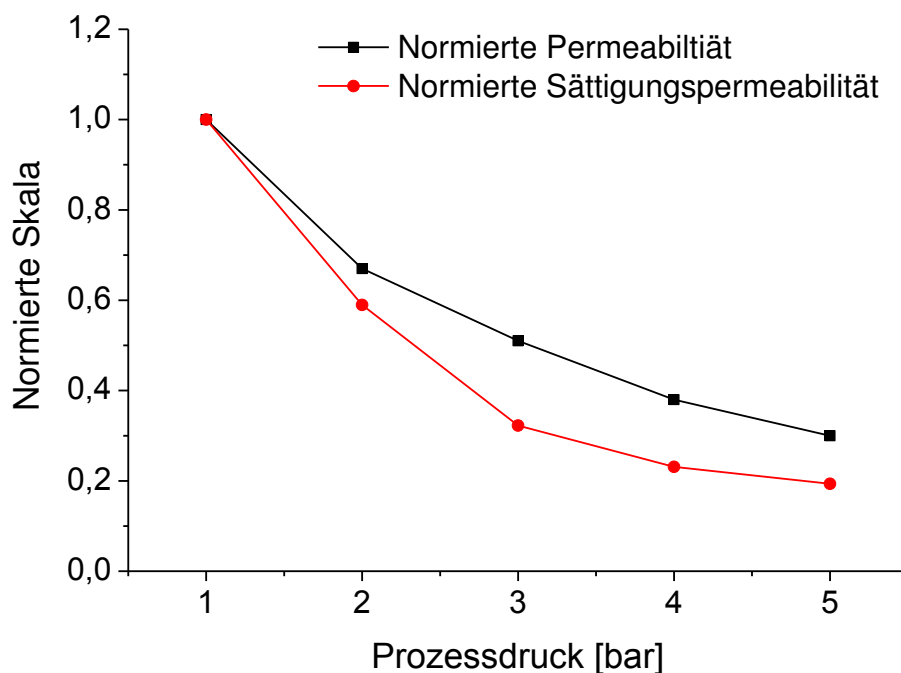


Abbildung 5.11: Vergleich der normierten Permeabilitäten und der normierten Sättigungspermeabilitäten

Der Vergleich zeigt dabei einen nahezu identischen Verlauf der beiden Kurven über den Prozessdruck. Demnach ist die Permeabilität der noch nicht imprägnierten Bereiche im Faserbündel direkt mit der Sättigungspermeabilität, welche das Imprägnierungsverhalten maßgeblich determiniert, verknüpft. Dadurch werden die beiden zuvor aufgestellten Thesen bestätigt. Für den Herstellungsprozess thermoplastische Lamine nach dem Film-Stacking-Verfahren gilt daher, dass das Imprägnierungsverhalten durch die noch nicht imprägnierten Bereiche im Faserbündel determiniert wird. Der Einfluss der bereits imprägnierten Bereiche kann vernachlässigt werden, da es unmittelbar nach dem Benetzen der Verstärkungsfasern zur Relaxation und damit zur drastischen Erhöhung der Permeabilität kommt. Weiterhin gilt, dass die Permeabilität der noch nicht imprägnierten Bereiche maßgeblich durch den Prozessdruck bestimmt wird. Diese Erkenntnis deckt und untermauert die vorherigen Untersuchungsergebnisse, dass ein höherer Prozessdruck sogar zu einer insgesamt langsameren Imprägnierung führen kann (vgl. Abbildung 5.7).

Der ermittelte Zusammenhang stellt damit eine Verknüpfung zwischen der real resultierenden Prozessgeschwindigkeit und einem theoretisch berechneten Materialkennwert des Verstärkungstextils dar. Dementsprechend konnten die folgenden Möglichkeiten zur Prozessauslegung abgeleitet werden:

- Der Einfluss des Drucks auf die Imprägnierungsgeschwindigkeit kann über die theoretisch berechneten Permeabilitätskennwerte abgeschätzt werden. Dies erlaubt die Definition eines hinsichtlich des Prozessdrucks optimierten Verarbeitungsbereichs.
- Ist die Sättigungspermeabilität des Standard Laminataufbaus für einen Verarbeitungsdruck bekannt, können aus den theoretisch berechneten Permeabilitätskennwerten die bei unterschiedlichen Prozessdrücken vorliegenden Sättigungspermeabilitäten abgeleitet werden. Falls dieser Zusammenhang auch für andere Materialkombinationen nachgewiesen werden kann, resultiert eine umfassende Reduktion des experimentellen Aufwands zur Charakterisierung des materialspezifischen Imprägnierungsverhaltens.

6 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurden grundlegende Zusammenhänge von physikalische Einflussgrößen auf die Herstellung von Organoblechen analysiert. Als Prozesstechnik kam dafür eine semi-kontinuierlich arbeitenden Intervallheißpresse zum Einsatz. Durch die dabei identifizierten Optimierungspotentiale und durchgeführten Prozessverbesserungen wurde nachgewiesen, dass es neben den klassische Regelgrößen weitere Möglichkeiten zur Prozessoptimierung gibt. Die entwickelten Lösungsansätze zur Prozessbeschleunigung, zur Qualitätssteigerung und zur Prozessauslegung stellen damit einen wichtigen Schritt zur Verbesserung der ökonomischen Konkurrenzsituation von Organoblechen dar.

Ausgangspunkt der Optimierung war der während der Herstellung vorliegende Prozessdruck. Diesbezüglich war der Einfluss einer inhomogenen Temperaturverteilung auf die resultierende Druckverteilung von besonderem Interesse. Die Analyse zeigte bereits für das ursprüngliche Prozessdesign, dass das Laminat während der Organoblechherstellung bei allen Temperaturprofilen einer inhomogenen Druckverteilung ausgesetzt ist. Durch die umfangreiche Messwerterfassung für unterschiedliche Prozessparameter wurde zudem ein elementarer Zusammenhang zwischen Temperatureinstellung und resultierendem Druck identifiziert. Eine lokal geringere Temperatur führt zu einer Steigerung des Drucks an dieser Stelle und eine höhere Temperatur zu einer Reduktion. Dies spiegelte sich auch im planaren Fließverhalten des polymeren Matrixmaterials wieder. Je nach gewähltem inhomogenem Temperaturprofil haben sich unterschiedliche Fließrichtungen eingestellt. Durch die Analyse der resultierenden Imprägnierungsqualität wurde zudem die Beeinflussung durch das parameterspezifische Fließverhalten des Polymers nachgewiesen. Für planares Polymerfließen, welches bei höheren Randtemperaturen von der Werkzeugmitte zu den seitlich offenen Werkzeugkanten erfolgt, wurde eine Beschleunigung des Imprägnierungsprozesses festgestellt. Demgegenüber stellte sich für niedrigere Randtemperaturen eine langsamere Imprägnierung ein, so dass solche Temperatureinstellungen für die effiziente Organoblechherstellung nicht geeignet sind.

Für die zielgerichtete Optimierung der Organoblechherstellung durch die Nutzung einer 2D-Imprägnierung wurde ein spezielles Werkzeug entwickelt, welches die Nachbildung der in der Intervallheißpresse real vorliegenden Prozessbedingungen

ermöglichte. Durch die gelenkige Lagerung des Oberwerkzeug kann eine beliebige Schrägstellung ($< 3^\circ$) zum Unterwerkzeug eingestellt werden. Dadurch resultiert eine unterschiedliche Kavitätshöhe und planare Polymerfließvorgänge treten während der Organoblechherstellung auf. Durch die Ausstattung mit einem servogesteuerten Spindeltrieb können somit beliebige, zeitabhängige Kippwinkel experimentell analysiert werden. Zudem wurde eine neu entwickelte Analysemethode in das Werkzeug integriert. Durch die transparenten Glaseinsätze im Ober- und Unterwerkzeug konnten die während der Imprägnierung ablaufenden Vorgänge mit einem Kamerasystem detailliert aufgezeichnet werden. Dadurch war die Auswertung des Imprägnierungszustands in Echtzeit möglich. Letztlich wurde mit dem entwickelten Werkzeug nachgewiesen, dass die Imprägnierungsgeschwindigkeit durch die gezielte Beeinflussung der in orthogonaler und planarer Richtung ablaufenden Imprägnierung (= 2D-Imprägnierung) deutlich gesteigert werden kann. Verglichen mit einem parallel schließenden Werkzeug stellte sich eine um 33 % verkürzte Imprägnierungsdauer ein. Die Entwicklung von Produktionsanlagen, welche die 2D-Imprägnierung gezielt zur Prozessbeschleunigung nutzen, stellt damit einen wichtigen Bestandteil zur Verbesserung der ökonomischen Konkurrenzfähigkeit der Organobleche dar. Basierend auf den mit dem statischen Ersatzprozess ermittelten Zusammenhängen wurden abschließend optimierte Werkzeuggeometrien für den Intervallheißpressprozess abgeleitet. Durch die Anpassung der Kavität im Einlaufbereich wird planares Polymerfließen sowie die Luftverdrängung zu den seitlich offenen Werkzeugkanten unterstützt und dadurch die Imprägnierung beschleunigt.

Während der Analyse der Prozessbedingungen in der Intervallheißpresse wurde weiterhin eine signifikante Reduktion des Prozessdrucks für den Übergangsbereich von der Heiz- zur Kühlzone gemessen. Dieser konnte auf die durch die Abkühlung verursachte Polymerschwindung zurückgeführt werden. Deshalb hat der Übergangsbereich maßgeblichen Einfluss auf die Organoblechqualität, da durch den reduzierten Druck während der Abkühlung Dekonsolidierung im Laminat auftreten kann. Mit einer theoretischen Betrachtung der sich einstellenden Zustandsänderungen während des Abkühlens wurde eine Zunahme des Porenvolumens nachgewiesen. Um die Herstellung qualitativ hochwertiger Organobleche mit der Intervallheißpresse zu forcieren, wurde das thermische Verhalten des Laminats charakterisiert und eine schwindungsspezifische Werkzeuggeometrie abgeleitet. Dadurch konnte die Lami-

natdickenreduktion ausgeglichen, der Druckabfall minimiert und Dekonsolidierung verhindert werden. Folglich ist die materialspezifische Werkzeuganpassung nicht nur für den Einlaufbereich zur Optimierung der Imprägnierung erforderlich, sondern es ist der gesamte Prozess vom Aufschmelzen bis zum erneuten Erstarren zu betrachten.

Im Rahmen der Modellierung des thermoplastischen Imprägnierungsprozesses wurde eine Erweiterung des B-Faktor Modells von Mayer implementiert. Dabei stand der Einfluss des Prozessdrucks im Mittelpunkt. Umfangreiche Versuchsreihen zeigten, dass der Prozessdruck nicht proportional in die Imprägnierungsleistung eingeht. Je höher dieser ist, desto stärker wird das Verstärkungstextil kompaktiert, woraus eine geringere Permeabilität resultiert. Demnach sinkt die Effektivität des Imprägnierungsprozesses mit steigendem Prozessdruck. Letztlich kann eine übermäßige Drucksteigerung sogar zu einer Verlangsamung des Imprägnierungsprozesses führen. Mit den durchgeführten Untersuchungen konnte weiterhin gezeigt werden, dass der Fortschritt der thermoplastischen Imprägnierung maßgeblich von den noch nicht imprägnierten Bereichen im Faserbündel determiniert wird. Hierfür wurde ein Zusammenhang zwischen der Sättigungspermeabilität beim Imprägnieren und der theoretisch berechneten Permeabilität im Faserbündel beim Durchströmen aufgezeigt. Die Modellerweiterung bestand daher in der Berücksichtigung druckabhängiger Permeabilitätskennwerte, so dass nun der Vergleich, die Bewertung sowie die Übertragung unterschiedlicher Prozessparameterkollektive aus Druck, Temperatur und Zeit möglich sind. Folglich wurde durch die Modellerweiterung die Auslegung unterschiedlichster Fertigungsanlagen für die Großserienproduktion von Organoblechen deutlich präzisiert. Zudem kann über den Zusammenhang zwischen der Sättigungspermeabilität und der Permeabilität im Faserbündel das druckabhängige Imprägnierungsverhalten ohne experimentelle Validierung ermittelt werden.

Die entwickelten Prozessoptimierungen und die implementierte Modellerweiterung bilden die Grundlage für die Optimierung von Herstellungsprozessen für Organobleche mit unterschiedlichen Matrix- und Faserwerkstoffen. Die Forschungsergebnisse sind ein wichtiger Schritt für die Verbesserung der ökonomischen Konkurrenzfähigkeit von Organoblechbauteilen und ermöglichen die Erschließung weiterer Anwendungsgebiete für endlosfaserverstärkte Bauteile.

7 Literatur

- [1] Lässig, R.; et al.: Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen - Perspektiven für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau Vol. Roland Berger Strategy Consultants, 2012.
- [2] VDI (Hrsg.): Werkstoffinnovationen für nachhaltige Mobilität und Energieversorgung. Düsseldorf: VDI e.V. , März, 2014.
- [3] AVK (Hrsg.): Handbuch Faserverbundkunststoffe. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2010.
- [4] Stock, A.; Egger P.: Organobleche verlassen das Hochpressegment. Maschinenmarkt Composites World Sonderausgabe Vol. Heft Februar (2011), S. 12-15
- [5] Gaab, L.: Optimierung der Heizprozesse von CFK- und GFK-Strukturen mit Infrarot-Strahlung. In: W. Siebenpfeiffer (Hrsg.): Optimierung der Heizprozesse von CFK- und GFK-Strukturen mit Infrarot-Strahlung. Wiesbaden: Springer Fachmedien, 2014.
- [6] Mitschang, P.; Neitzel M. (Hrsg.): Handbuch Verbundwerkstoffe - Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung. München: Hanser Verlag, 2004.
- [7] Glowarz: Over-Moulded Organo-Sheets: Heavily Filled Parts by the Millions. JEC Composites Magazine Vol. 85, Heft November, Dezember (2013), S. 22-27
- [8] Deitmerg, P.; Klocke M.: Verfahren zum Fügen endlosfaserverstärkter thermoplastischer Composites. Lightweight Design Vol. Heft 2 (2014), S. 54-57
- [9] LANXESS-Deutschland-GmbH (Hrsg.): Pkw-Sitzschale aus Hochleistungs-composite TEPEX. <http://lanxess.de/de/corporate/ueber-lanxess/konzern-news/2013-00121/> (03.04.2014)
- [10] n.D.: Lanxess zeigt Pkw-Sitzschale aus Hochleistungscomposite Tepex. Lightweight Desing Vol. Heft (2013), S. 9
- [11] Gebart, B.R.: Permeability of Unidirectional Reinforcements for RTM. Journal of Composite Materials Vol. 26, Heft 8 (1992), S. 1100-1133
- [12] Chang, C.Y.; Hourng L.W.: Numerical Simulation of the Transverse Impregnation in Resin Transfer Molding. Journal of Reinforced Plastics and Composites Vol. 17, Heft 2 (1998), S. 165-182
- [13] Henning, F.; Drechsler K.; Chatzigeorgiou L.: Faserverstärkte Kunststoffe. In: F. Henning; Moeller E. (Hrsg.): Faserverstärkte Kunststoffe. München: Hanser, 2011.

- [14] Klein, B. (Hrsg.): Leichtbau-Konstruktion - Berechnungsgrundlagen und Gestaltung. Wiesbaden: Vieweg und Teubner - GWV Fachverlag, 2009.
- [15] Ehrenstein, G.W. (Hrsg.): Faserverbund-Kunststoffe - Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften. München: Hanser Verlag, 2006.
- [16] Schürmann, H. (Hrsg.): Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Heidelberg: Springer Verlag, 2007.
- [17] Wöginger, A.: Prozesstechnologien zur Herstellung kontinuierlich faserverstärkter thermoplastischer Halbzeuge. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2004.
- [18] Gillon, D.; Jud T.: Hybrid-Rovings - Glas- und Thermoplast-Filamente zum Roving vereinigt. Kunststoffe Vol. 85, Heft 8 (1995), S. 1138-1140
- [19] Mitschang, P.; Blinzler M.; Wöginger A.: Processing Technologies for Continuous Fibre Reinforced Thermoplastics with Novel Polymer Blends. Composites Science and Technology Vol. 63, Heft 14 (2003), S. 2099–2110
- [20] Svensson, N.; Shishoo R.; Gilchrist M.: Manufacturing of Thermoplastic Composites from Commingled Yarns - A Review. Journal of Thermoplastic Composite Materials Vol. 11, Heft 1 (1998), S. 22–56
- [21] Gibson, A.G.; Månson J.-A.: Impregnation Technology for Thermoplastic Matrix Composites. Composites Manufacturing Vol. 3, Heft 4 (1992), S. 223–233
- [22] St. John, C.: Co-Mingled Thermoplastic Prepregs Industrial Applications. 10th International Conference on Composite Materials 1995. 1995
- [23] Iyer, S.R.; Drzal L.T.: Manufacture of Powder-Impregnated Thermoplastic Composites. Journal of Thermoplastic Composite Materials Vol. 3, Heft 4 (1990), S. 325–355
- [24] Connor, M.; et al.: A Model for the Consolidation of Aligned Thermoplastic Powder Impregnated Composites. Journal of Thermoplastic Composite Materials Vol. 8, Heft 2 (1995), S. 138–162
- [25] Chang, I.Y.; Lees J.K.: Recent Development in Thermoplastic Composites: A Review of Matrix Systems and Processing Methods. Journal of Thermoplastic Composite Materials Vol. 1, Heft 3 (1988), S. 277–296
- [26] Ostgathe, M.; et al.: Continuous Manufacturing of Thermoplastic Composite Sheets. Polymers & Polymer Composites Vol. 4, Heft 7 (1996), S. 505-512
- [27] Mayer, C.: Prozeßanalyse und Modellbildung bei der Herstellung gewebeverstärkter, thermoplastischer Halbzeuge. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2000.

- [28] Mayer, C.; Wang X.; Neitzel M.: Macro- and Micro-Impregnation Phenomena in Continuous Manufacturing of Fabric Reinforced Thermoplastic Composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 29, Heft 7 (1998), S. 783–793
- [29] Lee, W.I.; Springer G.S.: A Model of the Manufacturing Process of Thermoplastic Matrix Composites. *Journal of Composite Materials* Vol. 21, Heft November (1987), S. 1017-1055
- [30] Ye, L.; Klinkmüller V.; Friedrich K.: Impregnation and Consolidation in Composites Made of GF/PP Powder Impregnated Bundles. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* Vol. 5, Heft 1 (1992), S. 32–48
- [31] Wang, X.; Mayer C.; Neitzel M.: Some Issues on Impregnation in Manufacturing of Thermoplastic Composites by Using a Double Belt Press. *Polymer Composites* Vol. 18, Heft 6 (1997), S. 701-710
- [32] Steeg, M.: *Prozesstechnologie für Cyclic Butylene Terephthalate im Faser-Kunststoff-Verbund*. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2010.
- [33] Mitschang, P.: *Pro-PBT-Bericht*. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2010.
- [34] Mitschang, P.; et al.: Intervallheißpressen: Geschlossene Hutprofile kontinuierlich herstellbar. *Maschinenmarkt* Vol. 11, Heft (2011), S. 18-20
- [35] Mitschang, P.; Christmann M.: Continuous Fiber Reinforced Profiles in Polymer Matrix Composites. In: S.G. Advani; Hsiao K.-T. (Hrsg.): *Continuous Fiber Reinforced Profiles in Polymer Matrix Composites*. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2012.
- [36] Michaud, V.; Törnqvist R.; Månson J.-A.E.: Impregnation of Compressible Fiber Mats with a Thermoplastic Resin. Part II: Experiments. *Journal of Composite Materials* Vol. 35, Heft 13 (2001), S. 1174–1200
- [37] Michaud, V.; Månson J.-A.E.: Impregnation of Compressible Fiber Mats with a Thermoplastic Resin. Part I: Theory. *Journal of Composite Materials* Vol. 35, Heft 13 (2001), S. 1150–1173
- [38] Lekakou, C.; Johari M.A.K.B.; Bader M.G.: Compressibility and Flow Permeability of Two-Dimensional Woven Reinforcements in the Processing of Composites. *Polymer Composites* Vol. 17, Heft 5 (1996), S. 666-672
- [39] Ye, L.; Friedrich K.; Kästel J.: Consolidation of GF/PP Commingled Yarn Composites. *Applied Composite Materials* Vol. 1, Heft 6 (1994), S. 415–429
- [40] Ye, L.; et al.: Consolidation of Unidirectional CF/PEEK Composites from Commingled Yarn Prepreg. *Composites Science and Technology* Vol. 54, Heft 4 (1995), S. 349–358

- [41] Wolfrath, J.; et al.: Unsaturated Flow in Compressible Fibre Preforms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 37, Heft 6 (2006), S. 881–889
- [42] Gennaro, R.; et al.: Experimental Measurement of Transversal Micro- and Macro Permeability during Compression Molding of PP/Glass Composites. *Polymer Composites* Vol. 35, Heft 1 (2014), S. 105-112
- [43] Gennaro, R.; et al.: Transverse Flow During Impregnation of Fabrics with Thermoplastic Matrices. 18th International Conference on Composite Materials 2011. Jeju Island, Korea, 2011
- [44] Rieber, G.: Einfluss von textile Parametern auf die Permeabilität von Multifilamentgeweben für Faserverbundkunststoffe. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2011.
- [45] Stöven, T.; et al.: Continuous Monitoring of Three-Dimensional Resin Flow Through a Fibre Preform. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 34, Heft 6 (2003), S. 475–480
- [46] Stöven, T.: Beitrag zur Ermittlung der Permeabilität von flächigen Faserhalbzeugen. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2004.
- [47] Van West, B.P.; Pipes R.B.; Advani S.G.: The Consolidation of Commingled Thermoplastic Fabrics. *Polymer Composites* Vol. 12, Heft 6 (1991), S. 417-427
- [48] Bernet, N.; et al.: An Impregnation Model for the Consolidation of Thermoplastic Composites Made from Commingled Yarns. *Journal of Composite Materials* Vol. 33, Heft 8 (1999), S. 751–772
- [49] Stadtfeld, H.: Entwicklung einer Messzelle zur Bestimmung von Kompaktierungs- und Permeabilitätskennwerten bei flächigen Faserhalbzeugen. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2006.
- [50] D'Arcy, H.: *Les Fontaines Publiques de la Ville Dijon*. Heft (1856), S.
- [51] Adams, K.L.; Rebenfeld L.: In-Plane Flow of Fluids in Fabrics: Structure/Flow Characterization. *Textile Research Journal* Vol. 57, Heft (1987), S. 647-654
- [52] Carman, P.C.: Fluid Flow through Granular Beds. *Transactions of the American Institute of Chemical Engineers* Vol. Heft 15 (1937), S. 150-166
- [53] Kozeny, J.: Über kapillare Leitung des Wassers im Boden - Aufstieg, Versickerung und Anwendung auf die Bewässerung Vol. Wien: Sitzungsbericht Akademie der Wissenschaften, 1936.
- [54] Williams, J.G.; Morris C.E.M.; Ennis B.C.: Liquid Flow Through Aligned Fiber Beds. *Polymer Engineering & Science* Vol. 17, Heft 6 (1974), S. 413-419
- [55] Gutowski, T.G.; et al.: Consolidation Experiments for Laminat Composites. *Journal of Composite Materials* Vol. 21, Heft July (1987), S. 650-669

- [56] Sadiq, T.A.K.; Advani S.G.; Parnas R.S.: Experimental Investigation of Transverse Flow Through Aligned Cylinders. *International Journal of Multiphase Flow* Vol. 21, Heft 5 (1995), S. 755–774
- [57] Åström, B.T.; Pipes R.B.; Advani S.G.: On Flow through Aligned Fiber Beds and Its Application to Composites Processing. *Journal of Composite Materials* Vol. 26, Heft 9 (1992), S. 1351-1372
- [58] Muzzy, J.D.; Colton G.: The Processing Science of Thermoplastic Composites. In: T.G. Gutowski (Hrsg.): *The Processing Science of Thermoplastic Composites*. New York: John Wiley & Sons, 1997.
- [59] Sangani, A.S.; Acrivos A.: Slow Flow through a Periodic Array of Spheres. *International Journal of Multiphase Flow* Vol. 8, Heft 4 (1982), S. 343-360
- [60] Sangani, A.S.; Acrivos A.: Slow Flow past Periodic Arrays of Cylinders with Application to Heat Transfer. *International Journal of Multiphase Flow* Vol. 8, Heft 3 (1982), S. 193-206
- [61] Blake, F.C.: The Resistance of Packing the Fluid Flow. *Transactions of the American Institute of Chemical Engineers* Vol. 14, Heft (1922), S. 415-421
- [62] Ye, L.; et al.: De-Consolidation and Re-Consolidation in CF/PPS Thermoplastic Matrix Composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 36, Heft 7 (2005), S. 915–922
- [63] Henninger, F.; Ye L.; Friedrich L.: Deconsolidation Behaviour of Glass Fibre-Polyamide 12 Composite Sheets Material during Post-Processing. *Plastics Rubber and Composites Processing and Applications* Vol. 27, Heft 6 (1998), S. 287-292
- [64] Brzeski, M.; Mitschang P.: The Effect of Deconsolidation on Interlaminare Shear Strength for Thermoplastic Composites. 19th International Conference on Composite Materials 2013. Montreal, Kanada, 2013
- [65] Ye, L.; Lu M.; Mai Y.-W.: Thermal De-Consolidation of Thermoplastic Matrix Composites—I. Growth of Voids. *Composites Science and Technology* Vol. 62, Heft 16 (2002), S. 2121–2130
- [66] Wolfrath, J.; Michaud V.; Manson J.-A.E.: Deconsolidation in Glass Mat Thermoplastic Composites: Analysis of the Mechanisms. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 36, Heft 12 (2005), S. 1608–1616
- [67] Beehag, A.; Ye L.: Role of Cooling Pressure on Interlaminar Fracture Properties of Commingled CF/PEEK Composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 27, Heft 3 (1996), S. 175–182
- [68] Lu, M.; Ye L.; Mai Y.-W.: Thermal De-Consolidation of Thermoplastic Matrix Composites—II. “Migration” of Voids and “Re-Consolidation”. *Composites Science and Technology* Vol. 64, Heft 2 (2004), S. 191–202

- [69] Pitchumani, R.; et al.: Analysis of Transport Phenomena Governing Interfacial bonding and Void Dynamics during Thermoplastic Tow-Placement. *International Journal Heat Mass Transfer* Vol. 39, Heft 9 (1996), S. 15
- [70] Geller, W.: *Thermodynamik für Maschinenbauer*. Heidelberg: Springer, 2000.
- [71] Parlevliet, P.P.; Bersee H.E.N.; Beukers A.: Residual stresses in thermoplastic composites - a study of the literature. Part III: Effects of thermal residual stresses. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 38, Heft 6 (2007), S. 15
- [72] Parlevliet, P.P.; Bersee H.E.N.; Beukers A.: Residual Stresses in Thermoplastic Composites—A study of the Literature—Part I: Formation of Residual Stresses. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 37, Heft 11 (2006), S. 1847–1857
- [73] Barnes, J.A.; Byerly G.E.: The Formation of Residual Stresses in Laminated Thermoplastic Composites. *Composites Science and Technology* Vol. 51, Heft 4 (1994), S. 479–494
- [74] Parlevliet, P.P.; Bersee H.E.N.; Beukers A.: Residual stresses in thermoplastic composites—A study of the literature—Part II: Experimental techniques. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 38, Heft 3 (2007), S. 651–665
- [75] Karami, G.; Garnich M.: Micromechanical Study of Thermoplastic Behavior of Composites with Periodic Fiber Waviness. *Composites Part B: Engineering* Vol. 36, Heft (2005), S. 241-248
- [76] Nairn, J.; Zoller P.: Matrix Solidification and the Resulting Residual Thermal Stresses in Composites. *Journal of Materials Science* Vol. 20, Heft 1 (1985), S. 355–367
- [77] Sonmez, F.O.; Hahn H.T.; Akbulut M.: Analysis of Process-Induced Residual Stresses in Tape Placement. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* Vol. 15, Heft 6 (2002), S. 525–544
- [78] Wisnom, M.R.; et al.: Mechanisms Generating Residual Stresses and Distortion during Manufacture of Polymer–Matrix Composite Structures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 37, Heft 4 (2006), S. 522–529
- [79] Domb, M.M.; Hansen J.S.: The Effect of Cooling Rate on Free-Edge Stress Development in Semi-Crystalline Thermoplastic Laminates. *Journal of Composite Materials* Vol. 32, Heft 4 (1998), S. 361–386
- [80] Barnes, J.A.; et al.: Thermal Expansion Characteristics of PEEK Composites. *Journal of Materials Science* Vol. 26, Heft 8 (1991), S. 2259–2271

- [81] Sorensen, L.; Gmür T.; Botsis J.: Residual Strain Development in an AS4/PPS Thermoplastic Composite Measured Using Fibre Bragg Grating Sensors. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 37, Heft 2 (2006), S. 270–281
- [82] Kim, K.-Y.; Ye L.: Interlaminare Fracture Toughness of CF/PEI Composites at Elevated Temperatures: Role of Matrix Toughness and Fiber/Matrix Adhesion. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 35, Heft 4 (2004), S. 447-487
- [83] Hamada, H.; et al.: Influence of the Impregnating Property on Mechanical Properties of Commingled Yarn Composites. *Polymer Composites* Vol. 14, Heft 4 (1993), S.
- [84] Hou, M.; Ye L.; Mai Y.W.: Manufacturing Process and Mechanical Properties of Thermoplastic Composite Components. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 63, Heft 1-3 (1997), S. 334-338
- [85] Jespersen, S.T.; et al.: Film Stacking Impregnation Model for a Novel Net Shape Thermoplastic Composite Preforming Process. *Composites Science and Technology* Vol. 68, Heft 7–8 (2008), S. 1822–1830
- [86] Gennaro, R.; et al.: On-line Consolidation of Commingled Polypropylene/Glass Roving During Filament Winding. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* Vol. 24, Heft 6 789–804
- [87] West, B.P.V.; et al.: The Draping and Consolidation of Commingled Fabrics. *Composites Manufacturing* Vol. 2, Heft 1 (1991), S. 10-22
- [88] Victrex (Hrsg.): Neues thermoplastisches UD-tape-Gewebe mit Victrex PEEK Polymer. <http://www.victrex.com/de/victrex-library/press-releases/detail/detail.php?id=670> (10.04.2014)
- [89] Fiberforge (Hrsg.): <http://www.fiberforge.com/> (10.04.2014)
- [90] Technology, V.W.-U.a.C. (Hrsg.): Crossply. <http://www.vanwees.nl/en/products++services/crossply.html> (10.04.2014)
- [91] Hangs, B.; et al.: Unidirectional Continuous-Fiber-Reinforced Thermoplastic Crush Tubes - Part A: Specimen Production Based on a Novel Tape-Placement Process. *Zeitschrift Kunststofftechnik - Journal of PLastics Technology* Vol. Heft 207 - 228 (2012), S.
- [92] Berg, L.F. (Hrsg.): Process Development for the Reactive Injection Moulding of Caprolactam Intermediates. Karlsruhe: Fraunhofer Verlag, 2011.
- [93] Rijswijk, K.v.; Bersee H.E.N.: Reactive Processing of Textile Fiber-Reinforced Thermoplastic Composites – An Overview. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* Vol. 38, Heft 3 (2007), S. 666–681

- [94] Ben, G.: Fabrication and Evaluation of FRTP Using In-Situ Polymerizable PA6 with VaRTM. International Conference on Composite Materials 2013. Montréal, Kanada, 2013
- [95] Edwards, C.: Thermoplastic Pultrusion Promises New Synergies. Reinforced Plastics Vol. 45, Heft 4 (2001), S. 34-39
- [96] Schutzrecht DE 4017978 C2 (30.09.1993). Spelz, U.D.I.; Schulze V.D.I., Pr.: 5.06. 1990
- [97] Gardiner, G.: Aerospace-Grade Compression Molding. High Performance Composites Vol. 63, Heft (2010), S. 34-40
- [98] Pantelakis, S.; Baxevani E.; Spelz U.: An Automated Technique for Manufacturing Thermoplastic Stringers in Continuous Length. Composite Structures Vol. 26, Heft 3–4 (1993), S. 115–121
- [99] Spelz, U.; Schulze V.: Intervall-Heißpreßverfahren - Faserverstärkte Profile kostengünstig herstellen. Kunststoffe Vol. 85, Heft 5 (1995), S. 665-668
- [100] Scholl, S.; Schürmann H.: Endlosprofile mit gezielter Orientierung. Kunststoffe Vol. 7, Heft (2008), S. 84-87
- [101] Scholl, A.; Schürmann H.: Continuous Profiles with Targeted Orientation. Kunststoffe international Vol. Heft 7 (2008), S. 55-57
- [102] Tissa-Composites-GmbH (Hrsg.): <http://www.tissa.ch/Landingpage.aspx> (23.05.2014)
- [103] Bauer, N. (Hrsg.): Zerstörungsfreie Prüfung mit Bildverarbeitung. Erlangen: Fraunhofer-IRB, 2005.
- [104] Hankes, J.: Sensoreinsatz in der automatisierten Mikromontage. VDI-Verlag, 1998.
- [105] Löffler-Mang, M.: Optische Sensorik - Lasertechnik, Experimente, Light Barriers. Wiesbaden: Vieweg und Teubner, 2012.
- [106] Neumann, B.: Bildverarbeitung für Einsteiger: Programmbeispiele mit Mathcad. Springer, 2004.
- [107] Erhardt, A.: Einführung in die Digitale Bildverarbeitung: Grundlagen, Systeme und Anwendungen. Vieweg und Teubner, 2008.
- [108] Demant, C.; Streicher-Abel B.; Springhoff A.: Industrielle Bildverarbeitung - Wie optische Qualitätskontrolle wirklich funktioniert. Heidelberg: Springer, 2011.
- [109] Bauer, N.; Vision F.-A.: Leitfaden zur bildgebenden Sensortechnik. Fraunhofer-Allianz Vision, 2000.
- [110] Angier, R.: Schärfe deinen Blick - Außergewöhnliche Portraitfotografie. München: Addison-Wesley, 2008.

- [111] Böge, A.; Schlemmer W.; Eichler J.: Physik für technische Berufe: Physikalisch-technische Grundlagen, Formelsammlung, Versuchsbeschreibungen, Aufgaben mit ausführlichen Lösungen. Vieweg und Teubner, 2008.
- [112] Litfin, G.: Technische Optik in der Praxis. Springer, 2005.
- [113] Pelte, D.: Physik für Biologen: Die Physikalischen Grundlagen der Biophysik und Anderer Naturwissenschaften. Heidelberg: Springer, 2005.
- [114] Flemming, M.; Ziegmann G.; Roth S.: Faserverbundbauweisen: Halbzeuge und Bauweisen. Springer, 1996.
- [115] Pahl, M.; Geißle W.; Laun H.M.: Praktische Rheologie der Kunststoffe und Elastomere. Düsseldorf: VDI-Kunststofftechnik, 1995.
- [116] Christmann, M.; Mitschang P.: Influence of Inhomogeneous Tool Temperature on the Impregnation Pressure of the Continuous Compression Molding Process. 18th International Conference on Composite Materials 2011. JeJu Island, Korea, 21.08. - 26.08.2011
- [117] Cender, T.A.; Simacek P.; Advani S.G.: Resin Film Impregnation in Fabric Prepregs with Dual Length Scale Permeability. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing Vol. 53, Heft 0 118–128
- [118] Ruiz, E.; LeBel F.; Trochu F.: Experimental Study of Capillary Flows, Voids Formation and Void Migration in LCM Manufacturing. Conference on Flow Processes in Composite Materials 2012. Auckland, New Zealand, 2012
- [119] Christmann, M.; Mitschang P.; Medina L.: Development of an On-Line Analysis Method for the Thermoplastic Impregnation Process. 19th International Conference on Composite Materials 2013. Montreal, Kanada, 28.07. - 02.08. 2013
- [120] Frerichs-Glas (Hrsg.): Datenblatt Neoceram. <http://www.frerichs-glas.de/downloads/produktinfo003neoceram.pdf> (06.05.2014)
- [121] Leterrier, Y.; G'Sell C.: Formation and Elimination of Voids during the Processing of Thermoplastic of Matrix Composites. Polymer Composites Vol. 15, Heft 2 (1994), S. 101-105

8 Anhang

A. Datenblatt des Matrixmaterials Polypropylen Borealis bj100hp

Borealis PP BJ100HP
Polypropylen Copolymer
Borealis AG



Produktbeschreibung

BJ100HP is a special low viscosity polypropylene compound developed to fit the production of PP-GF composites in the direct LFT compression and injection moulding process as well as in combination with LGF concentrates on the injection moulding process. The product is available in natural colour.

BJ100HP is equipped with an additive package for optimum coupling between polymer matrix and glass fibres. The interaction leads to optimum stiffness and impact strength of the components.

Allgemein

Materialstatus	• Kommerziell: Aktiv		
Verfügbarkeit	• Afrika und Mittlerer Osten • Asien Pazifik	• Europa • Nordamerika	• Südamerika
Additiv	• Hitzestabilisator		
Merkmale	• Chemisch-gekoppelt • Copolymer	• Hohe Steifheit • Hohe Schlagzähigkeit	• Niedrige Viskosität • Wärmestabilisiert
Anwendungen	• Fahrzeug, unter der Motorhaube • Fahrzeugarmaturenbrett	• Fahrzeug-Außenteile • Mischen	
Aussehen	• Naturfarbe		
Form	• Granulat		
Verarbeitungsmethoden	• Formpressen	• Spritzgießen	

Physikalische Eigenschaften	Nominalwert	Einheit	Prüfmethode
Dichte	0,904	g/cm ³	ISO 1183
Schmelze-Massefließrate (MFR) 230°C/2,16 kg	90	g/10 min	ISO 1133
Verarbeitungsschwindigkeit	1,7	%	Internal Method
Mechanische Eigenschaften	Nominalwert	Einheit	Prüfmethode
Zug-Modul (Spritzgießen)	1300	MPa	ISO 527-2/1
Dehnungsbeanspruchung Einsinkweg, Spritzgießen	25,0	MPa	ISO 527-2/50
Biegemodul ² (Spritzgießen)	1250	MPa	ISO 178
Biegefestigkeit (Spritzgießen)	35,0	MPa	ISO 178
Kerbschlag Eigenschaften	Nominalwert	Einheit	Prüfmethode
Charpy-Kerbschlagzähigkeit (+23°C) -20°C 23°C	2,0 4,0	kJ/m ²	ISO 179/1eA
Charpy-Schlagzähigkeit, ungekerbt -20°C, Spritzgießen 23°C, Spritzgießen	41 75	kJ/m ²	ISO 179/1eU
Izod-Kerbschlagzähigkeit -20°C, Spritzgießen 23°C, Spritzgießen	2,5 3,5	kJ/m ²	ISO 180/1A
Thermische Eigenschaften	Nominalwert	Einheit	Prüfmethode
Formbeständigkeitstemperatur 0,45 MPa, ungeglüht 1,8 MPa, ungeglüht	90,0 50,0	°C	ISO 75-2/B ISO 75-2/A
Vicat-Erweichungstemperatur -- --	150 72,0	°C	ISO 306/A ISO 306/B
Melt Energy	105	kJ/kg	ISO 11357
Spritze	Nominalwert	Einheit	
Verarbeitungs- (Schmelz) temperatur	220 bis 260	°C	
Werkzeugtemperaturbereich	30,0 bis 50,0	°C	
Haltdruck	3,00 bis 6,00	MPa	

1 von 2

Copyright © 2011 - IDES - The Plastics Web © | 800-788-4688 or 307-742-9227 | www.ides.com

Änderungsverlauf
Dokument angelegt am: Dienstag, 11. Januar 2011
In Prospector hinzugefügt: Januar 2005
Letzte Aktualisierung: 04.01.2011

Die in diesem Datenblatt enthaltenen Informationen wurden von IDES auf der Grundlage der Angaben der Hersteller des Materials zusammengestellt. IDES setzt sich dafür ein, die Genauigkeit der Daten zu gewährleisten. IDES haftet jedoch in keinem Fall für die Daten/Werte und empfiehlt dringend, sich diese bei der endgültigen Auswahl des Materials vom Hersteller bestätigen zu lassen.

B. Datenblatt des Glasfasergewebes Hexcel 1038



HexForce® 01038 1250 TF970
 TISSU VERRE E / E GLASS FABRIC
Fiche Technique / Product Data

Renfort Textile pour Composites Hautes Performances

Textile Reinforcement for High Performance Composites

DEFINITION / DESCRIPTION

Edition 07/2010 / Issue 07/2010

Type de fils <i>Type of yarns</i>	Chaîne / Warp : EC9 136X3 <i>Trame / Weft : EC9 136X3</i>
Masse nominale / <i>Nominal weight</i>	600 g/m ² 17,70 oz/sqy ²
Armure <i>Weave style</i>	SERGE 2X2 <i>TWILL 2X2</i>
Poudrage <i>Powdering</i>	
Traitement <i>Finish</i>	TF970
Largeur standard <i>Standard width</i>	1250 mm 49 in

CARACTERISTIQUES / CHARACTERISTICS

Contexture nominale <i>Nominal construction</i>	Chaîne / Warp : 7.35 fils-yarns/cm <i>Trame / Weft : 7.35 coups-picks/cm</i>
Répartition en masse <i>Weight distribution</i>	Chaîne / Warp : 50 % <i>Trame / Weft : 50 %</i>
Épaisseur / <i>Thickness (*)</i>	0,5 mm

PROPRIETE MECANIQUE SUR STRATIFIE* / MECHANICAL PROPERTIES ON LAMINATE*

Mise en oeuvre (60 min à 120°C, vide 0,85 bar, pression 3 bars) *Cure cycle (60 min at 120°C, vacuum 0,85 bar, pressure 3 bars)*

	Traction chaîne <i>Warp tensile</i>	Flexion chaîne <i>Warp flexural</i>	C.I.L. chaîne <i>Warp I.L.S.S.</i>
Contrainte / <i>Strength (Mpa)</i>			
Module / <i>Modulus (Gpa)</i>			
Normes / <i>Standards</i>			

****Nota:** Les valeurs moyennes ci-dessus sont obtenues sur la base d'un stratifié epoxy de 0.5 mm avec 55 % de fibres en volume.
***NB :** *The above average values are obtained with epoxy laminate of 0.5 mm at 55 % of fibres in volume.*

IMPORTANT

Les renseignements contenus dans la présente fiche produit sont fondés sur nos connaissances actuelles et sur les résultats d'essais effectués avec un constant souci d'objectivité. Ils doivent être adaptés à chaque cas particulier. Les performances du produit après utilisation étant liées aux conditions particulières de mise en œuvre, elles ne sauraient engager notre responsabilité.

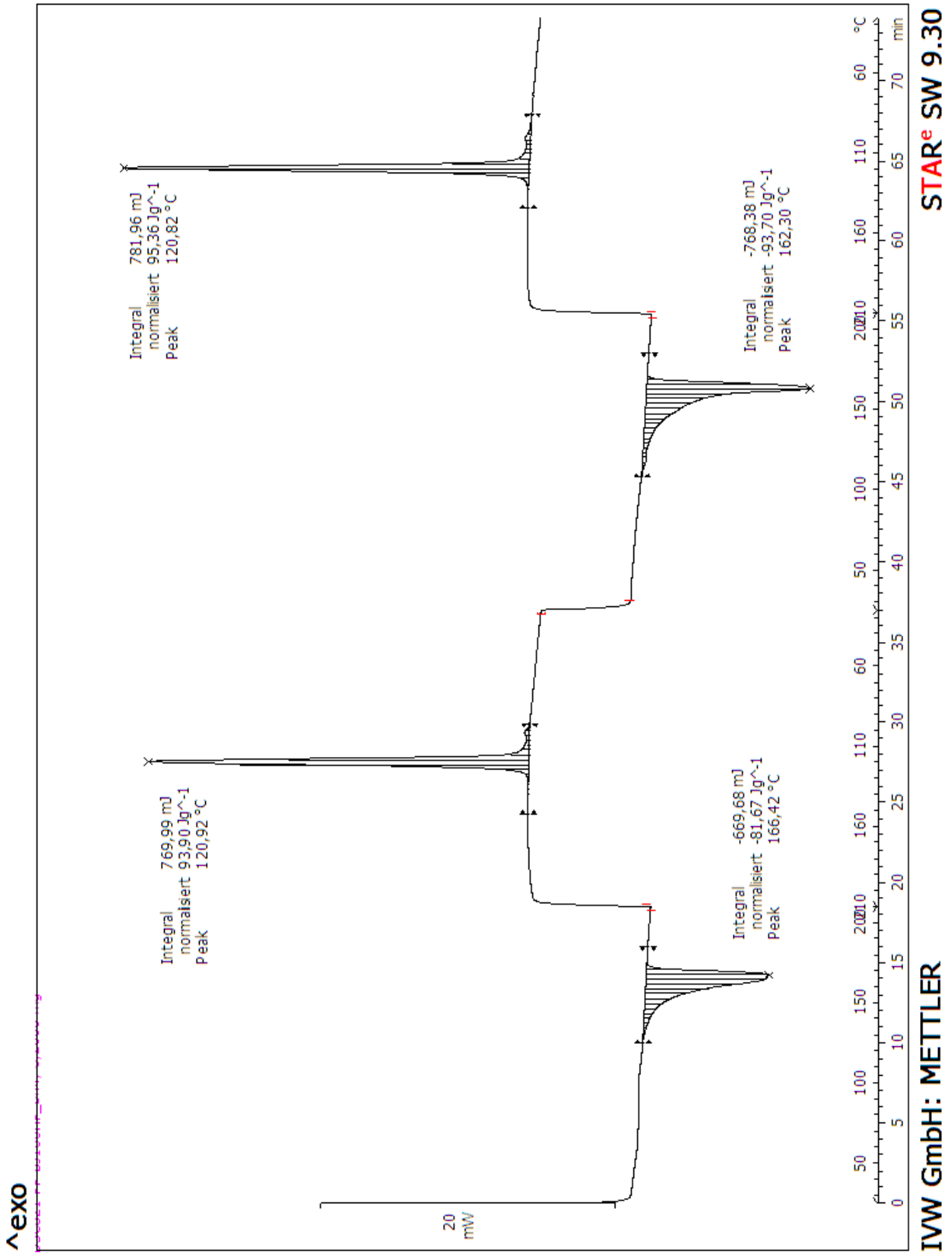
All information is believed to be accurate but is given without acceptance of liability. Users should make their own assessment of the suitability of any product for the purpose required. All sales are made subject to our standard terms of sales which include limitations on liability and other important terms.



For European sales office telephone numbers
 and a full address list please go to :
<http://www.hexcel.com/contact/salesoffices>

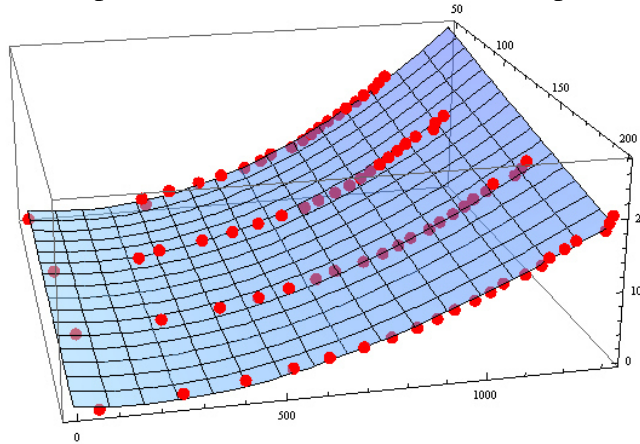
© Copyright Hexcel

C. DSC Messung des Matrixmaterials Polypropylen Borealis bj100hp



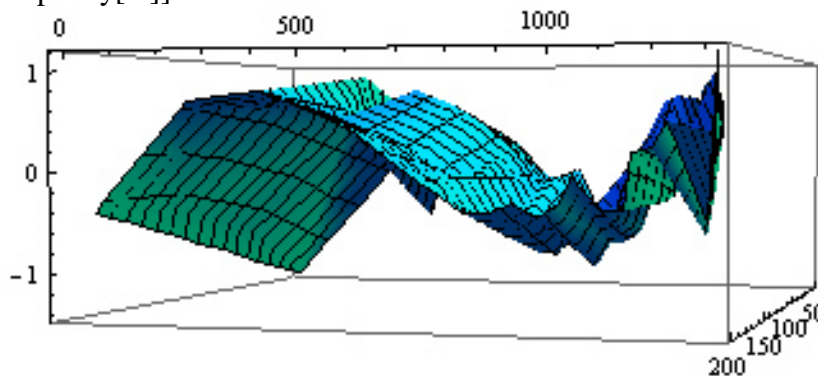
Print the fitting

```
Show[Plot3D[re, {x, Min[Temp], Max[Temp]}, {y, Min[Sensor], Max[Sensor]},
PlotStyle→Opacity[.5]], Graphics3D[{Red, PointSize[0.02], Map[Point, dat]}]]
```



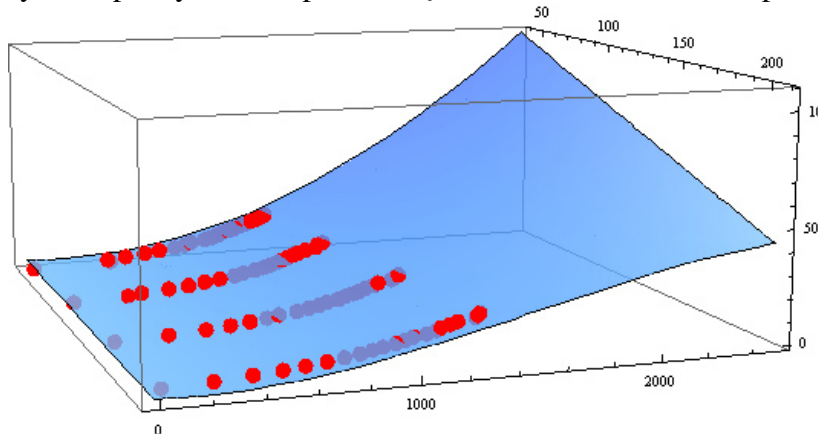
Print the deviation

```
residual=MapThread[({ #1[[1]], #1[[2]],(#2-(re/.x→ #1[[1]]/.y→ #1[[2]]))})&,{dat,b1}];
Plot of the
residual.rpic=ListPlot3D[residual,PlotStyle→Directive[PointSize[Small],Cyan],PlotRange→
All,PlotStyle→Opacity[.3]]
```

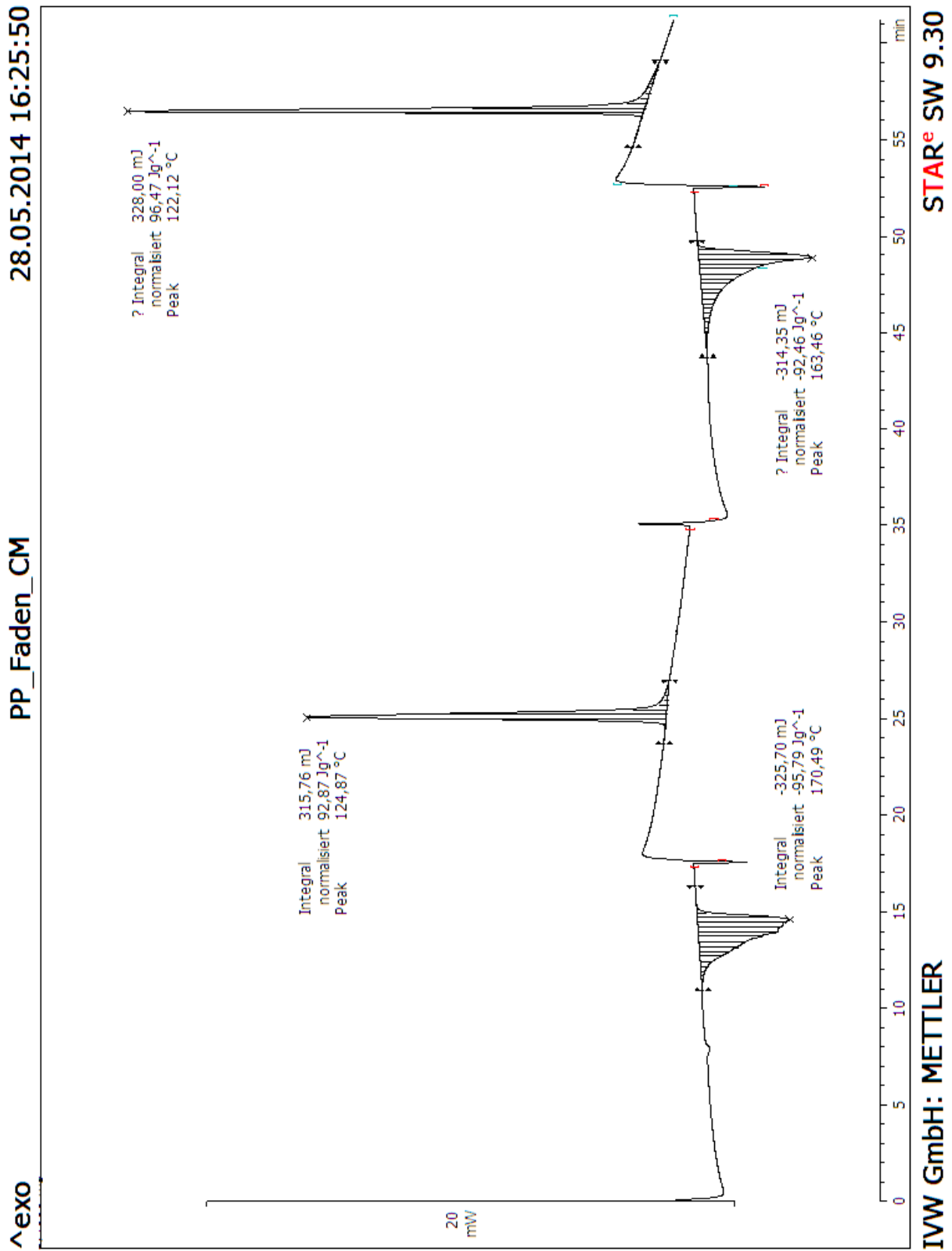


Show[Plot3D[re, {x, Min[Temp]-

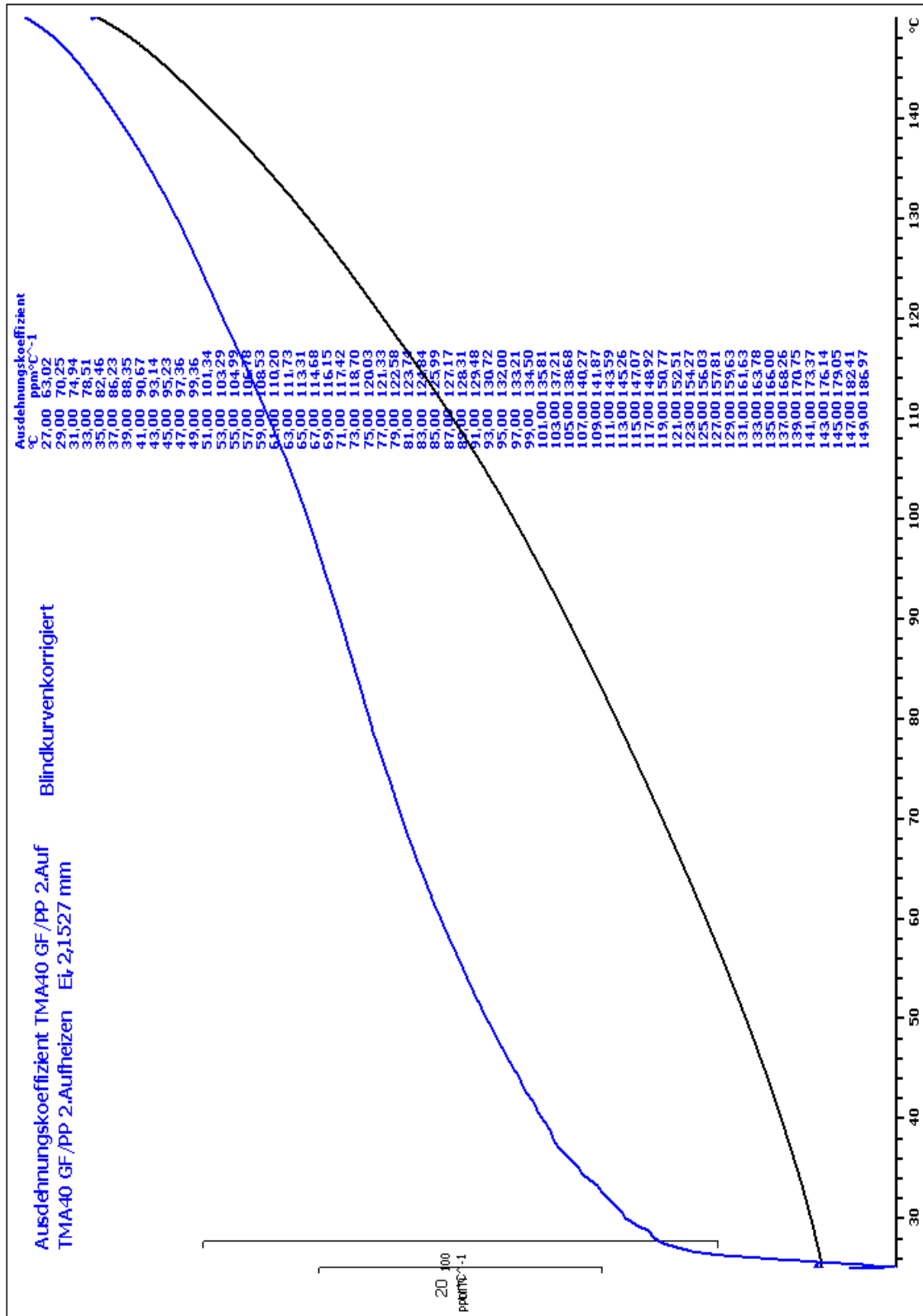
```
10, Max[Temp]+10}, {y, Min[Sensor]+Min[Sensor], Max[Sensor]+1200}, PlotRange→All, Mesh
h→None, PlotStyle→Opacity[.8]], Graphics3D[{Red, PointSize[0.02], Map[Point, dat]}]]
```



E. DSC Messung des für die Fließfronterkennung verwendeten Polypropylen Fadens



F. TMA Messung des Organoblechs (Standard-Lagenaufbau)



STAR^e SW 9.30

IVW GmbH: METTLER

Betreute studentische Arbeiten

- Feider, A.; Christmann M.: Zeitlich und räumlich differenzierte Erfassung des auf das Laminat wirkenden Prozessdrucks während des Intervallheißpressprozesses Vol. 11-009, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2011.
- Ersezer, T.; Christmann M.: Konstruktion einer Heißpresse zur Herstellung thermoplastischer Faserkunststoffverbunde Vol. 11-037, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2011.
- Klein, J.; Christmann M.: Konstruktion einer Webvorrichtung zur semi-kontinuierlichen Herstellung von Glasfasergeweben Vol. 12-011, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2012.
- Majeres, P.; Christmann M.: Experimentelle Untersuchung zur Steigerung der Prozessgeschwindigkeit des Intervallheißpressverfahrens Vol. 12-012, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2012.
- Vamja, H.; Christmann M.: Development of a Light Weight Door with City Window Vol. 12-013, Kaiserslautern & Stuttgart: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH & Daimler AG, 2012.
- Zabek, M.; Christmann M.: Innovative Prozesstechnologien zur Herstellung gekrümmter Profile Vol. 12-033, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2012.
- Florquin, O.; Christmann M.: Experimentelle Untersuchung des Imprägnierungsverhaltens von Faserkunststoffverbunden Vol. 12-050, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2012.
- Knissel, F.; Christmann M.: Analyse des Imprägnierungsverhaltens thermoplastischer Faserkunststoffverbunde Vol. 12-052, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2012.
- Gerasymenko, S.; Christmann M.: FEM-Simulation des Intervallheißpressprozesses Vol. 12-053, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2012.
- Sadiku, A.; Christmann M.: Experimentelle Überprüfung eines innovativen Werkzeugkonzeptes zur Herstellung von Hochleistungs-Faserkunststoffverbunden Vol. 13-005, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2013.
- Reinhard, D.; Christmann M.: Untersuchung zur Konsolidierung von UD-Tape-Layups Vol. 13-036, Kaiserslautern & Ludwigshafen: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH & BASF SE GmbH, 2013.
- Bürckel, D.; Christmann M.: Matrixsysteme und Prozesseinflüsse bei der Herstellung von thermoplastischen Laminaten Vol. ohne, Kaiserslautern & Ludwigshafen: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH & BASF SE GmbH, 2013.

- Schatz, P.; Christmann M.: Videogestützte Analyse des Imprägnierungsprozesses von Faserkunststoffverbunden Vol. 13-038, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2013.
- Sadiku, A.; Christmann M.: Experimentelle Analyse unterschiedlicher Prozessparameterkombinationen zur Ableitung eines Imprägnierungsmodells für TP-FKVs Vol. 13-049, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2013.
- Hoefler, S.; Christmann M.: Experimentelle Überprüfung eines in den Verarbeitungsprozess integrierten Fügeprozesses Vol. 13-050, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2013.
- Schuler, S.; Wilkin Y.; Christmann M.: Selektives Aufheizen von Thermoplasten und Verstärkungsfasern - Absorptionsverhalten mittels IR-Strahlern Vol. 014-003, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2014.
- Volkman, F.; Christmann M.: Prozessoptimierung zur Herstellung großflächiger Bauteile aus Hochleistungs-Faserkunststoffverbunden Vol. 14-014, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2014.
- Seibt, F.; Christmann M.: Optimierung des Pressprozesses von Hochleistungs-Faserkunststoffverbunden durch spezifische Parameterwahl Vol. 14-046, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2014.
- Hansen, F.; Christmann, M.: Optimierung eines Fügeprozesses basierend auf Infrarotstrahlern Vol. 014-063, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2014.
- Weibel, D; Christmann, M.: Experimentelle Analyse des Relaxationsverhaltens technischer Textilien bei der Herstellung von Hochleistungs-Faserkunststoffverbunden Vol. 014-066, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2014.

Publikationen

Journals und Buchbeiträge

- Mitschang, P.; et al.: Intervallheißpressen: Geschlossene Hutprofile kontinuierlich herstellbar. Maschinenmarkt Vol. 11, Heft (2011), S. 18-20
- Mitschang, P.; Christmann M.: Continuous Fiber Reinforced Profiles in Polymer Matrix Composites. In: S.G. Advani; Hsiao K.-T. (Hrsg.): Continuous Fiber Reinforced Profiles in Polymer Matrix Composites. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2012.
- Gennaro, R.; et al.: Experimental Measurement of Transversal Micro- and Macro Permeability during Compression Molding of PP/Glass Composites. Polymer Composites Vol. 35, Heft 1 (2014), S. 105-112
- Christmann, M.; Medina, L.; Mack, J.: Imprägnierte Halbzeuge. In: Neitzel, M.; Mitschang, P.; Breuer, U. (Hrsg.): Handbuch Verbundwerkstoffe - Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung. München: Hanser Verlag, 2014.

Symposien und Konferenzbeiträge

- Mitschang, P.; Christmann M.; Moser L.: Joining of High Performance Thermoplastic Composites. Processing and Fabrication of Advanced Materials XIX 2011. Auckland, Neuseeland, 14.01. - 17.01.2011
- Christmann, M.; Mitschang P.: Thermoplastic Fibre Reinforced Composite Materials for Structural Applications in Car Body Manufacturing. Materialien des Karosseriebaus 2011. Bad Nauheim, 11.05. -12.05.2011
- Christmann, M.; Mitschang P.: Influence of Inhomogeneous Tool Temperature on the Impregnation Pressure of the Continuous Compression Molding Process. 18th International Conference on Composite Materials 2011. JeJu Island, Korea, 21.08. - 26.08.2011
- Gil, Y.; et al.: New Material Developments for Large Scale Production in Automotive Sector. 18th International Conference on Composite Materials 2011. JeJu Island, Korea, 21.08. - 26.08.2011
- Gennaro, R.; et al.: Experimental Measurement of Transversal Micro and Macro Permeability during Compression Molding of Thermoplastic Matrix Composites. 4th European Center for Nanostructured Polymers Young Researcher Conference 2011. Lyon, Frankreich, 07.11. - 10.11.2011
- Mitschang, P.; et al.: Herausforderungen bei der Verarbeitung kontinuierlich faserverstärkter Thermoplaste. 20. Leobener Kunststoff-Kolloquium 2011. Leoben, Österreich, 10.11. - 11.11.2011
- Christmann, M.; et al.: Cost Efficient Production of Composite Parts for Structural Applications in Car Body Manufacturing. Materialien des Karosseriebaus 2012. Bad Nauheim, 10.05. - 11.05.2012

- Christmann, M.; Mitschang P.: Innovative Temperature Distribution Influences the Impregnation Quality. 15th European Conference on Composite Materials 2012. Venedig, Italien, 24.06. - 28.06.2012
- Christmann, M.; Mitschang P.: Influence of Inhomogeneous Temperature Distributions on the Impregnation Speed. Academit Summit 2012. Kaiserslautern, 02.07. - 03.07.2012
- Christmann, M.; Mitschang P.; Medina L.: Development of an On-Line Analysis Method for the Thermoplastic Impregnation Process. 19th International Conference on Composite Materials 2013. Montreal, Kanada, 28.07. - 02.08.2013
- Christmann, M.; Medina L.; Mitschang P.: Multi-Material Parts for the Commercial Vehicle Industry - A Challenge for the Joining Technology. 3rd International Commercial Vehicle Technology Symposium 2014. Kaiserslautern, 11.03. - 13.03.2014
- Christmann, M.; Medina L.; Mitschang P.: Structural Parts for the Commercial Vehicle Industry in Multi-Material-Design. Materialien des Karosseriebaus 2014. Bad Nauheim, 13.05. - 14.05.2014

Patente

- Schutzrecht DE 102011055263 A1 (16.05.2013). Christmann, M.; Holschuh, R.; Lichtner, J., Pr.: 11.11.2011
- Schutzrecht DE 102012101016 A1 (08.08.2013). Christmann, M., Pr.: 08.02.2012
- Schutzrecht PCT/EP 2013/055778 (26.09.2013). Christmann, M.; Holschuh, R.; Lichtner, J., Pr.: 21.03.2012