

Prozessentwicklung zur einstufigen Herstellung kohlenstofffaserverstärkter Sandwichstrukturen mit PUR Schaumkern

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Maschinenbau
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

M.Sc. Felix Maximilian Johannes Behnisch

Geboren in Heidelberg

Hauptreferent:

Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

Korreferent:

Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler

Tag der Abgabe:

23.12.2021

Tag der mündlichen Prüfung:

30.03.2022



Dieses Werk ist lizenziert unter einer Creative Commons Namensnennung -
Keine Bearbeitungen 4.0 International Lizenz (CC BY-ND 4.0):
<https://creativecommons.org/licenses/by-nd/4.0/deed.de>

Vorwort

Die vorliegende Dissertationsschrift entstand im Rahmen meiner Tätigkeiten als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Produktbereich Polymer Engineering am Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT in Pfinztal.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Frank Henning für die fachliche und persönliche Unterstützung innerhalb einer stets vertrauensvollen Zusammenarbeit sowie für die ausgezeichneten Arbeitsbedingungen welche eine selbstständige und eigenverantwortliche Gestaltung der vorliegenden Dissertation ermöglichten. Herrn Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler danke ich für die Übernahme des Mitberichtes und das Interesse an meiner Arbeit sowie für die angenehme Unterstützung.

Bedanken möchte ich mich bei den Kollegen aus dem Produktbereich Polymer Engineering für die horizontenerweiternde und stets freundliche Zusammenarbeit in unterschiedlichsten Themenbereichen. Insbesondere meinen Kollegen aus der Forschungsgruppe Strukturleichtbau gebührt ein besonderer Dank für die tolle und motivierte Atmosphäre, kritische aber stets konstruktive Fachdiskussionen sowie unzählige gemeinsame Stunden im Technikum und Antragsraum. Ausdrücklicher Dank gilt dabei Bernd Thoma und Philipp Rosenberg für die Unterstützung meiner Arbeit als Gruppenleiter und das entgegengebrachte Vertrauen. Tobias Fürst, Rainer Wendel, Fabian Albrecht und Michael Wilhelm gilt mein Dank für die tolle Stimmung bei der Akquise und der Bearbeitung von Forschungs- sowie Industrieprojekten, auch wenn es mal etwas später wurde. Hervorzuheben ist außerdem die außerordentliche Unterstützung durch die Kollegen Tobias Link, Björn Beck und Sascha Kilian im Rahmen zahlreicher fachlicher Treffen zur Förderung des gemeinsamen Dissertationsziels. Cahit Arik, Markus Reeb, Hartmut Kempf und Marco Becker danke ich für all die Unterstützung bei gemeinsamen Versuchen in den letzten Jahren. Außerdem danke ich dem TecService Team sowie Ulrich Förther-Barth für die Unterstützung bei der Prüfmaschinenutzung. Für die enge Zusammenarbeit mit den Kollegen am Lehrstuhl für Leichtbautechnologie am KIT-FAST danke ich ebenso, im Besonderen Julian Seuffert für die Unterstützung bei der Prozessmodellierung und -Simulation.

Den Studierenden und Hiwis, die mit Ihrem Engagement zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, danke ich gleichermaßen. Dies sind namentlich Lukas Lipowsky, Leonie Wallat, Niklas Weisenbach, Thomas Scherzinger, Jonathan Brütsch, Viktoria Lichtner und Seren Emmez.

Ein herzlicher Dank gilt meinen Eltern und meiner Schwester, die mir stets sicheren Rückhalt geben und mich außerordentlich unterstützen. Der größte Dank gilt Lisa, die mir immer, auch in der finalen Phase des Promotionsvorhabens, die notwendige Kraft und Freiräume gab.

Kurzfassung

Faserverstärkte Sandwichstrukturen nutzen den geometrischen Versteifungseffekt durch die Erhöhung des Flächenträgheitsmoments und bieten ein hohes Potential für den ressourceneffizienten Leichtbau. Zur Optimierung der ganzheitlichen Bilanzierung eines Bauteillebens muss neben der Bauteilstruktur auch die Fertigungsmethode effizient gestaltet sein.

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein neuartiges Herstellungsverfahren – der Direct Sandwich Composite Molding (D-SCM) Prozess – konzipiert, entwickelt und validiert. Beim D-SCM Prozess wird der Schaumdruck infolge der chemischen Reaktion von schäumendem Polyurethan (PUR) im geschlossenen Fertigungswerkzeug genutzt. Dieser wirkt aus der Kernstruktur heraus auf die benetzten, textilen Decklagen und stellt den notwendigen Prozessdruck zur Decklagenkonsolidierung bereit. Ein Alleinstellungsmerkmal des D-SCM Prozesses ist die undurchlässige Barrierschicht in Form einer thermoplastischen Polyurethan-(TPU)-Folie zwischen Schaumkern und den Decklagen. Damit kann das unkontrollierte Eintreten von Schaumporen in die Decklagen verhindert werden.

Innerhalb der methodischen Prozessentwicklung werden die Viskositätseigenschaften der Harzsysteme, das Kompaktierungsverhalten der Faserstruktur und die Adhäsionseigenschaften der TPU-Grenzschicht detailliert charakterisiert. Der zeitabhängige Druckaufbau des schäumenden Polyurethans in der Kernstruktur ist entscheidend für die einstufige Herstellung von Sandwichstrukturen im D-SCM Prozess. Infolgedessen wird der Einfluss der chemischen PUR-Formulierung und der Schaumdichte auf die Druckentwicklung untersucht und das PUR-System auf Grundlage der Materialcharakterisierungen angepasst. Durch den Einsatz von Simulations- und Modellierungsmethoden werden anschließend zielführende Prozessfenster zur einstufigen Herstellung von Sandwichstrukturen im D-SCM Verfahren bestimmt.

Zur Prozessvalidierung werden auf Basis der identifizierten Prozessfenster zunächst Sandwichstrukturen im D-SCM Prozess hergestellt und die Bauteile im Anschluss charakterisiert. In den Decklagen werden Faservolumengehalte bis 35 % und Porositäten kleiner 1,5 % erreicht. Die TPU-Barrierschicht verhindert den Schaumeintritt in die Decklagen zuverlässig. Bei der Analyse der Bauteileigenschaften im 3-Punkt Biegeversuch zeigt sich, dass die im D-SCM Prozess erzielbaren Verbundeigenschaften maßgeblich vom Schaumkern beeinflusst werden. Dieser stellt damit eine effiziente Stellgröße bei der Einstellung der gewünschten Verbundeigenschaften dar. Die Prozessdemonstration des D-SCM Verfahrens an einer 2,5D Geometrie belegt zudem, dass der erzielbare Schaumdruck zum Umformen abwickelbarer Decklagenbereiche ausreichend ist und die Erkenntnisse aus der Prozessentwicklung übertragbar sind.

Abstract

Composite sandwich structures take advantage of the geometric stiffening effect by increasing the area moment of inertia, and offer high potential for resource-efficient lightweight design. To optimize the holistic balancing of a component's life cycle, both the component structure and the manufacturing process must be efficiently designed.

In this thesis, a novel manufacturing process – the Direct Sandwich Composite Molding (D-SCM) process – is designed, developed and validated. The D-SCM process utilizes the foaming pressure resulting from the chemical reaction of foaming polyurethane (PUR) in a closed cavity. The expansion of the core structure provides the necessary pressure to consolidate the impregnated face sheets. A unique aspect of the D-SCM process is the impermeable barrier layer in the form of a thermoplastic polyurethane (TPU) film between the foaming material and the face sheets. This prevents the uncontrolled penetration of the fiber reinforcement in the face sheets by foam pores.

Within the systematic process development, the viscosity properties of the resin systems, the compaction behavior of the fiber structure and the adhesion properties of the TPU interface are characterized in detail. The time-dependent pressure build-up of the foaming polyurethane in the core structure is crucial for the one-step manufacturing of sandwich structures with the D-SCM process. Consequently, the influence of the chemical formulation and the foam density on the pressure evolution is investigated and the PUR system is adapted based on the material characterizations. By using simulation and modeling methods, potential process windows for the one-step production of sandwich structures in the D-SCM process are determined.

For process validation, sandwich structures are first produced in the D-SCM process on the basis of the identified process windows, and the components are subsequently characterized. Fiber volume contents of up to 35 % and porosities of less than 1.5 % are achieved in the face sheets. The TPU barrier layer reliably prevents foam penetration into the face sheets. Analysis of the component properties in the 3-point bending test shows that the composite properties achievable in the D-SCM process are significantly influenced by the foam core. The foam core thus represents an efficient control variable for setting the desired composite properties. The process demonstration of the D-SCM process on a 2.5D geometry also proves that the achievable foam pressure is sufficient for forming single-curved face sheet areas, and that the findings from process development are transferable.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	III
Abkürzungsverzeichnis	V
Symbolverzeichnis	VII
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung und Motivation	1
1.2 Zielsetzung der Arbeit	3
2 Grundlagen und Kenntnisstand	5
2.1 Sandwichstrukturen mit faserverstärkten Decklagen	6
2.1.1 Faserverstärkte Kunststoffe in den Decklagen	6
2.1.2 Kernmaterialien für FVK-Sandwichstrukturen	6
2.2 Mechanische Grundlagen faserverstärkter Sandwichstrukturen	9
2.2.1 Unidirektional verstärkte Einzelschicht	9
2.2.2 Klassische Laminattheorie des Mehrschichtverbundes	11
2.2.3 Mechanik von Sandwichstrukturen	12
2.3 Fertigungsverfahren für faserverstärkte Sandwichstrukturen mit Schaumkern	15
2.3.1 Fertigungsverfahren mit vorimprägnierten Decklagen	15
2.3.2 Sprühverfahren	17
2.3.3 Infusions- und Injektionsverfahren	21
2.3.4 Pultrusionsverfahren	23
3 Methodische Prozessentwicklung	25
3.1 Präzisierung der Zielsetzung	25
3.2 Definition des idealen Prozessablaufs	27
3.3 Auswahl der Versuchswerkstoffe	28
3.4 Charakterisierung der Decklagenwerkstoffe und der Grenzschicht	29
3.4.1 Rheologie der Decklagen-Matrixsysteme	29
3.4.2 Kompaktierungsverhalten des Textilhalbzeuges der Decklagen	32
3.4.3 Adhäsionseigenschaften in der Grenzschicht	34
3.5 Anpassung des reaktiven PUR-Schaumsystems	37
3.5.1 Die chemisch kontrollierte Schaumbildung	38
3.5.2 Analytische Modellierung des Schaumdrucks	39
3.5.3 Einfluss der Formulierung und der Schaumkerndichte auf den Schaumdruck	41

3.5.4	Einfluss der Schaumkernhöhe auf den Schaumdruck	46
3.5.5	Temperaturentwicklung während der Schaumexpansion	48
3.5.6	Validierung der Schaumdruckmodellierung	50
3.6	Prozessfensteridentifikation basierend auf der Materialcharakterisierung	52
3.7	Prozessmodellierung und -simulation	56
3.7.1	Beschreibung des Modellierungsansatzes	57
3.7.2	Interpolation und zeitliche Einordnung der Materialdaten	59
3.7.3	Simulation der Fluidausbreitung in der Decklage	60
4	Prozessvalidierung	67
4.1	Einstufige Herstellung von 2D Sandwichplatten	67
4.1.1	Versuchsbeschreibung zur Herstellung der 2D Sandwichplatten	67
4.1.2	Analyse des Temperaturverlaufs bei der Sandwichherstellung	70
4.1.3	Analyse des Kavitätsdruckverlaufs bei der Sandwichherstellung	74
4.2	Charakterisierung der 2D Sandwichplatten	79
4.2.1	Methoden zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften	79
4.2.2	Gesamtsteifigkeit der Sandwichstrukturen	82
4.2.3	Faservolumengehalt der Decklagen	83
4.2.4	Porengehalt der Decklagen	86
4.2.5	Biegesteifigkeit D und Decklagen-E-Modul E_D	89
4.2.6	Morphologie der TPU-Grenzschicht zwischen Schaumkern und Decklagen	92
4.2.7	Morphologie der Schaumkernstrukturen	95
4.2.8	Schubeigenschaften der Kernstruktur	98
4.3	Diskussion der Validierungsversuche auf Plattenebene	102
4.3.1	Diskussion des D-SCM Prozesses für 2D Sandwichplatten	102
4.3.2	Diskussion der D-SCM Prozesssimulation	103
4.3.3	Einordnung in den Stand der Technik für zweistufige Herstellungsverfahren	105
4.3.4	Einordnung in den Stand der Forschung für einstufige Herstellungsverfahren	106
4.4	Prozessdemonstration an einem Bauteil mit erhöhter Komplexität	107
4.4.1	Bauteilbeschreibung und eingesetzte Materialien	108
4.4.2	Versuchsplanung und Bauteilherstellung	109
4.4.3	Diskussion der Prozess- und Bauteilmerkmale	110
5	Zusammenfassung und Ausblick	117
5.1	Beantwortung der Forschungsfrage	119
5.2	Empfehlungen für weitere Forschungsinhalte	120
	Abbildungsverzeichnis	XI
	Tabellenverzeichnis	XVI
	Literaturverzeichnis	XVII
	Anhang	XXVIII
	Liste eigener Veröffentlichungen	XXXIII

Abkürzungsverzeichnis

2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
CF	Kohlenstofffasern
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CNTs	Carbon Nanotubes
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
CSM	Composite Spray Molding
CT	Computertomographie
DIN	Deutsche Industrie Norm
DoE	Design of Experiments
DSC	Differential Scanning Calorimetry
D-SCM	Direct Sandwich Composite Molding
E-Modul	Elastizitätsmodul
ES	Einzelschicht
FCCCD	Face-Centered-Central-Composite-Design
FCS	Fiber Composite Spraying
FVG	Faservolumengehalt
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
GF	Glasfasern
H ₂ O	Wasser
K	Kelvin
LFI	Long Fiber Injection
MDI	Diphenylmethan-Diisocyanat
MSV	Mehrschichtverbund
NCF	Fasergelege (Non-crimp fabric)
PC-RTM	Pressure Controlled Resin Transfer Molding
PET	Polyethylenterephthalat
PG	Porengehalt
PMI	Polymethacrylimid
PP	Polypropylen
PUR	Polyurethan
PVC	Polyvinylchlorid
REM	Rasterelektronenmikroskop

RSP	Resin Spray Prepregging
RTM	Resin Transfer Molding
S-RIM	Structural Reaction Injection Molding
TERTM	Thermal Expansion RTM
TGA	Thermogravimetrische Analyse
TPU	Thermoplastisches Polyurethan
UD	Unidirektional
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion
WLTP	Worldwide Harmonized Light-Duty Vehicles Test Procedure

Symbolverzeichnis

δ	Sandwich-Durchbiegung	m
δ_B	Biegeanteil an der Sandwich-Durchbiegung	m
δ_S	Schubanteil an der Sandwich-Durchbiegung	m
η	Viskosität	Pa·s
ρ	Dichte	kg/m ³
$\rho_{Araldite}$	Dichte Araldite-Harzsystem	kg/m ³
ρ_{CF}	Dichte Kohlenstofffasern	kg/m ³
$\rho_{Epikote}$	Dichte Epikote-Harzsystem	kg/m ³
$\rho_{Nähfaden}$	Dichte Nähfaden	kg/m ³
ρ_{Probe}	Probendichte	kg/m ³
ρ_{PUR}	Dichte Polyurethan	kg/m ³
σ	Biegespannung in den Sandwichdecklagen	Pa
σ_1	Normalspannung 1 im ebenen Spannungszustand	Pa
σ_2	Normalspannung 2 im ebenen Spannungszustand	Pa
τ	Schubspannung im Sandwichkern	Pa
τ_{12}	Schubspannung im ebenen Spannungszustand	Pa
τ_{max}	Schubspannung bei Maximalkraft	Pa
φ	Faservolumengehalt	%
ϕ	Porosität	%
$[A]$	Steifigkeitsmatrix des Mehrschichtverbundes	
b	Sandwichbreite	m
c	Höhe zwischen den Decklagen-Mittellinien	m
c_h	Wärmekapazität	J/(kg·K)
$c_{h,PUR}$	Wärmekapazität Polyurethan	J/(kg·K)
C	Nachgiebigkeit der Sandwichstruktur	m/N
dp/dx	Druckgradient	Pa/m
D	Biegesteifigkeit	N·m

D_0	Steiner Anteil der Sandwichdecklagen	N·m
D_D	Biegesteifigkeit der Sandwichdecklagen	N·m
D_K	Biegesteifigkeit des Sandwichkerns	N·m
D_S	Biegesteifigkeit der Sandwichstruktur	N·m
E	Elastizitätsmodul	Pa
E_1	Elastizitätsmodul des Laminats in Richtung σ_1	Pa
E_2	Elastizitätsmodul des Laminats in Richtung σ_2	Pa
E_D	Elastizitätsmodul der Sandwichdecklagen	Pa
$E_{f\parallel}$	Elastizitätsmodul der Faser (längs)	Pa
$E_{f\perp}$	Elastizitätsmodul der Faser (quer)	Pa
E_K	Elastizitätsmodul des Sandwichkerns	Pa
E_m	Elastizitätsmodul der Matrix	Pa
E_{\parallel}	Elastizitätsmodul der UD-Einzelschicht in Faserrichtung	Pa
E_{\perp}	Elastizitätsmodul der UD-Einzelschicht quer zur Faserrichtung	Pa
G_{12}	Schubmodul des Laminats	Pa
$G_{f\parallel\perp}$	Schubmodul der Faser	Pa
G_K	Schubmodul der Sandwichkerns	Pa
G_m	Schubmodul der Matrix	Pa
$G_{\parallel\perp}$	Schubmodul der UD-Einzelschicht	Pa
G'	Speichermodul	Pa
G''	Verlustmodul	Pa
K_x	Permeabilität	m ²
L	Auflagerabstand im 3-Punkt Biegeversuch	m
m	Stoffmasse	kg
m_{CF}	Masse Kohlenstofffasern	kg
m_{H_2O}	Masse Wasser	kg
$m_{Nähfaden}$	Masse Nähfaden	kg
m_{Probe}	Probenmasse	kg
m_{PUR}	Masse Polyurethan	kg
$m_{Schlichte}$	Masse Faserschlichte	kg
M	Biegemoment	N·m
M_{H_2O}	Molmasse Wasser	g/mol

n	Stoffmenge	mol
n_{CO_2}	Stoffmenge Kohlenstoffdioxid	mol
n_{H_2O}	Stoffmenge Wasser	mol
p	Druck	bar
p_1	Druck in Zustand 1	bar
p_2	Druck in Zustand 2	bar
P	Querkraft	N
P_{max}	Maximale Querkraft	N
$[Q]$	Steifigkeitsmatrix der UD-Einzelschicht	
$[Q]_{1,2}$	Transformierte Steifigkeitsmatrix	
ΔQ	Änderung der inneren Wärmeenergie	J
ΔQ_{D-SCM}	Änderung der inneren Wärmeenergie (D-SCM-Prozess)	J
ΔQ_{Schaum}	Änderung der inneren Wärmeenergie (Schaum)	J
R	Universelle Gaskonstante	J/(mol·K)
t	Laminathöhe	m
t_D	Höhe der Sandwichdecklagen	m
t_K	Höhe des Sandwichkerns	m
t_S	Höhe der UD-Einzelschicht	m
T	Temperatur	°C
T_1	Temperatur in Zustand 1	°C
T_2	Temperatur in Zustand 2	°C
$[T]_I$	Transformationsmatrix I	
$[T]_{II}$	Transformationsmatrix II	
T_{Wkzq}	Werkzeugtemperatur	°C
ΔT	Temperaturänderung	K
ΔT_{D-SCM}	Temperaturänderung im D-SCM Prozess	K
ΔT_{Schaum}	Temperaturänderung bei der Schaumherstellung	K
\hat{u}_x	Fließgeschwindigkeit	m/s
ν_{12}	Querkontraktionszahl 12 im ebenen Spannungszustand	
ν_{21}	Querkontraktionszahl 21 im ebenen Spannungszustand	
$\nu_{f\perp}$	Querkontraktionszahl der Faser	
ν_m	Querkontraktionszahl der Matrix	
$\nu_{\parallel\perp}$	Große Querkontraktionszahl	

$v_{\perp\parallel}$	Kleine Querkontraktionszahl	
V	Volumen	m^3
V_1	Volumen in Zustand 1	m^3
V_2	Volumen in Zustand 2	m^3
V_{CF}	Volumen Kohlenstofffasern	m^3
V_f	Faservolumen	m^3
$V_{\text{Kavität}}$	Kavitätsvolumen	m^3
V_m	Molares Volumen	m^3/mol
V_{Matrix}	Volumen Matrix	m^3
$V_{\text{Nähfaden}}$	Volumen Nähfaden	m^3
V_{Poren}	Porenvolumen	m^3
V_{Probe}	Probenvolumen	m^3
V_{Verbund}	Verbundvolumen	m^3

1 Einleitung

Die Konstruktionsphilosophie des Leichtbaus spielt seit dem Beginn der Automobilgeschichte eine zentrale Rolle bei der Gestaltung neuer Fahrzeuge. Unabhängig von konkreten Entwicklungszielen wie vergrößerte Reichweite, erhöhte Zuladung, gesteigerte Geschwindigkeit oder Beschleunigung steht stets die Maximierung der Ressourceneffizienz im Fokus [1].

Im Zeitalter des Klimawandels und dessen Akzeptanz in der breiten öffentlichen Gesellschaft sowie der Politik rückt zunehmend die Energieeffizienz der Fahrzeuge in den Vordergrund. Politische und rechtliche Rahmenbedingungen erhöhen den Druck auf die Automobilindustrie die Treibhausgasemissionen zu reduzieren. So schreibt die EU-Verordnung Nr. 2019/631 des europäischen Parlaments und des Rates ab 2021 ein Emissionsziel von 95 g CO₂/km (nach WLTP) für die Neuwagenflotte von Fahrzeugherstellern vor [2].

Diese Vorgabe kann durch die Massereduktion des Gesamtsystems Fahrzeug unmittelbar adressiert werden. Von den zu überwindenden Fahrwiderständen während des Betriebs sind drei von vier Termen massebasiert (Rollwiderstand, Steigungswiderstand, Beschleunigungswiderstand) [3]. Damit wird der Leichtbau, unabhängig von der Antriebstechnologie, eine Schlüsselrolle zur Erreichung der Klimaziele innerhalb des Verkehrssektors einnehmen. Aufgrund von Energiedissipation und technischen Limitationen gilt diese Aussage auch für Fahrzeuge mit Elektroantrieb und Energie-Rückgewinnungssystemen (Rekuperation) [4].

Ein wesentlicher Aspekt des Leichtbaus sind die eingesetzten Werkstoffe. Neben klassischen Konstruktionswerkstoffen für den Fahrzeugbau wie hoch- und höchstfeste Stähle sowie Aluminium- und Magnesiumlegierungen sind faserverstärkte Kunststoffe (FVK) zunehmend von Interesse für die Industrie [5]. Dabei bieten insbesondere Bauteile aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) aufgrund ihrer herausragenden massebezogenen mechanischen Eigenschaften eine ausgeprägte Möglichkeit zur Gewichtsreduktion [6–8].

1.1 Problemstellung und Motivation

Ganzheitliche Leichtbaulösungen stellen ein effizientes Zusammenwirken der Trilogie aus Werkstoff, Konstruktion und Fertigungstechnologie sicher. Die zunehmend systematische Betrachtungsweise des gesamten Bauteillebenszyklus von der Herstellung bis zur Entsorgung (Life Cycle Assessment) erhöhen den Druck auf Material- und Fertigungsprozessentwicklungen.

Besonders im Bereich der *Faserverbundwerkstoffe* darf der Entwicklungsfokus nicht ausschließlich auf mechanischer Performance und Zykluszeiten bei der Bauteilherstellung liegen. Beispielsweise steht den überlegenen spezifischen Eigenschaften von CFK Strukturen sowie den daraus resultierenden Gewichts- und Emissionseinsparungspotentialen ein deutlich erhöhter Ressourcenverbrauch während der Materialgewinnung (CO₂-Äquivalent von 38,9 kg pro kg Kohlenstofffasern (CF) [9]) und Bauteilfertigung gegenüber. Diese Hypothek zu Beginn der Produktlebenszeit gilt es vor allem beim Einsatz von Kohlenstofffasern zu reduzieren, sodass sich bei der Bilanzierung des gesamten Bauteillebenszyklus ein Vorteil gegenüber herkömmlichen Materialien ergibt (vgl. Abbildung 1.1).

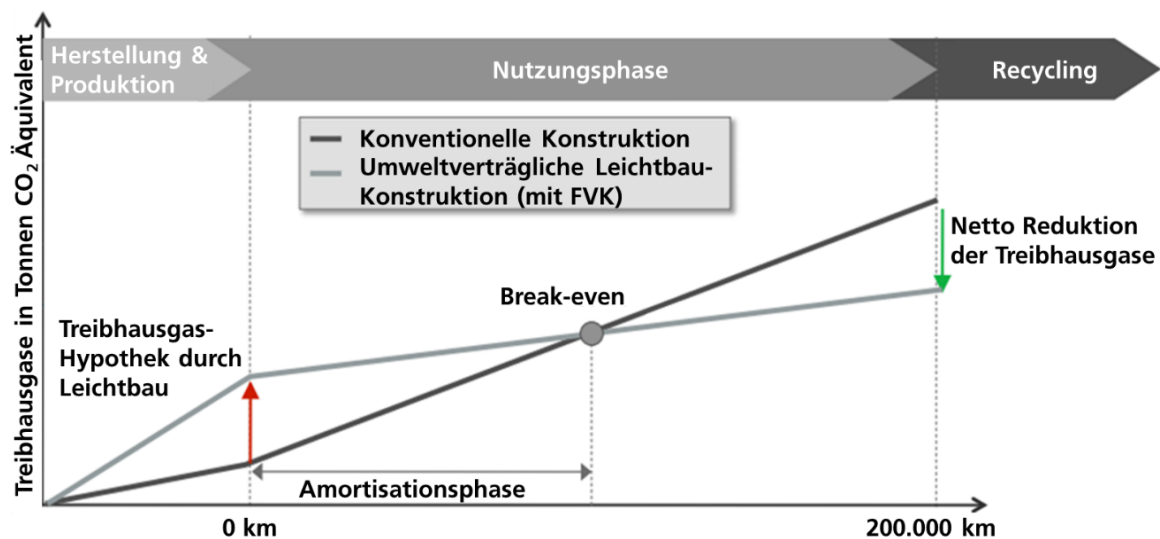


Abbildung 1.1: Umweltbilanzierung eines Fahrzeuges unter Berücksichtigung der Material- und Herstellungssituation [10]

Zur Reduktion des Kohlenstofffaser-Einsatzes, vor allem bei größeren, flächigen Bauteilen, eignet sich die *Sandwichkonstruktion*. Dabei wird bei biege- und beulbelasteten Komponenten die geometrische Versteifungswirkung über die Steigerung des Flächenträgheitsmomentes im relevanten Querschnitt genutzt. Übertragen auf höchstbelastete CFK Bauteile kommen vorzugsweise kontinuierlich faserverstärkte Decklagen in Kombination mit einem leichten Schaum- oder Wabenkern zum Einsatz.

Neben dem reduzierten Materialeinsatz muss darüber hinaus auch die *Fertigungstechnologie* effizienter gestaltet werden. Klassischerweise werden heutzutage vorkonfektionierte Schaum- oder Wabenkerne mit den faserverstärkten Decklagen verpresst. Dabei können die Decklagen entweder aus vorimprägniertem Material (sog. Prepreg) bestehen, oder während dem Bauteilherstellungsprozess imprägniert werden. Grundsätzlich handelt es sich jedoch mindestens um einen zweistufigen Prozess, da die druckempfindliche Kernstruktur von einem vorangehenden Fertigungsschritt bereitgestellt werden muss. Der Schaumkern wird entweder durch spanende Bearbeitung von Blockware oder durch Schäumen in einem zusätzlichen Werkzeug gefertigt. In beiden Fällen resultiert der zusätzliche Fertigungsschritt in Material- und Kostenaufwänden. Bei der integrierten

Schaumkernherstellung während der Sandwichfertigung können diese Aufwände reduziert und die Effizienz der Prozesskette gesteigert werden. Eine einstufige Verfahrensvariante zur Herstellung von CFK-Sandwichstrukturen bietet das Potential einer reduzierten CO₂-Hypothek zu Beginn der Produktlebenszeit.

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Ziel dieser Arbeit ist es, ein Verfahren zur einstufigen Herstellung von kohlenstofffaserverstärkten Sandwichstrukturen unter Ausnutzung des Schaumdruckes reaktiver Polyurethan-(PUR)-Schaumsysteme zu entwickeln. Die Grundidee der Prozessstrategie ist es, den bei der PUR-Schaumreaktion auftretenden Druck gezielt für die Faserimprägnierung und Decklagenkonsolidierung zu nutzen. Die Entwicklungen innerhalb dieser Arbeit erfolgen unter der Prozessbezeichnung „*Direct Sandwich Composite Molding*“ (D-SCM).

Die Zielsetzung der Arbeit ist durch folgende Forschungsfrage definiert:

Ist die porenarme¹ Imprägnierung und Kompaktierung der Decklagen von einstufig hergestellten Sandwichstrukturen durch die Auswahl geeigneter Prozessparameter und unter der Berücksichtigung eines angepassten Werkstoffsystems möglich?

Zur Beantwortung der Forschungsfrage und als Gerüst für die folgenden Untersuchungen werden zwei Forschungshypothesen postuliert:

- *Das PUR-Schaumsystem lässt sich über die Formulierung und die Dichte insofern anpassen, dass der erreichbare Schaumdruck für die Imprägnierung & Kompaktierung der kontinuierlich faserverstärkten Decklagen ausreichend ist.*
- *Wenn das Eindringen des Schaummaterials in die Decklagen verhindert wird, dann ist die Herstellung von Sandwichstrukturen mit porenarmen¹ Decklagen möglich.*

Die Beantwortung der Forschungsfrage orientiert sich an dem ganzheitlichen Methoden-Werkstoffe-Prozess Ansatz (MWP-Ansatz), welcher in der Zusammenarbeit zwischen dem Fraunhofer Institut für Chemische Technologie (ICT) dem Institut für Angewandte Materialien (KIT-IAM-WK) und dem Institut für Fahrzeugsystemtechnik (KIT-FAST) des Karlsruhe Instituts für Technologie (KIT) etabliert ist.

Der grundlegende Aufbau der Arbeit wird in Abbildung 1.2 skizziert. Basierend auf dem idealen Prozessablauf werden im Rahmen der Prozessentwicklung Versuchswerkstoffe ausgewählt, angepasst und charakterisiert. Parallel wird eine Simulationsmethodik zur virtuellen Beschreibung des D-SCM Prozesses eingesetzt. Das Zusammenspiel sowie die Abhängigkeiten der einzelnen prozessbeteiligten Komponenten während der Umsetzung

¹ Porengehalt < 1,5 %

des D-SCM Prozesses werden im Rahmen der Prozessvalidierung untersucht. Dazu werden zunächst 2D Sandwichplatten hergestellt und diese im Anschluss charakterisiert und bewertet. Die gewonnenen Erkenntnisse werden innerhalb der D-SCM Prozessdemonstration abschließend von der 2D auf die 2,5D Ebene eines komplexeren Bauteils transferiert.

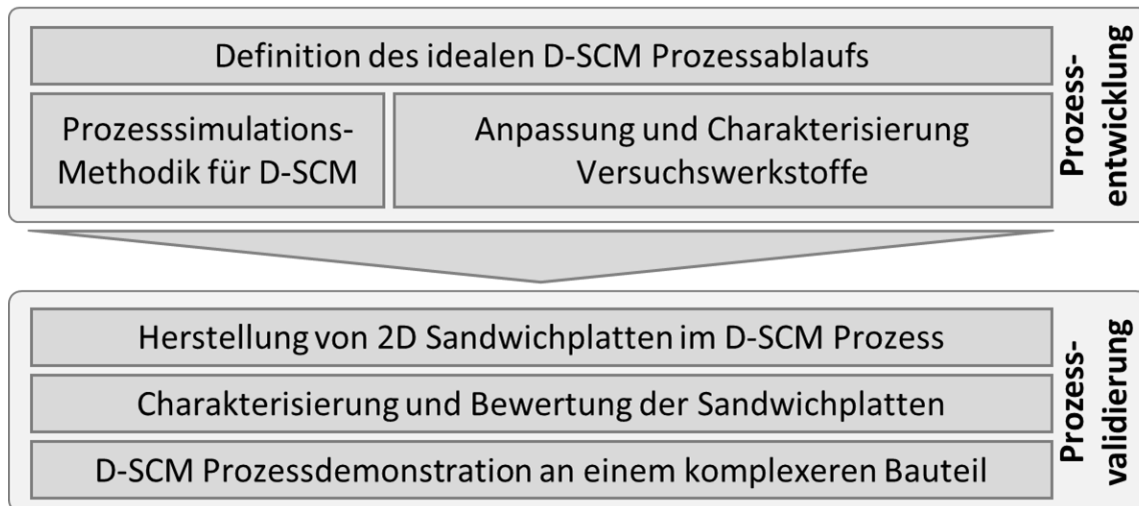


Abbildung 1.2: Aufbau der Arbeit

2 Grundlagen und Kenntnisstand

Die Sandwichstruktur bildet einen makroskopisch inhomogenen Werkstoffverbund bestehend aus zwei dünnen, außenliegenden Decklagen und einem innenliegenden Kern mit niedriger Dichte. Diese Konstruktionsweise führt durch das Erhöhen des Flächenträgheitsmomentes im Bauteilquerschnitt zu einer geometrischen Versteifung der Struktur, insbesondere bei Biege- und Beulbelastungen. Dabei werden auftretende Zug- und Druckkräfte vornehmlich durch die hochsteifen und -festen Decklagen aufgenommen und die Schubkräfte über den schubfesten Kern übertragen [11, 12].

Die Möglichkeit einer signifikanten Steifigkeitszunahme bei moderater Gewichtssteigerung führt zu einem breiten Anwendungsfeld von Sandwichstrukturen. Im Bauwesen wird dieser Effekt unter anderem für Wandpaneele und Fassadenverkleidungen genutzt [13, 14]. Innerhalb des Mobilitätssektors wird die Sandwichbauweise zur Effizienzsteigerung im Schiffsbau (z.B. Korvette YS-2000 der Visby-Klasse [15, 16]), dem Schienenverkehr (z.B. C20 FICA Metro in Stockholm [17], South Korean Tilting Train eXpres [18, 19]), der Luftfahrt (z.B. im Flugzeugrumpf [20, 21]) und dem Automobilbau (z.B. Fahrzeuginterieur [22], Fahrzeugstruktur [23]) eingesetzt.

Abhängig vom Anwendungsfall kommen unterschiedlichste Materialkombinationen für Kern und Decklagen zum Einsatz. Die Bandbreite erstreckt sich dabei über alle vier Werkstoffklassen: Metalle, Keramiken, Polymere und Verbundwerkstoffe. Für die systematische Werkstoffauswahl dient das Ashby-Diagramm (Abbildung 2.1), in welchem je nach Belastungsart und Zielgröße optimale Werkstoffe identifiziert werden können [24].

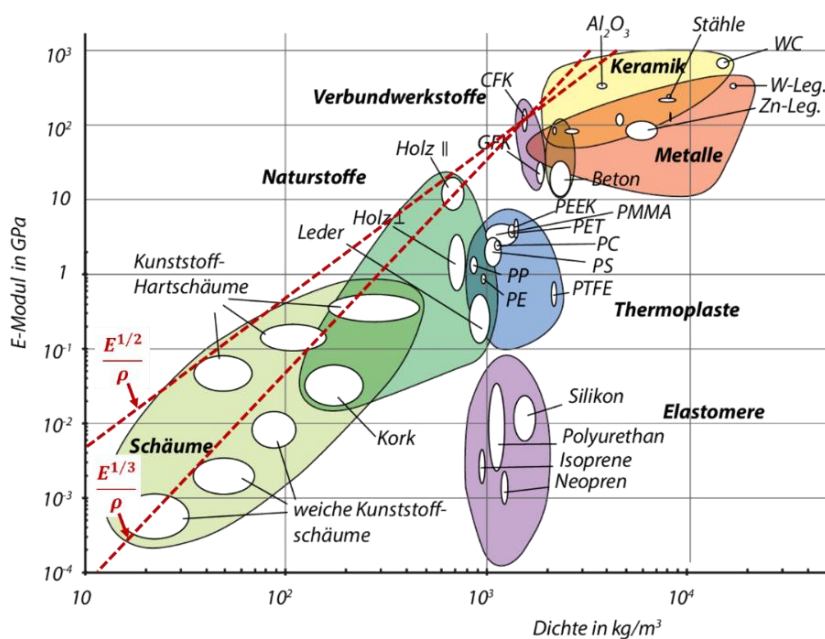


Abbildung 2.1: Diagramm nach Ashby zur Werkstoffauswahl [25]

2.1 Sandwichstrukturen mit faserverstärkten Decklagen

Basierend auf dem Ashby-Diagramm in Abbildung 2.1 und unter Berücksichtigung der Zielfunktionen für minimales Gewicht biegebelasteter Bauteile (Balken: $\max(E^{1/2} \cdot \rho^{-1})$; Platte: $\max(E^{1/3} \cdot \rho^{-1})$) bieten monolithische Verbundwerkstoffe, insbesondere faserverstärkte Kunststoffe ein hohes Potential für den Einsatz in Sandwich-Decklagen. Zur Realisierung effizienter Sandwichstrukturen werden die FVK Decklagen mit einem leichten, stabilen Kernmaterial kombiniert [26].

2.1.1 Faserverstärkte Kunststoffe in den Decklagen

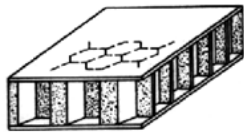
Faserverstärkte Kunststoffe bestehen aus einer lasttragenden Faserstruktur in Kombination mit einem polymeren Matrixsystem als Bettungsmasse. Durch die Kombination zweier Werkstoffe können Synergieeffekte genutzt und die Eigenschaften verbessert werden [8, 27]. Nach Puck [28] müssen dazu drei Bedingungen erfüllt sein:

- Festigkeit des Verstärkungsmaterials > Festigkeit der Matrix
- Steifigkeit des Verstärkungsmaterials > Steifigkeit der Matrix
- Bruchdehnung des Verstärkungsmaterials < Bruchdehnung der Matrix

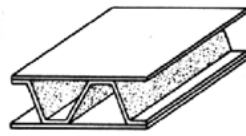
Kunststoffe erfüllen, in Kombination mit den technisch relevanten Verstärkungsfasern, alle drei matrixbezogene Anforderungen und eignen sich damit als Matrixwerkstoff für FVK [29]. Zusätzlich besitzen sie eine vergleichsweise geringe Dichte und werden damit auch dem Leichtbauanspruch gerecht. Die Orientierung der Faserstruktur führt zu einem anisotropen (richtungsabhängigen) Verhalten des Verbundwerkstoffs. Abhängig von der Faserlänge (kontinuierlich, diskontinuierlich) der Verstärkungsstruktur können unterschiedliche Anisotropien der mechanischen Eigenschaften erzielt werden (z.B. Transversal-Isotropie, Orthotropie, Quasi-Isotropie). Glasfasern finden aufgrund der vergleichsweise geringen Kosten am häufigsten Anwendung in Verbundbauteilen. Kohlenstofffasern bieten angesichts der überlegenen mechanischen Eigenschaften bei geringerer Dichte zwar das höhere Leichtbaupotential, werden wegen den deutlich höheren Materialkosten jedoch weniger häufig eingesetzt. Als polymere Bettungsmasse struktureller FVK-Bauteile werden sowohl duromere als auch thermoplastische Kunststoffe eingesetzt [5, 7, 27].

2.1.2 Kernmaterialien für FVK-Sandwichstrukturen

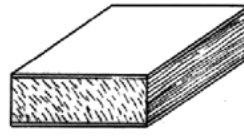
Im Kontext der FVK-Sandwichstrukturen verbindet der Kern die beiden faserverstärkten Decklagen und bedingt damit die Versteifungswirkung. Die verschiedenen Kernmaterialien unterscheiden sich stark in den mechanischen Eigenschaften (z.B. Schub- und Druckfestigkeit, Wärmebeständigkeit) und den Kosten. Die Auswahl des Kernmaterials muss daher auf die Anwendung sowie die Verarbeitungstechnologie abgestimmt sein. Grundsätzlich können die Kernwerkstoffe in homogene und strukturierte Kernmaterialien unterschieden werden (vgl. Abbildung 2.2) [30]. Dabei werden Wabenkerne als Teil der strukturierten und geschlossenzellige Hartschaumkerne aus der Gruppe der homogenen Stützstrukturen am häufigsten in Anwendungen eingesetzt.

Strukturierte Kernmaterialien:

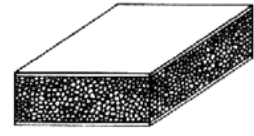
Honigwabenkern



Faltwabenkern

Homogene Kernmaterialien:

Holzkern



Schaumkern

*Abbildung 2.2: Einteilung der Kernwerkstoffe [30]***Wabenkerne**

Die wabenförmige Kernstruktur bietet eine hervorragende, gewichtsspezifische Tragfähigkeit [31]. Über die Wabengröße ist das Einstellen des Stützstellen-Abstandes für die Decklagen und damit die Anpassung auf den jeweiligen Anwendungsfall möglich. Dies ist häufig notwendig um den „Telegraphing-Effekt“ zu reduzieren, bei dem sich das Wabenmuster aufgrund der ungleichmäßigen Stützwirkung an der Bauteiloberfläche abzeichnet [32]. Während der Herstellung von Sandwichstrukturen mit Wabenkern muss sichergestellt sein, dass das Kunststoffsystem der Decklagen die Waben-Hohlräume nicht flutet [33]. Die Wabenkerne können in einem kontinuierlichen Prozess hergestellt und im Anschluss sowohl drapiert, als auch bearbeitet (z.B. Fräsen, Ultraschall-Beschneidung) werden. Die Nachteile der Wabenkerne liegen in den vergleichsweise hohen Herstellkosten sowie in den abgeschlossenen Zellkammern welche zur Kondenswasseraufnahme und somit zur Massezunahme neigen [33]. Typische Materialien für kommerziell erhältliche Wabenkerne sind Papier oder Pappe, thermoplastischer Kunststoff (z.B. Polypropylen und Polycarbonat), Metallfolien (z.B. Aluminium und Edelstahl) sowie Verbundmaterialien (z.B. aramidfaserverstärktes Phenolharz) [34].

Geschlossenzellige Hartschaumstoffe

Geschlossenzellige Hartschäume bieten aufgrund der gleichmäßig verteilten Poren hervorragende Isolationseigenschaften und die Druckfestigkeit kann über das Raumgewicht eingestellt werden. Infolge der geschlossenen Zellstruktur dringt das Matrixmaterial der äußeren Decklagen nur minimal in den Schaumstoff ein. Daher eignen sich geschlossenzellige Hartschaumstoffe auch für die Verarbeitung in Flüssigimprägnierverfahren mit nicht schäumenden, niedrigviskosen Matrixsystemen [35]. Aufgrund der geschlossenen Oberfläche und der geringen Porengröße im Vergleich zu Wabenkernen wird bei der Sandwichherstellung ein gleichmäßiger Gegendruck erzeugt [36]. Die Schaumkerngeometrie kann durch spanende Bearbeitung von Blockware oder direkt in einer entsprechenden Kavität geschäumt werden. Bei der Verwendung von 3D-gefrästen Schaumkernen ergibt sich meist eine geringe Kosteneffizienz des Prozesses, insbesondere bei komplexen Strukturen. Die Herstellung komplexer Schaumkerne ist mit einem zeitaufwändigen 3D-Fräseprozess verbunden, der in einem Ausschussanteil von bis zu 90 % resultiert [37]. Der Ausschussanteil kann durch die direkte Herstellung des Schaumkerns in einer entsprechenden Kavität deutlich reduziert werden. Die Kosten für die Schäumwerkzeuge wirken sich dabei wiederum negativ auf die Wirtschaftlichkeit des Prozesses zur Kernherstellung aus

und lassen sich nur bei größeren Stückzahlen rechtfertigen. Geschlossenzellige Hartschäume werden aus einer großen Bandbreite an Kunststoffmaterialien hergestellt und kommerziell angeboten. Im Folgenden werden die technisch relevantesten Polymere für FVK-Sandwichstrukturen vorgestellt und in Tabelle 2.1 zusammengefasst.

Tabelle 2.1: Übersicht der mechanischen Eigenschaften verschiedener Schaumwerkstoffe bei Raumtemperatur [46, 48, 50]

Materialbezeichnung	Kunststoff	Dichte [kg/m ³]	Druckfestigkeit [MPa]
Rohacell® 110 IG-F	PMI	110	3,0 (ISO 844)
AIREX® C70.90	PVC (vernetzt)	100	2,0 (ISO 844)
AIREX® T10.100	PET	100	1,2 (ISO 844)
AIREX® T10.110	PET	110	1,6 (ISO 844)
LEOcore® 110	PUR	110	1,4 (ISO 844)

Hartschäume aus *Polymethacrylimid (PMI)* bieten ein sehr gutes Verhältnis von Druckstabilität zu Schaumdichte und werden bereits industriell in Anwendungen eingesetzt [23, 38]. Die Kerengeometrie kann sowohl spanend aus Blockware herausgetrennt (z.B. Evonik Rohacell® [39]), als auch über Partikelschäumen in einer geschlossenen Kavität (z.B. Rohacell® IMF Triple F, LiteCon GmbH [40]) hergestellt werden. Der Partikelschaum besteht aus granuliertem, vorgeschäumtem PMI Schaum, welcher in einem beheizten Werkzeug mit der gewünschten Kerengeometrie final aufgeschäumt und versintert wird [41]. Den guten mechanischen Eigenschaften stehen vergleichsweise hohe Material- und Herstellkosten gegenüber.

Hartschäume aus *Polyurethan (PUR)* bieten aufgrund ihrer chemisch vernetzten Struktur und den geringen Rohstoffkosten ein großes Potential für kostengünstige und gleichzeitig stabile Kernmaterialien. Die grundsätzliche Eignung von PUR-Schäumen für den Einsatz in FVK-Sandwichstrukturen wurde in mehreren Forschungsprojekten untersucht und nachgewiesen [42–44]. Das Einbringen einer Faserverstärkung in den PUR-Schaumstoff führt zu einer gesteigerten Druckstabilität [45].

Polyvinylchlorid (PVC) wird ebenfalls in FVK-Sandwichstrukturen für industrielle Anwendungen eingesetzt [16]. PVC-Hartschäume können sowohl eine thermoplastische als auch eine vernetzte, duromere Polymerstruktur aufweisen. Die technisch relevanten, duromeren PVC-Hartschäume besitzen eine höhere Druckfestigkeit als die PUR-Schäume (vgl. Tabelle 2.1) [46]. Die Herstellung vernetzter PVC-Schäume erfolgt diskontinuierlich und ist vergleichsweise aufwendig [47].

Polyethylenterephthalat (PET) Hartschäume sind sehr kostengünstig, bieten jedoch eine deutlich geringere Druckstabilität gegenüber PMI- und PVC-Materialien (vgl. Tabelle 2.1) [48]. Hergestellt als Blockware in der kontinuierlichen Schaum-Extrusion werden die benötigten Kerngeometrien spanend herausgearbeitet oder mittels Thermoformen des thermoplastischen Schaums erzielt. Die mechanischen Eigenschaften (u.a. die Druckstabilität) des PET-Schaums können durch die Zugabe von Carbon Nanotubes (CNTs) deutlich gesteigert werden [49].

2.2 Mechanische Grundlagen faserverstärkter Sandwichstrukturen

Der mechanischen Beschreibung von Faserverbunden wird im Rahmen dieser Arbeit das Konzept der Kontinuumstheorie zugrunde gelegt. Die Faserverstärkung wird dabei in Einzelschichten (ES) mit unidirektionaler (UD) Faserverstärkung unterteilt und zunächst getrennt betrachtet. Die jeweiligen UD-Schichten werden als ein zusammenhängendes Kontinuum mit globalen, anisotropen Eigenschaften modelliert [7]. Im Rahmen der klassischen Laminattheorie werden die einzelnen UD-Schichten entsprechend ihrer Orientierungen zu einem Mehrschichtverbund (MSV), bzw. Laminat zusammengefasst. Daraus lassen sich im Folgenden die Grund-Elastizitätsgrößen des MSV ableiten [51] und von der monolithischen FVK-Struktur auf die geometrische Anordnung in einem Sandwichverbund transferiert.

2.2.1 Unidirektional verstärkte Einzelschicht

Der mikromechanischen Betrachtung der UD-Einzelschicht mit der Kontinuumstheorie liegen folgende vereinfachende Annahmen zu Grunde [8]:

- Alle Fasern verlaufen exakt parallel und besitzen einen konstanten Querschnitt
- Innerhalb der UD-Schichten ist die Faserverteilung regelmäßig
- Zwischen Faser und Matrix ist die Haftung vollständig
- Bei kleinen Deformationen wird ein lineares, ideal elastisches Materialverhalten der Verbundkomponenten vorausgesetzt

Das sich daraus ergebende transversalisotrope Verhalten der UD-Einzelschicht im ebenen Spannungszustand (Annahme bei dünnwandigen Bauteilen gültig) wird durch vier Grund-Elastizitätsgrößen bestimmt [7]:

- E_{\parallel} E-Modul in Faserrichtung
- E_{\perp} E-Modul quer zur Faserrichtung
- $G_{\parallel\perp}$ Schubmodul
- $\nu_{\perp\parallel}$ Große Querkontraktionszahl

Neben den elastischen Werkstoffgrößen der Matrix (E_m, G_m, ν_m) und der Faser ($E_{f\parallel}, E_{f\perp}, G_{f\parallel\perp}, \nu_{f\parallel\perp}$) ist deren volumetrischer Anteil φ innerhalb der UD-Schicht maßgeblich. Dieser wird als Faservolumengehalt (FVG) bezeichnet und stellt das Verhältnis zwischen dem Volumen der Fasern V_f und dem gesamten Verbundvolumen $V_{Verbund}$ dar.

$$\varphi = \frac{V_f}{V_{Verbund}} \quad (2.1)$$

Die Grund-Elastizitätsgrößen der UD-Schicht lassen sich über mikromechanische Ansätze wie in (2.2) dargestellt berechnen [8].

$$\begin{aligned}
 E_{\parallel} &= E_{f\parallel} \cdot \varphi + E_m \cdot (1 - \varphi) && \text{Mischungsregel} \\
 E_{\perp} &= \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1}{(1 - \varphi) + \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2)} \cdot E_{f\perp} \cdot \varphi} \\
 \nu_{\perp\parallel} &= \nu_{f\perp\parallel} \cdot \varphi + \nu_m \cdot (1 - \varphi) && \text{Mischungsregel} \\
 \nu_{\parallel\perp} &= \nu_{\perp\parallel} \cdot \frac{E_{\perp}}{E_{\parallel}} \cdot \nu_m \\
 G_{\parallel\perp} &= G_m \cdot \frac{1}{(1 - \varphi) + \frac{G_m}{G_{f\parallel\perp}} \cdot \varphi}
 \end{aligned} \tag{2.2}$$

Experimentelle Validierungsversuche haben gezeigt, dass die theoretischen Abschätzungen von E_{\perp} und $G_{\parallel\perp}$ aus (2.2) eine unzureichende Genauigkeit für die Bauteilauslegung besitzen [8]. Semiempirische Vorschriften verbessern die Vorhersagequalität deutlich. Im Rahmen dieser Arbeit wird daher die Beziehung nach Puck [52] aus (2.3) für E_{\perp} und die Vorschrift nach Förster [53] aus (2.4) für $G_{\parallel\perp}$ genutzt.

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2)} \cdot E_{f\perp} \cdot \varphi} \tag{2.3}$$

$$G_{\parallel\perp} = G_m \frac{1 + 0,4 \cdot \varphi^{0,5}}{(1 - \varphi)^{1,45} + \frac{G_m}{G_{f\parallel\perp}} \cdot \varphi} \tag{2.4}$$

Im ebenen Spannungszustand ist das elastische Verhalten der ES durch das Hookesche Gesetz in Matrixnotation gegeben [54]:

$$\begin{aligned}
 \begin{Bmatrix} \sigma_{\parallel} \\ \sigma_{\perp} \\ \tau_{\parallel\perp} \end{Bmatrix} &= \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{\nu_{\parallel\perp} \cdot E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{\parallel\perp} \end{bmatrix}}_{\text{ES - Steifigkeitsmatrix } [Q]} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_{\parallel} \\ \varepsilon_{\perp} \\ \gamma_{\parallel\perp} \end{Bmatrix} \\
 \{\sigma\} &= [Q]\{\varepsilon\}
 \end{aligned} \tag{2.5}$$

2.2.2 Klassische Laminattheorie des Mehrschichtverbundes

In der Regel wird ein FVK Laminat aus mehreren separaten UD-Einzelschichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen aufgebaut. Damit stimmen die Belastungsrichtungen durch den ebenen Spannungszustand im MSV ($\sigma_1, \sigma_2, \tau_{12}$) möglicherweise nicht mit den Koordinatenrichtungen (\parallel und \perp zur Faser) der Steifigkeitsmatrix aus (2.5) überein [7]. Die jeweiligen ES-Steifigkeitsmatrizes des Verbundes müssen in das Koordinatensystem des Laminats überführt werden. Der Winkel α bezeichnet die Abweichung zwischen den Koordinatensystemen der UD-Schicht und des MSV. Mittels der beiden Transformationsmatrizes $[T]_I$ und $[T]_{II}$ wird die Winkelverschiebung zwischen der ES-Steifigkeitsmatrix $[Q]$ und der Belastungsrichtung berücksichtigt [8]:

$$[T]_I = \begin{bmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & -\sin 2\alpha \\ \sin^2 \alpha & \cos^2 \alpha & \sin 2\alpha \\ 0,5 \cdot \sin 2\alpha & -0,5 \cdot \sin 2\alpha & \cos 2\alpha \end{bmatrix}$$

$$[T]_{II} = \begin{bmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & 0,5 \cdot \sin 2\alpha \\ \sin^2 \alpha & \cos^2 \alpha & -0,5 \cdot \sin 2\alpha \\ -\sin 2\alpha & \sin 2\alpha & \cos 2\alpha \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

$$[Q]_{1,2} = [T]_I \cdot [Q] \cdot [T]_{II}$$

Die n ES-Steifigkeiten werden über die jeweiligen Schichtdicken (t_s) bezogen auf die Laminatdicke (t) gewichtet. Durch die Superposition der ES-Steifigkeiten ergibt sich die Steifigkeitsmatrix $[A]$ des Laminats woraus das Elastizitätsgesetz des MSV folgt [7].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \sum_{s=1}^n Q_{11s} \cdot \frac{t_s}{t} & \sum_{s=1}^n Q_{12s} \cdot \frac{t_s}{t} & \sum_{s=1}^n Q_{13s} \cdot \frac{t_s}{t} \\ \sum_{s=1}^n Q_{21s} \cdot \frac{t_s}{t} & \sum_{s=1}^n Q_{22s} \cdot \frac{t_s}{t} & \sum_{s=1}^n Q_{23s} \cdot \frac{t_s}{t} \\ \sum_{s=1}^n Q_{31s} \cdot \frac{t_s}{t} & \sum_{s=1}^n Q_{32s} \cdot \frac{t_s}{t} & \sum_{s=1}^n Q_{33s} \cdot \frac{t_s}{t} \end{bmatrix}}_{\text{MSV - Steifigkeitsmatrix } [A]} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.7)$$

Die Ingenieurskonstanten des Laminats ergeben sich direkt aus (2.7) zu [7]:

$$E_1 = \frac{1}{((([A] \cdot t)^{-1})_{11} \cdot t)} \quad v_{12} = -\frac{([A]^{-1})_{12}}{([A]^{-1})_{22}} \quad G_{12} = \frac{1}{((([A] \cdot t)^{-1})_{66} \cdot t)} \quad (2.8)$$

$$E_2 = \frac{1}{((([A] \cdot t)^{-1})_{22} \cdot t)} \quad v_{21} = -\frac{([A]^{-1})_{12}}{([A]^{-1})_{11}}$$

2.2.3 Mechanik von Sandwichstrukturen

Für die Beschreibung der Mechanik symmetrischer Sandwichstrukturen wird die Nomenklatur aus Abbildung 2.3 (links) eingeführt. Die Biegesteifigkeit D_S der gesamten Sandwichstruktur ist gegeben durch die Summe der Einzelsteifigkeiten für den Kern D_K , die Decklagen D_D und den Steiner Anteil D_0 der Decklagen bezogen auf die neutrale Faser. Die Steifigkeiten sind normiert auf die Breite der Sandwichstruktur b [55, 56].

$$D_S = D_D + D_0 + D_K$$

$$D_D = \frac{E_D * b * t_D^3}{6} \quad D_0 = \frac{E_D * b * c^2 * t_D}{2} \quad D_K = \frac{E_K * b * t_K^3}{12} \quad (2.9)$$

Im Weiteren werden deutlich steifere und verhältnismäßig dünne Decklagen gegenüber dem Kern angenommen. Dies ist für FVK-Sandwichstrukturen in der Regel zulässig, vorausgesetzt folgende Bedingungen sind erfüllt [56, 57]:

$$E_K \ll E_D \text{ ist erfüllt für } E_D \geq \frac{16,7 \cdot t_K \cdot E_K}{t_D} * \left(\frac{t_K}{c}\right)^2$$

$$t_D \ll t_K \text{ ist erfüllt für } \frac{t_K + t_D}{t_D} \geq 5,77 \quad (2.10)$$

Damit vereinfachen sich die Spannungszustände über den Sandwichquerschnitt unter Biegebelastung durch das Moment M wie in Abbildung 2.3 (rechts) dargestellt. Die Biegesteifigkeit des Sandwichverbundes D_S reduziert sich auf den Steiner Anteil D_0 der Decklagen.

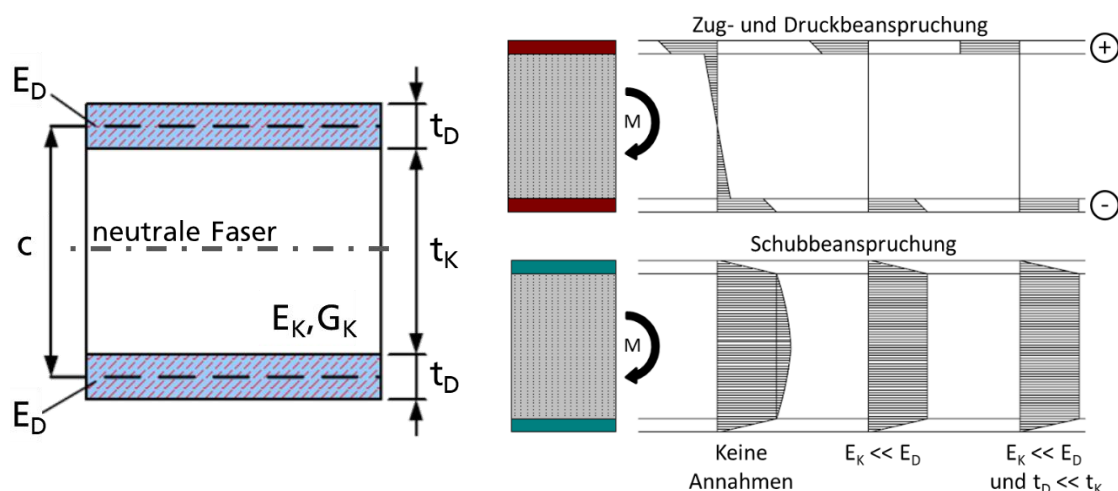


Abbildung 2.3: Links: Nomenklatur eines symmetrischen Sandwichquerschnitts [58]; rechts: Normal- und Schubspannungsverteilung über den Sandwichquerschnitt abhängig von den getroffenen Annahmen [12].

Wenn (2.10) erfüllt ist und die Biegespannung des Kerns vernachlässigt werden kann, ergibt sich auf Basis der Gleichgewichtsanalyse eines Biegeelements die durchschnittliche Biegespannung für die Decklagen aus [59]:

$$\sigma = \frac{M}{b \cdot c \cdot t_D} \quad (2.11)$$

Dabei besitzt (2.11) in der oberen Decklage ein positives Vorzeichen (Zugspannung) und in der unteren Decklage ein negatives Vorzeichen (Druckspannung).

Die Schubspannung im Kern τ_K bei Biegebelastung wird unter Berücksichtigung der Vereinfachungen aus (2.10) als konstant über den Querschnitt angenommen. Die Gleichgewichtsanalyse eines Biegeelements ergibt folgenden Zusammenhang für die Kernschubspannung [55, 56]:

$$\tau_K = \frac{dM}{dx} \frac{1}{b \cdot c} = \frac{P}{b \cdot c} \quad (2.12)$$

Die Querkraft P , wirkt transversal zur neutralen Achse. Bei dem Beispiel der 3-Punkt- Biegeprüfungen ist diese durch die Prüfkraft gegeben.

Zur Bewertung von Sandwichstrukturen wird die Schubanalyse erster Ordnung basierend auf Reissner [60] und Mindlin [61] eingeführt und auf eine 3-Punkt Biegebelastung übertragen. Basierend auf dem Ansatz der „partiellen Durchbiegung“ werden die Durchbiegungen resultierend aus Biegebelastung δ_B und Schubbelastung δ_S getrennt betrachtet und mittels Superposition zur Gesamtdurchbiegung δ zusammengeführt. Daraus resultiert für die Durchbiegung im Punkt der Kraftaufbringung ($x = L/2$):

$$\delta(x = L/2) = \delta_B(L/2) + \delta_S(L/2) = \frac{P \cdot L^3}{48 \cdot b \cdot D_S} + \frac{P \cdot L}{4 \cdot t_K \cdot b \cdot G_K} \quad (2.13)$$

Die Durchbiegung aufgrund von Biegebelastung basiert auf der Biegesteifigkeit D_S . Diese ergibt sich aus Gleichung (2.9), reduziert auf den Steineranteil und bezogen auf das Koordinatensystem in Abbildung 2.4 (links). Die schubbedingte Durchbiegung wird durch die Schubsteifigkeit G_K des Kernmaterials bestimmt [55, 62].

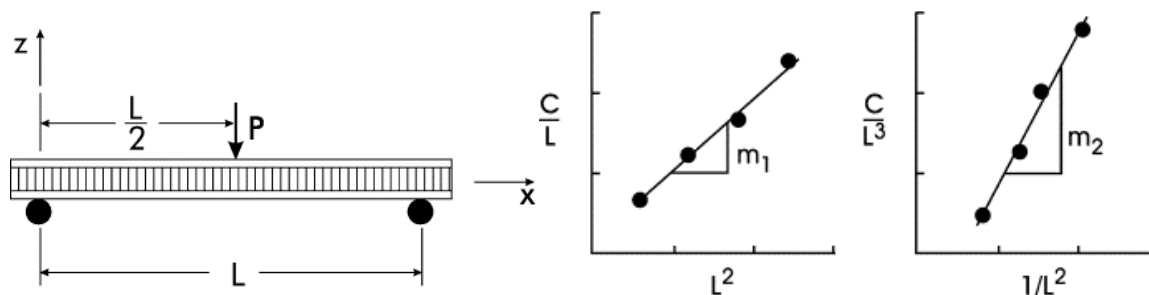


Abbildung 2.4: Links: Schematische Darstellung einer 3-Punkt Biegebelastung; rechts: Diagramme zur Bestimmung der Größen D_S und G_K basierend auf den Gleichungen in (2.15) bei variierenden Stützweiten L

Die Größen D_S und G_K können experimentell im 3-Punkt Biegeversuch bestimmt werden. Unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit $C = \delta/P$ ergibt sich aus (2.13) folgender Zusammenhang [55, 56]:

$$C = \frac{L^3}{48 \cdot b \cdot D_{S,x}} + \frac{L}{4 \cdot t_K \cdot b \cdot G_{xz}} \quad (2.14)$$

Umgestellt nach C/L und C/L^3 kann die allgemeine Geradengleichung $y = m \cdot x + c$, mit den Achsenkoordinaten x und y , dem y-Achsenabschnitt c und der Geradensteigung m auf (2.15) übertragen werden. Mittels 3-Punkt Biegeversuchen bei variierenden Stützweiten L resultieren die in Abbildung 2.4 (rechts) dargestellten Diagramme [56].

$$\begin{aligned} \frac{C}{L} &= \frac{L^2}{48 \cdot b \cdot D_S} + \frac{1}{4 \cdot t_K \cdot b \cdot G_K} \\ \frac{C}{L^3} &= \frac{1}{4 \cdot t_K \cdot b \cdot G_K} \frac{1}{L^2} + \frac{1}{48 \cdot b \cdot D_S} \end{aligned} \quad (2.15)$$

Aus den jeweiligen Steigungen in den Diagrammen aus Abbildung 2.4 (rechts) können die Größen D_S und G_K über folgende Zusammenhänge ermittelt werden [55]:

$$\begin{aligned} m_1 &= \frac{1}{48 \cdot b \cdot D_S} \\ m_2 &= \frac{1}{4 \cdot t_K \cdot b \cdot G_K} \end{aligned} \quad (2.16)$$

2.3 Fertigungsverfahren für faserverstärkte Sandwichstrukturen mit Schaumkern

Die Fertigungsverfahren für faserverstärkte Sandwichstrukturen besitzen eine sehr große Bandbreite. Im Folgenden werden Technologien zur Herstellung von FVK-Sandwichstrukturen mit homogenem Schaumkern vorgestellt. Die Art der Decklagenimprägnierung wird dabei zur Einordnung der Verfahren genutzt (vgl. Abbildung 2.5).

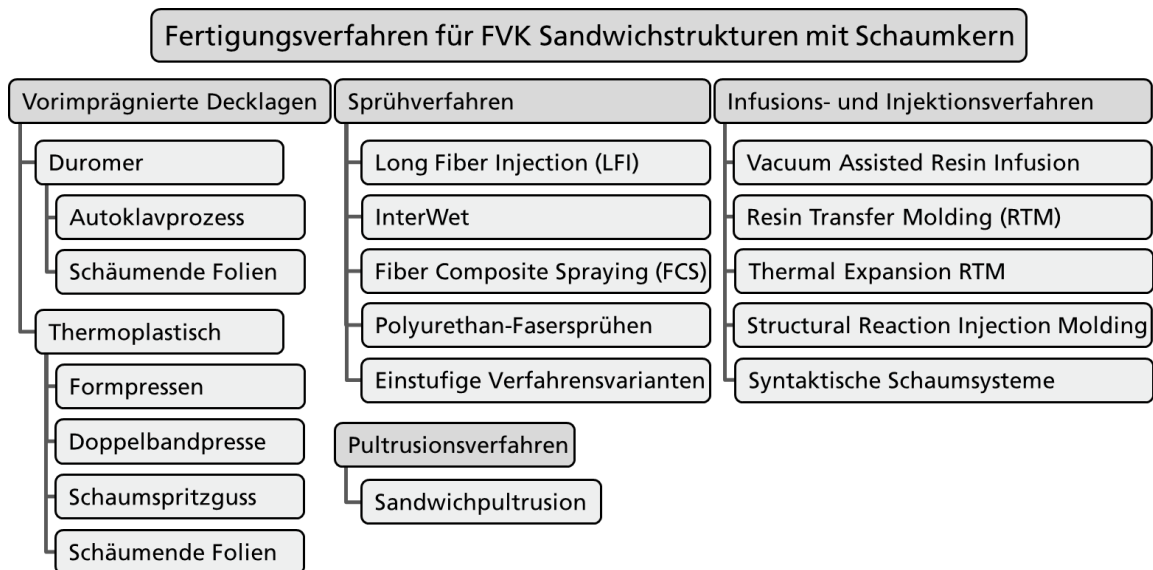


Abbildung 2.5: Übersicht zu den Fertigungsverfahren für faserverstärkte Sandwichstrukturen mit Schaumkern

2.3.1 Fertigungsverfahren mit vorimprägnierten Decklagen

Bei dem Einsatz vorimprägnierter Faserhalbzeuge zur Herstellung von Sandwichstrukturen handelt es sich um eine mehrstufige Prozesskette. Die in einem vorgelagerten Prozessschritt imprägnierten Decklagen können sowohl durch die Kombination mit einem vorkonfektionierten Schaumkern, als auch durch integrale Kernherstellung zu einem Sandwich gefertigt werden.

Vorimprägnierte Decklagen mit duromerer Matrix

Textile Halbzeuge, die mit duromeren Matrixsystemen vorimprägniert sind (sog. Prepregs) werden am häufigsten in einem Autoklavprozess zu Sandwichkomponenten verarbeitet. Vor allem in der Luftfahrt sowie im Motorsport werden so höchstbelastbare Bauteile mit hoher Qualität gefertigt (z.B. Porengehalt <1 %) [37, 38, 63]. Für den Prozess werden die Prepreglagen beidseitig in der definierten Anzahl und Orientierung auf den vorkonfektionierten Schaum- oder Wabenkern aufgebracht. Anschließend werden die Decklagen unter dem Einfluss von Druck und Temperatur im Autoklaven zur Sandwichstruktur

konsolidiert. Seltener kommen auch hydraulische Pressen zur Konsolidierung der Sandwichbauteile in einem beheizten Werkzeug zum Einsatz [63, 64].

Ein Patent von DOW Global Technologies aus 2014 beschreibt ein in-situ schäumbares Halbzeug zur Herstellung von Sandwichkomponenten. Dazu werden in einem kontinuierlichen Prozess zwei Lagen Epoxidharz-Prepreg mit einer mittig dazwischen eingebrachten Schicht aus expandierbarem Epoxidharz kombiniert. Das resultierende, dreilagige Halbzeug kann entsprechend der Bauteilgeometrie zugeschnitten und ins Formwerkzeug eingelegt werden. Unter Temperatureinfluss (170 °C) expandiert die eingebrachte Schaumschicht (bis 210 % des Ursprungsvolumens) und füllt die geschlossene Kavität. Nach dem Aushärten der Epoxidharzsysteme (30 Minuten) wird das Bauteil entnommen [65].

Vorimprägnierte Decklagen mit thermoplastischer Matrix

Thermoplastisch vorimprägnierte Halbzeuge wie Tapes (UD Faserverstärkung) und Organobleche (gewebebasiert) werden im Formpressen bereits industriell zu Sandwichstrukturen verarbeitet [66]. Die faserverstärkten Decklagenmaterialien werden zusammen mit der meist ebenfalls thermoplastischen Kernstruktur in ein Werkzeug eingelegt und unter Druck gefügt [67–69]. Es gilt dabei zwei unterschiedliche Prozessvarianten hinsichtlich der Temperaturführung zu unterscheiden. Zum einen wird der komplette Aufbau im Formwerkzeug aufgeheizt und die Decklagen so stoffschlüssig mit dem Kernmaterial verbunden. Zum anderen können die Decklagen und der Kern außerhalb des Formwerkzeuges und separat voneinander erwärmt werden. Letztere Prozessvariante führt hinsichtlich der Zykluszeiten zu einer gesteigerten Produktivität, birgt jedoch die Herausforderung, dass die Temperaturen der Einzelkomponenten beim Zusammenführen eine stoffschlüssige Verbindung zulassen [70, 71].

Als kontinuierliches Pressverfahren verspricht die Sandwichherstellung in einer *Doppelbandpresse* hohes wirtschaftliches Potential [27]. Die Decklagen sowie die Kernstruktur werden vor Eintritt in die Doppelbandpresse gestapelt und stetig zugeführt. Kontaktheizungen im vorderen Bereich der Anlage erwärmen die Materialien, die sich unter einem kontrollierten Druck isochor verbinden. Die sich anschließende Kühlstrecke führt zur Verfestigung der thermoplastischen Materialien. Nach dem Verlassen der Doppelbandpresse kann die 2D-Sandwichstruktur zugeschnitten werden [70].

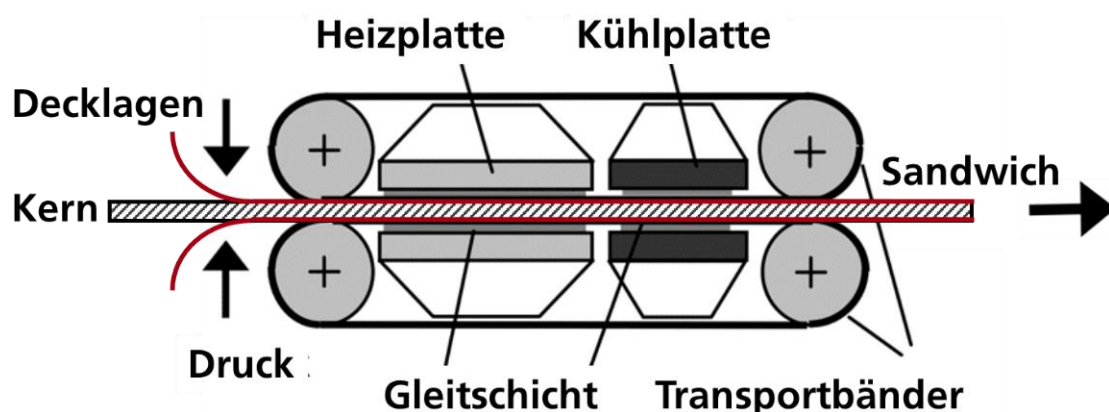


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung einer isochoren Doppelbandpresse [72]

Die von Roch et al. beschriebene Kombination des *thermoplastischen Schaumspritzgusses* (TSG) basierend auf der MuCell®-Technologie mit konsolidierten thermoplastischen Tapes (PP/GF) ermöglicht die in-situ Fertigung der Schaumkernstruktur während der Bauteilherstellung. Zunächst werden die Decklagen in das Werkzeug eingelegt und mittels Infrarotstrahler über Schmelztemperatur erwärmt. Dies gewährleistet eine stoffschlüssige Verbindung zwischen den Decklagen und der Spritzgießmasse (z.B. Polypropylen). Nach dem Schließen des Werkzeuges wird die gasbeladene Schmelze zwischen die Tape-Einleger injiziert. Sobald der Raum zwischen den Decklagen volumetrisch gefüllt ist, führt die kontrollierte Öffnung des Werkzeuges in Sandwichdickenrichtung zu einem Druckabfall. Infolgedessen gasst das Treibmittel in der Spritzgussmasse aus und bildet die Poren der Schaumstruktur. Die Bauteildicke und die Schaumkerndichte werden über den Öffnungshub gesteuert [73, 74]. Gude et al. und Luft et al. nutzten den Spritzdruck während des TSG Prozesses um die Tape-Decklagen im Werkzeug zu drapieren (vgl. Abbildung 2.7). Damit sind komplexe, dreidimensionale Sandwichstrukturen möglich [70, 75, 76].

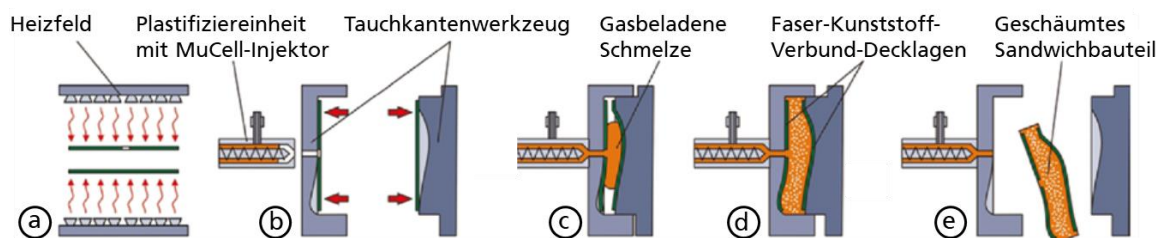


Abbildung 2.7: Schematische Darstellung des Schaumspritzgießens zur Herstellung thermoplastischer FVK-Sandwichstrukturen mit prozessintegrierter Decklagenumformung [76]

Beukers et al. untersuchten eine weitere Verfahrenstechnologie zur in-situ Herstellung der Schaumstruktur mittels einer schäumbaren Folie. Diese ist mit Treibmittel beladen und wird mittig zwischen thermoplastisch vorimprägnierten Faserhalbzeugen gestapelt [77, 78]. In einem variothermen Pressprozess wird die schäumbare Folie zunächst unter Temperatureinfluss mit den Decklagen verbunden. Bei weiter zunehmender Temperatur wird das Treibmittel aktiviert. Die Presse öffnet kontrolliert auf die gewünschte Bauteildicke und gibt den Raum für die Schaumstruktur frei. Über die Werkzeugöffnung wird zudem die Dichte eingestellt. Das anschließende Abkühlen des Sandwichverbundes führt zum Erstarren des thermoplastischen Materials und das Bauteil kann aus dem Werkzeug entnommen werden [70, 79]. Details zu den Zykluszeiten sind nicht genannt.

2.3.2 Sprühverfahren

Der sprühende Auftrag der reaktiven Komponenten kann sowohl direkt in die Werkzeugkavität, als auch außerhalb des Werkzeuges auf Faserverstärkungen oder Kernstrukturen erfolgen. Für Sprühverfahren werden vornehmlich Polyurethan-Systeme verwendet, die entweder kompakt sind oder zu Hartschäumen reagieren. Die Vermischung der Reaktanten erfolgt im industriellen Maßstab durch Hochdruckdosiermaschinenteknik [80]. Dabei

wird das Gegenstrominjektionsprinzip genutzt, bei welchem die Komponenten mit einem Druck von 100 bis 300 bar im Mischkopf homogenisiert werden [37]. Automatisierte Anlagen mit robotergeführter Dosiertechnik bieten eine hohe Flexibilität während des Materialauftrags. Neben dem reinen Polyurethan-Sprühen (unverstärkt) gibt es mehrere Verfahrensvarianten, bei denen Schnitffasern als Verstärkungsphase zugeführt werden.

Die KrausMaffei Technologies GmbH entwickelte das *Long Fiber Injection* (LFI) Verfahren. Dabei werden zugeführte Glasfaserrovings im Mischkopf geschnitten und direkt in diesem mit dem PUR-Matrixmaterial benetzt [81, 82]. Das reaktive Faser-Matrix-Gemisch wird anschließend sprühend in die geöffnete, zweiteilige Werkzeugkavität appliziert und zu einer FVK-Struktur verpresst. Mit diesem Verfahren ist das Einbringen von bis zu 50 Gew.-% Fasern möglich [80]. Cannon S.p.A. nutzt analog eine mischkopfinterne Benetzung der Fasern beim *InterWet* Verfahren [83].

Eine weitere Prozessvariante stellt das *Fiber Composite Spraying* (FCS) für Kleinserien dar. Ebenfalls von KrausMaffei entwickelt bietet dieser Prozess eine hohe Variabilität aufgrund des Auftrags separater Schichten in ein einseitiges, offenes Werkzeug. Dabei können auch geschäumte und faserverstärkte Schichten eingebracht werden. Der schichtweise Auftrag führt zu vergleichsweise langen Zykluszeiten [84].

Die Verfahrensvariante des *Polyurethan-Fasersprühens* unterscheidet sich vom LFI Verfahren durch die Schnitffaserzufuhr. Die Glasfasern werden in einem Schneidwerk geschnitten (bis zu 25 mm Faserlänge) und dem Sprühkopf mittels druckluftbasierter Flugförderung in Sprührichtung zugeführt. Es kommt zu keiner mischkopfinernen Imprägnierung der Fasern. Die Benetzung der Fasern erfolgt im Sprühkegel, simultan mit dem Ausstrag des Matrixmaterials [80, 85]. Das Composite Spray Molding (CSM) Verfahren von Hennecke GmbH basiert analog zum Polyurethan-Fasersprühen auf der Zudosierung der Schnitffasern direkt in den Sprühstrahl unter Nutzung des Venturi Effekts [86].

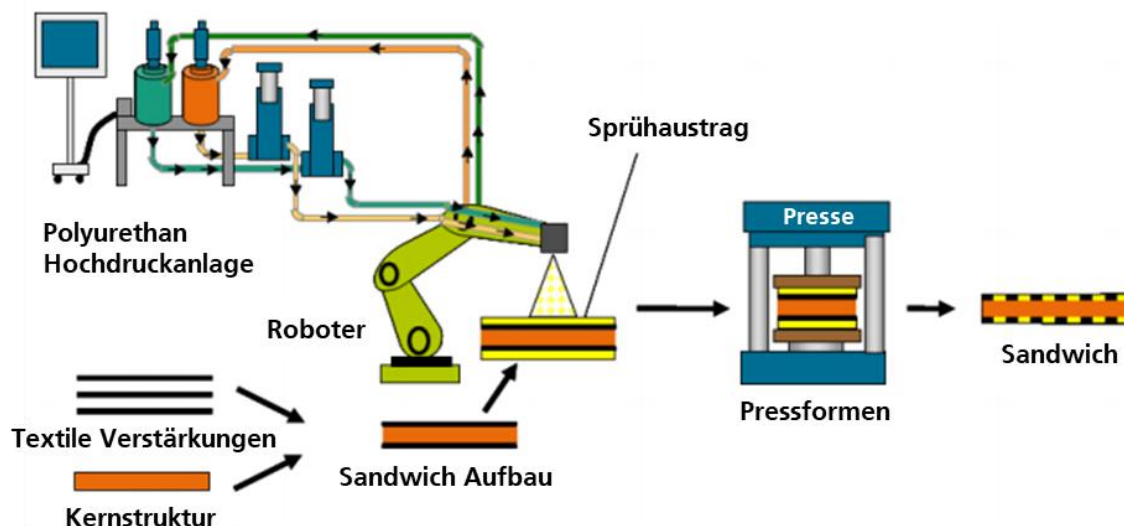


Abbildung 2.8: Schematische Darstellung der Sandwichherstellung mit faserverstärkten Decklagen im PUR-Sprühverfahren [87]

Die Sandwichherstellung kann mit allen zuvor beschriebenen Verfahrensvarianten erfolgen. Dazu wird ein vorkonfektionierter Sandwichkern beidseitig mit PUR-Gemisch besprüht und im Anschluss unter Temperatur- und Druckeinfluss konsolidiert [88–90]. Die Ausführung der Decklagenverstärkung ist dabei sehr flexibel. Das beidseitige Aufbringen eines reaktiven Langfaser-Matrix-Gemisches auf den Sandwichkern führt zu einer diskontinuierlichen, quasiisotropen Verstärkungsstruktur [88]. Ähnliche Eigenschaften lassen sich durch den Einsatz von textilen Langfasermatten in Kombination mit dem Polyurethansprühen (ohne Fasern) erzielen (vgl. Abbildung 2.8). Kontinuierlich faserverstärkte Textilien (Gewebe, Gelege) in den Decklagen verbessern die mechanischen Eigenschaften deutlich und können beim Polyurethan-Sprühen mit und ohne Fasern eingesetzt werden. Dabei wirkt sich ein leichtes Aufschäumen des Polyurethan-Systems positiv auf die Faserimprägnierung aus [80].

Weißborn et al. untersuchten ein einstufiges Verfahren zur Herstellung von FVK-Sandwichstrukturen mit integraler Schaumkernherstellung (vgl. Abbildung 2.9). Der Prozess basiert auf einem Polyurethan-System, welches zwischen die beiden trockenen, textilen Decklagenverstärkungen eingebracht wird (Sprühprozess). Die wärmeinduzierte Schaumreaktion des PUR-Gemisches führt zu einem Druckanstieg innerhalb der Kavität und infolgedessen zur Imprägnierung der Verstärkungstextilen [75, 91]. Der Einfluss verschiedener Material-, Prozess- und Bauteilrandbedingungen auf den Grad der Textilimprägnierung wurde untersucht. Die Schaumdichte hat dabei einen signifikanten Einfluss auf die Rovingimprägnierung. So konnten bei einer Schaumdichte von 270 kg/m^3 Textilimprägnierungen zwischen 40 und 65 % und bei 770 kg/m^3 von bis zu 87 % erzielt werden. Die Halbzeugstruktur (GF/CF, Rovingtiter, Rovingdichte, Bindung) der Decklagen hatte vor allem bei niedrigen Schaumdichten einen deutlichen Einfluss auf die Rovingimprägnierung. CF-Materialien lassen sich aufgrund der geringeren Filament- und damit reduzierten Kapillardurchmesser tendenziell schlechter imprägnieren als GF-Textilien [92]. Das Kohlenstofffasergewebe CF245PL (3 K, Leinwandbindung, 245 g/m^2) von Engineered Cramer Composites (ECC) erreichte mit einer mittleren Rovingimprägnierung von 84 % den Maximalwert aller untersuchten CF-Halbzeuge (bei 770 kg/m^3 Schaumkerndichte) [93]. Der Einfluss der Werkzeugtemperatur auf einseitig eingebrachte Verstärkungslagen zeigte, dass eine höhere Temperatur zu einer schlechteren Rovingimprägnierung führt. Die Verweilzeit des Schaumsystems in der Kavität vor dem Schließen des Werkzeuges wurde ebenfalls untersucht. Eine kurze Verweilzeit des Schaums führt zu einem hohen Porengehalt innerhalb der textilen Struktur. Bei langer Verweilzeit wird der bereits expandierte Schaum während des Schließens der Kavität wieder zusammengedrückt und die entstandenen Poren kollabieren. Dies wirkt sich positiv auf die Rovingimprägnierung aus, die Schaumqualität wird dadurch jedoch deutlich reduziert [94]. Im Hinblick auf geometrische Bauteileigenschaften und deren Auswirkung auf die Rovingimprägnierung wurden sowohl Rippen unterschiedlicher Höhe und als auch eine Halbkugelkavität untersucht. Es konnte beobachtet werden, dass die Rovingimprägnierung der stirnseitig eingelegten Textilverstärkung mit steigender Rippenhöhe abnimmt (Schaumkerndichte: 450 bis 750 kg/m^3). Die Ergebnisse an der Halbkugelgeometrie zeigen eine Zunahme der Rovingimprägnierung mit steigendem Imprägnierwinkel, unabhängig von der Schaumdichte [94].

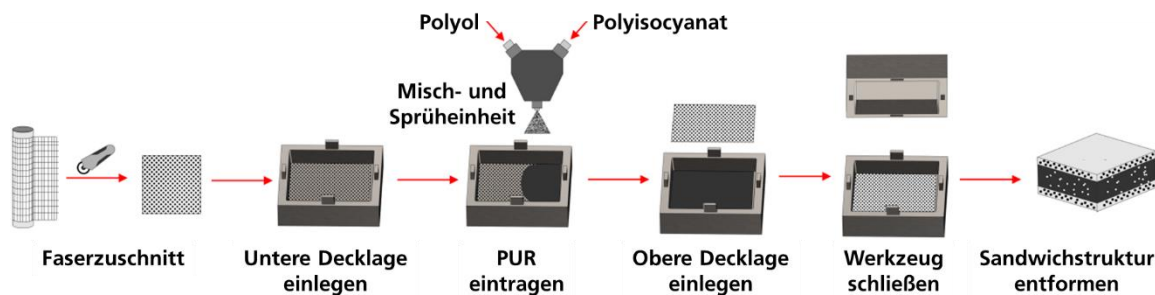


Abbildung 2.9: Verfahren zur Herstellung von Sandwich-Strukturen unter Verwendung eines Polyurethan-Sprühverfahrens [92]

Hopmann et al. entwickelten ein weiteres einstufiges Verfahren zur Herstellung faserverstärkter Sandwichstrukturen. Dabei kamen im Gegensatz zu der Prozessentwicklung von Weißenborn et al. zwei unterschiedliche reaktive Polymersysteme zum Einsatz. Die textilen Halbzeuge der Decklagen werden im Resin Spray Prepregging (RSP) Prozess mit einem nicht-schäumenden PUR-Material vorimprägniert. Bei diesem Verfahren wird eine trockene Faserpreform mit Matrixmaterial in einem PUR-Sprühverfahren benetzt und vakuumunterstützt imprägniert (vgl. Abbildung 2.10, links). Das Verfahren wurde bereits für monolithische Strukturen ohne Sandwichkern umgesetzt und optimiert [95–97]. Die vorimprägnierten Decklagen werden anschließend mit einem reaktiven PUR-Schaumsystem in einem Werkzeug zusammengebracht. Unter Nutzung der Expansionsreaktion der schäumenden Komponente werden die Decklagen an die Werkzeugwandung gepresst, konsolidiert und ausgehärtet. Es wurden zwei Prozessführungen untersucht (vgl. Abbildung 2.10, rechts). Variante 1: Unmittelbarer Druckaufbau auf die Materialien in der Kavität gefolgt von einem kontrollierten Öffnen des Werkzeuges während dem Aufschäumen des PUR-Systems. Variante 2: Schließen der Kavität auf Endbauteildicke und Ausschäumen des Volumens zwischen den Decklagen. Bei beiden Varianten wird während des Schließvorgangs der Kavität ein Vakuum angelegt [98]. Hinsichtlich der Schaummorphologie weist Variante 2 eine wesentlich homogenere und feinere Porenmorphologie gegenüber Variante 1 auf. Aufgrund der optimierten Vorimprägnierung der Decklagen im RSP Prozess wird das Eindringen des Schaummaterials in die Decklagen reduziert. Dennoch konnten Poren des Schaumsystems bis ca. zur Hälfte der Decklagendicke nachgewiesen werden. Die hergestellten Sandwichstrukturen besitzen Schaumdichten zwischen 397,4 g/l bis 592,8 g/l und einen vorab eingestellten, jedoch nicht validierten Faservolumengehalt von 38 % [99]. Weitere Untersuchungen mit Schaumdichten von 295 und 645 kg/m³ haben gezeigt, dass der erzielte Schaumdruck bei 295 kg/m³ zu gering war, um eine Kompaktierung und Homogenisierung der im RSP Prozess imprägnierten Decklagen zu erreichen. Innerhalb der Faserverstärkung der Decklagen konnten Imprägniermerkmale identifiziert werden, die sich durch ein erhöhtes Porenvolumen und damit reduzierten mechanischen Eigenschaften äußerten. Im Hinblick auf die Schaummorphologie weist das Bauteil mit geringer Schaumdichte eine regelmäßige Porengröße sowie -verteilung auf [98].

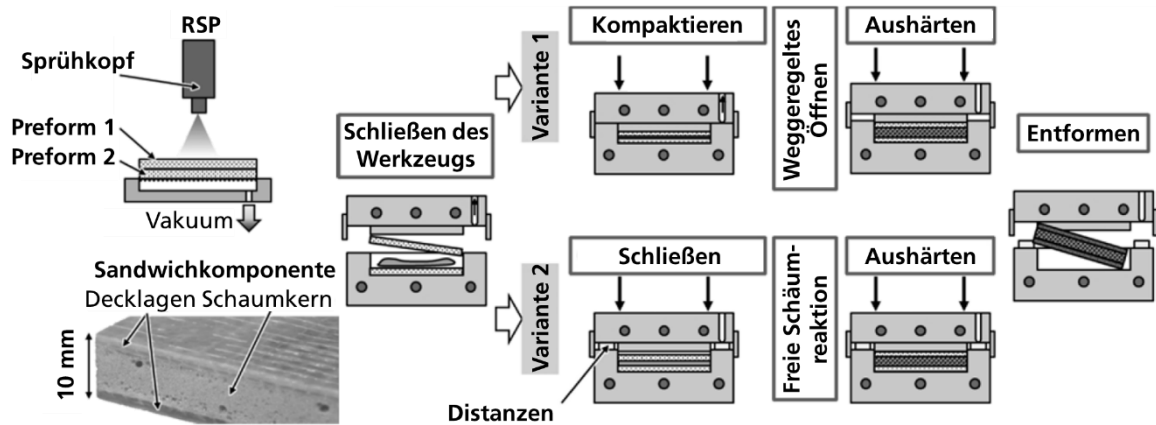


Abbildung 2.10: Sandwichherstellung mit prozessintegriert ausgeschäumten Schaumkern nach [99]

2.3.3 Infusions- und Injektionsverfahren

Infusions- und Injektionsverfahren nutzen eine induzierte Druckdifferenz zur Imprägnierung der Faserstruktur mit einem niederviskosen, reaktiven Harzsystem. Die Druckdifferenz kann durch das Anlegen eines Vakuums (Infusion), durch das Aufbringen eines Injektionsdruckes oder auch durch Kombinationen beider Mechanismen stattfinden. Für die Imprägnierung trockener Decklagen mit einem niederviskosen Harzsystem bei der Sandwichherstellung muss eine geschlossene Kernstruktur vorliegen. Aus diesem Grund kommen vornehmlich geschlossenzellige, polymere Hartschaumstoffe als Kernmaterial zum Einsatz.

Der *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) Prozess ist ein kostengünstiges und etabliertes Verfahren zur Herstellung von FVK-Sandwichstrukturen. Der Aufbau aus trockenen textilen Decklagen und Schaumkern wird auf ein, der Bauteilgeometrie entsprechendes Unterwerkzeug aufgelegt und mit einer Vakuumfolie luftdicht abgeschlossen. Zwischen dem Sandwichaufbau und der Vakuumfolie können weitere Zwischenlagen (z.B. Abreißgewebe, Fließhilfen) eingebracht werden. An dem Bauteil wird über Entlüftungsanschlüsse ein Vakuum angelegt. Das Harzsystem fließt aufgrund der induzierten Druckdifferenz durch die textilen Decklagen und imprägniert diese. Der Druckunterschied von maximal 1 bar wirkt sich dabei vor allem bei großen Bauteilen negativ auf die Infiltrations- und damit auf die Prozesszeit aus. Zudem ist der Prozess sehr arbeitsintensiv und kann nur bedingt automatisiert werden. Vor allem im Prototypenbau und bei Kleinstserien (0-Serien) wird der VARI Prozess eingesetzt [64, 100, 101].

Beim *Resin Transfer Molding* (RTM) Prozess wird das Harzsystem zusätzlich zum anliegenden Vakuum mit Überdruck in die Kavität, bestehend aus einem festen Ober- und Unterwerkzeug, injiziert. Die daraus resultierende, gesteigerte Druckdifferenz führt zu einem beschleunigten Imprägnieren der Faserstruktur gegenüber dem VARI Prozess [102]. Abhängig von der Injektionstechnologie können hohe Volumenströme und Drücke von mehr als 200 bar und damit kurze Zykluszeiten für monolithische Bauteile erreicht werden (Hochdruck-RTM) [103, 104]. Übertragen auf Sandwichstrukturen besteht die Herausforderung beim RTM Prozess jedoch vielmehr in der robusten Integration drucksensitiver Schaumkernen mit niedriger Dichte [64].

Die von Rosenberg et al. entwickelte Sondervariante des *druckgeregelten RTM Prozesses* (engl. Pressure Controlled Resin Transfer Molding PC-RTM) bietet die Möglichkeit, den Kavitätsdruck an die Druckstabilität der Schaumstruktur anzupassen und aktiv zu regeln [104]. Dabei wird das Einhalten des definierten Maximaldrucks während der Injektion des Harzsystems durch einen variablen Werkzeugspalt sichergestellt. Im sich anschließenden Kompressionshub wird das Werkzeug auf Endbauteildicke geschlossen, wobei die Schließgeschwindigkeit durch das vorgegebene Drucklimit geregelt wird. Der PC-RTM Prozess ermöglicht die prozesssichere Integration druckempfindlicher PUR-Schaumkerne mit 300 kg/m^3 Dichte bei einem geregelten Maximaldruck von 15 bar in vergleichbaren Zykluszeiten zum Hochdruck-RTM [44].

Der *Thermal Expansion RTM* (TERTM) Prozess stellt ein weiteres Sonderverfahren des RTM dar, der gezielt zur Herstellung von FVK-Sandwichverbunden (Paddel oder Ruder) entwickelt wurde. Waren et al. nutzen dabei die thermisch induzierte Volumenausdehnung der Schaumstruktur innerhalb einer geschlossenen Kavität zur Erzeugung eines inneren Drucks auf die Decklagen. Bei dem zweistufigen Prozess wird ein PUR-, PVC- oder PI-Schaumkern mit Verstärkungsmaterial umwickelt und in ein beheizbares Werkzeug eingelegt. Anschließend wird das warmaushärtende Harzsystem in die kalte Kavität injiziert und imprägniert die Faserstruktur. Durch die kontrollierte Zufuhr von Wärme kann die, auf Wärmeausdehnung basierte Expansion des Schaumkerns gesteuert werden. Die damit induzierte Verdrängung des Matrixmaterials in einen dafür vorgesehenen Werkzeughohlraum führt zu höheren Faservolumengehalten in den Decklagen während der Aushärtung des Harzsystems [105–107].

Das *Structural Reaction Injection Molding* (S-RIM) ist ein vornehmlich polyurethanschaumbasiertes Herstellungsverfahren für kontinuierlich faserverstärkte Strukturbauteile. Dabei wird das reaktive PUR-Schaumgemisch in eine geschlossene Kavität injiziert, die zuvor mit Verstärkungsfasern bestückt wurde. Die Faserstruktur wird durch den Injektionsdruck, unterstützt durch den zusätzlichen Schaumdruck während der Schaumexpansion infiltriert. Je höher die mechanischen Anforderungen an das Bauteile sind, desto kompakter wird der PUR-Schaum gewählt [108]. Zur Herstellung von Sandwichstrukturen werden beispielsweise Abstandgewebe zwischen textile Decklagen eingelegt und imprägniert. Die kontinuierliche Faserverstärkung in den Decklagen garantiert die erforderliche Steifigkeit und das hochpermeable Abstandsgewebe eine gute Schaumverteilung in der Kernschicht [109, 110]. Im S-RIM können darüber hinaus auch klassische Kernwerkstoffe (z.B. Schaumkern, Balsaholz) mit textilen Faserverstärkungen kombiniert werden.

Zur einstufigen Sandwichherstellung entwickelten Hopmann et al. ein Verfahren, das sich eines syntaktischen Schaumsystems bedient (vgl. Abbildung 2.11). Dabei kommen polymere Mikrohohlkugeln, beladen mit einer niedrigsiedenden Flüssigkeit als Treibmittel zum Einsatz. Zugemischt in einem Epoxidharzsystem wird die polymere Mikrohohlkugelhülle unter dem Wärmeeinfluss des beheizten Presswerkzeuges flexibel und der Übergang der niedrigsiedenden Flüssigkeit in die Gasphase führt zur Expansion der Treibpartikel. Das aushärtende Matrixmaterial fixiert die expandierten Hohlkugeln, die als Poren des Schaummaterials bestehen bleiben. Zur Herstellung einer FVK-Sandwichstruktur dienen Glasfasertextilien als Decklagenverstärkung. Durch das Einbringen einer zusätzlichen Glasfasergewebelage in der Grenzschicht zwischen Schaumkern und Decklage konnte eine ausreichende Filterwirkung erzielt und damit das Eindringen des syntaktischen Schaumsystems in die textile Verstärkungsstruktur vermieden werden. Die Harzmasse

zwischen den Decklagentextilien wird in Folge der Mikrohohlkugel-Expansion verdrängt (Drücke zwischen 1,5 und 6,5 bar) und in die Fasern gedrückt, wodurch diese imprägniert werden [111, 112]. Die erzielten Schaumkerndichten lagen zwischen 530 kg/m^3 bis 720 kg/m^3 und damit deutlich unterhalb dem Wert des reinen Epoxidharzsystems von 1150 kg/m^3 .

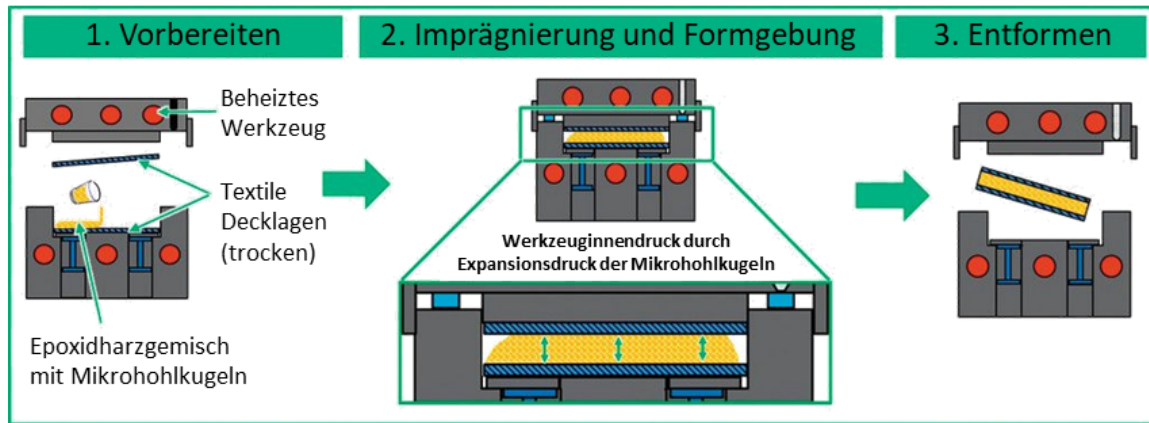


Abbildung 2.11: Prozessablauf zur einstufigen Herstellung von FVK-Sandwichstrukturen mit einem syntaktischen Schaumsystem [111]

2.3.4 Pultrusionsverfahren

Die *Pultrusion* ist ein industriell etabliertes Fertigungsverfahren zur kontinuierlichen Herstellung faserverstärkter Profile. Eine getränkte Faserstruktur (Rovings und/oder Textilien) wird durch ein formgebendes, beheiztes Werkzeug gezogen, in dem der gewünschte Querschnitt eingestellt und das duromere Harzsystem ausgehärtet wird. Der Querschnitt des Profils ist dabei in Abzugsrichtung konstant und kann sowohl hohl als auch ausgefüllt sein [113, 114].

Die *Sandwichpultrusion* stellt eine Spezialform der Pultrusion dar und wurde von Ben et al. untersucht. Der Prozess umfasst die beiden Teilschritte Schaumpultrusion und Decklagenapplikation, welche in einer Pultrusionsline direkt aufeinanderfolgend angeordnet sind (vgl. Abbildung 2.12). Zunächst werden Glasfasern durch das vorgelagerte Schäumwerkzeug gezogen und dort mit einem schäumbaren Phenolharz imprägniert. Die Glasfasern in der Schaumstruktur sind essentiell für den kontinuierlichen Abzug des Profils durch die Abzugseinheit. Die beim Verlassen des Schäumwerkzeuges unvollständig ausgehärtete Schaumstruktur wird unmittelbar in ein zweites Werkzeug zur Decklagenapplikation überführt. Vor dem Werkzeugeintritt werden die umschließenden, bereits in einem Harzbad imprägnierten Decklagen zugeführt. Innerhalb des Werkzeuges werden die Decklagen mit der Kernstruktur über die chemische Vernetzungsreaktion der duromeren Harzsysteme stoffschlüssig verbunden [115]. Die Integration zusätzlicher textiler Strukturen in Schaumkerndickenrichtung erlaubt die prozessintegrierte Herstellung faserverstärkter Stege zwischen den Decklagen. Diese Verbindung verbessert die mechanischen Eigenschaften der resultierenden Sandwichprofile [116, 117].

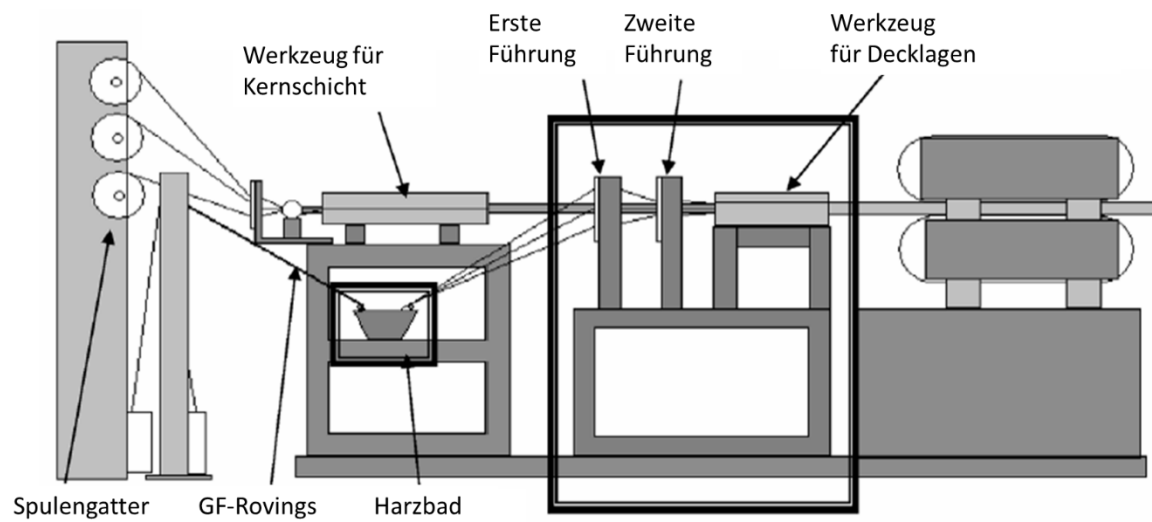


Abbildung 2.12: Schematische Darstellung der Anlagentechnik zur Sandwichpultrusion [115]

3 Methodische Prozessentwicklung

Die methodische Prozessentwicklung orientiert sich an den drei Teildisziplinen für eine ganzheitliche Betrachtung von Leichtbaustrukturen: Methode, Werkstoff und Produktionsprozess. Die D-SCM Prozessentwicklung ist dabei Ziel der vorliegenden Arbeit. Als Basis für die D-SCM Entwicklung wird zunächst die Zielsetzung im Kontext des Kenntnisstandes präzisiert (Kapitel 3.1) und der idealisierte Prozessablauf skizziert (Kapitel 3.2).

Werkstoffseitig resultiert die parallele Verarbeitung mehrere reaktiver Komponenten innerhalb eines einstufigen Verfahrens in der Herausforderung zur Harmonisierung der individuellen zeit-, temperatur- und druckabhängigen Materialverhalten. Folglich werden die ausgewählten Versuchswerkstoffe (Kapitel 3.3) der Einzelkomponenten einer Sandwichstruktur (Faserstruktur, Harzsystem, Grenzschicht) als Grundlage für die weiterführende Prozessentwicklung detailliert charakterisiert (Kapitel 3.4). Die Schlüsselkomponente zur Herstellung effizienter Sandwichstrukturen ist das PUR-Schaumsystem. Dieses wird daher gezielt auf die Anforderungen im D-SCM Verfahren angepasst (Kapitel 3.5). Basierend auf den Materialverhalten können erste Abschätzungen für potentielle Prozessfenster durchgeführt werden (Kapitel 3.6).

Modellierungs- und Simulationsmethoden werden an Hand der ermittelten Werkstoffeigenschaften parametrisiert (Kapitel 3.7) und zur Prozessentwicklung eingesetzt. Die virtuellen Methoden bilden den Grundstein für ein fundiertes Prozessverständnis und eine erhöhte Akzeptanz beim Transfer der Grundlagenuntersuchungen in ein generisches Bauteil.

3.1 Präzisierung der Zielsetzung

Die einschlägige Fachliteratur enthält mehrere Ansätze (vgl. Kapitel 2.3) und zugehörige Studien zur einstufigen Herstellung faserverstärkter Sandwichstrukturen unter Nutzung der Polyurethan-Schaumreaktion [37, 98, 99, 112]. Auf Basis der dabei erlangten Erkenntnisse und mit dem Ziel eines möglichst leichten CFK-Sandwichbauteils mit bestmöglichem Eigenschaftsprofil wird die Zielsetzung für die methodische Prozessentwicklung innerhalb dieser Arbeit im Folgenden präzisiert.

Für den Leichtbau sind Schaumkerne mit einer möglichst geringen Dichte notwendig, die gleichzeitig prozesssicher verarbeitet werden können. Hopmann et al. nutzten bei dem in Kapitel 2.3.2 eingeführten Verfahren Schaumdichten von mindestens 295 kg/m^3 , wobei der Schaumdruck zur fehlerfreien Kompaktierung und Homogenisierung der Decklagen nicht ausreichend war [98]. Kommerzielle Schaumstoffe, die sich für den Einsatz in FVK-Sandwichstrukturen etabliert haben - wie beispielsweise ROHACELL® Triple F - haben ein Raumgewicht von 75 bis 200 kg/m^3 [118]. Mit dem Fokus auf Leichtbaustrukturen liegt

das Entwicklungsziel innerhalb dieser Arbeit bei Schaumsystemen mit einem Raumgewicht von $\leq 200 \text{ kg/m}^3$.

Die Realisierung effizienter Leichtbaustrukturen bedingt einen möglichst hohen FVG in den Decklagen. In den Arbeiten von Hopmann et. al. wurde ein FVG von 38 % eingestellt, jedoch im Sandwichbauteil nicht validiert. Als Zielgröße für die Untersuchungen innerhalb dieser Dissertation werden nachgewiesene Faservolumenanteile größer 40 % angestrebt.

Für höchste mechanische Performance in den Decklagen ist insbesondere eine porenarme Imprägnierung (Airbus Germany Anforderung: $<2,5 \text{ Vol.-%}$ [119]) erforderlich. Weißenborn et al. konnten beim Einsatz eines einzigen PUR-Systems für Schaumkern und Decklagen eine Rovingimprägnierung von 84 % und damit ein Porenvolumen von 16 % erzielen [93]. Die Untersuchungen von Hopmann et al. zeigten, dass das Eindringen von Schaumporen selbst bei einer nahezu optimalen Benetzung der Faserstruktur nicht verhindert werden kann. Aus diesen Gründen wird eine undurchlässige Barrierschicht zwischen reaktivem PUR-Schaumkern und Decklagen eingesetzt (thermoplastische PUR (TPU) Folie). Diese soll das Eindringen von Schaumporen in die Decklagen zuverlässig verhindern. Darüber hinaus ergibt sich eine erhöhte Flexibilität hinsichtlich der Decklagenharzsysteme, die nicht mit dem reaktiven PUR-Schaumsystem kompatibel sein müssen. Demgegenüber muss die Kompatibilität mit den eingesetzten Materialien gewährleistet sein, sodass der Sandwichverbund durch die TPU-Folie nicht geschwächt wird.

Ein zusätzlicher Schwerpunkt der Untersuchungen liegt auf der Prozessentwicklung für Sandwichstrukturen mit einer Sandwichhöhe von $\leq 10 \text{ mm}$. Damit soll häufig geltenden Bauraumrestriktionen bei der Substitution von monolithischen Komponenten durch Sandwichstrukturen Rechnung getragen werden.

Abbildung 3.1 skizziert den angestrebten Sandwichaufbau. Die Kombination aus Kohlenstofffaserhalbzeug und dem reaktiven Matrixsystem in den Decklagen wird durch die TPU-Folie vom PUR-Schaumkern räumlich getrennt.

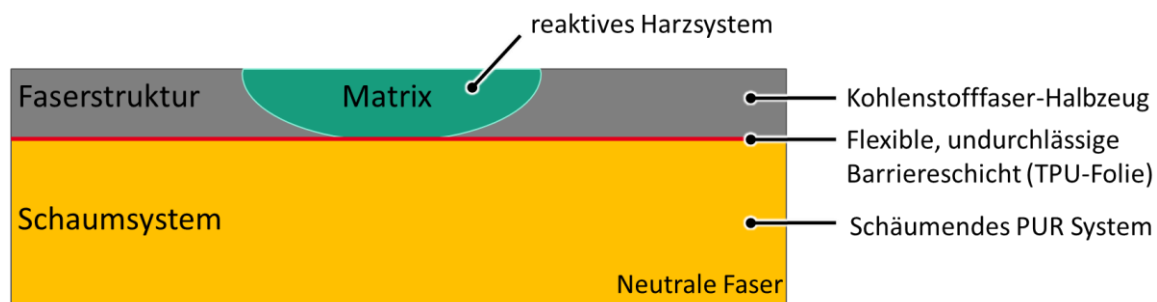


Abbildung 3.1: Schematischer Aufbau und beteiligte Komponenten beim Direct Sandwich Composite Molding (D-SCM) Prozess

Die Zielsetzung umfasst keine Variationen der Faserverstärkungen in den Decklagen. Auch das Umformen und Drapieren der Decklagen bildet keinen Schwerpunkt und wird daher nicht im Detail untersucht. Da es sich bei der vorliegenden Arbeit um eine Prozessentwicklung handelt, wird ebenfalls keine materialbasierte Optimierung der mechanischen Sandwicheigenschaften durchgeführt.

3.2 Definition des idealen Prozessablaufs

Basierend auf der Zielsetzung definiert Abbildung 3.2 die idealisierten Schritte des D-SCM-Prozesses. Eine harzbenetzte Textilschicht (grün) wird zusammen mit der undurchlässigen TPU-Folie (rot) in die beheizte Form eingelegt (1). Anschließend erfolgt der Eintrag des reaktiven PUR-Schaumgemisches in die Kavität (2). Eine weitere benetzte Textillage (grün) inklusive der TPU-Folie (rot) bildet die obere Decklage (3). Nachdem die Materialien in das Werkzeug eingebracht sind, schließt dieses auf Endbauteildicke (4). Die Expansionsreaktion des Schaummaterials führt zu einer Volumenzunahme der Schaumkernschicht innerhalb des Werkzeuges. Sobald die komplette Kavität gefüllt ist, baut die reaktive Schaummasse Druck auf die außenliegenden Decklagen auf (5). Dieser innere Expansionsdruck wird zum vollständigen Imprägnieren der Decklagen genutzt, wobei kein weiterer Kompressionshub des Werkzeuges ausgeführt wird. Der Temperatureintrag durch das beheizte Werkzeug führt zur Vernetzungsreaktion aller reaktiver Einzelkomponenten (6). Nachdem die Aushärtung abgeschlossen ist, kann das Werkzeug geöffnet und die Sandwichstruktur entnommen werden (7).

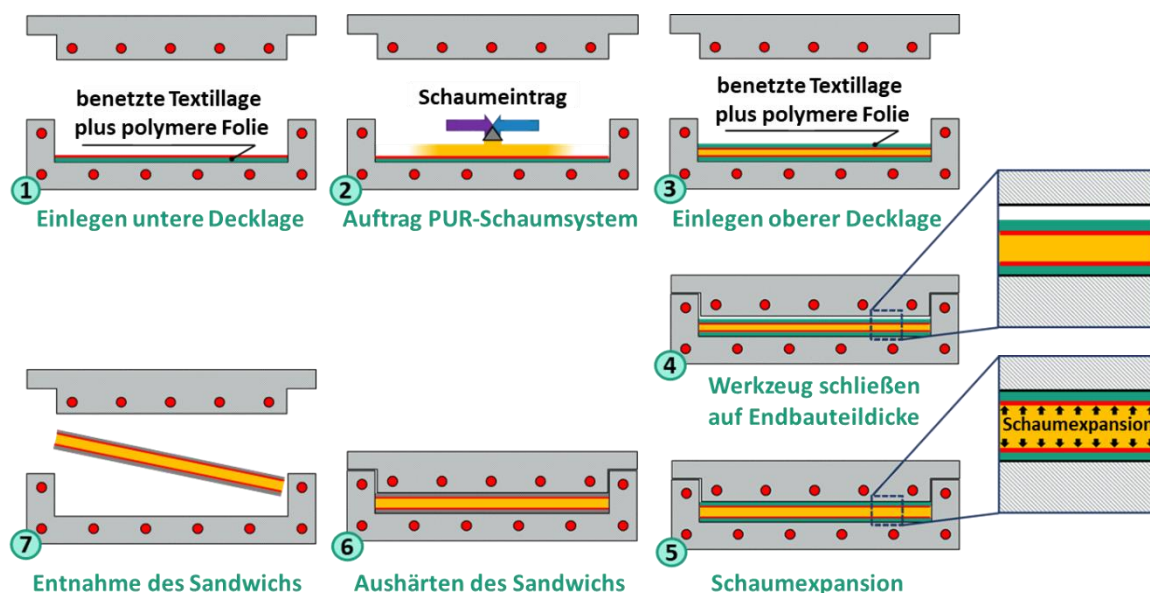


Abbildung 3.2: Schematischer Prozessablauf des Direct Sandwich Composite Molding (D-SCM) Prozesses

Grundsätzlich bietet die D-SCM Prozessstrategie die Möglichkeit, einfache Schließvorrichtungen ohne intelligente Steuerung zur Bauteilherstellung zu nutzen. Die Schaumdrücke (< 10 bar) sind vergleichsweise gering gegenüber klassischen RTM- oder Formpress-Prozessdrücken (bis zu > 100 bar). Damit kann die Anlagentechnik der Schließeinheit entsprechend kleiner dimensioniert und hohe Investitionskosten vermieden werden.

Die Herausforderung bei dem in Abbildung 3.2 skizzierten Prozessablauf ist offensichtlich die Kombination mehrerer zeit-, temperatur- und druckabhängiger Komponenten innerhalb eines Prozessschrittes. Folgende, grundsätzliche Randbedingungen müssen für die Prozessentwicklung berücksichtigt werden:

- Der Schaumdruck ist bei möglichst geringer Schaumdichte (Ziel-Dichte: $\leq 200 \text{ kg/m}^3$) für die Kompaktierung (Ziel-FVG $\geq 40 \%$) der Decklagen ausreichend
- Das Decklagen-Harzsystem ist beim Erreichen des maximalen Schaumdrucks noch fließfähig und ermöglicht die Imprägnierung der textilen Verstärkungsstruktur
- Die undurchlässige Barrierschicht aus TPU stellt keine Schwachstelle des Verbundes dar

3.3 Auswahl der Versuchswerkstoffe

Für die Faserverstärkung der Decklagen wird ein biaxiales ($0^\circ/90^\circ$) Kohlenstofffaser-Gelege mit dem Handelsnamen PX35MD030B-127T der Fa. Zoltek Corporation verwendet. Die Grundstruktur des Textils mit 304 g/m^2 Flächengewicht besteht aus 50 K Rovings der Panex® 35 Kohlenstofffaser. Diese teilen sich anteilig mit 150 g/m^2 auf die biaxialen Orientierungen des Geleges auf. Die Kohlenstofffasern sind mit 1,5 Gew.-% Schlichte beschichtet. Das Material ist mit 4 g/m^2 Polyesterfaden im Trikot-Stich verwirkt [120]. Pro Decklage werden stets zwei Lagen des Faserhalbzeuges zu einem symmetrischen Lagenaufbau von $[(0^\circ/90^\circ) (90^\circ/0^\circ)]$ kombiniert.

Als Matrixmaterial für die Decklagen werden zwei warmhärtende Epoxidharzsysteme auf Aminbasis eingesetzt (vgl. Tabelle 3.1). Das System Epikote™ TRAC 06170 der Fa. Hexion, ist ein niederviskoses Harzsystem mit einer Topfzeit von $42 \text{ min} \pm 5$ bei 23°C , entwickelt für Flüssigimprägnierverfahren [121]. Es wird im Folgenden "Epikote" genannt. Das System Araldite® LY 3031 der Fa. Huntsman ist ein schnellaushärtendes Harzsystem für die automobilen Massenfertigung und besitzt eine Topfzeit von 15 bis 25 min bei 23°C [122]. Das System wird im Folgenden mit "Araldite" bezeichnet. Die Mischungsverhältnisse beider Harzmaterialien sind in Tabelle 3.1 aufgeführt.

Die Anpassung des PUR-Hartschaumsystems für den D-SCM Prozess basiert auf dem zweikomponenten-System EP 3587/2 der Rühl Puromer GmbH [123]. Es besteht im Wesentlichen aus Polyetherpolyolen und Diphenylmethan-Diisocyanat (MDI). In der Polyolkomponente sind weitere Additive (z.B. destilliertes Wasser, Katalysatoren und Nukleierungsmittel) eingemischt. Abhängig von der Formulierung muss das Mischungsverhältnis angepasst werden. In Tabelle 3.1 ist das Mischungsverhältnis für die kommerziell erhältliche Standardformulierung dargestellt.

Als externes Formtrennmittel wird bei den PUR-Schaumversuchen das Acmos 36-5238 von Acmos Chemie KG eingesetzt. Das wasserbasierte Trennmittel ist frei von Zinn, Silikon und Silikonölen. Beim Einsatz der Epoxidharzsysteme wird das semipermanente Formtrennmittel Chemlease® 255 auf Lösungsmittelbasis der Fa. Chem-Trend L.P. genutzt.

Die undurchlässige Barrierschicht bildet eine thermoplastische Polyurethanfolie Typ 4110 der Fa. Saxonymed GmbH. Diese ist transparent und enthält keine Antiblockmittel. Die Folie steht sowohl in 0,1 und 1 mm Stärke zur Verfügung.

Tabelle 3.1: Verarbeitungsparameter der reaktiven Polymersysteme nach den technischen Materialdatenblättern

Bezeichnung	Polymertyp	Komponente A	Komponente B	Mischungsverhältnis [Gew.-Teile]
Epikote	Epoxidharz	Epikote TRAC 06170	Epicure TRAC 06170	100 : 16
Araldite	Epoxidharz	Araldite LY 3031	Aradur 3032	100 : 21
EP 3587/2	PUR-Schaum	EP 3587/2	Puronate 900	100 : 150

3.4 Charakterisierung der Decklagenwerkstoffe und der Grenzschicht

Die Charakterisierung der Versuchswerkstoffe fokussiert drei wesentliche Aspekte des D-SCM Prozesses:

- Analyse des temperatur- und zeitabhängigen Viskositätsverhaltens der beiden Decklagensysteme Epikote und Araldite während der Aushärtung
- Charakterisierung des Kompaktierungsverhaltens der Decklagenverstärkung
- Untersuchung des Adhäsionsverhalten der TPU-Grenzschicht zur Schaumstruktur

Zur Bestimmung der entsprechenden Eigenschaften werden geeignete Prüfstände und -methoden angewendet.

3.4.1 Rheologie der Decklagen-Matrixsysteme

Die Viskositätskennlinien der beiden Epoxidharzsysteme stellen essentielle Informationen für die Anpassung der PUR-Schaumsystem-Reaktivität dar. Zusätzlich sind sie die Basis für die Abschätzung der gesamten Prozesszykluszeit.

Zur Bestimmung der Viskosität und des Aushärteverhaltens werden Platte/Platte-Rheometerversuche (Anton Paar: Physica MCR 501) bei 80 °C durchgeführt. Ein kombinierter Ansatz aus rotatorischer und oszillatorischer Messung erlaubt die Charakterisierung des Harzes in einem breiten Viskositätsbereich:

1. Rotatorische Messung mit einer Scherrate von 6,28 1/s bis zu einer maximalen Schubspannung von 6,28 Pa
2. Oszillatorische Messung ab 6,28 Pa Schubspannung mit einer Kreisfrequenz von 6,28 rad/s.

Die rotatorische Messung erlaubt die exakte Bestimmung der Viskosität im niederviskosen Bereich. Mit steigender Viskosität reduziert sich der Anteil des viskosen Materialverhaltens zunehmend, weswegen ab 6,28 Pa Schubspannung auf eine oszillatorische Messung umgestellt wird. Dies ermöglicht die Viskositätsbestimmung des Aushärteverhaltens bis deutlich über den Gelpunkt hinaus. Die Umstellung der beiden Messverfahren dauert

15 s. Der entsprechende Bereich ohne direkten Messpunkt wird bei der Versuchsauswertung interpoliert. Die Messung endet bei einer Viskosität von 12.000 Pa·s. Für jedes System werden drei Messungen durchgeführt und ausgewertet. Die Dosierung der Harzmaterialien mit einer Dosiermaschine ViscoDuo-V4/4 (Fa. ViscoTec Pumpen- u. Dosiertechnik GmbH) erfolgt direkt in den Spalt (0,75 mm) zwischen den beiden Platten des Rheometers (vgl. Abbildung 3.3). Damit werden die Handhabungszeiten gegenüber dem manuellen Aufbringen der Materialien deutlich reduziert und das unmittelbare Starten der Messung nach dem Mischen des Harzsystems möglich. Das Prüfverfahren nutzt die erweiterte Viskositätscharakterisierung von Bernath et al. [124, 125]. Die automatisierte Vermischung des Harzsystems im statischen Mischkopf der Dosieranlage wird durch Differential Scanning Calorimetry (DSC) Messungen verifiziert. Dazu wird die Gesamtreaktionswärme am Ende des Aushärtungszyklus analysiert. Die Ergebnisse zeigen vergleichbare Werte für das manuelle und das automatisierte Mischverfahren.



Abbildung 3.3: Links: Gesamter Versuchsaufbau für die Rheologiemessungen mit automatisiert dosiertem Harzsystem; rechts: Detailaufnahme der Positionierung des Statikmischers mit Injektionsnadel

Abbildung 3.4 zeigt die ermittelte Viskosität in mPa·s für die beiden Epoxidharzsysteme Epikote und Araldite, aufgetragen über der Zeit. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung für die Messungen an. Die horizontale, gestrichelte Linie (rot) repräsentiert eine Viskosität von 500 mPa·s. Es wird zunächst angenommen, dass eine Harzviskosität über 500 mPa·s zu einer unzureichenden Imprägnierqualität führt. Diese Annahme beruht auf institutsinterner Prozessenerfahrung aus Industrie- sowie Forschungsprojekten und wird im Rahmen der Prozesssimulation und -validierung überprüft.

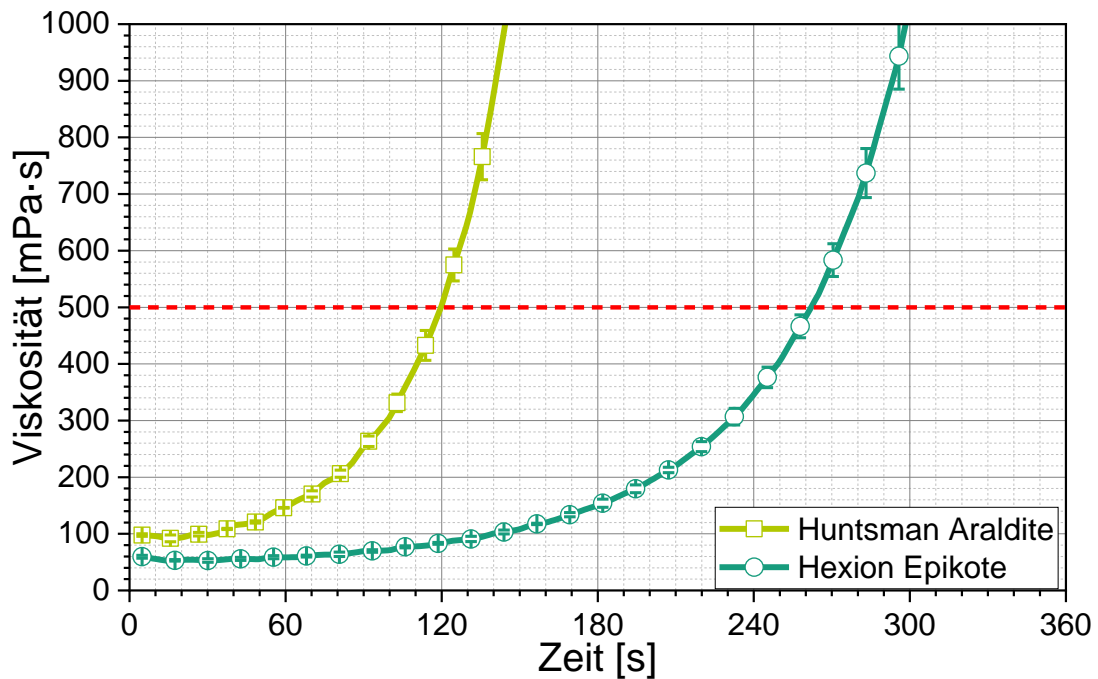


Abbildung 3.4: Viskositätsverläufe über der Zeit für die Decklagensysteme Epikote und Araldite bis 1000 mPa·s bei 80 °C

Beide Materialien weisen zu Beginn der Messung einen leichten, temperaturabhängigen Abfall der Viskosität aufgrund der zunehmenden Molekülbeweglichkeit bei erhöhten Temperaturen auf. Mit fortschreitender Vernetzungsreaktion und dem dadurch bedingten Viskositätsanstieg des Harzsystems wird dieser Effekt überlagert. Der daraus resultierende nichtlineare Verlauf der Viskosität ist typisch für duromere Harzsysteme [126]. Es ist offensichtlich, dass das Epikote-System eine geringere Reaktionsgeschwindigkeit aufweist als das Araldite-System. Die signifikant unterschiedlichen Viskositäts-Zeit-Verhalten beider Harzsysteme erlauben die Analyse des Viskositätseinflusses innerhalb der Decklagen auf den D-SCM-Prozess. Die Zeit zum Erreichen der angenommenen Viskositätsgrenze von 500 mPa·s beträgt ~120 s für Araldite und ~260 s für das Epikote-System. Für die Entwicklung des Polyurethanschaumsystems ergibt sich aus dieser Annahme eine Anforderung an die Aufschäumgeschwindigkeit. Der maximale Schaumdruck sollte erreicht sein, bevor die Viskosität der Harzsysteme die 500 mPa·s-Grenze überschreitet. Dies garantiert die Fließfähigkeit des Harzmaterials und gewährleistet eine qualitativ hochwertige Imprägnierung.

Abbildung 3.5 zeigt den Verlauf des Verlustfaktors über die Zeit. Der Verlustfaktor beschreibt den Quotient aus dem Verlustmodul G'' und dem Speichermodul G' . Je geringer der Verlustfaktor, desto mehr entspricht das Verhalten des Harzsystems einem ideal-elastischen Festkörper. Der Gelpunkt beschreibt den Punkt, ab welchem die Festkörpereigenschaften überwiegen und ist mit einem Verlustfaktor von eins definiert [127].

Das Araldite-System erreicht den Gelpunkt nach ~360 s, das Epikote-System nach ~590 s. Bei 80 °C ergeben sich daraus die minimalen Zykluszeiten für die Decklagen von sechs Minuten für Araldite bzw. zehn Minuten für Epikote, da der Gelpunkt vor dem Entformen der Sandwichstruktur überschritten werden muss.

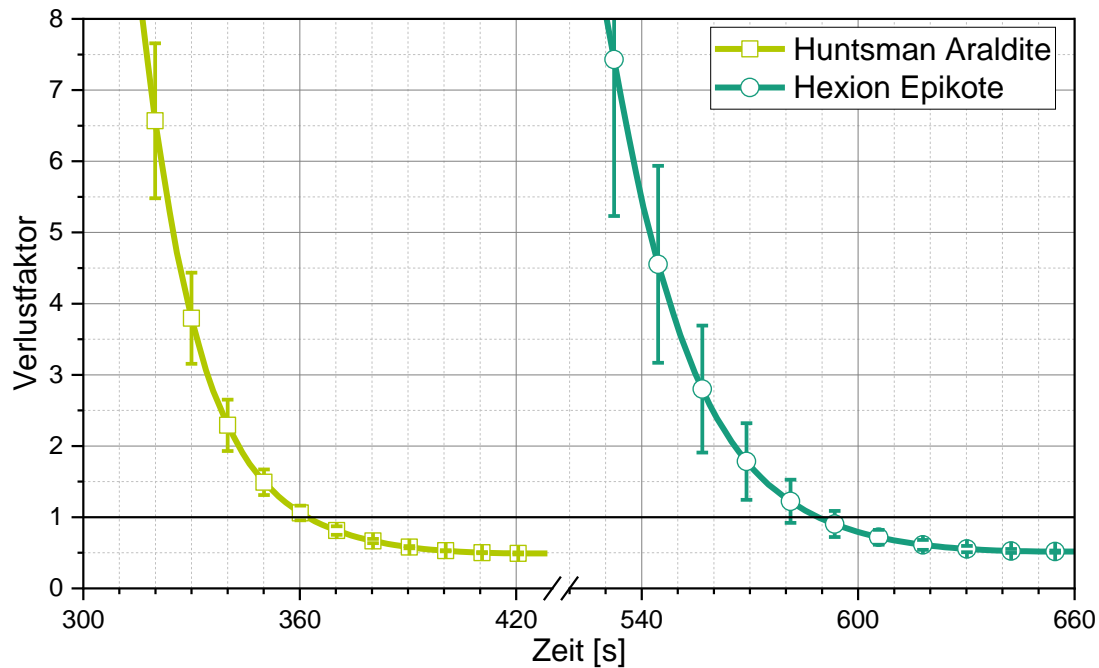


Abbildung 3.5: Entwicklung des Verlustfaktors über der Zeit für die Decklagensysteme Epikote und Araldite bei 80 °C

3.4.2 Kompaktierungsverhalten des Textilhalbzeuges der Decklagen

Das Kompaktierungsverhalten der Faserstruktur gibt Aufschluss über den maximalen Druck, der vom Schaumsystem aufgebracht werden muss, um die Decklagen auf einen bestimmten FVG zu kompaktieren. Dazu werden zwei Lagen des biaxialen CF-Geleges mit symmetrischer Stapelreihenfolge [(0/90)(90/0)] in einem Kompaktierungsprüfstand geprüft (vgl. Abbildung 3.6, links). Der Prüfstand ist in einer Standardprüfmaschine (Hegele & Peschke, inspekt 50 table) montiert.

Das Gelege hat aufgrund der Trikot-Verwicklung auf der Ober- und Unterseite ein unterschiedliches Wirkfadennmuster (vgl. Abbildung 3.6 mitte & rechts). Um einen symmetrischen Aufbau hinsichtlich Faserorientierung und Wirkmuster zu erreichen, können sowohl die geraden (C1) oder die Zick-Zack-Muster (C2) der beiden Lagen aufeinandergelegt werden. Beide Konfigurationen werden getestet und verglichen. Die Kompaktierungsfläche beträgt 150,5 x 161 mm² und der Stempel verfährt mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min. Die Gelegeproben werden sowohl trocken, als auch vorinfiltriert mit 100 und 500 mPa·s Silikonöl (12 g) geprüft. Das Silikonöl stellt ein Ersatzmedium für das Harzsystem bei der entsprechenden Viskosität dar. Der Kompaktierungsprüfstand ist nicht abgedichtet, ein Harzfluss aus dem Spalt zwischen Stempel und Unterlage infolge der Gelegekompaktierung ist möglich. Der Spalt zwischen Grundplatte und Druckstempel wird über den Traversenweg gemessen und um die elastische Prüfstandsverformung korrigiert. Infolgedessen kann der Faservolumengehalt mit Hilfe der Dichte der Panex® 35 Kohlenstofffaser von 1,81 g/cm³ [120] und dem Probengewicht analog zu Formel (2.1) berechnet werden. Die Prüfkraft bezogen auf die Stempelfläche ergibt den aufgetragenen Druck.

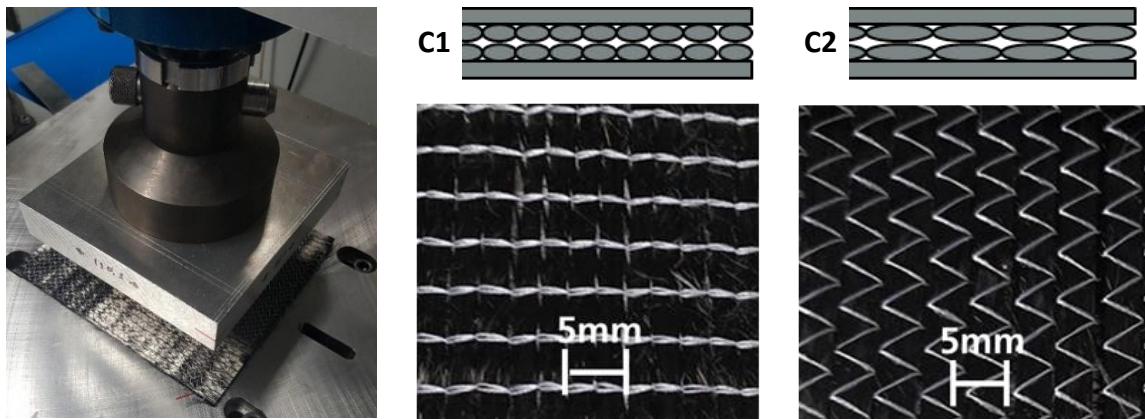


Abbildung 3.6: Links: Prüfstand zur Kompaktierungsanalyse der Faserverstärkung;
mitte: Gerades Nähmuster auf Unterseite des Halbzeuges;
rechts: Zick-Zack Nähmuster auf Oberseite des Halbzeuges

Die Diagramme in Abbildung 3.7 zeigen die Versuchsergebnisse aus den Kompaktierungsuntersuchungen. Der Druck ist auf der y-Achse aufgetragen und aus Gründen der Übertragbarkeit auf den Prozess in der Einheit [bar] angegeben. Die Kurven stellen die mittleren Druckwerte bezogen auf den FVG dar. Die entsprechenden Standardabweichungen sind als Hüllflächen gekennzeichnet. Jede Konfiguration wird fünfmal getestet, um die statistische Sicherheit zu gewährleisten. Die Grenzkurven (schwarz) repräsentieren die höchsten und niedrigsten Druck-FVG-Zusammenhänge je Konfiguration, die während aller Kompaktierungsprüfungen beobachtet werden. Infolgedessen liegen, entgegen der Standardabweichung, alle gemessenen Kompaktierungskurven innerhalb der Grenzkurven. Diese bieten somit eine deutlich höhere Sicherheit bei der D-SCM Prozessauslegung.

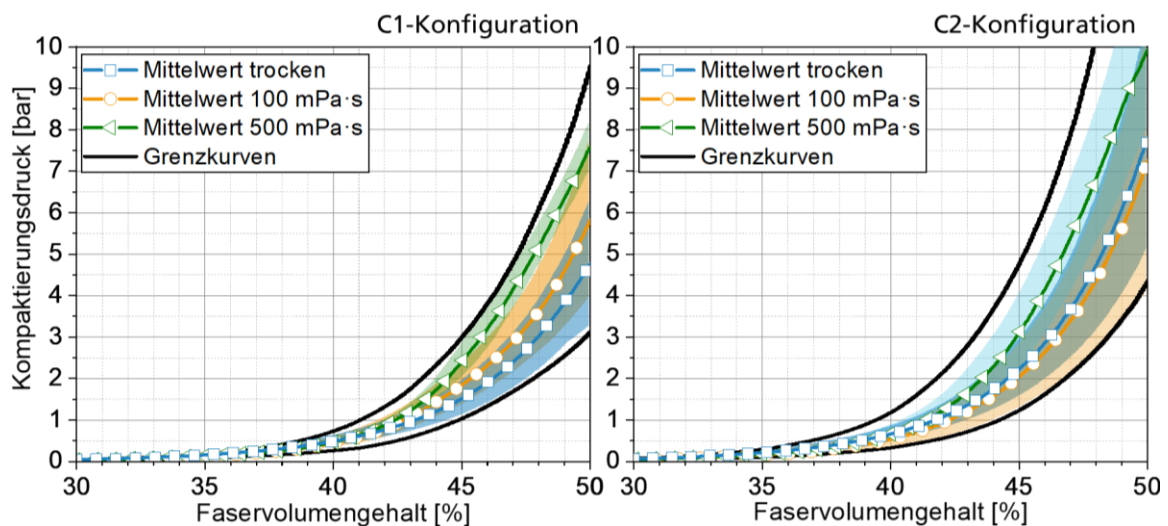


Abbildung 3.7: Links: Kompaktierungsdruck über FVG für gerades Wirkmuster in Symmetrieebene (C1-Konfiguration);
rechts: Zick-Zack-Wirkmuster in Symmetrieebene (C2-Konfiguration)

Alle in Abbildung 3.7 dargestellten Verläufe weisen das zu erwartenden nichtlineare Verhalten bei der Kompaktierung textiler Strukturen auf [128]. Die C1-Konfiguration (vgl. Abbildung 3.7, links) zeigt eine Abhängigkeit des Kompaktierungsdrucks von der Imprägniersituation. Die gemittelten Druckkurven der trockenen Halbzeugprobe besitzt den flachsten Verlauf. Die Kompaktierung ist damit bei vergleichsweise geringeren Drücken möglich, da ausschließlich die Steifigkeit des Faserhalbzeuges überwunden werden muss. Die mit Silikonöl getränkten Prüfkörper erschweren die Kompaktierung der Faserstruktur mit zunehmender Viskosität. Dieser Effekt ist auf den notwendigen zusätzlichen Druck für den Fluidfluss (Fluiddruck) während der Kompaktierungsprüfung zurückzuführen. Analog zu Poppe et al. ist der Prüfstand nicht abgedichtet und erlaubt den Fluidfluss aus dem Prüfbereich hinaus [129]. Der durch den Prüfstempel aufgebrauchte Druck und die damit verbundene Reduzierung des Kompaktierungsspaltens induzieren den Fluidfluss. Je höher die Viskosität, desto höher ist der notwendige Zusatzdruck aufgrund des größeren Fließwiderstandes. Dieser Effekt gilt für die Druck-Mittelwerte. Die Hüllflächen, welche die Standardabweichung darstellen, überlagern sich jedoch und der Effekt ist somit nicht allgemeingültig.

Ein ähnliches viskositätsabhängiges Verhalten ist bei Konfiguration C2 (vgl. Abbildung 3.7, rechts) zwischen trockenem und mit 500 mPa·s Silikonöl vorimprägniertem Halbzeug zu beobachten. Allerdings liegen die Durchschnittswerte für 100 mPa·s etwas niedriger als für trockenes Gewebe. Dies ist auf die unterschiedlichen Oberflächentexturen des 50 K-basierten CF-Geleges zurückzuführen. Auf der Gelegeseite mit geradem Nähmuster werden die 50 K Rovings durch den Wirkfaden in kleinere Faserbündel aufgeteilt (vgl. Abbildung 3.6, mitte). Dadurch ergibt sich eine gleichmäßigere Oberfläche im Vergleich zur Seite mit Zick-Zack Verwirrung (vgl. Abbildung 3.6, rechts). Bei den Kompaktierungsversuchen werden analog zur Faserverstärkung in den Decklagen im D-SCM Prozess zwei Gelegelagen verwendet. Damit können Singularitäten in Dickenrichtung, beispielsweise lokale Faseransammlungen, kaum homogenisiert werden. Diese Singularitäten sind weniger wahrscheinlich, wenn die Oberflächen innerhalb der Symmetrieebene gleichmäßiger sind. Der Effekt der lokalen Singularitäten überlagert und verwischt teilweise den Viskositätseinfluss auf das Kompaktierungsverhalten bei der C2-Konfiguration.

Im Allgemeinen zeigt die C2- gegenüber der C1-Konfiguration höhere notwendige Drücke um einen bestimmte FVG zu erreichen. Übertragen auf den D-SCM Prozess kann aus den Kompaktierungsuntersuchungen des textilen Halbzeuges abgeleitet werden, dass die Anordnung der Faserverstärkung in den Decklagen analog zur C1-Konfiguration erfolgen sollte. Damit sind geringere Drücke zur prozessintegrierten Kompaktierung der Decklagen notwendig. Für die Anpassung des Schaumsystems ergibt sich für einen Ziel-FVG größer 40 % ein notwendiger Schaumdruck von mindestens 0,73 bar. Dabei wird die obere Grenzkurve aus Abbildung 3.7 (links) als Basis angenommen und damit eine konservative Abschätzung getroffen.

3.4.3 Adhäsionseigenschaften in der Grenzschicht

Die Einführung der undurchlässigen Barrierschicht in Form einer TPU Folie zwischen Decklage und Kern stellt ein abgrenzendes Merkmal des D-SCM Prozesses im Gegensatz zum Stand der Technik dar. Neben den offensichtlichen Vorteilen dieser Barrierschicht

(Flexibilität in der Decklagen-Harzchemie, Eindringen von Schaummaterial in die Decklagen wird unterbunden) handelt es sich auch um eine potentielle Schwachstelle innerhalb des Sandwichverbundes. Der Übergang zwischen Schaumkern und Decklage stellt aufgrund des Steifigkeitssprungs der eingesetzten Materialien einen kritischen Bereich dar. Insbesondere gilt dies für die Grenzschicht zwischen dem mechanisch weniger belastbaren Schaumkern zur TPU Folie. Aus diesem Grund wird die adhäsive Verbindung der TPU-Folie zum Schaumkern nach DIN EN 1464 untersucht.

Die TPU Folie Typ 4110 der Fa. Saxonymed GmbH wird sowohl mit Isopropanol gereinigt, als auch ungereinigt (im Anlieferungszustand) untersucht. Um den elastischen Deformationseinfluss durch die Prüflast zu reduzieren, wird die Folie in einer Materialstärke von 1 mm geprüft. Die Probekörper (vgl. Abbildung 3.8 b) werden in einem Stand-Alone Versuchswerkzeug bei 80 °C Werkzeugtemperatur und mit einer Kavitätgrundfläche von 300 x 300 mm² hergestellt. Die Abmessungen der Kavität lassen die Probenherstellung nach Normgeometrie (300 x 25 mm²) zu. Über eine Teflonfolie wird die Anbindung zwischen Schaum (Standardformulierung aus Tabelle 2.1, Dichte: 200 kg/m³) und Folie auf einer Probenlänge von 100 mm verhindert. Damit ergibt sich ein freies Folienende, worüber die Krafteinleitung in die Probe gewährleistet wird. Damit die Stabilität des Prüfkörpers eine normgerechte Untersuchung erlaubt, wird auf der Seite gegenüber der Folie ein 2 mm starkes Aluminiumblech aufgeklebt (Epoxidharz-Klebstoff). Die Probenentnahme erfolgt durch Wasserstrahlzuschnitt.

Die Probenaufnahme zur Bestimmung der Schälkraft nach DIN EN 1464 ist in Abbildung 3.8 a dargestellt. Das freie und flexible Ende der TPU Folie wird über eine unterstützende Rolle von der Probe abgeschält [130]. Der Aufbau wird in einer Standard-Zugprüfmaschine (Typ Zwick/Roell Z2.5) betrieben und die Kräfte über eine 2,5 kN Kraftmessdose erfasst (vgl. Abbildung 3.8 c). Die Vorspannung zu Versuchsbeginn ist mit 2,5 N eingestellt und die Traverse verfährt mit 100 mm/min während der Schälprüfung. Es werden jeweils fünf Proben getestet.

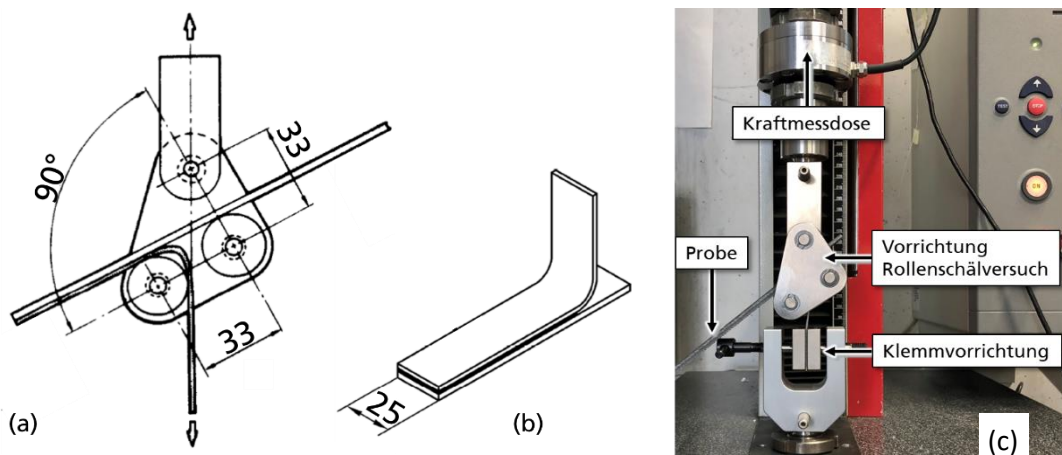


Abbildung 3.8: Schematische Darstellung der Probenaufnahme (a), der Probengeometrie (b) [130] sowie die Prüfvorrichtung mit eingespannter Probe in der Prüfmaschine (c)

Die Proben können aufgrund ihres normgerechten Versagens, durch gleichmäßiges Abschälen der Folie von der Schaumstruktur, nach DIN EN 1464 ausgewertet werden. Die Schälkraft wird aus der Abzugskraft bezogen auf die Probenbreite in [mN/mm] ermittelt. Der Einfluss der Folie auf den Traversenweg kann aufgrund der geringen Foliendehnung (< 2%) vernachlässigt werden. Die Auswertung der Schälkraft startet nach einem Traversenweg von 25 mm und endet bei 140 mm. Abbildung 3.9 zeigt die gemittelten Schälkraft über den relevanten Auswertebereich inklusive der Standardabweichung als Hüllkurve, sowie die Mittelwerte und Fehlerbalken für die jeweilige Folienkonfiguration.

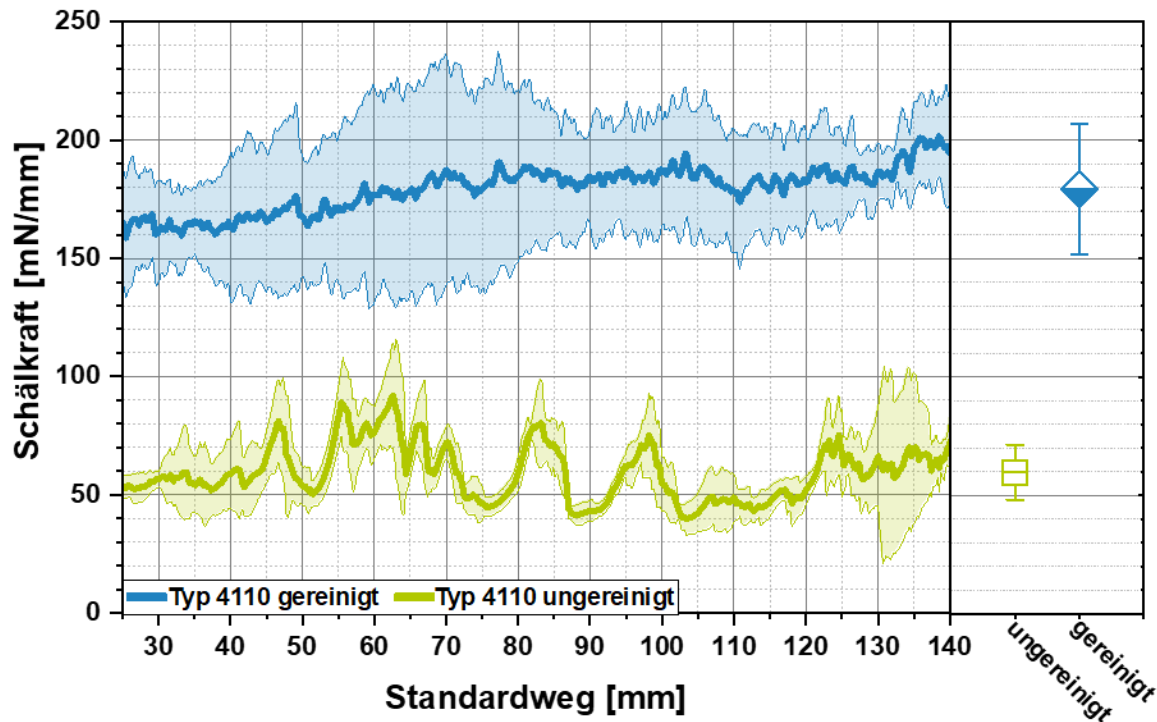


Abbildung 3.9: Auswertung der Schälversuche nach DIN EN 1464 in einem Schälbereich von 25 bis 140 mm und die mittlere Schälkraft über den gesamten Auswertebereich

Die in Abbildung 3.9 dargestellten Verläufe zeigen einen eindeutigen, positiven Einfluss der Oberflächensäuberung durch Isopropanol. Die Schälkraft der gereinigten Proben liegen für den kompletten Auswertebereich und inklusive der Standardabweichung (Hüllkurve) deutlich über der ungereinigten Probe. Für die ungereinigten Proben zeigt sich eine systematische Schwankung (oszillierender Kurvenverlauf) der Schälkraft. Da die Proben aus einem fortlaufenden Teil der Folie entnommen werden, ist diese Charakteristik auf lokale Verschmutzungen zurückzuführen, die sich über alle Proben an etwa derselben Stelle befinden. Die abgebildeten Mittelwerte inkl. der Standardabweichungen unterstreichen die Notwendigkeit der Folienreinigung vor dem Einsatz in der D-SCM Sandwichstruktur.

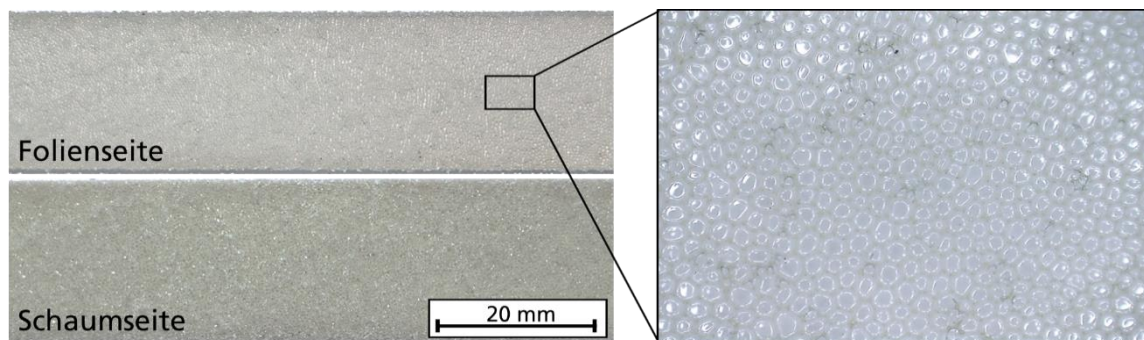


Abbildung 3.10: Bruchbild eines TPU-Schaum-Prüfkörpers mit gereinigter TPU-Folie nach dem Ermitteln der Schälfkraft

Das Bruchbild in Abbildung 3.10 zeigt, dass das Versagen der gereinigten Probe nicht unmittelbar in der Grenzfläche stattfindet. Die Folie besitzt eine geschlossene Schicht von Schaummaterial auf der Oberfläche. Damit handelt es sich um ein kohäsives Versagen des Schaums. Bei den ungereinigten Proben können Bereiche ohne Schaumrückstände identifiziert werden, in denen das TPU-Schaum-Interface direkt versagt hat. Die TPU-Schaum-Grenzfläche bei gereinigter TPU-Folie erzielt damit einen höheren Widerstand gegen das Abschälen als das Schaummaterial selbst. Die gereinigte Folie stellt somit keine Schwachstelle im Verbund dar.

3.5 Anpassung des reaktiven PUR-Schaumsystems

Polyurethane stellen in der Materialklasse der Kunststoffe eines der vielfältigsten und anpassungsfähigsten Polymer-Systeme dar. Die Polymerisation erfolgt über die Polyaddition (Urethanreaktion, Abbildung 3.11) der reaktiven Endgruppen von Polyol (Hydroxylgruppe: R^2-O-H) und Isocyanat (Isocyanatgruppe: $R^1-N=C=O$) [131, 132].

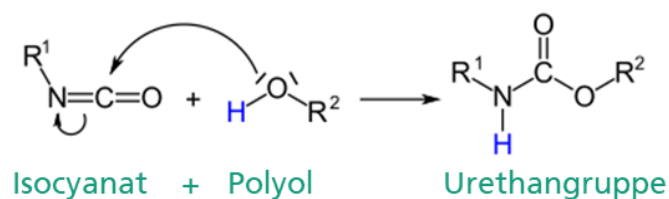


Abbildung 3.11: Chemische Reaktionsgleichung der Urethanreaktion [133]

Die Kombination der bifunktionalen Monomere Diisocyanat und Diol resultiert in thermoplastischem Polyurethan, wohingegen der Einsatz multifunktionaler Polyole (z.B. Triole) zu einer räumlichen Vernetzung des Polymernetzwerkes und damit zu duromerem Polyurethan führt [134–136].

Durch das Schäumen reaktiver Polyurethansysteme unter Zusatz eines Treibmittels werden weitere Anwendungsfelder erschlossen. Das Treibmittel kann dabei sowohl physikalisch, als auch chemisch wirken. Zum physikalischen Schäumen werden dem reaktiven Polyurethangemisch niedrigsiedende Flüssigkeiten (z.B. Pentan, CO_2) beigemischt. Diese Gasen im anschließenden Herstellungsprozesses aufgrund eines induzierten Druckabfalls (übersättigtes Gemisch) oder Temperaturanstiegs (exotherme Urethanreaktion) aus und bilden die Schaumzellen. Als chemisches Treibmittel dient häufig die Zugabe von Wasser (H_2O), das mit Isocyanat zu Harnstoff reagiert und dabei das Treibgas Kohlenstoffdioxid (CO_2) als Spaltprodukt bildet (Abbildung 3.12) [137–139].

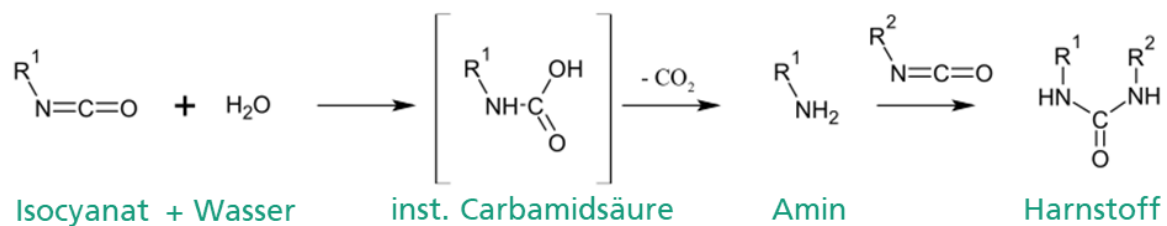


Abbildung 3.12: Chemische Reaktionsgleichung der Treibreaktion [134]

Durch geeignete PUR-Formulierungen und Prozessführungen können Weich-, Hart- sowie Hybridschäume hergestellt werden. Hartschäume zeichnen sich durch eine geschlossenzellige Porenstruktur aus, wohingegen die Poren bei Weichschäumen ein offenzelliges Netzwerk bilden. Neben Isocyanaten, Polyolen und Treibmitteln werden häufig weitere Additive (z.B. Nukleierungsmittel, Stabilisatoren, Katalysatoren) zur Einstellung der gewünschten Materialeigenschaften eingesetzt [134, 140].

3.5.1 Die chemisch kontrollierte Schaumbildung

Die Entstehung eines PUR-Hartschaums, der durch die Treibreaktion von Isocyanat mit H_2O geschäumt wird, basiert auf vier aufeinanderfolgenden Entwicklungsstufen [141, 142]:

Inkubationszeit

Unmittelbar nach dem Vermischen der reaktiven Einzelkomponenten starten sowohl die Polymerisation, als auch die Treibreaktion. Das bei der Treibreaktion gebildete CO_2 geht in dem reaktiven PUR-Gemisch in Lösung und bildet noch keine Gasblasen [141].

Keimbildung und Gasblasen-Entstehung

Die treibende Kraft für die Gasblasen-Entstehung stellen eintretende thermodynamische Instabilitäten dar. Sobald die CO_2 -Sättigungsgrenze in dem flüssigen PUR-Gemisch erreicht wird, bilden sich, ausgehend von Nukleierungsstellen (Nukleierungsmittel, Oberflä-

chen, etc.), die ersten Gasblasen [143]. Dabei reduziert sich die Sättigungsgrenze kontinuierlich aufgrund der fortschreitenden Polymerisation und dem damit entstehenden Polymer Netzwerk, das die Lösung von CO₂ zunehmend erschwert [142].

Gasblasen-Wachstum

Die entstandenen Gasblasen wachsen durch die Eindiffusion weiterer CO₂ Moleküle aus der flüssigen Polymerphase. Dies wird zum einen durch die Entstehung weiterer CO₂ Moleküle bei der Treibreaktion, zum anderen aber auch durch die sinkende Sättigungsgrenze aufgrund der fortschreitenden Polymerisation begünstigt. Zudem herrscht in kleineren Blasen ein höherer Druck als in größeren Blasen. Damit tendiert das Gas zur Diffusion in große Blasen, um dieses Druckungleichgewicht auszugleichen [141, 142]. Dies führt zu einer ungewünschten und inhomogenen Verteilung der Zellgrößen innerhalb des Schaummaterials (Disproportionierung).

Gasblasen-Stabilisierung

Die zunehmende Viskosität der reaktiven Polyurethanmasse stabilisiert die Zellmembranen. Die Fließfähigkeit des Polymers wird eingeschränkt und unterbindet damit lokale Umlagerungsbewegungen, welche zu dünnen und damit stabilitätskritischen Zellmembranen führen würden [141]. Das Zellgerüst wird während der Aushärtung verfestigt und bleibt anschließend als Porenstruktur im Schaumstoff bestehen.

3.5.2 Analytische Modellierung des Schaumdrucks

Das Ziel der Modellierung des Schaumdrucks umfasst die Vorhersage des maximal erreichbaren Schaumdrucks in Abhängigkeit der PUR-Schaumformulierung. Der Modellierungsansatz basiert auf der thermischen Zustandsgleichung idealer Gase:

$$p \cdot V = n \cdot R \cdot T, \quad (3.1)$$

mit den Zustandsgrößen Druck p , Volumen V , Temperatur T , Stoffmenge n und universeller Gaskonstante R (8,314 J mol⁻¹ K⁻¹).

Für ein ideales Gas werden folgende Annahmen getroffen:

- Gasteilchen sind nicht verformbar
- Zusammenstöße der Gasteilchen (oder mit der Wand) sind vollkommen elastisch
- Der Durchmesser der Gasteilchen ist unendlich klein
- Die Gasteilchen haben keine Wechselwirkungen miteinander

Der zu erwartende Schaumdruck wird als Gasdruck des während der Treibreaktion entstehenden CO_2 angenommen. Dazu wird zunächst die Menge an CO_2 ermittelt, die während der Schaumreaktion entsteht. Über den Wasseranteil in der PUR-Formulierung und die Materialmenge m_{PUR} , die für die angestrebte Schaumdichte eingesetzt wird, kann die absolute Masse an Wasser $m_{\text{H}_2\text{O}}$ innerhalb des PUR-Gemisches bestimmt werden. Unter Berücksichtigung der Molmasse von Wasser $M_{\text{H}_2\text{O}}$ ($18,015 \text{ g mol}^{-1}$) resultiert nach (3.2) die Stoffmenge $n_{\text{H}_2\text{O}}$ von Wasser.

$$n_{\text{H}_2\text{O}} = \frac{m_{\text{H}_2\text{O}}}{M_{\text{H}_2\text{O}}} [\text{mol}] \quad (3.2)$$

Die Stoffmenge von Wasser gibt die Anzahl ($1 \text{ mol} = 6,022 \cdot 10^{23}$ Teilchen) an Wassermolekülen an, die sich in dem PUR-Gemisch befinden. Die stöchiometrische Gleichung der Treibreaktion aus Abbildung 3.12 zeigt, dass pro Wassermolekül ein CO_2 -Molekül entsteht. Bei der Modellierung wird der vollständige Umsatz aller Wassermoleküle im Reaktionsgemisch angenommen. Damit ist die Anzahl der entstehenden CO_2 -Moleküle n_{CO_2} identisch mit der Stoffmenge des eingesetzten Wassers $n_{\text{H}_2\text{O}}$.

Die Zielgröße des Schaumdrucks in der Kavität kann durch den Vergleich zweier Zustände des CO_2 -Gases bei gleicher Stoffmenge erfolgen. Die Zustandsgleichung idealer Gase wird dazu entsprechend nach den konstanten Größen Stoffmenge n_{CO_2} und universellen Gas-konstante R umgestellt:

$$\begin{aligned} p_1 \cdot V_1 &= n_{\text{CO}_2} \cdot R \cdot T_1 \rightarrow n_{\text{CO}_2} \cdot R = p_1 \cdot \frac{V_1}{T_1} \\ p_2 \cdot V_2 &= n_{\text{CO}_2} \cdot R \cdot T_2 \rightarrow n_{\text{CO}_2} \cdot R = p_2 \cdot \frac{V_2}{T_2} \end{aligned} \quad (3.3)$$

Die Kombination beider Zustände in einer Gleichung und nach der Zielgröße p_2 aufgelöst ergibt folgenden Zusammenhang:

$$p_1 \cdot \frac{V_1}{T_1} = p_2 \cdot \frac{V_2}{T_2} \rightarrow p_2 = p_1 \cdot \frac{V_1 T_2}{T_1 V_2} \quad (3.4)$$

Für Zustand 1 des CO_2 -Gases werden die chemischen Standardbedingungen nach IUPAC ($p_1=1 \text{ bar}$, $T_1=0 \text{ °C}$) angenommen. Das entsprechende Volumen des CO_2 -Gases ergibt sich aus dem molaren Volumen V_m über den in (3.5) dargestellten Zusammenhang. Das molare Volumen ist für einen bestimmten Zustand unabhängig des betrachteten Stoffes konstant und kann über die Stoffmenge n_{CO_2} in das reale CO_2 -Gasvolumen zum Zustand 1 überführt werden.

$$V_1 = V_m \cdot n_{CO_2}, \quad (3.5)$$

mit $V_m = 22,710 \cdot 10^{-3} \left[\frac{m^3}{mol} \right]$ für $p = 1 \text{ bar}$ und $T = 0 \text{ °C}$.

Zustand 2 beschreibt die kavitätsinterne Situation während der Schaumkernherstellung. Dabei stellt p_2 die gesuchte Größe des CO₂-Gasdrucks innerhalb der Kavität dar. Die Temperatur zum Zustand 2 wird mit der Werkzeugtemperatur approximiert ($T_2 = T_{Wkz}$). Das Volumen V_2 ist durch das Kavitätswolumen abzüglich des Polyurethanvolumens V_{PUR} bestimmt. Das Polyurethanvolumen kann über die eingesetzte Materialmenge m_{PUR} und die Dichte ρ_{PUR} berechnet werden.

$$V_2 = V_{Kavität} - V_{PUR} = V_{Kavität} - \frac{m_{PUR}}{\rho_{PUR}} \quad (3.6)$$

Eingesetzt in (3.4) wird der Gasdruck des bei der idealen Treibreaktion entstandenen CO₂ bestimmt und damit eine Aussage über den zu erwartenden Schaumdruck abgeleitet. Formel (3.7) fasst den Modellierungsansatz in einer Gleichung zusammen.

$$p_2 = 1 \text{ bar} \cdot \frac{V_m \cdot \frac{m_{H_2O}}{M_{H_2O}}}{0 \text{ °C}} \cdot \frac{T_{Wkz}}{\left(V_{Kavität} - \frac{m_{PUR}}{\rho_{PUR}} \right)} \quad (3.7)$$

3.5.3 Einfluss der Formulierung und der Schaumkerndichte auf den Schaumdruck

Der zeitliche Verlauf des Schaumdrucks in der Kavität ist für die Anpassung des Schaumsystems von besonderem Interesse. Zur Charakterisierung des Schaumdrucks verschiedener PUR-Formulierungen wird eine kreisförmige Plattengeometrie mit 150 mm Durchmesser und einstellbarer Kavitätshöhe verwendet (vgl. Abbildung 3.13, links). Der Versuchsaufbau wird mit einem Elektrozyylinder (Festo ServoPress YJKP-17-400-AX-SB-5) betrieben, der die Programmierung von Schließprofilen und hochgenaue Bewegungen des Oberwerkzeuges erlaubt. Abbildung 3.13 (rechts) zeigt den schematischen Querschnitt der geschlossenen Kavität. Die Vakuumdichtung ermöglicht eine Evakuierung der Kavität während des Prozesses und die Harzdichtung verhindert ein Austreten des Schaummaterials. Die Kavitätshöhe ist über Distanzringe einstellbar. Im Oberwerkzeug ist ein Drucksensor (Kistler Typ 6167A) zur online-Erfassung der Druckwerte installiert. Das Werkzeug ist während den Versuchen auf 80 °C wassertemperiert.

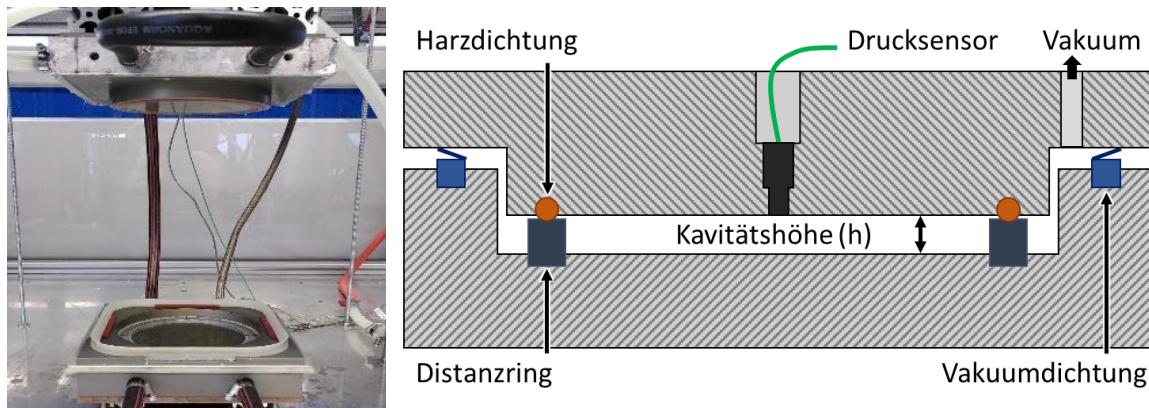


Abbildung 3.13: Links: Versuchsaufbau zur Druckcharakterisierung des Polyurethanschaums;
rechts: Schematischer Schnitt durch die Werkzeugkavität

Der Prüfablauf beginnt mit dem manuellen Mischen der vorgegebenen Schaumsystemformulierung. Die Materialmenge ist abhängig von der Kavitätsgröße (bzw. dem Kavitätstyp) und der Ziel-Schaumdichte (vgl. Tabelle 3.2). Nach dem Einbringen des reaktiven Systems in die untere Kavität (~ 20 s) wird das Werkzeug in 11 s gemäß dem programmierten Schließprofil des Elektrozyinders geschlossen. Eine schematische Darstellung der charakteristischen Schaumdruckkurve ist in Abbildung 3.14 (rechts) dargestellt. Das Schaumsystem reagiert infolge des Wärmeeintrags durch das temperierte Werkzeug und füllt die Kavität aus (gelber Bereich). Ab dem Zeitpunkt der volumetrischen Kavitätsfüllung steigt der Druck annähernd linear an (grüner Bereich). Nach einem Übergangsbereich bleibt der Druck in der Kavität nahezu stationär und bildet ein Plateau in der Druckkurve (orangener Bereich).

Tabelle 3.2: Übersicht zu den verwendeten Materialmengen bei variierender Kavitätsgröße und Schaumdichte

Kavitätsgröße [mm]	Kavitätstyp [cm ³]	Schaumdichte [kg/m ³]	Schaummenge [g]
4	70,7	160	11,3
6	106,0	150, 160, 200, 250	15,9; 17,0; 21,2; 26,5
8	141,4	160	22,6

Design of Experiments - Versuchsplanung

Zur Reduzierung der notwendigen Versuchsanzahl und zur Identifizierung komplexer Zusammenhänge innerhalb der Schaumsystemanpassung wird ein Design of Experiments (DoE) Ansatz verwendet. Die relevanten Faktoren für die Optimierung der Schaumformulierung sind der Wasser- und der Katalysatoranteil. Wassermoleküle reagieren mit Isocyanat und erzeugen CO₂, das Treibmittel reaktiver Polyurethan-Schaumsysteme (vgl. Abbildung 3.12). Theoretisch gilt: Je mehr Wasser in der Formulierung enthalten ist, desto mehr CO₂ kann gebildet und damit höhere Schaumdrücke erreicht werden. Der Wassergehalt

wird mittels Karl-Fischer-Titration kontrolliert, um reproduzierbare Ergebnisse zu gewährleisten. Dies ist erforderlich da Polyol zur Wasseraufnahme aus der Umgebungsluft neigt und sich die voreingestellte Formulierung damit über die Zeit verändern kann. Der Katalysatorgehalt ist der Hauptfaktor für die Reaktionsgeschwindigkeit. Die Schaumreaktion umfasst die Treibreaktion und die Polymerisation des eigentlichen PUR-Netzwerks [135, 140]. Neben Wasser- und Katalysatorgehalt hat die Schaumdichte einen signifikanten Einfluss auf den Schaumdruck und wird daher in der DoE-Versuchsmatrix berücksichtigt. Eine erhöhte Schaumdichte steigert sowohl die absolute Menge an Wasser, als auch das Polymervolumen, welches in die Kavität eingebracht wird.

Die Prozessgrenzen für die Faktoren Wasser- und der Katalysatoranteil sowie Schaumdichte werden im Rahmen von Screeningversuchen bei 80 °C Werkzeugtemperatur und 6 mm Kavitätshöhe identifiziert. Die Katalysator- und Wasseranteile sind auf 100 g Polyol bezogen:

- 0,5 Gew.-% > Katalysatoranteil < 1,1 Gew.-%
- 2,23 Gew.-% > Wasseranteil < 3,1 Gew.-%
- 150 g/l > Schaumdichte < 250 g/l

Basierend auf den Screening-Versuchen wird für die DoE-Untersuchung ein Face-Centered-Central-Composite-Design (FCCCD) gewählt (vgl. Abbildung 3.14, links). Das FCCCD ermöglicht die Identifikation von kubischen Zusammenhängen zwischen den dreistufigen Faktoren innerhalb der PUR-Formulierungsanpassung. Je dargestelltem Messpunkt werden drei Wiederholungen durchgeführt. Für die Auswertung dienen die Druckwerte nach 120 s Prozesszeit (vgl. Abbildung 3.14, rechts). Der FCCCD-Versuchsplan inklusive der ermittelten Druckwerte ist im Anhang A1 dargestellt. Die Variation des Wassergehaltes resultiert in einer notwendigen Anpassung des Mischungsverhältnisses von Polyol- zu Isocyanatkomponente. Die Isocyanatmenge, die in der Treibreaktion gebunden wird, muss zusätzlich mit in das Schaumsystem gegeben werden. Tabelle 3.3 zeigt die entsprechenden Anpassungen.

Tabelle 3.3: Mischungsverhältnis der Polyol- und Isocyanatkomponenten in Abhängigkeit des eingesetzten Wassergehalts

Wassergehalt [Gew.-% auf Polyol]	Mischungsverhältnis	
	Polyol [Gew.-%]	Isocyanat [Gew.-%]
2,23	100	150
2,65	100	157,5
3,1	100	165

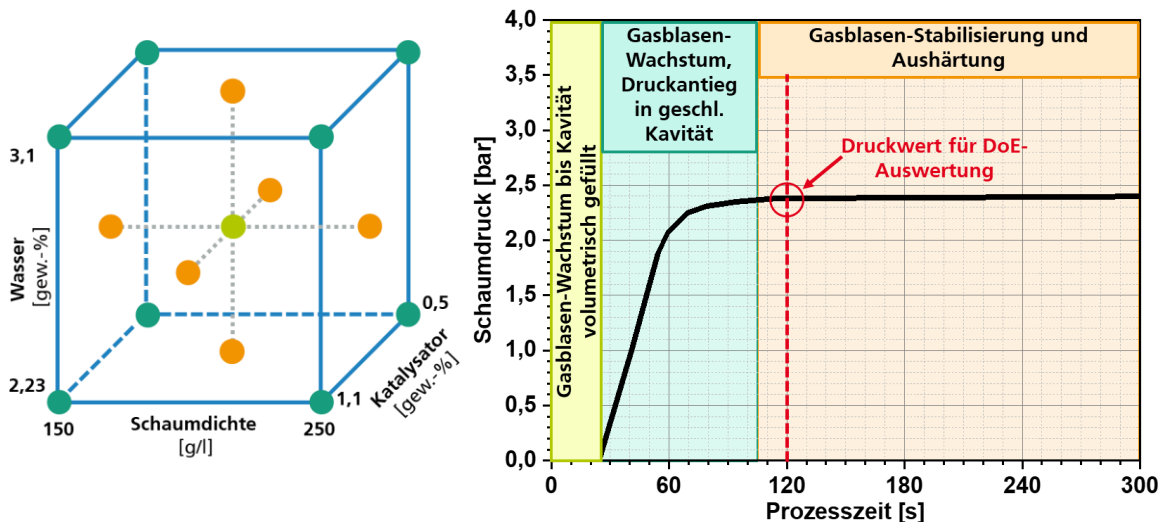


Abbildung 3.14: Links: Grafische Veranschaulichung des FCCCD Ansatzes mit den Faktoren Schaumdichte, Wasser- und Katalysatorgehalt in jeweils drei Stufen; rechts: Schematische Druckkurve für die DoE Versuche

Design of Experiments - Ergebnisse

Die Designanalyse des FCCCD besitzt ein R-Quadrat von 99,53 % und ein bereinigtes R-Quadrat von 99,39 %. Das zugrundeliegende Modell wird als belastbar angenommen. Die Haupteffekt-Diagramme in Abbildung 3.15 stellen den Einfluss der entsprechenden Faktoren Wassergehalt, Katalysatorgehalt und Schaumdichte auf den gemittelten Schaumdruck dar. Je größer die Steigung der Kurve ist, desto ausgeprägter ist der Einfluss des Faktors auf den Schaumdruck. Der gemittelte Schaumdruck repräsentiert das Mittel aller Versuche bei der jeweiligen Faktorstufe, ungeachtet der übrigen Faktoren (z.B. Mittelwert aller 150 kg/m^3 -Versuche, unabhängig von Wasser- und Katalysatorgehalt) [144].

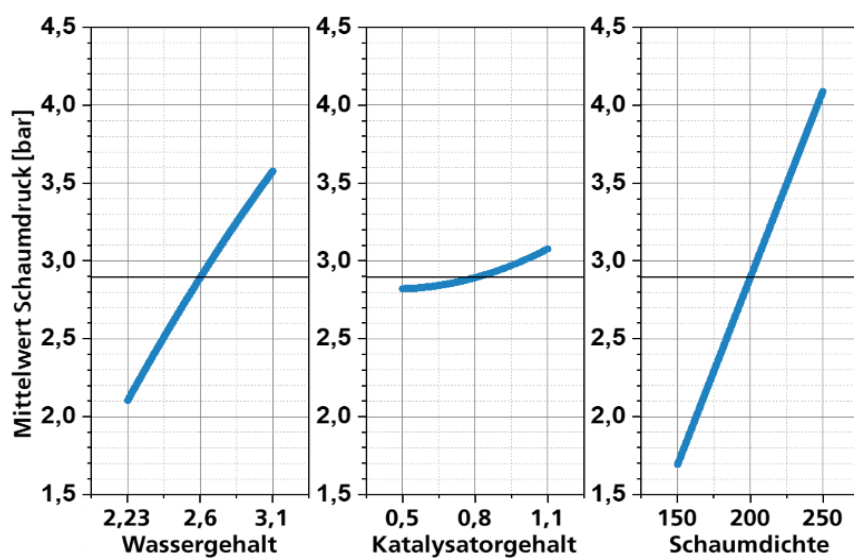


Abbildung 3.15: Haupteffekt-Diagramm der FCCCD DoE Untersuchung

Der Einfluss des Wassergehalts auf den Schaumdruck ist nahezu linear und steigt von 2,1 bar bei 2,23 Teilen Wasser monoton bis auf 3,58 bar bei 3,1 Teilen Wasser. Durch die Reaktion einer zunehmenden Menge an Wasser mit Isocyanat entstehen mehr CO₂-Moleküle, woraus ein höherer (Gas-) Druck in der geschlossenen Kavität resultiert.

Einen ähnlichen, aber noch deutlicheren Einfluss hat die Schaumdichte auf den maximalen Schaumdruck (1,69 bar bei 150 kg/m³ auf 4,09 bar bei 250 kg/m³). Dieser Effekt erklärt sich durch das abnehmende freie Kavitätstsvolumen, da die Polymermasse und damit das Polymervolumen zunehmen. Demgegenüber steigt die absolute Menge an Wasser innerhalb der Kavität sobald mehr reaktives Material bei höheren Schaumdichten eingebracht wird. Beide Aspekte wirken in die gleiche Richtung hin zu einem höheren Schaumdruck.

Der Katalysatoranteil hat einen qualitativ analogen Einfluss auf den Druck: Höherer Katalysatoranteil führt zu einem höheren Schaumdruck. Der Effekt ist jedoch leicht quadratisch und weniger signifikant (2,82 bar bei 0,5 Teilen und bis 3,08 bar bei 1,1 Teilen Katalysator).

Das Schäumverhalten des Polyurethansystems ist immer eine Kombination aus der Treibreaktion und der Reaktion des PUR-Netzwerkes. Der Katalysator wirkt auf beide wärmeabhängigen Reaktionen. Bei geringen Katalysatorgehalten scheint die Polymerisation jedoch etwas begünstigt. Der Viskositätsanstieg infolge der zunehmenden Vernetzung behindert die Treibreaktion und das Schaumsystem kann nicht das volle Treibpotential entfalten. Bei höheren Katalysatoranteilen ist die Katalysewirkung auf die Treibreaktion wiederum ausreichend. Die Umsetzung von Wasser in CO₂ erfolgt früher und bei geringeren Polymerviskositäten. Damit wird ein höherer Wasserumsatz erzielt und höhere Werkzeuginnendrucke erreicht.

Das Wechselwirkungsdiagramm in Abbildung 3.16 unterstützt diese Theorie. Es zeigt die Wechselwirkung zwischen dem Wasser- und dem Katalysatoranteil und deren Einfluss auf den gemittelten Schaumdruck. Der Schaumdruck auf der y-Achse wird über den Katalysatorgehalt auf der x-Achse aufgetragen, wobei die drei abgebildeten Kurven jeweils für die drei Faktorstufen des Wassergehaltes stehen. Die Unterschiede in der Kurvensteigung geben Aufschluss über die Stärke des Effektes. Bei einem hohen Wassergehalt (3,1 Teile) ist der Effekt (Kurvensteigung) über die Katalysatorstufen größer gegenüber den Wassergehalten 2,23 und 2,6. Daraus kann geschlossen werden, dass bei PUR-Schaumformulierungen mit hohen Wassergehalten auch ausreichend Katalysator beigemischt werden muss, damit das volle Treibpotential genutzt werden kann.

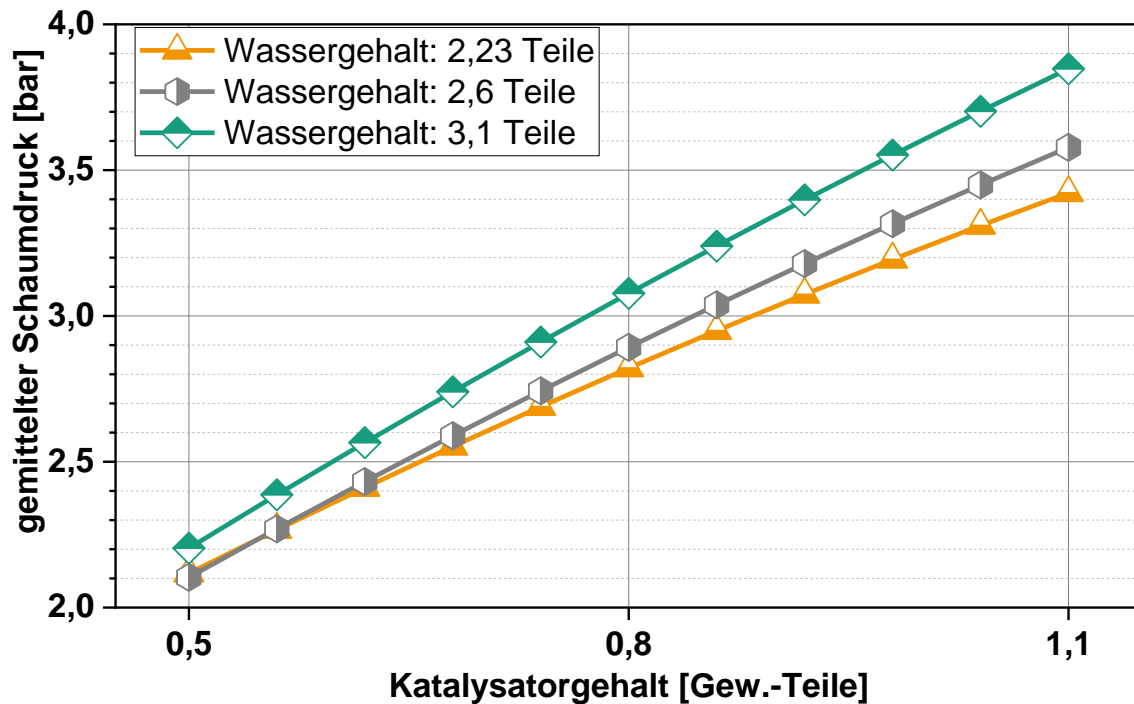


Abbildung 3.16: Diagramm zur Darstellung der Wechselwirkungen zwischen Wasser- und Katalysatorgehalt und deren Einfluss auf den gemittelten Schaumdruck

Im Hinblick auf die Schaumsystemanpassung für das D-SCM Verfahren wird ein hoher Maximaldruck für die Schaumformulierung bevorzugt um möglichst große Faservolumenanteile im Laminat zu erreichen. Es liegt auf der Hand, dass der maximale Wasseranteil von 3,1 und der maximale Katalysatoranteil von 1,1 für die Formulierung des schäumenden Polyurethansystems eingesetzt werden sollten, um den maximalen Druck zu erzielen. Beide Faktoren führen jedoch auch zu einer beschleunigten Treibreaktion. Dies kann für den Gesamtprozess eine Herausforderung darstellen, wenn die Treibreaktion zu schnell abläuft und die Kavität nicht vollständig geschlossen werden kann bevor der Schaum auf ein kritisches Volumen expandiert. Infolgedessen besteht die Gefahr, dass das Schaummaterial unkontrolliert aus der Kavität austritt, oder das schließende Werkzeug die Schaumstruktur negativ beeinflusst (Kollabieren bereits entstandener Poren).

Die Schaumdichte ist ebenfalls ein effektiver Stellhebel für den erreichbaren Schaumdruck. Eine höhere Dichte wirkt jedoch dem übergeordneten Ziel einer Leichtbaustruktur entgegen. In diesem Zusammenhang sollte bei der D-SCM Prozessentwicklung eine möglichst geringe Dichte bei ausreichendem Schaumdruck zur Erreichung der gewünschten Bauteileigenschaften angestrebt werden.

3.5.4 Einfluss der Schaumkernhöhe auf den Schaumdruck

Neben der DoE-gestützten Anpassung der Schaumformulierung wird der Einfluss der Kavitätshöhe auf den Druck bei 4, 6 und 8 mm analysiert (drei Versuche pro Kavitätshöhe). Die reale Schaumdichte wird mit $162,8 \text{ kg/m}^3 \pm 3,2$ (Ziel: 160 g/l, vgl. Tabelle 3.2) konstant gehalten. Auf Basis der Erkenntnisse aus Kapitel 3.5.3 enthält die Schaumformulierung

3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator. Die resultierenden gemittelten Druckkurven mit den entsprechenden Standardabweichungen als einhüllende Fläche sind in Abbildung 3.17 über der Prozesszeit dargestellt.

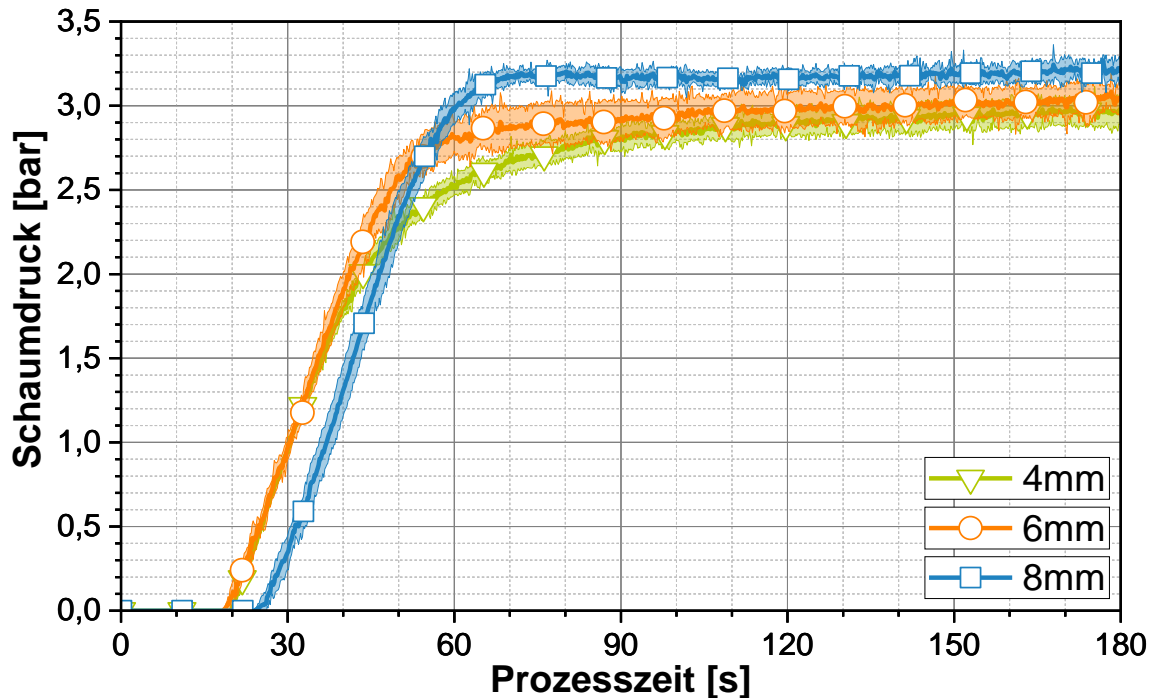


Abbildung 3.17: Druckentwicklung in Abhängigkeit von der Kavitätshöhe bei $162,8 \text{ kg/m}^3 \pm 3,2$ Schaumkerndichte

Bei 4 mm Kavitätshöhe beginnt der Druckanstieg nach 19 s, ist bis 1,8 bar nahezu linear und flacht dann zum Maximaldruck nahe 3 bar bei 180 s deutlich ab. Die Versuche mit 6 mm zeigen einen ähnlichen Druckanstieg nach 19 s. Der lineare Teil der Kurve steigt bis 2,4 bar an und flacht dann zum Maximaldruck von knapp über 3 bar deutlich schneller ab als die 4 mm-Kurve. Dieser Effekt ist bei 8 mm Kavitätshöhe noch stärker ausgeprägt. Der Druckanstieg beginnt bei 25 s und die Steigung ist ähnlich wie bei den 4 und 6 mm Kurven. Allerdings endet der lineare Druckanstieg vergleichsweise abrupt in einem Plateau bei etwa 3,2 bar.

Der verzögerte Anstieg der Kurve bei 8 mm Höhe lässt sich durch den längeren Weg in Kavitätshöhen-Richtung erklären, den der Schaum bis zum Drucksensor in der oberen Kavitätshälfte zurücklegt. Dies gilt trotz der absolut größeren Materialmenge (vgl. Tabelle 3.2), um die gleiche Schaumdichte wie bei den 4 und 6 mm Versuchen zu gewährleisten.

Der Verlauf der Schaumdruckkurven bei den drei untersuchten Kavitätshöhen wird hauptsächlich durch den Wärmeeintrag in das Schaummaterial bestimmt. Das Schäumen des Polyurethan-Systems ist immer eine Kombination aus der Treibreaktion und der Reaktion des Polymernetzwerks (vgl. Kapitel 3.5.3). Die Ergebnisse aus der DoE deuten bereits darauf hin, dass die Formulierung eine Mindestmenge an Katalysator benötigt, um die Treibreaktion zu beschleunigen. Die Vernetzungsreaktion wird demgegenüber deutlich

mehr durch den Wärmeeintrag in das reaktive Material unterstützt. Durch die Vergrößerung der Kavitätshöhe nimmt die beheizte Kavitätsoberfläche im Verhältnis zum Kavitätsvolumen weniger stark zu. Dadurch wird der Energieeintrag in das Material bei konstanter Werkzeugtemperatur volumenspezifisch reduziert. Bei 4 mm Kavitätshöhe wird das PUR Schaummaterial (11,3 g) über die Werkzeugoberfläche erwärmt und die Vernetzungsreaktion verlangsamt die Treibreaktion. Bei 8 mm Kavitätshöhe ist der Energieeintrag über die Werkzeugoberfläche in die doppelte Materialmenge (22,6 g) im Vergleich zu 4 mm (Dichte = konstant) volumenspezifisch geringer. Folglich ist die Vernetzungsreaktion langsamer und die deutlich katalysatorgetriebene Treibreaktion des Schaumsystems kann ihr volles Potenzial entfalten. Das wiederum führt zu höheren Maximaldruckwerten innerhalb der Kavität.

3.5.5 Temperaturentwicklung während der Schaumexpansion

Zur Charakterisierung der Temperaturentwicklung während der exothermen Schaumreaktion werden Temperaturmessungen im PUR-Material durchgeführt. Der Versuchsablauf ist analog dem in Kapitel 3.5.3 eingeführten Vorgehen zur DoE-basierten Schaumcharakterisierung. Die Kavitätshöhe ist entsprechend auf 6 mm eingestellt. Der Versuchsaufbau zur Aufzeichnung der Temperaturen ist in Abbildung 3.18 dargestellt. Ein Temperaturelement vom Typ K wird im definierten Abstand von 2 mm zur Werkzeugoberfläche positioniert und misst die Temperatur kontinuierlich über den Prozess.

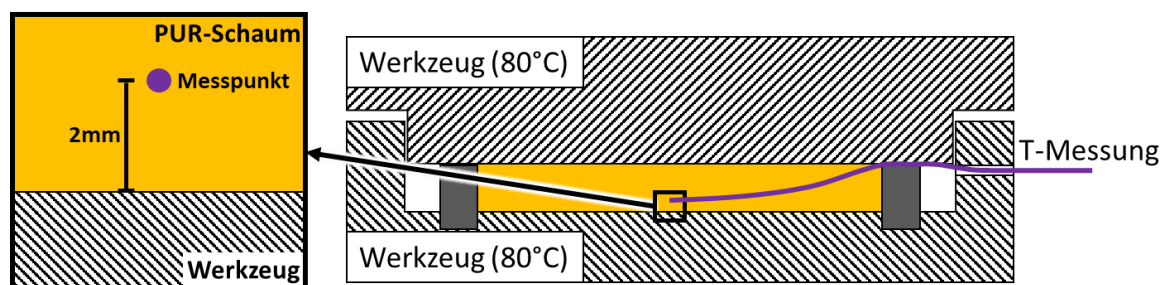


Abbildung 3.18: Schematischer Versuchsaufbau und Positionierung des Temperatur-Elementes zur Analyse des Temperaturverlaufs

Eingesetzt wird ausschließlich die Schaumformulierung mit 3,1 Teilen Wasser und 1,1 Teilen Katalysator. Die Schaumdichte wird in den Stufen 150 kg/m^3 , 200 kg/m^3 und 250 kg/m^3 untersucht. Fünf Messungen je Konfiguration stellen die statistische Absicherung sicher. Die gemittelten Ergebnisse der Temperaturmessungen inklusive der Standardabweichungen sind in Abbildung 3.19 über der Prozesszeit dargestellt. Die horizontale graue Linie repräsentiert die real gemessene Werkzeugtemperatur während der Versuchsreihe. Das PUR-System wird händisch bei Raumtemperatur der Komponenten angemischt.

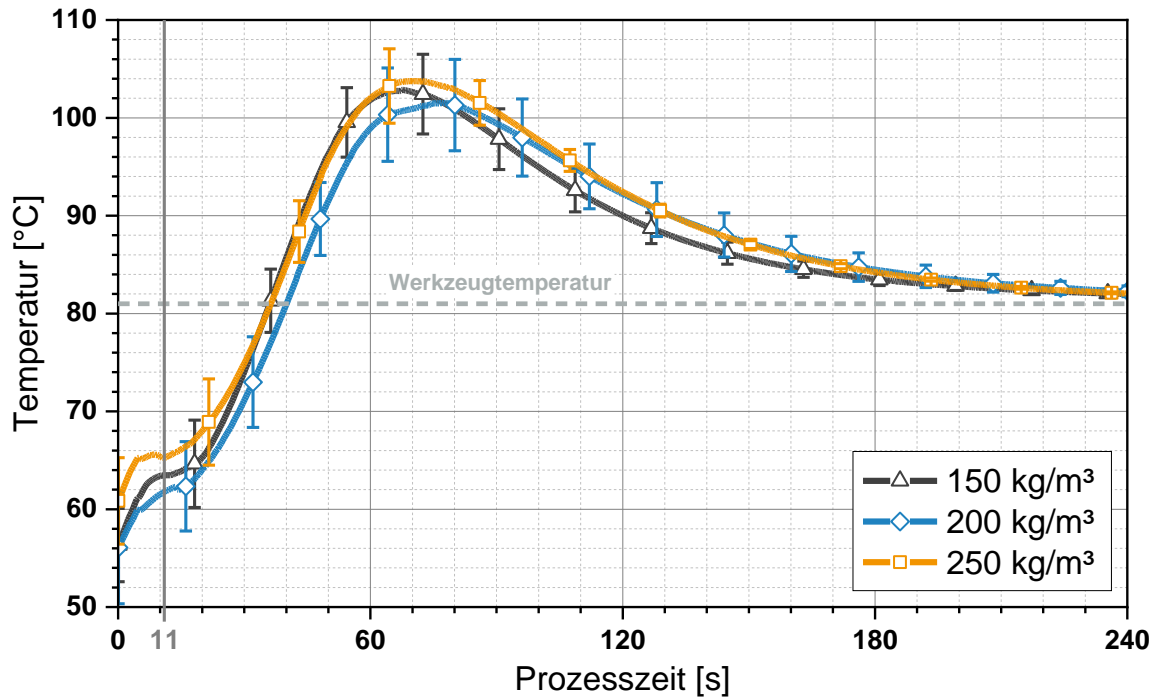


Abbildung 3.19: Temperaturverläufe für die Schaumherstellung bei 150 kg/m^3 , 200 kg/m^3 und 250 kg/m^3 Schaumkerndichte

Abbildung 3.19 zeigt für alle drei untersuchten Schaumkerndichten einen qualitativ ähnlichen Verlauf. Zu Prozessbeginn liegen die mittleren Schaumtemperaturen zwischen 56 bis 62 °C und steigen aufgrund des Kontaktes zur warmen Werkzeugoberfläche. Innerhalb von 11 s wird das Werkzeug geschlossen und parallel Vakuum angelegt. Das Entziehen der warmen Luft aus der Kavität führt zu dem kurzzeitigen horizontalen Plateau der Temperaturkurve. Nachdem das Werkzeug komplett geschlossen ist steigt die Temperatur unabhängig der Schaumdichte nahezu linear an. Dabei überschreitet die mittlere PUR-Materialtemperatur zwischen 35 und 40 s Prozesszeit die real gemessene Werkzeugtemperatur von 81 °C . Die Maximaltemperaturen werden nach 65 bis 80 s erreicht. Alle drei gemittelten Schaumtemperaturen erreichen Maximalwerte größer 100 °C und liegen damit ca. 20 °C über der Werkzeugtemperatur. Im Anschluss fallen die gemittelten Temperaturen bei 240 s Prozesszeit nahezu auf Werkzeugtemperatur.

Die überhöhte Temperatur des Schaummaterials im Vergleich zur Werkzeugtemperatur ist auf die exotherme Reaktion des PUR-Systems zurückzuführen. Unter Berücksichtigung der Standardabweichung kann kein signifikanter Unterschied zwischen den drei Schaumdichten identifiziert werden. Tendenziell weist die gemittelte Kurve für 250 kg/m^3 Schaumdichte die höchsten Temperaturwerte auf. Dies ist auf die erhöhte Menge an PUR-Material zurückzuführen, wodurch die absolute exotherme Energieentwicklung steigt. Für 150 kg/m^3 und 200 kg/m^3 Schaumdichte kann diese Tendenz für die gemittelten Kurven jedoch nicht bestätigt werden.

Es bleibt festzuhalten, dass der direkte Wärmeeintrag in das Schaummaterial über den Werkzeugkontakt (Konduktion) zu einem zügigen Temperaturanstieg führt. Überlagert wird dieser Effekt mit der intrinsischen Wärmeentwicklung des PUR-Systems aufgrund der exothermen Reaktionscharakteristik. Dadurch steigt die Materialtemperatur deutlich

über die Werkzeugtemperatur an und die temperaturabhängige chemische Reaktion wird weiter beschleunigt.

3.5.6 Validierung der Schaumdruckmodellierung

Die Validierung des in Kapitel 3.5.2 eingeführten Modells zur Vorhersage der Schaumdruckwerte wird anhand der DoE Ergebnisse durchgeführt. Die unbekannt Parameter aus Formel (3.7) werden wie folgt angenommen:

- Werkzeughöhe 6 mm
- Kavitätswolumen $V_{Kavität}$ 106,0 cm³
- Werkzeugtemperatur T_{WkzG} 80 °C
- Polyurethandichte ρ_{PUR} 1162 kg/m³ (kompakt)
- Polyurethanmasse m_{PUR} 15,9 g (150 kg/m³); 21,2 g (200 kg/m³); 26,5 g (250 kg/m³)

Die eingesetzte Wassermenge m_{H_2O} wird über die Polyurethanmasse m_{PUR} unter Berücksichtigung der betrachteten Schaumformulierung errechnet.

Abbildung 3.20 zeigt den modellierten und den real ermittelten Schaumdruck aus der DoE über den Faktoren Katalysatorgehalt, Wassergehalt und Schaumdichte. Für die Darstellung werden die Konfigurationen des innenliegenden Sterns aus dem Face-Centered-Central-Composite-Design genutzt (vgl. Abbildung 3.14, links). Die verbleibenden Faktoren innerhalb eines Diagramms sind konstant und die absoluten Abweichungen zwischen modelliertem und real gemessenem Wert dargestellt.

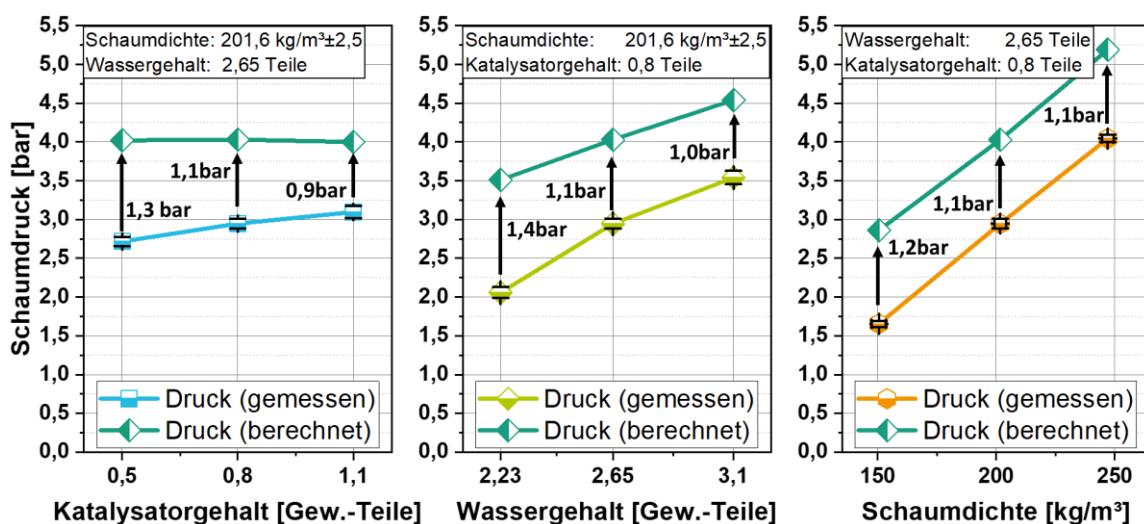


Abbildung 3.20: Vergleichende Betrachtung der Schaumdruck-Vorhersage durch Formel (3.7) gegenüber den real ermittelten Schaumdruckwerten im Rahmen der DoE Untersuchungen

Der *Katalysatorgehalt* (Abbildung 3.20, links) zeigt den bereits in Kapitel 3.5.3 diskutierten Einfluss auf die Treibreaktion. Da die Schaumdichte ($201,6 \text{ kg/m}^3 \pm 2,5$) und der Wassergehalt (2,65 Teile) in dem betrachteten Diagramm nahezu konstant sind gilt dies ebenso für den ideal errechneten Schaumdruck. Die real gemessenen Werte zeigen eine Abweichung zu den errechneten Werten, welche von 0,5 auf 1,1 Teile Katalysator abnimmt (1,3 bar auf 0,9 bar). Der real erreichte Schaumdruck steigt kontinuierlich an, da die katalytische Wirkung auf die Treibreaktion zunimmt. Damit wird mehr Wasser bei geringerer Polyurethanviskosität umgesetzt und der gemessene Schaumdruck nähert sich der idealisierten Berechnung an.

Der *Wassergehalt* zeigt einen ähnlichen Zusammenhang zwischen Vorhersage und real gemessenem Schaumdruck wie der Katalysatorgehalt. Bei einem geringen Wassergehalt von 2,23 Teilen verläuft die Treibreaktion verzögert ab, woraus eine Abweichung von 1,4 bar zur Vorhersage resultiert. Für zunehmende Wassergehalte reduziert sich die Diskrepanz bis auf 1,0 bar bei 3,1 Teilen Wasser.

Die gemessenen Druckwerte bei variierender *Schaumdichte* zeigen einen nahezu parallelen Verlauf zur Vorhersage. Die absolute Abweichung von ca. 1,1 bar bleibt über alle drei Dichtestufen ähnlich. Aufgrund der steigenden Schaumdruckwerte wird die prozentuale Abweichung mit zunehmender Schaumdichte geringer. Ein Angleichen der Kurven wie beim Katalysator- und Wassergehalt findet nicht statt. Erklärt werden kann die Abweichung durch Umlagerungsprozesse der PUR-Polymerketten aufgrund des ausgebildeten Schaumdruckes und der damit einhergehenden, indirekten Druckübertragung des Gasdrucks in den Poren auf den Drucksensor.

Die realen Druckwerte werden durch den Modellansatz aus Kapitel 3.5.2 offensichtlich überschätzt. Dieses Modellverhalten ist in der zugrundeliegenden Annahme begründet, dass alle Wassermoleküle in der Treibreaktion zu CO_2 umgesetzt werden. In der Realität ist der vollumfängliche Umsatz nicht möglich. Darüber hinaus werden geometrische Effekte, die sich infolge der Bildung runder Gasporen ergeben, nicht im Modell berücksichtigt. Da die prozentualen Abweichungen zwischen Modell- und Realwerten nicht konstant sind, ist die Modellanpassung unter Annahme eines konstanten, prozentualen Wasseranteils, der nicht reagiert, unzulässig (vgl. Abbildung 3.20).

Im Gegensatz zu den absoluten Druckwerten werden die qualitativen Kurvenverläufe gut abgebildet. Abgesehen von reaktionsbedingten Abweichungen bei geringen Katalysator- und Wassergehalten ist die absolute Abweichung ähnlich groß. Über alle innerhalb der DoE durchgeführten Versuche beläuft sich die gemittelte Diskrepanz auf $1,16 \text{ bar} \pm 0,22$. Zur Anpassung des Modellansatzes aus Formel (3.7) kann damit folgende semi-empirische Gleichung eingeführt werden:

$$p_2 = 1 \text{ bar} \cdot \frac{V_m \cdot \frac{m_{\text{H}_2\text{O}}}{M_{\text{H}_2\text{O}}}}{0^\circ\text{C}} \frac{T_{\text{Wkzg}}}{\left(V_{\text{Kavität}} - \frac{m_{\text{PUR}}}{\rho_{\text{PUR}}}\right)} - 1,16 \text{ bar} \quad (3.8)$$

Diese Anpassung an die realen Druckwerte ist zunächst ausschließlich für den, innerhalb der DoE betrachteten Parameterraum und das zugrundeliegende Material gültig. Abbildung 3.21 zeigt die deutlich verbesserte Übereinstimmung zwischen dem semi-empirischen Modell aus Formel (3.8) mit den real ermittelten Druckwerten.

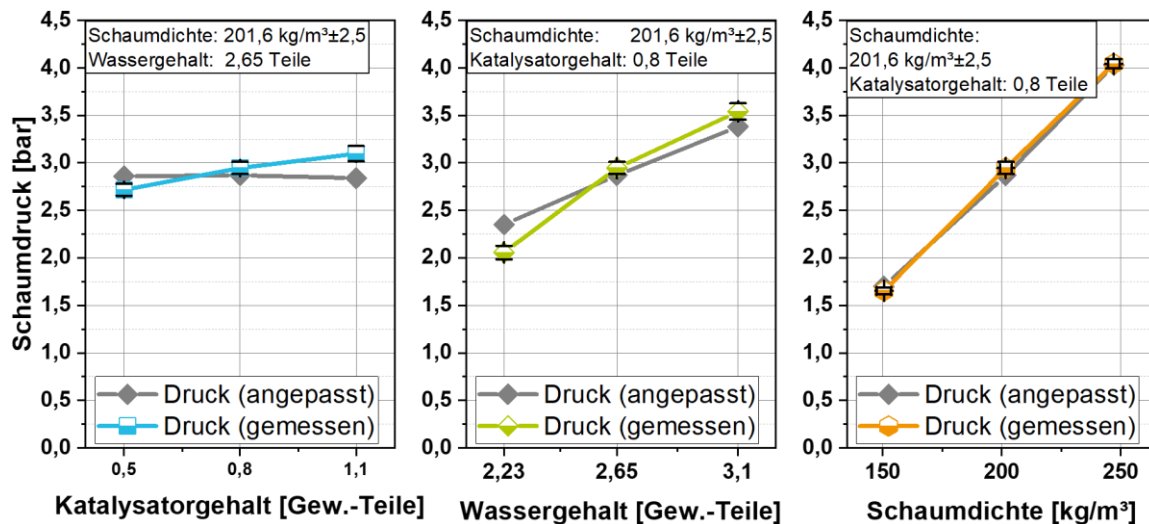


Abbildung 3.21: Vergleichende Betrachtung der angepassten Schaumdruck-Vorhersage durch Formel (3.8) gegenüber den real ermittelten Schaumdruckwerten im Rahmen der DoE Untersuchungen

3.6 Prozessfensteridentifikation basierend auf der Materialcharakterisierung

Die nachfolgende Analyse führt zu einer ersten Identifikation von theoretischen Verarbeitungsfenstern auf Basis der individuell ermittelten Materialeigenschaften und unter Berücksichtigung der zeitlichen Prozessschrittabfolge.

Für den Prozessablauf werden die in Abbildung 3.2 dargestellten Schritte berücksichtigt. Die zeitliche Einordnung der Prozessschritte erfolgt unter der Annahme eines weitgehend manuellen Prozesses und die entsprechenden Zeiten werden abgeschätzt. Zunächst wird die erste Decklage, bestehend aus den getränkten Textillagen inklusive polymerer Folie in die beheizte Kavität eingelegt (1). Das reaktive Polyurethanschaumgemisch wird 20 s danach in die Form eingebracht. Die Schaumauftragszeit wird mit 20 s angenommen (2). Die zweite Decklage aus getränkten Textillagen inklusive polymerer Folie wird 10 s nach dem Schaumauftrag in die Form eingelegt (3). Der Elektrozyylinder schließt das Werkzeug in 11 s (4). Im Anschluss folgen der Schaumdruckaufbau, die Aushärtung der reaktiven Systeme und die Entformung der Sandwichstruktur.

Durch die Sortierung des Materialverhaltens entlang der zeitlichen Prozesskette können mögliche Probleme während des einstufigen Prozesses identifiziert werden. Wie bereits in Kapitel 3.4.1 erläutert, wird als Bewertungsgröße die Viskositätsgrenze von 500 mPa·s berücksichtigt, bis zu welcher der maximale Schaumdruck erreicht sein soll. Für die fol-

genden, theoretischen Überlegungen ist hervorzuheben, dass ihre Grundlage die Charakterisierungen der Einzelmaterialeien aus den Kapiteln 3.4 und 3.5 sind, ohne Berücksichtigung eventueller Wechselwirkungen.

Abbildung 3.22 zeigt zwei potentielle Prozessfenster für das Araldite Harzsystem in den Decklagen mit 150 kg/m^3 und 250 kg/m^3 Schaumdichte. Auf der linken y-Achse ist die Harzviskosität und auf der rechten y-Achse der zu erwartende Schaumdruck aufgetragen. Es sind zwei Viskositätskurven des Araldite-Harzsystems abgebildet, die den Viskositätsanstieg für die untere (beginnend bei 0 s) und die obere Decklage (beginnend bei 50 s) darstellen. Die horizontale, gestrichelte Linie (rot) repräsentiert eine Harzviskosität von $500 \text{ mPa}\cdot\text{s}$. Die vertikale, gestrichelte Linie (rot) gibt den zugehörigen Zeitpunkt an, bei dem das Harzsystem in der unteren Decklage die Viskosität von $500 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ überschreitet. Als Schaumformulierung wird die vergleichsweise langsame Kombination aus 0,5 Teilen Katalysator und 2,23 Teilen Wasser (im Folgenden als (- -) bezeichnet) eingesetzt.

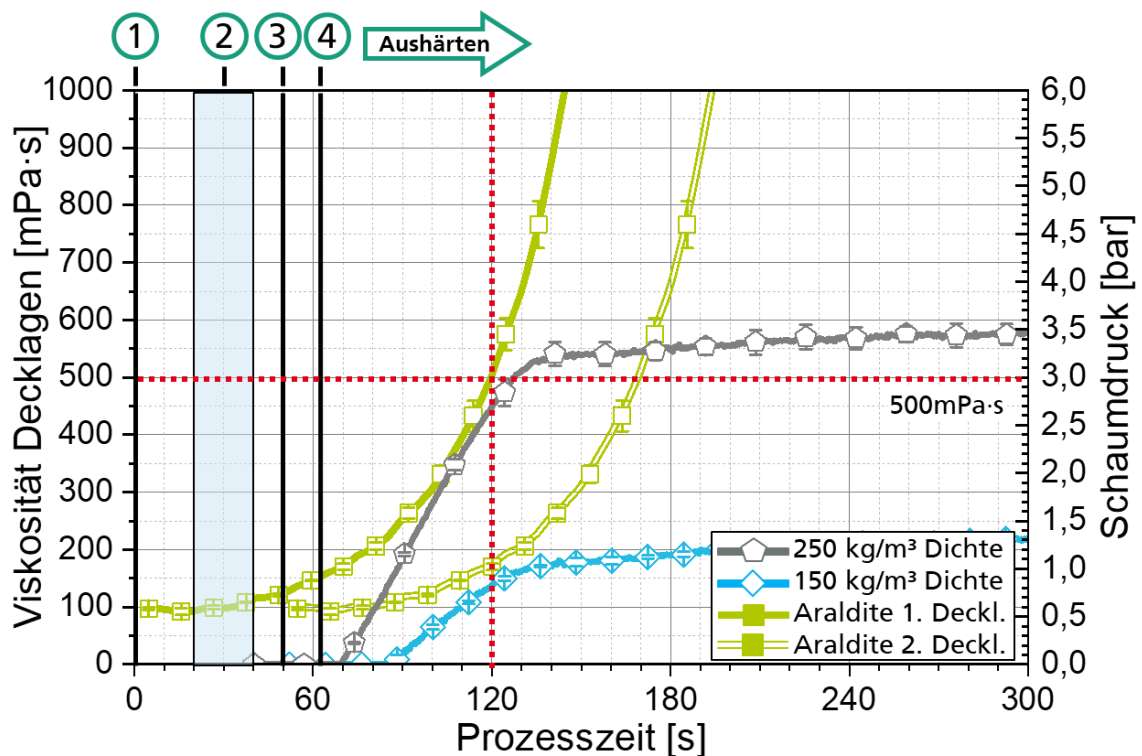


Abbildung 3.22: Aushärteverlauf und Schaumdruck für den D-SCM Prozess mit Araldite-Harzsystem in den Decklagen bei 150 als auch 250 kg/m^3 Schaumdichte. Die Schaumformulierung (- -) beinhaltet 0,5 Teile Katalysator und 2,23 Teile Wasser. Das Materialverhalten basiert auf den individuellen Materialcharakterisierungen.

Es ist zu erkennen, dass das Araldite Harzsystem in der zuerst eingelegten Decklage die $500 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ -Grenze nach 120 s überschreitet. Die zeitversetzt eingelegte zweite Decklage erreicht diesen Wert erst nach 170 s . Um eine gute Imprägnierung und Kompaktierung der Decklagen durch den Schaumdruck sicherzustellen, sollte das Harzsystem möglichst

niederviskos sein. Daher muss der maximale Schaumdruck zum Zeitpunkt von 120 s erreicht sein. Es ist eindeutig, dass dies bei der hier dargestellten Schaumformulierung (- -) mit 0,5 Kat. und 2,23 Wasser, weder für 150 kg/m^3 , noch für 250 kg/m^3 Schaumdichte der Fall ist. Damit ist bei den getroffenen Annahmen mit einer unzureichenden Decklagen-Imprägnierung zu rechnen.

Abbildung 3.23 zeigt zwei weitere Prozessfenster für das Araldite Harzsystem. Dargestellt sind zwei Schaumdruckkurven für die schnellste, im Rahmen der DoE betrachteten Schaumformulierung mit 3,1 Teilen Wasser und 1,1 Teilen Katalysator (im Folgenden als (+ +) bezeichnet). Es ist sowohl die gemittelte Schaumdruckkurve für 150 kg/m^3 als auch für 250 kg/m^3 Schaumdichte abgebildet.

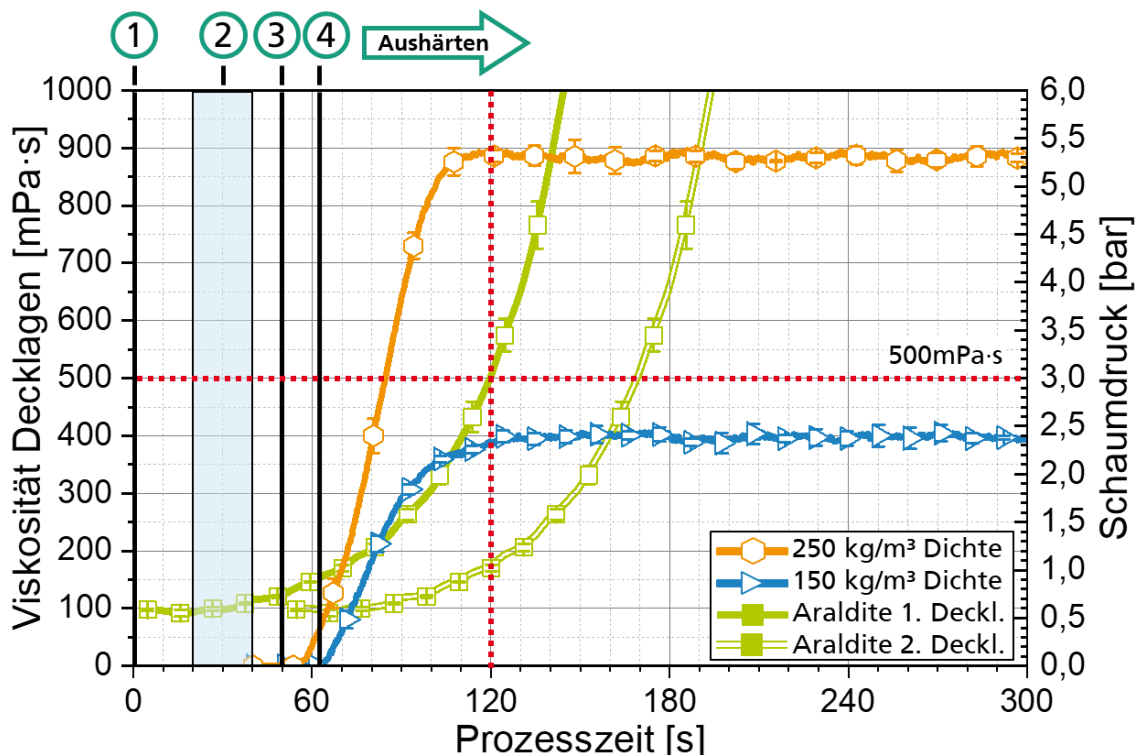


Abbildung 3.23: Aushärteverlauf und Schaumdruck für den D-SCM Prozess mit Araldite-Harzsystem in den Decklagen bei 150 als auch 250 kg/m^3 Schaumdichte. Die Schaumformulierung (+ +) beinhaltet 1,1 Teile Katalysator und 3,1 Teile Wasser. Das Materialverhalten basiert auf den individuellen Materialcharakterisierungen.

Die in Abbildung 3.23 dargestellten Materialkombinationen für den D-SCM Prozess zeigen deutlich die beschleunigte Schaumreaktion aufgrund des erhöhten Katalysatorgehalts von 1,1 Teilen im Vergleich zu Abbildung 3.23. Zudem werden mit der Formulierung höhere Schaumdrücke infolge des maximalen Wasseranteils von 3,1 Teilen erreicht.

Die vertikale Linie (rot), bei der das Harzsystem der ersten Decklage die kritische Marke von $500 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ erreicht, schneidet die Druckkurven knapp nach dem Erreichen der Druck-

plateaus. Dieses liegt bei 2,3 bar für 150 kg/m³ und bei 5,4 bar für 250 kg/m³ Schaumdichte. Damit kann unter Berücksichtigung der individuellen Materialparameter davon ausgegangen werden, dass es sich bei der dargestellten Parameterkombination um ein umsetzbares Prozessfenster handelt. Dies gilt sowohl für 150 als auch 250 kg/m³ Schaumdichte.

Abhängig von den realen Temperaturbedingungen im D-SCM Prozesses kann das knappe Zeitfenster zwischen dem Erreichen des maximalen Schaumdrucks und der 500 mPa·s-Grenze jedoch problematisch werden. So könnte eine verzögerte Wärmeübertragung von der Werkzeugwand (80 °C) durch die eingelegten Decklagen in das Schaumsystem zu einer geringeren Schäumgeschwindigkeit führen. Die eingelegten Decklagen wirken in diesem Fall als Isolationsschicht. Durch den verzögerten Druckaufbau kann der maximale Schaumdruck unter Umständen nicht vollständig auf die Decklagen bei Harzviskositäten kleiner 500 mPa·s wirken.

Abbildung 3.24 zeigt die Materialkombination aus der schnellen Schaumformulierung (+ +) und dem vergleichsweise langsameren Epikote-Harzsystem in den Decklagen.

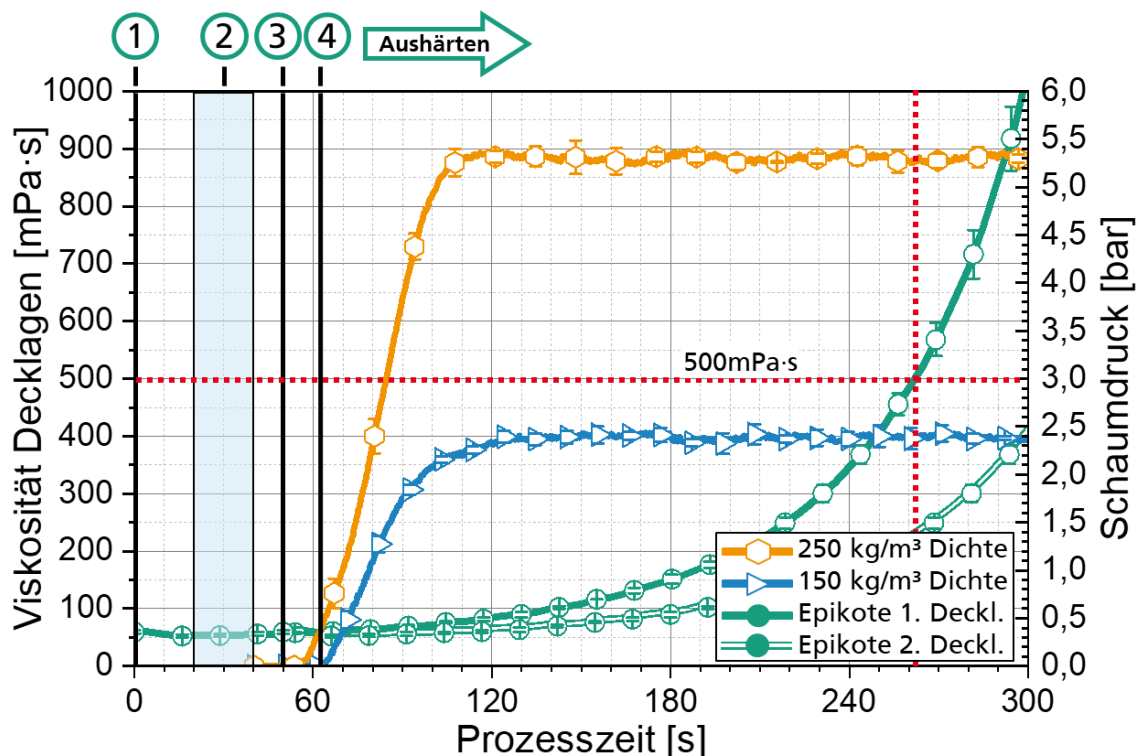


Abbildung 3.24: Aushärteverlauf und Schaumdruck für den D-SCM Prozess mit Epikote-Harzsystem in den Decklagen bei 150 als auch 250 kg/m³ Schaumdichte. Die Schaumformulierung (+ +) beinhaltet 1,1 Teile Katalysator und 3,1 Teile Wasser. Das Materialverhalten basiert auf den individuellen Materialcharakterisierungen.

Der langsamere Viskositätsanstieg des Epikote-Harzsystems resultiert in einem größeren Zeitfenster für die Schaumexpansion und damit dem Schaumdruckaufbau. Die 500 mPa·s-

Grenze wird erst nach 262 s erreicht. Zu diesem Zeitpunkt ist der maximale Schaumdruck für beide Dichten bereits voll entwickelt. Auch bei einer verzögerten Wärmeübertragung durch die Decklagen und der dadurch bedingten geringeren Schäumgeschwindigkeit ist anzunehmen, dass die Materialkombination und die dargestellten Prozessfenster umsetzbar sind.

Die höhere Prozesssicherheit durch den Einsatz des Epikote-Systems bedingt jedoch längere Zykluszeiten. Aufgrund der geringeren Reaktivität dauert es länger, bis die Decklagen vor der Entformung des Sandwichs ausreichend ausgehärtet sind (zehn Minuten bei Epikote gegenüber sechs Minuten bei Araldite). Im Hinblick auf die Produktivität ist Verwendung weniger reaktiver Harzsysteme zu vermeiden, sofern er nicht aus Qualitätsgründen erforderlich ist.

Für beide Schaumdruckkurven in Abbildung 3.24 ist die Zeit beim Erreichen des maximalen Druckplateaus und der Geschwindigkeitsgradient Des Druckaufbaus vergleichbar. Die Kurve mit 250 kg/m^3 Schaumdichte steigt aufgrund der höheren Schaummenge bei gleichem Kavitätswolumen zu einem etwas früheren Zeitpunkt an. Der Hauptvorteil bei Verwendung der 250 kg/m^3 -Konfiguration ist der höhere Druck von etwa 5,4 bar im Vergleich zu 2,3 bar bei 150 kg/m^3 . Bei Betrachtung der C1-Konfiguration für das Decklagengelege (Abbildung 3.7, linke Grenzkurve) ergeben 5,4 bar theoretisch 47,5 % FVG und 2,38 bar resultieren in 44,2 % FVG.

Die Abschätzung potentieller Prozessfenster zeigt, dass die individuell charakterisierten Materialeigenschaften eine grundsätzliche Umsetzbarkeit gewährleisten sollten. Dennoch muss vor allem die Schaumformulierung entsprechend der Reaktionsgeschwindigkeit des Decklagen-Harzsystems gewählt werden.

3.7 Prozessmodellierung und -simulation

Parallel zur Prozessentwicklung und der damit einhergehenden Materialcharakterisierung werden bestehende Modelle zur Prozesssimulation eingesetzt, um ein tiefgreifenderes Prozessverständnis zu erhalten [145]. Im Unterschied zu den in Kapitel 3.6 diskutierten Prozessfenstern auf Basis der individuell ermittelten Materialverhalten werden in der Prozessmodellierung zeitabhängige Wechselwirkungen berücksichtigt. Schwerpunkt der Simulationen ist die schaumdruckbedingte Fluidausbreitung in den Decklagen, abhängig von der Harzviskosität. Dabei wird sowohl der Einfluss des Harzsystems, der Schaumformulierung als auch die Schaumdichte untersucht. Der in Kapitel 3.6 eingeführte zeitliche Ablauf der Prozessschritte wird ebenfalls berücksichtigt. Tabelle 3.4 gibt einen Überblick über die simulativ untersuchten Materialkombinationen.

Tabelle 3.4: Versuchsplan zur simulativen Bewertung der D-SCM Prozessführung bei variierenden Prozessparametern

Harzsystem	H₂O-Gehalt [Gew.-Teile]	Kat.-Gehalt [Gew.-Teile]	Schaumdichte [kg/m ³]	Formulierung
Araldite	3,1	1,1	150	(+ +)
Araldite	3,1	1,1	250	(+ +)
Araldite	2,23	0,5	150	(- -)
Araldite	2,23	0,5	250	(- -)
Epikote	3,1	1,1	150	(+ +)
Epikote	3,1	1,1	250	(+ +)
Epikote	2,23	0,5	150	(- -)
Epikote	2,23	0,5	250	(- -)

3.7.1 Beschreibung des Modellierungsansatzes

Der Modellierungsansatz wurde von M.Sc. Julian Seuffert am Karlsruher Institut für Technologie entwickelt [145].

Grundlage der modellierten Geometrie ist die in Abbildung 3.13 dargestellte Kavität mit einem Radius von 75 mm. Für die Simulation wird der Radius auf 100 mm vergrößert, damit der maximal mögliche Fluidfluss abgebildet werden kann. Das Modell nutzt die Software OpenFOAM® und wurde im Hinblick auf den druckabhängigen und lokal angepassten Faservolumengehalt erweitert [145–147].

Es wird eine Decklage simuliert. Aus Gründen der Recheneffizienz wird bei der Modellierung die Rotationssymmetrie der Kavität ausgenutzt und ausschließlich ein Kreischnitt der Platte modelliert (vgl. Abbildung 3.25, links). Die Diskretisierung über finite Volumen erfolgt vornehmlich durch Hexaeder-Elemente wobei das Modell am spitzen Ende durch Wedge-Elemente abgeschlossen wird.

Abbildung 3.25 (rechts) stellt die Randbedingungen des Modells dar. Die Plattenoberseite wird als unbewegliche, starre Werkzeugwand angenommen. Das textile Halbzeug wird entsprechend der Anfangsbedingungen bis zu einem gewissen Radius getränkt abgebildet.

Der zeitabhängige Schaumdruck wirkt auf die, der starren Werkzeugwand gegenüberliegenden Modellgrenze. Die Grenzfläche ist dabei flexibel definiert, sodass der Schaumdruck analog zum realen Prozess sowohl auf das trockene, als auch auf das getränkte Halbzeug wirken kann. Der Gegendruck aus der simulierten Decklage ergibt sich in den trockenen Bereichen aus der Halbzeugspannung, basierend auf den Kompaktierungsversuchen aus Kapitel 3.4.2. In den getränkten Bereichen wird der Halbzeugspannung zusätzlich der Fluiddruck in Abhängigkeit der Harzviskosität und der Fluidgeschwindigkeit überlagert.

Das Harzsystem ist entsprechend der ermittelten und zeitlich angepassten Viskositätswerte aus Kapitel 3.4.1 hinterlegt [145].

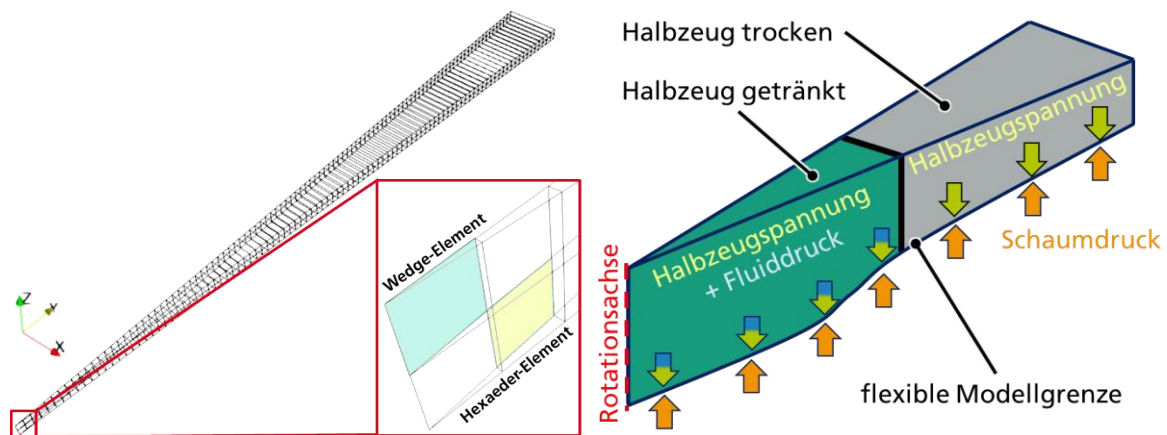


Abbildung 3.25: Links: Vernetztes Volumenmodell als Kreisabschnitt für die D-SCM Simulation;
rechts: Randbedingungen und Kräfteorientierungen des Simulationsmodells

Die Fluidausbreitung wird als Zweiphasenströmung durch ein poröses Medium auf Basis der Navier-Stokes Gleichungen (NSG) mit Darcy-Widerstand (modelliert als Impulsenke [146]) abgebildet. Die Fließgeschwindigkeit \hat{u}_x (in $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$) eines Fluides der Viskosität η (in $\text{Pa}\cdot\text{s}$) kann unter Berücksichtigung der Permeabilität K_x (in m^2), der Porosität ϕ und dem Druckgradienten dp/dx nach dem Gesetz von Darcy bestimmt werden [148]:

$$\hat{u}_x = -\frac{K_x}{\phi \cdot \eta} \frac{dp}{dx} \quad (3.9)$$

Kapillarkräfte werden nicht explizit modelliert. Die Halbzeugkompaktierung und damit der lokale Faservolumengehalt wird mit einem nichtlinearen Materialmodell approximiert. Dazu wird dem Modell eine Halbzeugsteifigkeit als Funktion des FVG hinterlegt. Der Fluiddruck wird durch die effektive Spannung nach dem Terzaghi-Prinzip berücksichtigt [149].

Die Anfangsbedingungen für die Simulation sind in Abbildung 3.26 (links) grafisch dargestellt und wie folgt definiert:

- Tränkungsradius des textilen Halbzeugs: 44,18 mm
- Anfangs-Faservolumengehalt: 20 %
- Anfangshöhe der Decklagen bei Simulationsstart: 1,75 mm

Abbildung 3.26 (rechts) stellt das Ablaufdiagramm für die zugrundeliegende Simulationemethode dar [145].

Nach der Initialisierung durch die Anfangsbedingungen wird der zeitabhängige Schaumdruck aufgebracht. Die daraus resultierende lokale Deformation der Volumenelemente

wird auf Basis der Halbzeugspannung sowie des Fluiddrucks berechnet und das Netz entsprechend deformiert. Damit ergeben sich neue Parameter für die aktuelle Permeabilität, welche bestimmt werden. Auf Basis der angepassten Materialparameter wird der Fluidfluss errechnet.

Die Lösungen der Schritte zur Netzanpassung und Berechnung des Fluidflusses müssen konvergieren und werden iterativ ermittelt. Sollte die Kavität noch nicht gefüllt sein beginnt der Simulationsschritt erneut durch die Beaufschlagung des Modells mit dem Schaumdruck des nächsten Zeitschritts. Sobald die Kavität komplett gefüllt, oder ein vorab definierter Zeitschritt erreicht ist wird die Simulation beendet [145].

Die Visualisierung der Simulationsergebnisse erfolgt mit der Software ParaView 5.9.0-RC1.

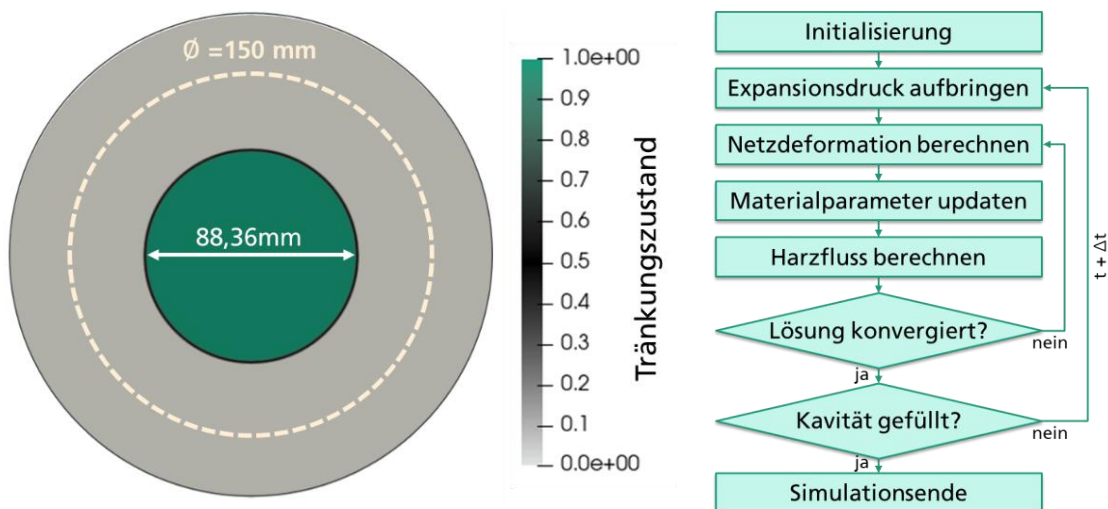


Abbildung 3.26: Links: Tränkungszustand (0=trocken, 1=getränkt) bei Simulationsbeginn; rechts: Ablaufdiagramm der Simulationsmethode nach Seuffert [145]

3.7.2 Interpolation und zeitliche Einordnung der Materialdaten

Die gemessenen Materialverhalten werden für die Simulation interpoliert und zeitlich angepasst. Abhängig von den betrachteten Materialinformationen geschieht dies in einer, für das Simulationsprogramm interpretierbaren Form.

Der Halbzeug E-Modul wird so angepasst, dass das Modell bei der Simulation der trockenen Halbzeugkompaktierung die Druck-FVG-Antwort aus Abbildung 3.7 (linke Grenzkurve) wiedergibt. Der Schaumdruck wird abschnittsweise linear approximiert und der Druckanstieg in den Nullpunkt verschoben (vgl. Abbildung 3.27). Das ist notwendig, damit der Expansionsdruck zu Beginn der Simulation ungleich Null ist. Dies stellt die Basis für konvergierende Lösungen innerhalb der Simulationsmethode aus Abbildung 3.26 (rechts) dar. Infolge der variierenden Zeitpunkte, wann der Druck für die verschiedenen Schaumformulierungen und -dichten tatsächlich ansteigt, müssen die Viskositätskurven der Decklagen für jede Schaumkonfiguration individuell angepasst werden. Eine detaillierte Übersicht ist im Anhang A2 gegeben.

Abbildung 3.27 zeigt eine exemplarische Viskositätskurve, interpoliert mit einem Polynomansatz sechsten Grades.

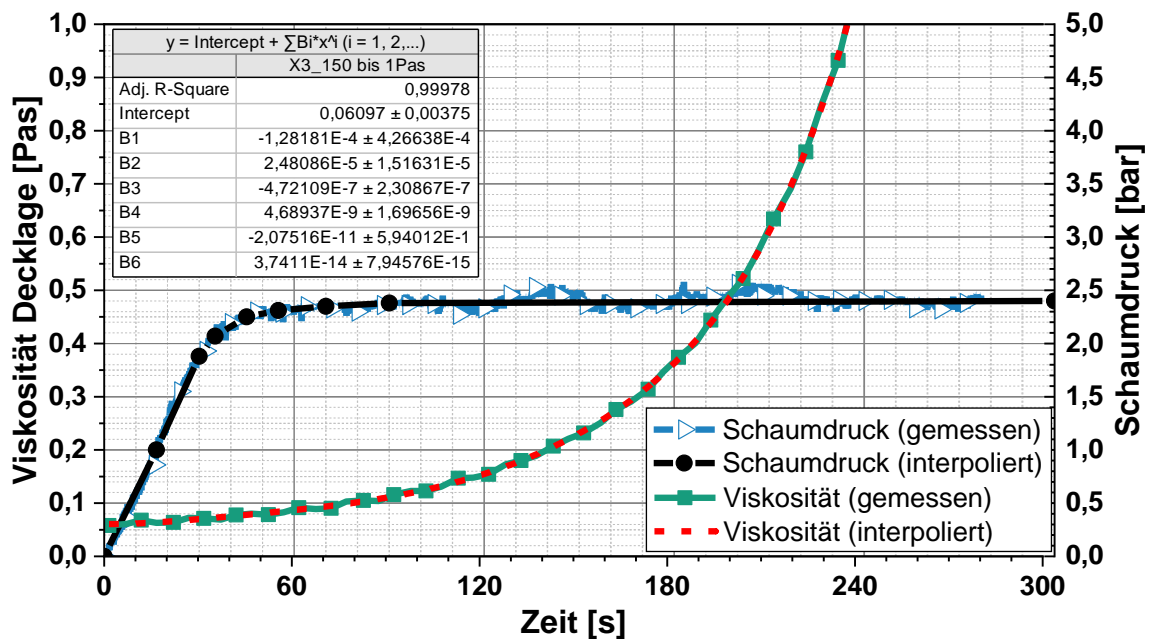


Abbildung 3.27: Exemplarische Darstellung der Interpolation des Schaumdrucks (abschnittsweise linear) und der Viskositätskurven (Polynom, max. siebten Grades)

Für die Interpolation der Permeabilität K wird ein exponentieller Ansatz genutzt. Die entsprechenden Werte stammen von einem vergleichbaren biaxialen CF-NCF von Hexcel Corporation (ehemals Formax). Charakterisiert wurde das Material (Panex 35 CF, 300 g/m², 50 K Rovings) am Karlsruher Institut für Technologie KIT, Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST). Die Bestimmung der Permeabilität erfolgte nach der Methode von Magagnato et al. [150].

3.7.3 Simulation der Fluidausbreitung in der Decklage

Der zuvor beschriebene Modellierungsansatz nach Seuffert funktioniert robust und bietet die Möglichkeit der simulativen Prozessauslegung. Abbildung 3.28 dokumentiert schematisch den Verlauf einer D-SCM Simulation für die Imprägnierung der Decklagen infolge des PUR-Schaumdrucks. Dargestellt ist der Querschnitt, ausgehend vom Mittelpunkt der modellierten, rotationssymmetrischen Platte.

Basierend auf den Anfangsbedingungen aus Kapitel 3.7.1 zum Simulationsstart bei $t = 0$ s breitet sich das Fluid radial in der Plattenebene aus. Der Tränkungsstatus ist farblich durch die abgebildete Skala repräsentiert. Die Fluidfront ist als schwarzer Übergangsbereich dargestellt. Der Schaumdruck wirkt von oben auf die flexible Grenzfläche. Auf der Unterseite wird das Modell durch die starre Werkzeugwand begrenzt. Der Maßstab veranschaulicht den Fließfrontfortschritt zu den dargestellten Zeitschritten.

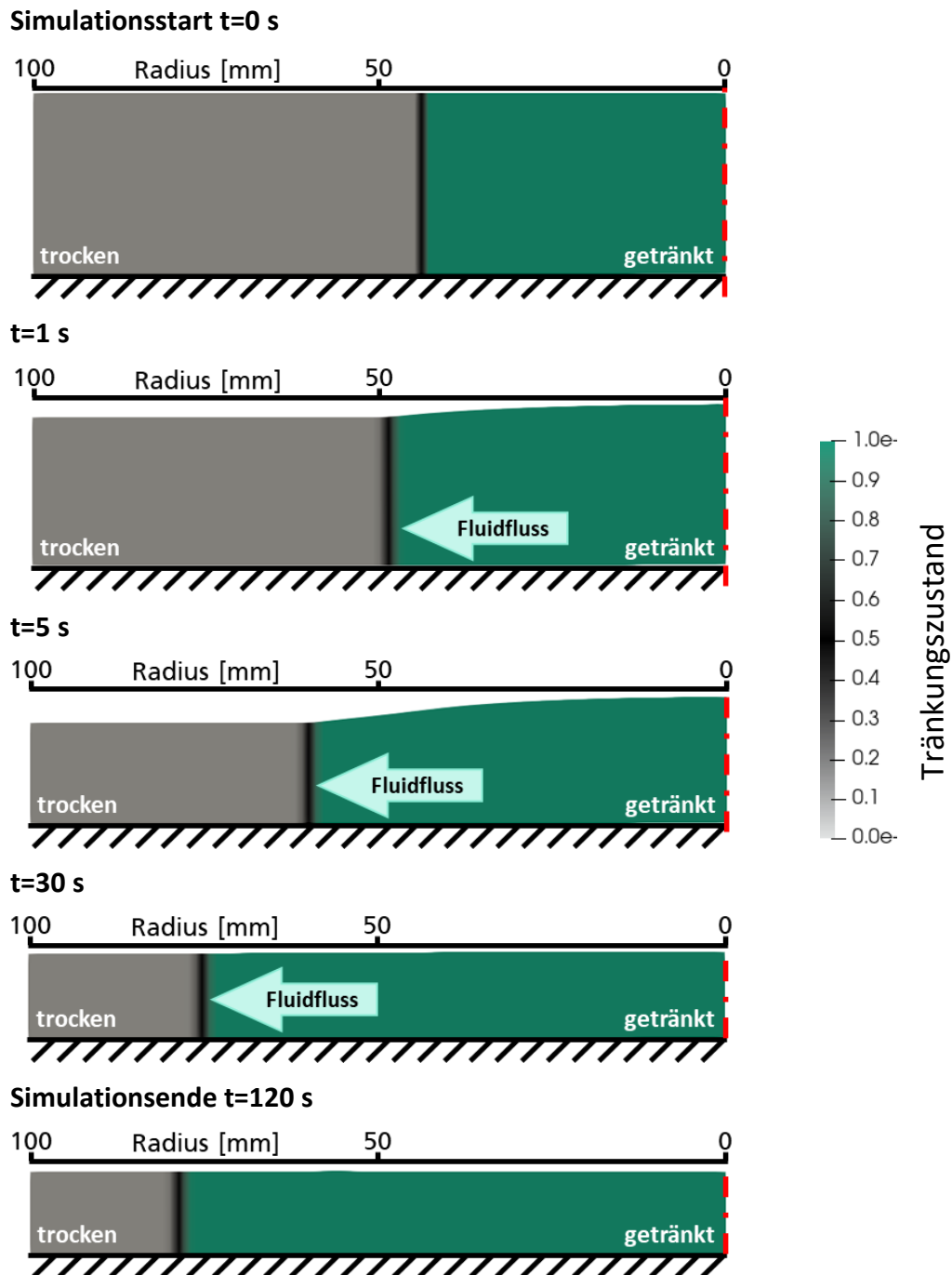


Abbildung 3.28: Schematischer Ablauf einer Formfüllsimulation (Querschnitt, Dickenrichtung 15-fach skaliert); rechte Bildkante: Platten-Mittelachse (rot); untere Bildkante: Starre Werkzeugwand; obere Bildkante: Druckbeaufschlagte, flexible Polymerfolie

Das Verhalten des Simulationsmodells aus Abbildung 3.28 spiegelt die zu untersuchende Problematik wider. Unmittelbar nach dem Simulationsstart ($t = 1$ s) tritt eine ortsabhängige Kompaktierung der Decklagen auf. Der aufgebrauchte Schaumdruck führt im trockenen Bereich der Decklage zu einer deutlich ausgeprägten Dickenabnahme und damit zu einer lokalen Steigerung des FVG. Im getränkten Bereich wirkt der Schaumdruck neben

dem Halbzeug auch auf das Fluidpolster. Damit ergibt sich ein erhöhter Widerstand gegen die Decklagen-Komprimierung im getränkten gegenüber dem trockenen Decklagenbereich.

Der aufgebrachte Druck auf das Fluidpolster führt im weiteren Simulationsfortschritt zu einer Ausgleichsbewegung entlang des Druckgradienten zwischen Fluiddruck und trockenem Faserhalbzeug. Diese Ausgleichsbewegung manifestiert sich als Fluidfluss. Dabei muss der Fließwiderstand, basierend auf dem lokalen Kompaktierungsgrad des Textiles und der damit beeinflussten Permeabilität überwunden werden.

Abhängig von der, mit fortschreitenden Simulationszeit zunehmenden Harzviskosität, wird die Fließfähigkeit des Harzsystems sukzessive reduziert. Ein erhöhter Schaumdruck führt zu einem höheren Druckgradienten innerhalb der Decklagen und damit vermeintlich zu einem beschleunigten Fluidfluss (vgl. Formel (3.9)). Gleichzeitig wird der Fluidfluss durch die stärkere Kompaktierung der trockenen Textillagen infolge der Schaumdruckzunahme erschwert.

Diese Wechselwirkungen konnten in Kapitel 3.6 nicht berücksichtigt werden und werden daher im Folgenden genauer untersucht. Hierzu wird der in Kapitel 3.4.2 aus den Kompaktierungsprüfungen bestimmte Druck-FVG Zusammenhang als Bewertungsmaß genutzt. Dabei werden weder Aushärtereaktionen (Silikonöl), noch Fließbehinderungen durch eine lokal verringerte Permeabilität (vollständig getränkte Prüfkörper, starrer Druckstempel) berücksichtigt. Der ermittelte FVG für ein bestimmtes Schaumdruckniveau aus den Kompaktierungsprüfungen stellt damit einen ideal erreichbaren Maximalwert da. Sind die simulierten und real gemessenen Werte (Kapitel 3.4.2) für ein betrachtetes Schaumdruckniveau nahezu identisch, dann können die Decklagen ideal kompaktiert werden und das Fluid damit weitest möglich durch die Decklagen fließen. Sollte eine Diskrepanz zwischen simuliertem und real gemessenem FVG (Kapitel 3.4.2) beobachtet werden, dann behindert die Fließfähigkeit des Harzsystems die Kompaktierung des getränkten Decklagenbereiches.

Einfluss der Schaumdichte auf die Fluidausbreitung

Je höher die eingesetzte Schaumdichte ist, desto höher wird der resultierende Schaumdruck (vgl. Kapitel 3.5.3). Infolgedessen hat die Schaumdichte auch einen signifikanten Einfluss auf die Fluidausbreitung in den Decklagen.

Abbildung 3.29 zeigt die Simulationsergebnisse exemplarisch für das Epikote Harzsystem bei 150 und 250 kg/m³ Schaumdichte. Die Schaumformulierung (+ +) ist konstant mit 1,1 Teilen Katalysator und 3,1 Teilen Wasser. Aufgetragen sind je Schaumdichte sowohl der Formfüllradius, der Faservolumengehalt und der Fluid- sowie Schaumdruck über die Simulationszeit. Der Formfüllradius gibt den getränkten Textilradius an, ausgehend vom Plattenmittelpunkt. Der dargestellte minimale Faservolumengehalt stellt den Faservolumengehalt im getränkten Textilbereich dar. Dieser wird als minimal ausgezeichnet, da der FVG im getränkten Bereich aufgrund des erhöhten Kompaktierungswiderstandes (vgl. Abbildung 3.28) geringer ist als im trockenen Decklagenbereich. Der Fluiddruck stellt den Druckgradienten zwischen dem Fluidpolster in der Plattenmitte und druckloser Fließfront

dar. Die Schaumdruckkurven repräsentieren den Druckverlauf, der auf die flexible Polymerfolie während der Simulation wirkt. Es handelt sich damit um eine Modellrandbedingung und nicht um eine resultierende Simulationsgröße.

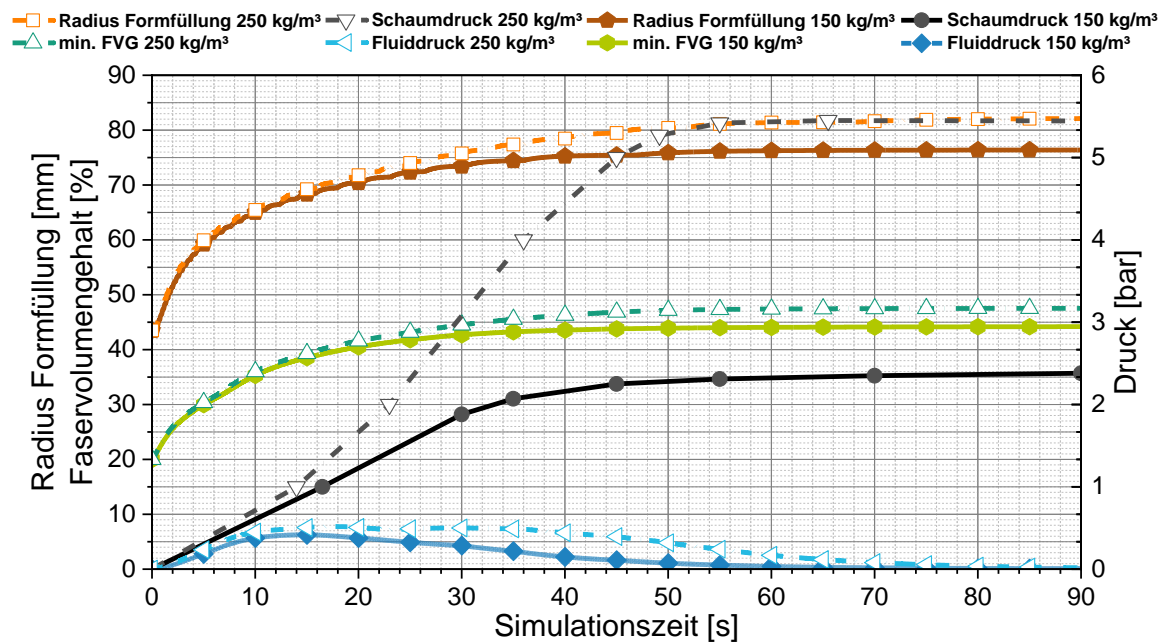


Abbildung 3.29: Einfluss der Schaumdichte auf die Fluidausbreitung; Materialparameter: Epikote Harzsystem; 150 kg/m³ und 250 kg/m³ Schaumdichte; Schaumformulierung (+ +): 3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator

Im Anfangsbereich des Diagramms ($t < 12$ s) sind die Kurvensteigungen des Schaumdrucks für 150 und 250 kg/m³ vergleichbar. Dies resultiert in einem ähnlichen Fluiddruck und damit verlaufen sowohl die Formfüllung (Formfüllradius) als auch die Kompaktierung (min. FVG) nahezu identisch.

Ab einer Simulationszeit größer 12 s nimmt der Schaumdruck für 250 kg/m³ Schaumdichte deutlich schneller zu. Damit wird der Druck auf das Fluidpolster erhöht und die Fließfront breitet sich radial aus. Aufgrund der beschleunigten Fluidausbreitung steigt auch der FVG im getränkten Bereich schneller an. Schlussendlich führt der höhere Druck nach 90 s Simulationszeit, wie bereits in Kapitel 3.6 abgeleitet, zu einem höheren FVG von 47,5 % bei 250 kg/m³ gegenüber 44,2 % bei 150 kg/m³ Schaumdichte.

Die finalen FVG-Simulationsergebnisse stimmen mit den real ermittelten Kompaktierungsverhalten aus Kapitel 3.4.2 überein. Damit wird bei der Prozesssimulation kein zeitkritisches Verhalten der Harzviskosität oder ein eingeschränkter Fluidfluss aufgrund lokaler Permeabilitätsreduktionen in Abhängigkeit des Schaumdruckaufbaus beobachtet. Das Harzsystem bietet ausreichend Zeit, sodass der Schaumdruck voll aufgebaut und das Fluid maximal durch das trockene Textil fließen kann, bevor die Zunahme der Harzviskosität eine weitere Fluidausbreitung verhindert.

Der Formfüllradius ist für die erhöhte Schaumdichte mit 82,1 mm entsprechend größer gegenüber 76,4 mm bei der geringen Schaumdichte. In beiden Fällen wäre die reale Geometrie mit einem Radius von 75 mm komplett gefüllt.

Einfluss der Schaumformulierung auf die Fluidausbreitung

In Abbildung 3.30 sind die Simulationsergebnisse für zwei unterschiedliche Schaumformulierungen bei 150 kg/m^3 Schaumdichte dargestellt. Dabei wird sowohl die schnellste Schaumformulierung der DoE (Kapitel 3.5.3) mit 3,1 Teilen Wasser und 1,1 Teilen Katalysator (+ +), als auch die langsamste Formulierung mit 2,23 Teilen Wasser und 0,5 Teilen Katalysator (- -) simuliert. In den Decklagen wird exemplarisch das Epikote Harzsystem eingesetzt. Analog zu Abbildung 3.29 sind je Schaumformulierung sowohl der Formfüllradius, der Faservolumengehalt und der Fluid- sowie Schaumdruck über die Simulationszeit aufgetragen. Der dargestellte minimale Faservolumengehalt stellt den Faservolumengehalt im getränkten Textilbereich dar.

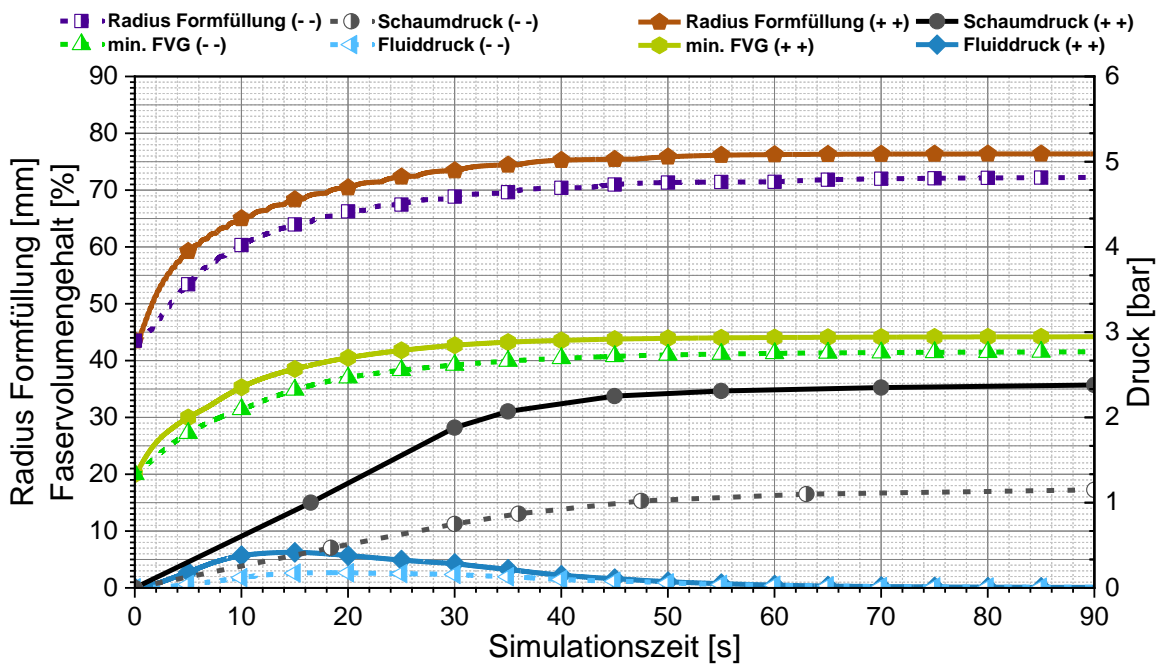


Abbildung 3.30: Einfluss der Schaumformulierung auf die Fluidausbreitung; Materialparameter: Epikote Harzsystem; 150 kg/m^3 Schaumdichte; Schaumformulierung (+ +): 3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator; Schaumformulierung (- -): 2,23 Teile Wasser und 0,5 Teile Katalysator

Die langsamere Schaumformulierung (- -) bildet unmittelbar ab Simulationsstart einen deutlich geringeren Schaumdruck auf das Fluidpolster ab. Damit einhergehend reduziert sich die Fließgeschwindigkeit entlang des Decklagenradius. Bei Simulationseende nach 90 s ist der getränkte Radius mit 72,2 mm geringer gegenüber der schnellen Formulierung (+ +) mit 76,4 mm.

Bei den angenommenen Startbedingungen wird die Formfüllung der realen Kavitätsgröße für die langsame Schaumformulierung nicht erreicht. Der geringere Schaumdruck von 1,15 bar resultiert theoretisch (vgl. Kapitel 3.4.2) in 41,5 % FVG und stimmt mit dem Simulationsergebnis überein. Bei der langsamen Schaumformulierung (- -) bietet das Harzsystem entsprechend genügend Zeit, damit der komplette Fluiddruck in Fließweglänge überführt werden kann.

Einfluss des Viskositätsverlaufs des Harzsystems auf die Fluidausbreitung

Die Reaktionsgeschwindigkeiten der beiden Harzsysteme Epikote und Araldite führen zu unterschiedlichen Harzviskositäten während des D-SCM Prozesses. Damit wird die Fließfähigkeit bei gleicher Schaumdrucksituation durch die trockene Faserstruktur, in Abhängigkeit der Zeit, beeinflusst.

Abbildung 3.31 zeigt die Simulationsergebnisse für die Epikote- und Araldite-Harzsysteme in den Decklagen. Die Schaumdichte (150 kg/m^3) und die Schaumformulierung (+ +) sind konstant. Analog zu Abbildung 3.30 sind je Harzsystem sowohl der Formfüllradius, der Faservolumengehalt und der Fluid- sowie Schaumdruck über die Simulationszeit aufgetragen.

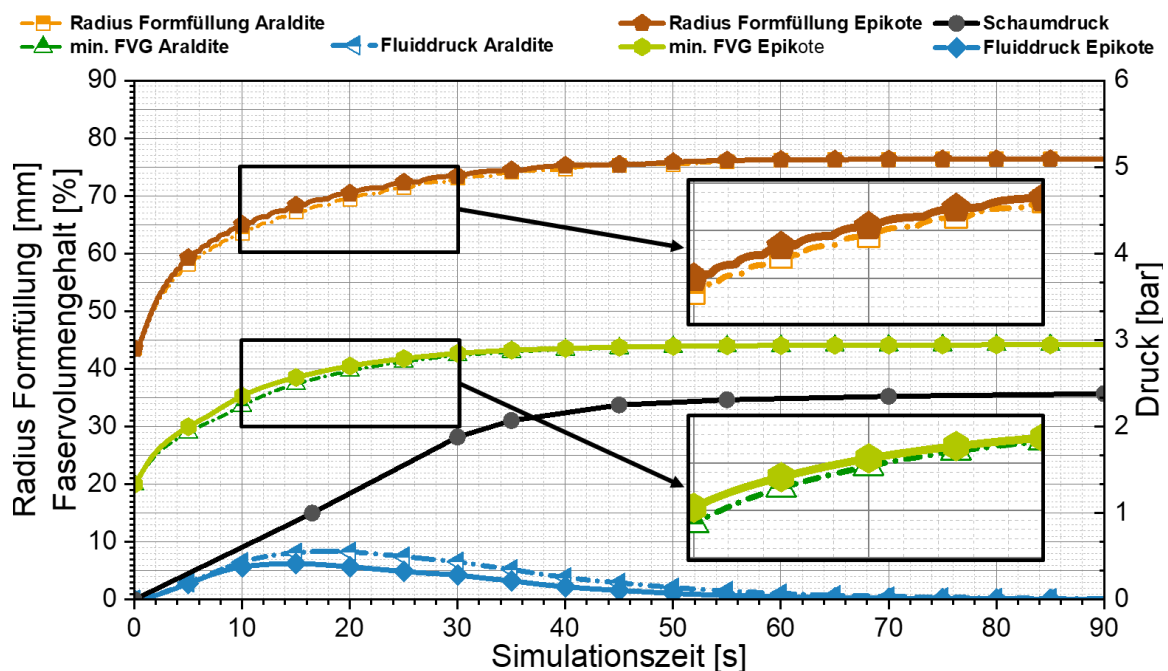


Abbildung 3.31: Einfluss des Harzsystems auf die Fluidausbreitung; Materialparameter: Epikote und Araldite Harzsystem; 150 kg/m^3 Schaumdichte; Schaumformulierung (+ +): 3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator

Zunächst kann festgestellt werden, dass die höhere Reaktionsgeschwindigkeit und damit die höhere Viskosität des Araldite-Systems keinen signifikanten Einfluss auf die resultierende Formfüllung oder den erreichten FVG nach 90 s besitzt.

Die erhöhte Viskosität des Araldite-Harzsystems führt jedoch dazu, dass der aufgebrauchte Schaumdruck nicht unmittelbar in einen Fluidfluss überführt wird. Das Durchströmen der porösen Faserstruktur ist erschwert und die Kompaktierung des getränkten Decklagenbereichs verläuft verzögert ab. Daher baut sich zunächst ein erhöhter Fluiddruck auf, der sich anschließend infolge von Fluidfluss entspannt. Über die Prozesszeit hinweg gleichen sich die Kurven für Araldite und Epikote wieder an. Der Fluiddruck wird schlussendlich vollumfänglich in einen Harzfluss überführt. Die resultierenden Faservolumenanteile sind identisch mit den ermittelten Werten aus Kapitel 3.4.2. Auf Basis der Simulationsergebnisse ist der Einsatz beider Harzsysteme gleichermaßen möglich.

Basierend auf den Simulationen ist der D-SCM Prozess mit den betrachteten Material- und Prozessparametern umsetzbar. Die erreichbaren FVG hängen vornehmlich vom maximalen Schaumdruck während des Prozesses ab. Die Zeit zum Aufbau des Schaumdrucks ist für beide Harzsysteme ausreichend schnell. Dies gilt neben der schnellen Formulierung (+ +) auch eingeschränkt für die langsame Formulierung (- -). Der theoretisch, auf Basis der Kompaktierungsversuche erreichbare FVG für die Formulierung (- -) bei 150 kg/m^3 Schaumdichte liegt bei 42 %. Die entsprechende Simulation erreicht einen FVG von 41,6 %. Die Diskrepanz von 0,4 % bei der Kombination des langsamsten Schaumsystems mit dem schnellsten Decklagensystem wird als vernachlässigbar angenommen.

Entgegen der Annahme aus Kapitel 3.4.1 verhindert das Überschreiten der 500 mPa-s-Grenze die Fluidausbreitung damit nicht in einem kritischen Maße. Der größte Teil der Infiltration läuft bereits vor dem Erreichen dieses Grenzwertes ab.

4 Prozessvalidierung

Basierend auf der methodischen Prozessentwicklung aus Kapitel 3 wird der D-SCM Prozess im Folgenden validiert. Dies beinhaltet zunächst den Transfer der theoretisch und simulativ definierten Prozessfenster in die reale Prozessumsetzung. Dazu werden Bauteile auf 2D Plattenebene hergestellt und die resultierenden Prozessgrößen dokumentiert (Kapitel 4.1). Die Analyse der dabei gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich Druck- und Temperaturverlauf erfolgt im Kontext der Materialcharakterisierung. Des Weiteren werden die Eigenschaften der Sandwichstrukturen mit dem Fokus auf Schaummorphologie, Faservolumengehalt, Porengehalt sowie Biegeverhalten bestimmt (Kapitel 4.2). Der Vergleich des einstufigen D-SCM Prozesses mit dem zweistufigen Stand der Technik Verfahren sowie dem aktuellen Stand der Forschung einstufiger Prozessvarianten dient der Einordnung der realisierten Prozess- und Bauteileigenschaften (Kapitel 4.3). Abschließend wird der D-SCM Prozess auf eine 2,5D Struktur inklusive der damit verbundenen Herausforderungen hinsichtlich Bauteilskalierung und -Komplexität übertragen (Kapitel 4.4).

4.1 Einstufige Herstellung von 2D Sandwichplatten

Ziel dieses Abschnitts ist die Realisierung der in Kapitel 3 erarbeiteten D-SCM Prozessstrategie. Konkret werden innerhalb einer D-SCM Prozessstudie 2D Sandwichplatten mit unterschiedlichen Prozessparametern hergestellt. Dabei wird das Verhalten der reaktiven Komponenten bei der einstufigen Verarbeitung während eines Prozessschritts zur Sandwichherstellung analysiert. Nachfolgend gilt es die Ergebnisse aus der individuellen Materialcharakterisierung (Kapitel 3.4 und 3.5) und deren Übertragbarkeit auf den D-SCM Prozess zu untersuchen. Wechselwirkungen, die in den analytischen und simulativen Methoden der Prozessentwicklung bisher nicht berücksichtigt werden konnten, werden so identifiziert.

4.1.1 Versuchsbeschreibung zur Herstellung der 2D Sandwichplatten

Für die Sandwichplatten zur Versuchsvalidierung wird eine Schaumkernhöhe von 4 mm definiert. Es handelt sich dabei um die geringste Schaumkernhöhe, die innerhalb der Prozessentwicklung untersucht und bewertet werden kann. Aufgrund potentieller Bauraumrestriktionen wird die niedrigste, umsetzbare Sandwichhöhe für die Prozessvalidierung angestrebt. Die Abgrenzung des Schaumkerns gegenüber den Decklagen erfolgt über die TPU-Folie mit 0,1 mm Materialstärke als Barrierschicht. Die Faserverstärkung in den Decklagen wird analog zu den Kompaktierungsprüfungen (Kapitel 3.4.2) mit 2 Lagen biaxialen CF-NCF realisiert. Die Decklagenhöhe wird mit 0,75 mm definiert. Daraus resultieren theoretisch 44,2 % FVG in den Decklagen, was exakt den Simulationsergebnissen für

150 kg/m³ Schaumkerndichte bei der Schaumformulierung (+ +) entspricht. Die Gesamthöhe der Sandwichstruktur beläuft sich auf 5,7 mm. Die Ergebnisse aus der Prozessentwicklung und die definierte Sandwichstruktur für die D-SCM Prozessvalidierung bieten das Potential die in Kapitel 3.1 definierten Entwicklungsziele von Sandwichhöhen ≤ 10 mm und Decklagen-FVG > 40 % zu erreichen.

Für die Schaumformulierung wird, basierend auf den Ergebnissen der Prozessentwicklung und im Hinblick auf einen möglichst effizienten D-SCM Prozess die Formulierung (+ +) mit 3,1 Teilen Wasser und 1,1 Teilen Katalysator verwendet. Die Schaumkerndichte variiert zwischen 150, 200 und 250 kg/m³. Dies bietet zum einen die Möglichkeit, die Erkenntnisse aus der Materialcharakterisierung hinsichtlich ihrer Übertragbarkeit auf den D-SCM Prozess zu prüfen, zum anderen können die Bauteileigenschaften über die Schaumkerndichte bis zu einem gewissen Grad gesteuert werden. Für die Decklagen werden sowohl das Araldite-, als auch das Epikote-System umgesetzt. Ausgehend von den Simulationsergebnissen ist die Herstellung von Sandwichkonstruktionen mit beiden Systemen möglich. Tabelle 4.1 fasst den Versuchsplan für die Prozessstudie zur Sandwichherstellung im D-SCM Prozess zusammen.

Tabelle 4.1: Versuchsplan für die Prozessstudie im Rahmen der D-SCM Prozessvalidierung

Harzsystem	Schaumdichte [kg/m ³]	Schaummenge [g]	Harzmenge [g]	Aushärtezeit [s]
<i>Epikote</i>	150	10,6	9,5	600
<i>Epikote</i>	200	14,1	9,5	600
<i>Epikote</i>	250	17,7	9,5	600
<i>Araldite</i>	150	10,6	9,5	360
<i>Araldite</i>	200	14,1	9,5	360
<i>Araldite</i>	250	17,7	9,5	360

Die Umsetzung des D-SCM Prozesses erfolgt auf dem Versuchsstand analog der Schaumkernherstellung (vgl. Kapitel 3.5.3). Je Decklage werden 9,5 g Harzsystem zentral auf die Faserstruktur aufgebracht und mit der zugeschnittenen TPU-Folie abgedeckt (vgl. Abbildung 4.1, rechts). Der Halbzeug- und Folien-Durchmesser für die Decklagen beträgt 146 mm und ist damit 4 mm geringer als der Kavitätsthroughmesser. Zum einen werden damit Variationen beim manuellen Einlegen der Decklagen ausgeglichen, zum anderen kann über den umlaufenden Spalt auch an die untere Decklage Vakuum angelegt werden. Die eingesetzte Schaummenge ist entsprechend der Ziel-Schaumkerndichte definiert. Nachdem beide Decklagen und das Schaumsystem in die Kavität eingebracht wurden, schließt das Werkzeug nach dem programmierten Schließprofil (vgl. Abbildung 4.1, links). Bei einer Werkzeugöffnung von etwa 3 mm wird das Vakuum eingeschaltet und über den kompletten Prozess angelegt. Ab dem Zeitpunkt, bei dem die Harzdichtung bei 2 mm im Eingriff ist wirkt das Vakuum nicht mehr auf die Sandwichstruktur. Die aktive Vakuumzeit beträgt 5,5 s. Nach der Aushärtezeit von 360 s beim Araldite-System und 600 s beim Epikote-System in den Decklagen wird das Werkzeug geöffnet und das Sandwichbauteil entnommen.

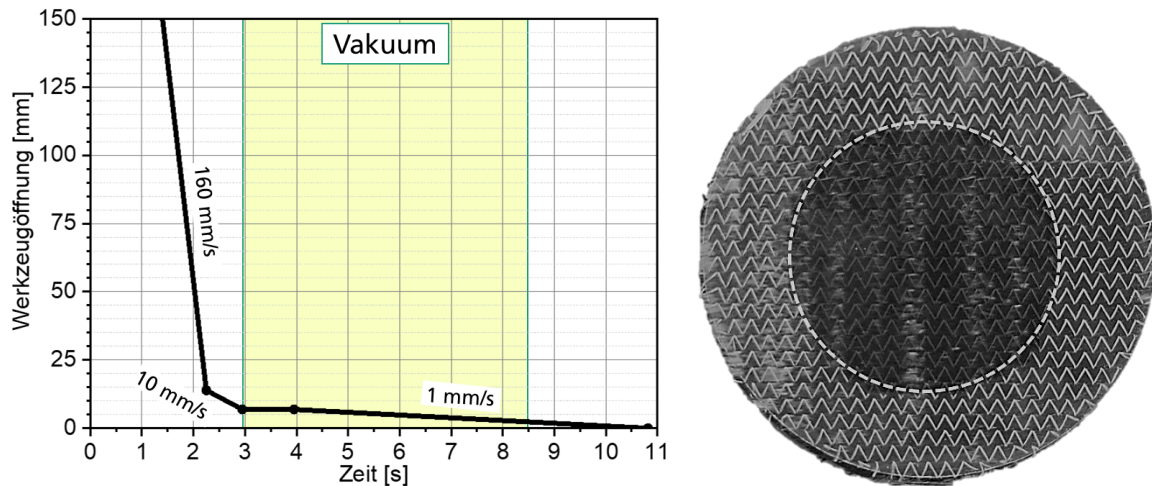


Abbildung 4.1: Links: Weg-Zeit Diagramm des Werkzeug-Schließprofils für die D-SCM Sandwichherstellung;
rechts: Mittlerer Harzauftrag auf die Decklagen

Es ist möglich Sandwichstrukturen mit dem zuvor beschrieben Prozessablauf herzustellen (vgl. Abbildung 4.2). Alle in der Tabelle 4.1 aufgeführten Konfigurationen können umgesetzt werden und resultieren in prüffähigen Bauteilen. Die Oberflächenqualitäten lassen qualitativ auf eine gute Imprägnierung schließen. Ausgehend von dem zentralen Harzauftrag werden die Faserstrukturen in den Decklagen durch den schaumdruckinduzierten Fluidfluss getränkt. Die detaillierte Analyse der Bauteileigenschaften folgt in Kapitel 4.2.



Abbildung 4.2: Bauteilbilder von Sandwichstrukturen aus dem D-SCM Prozess;
links: Im Unterwerkzeug nach der Werkzeugöffnung;
rechts: Entformtes, ausgehärtetes Sandwichbauteil

Aufgrund der offenen Sandwichstruktur im Randbereich des Bauteils treten lokale Imprägniermerkmale auf (vgl. Abbildung 4.3, links). Das Schaumsystem schäumt dort in die Decklagen ein und verhindert damit die Imprägnierung der Faserstruktur mit kompaktem Harzsystem. Der zugrundeliegende Mechanismus dieser Randeffekte ist in Abbildung 4.3

(rechts) dargestellt. Das Schaumsystem füllt zunächst den volumetrischen Hohlraum zwischen den beiden Decklagen. Da die Decklagenzuschnitte einen etwas geringeren Durchmesser gegenüber der Kavität aufweisen, kann der Schaum über den umlaufenden Freiraum in die Faserstruktur eindringen (bis zu 10 mm). Sobald die volumetrische Füllung der Kavität abgeschlossen ist und der Druckaufbau des Schaums beginnt, befindet sich im umlaufenden Randbereich noch kein Harzsystem. Das Schaumaterial infiltriert infolge des eigens induzierten Druckgradienten während der Treibreaktion den Decklagen-Randbereich. Damit kann das Decklagen-Harzsystem diesen Bereich nicht mehr infiltrieren und es bildet sich ein umlaufender Ring in den Decklagen, in dem die Faserstruktur mit Schaum und nicht mit Harzsystem imprägniert ist.

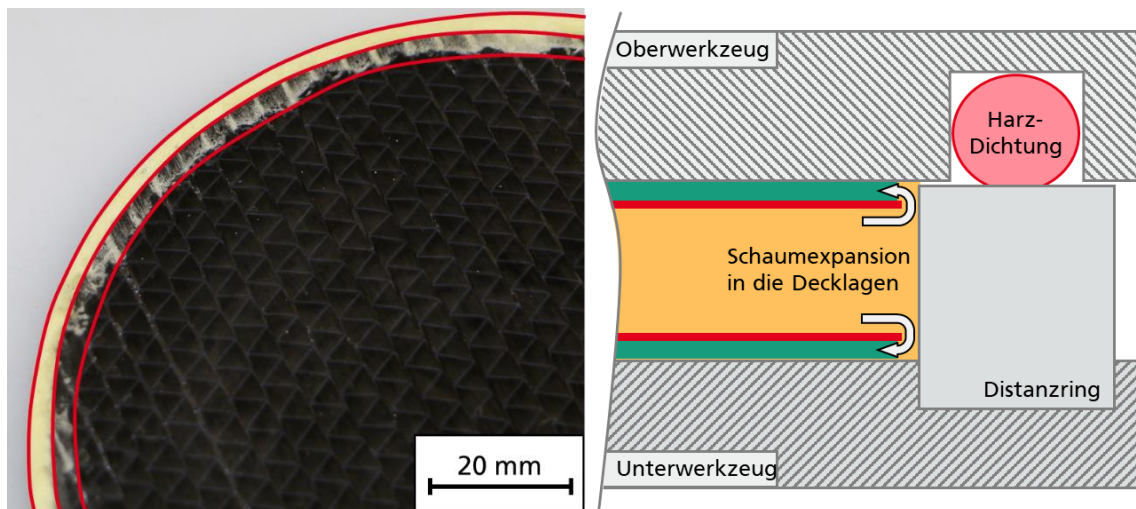


Abbildung 4.3: Randeffekte bei der Herstellung von Sandwichplatten im D-SCM Verfahren; links: Ausprägung am Bauteil; rechts: Schematische Skizze der Ursache für das Einschäumen in die Decklagen

Für eine industrielle Umsetzung muss dieser Effekt beachtet werden, da er sich bei offenen Sandwichquerschnitten im Randbereich kaum verhindern lässt. Häufig schließen reale Bauteile mit monolithischen Bereichen ab, womit die beobachteten Randeffekte ausgeschlossen werden. Der Übergang von der Sandwichstruktur in einen monolithischen Bauteilbereich birgt jedoch weitere Herausforderungen (z.B. dreidimensionale Formgebung und Zykluszeitoptimierung), die im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter untersucht werden. Die Probenentnahme (z.B. Biegeproben) erfolgt innerhalb der intakten und defektfreien Plattenbereiche. Damit sind die Randeffekte für die Bauteilbewertung unproblematisch und besitzen keinen Einfluss auf die zu bestimmenden Verbundeigenschaften.

4.1.2 Analyse des Temperaturverlaufs bei der Sandwichherstellung

Die Temperaturentwicklung der exothermen PUR-Schaumreaktion beim D-SCM Prozesses wird analog zu Kapitel 3.5.5 bestimmt. Ziel der Untersuchung ist die Bewertung des indi-

rekten Temperaturübergangs von der Werkzeugwand in das Schaummaterial über die eingelegten Decklagen. Dieser Zusammenhang konnte innerhalb der Prozessentwicklung bisher nicht berücksichtigt werden.

Der Wärmeeintrag in das Schaummaterial beeinflusst direkt die Reaktivität des Systems. Die empirische van-'t-Hoff'sche Regel (auch Reaktionsgeschwindigkeit-Temperatur-Regel oder RGT-Regel) besagt, dass sich eine chemische Reaktion bei einer um 10 K erhöhten Temperatur doppelt bis dreimal so schnell abläuft [151]. Dieser Zusammenhang soll anhand der Temperaturverläufe im Rahmen der D-SCM Prozessentwicklung untersucht und diskutiert werden.

Der Versuchsaufbau zur Aufzeichnung der Temperaturen ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Temperaturelemente vom Typ K werden entsprechend dem definierten Abstand (2 mm) von der Grenzfläche positioniert und messen die Temperatur kontinuierlich über den Prozess.

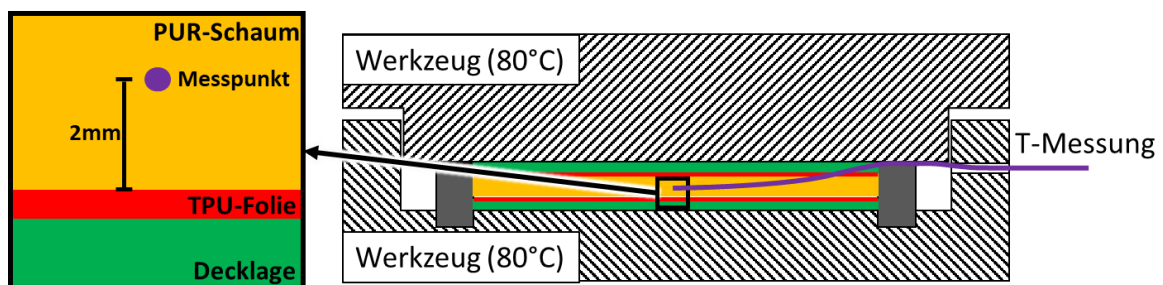


Abbildung 4.4.: Schematischer Versuchsaufbau und Positionierung des Temperaturelementes zur Analyse des Temperaturverlaufs im reaktiven PUR-Schaumgemisch während der Sandwichherstellung im D-SCM Prozess.

Alle Prozesskonfigurationen des Versuchsplans in Tabelle 4.1 werden untersucht. Für jede Konfiguration werden zur statistischen Absicherung drei Messungen durchgeführt. Die Ergebnisse aus den Temperaturmessungen sowie die entsprechenden Schaumdrücke inklusive der Standardabweichungen für das Epikote-System in den Decklagen sind in Abbildung 4.5 über der Prozesszeit dargestellt.

Die Temperatur- und Druckkurven für die drei Schaumkerndichten 150, 200 und 250 kg/m³ aus Abbildung 4.5 zeigen einen qualitativ analogen Verlauf für die Sandwichstrukturen mit dem Araldite-Harzsystem. Der Übersichtlichkeit wegen wird sich daher zunächst auf die Ergebnisse des Epikote-Systems beschränkt.

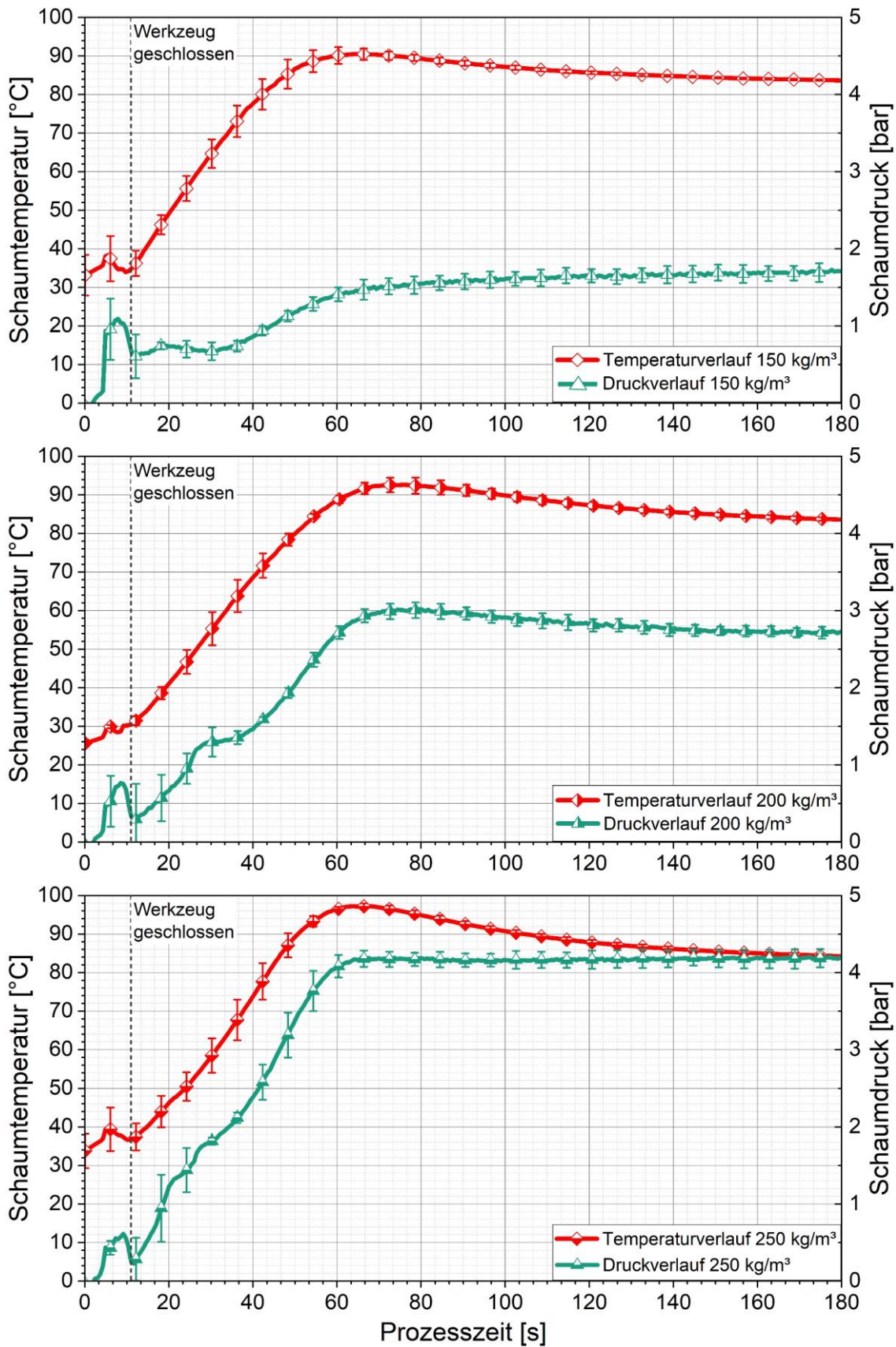


Abbildung 4.5: Temperatur- und Druckverläufe für die Sandwichherstellung im D-SCM Prozess bei 150 kg/m³ (oben), 200 kg/m³ (mitte), 250 kg/m³ (unten) Schaumkerndichte mit Epikote Harzsystem in den Decklagen

Die Versuche starten bei Temperaturen zwischen 25 und 35 °C zu Prozessbeginn. Während des Schließvorgangs des Werkzeuges in den ersten 11 s der Prozesszeit kommt es zum ersten Kontakt zwischen den Sandwichkomponenten und der Kavitätswand. Im mittleren Plattenbereich, wo sowohl Schaum- als auch Harzauftrag stattfinden, besitzen die schichtweise angeordneten Materialien eine Höhe größer der Kavitätshöhe von 5,7 mm. Beim Schließen der Kavität wird damit direkt Kontakt zwischen Werkzeug und Material hergestellt, der sich sowohl in einem Druck- als auch Temperaturanstieg abbildet. Nachdem das Werkzeug komplett geschlossen ist und die Materialien verdrängt wurden, fallen die Druck- und Temperaturkurven wieder ab, bevor der Wärmeeintrag über die temperierte Kavität die Schaumreaktion startet.

Der folgende Temperaturanstieg ist eine Kombination aus Wärmeübertragung durch das Werkzeug und Exothermie der PUR-Reaktion. Parallel zur zunehmenden Temperatur steigt auch der Druck aufgrund der ablaufenden Treibreaktion an. Zum Zeitpunkt des deutlichen Abflachens der Druckkurve ist die Temperatur innerhalb des Schaumkerns am höchsten.

Bei allen drei Schaumdichten führt die exotherme Reaktion zu Maximaltemperaturen, die deutlich oberhalb der Werkzeugtemperatur von 80 °C liegen. Nach dem Überschreiten der Maximalwerte nimmt die Temperatur wieder ab und nähert sich der Werkzeugtemperatur an. Zu diesem Zeitpunkt ist der größte Teil der chemischen Schaumreaktion bereits abgeschlossen.

Wie zu erwarten steigen die maximal gemessenen Temperaturen mit zunehmender Schaumkerndichte an. Je mehr reaktives PUR-Material in die Kavität eingebracht wird, desto größer ist die thermische Energie, die bei der exothermen Reaktion frei wird. Damit steigt die Temperatur im Schaummaterial schneller und zu höheren Werten an.

Dieser Zusammenhang wird in Tabelle 4.2 durch die Angabe der maximalen Temperaturen sowohl für Sandwichstrukturen mit Epikote- als auch Araldite-Harzsystem in den Decklagen dargestellt. Dabei ist zu beobachten, dass die mittleren Temperaturwerte für das Araldite-System je Schaumdichte über denen für Epikote in den Decklagen liegen, wobei sich die Werte unter Berücksichtigung der Standardabweichungen für 200 und 250 kg/m³ überschneiden.

Die Abweichung liegt in der exothermen Vernetzungsreaktion der Decklagensysteme begründet. Je reaktiver ein Harzsystem, desto intensiver ist die exotherme Energiefreisetzung. Sobald die Temperatur der Materialien innerhalb der Kavität die Werkzeugtemperatur überschreiten wirkt das Werkzeug temperaturreduzierend auf den Kavitätseinhalt. Aufgrund der höheren Reaktivität des Araldite gegenüber dem Epikote-System (vgl. Abbildung 3.4) führt die erhöhte Energiefreisetzung zu einer Verzögerung der Energieabfuhr aus dem Schaumkern, weshalb die exotherme PUR-Reaktion in höheren Schaumtemperaturen resultiert.

Tabelle 4.2: Vergleich der Schaumtemperaturen im Abstand von 2 mm zur Decklage für 150kg/m³, 200 kg/m³, 250 kg/m³ Schaumkerndichte und beide Decklagenmaterialien Araldite und Epikote

Harzsystem	Schaumdichte [kg/m ³]	max. Schaumtemperatur ± Standardabweichung [°C]
Araldite	150	95,9 ± 0,39
Araldite	200	96,1 ± 1,88
Araldite	250	99,6 ± 3,51
Epikote	150	90,5 ± 1,60
Epikote	200	92,6 ± 2,04
Epikote	250	97,2 ± 0,67

4.1.3 Analyse des Kavitätsdruckverlaufs bei der Sandwichherstellung

Die Analyse des Kavitätsdrucks hat das Ziel die innerhalb der Prozessentwicklung ermittelten Materialkennwerte und Prozessfenster zu validieren und diskutieren. Dazu werden in Abbildung 4.6 für beide betrachteten Harzsysteme die Druckwerte bei 150 und 250 kg/m³ Schaumdichte aus dem D-SCM Prozess mit den Werten für die reine Schaumplattenherstellung im Rahmen der DoE (Kapitel 3.5.3) verglichen. Der Kavitätsdruck ist als Mittelwert inklusive der Standardabweichung über die Prozesszeit aufgetragen.

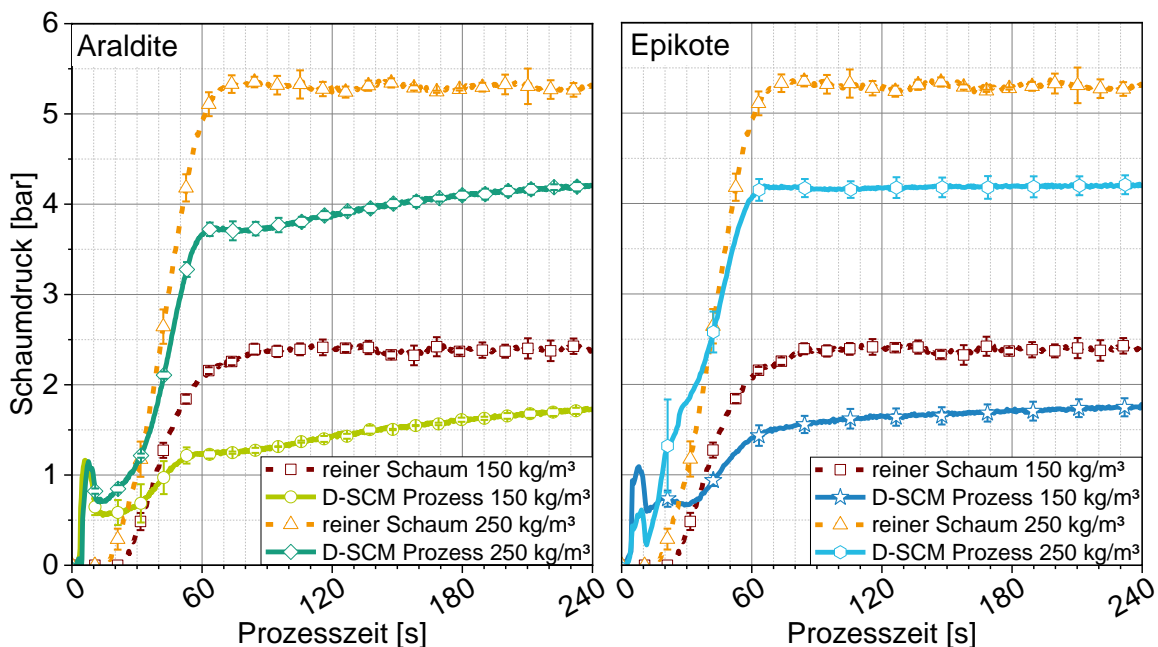


Abbildung 4.6: Vergleich der Druckkurven aus der Materialcharakterisierung und dem D-SCM Prozess für das Araldite-System (links) und das Epikote-System (rechts)

Die Druckkurven aus Abbildung 4.6 zeigen deutlich, dass die ermittelten Druckwerte aus der reinen Schaumcharakterisierung im D-SCM Prozess weder mit dem Epikote- noch dem Araldite-Decklagensystem erreicht werden.

Die im D-SCM Prozess ermittelten Druckkurven weisen zu Prozessbeginn einen kurzzeitigen und steilen Druckanstieg auf. Im Gegensatz zu den reinen Schaumversuchen befinden sich neben dem reaktiven Schaumsystem zusätzlich die lokal getränkten Faserhalbzeuge und die TPU-Folie in der Kavität. Die Faserlagen sind noch unkompaktiert und der zentrale Schaum- sowie Harzauftrag führt während des Schließens des Werkzeugs zu einer Schichtungshöhe größer 5,7 mm in der Kavitätsmitte.

Nachdem das Werkzeug geschlossen ist (Schließzeit: 11 s) wird der Druck teilweise wieder abgebaut, da sich das Material verteilt. Dies geschieht durch Fließvorgänge innerhalb der Kavität infolge des initialen Druckanstieges, vor allem des reaktiven Schaummaterials zwischen den Decklagen.

Nach der ersten Druckspitze steigt der D-SCM Druck früher gegenüber den Werten für das reine Schaummaterial an. Dies ist darin begründet, dass der Schaum im D-SCM Prozess direkt zu Prozessbeginn den Widerstand des textilen Halbzeuges und des Decklagenharzes überwinden muss (Kompaktierung), um auf die Ziel-Schaumkernhöhe von 4 mm der Sandwichstruktur zu kommen. Damit übt dieser unmittelbar eine Kraft auf den Drucksensor aus. Bei einer reinen Schaumkernherstellung ohne Decklagen baut sich der Schäumdruck erst bei vollständig volumetrisch gefüllter Kavität auf.

Der qualitative Kurvenverlauf für die D-SCM Versuche unterscheidet sich zwischen dem Araldite- und dem Epikote-System kaum. Unabhängig von der Schaumkerndichte steigt der Schaumdruck nach dem Schließen des Werkzeuges bis etwa 60 s Prozesszeit nahezu linear an.

Die Kurven flachen anschließend deutlich ab, wobei das Epikote-System einen höheren Druck erreicht als das Araldite-System. Zu diesem Zeitpunkt ist die Hauptreaktion des Schaumsystems abgeschlossen (vgl. Temperaturmessungen in Abbildung 4.5). Für den weiteren Kurvenverlauf bleibt der Prozessdruck für das Epikote-System nahezu konstant auf einem Druckwert (Plateau). Für das Araldite-System steigt der Druck weiter leicht an.

Dieses Verhalten ist auf die unterschiedlichen Viskositäten der Harzsysteme zurückzuführen. Während des Druckaufbaus fließt das niederviskose Epikote-Harzmaterial durch die Faserstruktur und infiltriert damit die Decklagen. Zum Zeitpunkt des maximalen Schaumdrucks bei 60 s Prozesszeit ist der Fließvorgang bereits weitestgehend abgeschlossen. Der Schaumdruck ist anschließend konstant und wirkt auf die getränkten Decklagen.

Die höhere Viskosität des Araldite-Systems (vgl. Abbildung 3.4) führt zu einem höheren Fließwiderstand des Harzmaterials in den Decklagen. Nach der Hauptreaktion bei 60 s Prozesszeit sind die Fließvorgänge aufgrund des verlangsamten Fluidflusses noch nicht abgeschlossen. Die dynamische Fließsituation in den Decklagen führt dazu, dass der Schaumdruck nicht vollumfänglich auf den Drucksensor wirkt. Mit fortschreitender Prozesszeit nehmen die Fließvorgänge des Araldite-Systems ab, der Schaumdruck wirkt damit stärker auf das zunehmend stationäre Fluidpolster und den Drucksensor. Der gemessene Druck nimmt folglich weiter zu, bis die absoluten Druckwerte für Epikote- und Araldite-Harzsystem nach 240 s Prozesszeit auf einem vergleichbaren Niveau sind.

Tabelle 4.3 zeigt einen Überblick über die Schaumdruckwerte nach 240 s Prozesszeit für den D-SCM Prozess und die reine Schaumcharakterisierung. Dabei ist festzustellen, dass die D-SCM Druckwerte – unabhängig vom Harzsystem – für die jeweiligen Schaumkern-dichten identisch sind. Das prozentuale Schaumdruckverhältnis gibt an, wieviel des maximalen Schaumdrucks aus der Schaumcharakterisierung ohne Decklagen bei den jeweiligen D-SCM Prozesskonfigurationen mit Decklagen erreicht wird. Es zeigt sich, dass für 150 kg/m^3 noch 73,4 % des Schaumdrucks ohne Decklagen erreicht werden und bei 250 kg/m^3 noch 78,7 %. Diese Diskrepanz wird durch Druckverluste bei der indirekten Übertragung des Schaumdruckes über das Faserhalbzeug und das fließende Harzsystem in den Decklagen auf den Drucksensor erklärt. Zudem ist der Wärmeeintrag durch die Decklagen in das Schaumsystem reduziert, weswegen nicht da volle Druckpotential genutzt wird.

Tabelle 4.3: Vergleich der Schaumdrücke aus der Materialcharakterisierung an reinen Schaumplatten mit den Druckwerten aus dem D-SCM Prozess nach 240 s Prozesszeit

Harzsystem	Schaumdichte [kg/m ³]	Schaumdruck		Schaumdruck-Verhältnis
		Schaumplatte [bar]	D-SCM Prozess [bar]	D-SCM zu Schaumplatte [%]
Araldite	150	2,37	1,74	73,4
Araldite	250	5,35	4,21	78,7
Epikote	150	2,37	1,74	73,4
Epikote	250	5,35	4,21	78,7

Tabelle 4.4 gibt eine Übersicht zu den linear interpolierten Druckanstiegsgradienten, welche repräsentativ für die Reaktionsgeschwindigkeit stehen. Die Versuche bei 150 kg/m^3 werden dabei in einem linearen Bereich von 0,62 bis 1,2 bar und die Versuche bei 250 kg/m^3 zwischen 1,5 bis 3,5 bar für Araldite-System und zwischen 2,5 bis 3,5 bar für das Epikote-System linear approximiert. Die prozentualen Angaben stellen den Druckgradienten der D-SCM Versuche in das Verhältnis zum reinen PUR-Schaum.

Tabelle 4.4: Übersicht zu den linear interpolierten Reaktionsgeschwindigkeiten der reinen Schaumherstellung und dem D-SCM Prozess (links: 150 kg/m^3 ; rechts: 250 kg/m^3)

	150 kg/m ³ Schaumdichte		250 kg/m ³ Schaumdichte	
	[bar/s]	[%]	[bar/s]	[%]
Reiner PUR Schaum	$7,70 \cdot 10^{-2}$	100	$14,97 \cdot 10^{-2}$	100
D-SCM Prozess - Araldite	$2,49 \cdot 10^{-2}$	32,3	$10,26 \cdot 10^{-2}$	66,4
D-SCM Prozess - Epikote	$2,97 \cdot 10^{-2}$	38,6	$10,39 \cdot 10^{-2}$	69,4

Der Gradient für den Druckanstieg im D-SCM Prozess ist für beide Schaumkerndichten und Decklagen-Harzsysteme geringer gegenüber den reinen Schaumplatten. Der Druck, welcher bei der Sandwichherstellung vom Schaum entwickelt wird drückt auf das Fluidpolster in den Decklagen. Dieses ist zwar inkompressibel und gibt den Druck nahezu ungefiltert an den Drucksensor weiter, hat jedoch die Möglichkeit den Fluiddruck in einen Fluidfluss innerhalb der Decklagen zu überführen. Damit relaxiert ein geringer Teil des Schaumdrucks aufgrund der Fluidbewegung und die Steigung der Kurve flacht etwas ab.

Beim D-SCM Prozess mit 150 kg/m^3 beträgt der Druckanstieg noch 32,3 (Araldite), bzw. 38,6 % (Epikote) bezogen auf die reine Schaumherstellung. Für 250 kg/m^3 liegt dieser Wert bei 66,4 (Araldite), bzw. 69,4 % (Epikote) des Druckgradienten für die Schaumplattenherstellung. Diese deutliche Reduktion des Druckanstiegs ist sowohl in dem bereits beschriebenen Effekt der Umwandlung von Schaumdruck in Fluidfluss als auch in der eingeschränkten Wärmeübertragung von der Werkzeugwand in das Schaumsystem beim D-SCM Prozess begründet.

Zur erweiterten Analyse des Druckanstiegsgradienten, bzw. der Reaktionsgeschwindigkeiten wird die Wärmeübertragung basierend auf den Temperaturmessungen in den Kapiteln 3.5.5 und 4.1.2 näher betrachtet. Dazu wird die Wärmebilanz für das PUR-Material analysiert.

Aus dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik ergibt sich für ein geschlossenes System, das keine Volumenarbeit leistet, der in Formel (4.1) dargestellte Zusammenhang für die innere (Wärme-) Energie des PUR-Materials. Die Änderung der Wärmeenergie ΔQ ist dabei abhängig von der materialspezifischen Wärmekapazität c_h , der Materialmasse m und der Temperaturänderung ΔT innerhalb des geschlossenen Systems.

$$\Delta Q = c_h \cdot m \cdot \Delta T \quad (4.1)$$

Angewendet auf die Prozessvarianten der reinen Schaumcharakterisierung („Schaum“) und des D-SCM Prozesses („D-SCM“) ergeben sich die folgenden Formulierungen:

$$\begin{aligned} \Delta Q_{\text{Schaum}} &= c_{h,\text{PUR}} \cdot m_{\text{PUR}} \cdot \Delta T_{\text{Schaum}} \\ \Delta Q_{\text{D-SCM}} &= c_{h,\text{PUR}} \cdot m_{\text{PUR}} \cdot \Delta T_{\text{D-SCM}} \end{aligned} \quad (4.2)$$

Die PUR-Materialmenge m_{PUR} ist für beide Prozessrouten bei gleicher Schaumdichte identisch. Die materialspezifische Wärmekapazität c_{PUR} ist aufgrund der Verwendung des gleichen reaktiven PUR-Materials für beide Prozessrouten ebenfalls identisch. Damit kann das in Formel (4.3) dargestellte Verhältnis der inneren Wärmeenergie des PUR-Materials zwischen der reinen Schaumherstellung und dem D-SCM Prozess gebildet werden. Somit ist die Änderung der inneren Wärmeenergie direkt proportional zur Temperaturänderung des betrachteten Systems.

$$\frac{\Delta Q_{D-SCM}}{\Delta Q_{Schaum}} = \frac{c_{PUR} \cdot m_{PUR} \cdot \Delta T_{D-SCM}}{c_{PUR} \cdot m_{PUR} \cdot \Delta T_{Schaum}} = \frac{\Delta T_{D-SCM}}{\Delta T_{Schaum}} \quad (4.3)$$

Tabelle 4.5 zeigt die gemessenen Temperaturänderungen des PUR Systems innerhalb der ersten 20 s Prozesszeit, ausgehend von 22 °C (Raumtemperatur) vor dem Schaumauftrag.

Tabelle 4.5: Übersicht zu den Temperatur- und Wärmeintragsdifferenzen zwischen der Schaumherstellung aus Kapitel 3.5.5 und dem D-SCM Prozess nach 20 s Prozesszeit

	150 kg/m³ Schaumdichte		250 kg/m³ Schaumdichte	
	[K]	[%]	[K]	[%]
<i>Reiner PUR-Schaum</i>	43,3	100	46,0	100
<i>Sandwichstruktur - Araldite</i>	28,5	66	23,2	51
<i>Sandwichstruktur - Epikote</i>	27,1	63	24,2	53

Es zeigt sich, dass die Wärmeeinträge mit 43,3 K bei 150 kg/m³, bzw. 46,0 K bei 250 kg/m³ Dichte für die reine Schaumherstellung deutlich über denen im D-SCM Prozess liegen. Innerhalb der ersten 20 s des D-SCM Prozesses wird in das PUR-Material für 150 kg/m³ nur 66 % (Araldite), bzw. 63 % (Epikote) der Wärmemenge eingebracht, verglichen mit der reinen Schaumcharakterisierung. Für 250 kg/m³ Schaumdichte liegt der prozentuale Anteil mit 51 % (Araldite) und 53 % (Epikote) noch einmal niedriger, da die erhöhte Schaummenge bei 250 kg/m³ entsprechend langsamer erwärmt wird.

Die reduzierten Temperaturänderungen sind durch den verzögerten Wärmeeintrag von der 80 °C warmen Werkzeugwand bis in das Schaummaterial im D-SCM Prozess zu erklären. Die Decklagen (Fasern und TPU-Folie) wirken dabei isolierend und verhindern die unmittelbare Erwärmung des Polyurethans. Im Gegensatz dazu wird das reaktive PUR-System bei der reinen Schaumherstellung ohne Decklagen direkt auf die beheizte Werkzeugoberfläche aufgebracht. Damit ist die Wärmeübertragung in das Schaumsystem deutlich beschleunigt. Die wärmeinduzierte, exotherme Reaktion des PUR-Systems führt nachfolgend zu einer weiteren Temperaturerhöhung und einer Verstärkung des Effektes.

Damit kann die geringere Reaktions- und infolgedessen verminderte Druckanstiegsgeschwindigkeit im D-SCM Prozess erklärt werden (vgl. Tabelle 4.4). Ein direkter und eindeutiger Zusammenhang zwischen dem prozentualen Wärmeeintrag und der prozentualen Reaktionsgeschwindigkeit kann jedoch nicht festgestellt werden. Es handelt sich damit um keinen linearen Zusammenhang zwischen Wärmeeintrag und Reaktionsgeschwindigkeit des PUR-Systems in dem betrachteten Temperaturbereich.

4.2 Charakterisierung der 2D Sandwichplatten

Im nachfolgenden Kapitel werden die mechanischen Eigenschaften der hergestellten D-SCM Sandwichplatten bestimmt und im Kontext der morphologischen Struktureigenschaften sowie des Faservolumen- und des Porengehaltes diskutiert. Dabei folgt auf die Analyse der Gesamtsteifigkeit des Verbundes die detaillierte Betrachtung der Decklagen- sowie der Kerneigenschaften zur Identifikation signifikanter Wirkzusammenhänge.

4.2.1 Methoden zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften

Unter der Berücksichtigung der vereinfachenden Annahmen aus Kapitel 2.2.3 wird bei der Auswertung davon ausgegangen, dass die Biege- und Schubanteile unabhängig voneinander betrachtet werden können. Die Näherung für schwache Kernstrukturen aus Formel (2.1) ist für jeden Prüfkörper zulässig. Aufgrund lokal variierender Decklagendicken wird die Annahme dünner Decklagen nicht für alle Proben erfüllt. Diese Annahme beruht auf der Voraussetzung, dass die Decklagensteifigkeit maximal 1 % der gesamten Biegesteifigkeit ausmacht. Unter Berücksichtigung der realen Decklagendicken ist die Decklagensteifigkeit nie größer als 1,5 % der gesamten Biegesteifigkeit. Die real gemessenen Decklagendicken überschätzen die tatsächlichen Decklagendicken tendenziell und damit auch den Anteil der Decklagensteifigkeit an der gesamten Biegesteifigkeit. Daher wird im Folgenden die Annahme für dünne Decklagen dennoch getroffen, wodurch die Decklagen ausschließlich Biegespannungen und die Kernstruktur ausschließlich Schubspannungen aufnehmen. Zudem sind sowohl die Biege- als auch Schubspannungen konstant über die jeweilige Schichtdicke (vgl. Abbildung 2.3).

Die Charakterisierung der mechanischen Bauteileigenschaften erfolgt durch den 3-Punkt Biegeversuch. Häufig wird für Sandwichmaterialien in der Literatur der 4-Punkt Biegeversuch aufgrund des konstanten Dehnungs- und Biegeverlaufes zwischen den inneren Auflagern bevorzugt [152]. Demgegenüber können beim 3-Punkt Biegeversuch die Biegesteifigkeit D und die Kern-Schubsteifigkeit G_K über den Ansatz der Stützweitenvariation abgeleitet werden (vgl. Kapitel 2.2.3) [55]. Zur Analyse der Vorhersagegüte bei der kombinierten Bestimmung von Decklagen- und Kern-Steifigkeit auf Basis der Stützweitenvariation wird zusätzlich der Decklagen-E-Modul der D-SCM Proben im Zugversuch bestimmt. Daraus resultieren zwei Ansätze zur Auswertung der 3-Punkt Biegung: Zum einen auf Basis der Stützweitenvariation analog zu Kapitel 2.2.3, zum anderen auf Basis von Decklagen-Zugversuche. Die entsprechenden Ergebnisse werden in Kapitel 4.2.5 für die Decklagen-Biegesteifigkeit D und in Kapitel 4.2.8 für die Kern-Schubsteifigkeit G_K analysiert und diskutiert.

3-Punkt Biegeversuch

Die Versuchsdurchführung erfolgt in Anlehnung an die Norm ASTM C393/C393M – 16 [153]. Die in Abbildung 4.7 dargestellte Prüfvorrichtung wird in einer Universalprüfmaschine Typ Zwick/Roell Z2.5 installiert. Der Radius der drei Auflager ist mit 2 mm identisch. Entsprechend der Norm wird zur homogenisierten Einleitung der Prüfkraft in die Biege-

probe (Abmaße: $120 \times 15 \times 5,7 \text{ mm}^3$) eine elastomere Zwischenschicht am mittleren Auflager eingebracht (Shore-Härte: 60, Breite: 25 mm, Dicke: 3 mm). Die Faserorientierung je Decklagen ist $[0/90]_s$. Geprüft werden die in Tabelle 4.1 dargestellten Materialkombinationen der D-SCM Sandwichstrukturen.

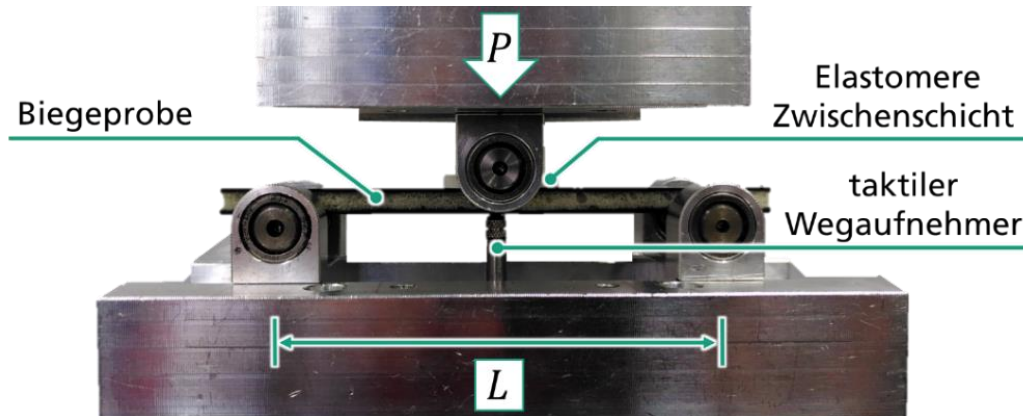


Abbildung 4.7: Prüfvorrichtung für den 3-Punkt Biegeversuch

Eine 2,5 kN Kraftmessdose erfasst die zur Durchbiegung der Probe erforderliche Prüfkraft. Die entsprechende Probendurchbiegung wird über einen taktilen Wegsensor mittig auf der Probenunterseite aufgenommen. Um Setzeffekten vorzubeugen wird vor dem Versuchsstart zunächst eine Vorkraft von 10 N angelegt. Von jeder Konfiguration werden drei Proben geprüft.

Zur Ermittlung des Verbundversagens werden die Prüfkörper bei einem Auflagerabstand von 105 mm und mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min bis zum Versagen geprüft (vgl. Tabelle 4.6). Der Versuch endet bei einer Kraftreduktion um 20 % zu der gemessenen Maximalkraft (Kraftabschaltswelle).

Auswertung der 3-Punkt Biegung auf Basis der Stützweitenvariation

Für die Auswertung der 3-Punkt Biegeversuche zur kombinierten Bestimmung der Decklagen-Biegesteifigkeit D und der Kern-Schubsteifigkeit G_K werden Kraft-Wegverläufe bei mehreren Auflagerabständen (Stützweiten) ermittelt. Dabei ist sicherzustellen, dass die Probendeformation ausschließlich im elastischen Bereich erfolgt, sodass eine Schädigung ausgeschlossen werden kann. Für die Versuchsreihe wird dieser Belastungsbereich zwischen 10 und 40 N, bei einer Prüfgeschwindigkeit von 0,5 mm/min definiert. Die geprüften Auflagerabstände L für die Versuche im elastischen Verformungsbereich sind Tabelle 4.6 zu entnehmen.

Tabelle 4.6: Auflagerabstände L mit zugehöriger Prüfgeschwindigkeit für die Biegeversuche im elastischen Bereich sowie bis zum Verbundversagen (* geringfügige Abweichungen der Auflagerabstände durch zwei zeitlich getrennte Prüfdurchgänge)

	<i>elastische Deformation</i>			<i>Versagen</i>
Auflagerabstand* [mm]	30,1/30,65	59,8/60,5	90,05/90,2	105,05/105,2
Prüfgeschwindigkeit [mm/min]	0,5			1,0

Die 3-Punkt Biegeversuche bei den in Tabelle 4.6 aufgeführten Auflagerabständen L lassen die Ermittlung der Ausgleichsgeraden aus Abbildung 2.4 (rechts) zu. Die Biegesteifigkeit D wird analog dem Vorgehen aus Kapitel 2.2.3 auf Basis der resultierenden Geradensteigung m_1 und unter Verwendung von Formel (2.16) bestimmt.

Auf Grundlage der getroffenen, vereinfachenden Annahmen ist die Biegesteifigkeit gleich dem Steineranteil D_0 . Unter Berücksichtigung der Probenabmessungen kann damit der Decklagen-E-Modul E_D direkt aus Formel (2.9) ermittelt werden.

Der Kern-Schubmodul G_K wird ebenfalls mittels Formel (2.16) bestimmt, jedoch unter Berücksichtigung der Ausgleichsgeradensteigung m_2 .

Auswertung der 3-Punkt Biegung auf Basis der Decklagen-Zugversuche

Bei der Auswertung auf Basis von Decklagen-Zugversuche wird die Verbundgröße des Decklagen-E-Modul E_D direkt gemessen. Aufgrund der getroffenen, vereinfachenden Annahmen hinsichtlich des Spannungszustandes im Sandwichverbund ist die Biegesteifigkeit D auf den Steineranteil D_0 reduziert. Dieser kann nach Formel (2.9) direkt aus den ermittelten Decklagen-E-Moduln bestimmt werden. Die Kern-Schubsteifigkeit G_K wird anschließend auf Grundlage der errechneten Biegesteifigkeit D unter Berücksichtigung von Formel (2.14) abgeleitet.

Die Decklagen-E-Moduln werden im Zugversuch, angelehnt an die DIN EN ISO 527-1 [154], ermittelt. Dazu werden die Decklagen von der Kernstruktur abgetrennt und die Prüfkörper (120 x 15 mm²) mit der entsprechenden Faserorientierung von [0/90]_s entnommen. Ein geringer Teil an Schaumresten sowie die TPU-Folie verbleiben an der Zugprobe. Deren Einfluss auf den E-Modul wird im Weiteren vernachlässigt, da die mechanischen Eigenschaften gegenüber der FVK-Struktur (vgl. E-Modul TPU Elastollan®: 400 MPa bei 20 °C [155]) deutlich geringer sind. Die Versuche werden in einer Standard-Zugprüfmaschine (Hegewald & Peschke, inspekt 50 table) mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt.

4.2.2 Gesamtsteifigkeit der Sandwichstrukturen

Die generelle Steifigkeit des Sandwichverbundes gegenüber der 3-Punkt Biegebelastung ist in diesem Kontext durch die Gesamtsteifigkeit beschrieben. Sie setzt sich aus den kombinierten Schub- sowie Biegeanteilen zusammen und bildet das Verhältnis aus der Durchbiegung und der dabei wirkenden Kraft (analog einer Federkonstante).

Die Gesamtsteifigkeit wird durch Linearisierung der Kraft-Weg-Kurven im Bereich zwischen 15 bis 60 N bestimmt. Die Steigung der linearen Regressionsgerade stellt dabei den entsprechenden Steifigkeitswert (in N/mm) dar. Abbildung 4.8 zeigt die so ermittelten Gesamtsteifigkeiten inklusive der Standardabweichungen für beide Decklagen-Harzsysteme bei variierender Schaumkerndichte.

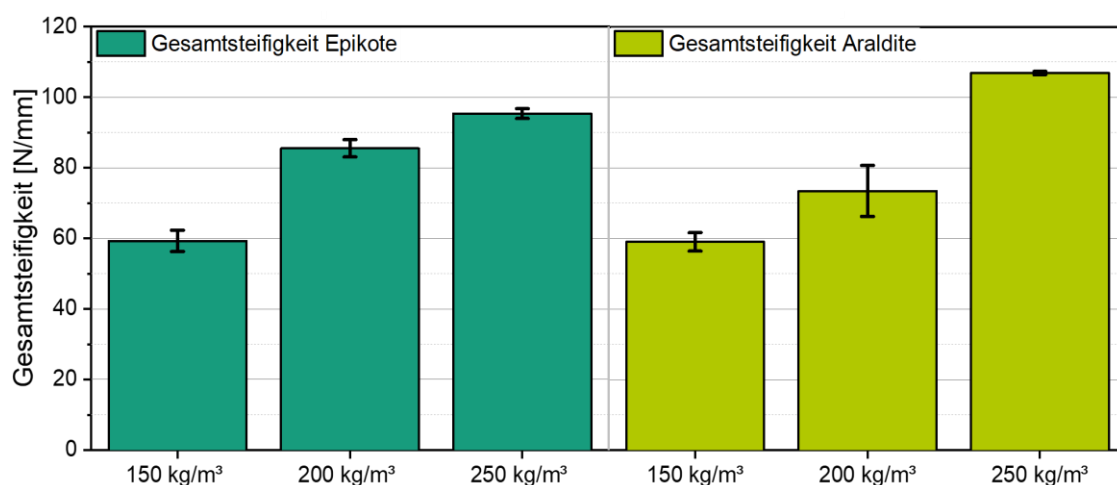


Abbildung 4.8: Gesamtsteifigkeit der Sandwichverbunde unter 3-Punkt Biegebelastung für das Epikote (links) und das Araldite Harzsystem (rechts)

Für die D-SCM Sandwichstrukturen nimmt die Gesamtsteifigkeit für beide Harzsysteme mit steigender Schaumkerndichte zu. Für 150 kg/m³ Schaumdichte liegen die mittleren Werte beider Harzsysteme auf einem ähnlichen Niveau von etwa 60 N/mm. Bei dem Epikote Harzsystem in den Decklagen wird dieser Wert für 200 kg/m³ Schaumdichte auf 85,5 N/mm und für 250 kg/m³ auf 95,4 N/mm gesteigert. Für das Araldite-System können für die gleichen Dichtestufen Werte von 73,4 N/mm (200 kg/m³) respektive 106,9 N/mm (250 kg/m³) festgestellt werden. Die Sandwichstrukturen mit 250 kg/m³ Kerndichte und dem Araldite-System in den Decklagen haben damit die höchsten Gesamtsteifigkeiten aller D-SCM Proben. Der D-SCM Prozess ist aufgrund der geringen Standardabweichungen reproduzierbar hinsichtlich der 3-Punkt Biegeeigenschaften.

Die spezifische Gesamtsteifigkeit aus Abbildung 4.9 stellt die absolute Gesamtsteifigkeit, bezogen auf die Probenmasse dar und dient als Maß für die Leichtbaueignung der Materialverbunde.

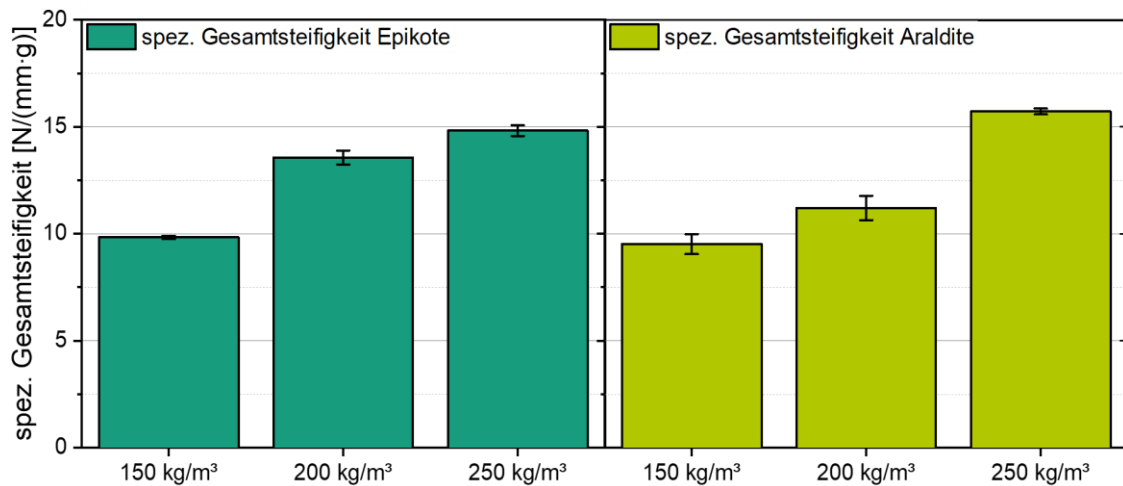


Abbildung 4.9: Gewichtsspezifische Gesamtsteifigkeit der Sandwichverbunde unter 3-Punkt Biegebelastung für das Epikote (links) und das Araldite Harzsystem (rechts)

Die gewichtsspezifischen Werte verlaufen qualitativ analog zu den absoluten Steifigkeiten. Bemerkenswert dabei ist, dass die zunehmende Masse aufgrund höherer Kerndichten offensichtlich durch die höheren Steifigkeitswerte aufgewogen wird und die spezifischen Eigenschaften mit der Kerndichte ansteigen. Damit bietet eine höhere Schaumdichte, auf Basis der isolierten Betrachtung der Gesamtsteifigkeit, mechanische Vorteile (absolut und spezifisch).

Bei der nachfolgenden, detaillierten Betrachtung der Decklagencharakteristika sowie der Biege- und Schubeigenschaften in Kombination mit der Sandwichmorphologie werden die Hintergründe für dieses Verbundverhalten analysiert.

4.2.3 Faservolumengehalt der Decklagen

Der Faservolumengehalt wird über eine thermogravimetrische Analyse (TGA) ermittelt. Dabei werden die polymeren Teile des Verbundes verascht (pyrolysiert) und die Masse der zurückbleibenden Kohlenstofffasern bestimmt.

Die Decklagen müssen zur Feststellung der FVK-Eigenschaften so hergestellt werden, dass diese getrennt vom Schaumkern vorliegen. Dazu werden D-SCM Versuche mit der Schaumformulierung (+ +) analog zum Prozessablauf aus Kapitel 4.1.1 durchgeführt. Zwischen dem Schaumsystem und den Decklagen wird anstelle der TPU-Folie eine Teflonfolie mit identischer Dicke eingebracht. Damit können Schaumkern und Decklagen im Anschluss an den Prozess wieder voneinander getrennt und analysiert werden.

Die hergestellten Sandwichkonfigurationen sind Tabelle 4.1 zu entnehmen. Für die TGA werden aus jeder Decklage durch Wasserstrahlschneiden drei Proben (22 x 30 mm²) herausgetrennt und deren Dichte ρ_{probe} im Gaspyknometer (PYCNOMATIK ATC der Fa. Microtrac Retsch GmbH) nach DIN 66137-2 sowie deren Gewicht m_{probe} bestimmt. Die Pyrolyse erfolgt in einer Makro-TGA des Typs TGA701 der Firma Leco Corporation.

Der Versuchsablauf wird entsprechend der Methode nach Bücheler et al. umgesetzt [156]:

- Vorbereitende Trocknung der Proben für 6 h bei 100 °C
- Pyrolyse der Proben unter Stickstoffatmosphäre
 - Aufheizrate: 2 K/min
 - Pyrolysetemperatur: 430 °C
 - Pyrolysezeit: 20 h

Anschließend wird die Masse der matrixfreien Fasern m_{CF} bestimmt. Aus den Untersuchungen von Bücheler et al. ist zu entnehmen, dass die Schlichte während des Pyrolyseprozesses von der Faser abgetragen wird. Für die korrekte Berechnung des Faservolumengehaltes wird die Masse der Schlichte $m_{Schlichte}$ ($1,5 \% \cdot m_{CF}$) wieder mit zur Faser-masse addiert. Damit kann auch die kombinierte Dichte ρ_{CF} der Panex® 35 Kohlenstoff-faser von $1,81 \text{ g/cm}^3$ zur Bestimmung des Faservolumens V_{CF} angenommen werden [119]. Der Faservolumengehalt berechnet sich auf Basis von Formel (2.1) wie folgt:

$$FVG = \frac{V_{CF}}{V_{Probe}} \cdot 100 \% = \frac{(m_{CF} + m_{Schlichte}) \cdot \rho_{CF}}{m_{Probe} \cdot \rho_{Probe}} \cdot 100 \% \quad (4.4)$$

Abbildung 4.10 zeigt die entsprechend ermittelten Faservolumengehalte für die Decklagen der D-SCM Sandwichstrukturen in Abhängigkeit der Schaumkerndichte und des Harzsystems.

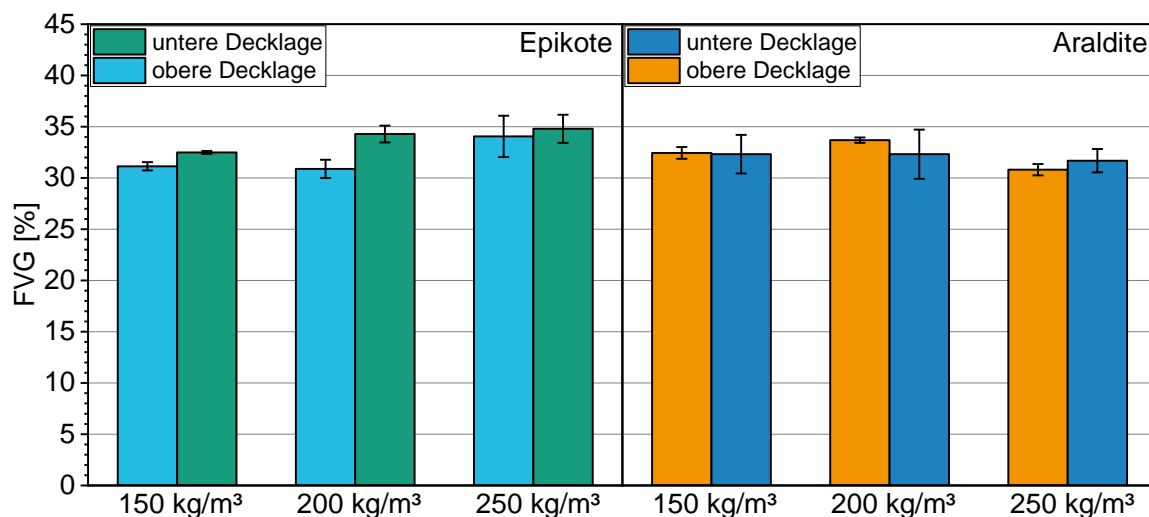


Abbildung 4.10: D-SCM Sandwichstrukturen: Faservolumengehalte der unteren und der oberen Decklagen in Abhängigkeit der Schaumkerndichte für das Epikote (links) und das Araldite Harzsystem (rechts)

Für beide Harzsysteme liegen die mittleren FVG in einem Bereich zwischen 30 bis 35 % und damit auf einem ähnlichen Niveau.

Beim Epikote Harzsystem hat die untere gegenüber der oberen Decklage im Mittel einen höheren FVG. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die untere Decklage zuerst in das Werkzeug eingelegt wird und sich aufwärmt. Damit sinkt die Viskosität temperaturbedingt zunächst ab und das Harzsystem kann sich bereits vor dem Ansteigen des Schaumdrucks durch Gewichts- sowie Kapillarkräfte verteilen und die Fasern imprägnieren. Aufgrund der vergleichsweise langsamen Reaktionsgeschwindigkeit des Epikote-Systems ist das Material in beiden Decklagen zum Zeitpunkt des Druckaufbaus noch fließfähig, die Fließfront ist in der unteren Decklage jedoch bereits weiter fortgeschritten. Die Mittelwerte der Decklagen-FVG nehmen mit zunehmender Schaumdichte zu. Die steigende Schaumdichte führt zu einem höheren Schaumdruck und infolgedessen zu einem höheren Fluiddruck in den Decklagen. Dadurch kann die Fließfront weiter durch die trockene Faserverstärkung in der Decklage wandern, woraus höhere FVG resultieren.

Für das Araldite Harzsystem in den Decklagen ist kein eindeutiger Trend im Hinblick auf den Decklagen-FVG zu erkennen. Die Standardabweichungen für die beiden getrennt betrachteten Decklagen überschneiden sich stets und auch zeigen keine analoge Systematik zu den Epikote-Versuchen. Der FVG nimmt zunächst von 150 kg/m^3 auf 200 kg/m^3 zu und fällt danach wieder leicht ab.

Das Araldite-System ist aufgrund seiner deutlich beschleunigten Reaktivität herausfordernder in der manuellen Verarbeitung. Bedingt durch geringe zeitliche Unterschiede bei den einzelnen Prozessschritten während der manuellen Versuchsdurchführung kann es bei dem Araldite-System bereits zu Viskositätsveränderungen während der Verarbeitung kommen. Damit wird die Fließfähigkeit eingeschränkt und es lässt sich kein eindeutiger Trend des FVG über die Schaumdichte identifizieren.

Die ermittelten Faservolumengehalte für die Decklagen der D-SCM Sandwichbauteile liegen alle unter den, auf Basis der Halbzeug-Kompaktierungsprüfungen (vgl. Kapitel 3.4.2) zu erwartenden Werten. Für 150 kg/m^3 werden im D-SCM Prozess Drücke um 1,5 bar gemessen, für 250 kg/m^3 sogar bis zu 4 bar (vgl. Abbildung 4.6). Dies würde unter Berücksichtigung der Kompaktierungsgrenzkurve (vgl. Abbildung 3.7, links) in einem FVG von 42,4 % (1,5 bar), bzw. 46,2 % (4 bar) resultieren.

Auch die eingesetzte Menge an Harzsystem in Decklagen von 9,5 g ist so gewählt, dass die Decklagen (150 mm Durchmesser) rechnerisch einen FVG > 40 % erreichen. Beim RTM und Nasspress-Prozess wird der FVG über die zugeführte Faser- und Harzmenge sowie die Kavitätshöhe eingestellt. Das bei diesen Prozessen eingesetzte Equipment ist in der Lage, ausreichend Druck für eine homogene Harzverteilung innerhalb der Faserstruktur sicherzustellen. Im Falle des D-SCM Prozesses wird der FVG bei zentralem Harzauftrag durch die Harzmenge und die Fließweglänge bestimmt. Je weiter das System fließen kann, desto höher der FVG. Die Fließweglänge ist für alle drei Schaumdichten und die daraus resultierenden Schaumdrücke ähnlich. Es waren stets 9,5 g Harzmaterial notwendig, um die Decklagen zu imprägnieren.

In dem betrachteten Prozessfenster zwischen 150 und 250 kg/m^3 Schaumdichte kann somit der zu erwartende Einfluss des Schaumdrucks auf die Harzausbreitung nicht festgestellt werden. Dies ist vor allem darin begründet, dass bei den Kompaktierungsprüfungen voll imprägniertes Halbzeug mit Druck beaufschlagt wird. Es ist keine Imprägnierung des Textils notwendig.

Die Besonderheit des D-SCM Prozesses liegt darin, dass der Schaumdruck gleichzeitig auf das trockene Textil und auf das Fluidpolster wirkt. Damit muss das Harz im nicht imprägnierten Bereich durch das Textil fließen, das durch den Schaumdruck bereits kompaktiert wird. Infolgedessen ist der Fluidfluss in den Decklagen behindert und zwar umso stärker, je höher der Schaumdruck. Dieser Effekt wiegt den ebenfalls erhöhten Fluiddruck durch den höheren Schaumdruck teilweise wieder auf.

4.2.4 Porengehalt der Decklagen

Der prozentuale Porengehalt PG innerhalb einer zu untersuchenden Probe stellt das Verhältnis von Porenvolumen zu Probenvolumen dar und wird durch Formel (4.5) bestimmt:

$$PG = \frac{V_{Poren}}{V_{Probe}} \cdot 100 \% \quad (4.5)$$

Für das gesuchte Porenvolumen V_{Poren} werden die Volumina der Verbundbestandteile „Matrix“, „Kohlenstofffasern inkl. Schlichte“ und „Nähfaden“ von dem Probenvolumen subtrahiert.

$$V_{Poren} = V_{Probe} - V_{Matrix} - V_{CF} - V_{Nähfaden} \quad (4.6)$$

Das Probenvolumen V_{Probe} und das Volumen der Kohlenstofffasern inkl. Schlichte V_{CF} werden analog zur Bestimmung des FVG in Kapitel 4.2.3 berechnet. Es verbleiben die beiden Unbekannten Matrixvolumen V_{Matrix} und Nähfadenvolumen $V_{Nähfaden}$. Während der TGA werden die Massen von Matrix m_{Matrix} , Schlichte $m_{Schlichte}$ und die des Nähfadens $m_{Nähfaden}$ pyrolysiert. Zur Rekonstruktion der Nähfadenmasse wird dieser an sechs Faserhalbzeug-Proben mit identischen Abmessungen zu den TGA-Prüfkörpern gemessen und gemittelt: $m_{Nähfaden} = 8,88 \cdot 10^{-3} \text{ g} \pm 0,2 \cdot 10^{-3}$. Über die Dichte des Polyester-Nähfadens $\rho_{Nähfaden}$ von $1,38 \text{ g/cm}^3$ [157] kann das Nähfadenvolumen $V_{Nähfaden}$ bestimmt werden.

V_{Matrix} wird über die Massebilanz aus Formel (4.7) ermittelt. Die Massen für die Kohlenstofffasern m_{CF} und die Schlichte $m_{Schlichte}$ werden dabei analog zur Faservolumengehaltsbestimmung in Kapitel 4.2.3 abgeleitet.

$$m_{matrix} = m_{Probe} - m_{CF} - m_{Schlichte} - m_{Nähfaden} \quad (4.7)$$

Das Matrixvolumen wird anschließend aus der festgestellten Matrixmasse m_{matrix} unter Berücksichtigung der nach dem Prinzip von Archimedes gemessenen Reinharzdichten errechnet. Für die Reinharz-Dichtebestimmung wird der Mittelwert aus drei Reinharzproben gebildet:

- $\rho_{Araldite}$: $1,1726 \text{ g/cm}^3 \pm 0,6 \cdot 10^{-3}$
- $\rho_{Epikote}$: $1,1775 \text{ g/cm}^3 \pm 0,9 \cdot 10^{-3}$

Abschließend kann V_{Poren} nach Formel (4.6) und der prozentuale Porengehalt nach Formel (4.5) bestimmt werden.

Abbildung 4.11 zeigt die entsprechend ermittelten Porengehalte für die D-SCM Sandwichstrukturen in Abhängigkeit der Schaumkerndichte und des Harzsystems. Für beide Harzsysteme kann der PG für 150 und 200 kg/m³ Schaumdichte bestimmt werden und liegt inklusive der Standardabweichung durchgehend unter 5 %. Für die Proben mit 250 kg/m³ können mit der hier angewandten Messmethode keine plausiblen Werte ermittelt werden, da der PG teilweise, aufgrund von Messungenauigkeiten und den erläuterten Annahmen, im negativen Bereich liegt. Ein absoluter Wert für den Porengehalt der D-SCM Sandwichstrukturen mit 250 kg/m³ kann daher nicht angegeben werden.

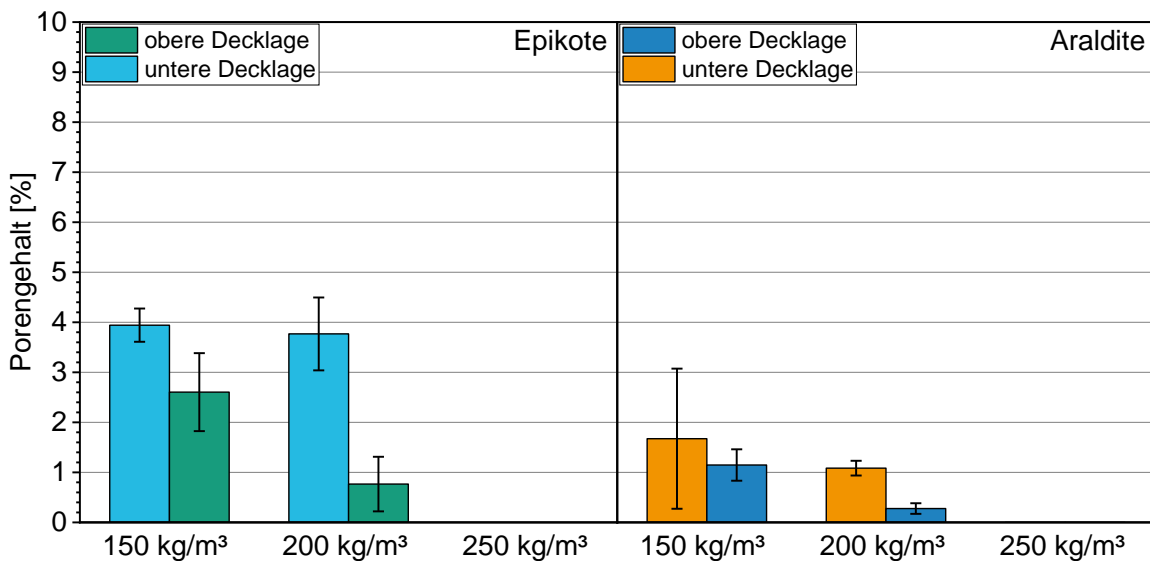


Abbildung 4.11: D-SCM Sandwichstrukturen: Porengehalte der unteren und oberen Decklagen sowie gemittelt über beide Decklagen in Abhängigkeit der Schaumkerndichte für das Epikote (links) und das Araldite Harzsystem (rechts)

Die ermittelten Porengehalte in den Decklagen mit dem Epikote-System sind höher gegenüber denen mit dem Araldite-System. Darüber hinaus weisen die oberen Decklagen im Mittel einen etwas geringeren Porengehalt gegenüber den unteren Decklagen auf, teilweise wird dieser Effekt jedoch durch die Standardabweichungen überlagert.

Die geringeren Porengehalte der oberen Decklagen liegen darin begründet, dass diese Seite im D-SCM Prozess direkt mit dem Vakuum beaufschlagt wird. Beim Schließen des

Werkzeuges und nach dem Eingriff der Vakuumdichtung wird die Kavität evakuiert. Die obere Decklage liegt zu diesem Zeitpunkt offen in der Kavität und die Luft kann direkt abgeleitet werden. Bei der unteren Decklage wirkt das Vakuum ausschließlich im Randbereich der Sandwichstruktur, da nur hier eine Evakuierung an der undurchlässigen TPU-Folie vorbei möglich ist. Damit ist die Evakuierung der unteren Decklage erschwert.

Die vergleichsweise großen Standardabweichungen resultieren aus dem niedrigen Niveau des identifizierten Porenvolumens. Sobald sich eine große Pore im Kontrollvolumen befindet, wirkt sich dies unmittelbar und signifikant auf das Porenvolumen dieser Probe aus. Damit streuen die gemessenen Werte vergleichsweise stark.

Für das Epikote-System sind die Porenvolumen aufgrund der Viskositätsunterschiede zum Araldite-System höher. Noch bevor das Vakuum aktiv und der Schaumdruck aufgebaut ist, imprägniert das dünnflüssigere Epikote-System, bedingt durch Gewicht- und Kapillarkräfte größere Teile des Textils. Dabei wird Luft eingeschlossen, die im weiteren Prozessablauf kaum noch aus dem Bauteil entfernt werden kann. Die Entlüftung ist vornehmlich zur Evakuierung der porösen Faserstruktur vorgesehen, Lufteschlüsse im viskosen Harzmaterial benötigen zu viel Zeit, um bis an die Oberfläche zu wandern und anschließend abgesaugt werden zu können.

Zur Verdeutlichung der Porosität zeigt Abbildung 4.12 repräsentative Computertomographie-Scans für Decklagenproben mit Epikote-System und 150 sowie 250 kg/m³ Schaumkerndichte. Die Proben werden analog zu den FVG-Untersuchungen präpariert und entnommen. Auf Basis der softwareinternen Auswertung wird auch der Porengehalt bestimmt. Dieser basiert ähnlich einer Grauwertanalyse auf einem Schwellenwert, der vom Bediener definiert wird und die Abgrenzung von Proben- zu Porenvolumen bestimmt. Damit ist diese Methode für einen qualitativen Vergleich nutzbar, für die Quantifizierung des absoluten Porengehaltes jedoch sehr aufwändig und fehleranfällig.

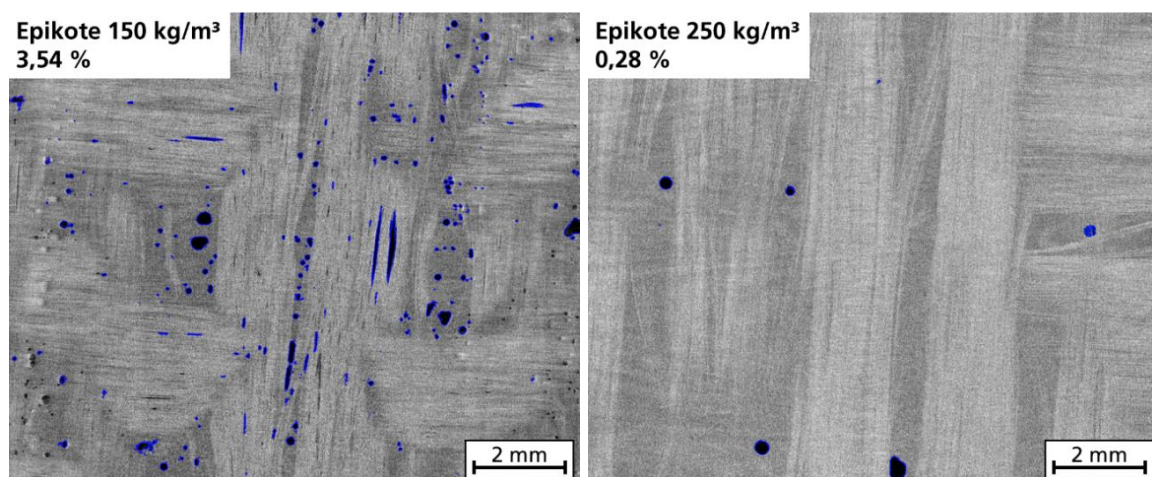


Abbildung 4.12: Repräsentative Computertomographie (CT) Scans der unteren Decklagen von D-SCM Sandwichstrukturen mit Epikote-Harzsystem, hergestellt mit 150 kg/m³ (links) und 250 kg/m³ Schaumdichte (rechts)

Abbildung 4.12 bestätigt den qualitativen Verlauf sowie die Größenordnung der Ergebnisse aus Abbildung 4.11. Die Mikroporen im Harzsystem werden unter dem höheren Druck bei 250 kg/m³ Schaumdichte reduziert. Vereinzelt bleiben größere Poren im Laminat bestehen.

4.2.5 Biegesteifigkeit D und Decklagen-E-Modul E_D

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse für die Biegesteifigkeit D nach beiden Auswertansätzen – Auf Basis der Stützweitenvariation und auf Basis der Decklagen-Zugversuche – vorgestellt, analysiert und diskutiert.

Wie bereits eingeführt ist die Biegesteifigkeit D aufgrund der getroffenen, vereinfachenden Annahmen hinsichtlich des Spannungszustandes auf den Steineranteil D_0 reduziert. Damit lassen sich die Biegesteifigkeit D und der Decklagen-E-Modul E_D , unter Berücksichtigung der Probenabmessungen und Formel (2.9), ineinander überführen.

Ergebnisse: Auswertung der 3-Punkt Biegung auf Basis der Stützweitenvariation

Abbildung 4.13 zeigt die berechneten Biegesteifigkeiten D sowie die entsprechend der Schaumdichte abgeleiteten Decklagen-E-Moduln E_D inklusive der Standardabweichungen.

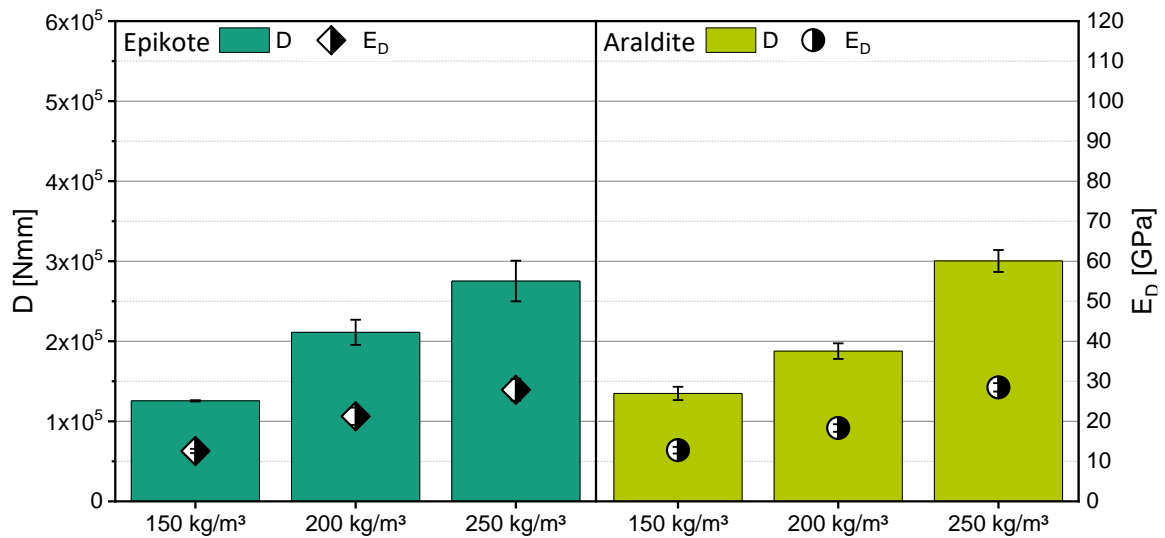


Abbildung 4.13: Biegesteifigkeit D (Balkendiagramm) sowie Decklagen-E-Modul E_D (Punktdiagramm) auf Basis der Stützweitenvariation für das Epikote (links) und das Araldite (rechts) Harzsystem in den Decklagen

Die Biegesteifigkeiten D nehmen, für beide Harzsysteme, mit steigender Schaumdichte zu. Ausgehend von 1,2 · 10⁵ Nmm, bzw. 1,3 · 10⁵ Nmm für Epikote und Araldite bei 150 kg/m³ Schaumdichte liegt die Biegesteifigkeit für 250 kg/m³ bei 2,8 · 10⁵ Nmm (Epi-

kote), bzw. bei $3,0 \cdot 10^5$ Nmm (Araldite). Der daraus resultierende Decklagen-E-Modul verläuft qualitativ analog und besitzt Werte zwischen 12,6 GPa (150 kg/m^3 , Epikote) und 30 GPa (250 kg/m^3 , Araldite).

Ergebnisse: Auswertung der 3-Punkt Biegung auf Basis der Decklagen-Zugversuche

Die Ergebnisse für die im Zugversuch bestimmten Decklagen-E-Moduln E_D zeigt Abbildung 4.14 entsprechend der Schaumdichte, inklusive der Standardabweichungen. Darüber hinaus wird auf Basis der Decklagen-E-Moduln die Biegesteifigkeit D mit Formel (2.9) bestimmt und ist ebenfalls in Abbildung 4.14 aufgetragen.

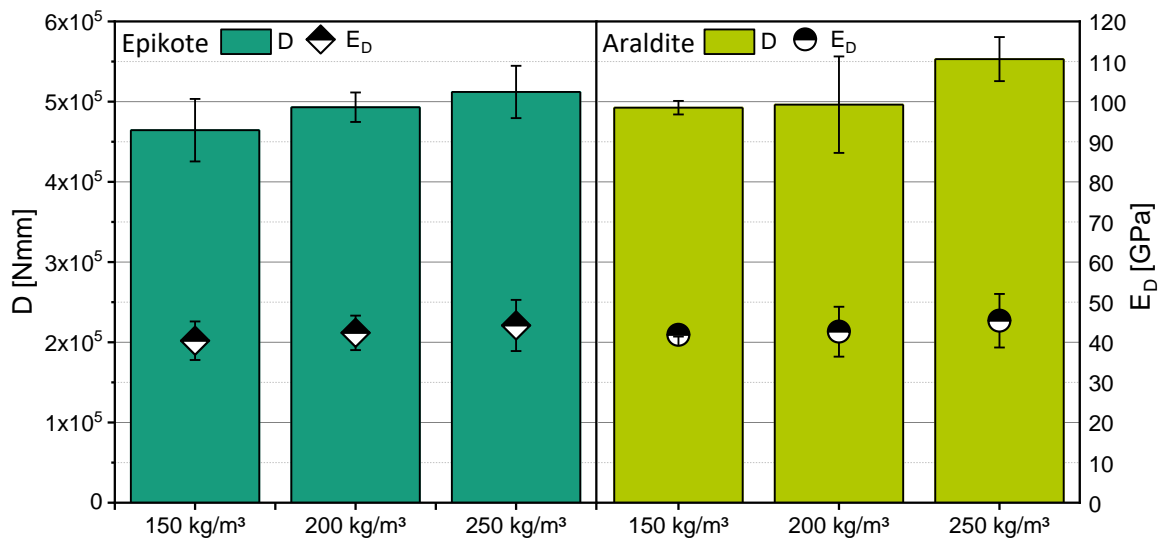


Abbildung 4.14: In Zugversuchen ermittelte Decklagen-E-Moduln (Punktdiagramm) und die davon abgeleiteten Biegesteifigkeiten D (Balkendiagramm) für das Epikote (links) und das Araldite (rechts) Harzsystem in den Decklagen

Die, im Zugversuch ermittelten E-Moduln sind für alle untersuchten Proben auf einem ähnlichen Niveau zwischen 40,4 und 45,4 GPa. Für die Probekörper ist, unabhängig des Decklagensystems, eine moderate Zunahme der mittleren E-Moduln bei steigender Schaumdichte zu erkennen. Dies ist durch die ebenfalls geringfügig zunehmenden FVG (vgl. Kapitel 4.2.3) in den Decklagen zu erklären. Die sich überlagernden Standardabweichungen relativieren diese Einordnung. Im Hinblick auf die Werte der Biegesteifigkeit D , die auf Basis der Decklagen-E-Moduln bestimmt werden, zeigt sich ein entsprechend analoger Verlauf.

Diskussion beider Ansätze zur Bestimmung von Biegesteifigkeit und Decklagen-E-Modul

Analog zur Gesamtsteifigkeit aus Kapitel 4.2.2 nimmt auch die errechnete Biegesteifigkeit D auf Basis der Stützweitenvariation mit steigender Schaumdichte zu (vgl. Abbildung 4.13). Auf den ersten Blick scheint die qualitative Entwicklung der Biegesteifigkeit D im

Kontext der Gesamtsteifigkeit plausibel. Allerdings handelt es sich aufgrund der vereinfachenden Annahmen hierbei um die isolierte Betrachtung des Steineranteils, der bei vergleichbaren geometrischen Abmessungen durch den Decklagen-E-Modul E_D bestimmt wird. Die Decklagen haben für alle Biegeproben die identische Verstärkungsstruktur (zwei Lagen biaxiales CF-NCF je Decklage). Eine so deutliche Veränderung der Decklageneigenschaften ist damit kaum zu erklären.

Dies wird insbesondere bei der Betrachtung der abgeleiteten Decklagen-E-Moduln E_D deutlich. Durch die in Kapitel 4.2.3 ermittelten Faservolumenanteile, die über die Schaumdichten kaum variieren, kann diese Steifigkeitszunahme in den Decklagen nicht nachvollzogen werden.

Auch die Berücksichtigung der, auf Basis der Laminattheorie ermittelten, idealen Werte für die Decklagen-E-Moduln erklären diese Steifigkeitszunahme nicht. Für 34,4 % FVG ergibt sich eine theoretische Steifigkeit von 45,7 GPa. Dieser Wert wird in Abbildung 4.13, für die D-SCM Strukturen (max. 28,5 GPa für Araldite, 150 kg/m³ Schaumdichte) deutlich unterschätzt.

Bei dem Vergleich theoretisch errechneter Verbundwerte mit den, auf Basis der Stützweitenvariation ermittelten Biegesteifigkeiten von $1,2 - 3 \cdot 10^5$ Nmm (vgl. Abbildung 4.13) zeigt sich ebenfalls eine deutliche Abweichung. Auf der in Kapitel 2.2 eingeführten Berechnungsgrundlage ergibt sich für eine Sandwichstruktur mit 34,4 % FVG (max. FVG aus Kapitel 4.2.3) und 5,7 mm Sandwichhöhe eine theoretische Biegesteifigkeit von $5,63 \cdot 10^5$ Nmm.

Es ist eindeutig, dass sowohl die Decklagen-E-Moduln auf Basis der Decklagen-Zugversuche, als auch die daraus resultierenden Biegesteifigkeiten aus Abbildung 4.14 für beide Harzsysteme deutlich oberhalb den Ergebnissen für die Stützweitenvariation liegen.

Verglichen mit den theoretischen Werten auf Basis der Laminat- und Sandwichtheorie sind die ermittelten Material- und Verbundeigenschaften aus Abbildung 4.14 in einer vergleichbaren Größenordnung. Da sich die Decklagenverstärkung sowie der FVG nicht signifikant ändern, sind die Ergebnisse auf Basis der Decklagen-Zugversuche plausibler gegenüber denen auf Basis der Stützweitenvariation aus Abbildung 4.13. Die mit zunehmender Schaumdichte ebenfalls zunehmende Gesamtsteifigkeit der Biegeproben aus Abbildung 4.8 ist damit vornehmlich durch die Kern-Schubeigenschaften bedingt und nicht durch die Decklagensteifigkeit.

Die grundsätzliche Problematik bei der kombinierten Ermittlung der Verbundeigenschaften auf Basis der Stützweitenvariation ist die gleichzeitige Bestimmung zweier unbekannter Größen, der Biegesteifigkeit D (bzw. Decklagen-E-Modul E_D) und der Kern-Schubsteifigkeit G_K (vgl. Formel (2.14)). Als Grund für die Fehlinterpretation der Verbundeigenschaften ist die mehrmalige Abschätzung und Linearisierung (vgl. Ausgleichsgerade durch die Stützpunkte in Abbildung 2.4, rechts) innerhalb des Ansatzes zu nennen. Zudem befinden sich die Prüfkörper aufgrund ihrer geometrischen Ausprägung teilweise an der Zulässigkeitsgrenze für die getroffenen Vereinfachungen und Näherungen.

4.2.6 Morphologie der TPU-Grenzschicht zwischen Schaumkern und Decklagen

Zur Analyse der Decklagen/Schaumkern-Anbindung durch die TPU-Zwischenschicht werden Mikroskopieaufnahmen von Grenzschichteffekten erstellt. Dazu wird die Software Leica Application Suite 4.2 mit einem Leica DMRE Lichtmikroskop der Firma Leica Camera AG eingesetzt.

Abbildung 4.15 gibt einen Überblick über die identifizierten Grenzschichteffekte. Da die TPU-Folie einen flexiblen Übergang von der Schaumstruktur zur FVK-Decklage darstellt, bildet sich die Grenzschicht entsprechend der lokalen Gegebenheiten aus. Es kommt zu einem welligen (ondulierten) Schaumkern/Decklagen-Übergang.

Die Welligkeit (Ondulation) vergrößert die adhäsive Kontaktfläche lokal zwischen dem Schaumkern und den Decklagen, führt jedoch gleichzeitig zu einer inhomogenen Decklagendicke. Lokale Variationen in der Decklagendicke beeinflussen den vorherrschenden Spannungszustand bei einer Bauteilbelastung. So führt beispielsweise eine Verjüngung der Decklagendicke zu einer lokalen Spannungsüberhöhung (vornehmlich Biegespannungen) innerhalb der Decklagen. Gleichzeitig werden die Spannungen im Kern (vornehmlich Schubspannungen) über einen größeren Querschnitt verteilt und dieser damit entlastet.

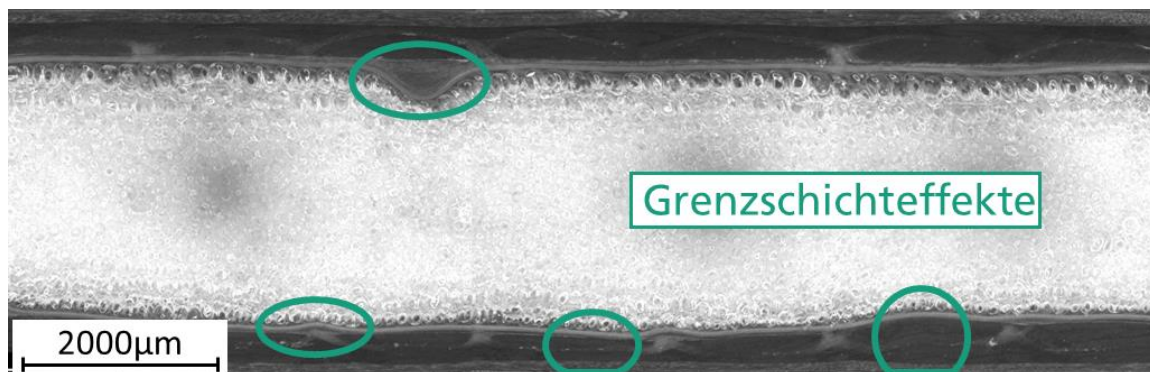


Abbildung 4.15: Übersichtsaufnahme zur Visualisierung der Grenzschichteffekte bei der Sandwichherstellung im D-SCM Prozess (Harzsystem: Araldite; Schaumdichte: 150 kg/m^3)

Nachfolgend werden die Gründe für die lokalen Ondulationen der TPU-Folie näher analysiert.

In Abbildung 4.16 ist die Ondulation der TPU-Grenzschicht aufgrund der oberflächlichen Nähfäden der textilen Verstärkungsstruktur dargestellt (vgl. Abbildung 3.6). Es ist eindeutig zu erkennen, dass die flexible TPU-Folie lokal um den Nähfäden herum ausbeult. Zudem können im Querschnitt der Decklagen kleine Poren identifiziert werden. Diese stehen jedoch nicht im direkten Zusammenhang mit der lokalen Grenzschichtausprägung. Die Schaumporen passen sich der ausgebeulten TPU-Folie an. Das Phänomen der nähfaden-induzierten Welligkeit kann sowohl bei dem Einsatz vom Epikote-Harzsystem (Abbildung

4.16, links) als auch beim Araldite-Harzsystem in den Decklagen (Abbildung 4.16, rechts) beobachtet werden. Ebenso ist der Effekt nicht abhängig von der Schaumkerndichte und auch bei 200 und 250 kg/m³ nachweisbar.

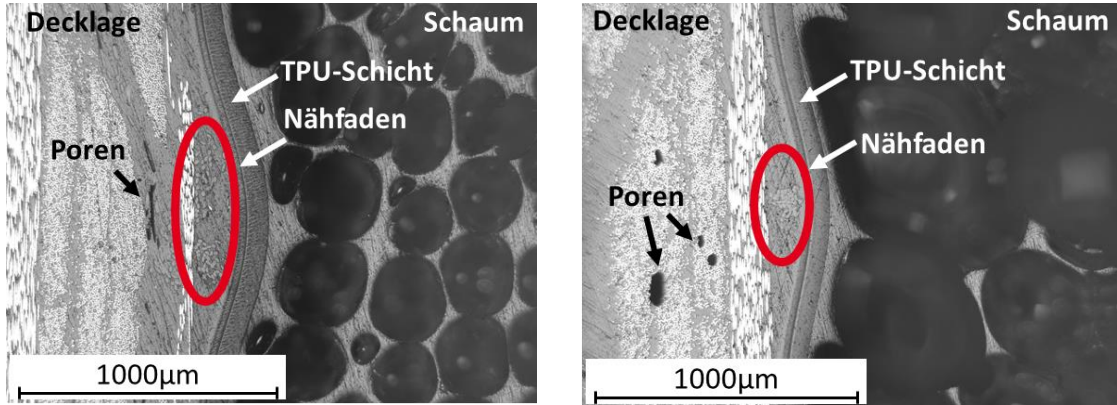


Abbildung 4.16: Detailaufnahmen der Grenzschicht im Bereich des Polyester Nähfadens bei 150 kg/m³ Schaumdichte: Epikote-Harzsystem (links), Araldite-Harzsystem (rechts)

Neben der Anpassung der Grenzschicht an die Nähfäden können Folienondulationen auch ohne definierten Auslenkungsgrund identifiziert werden (vgl. Abbildung 4.17). Dabei ist der Bereich der Folienondulation decklagenseitig mit Reinharz gefüllt. Auch dieser Effekt ist für beide Harzsysteme sowie über alle Schaumkerndichten zu beobachten. Die Schaumporen passen sich der Grenzschichtondulation analog zu Abbildung 4.16 an. Dabei werden diese, abhängig von der Krümmung, mitunter deutlich deformiert (vgl. Abbildung 4.17, links).

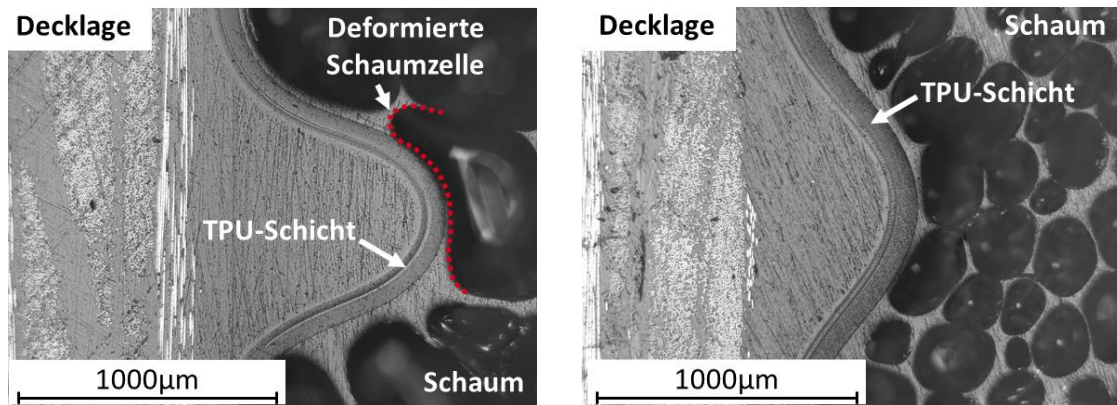


Abbildung 4.17: Detailaufnahmen von Ondulationen der TPU-Grenzschicht für das Araldite-Harzsystem in den Decklagen bei den Schaumkerndichten 150 kg/m³ (links) und 250 kg/m³ (rechts)

Die Gründe für diesen Effekt sind nicht eindeutig nachweisbar. Eine Erklärung ist, dass es sich um Auswirkungen von Nähfadeninduzierten Welligkeiten handelt, welche sich in Bereiche ohne Nähfaden fortsetzen. Auch kann das Zusammenwirken von Schaumexpansion und Decklageninfiltration zum lokalen Aufschieben der flexiblen Grenzschicht führen. Ein alleiniger Temperatureffekt wird ausgeschlossen, da die TPU-Folien bei 80 °C und isolierter Betrachtung keine entsprechend stark gekrümmten Welligkeiten ausbildet. Jedoch zeigt sich die thermoplasttypische, gesteigerte Flexibilität und Formbarkeit bei erhöhten Temperaturen, wodurch die Folie während dem Prozess kaum Widerstand gegen auftretende Kräfte leisten kann.

Abbildung 4.18 zeigt die Dickenschwankungen der Decklagen aufgrund lokaler Stapeleffekte der Kohlenstofffaserverstärkung. Im Gegensatz zu den bereits beschriebenen Phänomenen resultieren die halbzeugbasierten Dickenveränderungen der Decklagen in langwelligigen Grenzschichtdeformationen. Es kommt dabei zu keinen kleinen Krümmungsradien wie in Abbildung 4.16 und Abbildung 4.17 dargestellt.

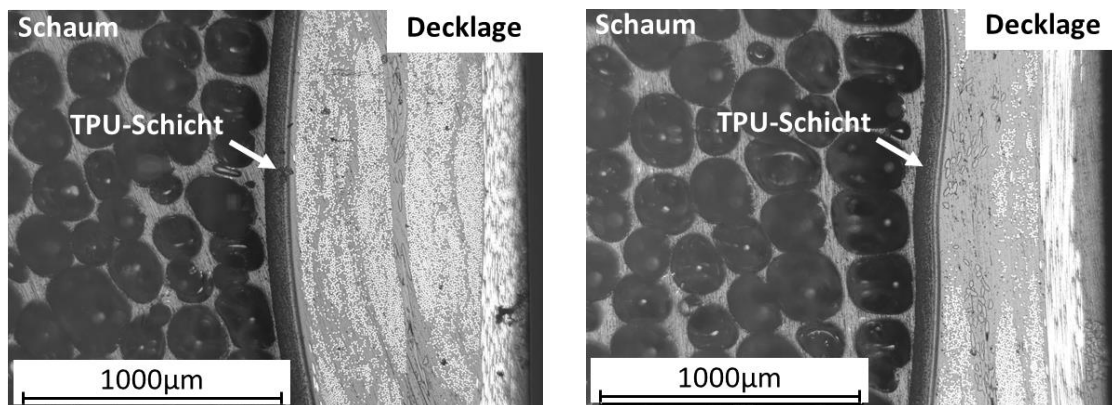


Abbildung 4.18: Detailaufnahmen von variierenden Decklagendicken aufgrund lokaler Stapeleffekte der Kohlenstofffaserhalbzeuge in den Decklagen für das Araldite-Harzsystem und 250 kg/m³ Schaumdichte: Roving-Überlagerung (links); Roving-Lücke (rechts)

Hintergrund der Decklagenvariationen sind lokale Überlagerungen von Faserbündeln (Rovings) oder die Überlagerung von Zwischenräumen der Faserbündel. Das Schaumsystem übt durch die TPU-Grenzschicht Druck auf die imprägnierte Decklage aus. Die effektive Steifigkeit der Decklagen ist dabei eine Kombination aus lokaler Halbzeugsteifigkeit und fluiden Anteilen durch das Harzsystem. Wenn sich lokal mehrere Faserbündel in der Decklage überlagern, so ist die effektive Steifigkeit gegenüber dem Schaumdruck in diesem Bereich größer, da die Fasern bei den vorherrschenden Prozessdrücken als inkompressibel angenommen werden können. Daraus resultiert eine geringere, schaumdruckbedingte Deformation der Decklage in Dickenrichtung. Die Decklage der Sandwichstruktur ist somit an dieser Stelle dicker (vgl. Abbildung 4.18, links). Gegensätzlich verhält es sich mit der Überlagerung von Roving-Zwischenbereichen der textilen Verstärkungslagen. Die lokale Steifigkeit wird durch den Mangel an Kohlenstofffasern reduziert und die Decklage infolge des Schaumdrucks stärker komprimiert. Damit ist die Decklage in diesem Bereich vergleichsweise dünner (vgl. Abbildung 4.18, rechts). Auch dieser Effekt ist unabhängig vom

Harzsystem in den Decklagen und der eingesetzten Schaumkerndichte und stellt ein Textilmerkmal dar.

Abbildung 4.19 zeigt Detailaufnahmen der beidseitigen Anbindung von Schaummaterial und Decklagensystem an die TPU-Folie. Bei allen untersuchten Proben wird eine durchgängige Benetzung der Grenzschicht von beiden Seiten beobachtet. Die adhäsive Kompatibilität aus Kapitel 3.4.3 zwischen Folie und Schaummaterial kann damit bestätigt werden. Decklagenseitig bildet sich eine Übergangsschicht aus.

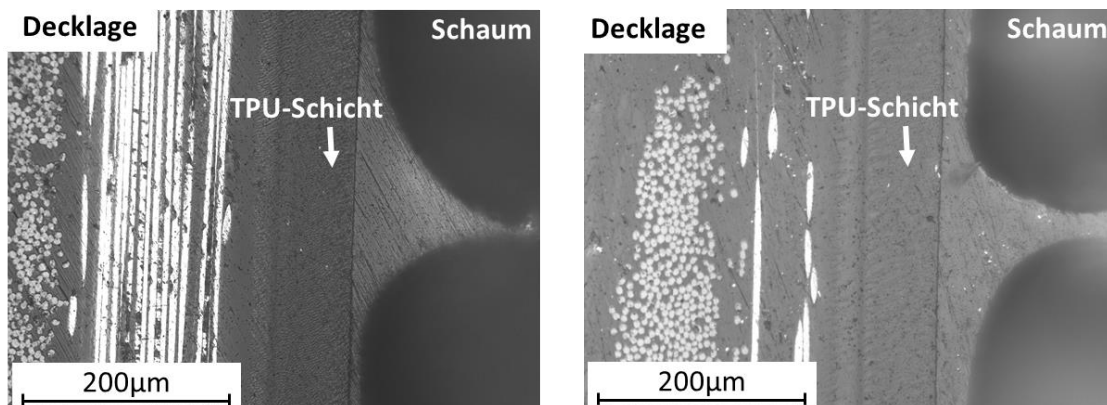


Abbildung 4.19: Detailaufnahmen der Decklagen- und Schaumkern-Anbindung an die TPU-Grenzschicht für das Araldite-Harzsystem in den Decklagen bei den Schaumkerndichten 150 kg/m^3 (links) und 250 kg/m^3 (rechts)

Auffällig ist, dass sich schaumkernseitig immer eine dünne Polyurethanschicht zwischen den Poren und der TPU-Folie ausbildet. Damit bildet sich stets eine geschlossene Fläche zur adhäsiven Anbindung zwischen Schaumkern und Decklage in der Sandwichstruktur aus. Auch dieser Effekt ist unabhängig vom Harzsystem in den Decklagen oder der eingesetzten Schaumkerndichte (vgl. Abbildung 4.15 links mit 150 kg/m^3 und rechts mit 250 kg/m^3 Schaumdichte).

Die identifizierten Variationen in den Decklagendicken sind bedingt durch die Flexibilität der TPU-Grenzschicht im Zusammenspiel mit den Nähfäden sowie lokalen Stapelmerkmalen der Faserstruktur und lassen sich bei der Prozessstrategie des D-SCM nicht verhindern. Aufgrund der lokalen, geometrischen Ausprägungen wird die Auswertung mechanischer Prüfungen auf Grundlage einer, über die gesamte Probe homogenisierten Betrachtung, erschwert.

4.2.7 Morphologie der Schaumkernstrukturen

Im Folgenden wird die Morphologie der PUR-Kernstrukturen analysiert. Neben der nominalen Dichte hat die Zellstruktur ebenfalls einen Einfluss auf die Schaumeigenschaften, insbesondere bei Schubbelastungen. Das Zellgefüge der Schaumkernstruktur wird durch Aufnahmen mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) untersucht und diskutiert.

Die REM-Aufnahmen werden mit einem REM Typ Zeiss Supra 55VP der Firma Carl Zeiss AG erstellt. Die Probenentnahme erfolgt mittig aus der Schaumkernstruktur. Die Proben werden mittels eines Rasiermessers aus der Schaumstruktur herausgetrennt und anschließend auf einem Probenteller für die REM-Untersuchung vorbereitet. Zentraler Schritt dabei ist das Besputtern (Beschichten) der Proben mit einer leitfähigen Substanz (hier: Gold). Eine leitfähige Probenoberfläche ist essenziell für die Aufnahme von REM-Bildern. Anschließend werden Einzelbilder erstellt und zu Panoramaaufnahmen zusammengesetzt.

Nachfolgend werden Aufnahmen mit repräsentativen Schaummerkmale der D-SCM Sandwichstrukturen mit 150, 200 und 250 kg/m³ Schaumdichte vorgestellt und diskutiert. Die Herstellung der Sandwichstrukturen erfolgt analog dem in Kapitel 4.1.1 eingeführten Prozessablauf. Es können keine Unterschiede zwischen den Schaumstrukturen von Sandwichbauteilen mit Araldite-, bzw. Epikote-Harzsystem in den Decklagen festgestellt werden. Im Folgenden wird daher nicht weiter nach Decklagen-Matrixsystem unterschieden.

Abbildung 4.20 zeigt die repräsentative Aufnahme einer im D-SCM Prozess hergestellten Schaumstruktur mit 150 kg/m³ Schaumdichte. Die Wände der Schaumzellen weisen Anzeichen von Instabilitäten während des Schäumprozesses auf. Es kann zudem Zellwandversagen beobachtet werden, was in einer lokalen Offenzelligkeit der Schaumstruktur resultiert.

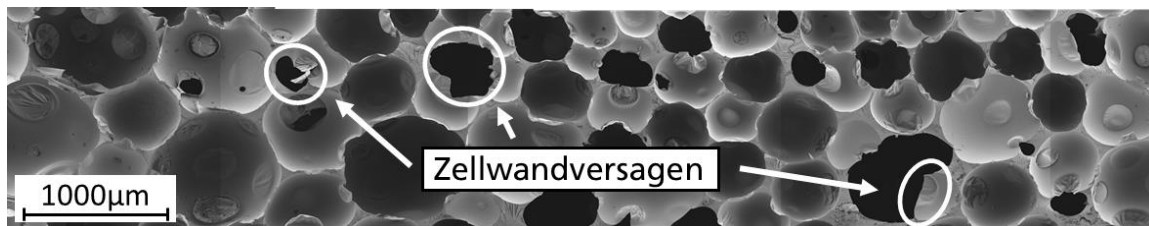


Abbildung 4.20: Repräsentative REM-Aufnahme der Schaumstruktur einer im D-SCM Prozess hergestellten Sandwichstruktur mit 150 kg/m³ Schaumdichte (Signalart: Sekundärelektronen; Aperaturblende: 30 µm; EHT: 4 kV)

Bei dem in Kapitel 3.5.1 eingeführten chemischen Schaumbildungsprozess kommt es während der Phase des Gasblasenwachstums aufgrund des hohen Drucks in kleineren Poren zu Disproportionierungen der Schaumzellen. Dabei diffundiert das entstandene CO₂ von kleinen hin zu größeren Zellen um den lokalen Druckunterschied auszugleichen [141, 142]. Folglich kommt es zu unregelmäßigen Zellgrößen und im Grenzfall zu offenen Zellstrukturen. Ein solches Schäumverhalten ist nachteilig, da die mechanischen Eigenschaften der Schaumstruktur beeinträchtigt werden

Dieser Effekt wird durch die Anpassung des Schaumsystems und das damit erzielte höhere Druckniveau weiter verstärkt. Die vergleichsweise geringe Polymermasse bei 150 kg/m³ Schaumdichte ist nicht in der Lage, die Zellwände während der Schaumbildung ausreichend zu stabilisieren.

In Abbildung 4.21 ist die Schaumstruktur eines D-SCM Sandwich mit 200 kg/m³ Schaumdichte dargestellt. Auch hier sind Instabilitäten zu erkennen. Diese sind im Gegensatz zu

Abbildung 4.20 jedoch deutlich weniger ausgeprägt. Die Zellgrößen bei 150 und 200 kg/m³ Schaumdichte sind vergleichbar. Auch bei der erhöhten Dichte scheint es noch zu Disproportionierungseffekten zu kommen, wodurch eine fein verteilte Struktur kleiner Zellen verhindert wird.

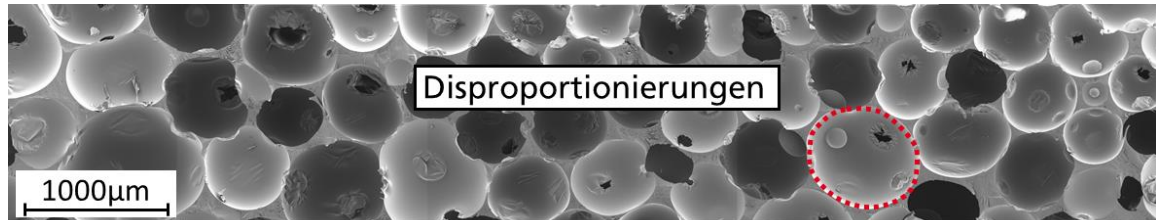


Abbildung 4.21: Repräsentative REM-Aufnahme der Schaumstruktur einer im D-SCM Prozess hergestellten Sandwichstruktur mit 200 kg/m³ Schaumdichte (Signalart: Sekundärelektronen; Aperaturblende: 30 µm; EHT: 4 kV)

Die grundsätzlich verbesserte Schaumqualität ist auf die stützende Wirkung des zunehmenden polymeren PUR-Materials bei 200 kg/m³ zurückzuführen. Obgleich der Prozessdruck mit steigender Schaumdichte wächst (vgl. Kapitel 3.5.3) ist die Polymermasse in der Lage, die Zellstruktur weitestgehend zu stabilisieren und eine Offenzelligkeit zu verhindern. Damit werden stabilere Schaumstrukturen bei gleichzeitig höheren Prozessdrücken realisiert.

Abbildung 4.22 zeigt einen repräsentativen Ausschnitt der Schaumstruktur eines im D-SCM Prozess mit 250 kg/m³ Schaumdichte hergestellten Sandwichs. Die Zellen sind ausnahmslos geschlossen und die Verteilung ist weitestgehend homogen. Die Zellgröße ist deutlich geringer gegenüber 150 und 200 kg/m³ Schaumdichte. Lokale Disproportionierungseffekte führen sehr vereinzelt zu größeren Schaumporen.

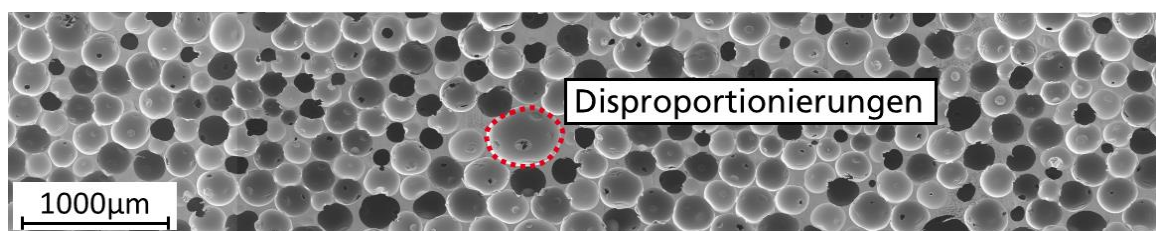


Abbildung 4.22: Repräsentative REM-Aufnahme der Schaumstruktur einer im D-SCM Prozess hergestellten Sandwichstruktur mit 250 kg/m³ Schaumdichte (Signalart: Sekundärelektronen; Aperaturblende: 30 µm; EHT: 4 kV)

Die für 250 kg/m³ Schaumdichte erhöhte PUR-Masse ist im Gegensatz zu den Schaumstrukturen aus Abbildung 4.20 und Abbildung 4.21 in der Lage, die Zellwände während des gesamten Schäumprozesses zu stabilisieren. Aufgrund der erhöhten Dichte ist der

D-SCM Prozessdruck für 250 kg/m^3 gegenüber 200 kg/m^3 Schaumdichte noch einmal gesteigert. Die Zellmorphologie aus Abbildung 4.22 zeigt jedoch, dass dieser Effekt keinen erkennbaren negativen Einfluss auf den chemischen Schaumbildungsprozess hat.

Die zunehmenden Kerneigenschaften mit steigender Dichte (vgl. Kapitel 4.2.2 und 4.2.8) stellen den kombinierten Effekt aus einer höheren Polymermasse und einer homogenen Schaumstruktur dar. Bezogen auf die gewichtsspezifischen Verbundeigenschaften lohnt sich eine Schaumkerndichte von 250 kg/m^3 gegenüber 150 kg/m^3 , da die Massezunahme von der Performancesteigerung überkompensiert wird. Im Hinblick auf das absolute Bauteilgewicht ist die Dichteerhöhung im Schaumkern kritischer zu betrachten, da die absolute Masse des Bauteils entsprechend zunimmt. Damit stellt die Schaumdichte einen Designparameter für das Erzielen gewünschter Bauteileigenschaften bei gleichzeitiger Berücksichtigung eines möglichst geringen Gewichts dar. Die Schaumkerndichte sollte nur so hoch wie zur Erfüllung der Bauteilanforderungen erforderlich gewählt werden.

4.2.8 Schubeigenschaften der Kernstruktur

Die Schubeigenschaften der Kernstruktur sind effektive Stellgröße zur Einstellung der Verbundeigenschaften. Zum einen ist das Kernversagen unter Schubbelastung eine der häufigsten Versagensmechanismen bei Sandwichverbunden und stellt damit die Einsatzgrenze dar, zum anderen besitzt der Schubmodul einen großen Einfluss auf die Verbundsteifigkeit.

Im Folgenden werden sowohl die maximale Schubspannung bei Probenversagen als auch der Schubmodul analysiert und im Kontext der Schaumkern-Morphologie diskutiert.

Schubspannung τ_{max} bei Probenversagen in der Kernstruktur

Das Probenversagen ist bei allen durchgeführten Versuchen vergleichbar. Es kommt ausschließlich zu einer druckseitigen, decklagenparallelen Rissausbreitung in der Schaumstruktur nahe der Decklagen/Kern-Grenzschicht. Das Versagensbild ähnelt einer klassischen Decklagen/Kern-Delamination, wobei die TPU-Grenzschicht nicht der Schwachpunkt ist. Bei allen Proben bleibt eine durchgängige Schicht von Schaumrückständen an der Decklage haften. Damit ist die grenzschichtnahe Schaumstruktur die Schwachstelle (Kohäsionsversagen) des Verbundes.

Die maximale Schubspannung τ_{max} entspricht dem Spannungszustand in der Kernstruktur zum Zeitpunkt des ersten Probenversagens bei der maximalen Prüfkraft P_{max} . Formel (2.12) bildet die allgemeine Berechnungsgrundlage für die Bestimmung von τ_{max} . Da die Norm ASTM C393/C393M - 16 ausschließlich Schubversagen zulässt und ein solches Versagensverhalten bei allen Proben beobachtet werden kann, ist die maximale Kern-Schubspannung gleichzusetzen mit der Kern-Schubfestigkeit für den betrachteten Sandwichverbund unter 3-Punkt Biegebelastung.

Die entsprechend berechneten maximalen Kern-Schubfestigkeiten der geprüften Sandwichproben sind in Abbildung 4.23 mit den zugehörigen Standardabweichungen dargestellt.

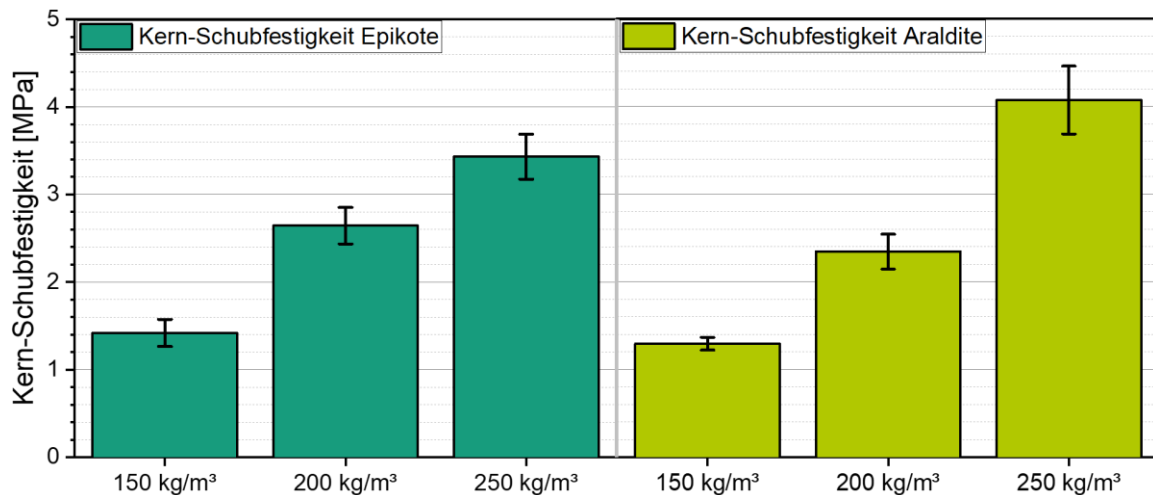


Abbildung 4.23: Kern-Schubfestigkeit der Sandwichstruktur für das Epikote Harzsystem (links) und das Araldite Harzsystem (rechts)

Für die Prüfkörper mit Epikote Harzsystem in den Decklagen wird die mittlere Kern-Schubfestigkeit von 1,4 MPa bei 150 kg/m³ auf 2,6 MPa bei 200 kg/m³ und weiter auf 3,4 MPa für 250 kg/m³ verbessert. Für das Araldite-System entwickeln sich die Wert von 1,3 MPa bei 150 kg/m³, über 2,3 MPa bei 200 kg/m³ auf 4,1 MPa bei 250 kg/m³ Schaumdichte. Analog zu der Gesamtsteifigkeit aus Abbildung 4.8 nimmt die Kern-Schubfestigkeit bei steigender Schaumdichte zu.

Aufgrund der gesteigerten Menge an Polymermaterial wird die Tragfähigkeit bei höheren Dichten vergrößert. Zudem zeigt Kapitel 4.2.7, dass auch die Schaummorphologie bei steigender Dichte homogener wird und weniger Instabilitäten aufweist. Die damit zunehmende Schaumqualität führt ebenfalls zu einer höheren Belastbarkeit der Kernstruktur.

Grundsätzlich liegen die ermittelten Schubfestigkeiten in einem plausiblen Wertebereich, da Literaturwerte vergleichbarer PUR-Hartschäume in der gleichen Größenordnung liegen (z.B. LEOcore® mit 145 kg/m³ Schaumdichte und 1,2 MPa Schubfestigkeit [50]).

Die Schaumdichte besitzt sowohl direkten Einfluss auf die Kern-Schubfestigkeit, als auch auf die Verbundmasse. Die gewichtsspezifischen Kern-Schubfestigkeiten in Abbildung 4.24 sind auf das gesamte Probengewicht bezogen. Auch hier zeigt sich der qualitativ analoge Verlauf zu den absoluten Werten aus Abbildung 4.23. Die gewichtsspezifischen Werte nehmen von geringen zu höheren Schaumdichten zu. Damit überwiegt die Festigkeitszunahme die zusätzliche Kernmasse infolge der Dichtesteigerung (analog der Gesamtsteifigkeit, Kapitel 4.2.2). Für die Sandwichverbunde ergibt sich damit beim Einsatz höherer Kerndichten ein gewichtsspezifischer Vorteil hinsichtlich der Versagensgrenze.

Die Schubfestigkeit des Kerns ist bei den betrachteten Proben die versagensrelevante Größe. Eine gesteigerte Schubfestigkeit führt unmittelbar zu einer Zunahme der Belastungsgrenze des Sandwichverbundes.

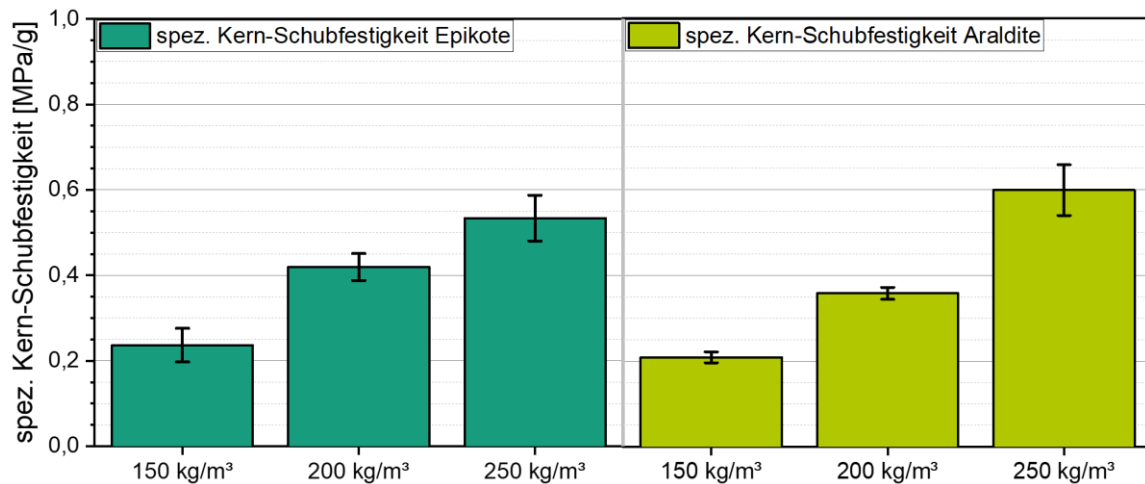


Abbildung 4.24: Gewichtsspezifische Kern-Schubfestigkeit der Sandwichstruktur für das Epikote Harzsystem (links) und das Araldite Harzsystem (rechts)

Auswertung des Kern-Schubmoduls G_K der auf Basis der Stützweitenvariation

Abbildung 4.25 (halbgefüllte Symbole) zeigt die, auf Basis der Stützweitenvariation errechneten, Kern-Schubmoduln G_K inklusive den Standardabweichungen für die drei untersuchten Schaumdichten.

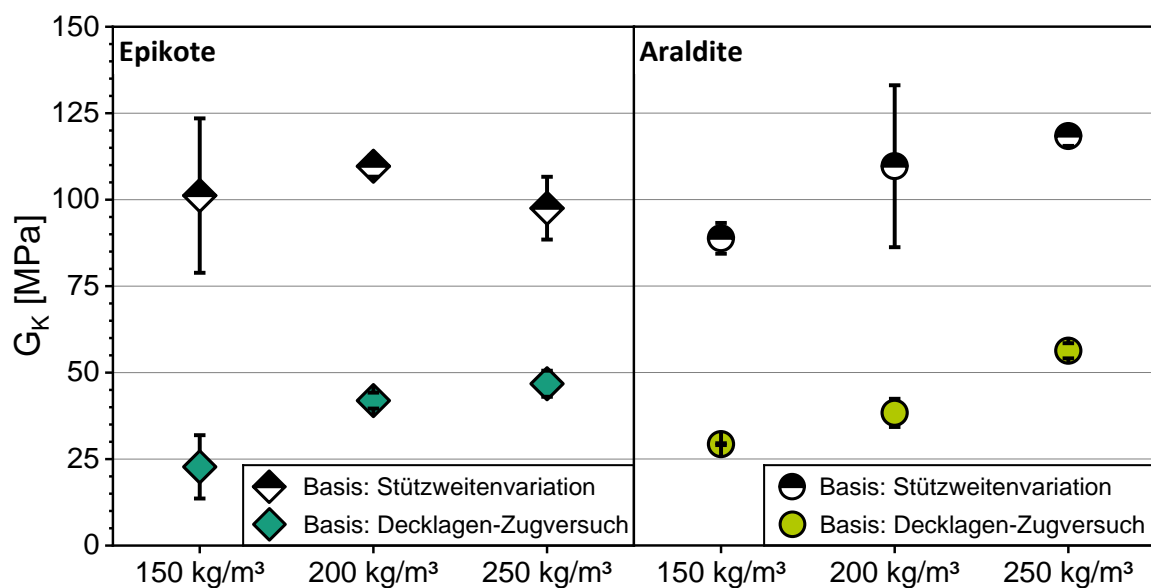


Abbildung 4.25: Kern-Schubsteifigkeit G_K der 3-Punkt Biegeergebnisse auf Basis der Stützweitenvariation sowie auf Basis der Decklagen-Zugversuche für das Epikote (links) und das Araldite (rechts) Harzsystem in den Decklagen

Bei der Auswertung des Kern-Schubmoduls auf Basis der Stützweitenvariation ist für die Biegeproben mit Epikote in den Decklagen keine konstante Steifigkeitszunahme mit steigender Kerndichte zu beobachten. Für die Prüfkörper mit dem Araldite Harzsystem in den

Decklagen ist ein solcher Trend erkennbar. Die Standardabweichung bei 200 kg/m³ Kerndichte relativiert die Aussage zwar, zwischen 150 und 250 kg/m³ Kerndichte ist eine Abhängigkeit von Schaumdichte zu Kernsteifigkeit jedoch eindeutig.

Auswertung des Kern-Schubmoduls G_K auf Basis der Decklagen-Zugversuche

Auch die Ergebnisse zur Bestimmung des Kern-Schubmoduls G_K auf Basis der Decklagen-Zugversuche sind in Abbildung 4.25 (vollgefüllte Symbole) dargestellt.

Für 150 kg/m³ Schaumdichte wird eine mittlere Schubsteifigkeit zwischen 22,8 (Epikote) und 29,3 MPa (Araldite) festgestellt. Bei 250 kg/m³ Dichte wird die Steifigkeit auf 46,8 (Epikote), bzw. 56,3 MPa (Araldite) gesteigert. Der Kern-Schubmodul nimmt für beide Harzsystem mit der Schaumdichte zu. Dies gilt für das Araldite-System in den Decklagen auch unter Berücksichtigung der Standardabweichungen über alle drei Dichtestufen.

Diskussion beider Ansätze zur Bestimmung des Kern-Schubmoduls G_K

Die, auf Basis der Stützweitenvariation ermittelten, Kern-Schubsteifigkeiten sind im Vergleich zu Literaturwerten (vgl. PUR Schaumkern LeoCore® 145 kg/m³: $G = 30$ MPa; 210 kg/m³: $G = 50$ MPa [50]) deutlich erhöht. Die Kern-Schubmoduln, die als Basis die Decklagen-Zugversuche haben, liegen deutlich unter den Werten aus der Stützweitenvariation und sind in einer realistischen Größenordnung.

Auch die qualitative Entwicklung der Ergebnisse auf Basis der Decklagen-Zugversuche hin zu höheren Steifigkeitswerten mit zunehmender Schaumdichte ist plausibel. Aufgrund der erhöhten Polymermasse und damit der massiveren Tragstruktur bei höheren Dichten steigt die Schubsteifigkeit des Schaummaterials an. Analog der Schubfestigkeit wird dieser Effekt durch die deutlich homogenere Schaumstruktur bei höheren Dichten weiter begünstigt (vgl. Kapitel 4.2.7).

Es lässt sich festhalten, dass die Auswertemethode auf Basis der Stützweitenvariation im Grenzbereich der hier betrachteten Sandwichstrukturen für den Kern-Schubmodul nicht zuverlässig funktioniert.

Die Charakterisierung des Kern-Schubmoduls auf Basis der Decklagen-Zugversuche ist hingegen möglich. Dabei zeigt sich, dass die Kern-Schubsteifigkeit einen signifikanten Einfluss auf die Gesamtsteifigkeit des Verbundes besitzt. Infolgedessen stellt die Steifigkeit des Schaumkerns, unter Beibehaltung der Decklagenverstärkung und der geometrischen Abmessungen, einen relevanten Stellhebel zur Modifikation der Sandwicheigenschaften dar.

Aufgrund der bereits angeführten Unsicherheiten in Kapitel 4.2.5 ist die Bestimmung des Kern-Schubmoduls über 3-Punkt Biegeversuche mit Stützweitenvariation nicht möglich.

4.3 Diskussion der Validierungsversuche auf Plattenebene

Im folgenden Kapitel werden die gewonnenen Erkenntnisse aus der Prozessentwicklung und -validierung diskutiert. Wesentliche Aspekte dabei sind die Übertragbarkeit der individuell ermittelten Materialinformationen auf den D-SCM Prozess, die Vorhersagegüte der D-SCM Prozesssimulation und der Vergleich mit dem Stand der Technik für zweistufige sowie dem Stand der Forschung für einstufige Verfahren zur Sandwichherstellung.

4.3.1 Diskussion des D-SCM Prozesses für 2D Sandwichplatten

Der D-SCM Prozess wird analog der Definition aus Kapitel 3.2 umgesetzt. Dabei kann das Zusammenspiel der zeit- und temperaturabhängigen Reaktivitäten der duromeren Systeme auf Basis der individuell ermittelten Materialverhalten gesteuert werden. Es ist möglich, mit dem D-SCM Verfahren prüffähige Sandwichstrukturen für die Charakterisierung der D-SCM Verbundeigenschaften herzustellen. Dennoch sind die individuell ermittelten Materialcharakteristika aus Kapitel 3 nicht direkt und vollumfänglich auf den D-SCM Prozess übertragbar.

Die Analyse des D-SCM Prozessdrucks in Kapitel 4.1.3 zeigt, dass dieser aufgrund der Wärmeübertragung bei gleicher Materialformulierung und Dichte geringer gegenüber der reinen Schaumcharakterisierung ist. Die Druckaufbauzeiten für die Schaumcharakterisierung und den D-SCM Prozess sind jedoch vergleichbar. Damit können die individuell ermittelten Materialdaten zur zeitlichen Auslegung der D-SCM Prozessschritte herangezogen werden, nicht jedoch unmittelbar für die zu erwartenden, absoluten Druckwerte.

Neben dem Schaumdruck wird auch die Schaummorphologie von der PUR-Formulierung und der Schaumdichte beeinflusst (vgl. Kapitel 4.2.8). Für das betrachtete Schaumsystem muss die Zellstruktur durch ausreichend polymere PUR-Masse stabilisiert werden. Die Erhöhung der Schaumdichte resultiert jedoch wiederum in einem höheren Bauteilgewicht und muss daher je nach Einsatzbedingungen erfolgen. Der Ausgleich von geringeren Schaumdrücke im D-SCM Prozess gegenüber der reinen Schaumcharakterisierung kann somit nicht durch die alleinige Anpassung des Wasseranteils in der Formulierung stattfinden. Dies würde zwar den gewünschten Effekt auf den nominellen Prozessdruck haben, die Schaummorphologie jedoch negativ beeinflussen und damit die Verbundeigenschaften verschlechtern.

Die Infiltration der Decklagen ist mit beiden untersuchten Harzsystemen möglich. Die potentiell zeitkritische Verarbeitung mit dem reaktiveren Araldite-System unter Berücksichtigung der 500 mPas Grenze wird nicht bestätigt. Für die relevanten Prozessschritte sind die Viskositätsbereiche beider Harzsysteme unkritisch.

Die erreichten Faservolumenanteile im D-SCM Prozess sind geringer als die Vorhersagen auf Basis der Kompaktierungsprüfungen. Dies gilt auch unter Berücksichtigung der ermittelten, realen D-SCM Prozessdrücke (vgl. Kapitel 4.2.3). Die Gründe hierfür liegen im Versuchsaufbau der Kompaktierungsprüfungen, der eine direkte Übertragbarkeit der Ergebnisse nicht zulässt. Effekte, die aus der Harzauftragsstrategie und der Kontaktfläche zur

TPU-Barriererschicht resultieren, sind dominanter gegenüber der reinen Halbzeugkompaktierung. Diese Effekte manifestieren sich vornehmlich in einem veränderten Fluidfluss des Harzsystems durch das Decklagentextil. Beispielsweise beeinträchtigen lokale Folienondulationen den grenzschichtnahen Fluidfluss, der mit Hilfe der eingesetzten Simulationsmethoden nicht ausreichend abgeschätzt werden kann.

Die TPU-Folie als undurchlässige Barrierschicht verhindert den Schaumeintritt in die Decklagen (vgl. Kapitel 4.2.4). Damit sind die vereinzelt Poren in den Decklagen ausschließlich auf Lufteinschlüsse zurückzuführen. Die erreichten Porengehalte für die 2D Sandwichplatten liegen in einem Bereich $< 1,5\%$, sichergestellt durch die prozessbegleitende Evakuierung des Werkzeugs. Zudem ist die Anhaftung beider reaktiver Systeme (Harz und Schaum) keine explizite Verbundschwachstelle.

Die TPU-Folie als undurchlässige Barrierschicht erfüllt damit ihren vorgesehenen Zweck im D-SCM Prozess vollständig. Die Flexibilität der polymeren Zwischenschicht führt zu den in Kapitel 4.2.5 beschriebenen, lokalen Decklagendicken und Grenzschichtwelligkeiten. Es kann im Rahmen der Arbeit nicht abschließend geklärt werden, ob sich diese Eigenschaft negativ auf das Verbundverhalten auswirkt.

Bei großflächigen und komplexen Bauteilgeometrien ist das Einbringen der Folie unter Umständen herausfordernd. Das hier eingesetzte TPU-Material besitzt nur eine eingeschränkte Dehnbarkeit, wodurch das Abformen doppeltgekrümmter Bauteilbereiche kaum möglich ist. Für einen solchen Anwendungsfall muss die Folie durch eine geeignetere, dehnbare Ausführung ersetzt werden.

Grundsätzlich ist die Substitution von einzelnen Materialien für die Herstellung von Sandwichstrukturen im D-SCM Prozess möglich. Die dazu notwendigen Grundlagenkenntnisse wurden im Rahmen dieser Arbeit ermittelt. Bei Materialsubstitutionen müssen die Auswirkungen der sich verändernden, zeit- und temperaturabhängigen Eigenschaften im Kontext des Gesamtprozesses berücksichtigt werden. Für das Schaumsystem mit definierter Formulierung und Dichte gilt es dabei die Druckaufbauzeit und die Maximaldrücke unter Berücksichtigung der resultierenden Schaummorphologie zu bestimmen. Das Decklagen-Harzsystem muss eine ausreichende, der Druckaufbauzeit des Schaums entsprechende, Fließfähigkeit besitzen. Für die TPU-Folie sowie die Faserstruktur ist eine grundlegende Kompatibilität zu den beteiligten, reaktiven Systemen essentiell. Darüber hinaus muss die erforderliche Flexibilität zum Abformen der geforderten Bauteilgeometrie sichergestellt sein.

4.3.2 Diskussion der D-SCM Prozesssimulation

Die Prozesssimulation aus Kapitel 3.7 basiert auf den individuell ermittelten Materialinformationen. Dabei zeigt die Simulation die generelle Umsetzbarkeit des Prozesses und stellt einen direkten Zusammenhang zwischen dem Schaumdruck und dem erreichbaren FVG fest.

Bei der Modellierung beider Harzsysteme (Epikote und Araldite) kann, unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Viskositäten, kein signifikanter Einfluss auf die Sandwicheigenschaften identifiziert werden. Diese Erkenntnis deckt sich mit den D-SCM Validierungsversuchen aus Kapitel 4.1.

Der erreichbare FVG und die Fließfähigkeit des Harzsystems durch die Faserverstärkung werden in der Simulation überschätzt. Wie in Kapitel 4.1.3 festgestellt, ist der reale Prozessdruck beim D-SCM Verfahren geringer gegenüber der reinen Schaumcharakterisierung. Aus diesem Grund wird die Prozesssimulation auch mit den real gemessenen Prozessdrücken während der D-SCM Sandwichherstellung durchgeführt. Abbildung 4.26 zeigt die entsprechenden Kurven für die Simulation auf Basis der individuellen Materialcharakterisierung („ind.“) sowie unter Berücksichtigung des realen Prozessdrucks beim D-SCM Verfahren („D-SCM“).

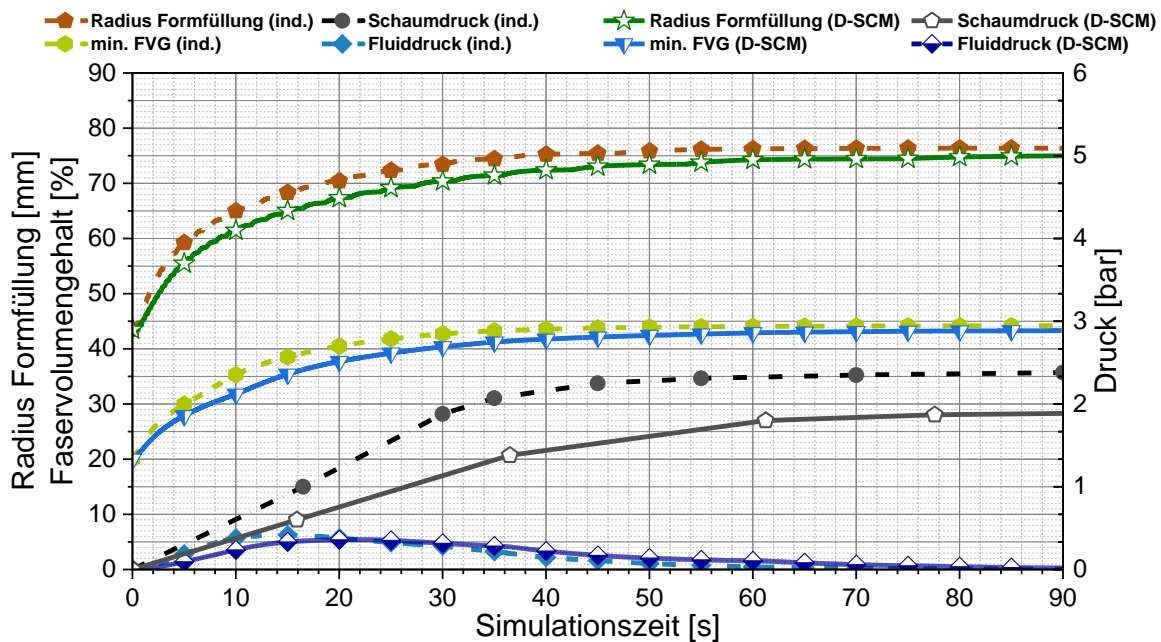


Abbildung 4.26: Simulativer Vergleich der Druckkurven aus der individuellen Schaumcharakterisierung („ind.“) und den real gemessenen Druckwerten während dem D-SCM Prozess („D-SCM“); Materialparameter: Epikote Harzsystem; 150 kg/m^3 Schaumdichte; Schaumformulierung (+ +): 3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator

Da der reale D-SCM Prozessdruck deutlich langsamer ansteigt, liegen auch die Kurven für den gefüllten Decklagenradius sowie den minimalen FVG unterhalb der individuellen Schaumcharakterisierung. Auch das Druckniveau nach 90s Prozesszeit ist beim D-SCM Prozess geringer (1,9 bar für „D-SCM“ zu 2,4 bar für „ind.“) und wirkt sich damit auf den entsprechenden FVG aus, wobei sich die jeweiligen Kurven wieder gegenseitig annähern. Für die reale D-SCM Druckkurve werden 43,3 % FVG vorhergesagt, gegenüber 44,2 % auf Basis der reinen Schaumcharakterisierung. Auch der gefüllte Decklagenradius gleicht sich an und liegt nach 90 s auf einem ähnlichen Niveau. Der Fluiddruck des Harzsystems reagiert für die D-SCM Druckkurve etwas verzögert und bleibt aufgrund des verlangsamten Druckanstiegs länger bestehen. Zum Ende des betrachteten Zeitraums sind für beide Konfigurationen die Fluiddrücke wieder bei null bar und der Fluidfluss damit abgeschlossen.

Der erzielbare FVG und Formfüllradius wird auch unter Berücksichtigung der realen D-SCM Druckkurve weiterhin deutlich überschätzt. Wie in Kapitel 4.2.3 gezeigt ist der tatsächlich erreichbare FVG (ca. 35 %) signifikant geringer gegenüber der Vorhersage aus den Halbzeug-Kompaktierungsversuchen und der darauf basierenden Simulationen. Dies ist vor allem darin begründet, dass bei den Kompaktierungsprüfungen voll imprägniertes Halbzeug mit Druck beaufschlagt wird, und die dabei ermittelten Werte als Grundlage für die Simulation dienen. Zudem wird die Materialkompaktierung zwischen zwei starren Metallflächen durchgeführt, wodurch der tatsächliche Zustand während des D-SCM Prozesses nicht exakt abgebildet wird.

4.3.3 Einordnung in den Stand der Technik für zweistufige Herstellungsverfahren

Die Einordnung des D-SCM Prozesses in den Stand der Technik für zweistufige Verfahren erfolgt anhand von Referenzproben, bei deren Herstellung ein vorkonfektionierter Schaumkern mit getränkten Decklagen verpresst wird (Nasspressen).

Die Herstellparameter (Lagenaufbau, Harzmenge, Schaummaterial, Aushärtezeit, Prozessablauf) für die Referenzproben werden analog zum D-SCM Prozess gewählt. Da die zweistufige Prozesskette keine TPU-Grenzschicht benötigt ist der Schaumkern für die Referenzproben 4,2 mm stark (vgl. D-SCM Prozess: 4 mm Schaumkern + 2 x 0,1 mm TPU-Folie). Damit ist neben der prozesseitigen auch die geometrische Vergleichbarkeit der Proben gewährleistet. Es ist jedoch anzumerken, dass die mittleren Kerndichten für die D-SCM Proben mit den TPU Folien etwas höher sind gegenüber den Referenzproben. Dies liegt daran, dass 0,2 mm TPU-Vollmaterial (Folie) bei den D-SCM Prüfkörpern mehr Masse besitzt als die entsprechenden 0,2 mm Schaummaterial bei den Referenzproben.

Für die Einordnung der mechanischen Eigenschaften der D-SCM Bauteile gegenüber den zweistufigen Referenzproben dient die Gesamtsteifigkeit unter 3-Punkt Biegebelastung. Die Gesamtsteifigkeit wird analog zu Kapitel 4.2.2 bestimmt, wobei sich für die Auswertung auf Sandwichstrukturen mit 150 kg/m^3 Schaumdichte beschränkt wird. Abbildung 4.27 zeigt die absoluten (links) sowie die spezifischen Gesamtsteifigkeiten (rechts), entsprechend dem Decklagensystem und inklusive der Standardabweichungen. Die spezifischen Werte sind auf die gesamte Probenmasse bezogen.

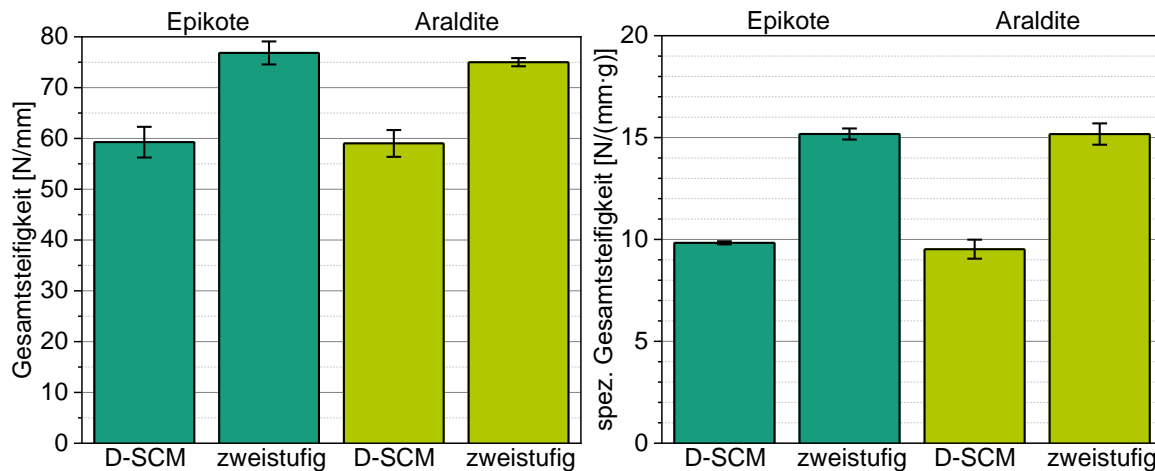


Abbildung 4.27: Absolute (links) und spezifische Gesamtsteifigkeit (rechts) der Sandwichverbunde unter 3-Punkt Biegebelastung mit 150 kg/m^3 Schaumdichte sowie für das Epikote und das Araldite Harzsystem in den Decklagen

Die absoluten, als auch die gewichtsspezifischen Gesamtsteifigkeiten für die zweistufigen Referenzproben sind höher gegenüber den D-SCM Strukturen. Für das Epikote-System liegt die mittlere Gesamtsteifigkeit der D-SCM Struktur bei $59,3 \text{ N/mm}$ und für die zweistufige Herstellung bei $76,8 \text{ N/mm}$. Auch die Araldite-Proben zeigen ein analoges Verhalten. Zwischen den D-SCM mit 59 N/mm und den zweistufig hergestellten Proben mit $75,9 \text{ N/mm}$ liegt ein deutlicher Unterschied.

Die deutlichen Unterschiede zwischen den Herstellungsverfahren liegen hauptsächlich in der erhöhten Prozesskontrolle bei der zweistufigen Verarbeitung begründet. Die vorgelagerte, kontrollierte Schaumkernherstellung führt zu einer homogenen Schaumstruktur und die Schaumkerndicke ist aufgrund der starren Kavität konstant. Dies führt beim anschließenden Aufbringen der Decklagen zu ebenfalls konstanten Decklagendicken und damit zu einem homogenen Spannungszustand über den gesamten Verbund.

Der einstufig hergestellte Sandwichkern im D-SCM Prozess besitzt gegenüber den kontrolliert geschäumten, vorkonfektionierten Kernen einen unregelmäßigeren Aufbau (vgl. Kapitel 4.2.5). Diese, durch Wellen und Falten hervorgerufenen, lokalen Variationen der Decklagendicken- sowie Kernhöhen und die damit einhergehenden, variierenden Spannungszustände können zu den reduzierten mechanischen Eigenschaften führen. Besonders in Bereichen mit erhöhten Schubspannungen resultieren lokale, offenzellige Bereiche im Schaumkern sowie Disproportionierung der Zellstruktur zu einer Steifigkeitsreduktion.

4.3.4 Einordnung in den Stand der Forschung für einstufige Herstellungsverfahren

Im Folgenden wird die Entwicklung des D-SCM Prozesses gegenüber veröffentlichten, einstufigen Referenzprozessen zur Herstellung von FVK-Sandwichstrukturen mit PUR-Schaumkern verglichen. Besonderer Fokus liegt dabei auf den Bauteileigenschaften, konkret auf der umsetzbaren Schaumdichte, dem erreichten Faservolumen- sowie Porengehalt in den Decklagen.

Schaumdichte

Hopmann et al. nutzten Schaumdichten von mindestens 295 kg/m^3 , wobei der Schaumdruck zur fehlerfreien Kompaktierung und Homogenisierung der Decklagen nicht ausreichend war [115]. Weißenborn et al. konnten bei 270 kg/m^3 Schaumdichte eine Textilimprägnierungen zwischen 40 und 65 % und bei 770 kg/m^3 von bis zu 87 % erreichen [92]. Alle Sandwichkomponenten, die im Rahmen dieser Arbeit mit dem D-SCM Verfahren hergestellt wurden besitzen eine geringere Dichte (150 bis 250 kg/m^3). Damit ergibt sich ein Massevorteil gegenüber den veröffentlichten Stand-der-Forschungs Verfahren. Für eine abschließende Bewertung und Einordnung ist die Berücksichtigung der mechanischen Performance jedoch unabdingbar. Dies kann jedoch ausschließlich an vergleichbaren Probengeometrien unter identischen Prüfbedingungen geschehen und aufgrund der Literaturinformationen nicht abschließend bewertet werden.

Faservolumengehalt

In den Arbeiten von Hopmann et. al. wurde im Resin Spray Prepregging Verfahren ein FVG von 38 % eingestellt, jedoch nicht am Bauteil validiert [99]. Weißenborn et al. geben keinen Wert zum Faservolumengehalt an. Alternativ wird die Textilimprägnierung als Maß genutzt. Diese gibt jedoch keinen direkten Aufschluss über den FVG in den Decklagen. Im D-SCM Prozess können bis zu 35 % FVG bei zentralem Harzauftrag erzielt werden. Dies liegt unterhalb der Referenzwerte für das Resin Spray Prepregging Verfahren, stellt jedoch eine messtechnisch nachgewiesene Größe dar. Auf Basis der Erkenntnisse lässt sich der FVG im D-SCM Verfahren durch einen flächigen Harzauftrag deutlich steigern.

Porengehalt

Weißenborn et al. konnten beim Einsatz eines einzigen PUR-Systems für Schaumkern und Decklagen eine Rovingimprägnierung von 84 % und damit ein Porenvolumen von 16 % im tränkaren Bereich (Faservolumen nicht mit einbezogen) erzielen [110]. Die Untersuchungen von Hopmann et al. zeigen, dass das lokale Eindringen von Schaumporen selbst bei einer nahezu optimalen Benetzung der Faserstruktur nicht verhindert werden kann [99]. Der Porengehalt wurde jedoch nicht explizit quantifiziert. Die Umsetzung der undurchlässigen Barrierschicht (TPU-Folie) im D-SCM Verfahren stellt ein zielführendes Konzept dar, um möglichst porenarme Decklagen ($< 1,5 \%$, vgl. Abbildung 4.11) zu erreichen.

Zusammenfassend konnte der Stand der Technik durch den D-SCM Prozess, in den betrachteten Aspekten für die einstufige Herstellung von FVK-Sandwichstrukturen, verbessert werden.

4.4 Prozessdemonstration an einem Bauteil mit erhöhter Komplexität

Die gesamte Entwicklung des D-SCM Prozesses findet im Rahmen des Projektes „Profilregion Mobilitätssysteme Karlsruhe“ statt. Das Teilprojekt „Leichtbau-Traktionsbatteriesystem“ hat zum Ziel, ein funktionsintegriertes Batteriegehäuse in Faserverbundbauweise

virtuell zu konzeptionieren (vgl. Abbildung 4.28, links) und Schlüsseltechnologien zu demonstrieren. Eine der zentralen Komponenten des Leichtbau-Batteriegehäuses ist die tragende Bodenstruktur, ausgeführt als FVK-Sandwichbauteil. Für die Sicherstellung einer ganzheitlichen Leichtbaulösung wird das effiziente Zusammenwirken der Trilogie aus Werkstoff, Konstruktion und Fertigungstechnologie im Rahmen eines Systemansatzes betrachtet. Im Folgenden werden die Bauteilkonstruktion, die eingesetzten Werkstoffe und die Herstellung der Sandwichkomponente im D-SCM-Prozess beschrieben.

4.4.1 Bauteilbeschreibung und eingesetzte Materialien

Abbildung 4.28 (rechts) zeigt den Ausschnitt der Sandwich-Bodenstruktur, die im D-SCM Prozess hergestellt wird. Es handelt sich dabei um ein 2,5D Bauteil, ausgeführt als durchgängige Sandwichstruktur. Die faserverstärkten Decklagen werden prozessintegriert während der Schaumkernbildung umgeformt, infiltriert und konsolidiert. Die textile Umformung beschränkt sich dabei auf eine abwickelbare Geometrie (Textilkrümmungen nur in eine Bauteilrichtung). Die lokalen Erhöhungen des Bauteilquerschnittes (Längsträger) dienen der zusätzlichen Komponentenversteifung und der Batteriemodul-Montage.

Im Vergleich zu den Sandwichplatten der Prozessentwicklung aus Kapitel 4.1 bietet die komplexe Bauteilgeometrie mehrere neue Herausforderungen. Zunächst sind dabei die deutlich größeren Bauteilmaße und die damit einhergehenden größeren Materialmengen zu nennen. Die Herstellung der Demonstratorgeometrie erfolgt weitestgehend in manuellen Prozessschritten. Des Weiteren handelt es sich um eine Sandwichplatte mit variablem Querschnitt: 5,7 mm Bauteildicke im Außenbereich (analog zur 2D Prozessentwicklung), 17,9 mm im Bereich der Längsträger und 9,9 mm zwischen den beiden Längsträgern. Die Dickenvariationen des Bauteils führen zum einen dazu, dass das Schaumsystem die Decklagen entsprechend der Kavitätsgeometrie umformen muss, zum anderen resultiert die variierende Schaumkernhöhe unter Umständen in ortsabhängigen Schaumdrücken. Sowohl die Bauteildimension, die Textilumformung, als auch die Prozessdrücke wirken sich auf die Decklageninfiltration aus und werden in Kapitel 4.4.3 im Detail analysiert.

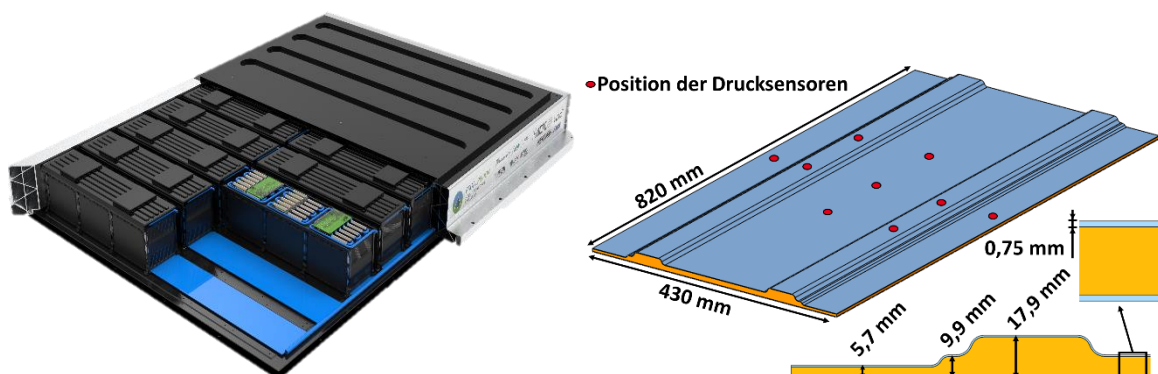


Abbildung 4.28: Übersicht des virtuell entwickelten Gesamtsystems der Leichtbau-Traktionsbatterie (links); Geometrie und Maße der Bodenstruktur für die Umsetzung im D-SCM Prozess (rechts)

Aufgrund der potentiellen Herausforderungen hinsichtlich des manuellen Handlings der zeitkritischen, reaktiven Systeme wird für den Demonstrator ausschließlich das Harzsysteme Epikote™ TRAC 06170 der Fa. Hexion in den Decklagen eingesetzt. Infolge der deutlich geringeren Reaktivität lässt diese Harzsystem mehr zeitlichen Spielraum für die Prozessumsetzung zu. Als Schaumsystem wird die Formulierung (+ +) mit 3,1 Teilen Wasser und 1,1 Teilen Katalysator eingesetzt. Die undurchlässige Grenzschicht wird analog zu den Versuchen aus Kapitel 4.1 über die thermoplastische Polyurethanfolie Typ 4110 der Fa. Saxonymed GmbH mit einer Stärke von 0,1 mm sichergestellt. Auch das Fasermaterial (PX35MD030B-127T der Fa. Zoltek Corporation) und der Lagenaufbau [(0°/90°) (90°/0°)] sind identisch zur D-SCM Prozessentwicklung aus Kapitel 3. Für die schadenfreie Bauteil-Entformung sorgt das semipermanente Formtrennmittel Chemlease® R&B EZ auf Lösungsmittelbasis der Fa. Chem-Trend L.P.

4.4.2 Versuchsplanung und Bauteilherstellung

Das reine Schaumvolumen zwischen den Decklagen des Bauteils beträgt 3,76 Liter. Tabelle 4.7 zeigt den Versuchsplan inklusive der resultierenden Materialmengen für den Schaum (abhängig von Ziel-Dichte) und je Decklage. Das Werkzeug wird analog zu den Versuchen aus Kapitel 4.1 auf 80 °C temperiert. Zur Analyse des Harzflusses während der Bauteilherstellung wird die Auftragsstrategie des Decklagensystems variiert. Beim zentralen Auftrag bildet das Harz einen ovalen, mittig auf den Textillagen platzierten See, umgeben von trockenen Textilbereichen (vgl. Abbildung 4.31, links). Das Harzsystem muss entsprechend lange Fließwege zurücklegen, um die Decklage voll zu imprägnieren. Beim flächigen Harzauftrag wird das reaktive System mit einem Rakel oberflächlich auf dem Textilstapel verteilt (vgl. Abbildung 4.31, rechts). Damit sind die erforderlichen Fließwege innerhalb der Decklagen nahezu ausschließlich auf die Dickenrichtung beschränkt.

Tabelle 4.7: Versuchsplan für die Prozessstudie an der realen Bauteilgeometrie

<i>Schaumdichte</i> [kg/m ³]	<i>Schaummasse</i> [g]	<i>Auftragsstrategie</i> <i>Harz</i>	<i>Harzmasse</i> [g]	<i>Werkzeugtemp.</i> [°C]
150	565	zentral	270	80
200	753	zentral	270	80
250	941	zentral	270	80
150	565	flächig	270	80
200	753	flächig	270	80
250	941	flächig	270	80

Abbildung 4.29 (links) zeigt die Werkzeugunterseite inklusive den Vertiefungen für die lokale Dickenvariation des Sandwichbauteils. Die Kavität wird indirekt über den Werkzeugunterbau temperiert. Die Abmaße innerhalb der Tauchkante betragen 900 x 550 mm². Ein Luftauswerfer im Unterwerkzeug unterstützt die Bauteilentformung. Zwei, innerhalb der

Vakuumdichtung liegende Vakuumbausteine im Oberwerkzeug ermöglichen die Evakuierung der Kavität. Im Oberwerkzeug sind zudem neun Drucksensoren (vgl. Abbildung 4.28, rechts) zur Analyse des Prozessdrucks während der Bauteilherstellung eingesetzt.

Der grundsätzliche, vornehmlich manuelle Versuchsablauf ist identisch zu Abbildung 3.2 und der Plattenherstellung aus Kapitel 4.1. Zunächst wird das händisch angemischte Harzmaterial entsprechend der Auftragsstrategie außerhalb des Werkzeuges auf das untere und obere Decklagenhalbzeug appliziert. Anschließend wird die mit Isopropanol gereinigte TPU-Folie aufgelegt. Nachdem die untere Decklage in die Kavität eingebracht ist, folgt der zentrale Eintrag des reaktiven Schaumsystems in die Kavität. Die Schaummasse entspricht der Ziel-Schaumdichte aus Tabelle 2.1 und wird mittels einem Tisch-Dissolver vermischt. Abschließend wird die obere Decklage eingelegt und das Werkzeug in 16 s entsprechend dem Schließprofil aus Abbildung 4.29 (rechts) geschlossen. Während des Schließvorgangs evakuieren die für 5 s geöffneten Vakuumbausteine die Kavität. Nach 10 Minuten Reaktionszeit (analog Kapitel 4.1) öffnet die Presse wieder und das Bauteil kann entnommen werden. Für jede Konfiguration aus Tabelle 2.1 werden drei Wiederholungen durchgeführt. Die Prozessdrücke werden an den Drucksensorpositionen (vgl. Abbildung 4.28, rechts) kontinuierlich aufgezeichnet, wobei alle Sensoren je Dickenbereich gemittelt ausgewertet werden (5,7 mm: zwei Sensoren; 9,9 mm: drei Sensoren; 17,9 mm: vier Sensoren). Die Harzauftragsituation vor und der imprägnierte Bereich nach der Bauteilherstellung werden fotografisch dokumentiert.

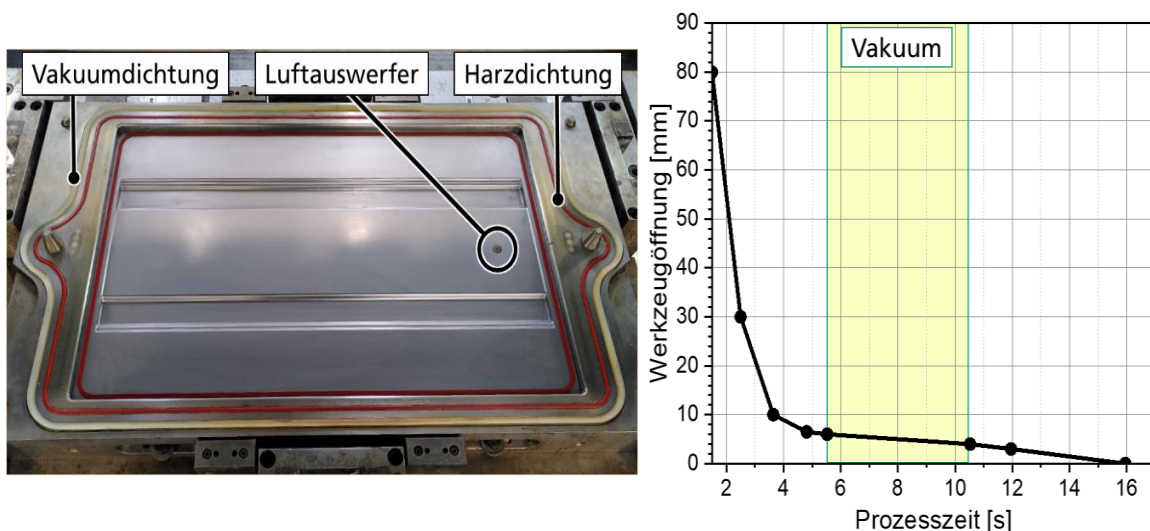


Abbildung 4.29: Werkzeugunterseite inklusive Harz- und Vakuumdichtung sowie der Luftauswerfer (links); Weggeregeltes Werkzeug-Schließprofil (rechts)

4.4.3 Diskussion der Prozess- und Bauteilmerkmale

Im Folgenden wird die Umsetzung einer realen Bauteilgeometrie im D-SCM Prozess hinsichtlich der Prozess- und Bauteileigenschaften analysiert. Dabei werden Skalierungseffekte beim Transfer des D-SCM Prozesses von der 2D Ebene der vorangegangenen Prozessentwicklung auf die 2,5D Ebene diskutiert.

Analyse der Kavitätsdruckverläufe

In Abbildung 4.30 sind die Prozessdruckverläufe während der Bauteilherstellung als Mittelwert der Drucksensoren in den jeweiligen Bauteildickenbereichen (5,7 mm: links; 17,9 mm: rechts) inklusive der Standardabweichung dargestellt.

Sowohl für 5,7 als auch 17,9 mm Bauteilhöhe ist eine dichtebedingte Druckstaffelung festzustellen. Von 150 kg/m^3 bis 250 kg/m^3 Schaumdichte ist eine stetige Zunahme des maximalen Kavitätsdrucks zu beobachten, wobei sich auch die Standardabweichungen nicht überschneiden. Dieses Verhalten der Druckwerte deckt sich mit den Erkenntnissen aus der Kavitätsdruckanalyse im D-SCM Prozess (vgl. Kapitel 4.1.3) bezüglich des Zusammenhangs zwischen Schaumdruck und Schaumdichte. Die Prozessdrücke aus der 2D Prozessentwicklung bei 5,7 mm Sandwichhöhe (vgl. Abbildung 4.6) sind jedoch geringer gegenüber denen für die Herstellung der Bodenstruktur. Auf 2D Ebene wurden Prozessdrücke von 1,7 bar bei 150 kg/m^3 und 4,2 bar bei 250 kg/m^3 Schaumdichte erzielt.

Die Diskrepanz zwischen den Maximaldrücken für die 2D und 2,5D Bauteilherstellung kann durch den zentralen Schaumauftrag erklärt werden. Um den Zwischenraum zwischen den Decklagen vollständig zu füllen schäumt das PUR-System, ausgehend von der Bauteilmitte in die Randbereiche. Dabei kann es aufgrund des Fließvorgangs zu einer Inhomogenität (Gradient) der Dichte im Schaumkern kommen. Tendenziell ist die Dichte im Bereich des Schaumauftrags höher und damit auch der Schaumdruck. Die Drucksensoren sind ebenfalls auf die Bauteilmitte konzentriert (vgl. Abbildung 4.28, rechts) und zeichnen dadurch die erhöhten Druckwerte auf.

Bei konstanter Bauteilhöhe und Schaumdichte ist der Prozessdruckverlauf, unter Berücksichtigung der Standardabweichungen, unabhängig von der Auftragsstrategie. Sowohl für 5,7 als auch 17,9 mm Bauteilhöhe unterscheiden sich die Kurven für den flächigen (durchgängig) von dem zentralen Harzauftrag (gestrichelt) nicht signifikant. Das Textil im Bereich der Drucksensoren ist sowohl bei flächigem, als auch bei zentralem Harzauftrag weitgehend benetzt. Der Schaumdruck wird somit für beide Auftragsstrategien unmittelbar über das inkompressible Harzsystem an den Drucksensor übertragen.

Das höhere Druckniveau bei 17,9 gegenüber 5,7 mm Bauteilhöhe entspricht den Erkenntnissen aus den Untersuchungen zum Einfluss der Schaumkernhöhe auf den Schaumdruck (vgl. Kapitel 3.5.4). Dabei führt eine erhöhte Schaumhöhe zu einem volumetrisch reduzierten Wärmeeintrag und damit zu einer effektiveren Treibreaktion.

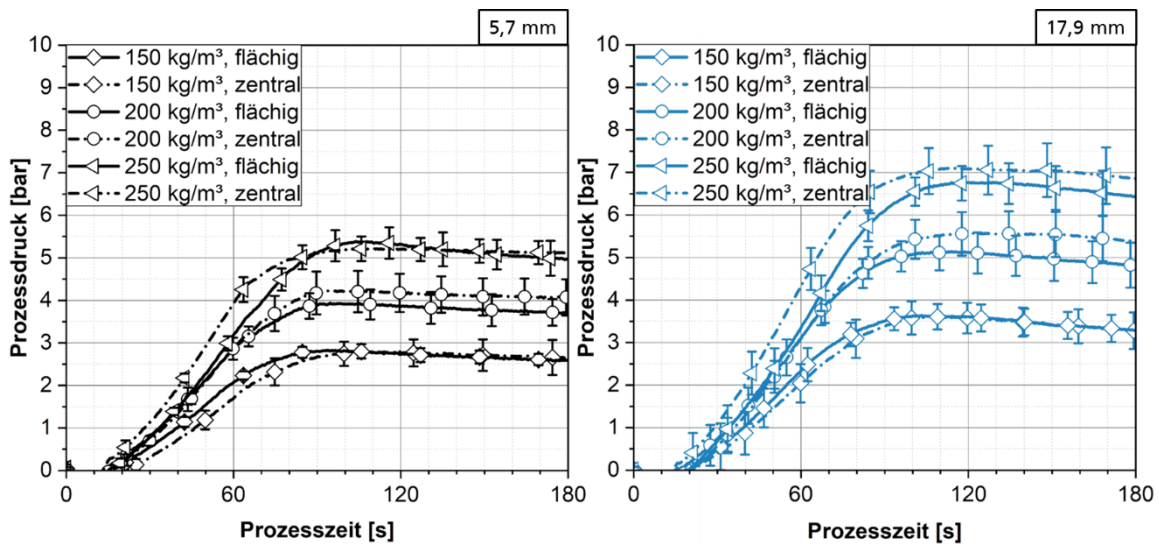


Abbildung 4.30: Prozessdruckverläufe für die Bauteilherstellung im D-SCM Prozess in den Bereichen mit 5,7 mm (links) und 17,9 mm (rechts) Bauteilhöhe unter Berücksichtigung der Harzauftragsstrategie und der Schaumdichte

Analyse der Fließwege

Zur Analyse der Fließwege werden zwei Harz-Auftragsstrategien untersucht. Abbildung 4.31 zeigt die jeweils benetzten Bereiche der textilen Decklagen. Der zentrale Harzauftrag resultiert in einer umlaufenden, trockenen Textilfläche beim Einlegen der Decklage in das Werkzeug (vgl. Abbildung 4.31, links). Aufgrund der manuellen Materialhandhabung und dem oberflächlichen Harzsee ist diese Auftragsstrategie eingeschränkt reproduzierbar. Der flächige Auftrag (vgl. Abbildung 4.31, rechts), bei dem das reaktive System mit einem Rakel verteilt wird, ist dahingehend vorteilhaft, da sich kein Harzsee bildet und das manuelle Verteilen des Materials vergleichsweise robust möglich ist.

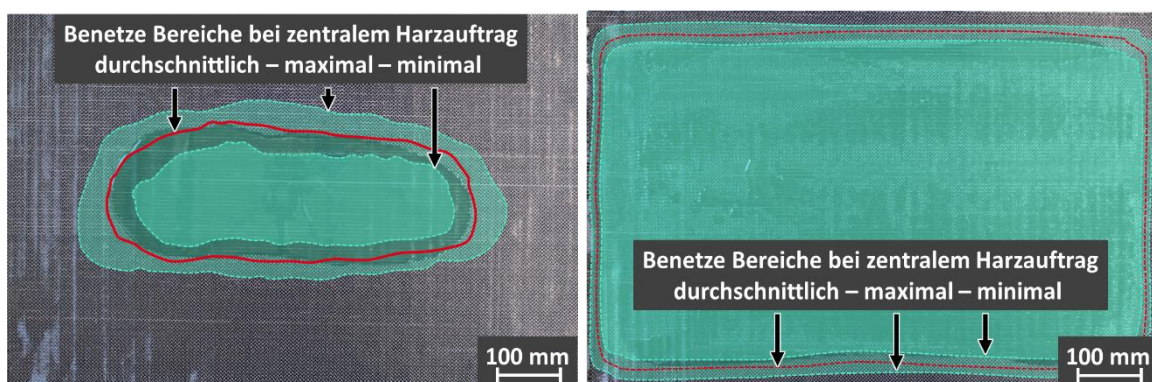


Abbildung 4.31: Variation des benetzten Textilbereiches bei mittig zentralem (links) und flächigem Harzauftrag (rechts)

Ausgehend von einem zentralen Harzauftrag zeigt Abbildung 4.32 die resultierende, imprägnierte Bauteilfläche für 150 (links) und 250 kg/m³ Schaumdichte (rechts) nachdem

der D-SCM Prozess abgeschlossen und das Bauteil entnommen wurde. Verglichen mit der benetzten Fläche vor Prozessbeginn ist das Harzsystem in den Decklagen aufgrund des Schaumdrucks geflossen und hat weitere Textilbereiche imprägniert. Dennoch können die Decklagen nicht vollumfänglich infiltriert werden, weder für 150, noch für 250 kg/m³ Schaumdichte. Auch zeigt sich kein signifikanter Unterschied in der imprägnierten Decklagenfläche zwischen beiden Schaumdichten, obwohl die ermittelten Prozessdrücke deutlich voneinander abweichen (vgl. Abbildung 4.30).

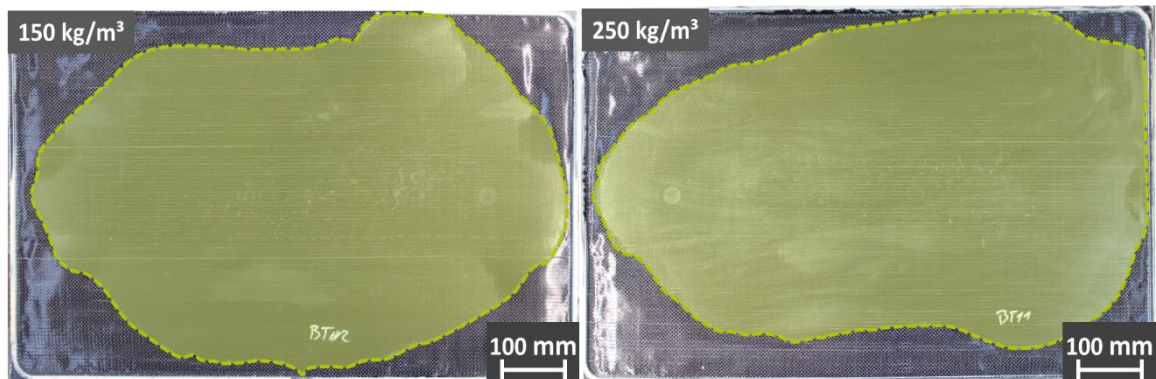


Abbildung 4.32: Imprägnierte Bauteilbereiche (Unterseite) bei mittig zentralem Harzauftrag für 150 kg/m³ (links) und 250 kg/m³ (rechts)

In Abbildung 4.33 sind die imprägnierten Decklagenbereiche für 150 (links) und 250 kg/m³ Schaumdichte (rechts) dargestellt, basierend auf einem flächigen Harzauftrag. Dabei zeigt sich analog dem zentralen Auftrag kein signifikanter Unterschied der imprägnierten Decklagenfläche beim Vergleich beider Schaumdichten, obwohl der Prozessdruck signifikant voneinander abweicht. Grundsätzlich ist eine deutlich größere Fläche der Decklagen vollständig imprägniert, da das reaktive System die textilen Verstärkungslagen nahezu ausschließlich in Dickenrichtung infiltrieren muss.

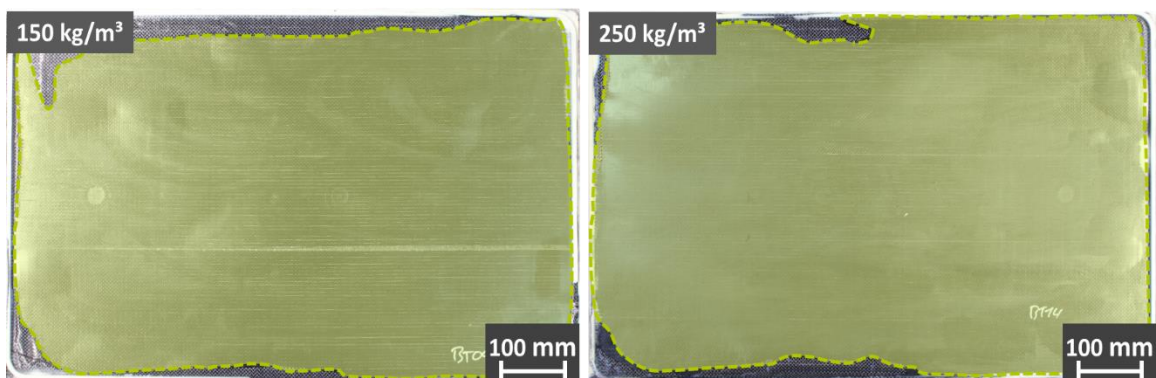


Abbildung 4.33: Imprägnierte Bauteilbereiche (Unterseite) bei flächigem Harzauftrag für 150 kg/m³ (links) und 250 kg/m³ (rechts)

Die Skalierung der D-SCM Prozessentwicklung auf die reale Bauteilgeometrie zeigt eine eingeschränkte Fließfähigkeit des Harzsystems in den Decklagen. Bei der D-SCM Plattenfertigung in Kapitel 4.1 kann das System die Decklagen weitestgehend imprägnieren, muss dabei aber auch verhältnismäßig kurze Fließwege zurücklegen. Zudem bilden sich durch die komplexere Bauteilgeometrie mit Dickenvariationen lokal unterschiedliche Schaumdrücke aus. Da die maximalen Drücke im Bereich der Längsträger gemessen werden, kann es hier aufgrund der bereichsweise höheren Decklagenkompaktierung zu einer Sperrwirkung gegenüber dem Harzfluss kommen. Vor allem beim zentralen Harzauftrag wird somit die Fließfähigkeit aus der Bauteilmitte heraus eingeschränkt.

Diese Druckunterschiede bleiben auch bei zunehmendem Druckniveau infolge höherer Schaumdichten bestehen. Darüber hinaus kann der zentrale Schaumauftrag und der beim Schäumen entstehende Dichtegradient dazu führen, dass in den Randbereichen geringere Drücke wirken. Dies würde auch die unzureichende Imprägnierung der Decklagen im Randbereich bei flächigem Harzauftrag erklären. Grundsätzlich zeigen die Untersuchungen, dass der flächige Harzauftrag und die damit einhergehende Fließwegreduktion vorteilhaft hinsichtlich der Decklagenimprägnierung ist.

Analyse von Bauteilmerkmalen

Im Bereich der Bauteil-Längsträger erfolgt eine Umformung der 2D Faserstruktur durch den Schaumdruck. Damit ist der Schaumdruck nicht alleinig für die Imprägnierung zuständig, sondern auch für das Drapieren der Decklagen.

Abbildung 4.34 (links) zeigt einen Querschnitt durch den Längsträger für ein Bauteil mit 150 kg/m^3 Kerndichte und flächigem Harzauftrag. Der Schaumdruck ist hoch genug um das Textil in diesem Bereich umzuformen, auch wenn die Außenradien nicht vollständig abgeformt werden. Damit ergeben sich Reinharzbereiche, die wiederum zu Schwindungsmarken auf der Bauteiloberfläche führen (vgl. Abbildung 4.34, rechts). Die Schaumstruktur im Querschnitt zeigt die gewünschte homogene, fein verteilte Zellstruktur.

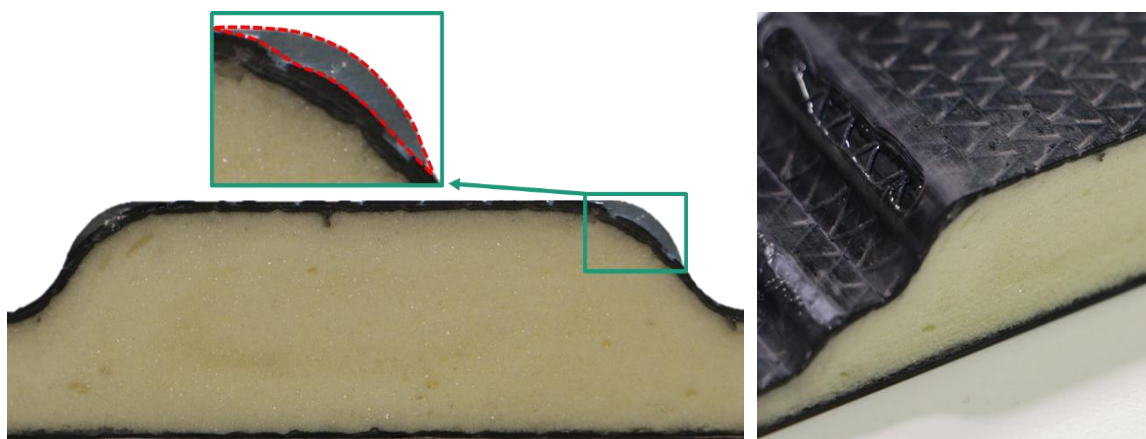


Abbildung 4.34: Textile Umformung im Querschnitt des Bauteil-Längsträger für 150 kg/m^3 Schaumkerndichte und flächigem Harzauftrag (links); Schwindungsmarken in den Längsträger-Radien (rechts)

Der Schaumdruck wirkt nach der volumetrischen Füllung des Kernbereiches aus der Kernstruktur heraus orthogonal auf die Decklagen und liegt für die komplette Prozesszeit an. Damit können Schwindungseffekte des reaktiven Harzsystems in den Decklagen (abgesehen von den Rändern um Längsträgerbereich) ausgeglichen und entsprechende Oberflächendefekte weitestgehend vermieden werden. Abbildung 4.35 (links) zeigt die oberflächliche Bauteilqualität der D-SCM Sandwichstrukturen.

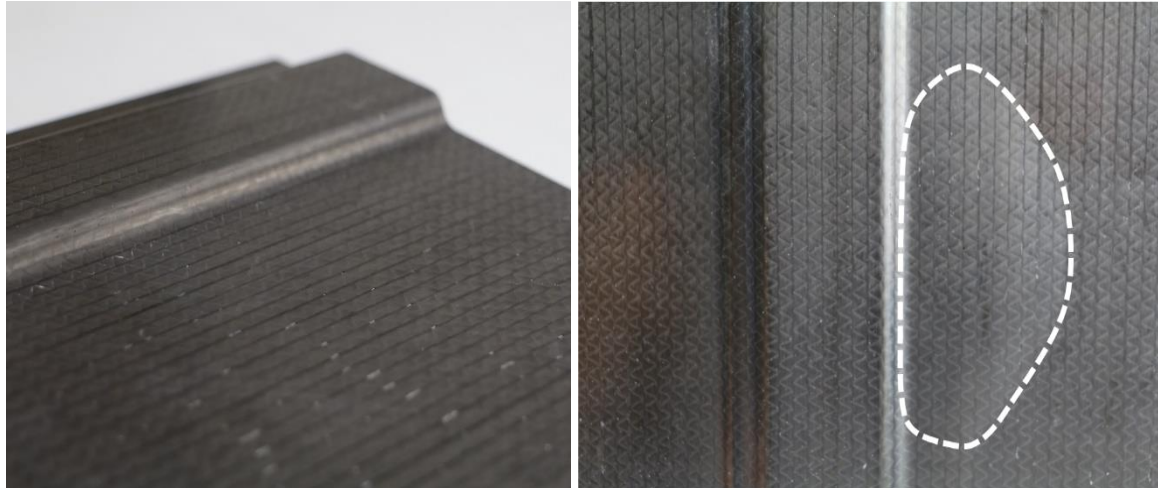


Abbildung 4.35: Oberfläche in imprägnierten Bauteilbereichen für 250 kg/m^3 Schaumkerndichte und flächigem Harzauftrag (links); Gasblasen unter den Decklagen im Schaumbereich für 250 kg/m^3 Schaumkerndichte und flächigem Harzauftrag (rechts)

Während der Bauteilherstellung kam es bei den hergestellten Bauteilen zur Ausbildung von lokalen Aufwölbungen der Decklagen. Diese sind durch größere Gaseinschlüsse in der Kernstruktur zwischen Schaummaterial und TPU-Folie begründet. Die dünnen Decklagen können dem Gasdruck aufgrund ihrer geringen Eigensteifigkeit nicht standhalten und beulen aus.

Während des D-SCM Prozesses wird ein Vakuum angelegt und die Kavität entlüftet. Der zentrale Schaumauftrag in die Bauteilmitte führt während des radialen Aufschäumens zusätzlich zur Verdrängung der kavitätsinternen Luft hin zu den äußeren Werkzeugbereichen und den Vakuumbausteinen. Lufteinschlüsse werden damit als Ursache für die lokalen Gasansammlungen ausgeschlossen.

Das während der Treibreaktion entstehende CO_2 ist vermutlich der Grund für die Blasenbildung. Dieses kann in einigen Schaumbereichen nicht sicher in den Schaumzellen eingeschlossen werden und führt zu größeren Gasvolumen in Grenzschichtnähe. Im Rahmen der D-SCM Prozessentwicklung auf Plattenebene aus Kapitel 4.1 kann ein solches Verhalten nicht beobachtet werden.

Die Untersuchungen der Schaummorphologie aus Kapitel 4.2.8 deuteten jedoch bereits einen Zusammenhang zwischen dem entstehenden Gasvolumen und der stützenden Polymermasse an. Ein lokal zu hohes Gasvolumen, das von der umgebenden Polymermasse nicht stabilisiert werden kann, führt zu Disproportionierungen der Zellstruktur bis hin zu

sehr großen Gasblasen. Aufgrund der komplexen Druck-und Fließverhältnisse bei der Umsetzung der realen Bauteilgeometrie kann die Entstehung dieses Bauteildefektes jedoch nicht abschließend geklärt werden.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Faserverstärkte Sandwichstrukturen bieten ein hohes Potential für den ressourceneffizienten Leichtbau. Im Hinblick auf die ganzheitliche Bilanzierung eines Bauteillebens muss neben dem Werkstoff auch die Fertigungsmethode möglichst effizient gestaltet sein. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein neuartiges Herstellungsverfahren – der D-SCM Prozess – konzipiert, entwickelt und validiert. Beim D-SCM wird der Druck infolge der chemischen Schaumreaktion von Polyurethan in einer geschlossenen Kavität ausgenutzt. Dieser wirkt aus der Kernstruktur heraus auf die benetzten Decklagen und stellt den erforderlichen Prozessdruck zur Decklagenimprägnierung und Bauteilkonsolidierung bereit. Ein Alleinstellungsmerkmal des D-SCM Prozesses ist dabei die undurchlässige Barrierschicht in Form einer TPU-Folie zwischen Schaumkern und Decklagen. Damit kann das unkontrollierte Eintreten von Schaumporen in die Decklagen verhindert werden.

Im Rahmen der D-SCM Prozessentwicklung in Kapitel 3 wird der ideale Prozessablauf auf Basis des Stand der Technik konzipiert. Werkstoffseitig müssen die reaktiven Komponenten bei der Verarbeitung innerhalb eines Prozessschritts hinsichtlich ihres zeit-, temperatur- und druckabhängigen Verhaltens aufeinander abgestimmt sein. Infolgedessen werden die Einzelkomponenten (Faserstruktur, Harzsystem, Grenzschicht) als Basis für die weitere Prozessentwicklung detailliert charakterisiert.

Die Analyse des temperatur- und zeitabhängigen Viskositätsverhaltens der zwei betrachteten Epoxidharzsysteme für die Decklagen gibt Aufschluss über die erforderliche Druckaufbaugeschwindigkeit des PUR-Schaumkerns sowie die zu erwartende Zykluszeit. Grundsätzlich gilt, dass das Decklagensystem zum Zeitpunkt des maximalen Schaumdrucks noch fließfähig sein muss, um diesen voll ausnutzen zu können. Die unterschiedlichen Viskositäts-Zeit-Verhalten für beide Harzsysteme erlauben die Analyse des Viskositätseinflusses auf die Fluidausbreitung innerhalb der Decklagen auf den D-SCM-Prozess. Es kann jedoch kein signifikanter Einfluss auf die Decklagenimprägnierung festgestellt werden. Die Herstellung von D-SCM Sandwichplatten ist mit beiden Systeme möglich.

Kompaktierungsuntersuchungen an der biaxialen Kohlenstofffaserverstärkung der Decklagen lassen erste Abschätzungen zu erreichbaren FVG in Abhängigkeit des maximalen Schaumdrucks zu. Auch diese Größe ist relevant für die Anpassung und Einstellung des Schaumsystems. Die Stapelorientierung des Decklagenmaterials hat dabei einen signifikanten Einfluss auf das Kompaktierverhalten. Darüber hinaus ist die Kompaktierung vorfiltrierter Faserhalbzeuge bei zunehmender Viskosität aufgrund des zusätzlich wirkenden Fluiddrucks erschwert.

Neben den Vorteilen der undurchlässigen Barrierschicht (Flexibilität in der Decklagen-Harzchemie, Eindringen von Schaummaterial in die Decklagen wird unterbunden) handelt es sich auch um eine potentielle Schwachstelle innerhalb des Sandwichverbundes. Aus diesem Grund wird die adhäsive Verbindung der TPU-Folie zum Schaumkern nach DIN EN

1464 untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass die TPU-Folie keine adhäsive Schwächung des Sandwichverbundes darstellt.

Auf Basis der durchgeführten Charakterisierungen an den Decklagenmaterialien wird das PUR-Schaumsystem angepasst. Als zentrale Komponenten des D-SCM Prozesses ist der zeitabhängige Druckaufbau im Kern entscheidend für die einstufige Herstellung von Sandwichstrukturen. Das Schaumsystem wird im Rahmen einer DoE hinsichtlich der Faktoren Wassergehalt, Katalysatorgehalt und Schaumdichte analysiert. Entwicklungsziel dabei ist es, möglichst zügig einen hohen Schaumdruck bei gleichzeitig geringer Schaumkerndichte zu erreichen. Zudem müssen die Fertigungsrandbedingungen bezogen auf ein sicheres Materialhandling beachtet werden. Unterstützt wird die methodische Materialanpassung durch die analytische Modellierung des maximalen Schaumdrucks auf Basis der thermischen Zustandsgleichung idealer Gase. Das angepasste PUR-Schaumsystem besitzt einen Katalysatorgehalt von 1,1 Teilen und einen Wassergehalt von 3,1 Teilen. Durch die vergleichsweise hohen Wasser- und Katalysatoranteile ergibt sich eine schnelle Druckaufbauzeit und ein hoher maximaler Schaumdruck.

Die individuellen Materialverhalten bieten die Möglichkeit erste Prozessfenster für potentielle Materialkombinationen zu identifizieren. Diese werden im Rahmen einer Prozesssimulation unter Berücksichtigung zeit-, temperatur- und druckabhängiger Wechselwirkungen bewertet. Dabei kann kein signifikanter Einfluss der beiden Harzsysteme auf die Decklagenimprägnierung identifiziert werden. Der maximale PUR-Schaumdruck ist in der Simulation Hauptfaktor für den FVG in den Decklagen.

Im Rahmen der Prozessvalidierung in Kapitel 4 wird die einstufige Sandwichherstellung im D-SCM Prozess auf Basis der identifizierten Prozessfenster erfolgreich umgesetzt und hinsichtlich der Bauteileigenschaften charakterisiert

Die Analyse der Kavitätsdrücke zeigt, dass die Schaumdruckverläufe aus der individuellen Materialcharakterisierung in einer direkt beheizten Kavität nicht unmittelbar auf den D-SCM Prozess übertragbar sind. Dieser Effekt liegt in der verlangsamten Wärmeübertragung im D-SCM Prozess, ausgehend von der beheizten Werkzeugwand, durch die eingelegten Decklagen, bis hin zum Schaumsystem begründet. Damit wird die PUR-Reaktionsgeschwindigkeit eingeschränkt und das volle Potential der Treibreaktion nicht genutzt.

Die Analyse der Schaummorphologie zeigt, dass das Zusammenspiel aus maximalem Schaumdruck und stabilisierender Polymermasse ausschlaggebend für die Ausbildung einer intakten Zellstruktur ist. Ein zu hoher Schaumdruck in Kombination mit einer geringen PUR-Masse führt zu lokalen Instabilitäten und Offenzelligkeiten in der Schaumstruktur und damit zu mechanischen Schwachstellen. Diese Effekte lassen sich durch eine Erhöhung der Schaumdichte und damit der stabilisierenden Polymermasse verringern.

Die auf Basis der Kompaktierungsprüfungen zu erwartenden Faservolumengehalte können nicht erreicht werden. Aufgrund der idealisierten Bedingungen bei der Charakterisierung der Decklagen wird dabei kein Imprägnieren des textilen Halbzeugs berücksichtigt. Im D-SCM Prozess ist jedoch ein Fließen des Harzsystems zur Imprägnierung der Decklagen erforderlich. Der Fluidfluss wird zusätzlich durch die Kompaktierung der trockenen Decklagenbereiche infolge des Schaumdrucks erschwert. Damit wird der Faservolumengehalt durch die Kompaktierungsprüfungen überschätzt. Die D-SCM Sandwichverbunde besitzen einen FVG zwischen 30 und 35 %, ermittelt durch eine TGA.

Der Porengehalt in den Decklagen wird ebenfalls durch eine TGA bestimmt und ist für alle Proben kleiner 5 %. Die TPU-Folie verhindert den Schaumeintritt in die Decklagen. Je höher der Schaumdruck, desto geringer der Porengehalt. Für die maximalen Schaumdrücke bei 250 kg/m³ Schaumkerndichte kann keine quantifizierte Aussage zum Porengehalt getroffen werden, da dieser zu gering für die eindeutige Bestimmung ist.

Die Analyse der Bauteileigenschaften im 3-Punkt Biegeversuch zeigt, dass die im D-SCM Prozess erzielbaren Verbundeigenschaften hauptsächlich durch die Kerneigenschaften bestimmt werden. Dies gilt sowohl für die Versagensgrenze in Folge von Kern-Schubversagen, als auch für die Verbundsteifigkeit, die maßgeblich durch den Kern-Schubmodul beeinflusst wird. Im Vergleich zu zweistufig hergestellten Referenzproben besitzen die D-SCM Strukturen eine geringere Biegesteifigkeit. Die kontrollierte, zweistufige Herstellung von Sandwichkomponenten bietet damit mechanische Vorteile gegenüber dem D-SCM Prozess.

Bei dem Transfer des D-SCM Prozesses von der 2D Ebene auf einen 2,5D Demonstrator mit deutlich größeren Abmaßen, zeigt sich die Übertragbarkeit einiger Erkenntnisse. Die dichteabhängige Schaumdruckkontrolle kann qualitativ analog der Plattenherstellung umgesetzt werden. Aufgrund der lokal variierenden Bauteilhöhe und dem zentralen Auftrag der Kernmasse sind die Schaumdichte, als auch der resultierende Schaumdruck ortsabhängig. Bei der komplexeren 2,5D Geometrie wird zudem eine eingeschränkte Fließfähigkeit des Decklagensystems beobachtet. Ein flächiger Harzauftrag führt zu den besten Imprägnierergebnissen.

5.1 Beantwortung der Forschungsfrage

Die zu Beginn dieser Arbeit gestellte Forschungsfrage lautet wie folgt:

Ist die porenarme² Imprägnierung und Kompaktierung der Decklagen von einstufig hergestellten Sandwichstrukturen durch die Auswahl geeigneter Prozessparameter und unter der Berücksichtigung eines angepassten Werkstoffsystems möglich?

Als Gerüst zur Beantwortung dieser Forschungsfrage wurden zwei Forschungshypothesen postuliert. Diese werden zunächst diskutiert, bevor ein abschließendes Fazit zur oben genannten Forschungsfrage getroffen wird.

Hypothese 1: Das PUR-Schaumsystem lässt sich über die Formulierung und die Dichte insofern anpassen, dass der erreichbare Schaumdruck für die Imprägnierung & Kompaktierung der kontinuierlich faserverstärkten Decklagen ausreichend ist.

Diese Forschungshypothese kann klar bestätigt werden. Auch wenn die Imprägnierung bei komplexeren Bauteilstrukturen herausfordernd ist, so ermöglicht ein angepasstes PUR-

² Porengehalt < 1,5 %

Schaumsystem die Imprägnierung und Kompaktierung der Decklagen auf Faservolumen-gehalte von 35 %. Neben dem maximal erreichbaren Schaumdruck ist dabei auch die Druckaufbaugeschwindigkeit ein zentraler Aspekt.

Hypothese 2: Wenn das Eindringen des Schaummaterials in die Decklagen verhindert wird, dann ist die Herstellung von Sandwichstrukturen mit porenarmen² Decklagen möglich.

Auch diese Hypothese ist klar zu bestätigen. Die undurchlässige Barrierschicht verhindert das Eindringen der Schaumstruktur in die Decklagen. Damit ist die einstufige Herstellung von Sandwichstrukturen mit porenarmen² Decklagen möglich. Dies gilt zwar nicht uneingeschränkt für alle untersuchten D-SCM Konfigurationen (vgl. Abbildung 4.11), bei geeigneter Parameterwahl können jedoch durchaus Porengehalte $< 1,5$ % erreicht werden.

Zusammengefasst kann damit auch die eingangs formulierte Forschungsfrage abschließend bejaht werden. Darüber hinaus werden auch die Entwicklungsziele aus Kapitel 3.1 im Hinblick auf die Schaumdichte ($< 200 \text{ kg/m}^3$), die Sandwichhöhe ($\leq 10 \text{ mm}$), sowie die porenarme Imprägnierung erreicht. Einzig das Ziel eines Decklagen-Faservolumengehaltes > 40 % wurde aufgrund des zentralen Harzauftrags und der unterschätzten Fließfähigkeit nicht vollumfänglich erzielt. Hier werden Maximalwerte von 35 % für den FVG der D-SCM Sandwichstrukturen ermittelt.

5.2 Empfehlungen für weitere Forschungsinhalte

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Entwicklung des D-SCM Prozesses zeigt einen ergänzenden Ansatz zur ressourceneffizienten, einstufigen Sandwichherstellung. Im Rahmen der Prozessumsetzung konnten dabei weitere Herausforderungen identifiziert werden, die als Forschungsinhalte für nachfolgende Entwicklungen dienen können.

Der wichtigste Aspekt für weitergehende Untersuchungen ist der Transfer des D-SCM Prozesses in ein automatisiertes Produktionsumfeld. Die Versuchskampagne zur Herstellung des realen Bauteildemonstrators hat gezeigt, dass sowohl das Harzsystem, als auch das Schaumsystem möglichst flächig, reproduzierbar und zügig aufgetragen werden müssen. Dies könnte durch den Einsatz von Dosiermaschinen inklusive entsprechender Applikationseinheiten (z.B. Sprühkopf oder Breitschlitzdüse) sichergestellt werden. Dabei sollte auch das Handling der Decklagen inklusive der Trennfolie automatisiert erfolgen.

Die Materialanpassung des PUR-Systems kann im Hinblick auf die Schaummorphologie weiter optimiert werden. Die Wasserzugabe in das PUR-Schaumsystem führt zwar zu einem erhöhten Forminnendruck, dieser muss jedoch gleichzeitig durch ausreichend PUR-Material in der Zellstruktur stabilisiert werden. Dies gilt insbesondere bei Dichtegradienten aufgrund lokaler Bauteildickenvariationen oder Fließvorgängen in der Kernstruktur. In diesem Kontext muss auch die Bildung großer Gasblasen unter den Decklage verhindert werden, die zu einem Ausbeulen eben dieser führen.

Im Sinne einer gesteigerten Ressourceneffizienz ist der Einsatz eines kompakten PUR-Systems in Decklagen sinnvoll. Da Polyurethane vergleichsweise gut chemisch recycelt werden können bietet ein solcher Monomaterial-Matrix-Ansatz hohes Nachhaltigkeitspotential. Unter diesem Aspekt ist auch der Einsatz von Glasfasern als Verstärkungsstruktur zu untersuchen.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1:	Umweltbilanzierung eines Fahrzeuges unter Berücksichtigung der Material- und Herstellungssituation [10]	2
Abbildung 1.2:	Aufbau der Arbeit	4
Abbildung 2.1:	Diagramm nach Ashby zur Werkstoffauswahl [25]	5
Abbildung 2.2:	Einteilung der Kernwerkstoffe [30]	7
Abbildung 2.3:	Links: Nomenklatur eines symmetrischen Sandwichquerschnitts [58]; rechts: Normal- und Schubspannungsverteilung über den Sandwichquerschnitt abhängig von den getroffenen Annahmen [12]...	12
Abbildung 2.4:	Links: Schematische Darstellung einer 3-Punkt Biegebelastung; rechts: Diagramme zur Bestimmung der Größen DS und GK basierend auf den Gleichungen in (2.15) bei variierenden Stützweiten L	14
Abbildung 2.5:	Übersicht zu den Fertigungsverfahren für faserverstärkte Sandwichstrukturen mit Schaumkern	15
Abbildung 2.6:	Schematische Darstellung einer isochoren Doppelbandpresse [72]	16
Abbildung 2.7:	Schematische Darstellung des Schaumspritzgießens zur Herstellung thermoplastischer FVK-Sandwichstrukturen mit prozessintegrierter Decklagenumformung [76].....	17
Abbildung 2.8:	Schematische Darstellung der Sandwichherstellung mit faserverstärkten Decklagen im PUR-Sprühverfahren [87].....	18
Abbildung 2.9:	Verfahren zur Herstellung von Sandwich-Strukturen unter Verwendung eines Polyurethan-Sprühverfahrens [92]	20
Abbildung 2.10:	Sandwichherstellung mit prozessintegriert ausgeschäumten Schaumkern nach [99]	21
Abbildung 2.11:	Prozessablauf zur einstufigen Herstellung von FVK-Sandwichstrukturen mit einem syntaktischen Schaumsystem [111].....	23
Abbildung 2.12:	Schematische Darstellung der Anlagentechnik zur Sandwichpultrusion [115].....	24
Abbildung 3.1:	Schematischer Aufbau und beteiligte Komponenten beim Direct Sandwich Composite Molding (D-SCM) Prozess	26
Abbildung 3.2:	Schematischer Prozessablauf des Direct Sandwich Composite Molding (D-SCM) Prozesses	27
Abbildung 3.3:	Links: Gesamter Versuchsaufbau für die Rheologiemessungen mit automatisiert dosiertem Harzsystem; rechts: Detailaufnahme der Positionierung des Statikmischers mit Injektionsnadel	30
Abbildung 3.4:	Viskositätsverläufe über der Zeit für die Decklagensysteme Epikote und Araldite bis 1000 mPa·s bei 80 °C.....	31
Abbildung 3.5:	Entwicklung des Verlustfaktors über der Zeit für die Decklagensysteme Epikote und Araldite bei 80 °C.....	32

Abbildung 3.6:	Links: Prüfstand zur Kompaktierungsanalyse der Faserverstärkung; mitte: Gerades Nähmuster auf Unterseite des Halbzeuges; rechts: Zick-Zack Nähmuster auf Oberseite des Halbzeuges.....	33
Abbildung 3.7:	Links: Kompaktierungsdruck über FVG für gerades Wirkmuster in Symmetrieebene (C1-Konfiguration); rechts: Zick-Zack-Wirkmuster in Symmetrieebene (C2-Konfiguration)	33
Abbildung 3.8:	Schematische Darstellung der Probenaufnahme (a), der Probengeometrie (b) [130] sowie die Prüfvorrichtung mit eingespannter Probe in der Prüfmaschine (c).....	35
Abbildung 3.9:	Auswertung der Schälversuche nach DIN EN 1464 in einem Schälbereich von 25 bis 140 mm und die mittlere Schälkraft über den gesamten Auswertebereich	36
Abbildung 3.10:	Bruchbild eines TPU-Schaum-Prüfkörpers mit gereinigter TPU-Folie nach dem Ermitteln der Schälkraft.....	37
Abbildung 3.11:	Chemische Reaktionsgleichung der Urethanreaktion [133]	37
Abbildung 3.12:	Chemische Reaktionsgleichung der Treibreaktion [134]	38
Abbildung 3.13:	Links: Versuchsaufbau zur Druckcharakterisierung des Polyurethanschaums; rechts: Schematischer Schnitt durch die Werkzeugkavität.....	42
Abbildung 3.14:	Links: Grafische Veranschaulichung des FCCCD Ansatzes mit den Faktoren Schaumdichte, Wasser- und Katalysatorgehalt in jeweils drei Stufen; rechts: Schematische Druckkurve für die DoE Versuche.....	44
Abbildung 3.15:	Haupteffekt-Diagramm der FCCCD DoE Untersuchung	44
Abbildung 3.16:	Diagramm zur Darstellung der Wechselwirkungen zwischen Wasser- und Katalysatorgehalt und deren Einfluss auf den gemittelten Schaumdruck	46
Abbildung 3.17:	Druckentwicklung in Abhängigkeit von der Kavitätshöhe bei $162,8 \text{ kg/m}^3 \pm 3,2$ Schaumkerndichte	47
Abbildung 3.18:	Schematischer Versuchsaufbau und Positionierung des Temperatur-Elementes zur Analyse des Temperaturverlaufs.....	48
Abbildung 3.19:	Temperaturverläufe für die Schaumherstellung bei 150 kg/m^3 , 200 kg/m^3 und 250 kg/m^3 Schaumkerndichte	49
Abbildung 3.20:	Vergleichende Betrachtung der Schaumdruck-Vorhersage durch Formel (3.7) gegenüber den real ermittelten Schaumdruckwerten im Rahmen der DoE Untersuchungen	50
Abbildung 3.21:	Vergleichende Betrachtung der angepassten Schaumdruck-Vorhersage durch Formel (3.8) gegenüber den real ermittelten Schaumdruckwerten im Rahmen der DoE Untersuchungen	52
Abbildung 3.22:	Aushärteverlauf und Schaumdruck für den D-SCM Prozess mit Araldite-Harzsystem in den Decklagen bei 150 als auch 250 kg/m^3 Schaumdichte. Die Schaumformulierung (- -) beinhaltet $0,5$ Teile Katalysator und $2,23$ Teile Wasser. Das Materialverhalten basiert auf den individuellen Materialcharakterisierungen.....	53
Abbildung 3.23:	Aushärteverlauf und Schaumdruck für den D-SCM Prozess mit Araldite-Harzsystem in den Decklagen bei 150 als auch 250 kg/m^3 Schaumdichte. Die Schaumformulierung (+ +) beinhaltet $1,1$ Teile Katalysator und $3,1$ Teile Wasser. Das Materialverhalten basiert auf den individuellen Materialcharakterisierungen.....	54

Abbildung 3.24: Aushärteverlauf und Schaumdruck für den D-SCM Prozess mit Epikote-Harzsystem in den Decklagen bei 150 als auch 250 kg/m ³ Schaumdichte. Die Schaumformulierung (+ +) beinhaltet 1,1 Teile Katalysator und 3,1 Teile Wasser. Das Materialverhalten basiert auf den individuellen Materialcharakterisierungen.....	55
Abbildung 3.25: Links: Vernetztes Volumenmodell als Kreisausschnitt für die D-SCM Simulation; rechts: Randbedingungen und Kräfteorientierungen des Simulationsmodells	58
Abbildung 3.26: Links: Tränkungszustand (0=trocken, 1=getränkt) bei Simulationsbeginn; rechts: Ablaufdiagramm der Simulationsmethode nach Seuffert [145].....	59
Abbildung 3.27: Exemplarische Darstellung der Interpolation des Schaumdrucks (abschnittsweise linear) und der Viskositätskurven (Polynom, max. siebten Grades)	60
Abbildung 3.28: Schematischer Ablauf einer Formfüllsimulation (Querschnitt, Dickenrichtung 15-fach skaliert); rechte Bildkante: Platten-Mittelachse (rot); untere Bildkante: Starre Werkzeugwand; obere Bildkante: Druckbeaufschlagte, flexible Polymerfolie.....	61
Abbildung 3.29: Einfluss der Schaumdichte auf die Fluidausbreitung; Materialparameter: Epikote Harzsystem; 150 kg/m ³ und 250 kg/m ³ Schaumdichte; Schaumformulierung (+ +): 3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator	63
Abbildung 3.30: Einfluss der Schaumformulierung auf die Fluidausbreitung; Materialparameter: Epikote Harzsystem; 150 kg/m ³ Schaumdichte; Schaumformulierung (+ +): 3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator; Schaumformulierung (- -): 2,23 Teile Wasser und 0,5 Teile Katalysator.....	64
Abbildung 3.31: Einfluss des Harzsystems auf die Fluidausbreitung; Materialparameter: Epikote und Araldite Harzsystem; 150 kg/m ³ Schaumdichte; Schaumformulierung (+ +): 3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator	65
Abbildung 4.1: Links: Weg-Zeit Diagramm des Werkzeug-Schließprofils für die D-SCM Sandwichherstellung; rechts: Mittiger Harzauftrag auf die Decklagen	69
Abbildung 4.2: Bauteilbilder von Sandwichstrukturen aus dem D-SCM Prozess; links: Im Unterwerkzeug nach der Werkzeugöffnung; rechts: Entformtes, ausgehärtetes Sandwichbauteil	69
Abbildung 4.3: Randeffekte bei der Herstellung von Sandwichplatten im D-SCM Verfahren; links: Ausprägung am Bauteil; rechts: Schematische Skizze der Ursache für das Einschäumen in die Decklagen	70
Abbildung 4.4.: Schematischer Versuchsaufbau und Positionierung des Temperatur-Elementes zur Analyse des Temperaturverlaufs im reaktiven PUR-Schaumgemisch während der Sandwichherstellung im D-SCM Prozess.....	71
Abbildung 4.5: Temperatur- und Druckverläufe für die Sandwichherstellung im D-SCM Prozess bei 150 kg/m ³ (oben), 200 kg/m ³ (mitte), 250 kg/m ³ (unten) Schaumkerndichte mit Epikote Harzsystem in den Decklagen.....	72
Abbildung 4.6: Vergleich der Druckkurven aus der Materialcharakterisierung und dem D-SCM Prozess für das Araldite-System (links) und das Epikote-System (rechts).....	74
Abbildung 4.7: Prüfvorrichtung für den 3-Punkt Biegeversuch.....	80

Abbildung 4.8: Gesamtsteifigkeit der Sandwichverbunde unter 3-Punkt Biegebelastung für das Epikote (links) und das Araldite Harzsystem (rechts).....	82
Abbildung 4.9: Gewichtsspezifische Gesamtsteifigkeit der Sandwichverbunde unter 3-Punkt Biegebelastung für das Epikote (links) und das Araldite Harzsystem (rechts).....	83
Abbildung 4.10: D-SCM Sandwichstrukturen: Faservolumengehalte der unteren und der oberen Decklagen in Abhängigkeit der Schaumkerndichte für das Epikote (links) und das Araldite Harzsystem (rechts)	84
Abbildung 4.11: D-SCM Sandwichstrukturen: Porengehalte der unteren und oberen Decklagen sowie gemittelt über beide Decklagen in Abhängigkeit der Schaumkerndichte für das Epikote (links) und das Araldite Harzsystem (rechts).....	87
Abbildung 4.12: Repräsentative Computertomographie (CT) Scans der unteren Decklagen von D-SCM Sandwichstrukturen mit Epikote-Harzsystem, hergestellt mit 150 kg/m ³ (links) und 250 kg/m ³ Schaumdichte (rechts).....	88
Abbildung 4.13: Biegesteifigkeit D (Balkendiagramm) sowie Decklagen-E-Modul ED (Punktdiagramm) auf Basis der Stützweitenvariation für das Epikote (links) und das Araldite (rechts) Harzsystem in den Decklagen	89
Abbildung 4.14: In Zugversuchen ermittelte Decklagen-E-Moduln (Punktdiagramm) und die davon abgeleiteten Biegesteifigkeiten D (Balkendiagramm) für das Epikote (links) und das Araldite (rechts) Harzsystem in den Decklagen	90
Abbildung 4.15: Übersichtsaufnahme zur Visualisierung der Grenzschichteffekte bei der Sandwichherstellung im D-SCM Prozess (Harzsystem: Araldite; Schaumdichte: 150 kg/m ³)	92
Abbildung 4.16: Detailaufnahmen der Grenzschicht im Bereich des Polyester Nähfadens bei 150 kg/m ³ Schaumdichte: Epikote-Harzsystem (links), Araldite-Harzsystem (rechts).....	93
Abbildung 4.17: Detailaufnahmen von Ondulationen der TPU-Grenzschicht für das Araldite-Harzsystem in den Decklagen bei den Schaumkerndichten 150 kg/m ³ (links) und 250 kg/m ³ (rechts)	93
Abbildung 4.18: Detailaufnahmen von variierenden Decklagendicken aufgrund lokaler Stapel-effekte der Kohlenstofffaserhalbzeuge in den Decklagen für das Araldite-Harzsystem und 250 kg/m ³ Schaumdichte: Roving-Überlagerung (links); Roving-Lücke (rechts)	94
Abbildung 4.19: Detailaufnahmen der Decklagen- und Schaumkern-Anbindung an die TPU-Grenzschicht für das Araldite-Harzsystem in den Decklagen bei den Schaumkerndichten 150 kg/m ³ (links) und 250 kg/m ³ (rechts).....	95
Abbildung 4.20: Repräsentative REM-Aufnahme der Schaumstruktur einer im D-SCM Prozess hergestellten Sandwichstruktur mit 150 kg/m ³ Schaumdichte (Signalart: Sekundärelektronen; Aperaturblende: 30 µm; EHT: 4 kV)	96
Abbildung 4.21: Repräsentative REM-Aufnahme der Schaumstruktur einer im D-SCM Prozess hergestellten Sandwichstruktur mit 200 kg/m ³ Schaumdichte (Signalart: Sekundärelektronen; Aperaturblende: 30 µm; EHT: 4 kV)	97
Abbildung 4.22: Repräsentative REM-Aufnahme der Schaumstruktur einer im D-SCM Prozess hergestellten Sandwichstruktur mit 250 kg/m ³ Schaumdichte (Signalart: Sekundärelektronen; Aperaturblende: 30 µm; EHT: 4 kV)	97

Abbildung 4.23: Kern-Schubfestigkeit der Sandwichstruktur für das Epikote Harzsystem (links) und das Araldite Harzsystem (rechts).....	99
Abbildung 4.24: Gewichtsspezifische Kern-Schubfestigkeit der Sandwichstruktur für das Epikote Harzsystem (links) und das Araldite Harzsystem (rechts).....	100
Abbildung 4.25: Kern-Schubsteifigkeit GK der 3-Punkt Biegeergebnisse auf Basis der Stützweitenvariation sowie auf Basis der Decklagen-Zugversuche für das Epikote (links) und das Araldite (rechts) Harzsystem in den Decklagen	100
Abbildung 4.26: Simulativer Vergleich der Druckkurven aus der individuellen Schaumcharakterisierung („ind.“) und den real gemessenen Druckwerten während dem D-SCM Prozess („D-SCM“); Materialparameter: Epikote Harzsystem; 150 kg/m ³ Schaumdichte; Schaumformulierung (+ +): 3,1 Teile Wasser und 1,1 Teile Katalysator	104
Abbildung 4.27: Absolute (links) und spezifische Gesamtsteifigkeit (rechts) der Sandwichverbunde unter 3-Punkt Biegebelastung mit 150 kg/m ³ Schaumdichte sowie für das Epikote und das Araldite Harzsystem in den Decklagen	106
Abbildung 4.28: Übersicht des virtuell entwickelten Gesamtsystems der Leichtbau-Traktionsbatterie (links); Geometrie und Maße der Bodenstruktur für die Umsetzung im D-SCM Prozess (rechts)	108
Abbildung 4.29: Werkzeugunterseite inklusive Harz- und Vakuumdichtung sowie der Luftauswerfer (links); Weggeregeltes Werkzeug-Schließprofi (rechts)	110
Abbildung 4.30: Prozessdruckverläufe für die Bauteilherstellung im D-SCM Prozess in den Bereichen mit 5,7 mm (links) und 17,9 mm (rechts) Bauteilhöhe unter Berücksichtigung der Harzauftragsstrategie und der Schaumdichte	112
Abbildung 4.31: Variation des benetzten Textilbereiches bei mittig zentralem (links) und flächigem Harzauftrag (rechts).....	112
Abbildung 4.32: Imprägnierte Bauteilbereiche (Unterseite) bei mittig zentralem Harzauftrag für 150 kg/m ³ (links) und 250 kg/m ³ (rechts).....	113
Abbildung 4.33: Imprägnierte Bauteilbereiche (Unterseite) bei flächigem Harzauftrag für 150 kg/m ³ (links) und 250 kg/m ³ (rechts).....	113
Abbildung 4.34: Textile Umformung im Querschnitt des Bauteil-Längsträger für 150 kg/m ³ Schaumkerndichte und flächigem Harzauftrag (links); Schwindungsmarken in den Längsträger-Radien (rechts).....	114
Abbildung 4.35: Oberfläche in imprägnierten Bauteilbereichen für 250 kg/m ³ Schaumkerndichte und flächigem Harzauftrag (links); Gasblasen unter den Decklagen im Schaumbereich für 250 kg/m ³ Schaumkerndichte und flächigem Harzauftrag (rechts).....	115

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1:	Übersicht der mechanischen Eigenschaften verschiedener Schaumwerkstoffe bei Raumtemperatur [46, 48, 50]	8
Tabelle 3.1:	Verarbeitungsparameter der reaktiven Polymersysteme nach den technischen Materialdatenblättern	29
Tabelle 3.2:	Übersicht zu den verwendeten Materialmengen bei variierender Kavitätshöhe und Schaumdichte	42
Tabelle 3.3:	Mischungsverhältnis der Polyol- und Isocyanatkomponenten in Abhängigkeit des eingesetzten Wassergehalts	43
Tabelle 3.4:	Versuchsplan zur simulativen Bewertung der D-SCM Prozessführung bei variierenden Prozessparametern	57
Tabelle 4.1:	Versuchsplan für die Prozessstudie im Rahmen der D-SCM Prozessvalidierung	68
Tabelle 4.2:	Vergleich der Schaumtemperaturen im Abstand von 2 mm zur Decklage für 150kg/m ³ , 200 kg/m ³ , 250 kg/m ³ Schaumkerndichte und beide Decklagenmaterialien Araldite und Epikote	74
Tabelle 4.3:	Vergleich der Schaumdrücke aus der Materialcharakterisierung an reinen Schaumplatten mit den Druckwerten aus dem D-SCM Prozess nach 240 s Prozesszeit	76
Tabelle 4.4:	Übersicht zu den linear interpolierten Reaktionsgeschwindigkeiten der reinen Schaumherstellung und dem D-SCM Prozess (links: 150 kg/m ³ ; rechts: 250 kg/m ³)	76
Tabelle 4.5:	Übersicht zu den Temperatur- und Wärmeintragsdifferenzen zwischen der Schaumherstellung aus Kapitel 3.5.5 und dem D-SCM Prozess nach 20 s Prozesszeit	78
Tabelle 4.6:	Auflagerabstände L mit zugehöriger Prüfgeschwindigkeit für die Biegeversuche im elastischen Bereich sowie bis zum Verbundversagen (* geringfügige Abweichungen der Auflagerabstände durch zwei zeitlich getrennte Prüfdurchgänge)	81
Tabelle 4.7:	Versuchsplan für die Prozessstudie an der realen Bauteilgeometrie	109

Literaturverzeichnis

- [1] B. Klein, *Leichtbau-Konstruktion: Berechnungsgrundlagen und Gestaltung*, 10th ed. Wiesbaden: Springer Vieweg Verlag, 2013.
- [2] *Verordnung (EU) Nr. 510/2011 zur Festsetzung von CO₂-Emissionsnormen für neue Personenkraftwagen und für neue leichte Nutzfahrzeuge und zur Aufhebung der Verordnungen (EG) Nr. 443/2009 und (EU) Nr. 510/2011*, 2019.
- [3] H. E. Friedrich and S. K. Krishnamoorthy, Eds., *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik: Leichtbau als Treiber von Innovationen*, 2nd ed. Wiesbaden: Springer Vieweg Verlag, 2017.
- [4] Claus-Peter Köth, *Ohne Leichtbau geht es nicht: Elektromobilität funktioniert nur mit Leichtbau*. [Online]. Available: <https://www.automobil-industrie.vogel.de/elektromobilitaet-funktioniert-nur-mit-leichtbau-a-908391/> (accessed: Jul. 9 2021).
- [5] F. Henning, E. Moeller, G. Klopp, N. Burkardt, and N. Majic, *Handbuch Leichtbau: Methoden, Werkstoffe, Fertigung: Leichtbaustrategien und Bauweisen*, 2nd ed. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2011.
- [6] AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V. and E. Witten, *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*, 4th ed. Wiesbaden: Springer Vieweg Verlag, 2014.
- [7] G. W. Ehrenstein, *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*, 2nd ed. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2006.
- [8] H. Schürmann, *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*, 2nd ed. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2007.
- [9] European Composites Industry Association (EuCIA), *Carbon Fiber LCA data in Eco-Calculator: An essential extension*. Composites Europe, Nov. 08 2018. [Online]. Available: <https://docplayer.net/185042255-Carbon-fiber-lca-data-in-ecocalculator-an-essential-extension-composites-europe-november-8-2018.html> (accessed: Mar. 8 2021).
- [10] C. Haberling, *Presenting Lightweight Construction In Modern Vehicles To Evaluate And Address Its Challenges From A Lifecycle Perspective*. [Online]. Available: <https://www.lbcg.com/media/downloads/events/545/christoph-haberling-audi-ag.10079.pdf> (accessed: Dec. 12 2021).
- [11] D. Zenkert and Nordic Industrial Fund, *The handbook of sandwich construction*. United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Publishing, 1997. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:1366187/FULLTEXT01.pdf>
- [12] D. Zenkert, *An introduction to sandwich structures - Student Edition*. United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Publishing, 1995. Accessed: Dec. 12

2021. [Online]. Available: <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:1366182/fulltext01.pdf>
- [13] S. Pessik and A. Mlynarczyk, "Experimental Evaluation of the Composite Behavior of Precast Concrete Sandwich Wall Panels," *PCI Journal*, vol. 48, no. 2, pp. 54–71, 2003, doi: 10.15554/pcij.03012003.54.71.
- [14] W. Shawkat, H. Honickman, and A. Fam, "Investigation of a Novel Composite Cladding Wall Panel in Flexure," *Journal of Composite Materials*, vol. 42, no. 3, pp. 315–330, 2008, doi: 10.1177/0021998307087965.
- [15] L. Fagerberg, "The effect of local bending stiffness on the wrinkling of sandwich panels," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part M: Journal of Engineering for the Maritime Environment*, vol. 217, no. 2, pp. 111–119, 2003, doi: 10.1243/147509003321921355.
- [16] F. Lindblom, "Use of composites in the Visby-class stealth corvette," ACMC/SAMPE Conference on Marine Composites, Plymouth (USA), 11-12 September, 2003. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.1045.5974&rep=rep1&type=pdf>
- [17] D. Wennberg, "Light-Weighting Methodology in Rail Vehicle Design through Introduction of Load Carrying Sandwich Panels," Licentiate Thesis, Engineering Sciences, KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, 2011. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:416836/fulltext01.pdf>
- [18] S. Seo, J. Kim, and S. Cho, "Development of a hybrid composite bodyshell for tilting trains," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, 10. January, vol. 222, 2008, doi: 10.1243/09544097JRR96.
- [19] K. Soo-Hyun, K. Sang-Guk, K. Chun-Gon, and S. Kwang-Bok, "Analysis of the Composite Structure of Tilting Train Eapress (TTX)," *International Conferende on Composite Materials*, 2007. [Online]. Available: https://koasas.kaist.ac.kr/bitstream/10203/5899/1/ICCM_Paper_Kim.pdf
- [20] A. S. Herrmann, P. C. Zahlen, and I. Zuardy, Eds., *Sandwich Structures Technology in Commercial Aviation*. In: *Thomsen O., Bozhevolnaya E., Lyckegaard A. (eds) Sandwich Structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials*. Dordrecht (Netherlands): Springer Verlag, January 2005.
- [21] M.J.L. van Tooren, "Sandwich fuselage design," doctoral thesis, Aerospace Engineering, Technische Universiteit Delft, Delft (Netherlands), 1998. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://repository.tudelft.nl/islandora/object/uuid:5ae43ed1-345f-423a-8285-d151e9bd34d0?collection=research>
- [22] B. S. Stamp, "Material- und Prozesscharakterisierung zur Herstellung von Sandwichleichtbauteilen mit Papierwabenkern und thermoplastischen faserverstärkten Deckschichten für die Anwendung im Fahrzeuginterieur," Dissertation, Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik, Universität Stuttgart, Stuttgart (Germany), 2013. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://elib.uni-stuttgart.de/handle/11682/4541>
- [23] Audi AG, *Neuer Audi Space Frame mit hohen Anteilen an Aluminium und CFK*. Neckarsulm (Germany), 2015. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.audi-technology-portal.de/de/karosserie/aluminiumkarosserien/neuer-audi-space-frame-mit-hohen-anteilen-an-aluminium-und-cfk>

- [24] M. F. Ashby, *Materials selection in mechanical design*, 4th ed. Oxford (UK): Butterworth-Heinemann, 2011.
- [25] W. Weißbach, M. Dahms, and C. Jaroschek, Eds., *Werkstoffe und ihre Anwendungen: Metalle, Kunststoffe und mehr*, 20th ed. Wiesbaden (Germany): Springer Vieweg Verlag, 2018.
- [26] J. R. Vinson, "Sandwich Structures," *Applied Mechanics Reviews*, vol. 54, no. 3, pp. 201–214, 2001, doi: 10.1115/1.3097295.
- [27] M. Flemming, G. Ziegmann, and S. Roth, *Faserverbundbauweisen: Fasern und Matrices*. Berlin, Heidelberg (Germany): Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1995.
- [28] A. Puck, *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München (Germany): Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 1996.
- [29] B. Schröder, *Kunststoffe für Ingenieure: Ein Überblick*, 1st ed. Wiesbaden (Germany): Springer Vieweg Verlag, 2014.
- [30] H. Hertel, *Leichtbau: Bauelemente, Bemessungen und Konstruktionen von Flugzeugen und anderen Leichtbauwerken*. Berlin, Heidelberg (Germany): Springer Verlag, 1980.
- [31] T. N. Bitzer, *Honeycomb technology: Materials, Design, Manufacturing, Applications and Testing*. Dordrecht (Netherlands): Springer Science & Business Media, 1997.
- [32] F. Riss, J. Schilp, and G. Reinhart, "Load-dependent optimization of honeycombs for sandwich components-new possibilities by using additive layer manufacturing," *Physics Procedia*, vol. 56, pp. 327–335, 2014.
- [33] G. Kopp, J. Kuppinger, H. E. Friedrich, and F. Henning, "Innovative Sandwichstrukturen für den funktionsintegrierten Leichtbau," *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift*, vol. 111, no. 4, pp. 298–305, 2009, doi: 10.1007/BF03222069.
- [34] B. Klein and T. Gänsicke, *Leichtbau-Konstruktion: Dimensionierung, Strukturen, Werkstoffe und Gestaltung*, 11th ed. Wiesbaden (Germany): Springer Vieweg Verlag, 2019.
- [35] J. Gerstenkorn, "Entwicklung einer Methodik zur Analyse und Vorhersage des mechanischen Verhaltens polymerer Hartschäume im RTM-Prozess," Dissertation, Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST), Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe (Germany). Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://publikationen.bibliothek.kit.edu/1000121930>
- [36] F. Goldmann, "PMI-Hartschaum: Die leichte Balance," *Kunststoffe*, vol. 2010, no. 9, pp. 194–196, Sep. 2010.
- [37] O. Weißenborn, "Entwicklung eines neuartigen Imprägnierschäumverfahrens zur Herstellung komplex geformter Polyurethan-Sandwichverbundstrukturen," Dissertation, Fakultät Maschinenwesen, Technische Universität Dresden, Dresden (Germany), 2020.
- [38] H. F. Seibert, "Applications for PMI foams in aerospace sandwich structures," *Reinforced Plastics*, vol. 50, no. 1, pp. 44–48, 2006, doi: 10.1016/S0034-3617(06)70873-6.
- [39] Evonik Corporation, "Making the world lighter: Rohacell® high-performance foam cores for sandwich structures," 2020. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.rohacell.com/product/peek-industrial/downloads/rohacell-making-the-world-lighter-en.pdf>

- [40] LiteCon GmbH, "Technologie: Inmold-Foaming-Verfahren (IMF)," 2020. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <http://www.litecon.at/index.php/de/portfolio-page/article/8-technologie/technologie.html>
- [41] A. Zajonz and W. Stöger, "Die gewünschte Form leicht gemacht: Komplexe Sandwich-Bauteile für die Serie," *Kunststoffe*, vol. 2015, no. 10, pp. 187–189, 2015.
- [42] M. H. Kothmann, A. Hillebrand, and G. Deinzer, "Multi-material bodies for battery-electric vehicles," *Lightweight Design worldwide*, vol. 2018, no. 2, pp. 6–13, 2018, doi: 10.1007/s41777-018-0005-0.
- [43] FRIMO Group GmbH, *Street Shark 4.0, Cooperative Project with Innovative Rear Wings: Functionally integrated PU sandwich design in 3D format*. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.street-shark.com/en/news-press/reader/street-shark-4-0-cooperative-project-with-innovative-rear-wings.html>
- [44] P. Rosenberg, "Entwicklung einer RTM Prozessvariante zur kavitätsdruckgeregelten Herstellung von Faserverbundstrukturbauteilen," Dissertation, Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST), Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe (Germany), 2018.
- [45] 3A Composites Core Materials, "Datenblatt AIREX® PXC: Fiber-Reinforced Structural Foam," Jul. 2011. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.3accorematerials.com/uploads/documents/TDS-AIREX-PXC-E-07.2011.pdf>
- [46] 3A Composites Core Materials, "Datenblatt AIREX® C70: Universeller Struktur-Schaumstoff," Apr. 2020. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.3accorematerials.com/uploads/documents/TDS-AIREX-C70-D-04.2020.pdf>
- [47] M. Elser, "Verfahren zur Herstellung eines vernetzten PVC Schaumstoffkörpers," Patent WO 2005/092958, Switzerland 05715689.5, Dec 13, 2006.
- [48] 3A Composites Core Materials, "Datenblatt AIREX® T10: Der hochwertige PET-Strukturschaumstoff," Apr. 2020. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.3accorematerials.com/uploads/documents/TDS-AIREX-T10-D-04.2020.pdf>
- [49] C. Mack and B. Bitzer, "Hochleistungsschaumstoffe: Strukturschäume - Temperaturbeständige Schäume - Partikelschäume und Extrusionschäume," Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT, 2020. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: https://www.ict.fraunhofer.de/content/dam/ict/de/documents/medien/pe/st/PE_ST_Hochleistungsschaumstoffe_V01-1_de.pdf
- [50] Gaugler & Lutz oHG, "Produktübersicht: Ihr starker Partner für den Leicht- und Sandwichbau," Jun. 2019. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: https://www.gaugler-lutz.de/fileadmin/user_upload/Unternehmen/Produktuebersicht_LS_DE.pdf
- [51] H. W. Bergmann, *Konstruktionsgrundlagen für Faserverbundbauteile*. Berlin, Heidelberg (Germany): Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1992.
- [52] A. Puck, "Zur Beanspruchung und Verformung von GFK-Mehrschichten-Verbund-Bauelementen," Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, Technische Universität Berlin, Berlin (Germany), 1967.
- [53] R. Förster and W. Knappe, "Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Rißbildungsgrenze an zweischichtigen Wickelrohren aus Glasfaser/Kunststoff unter Innendruck," *Kunststoffe*, vol. 61, no. 8, pp. 583–588, 1971.

- [54] I. M. Daniel and O. Ishai, *Engineering mechanics of composite materials*, 2nd ed. New York (USA): Oxford University Press, 2006.
- [55] L. A. Carlsson and G. A. Kardomateas, *Structural and Failure Mechanics of Sandwich Composites*. Dordrecht (Netherlands): Springer Science & Business Media, 2011.
- [56] H. G. Allen, *Analysis and Design of Structural Sandwich Panels: The Commonwealth and International Library: Structures and Solid Body Mechanics Division*. Oxford (UK): Elsevier, 2013.
- [57] *Deutsches Institut für Normung e.V.; Prüfung von Kernverbunden - Biegeversuch*, DIN 53 293, 1982.
- [58] S. Torsakul, "Modellierung und Simulation eines Verbunds von Sandwichplatten zur Entwicklung einer mechanischen Verbindungstechnik," Dissertation, Institut für Allgemeine Konstruktionstechnik des Maschinenbaus, RWTH Aachen, Aachen (Germany), 26. März/ 2007.
- [59] J. M. Gere and B. J. Goodno, *Mechanics of Materials*, 8th ed. Boston, MA (USA): Cengage Learning Custom Publishing, 2012.
- [60] E. Reissner, "The Effect of Transverse Shear Deformation on the Bending of Elastic Plates," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 12, no. 2, A69-A77, 1945, doi: 10.1115/1.4009435.
- [61] R. D. Mindlin, "Influence of Rotary Inertia and Shear on Flexural Motions of Isotropic Elastic Plates," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 1951, no. 18, pp. 336–343, doi: 10.1115/1.4010217.
- [62] S. Takle, "Experimental and numerical studies of impact behaviour of GRP reinforced composite sandwich materials," Research Report in Mechanics, Department of Mathematics - Mechanics Division, University of Oslo, Oslo (Norway), 2003.
- [63] L. Herbeck, M. Kleineberg, and C. Schöppinger, "Foam cores in RTM structures: Manufacturing aid or high-performance sandwich," *23rd SAMPE Europe International Conference, Paris (France)*, pp. 1–11, 2002.
- [64] K. F. Karlsson and B. TomasÅström, "Manufacturing and applications of structural sandwich components," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 28, no. 2, pp. 97–111, 1997, doi: 10.1016/S1359-835X(96)00098-X.
- [65] S.T. Burr, J.M. Tudor, S.R. Athreya, and T.J. Parsons, "Expanding foam core prepreg," Patent WO 2014/078496 A2, USA PCT/US2013/070033, May 22, 2014.
- [66] L. D. Mc Garve, "Thermoplastic composite sandwich components: Experimental and numerical investigation of manufacturing issues," Dissertation, Department of Aeronautics, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2002. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:9135/fulltext01.pdf>
- [67] S. Pappadà, R. Rametta, A. Passaro, L. Lanzilotto, and A. Maffezzoli, "Processing, mechanical properties, and interfacial bonding of a thermoplastic core-foam/composite-skin sandwich panel," *Advances in Polymer Technology*, vol. 29, no. 3, pp. 137–145, 2010, doi: 10.1002/adv.20186.
- [68] M. Akermo and B. T. Astrom, "Experimental Investigation of Compression Molding of Glass/PP-PP Foam Core Sandwich Components," *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 12, no. 4, pp. 297–316, 1999, doi: 10.1177/089270579901200404.

- [69] J. Muzzy, J. Pfaendtner, B. Shaw, and D. Holty, "Thermoplastic composite sandwich panels," in *Proceedings of Automotive Composite Conference, 2001*. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: http://www.temp.speautomotive.com/SPEA_CD/SPEA2001/pdf/c/C5.pdf
- [70] J. Grünewald, P. Parlevliet, and V. Altstädt, "Manufacturing of thermoplastic composite sandwich structures," *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 30, no. 4, pp. 437–464, 2017, doi: 10.1177/0892705715604681.
- [71] O. Skawinski, C. Binetruy, P. Krawczak, J. Grando, and E. Bonneau, "All-Thermoplastic Composite Sandwich Panels – Part I: Manufacturing and Improvement of Surface Quality," *Journal of Sandwich Structures & Materials*, vol. 6, no. 5, pp. 399–421, 2004, doi: 10.1177/1099636204040094.
- [72] A. Wöginger, "Prozesstechnologien zur Herstellung kontinuierlich faserverstärkter thermoplastischer Halbzeuge," Dissertation, Institut für Verbundwerkstoffe, Technische Universität Kaiserslautern, Kaiserslautern (Germany), 2004.
- [73] A. Roch, T. Huber, F. Henning, and P. Elsner, "LFT foam - Lightweight potential for semi-structural components through the use of long-glass-fiber-reinforced thermoplastic foams," *29th International Conference of the Polymer Processing Society PPS Proceedings*, no. 29, pp. 471–476, 2013, doi: 10.1063/1.4873824.
- [74] A. Roch, A. Menrath, and T. Huber, "Faserverstärkte Thermoplaste in Sandwichbauweise," *Kunststoffe*, no. 10, pp. 183–189, 2013.
- [75] M. Gude, J. Troschitz, J. Luft, O. Weißenborn, M. Müller-Pabel, and M. Stegelmann, "Schaumstoffe - Effizient in Form gebracht," *Jahresmagazin Kunststofftechnik*, pp. 50–56, 2018.
- [76] J. Luft, J. Troschitz, M. Krahl, and M. Gude, "Thermoplast-Sandwichstrukturen aus recycelten C-Fasern," *Lightweight Design*, vol. 11, no. 5, pp. 20–25, 2018, doi: 10.1007/s35725-018-0042-y.
- [77] P.W. Kluit and A. Beukers, "Method of making a foamable film," Patent EP 0750006 (A1); Patent EP 0750006 (B1) 95201710.1, 07.03.
- [78] A. Beukers, "A new technology for sandwich plates and structures based on the use of in-situ foamable thermoplastic films," in *37th International SAMPE Symposium and Exhibition*, 1992, pp. 172–185.
- [79] P.-W. C. Provó Kluit, "The development of in-situ foamed sandwich panels," Dissertation, Faculty of Aerospace Engineering, Technische Universiteit Delft, Delft (Netherlands), 1997. Accessed: Dec. 12 2021. [Online]. Available: <https://repository.tu-delft.nl/islandora/object/uuid%3A3ac79223-d7bf-4516-93fd-1d464afe834a>
- [80] J. Kuppinger, "Material- und Prozessvalidierung zur Herstellung faserverstärkter Polyurethane als Konstruktionswerkstoff im Fasersprühverfahren," Dissertation, Institut für Fahrzeugtechnik (FAST), Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe (Germany), 2012.
- [81] A. Bauer, "Long Fiber Injection of Polyurethanes," *Journal of Materials & Manufacturing*, vol. 106, no. 5, pp. 168–181, 1997.
- [82] A. H. Rothacker and G. A. Pelts, "High Productivity/Low Cost Manufacturing Approach to SRIM Molding," *SAE Technical Paper*, vol. 1998, no. 980998, pp. 1–5, Feb. 1998, doi: 10.4271/980998.

- [83] Cannon S.p.A, *InterWet: Internal Wetting Technology*. [Online]. Available: <https://www.cannonplastec.com/technologies/composites/interwet/> (accessed: Dec. 12 2021).
- [84] KraussMaffei Technologies GmbH, *Fiber Composite Spraying (FCS)*. [Online]. Available: <https://www.kraussmaffei.com/de/unsere-verfahren/fiber-composite-spraying-fcs> (accessed: Dec. 12 2021).
- [85] J. Kuppinger, F. Henning, G. Kopp, M. Schön, B. Rothe, and J. Renkl, "PURtrain – Hybride Sandwichbauweisen für Schienenfahrzeuge," *Kunststoffe*, vol. 10, no. 201, pp. 175–180, 2012.
- [86] Hennecke GmbH Polyurethane Technology, *PUR-CSM Technology*. [Online]. Available: https://www.hennecke.com/sites/default/files/downloads/purcsm_de_en.pdf (accessed: Dec. 12 2021).
- [87] R.A. Cageao, J.M. Lorenzo, and K. Franken, "Studies of Composites made with Baypreg F: Component Selection of Optimal Mechanical Properties," *Polyurethanes*, vol. 04, pp. 513–519, 2004.
- [88] P. Rupp, "Herstellung, Prüfung und Modellierung neuartiger hybrider Aluminiumschaum-CFK-Sandwichverbunde," Dissertation, Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde (IAM-WK), Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe (Germany), 2019.
- [89] P. Rupp, P. Elsner, and K. A. Weidenmann, "Material Selection for CFRP-Aluminium-Foam-Sandwiches Manufactured by a PUR Spraying Process," *Key Engineering Materials*, vol. 742, pp. 317–324, 2017, doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.742.317.
- [90] G. Kopp, J. Kuppinger, and H. E. Friedrich, *Material Characterisation of Polyurethane-Based Paper Honeycomb Sandwich Structures, 16th International Conference on Experimental Mechanics ICEE, 7-11 July 2014, Cambridge (UK)*. [Online]. Available: <https://elib.dlr.de/90168/> (accessed: Dec. 12 2021).
- [91] O. Weißenborn, S. Geller, J. Jaschinski, and M. Gude, "Modelling the bending behaviour of novel fibre-reinforced sandwich structures with polyurethane foam core," *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, no. 416, 2018, doi: 10.1088/1757-899X/416/1/012073.
- [92] M. Gude, S. Geller, and O. Weißenbron, "Integral manufacture of fiber-reinforced sandwich structures with cellular core using a polyurethane spray-coat method," *Cellular Materials - CellMat 2014, Dresden (Germany)*, pp. 1-6, Oct. 2014.
- [93] M. Gude, S. Geller, and O. Weißenbron, "Studies on the impregnation of textile semi-finished products using a polyurethane spray coat method," *Journal of Plastics Technology*, vol. 11, no. 1, pp. 212–229, 2015, doi: 10.3139/O999.02012015.
- [94] O. Weißenborn, S. Geller, and M. Gude, "Analysis of Geometrical and Process-Related Parameters on the Impregnation Quality of Advanced Cellular Composites," *Advanced Engineering Materials*, vol. 19, no. 10, Apr. 2017, doi: 10.1002/adem.201700087.
- [95] C. Hopmann, R. Bastian, C. Karatzias, C. Greb, and B. Ozolin, "Faserverstärkte Kunststoffe – tauglich für die Großserie," in *Leichtbau-Technologien im Automobilbau, 2014*, pp. 44–49.
- [96] C. Hopmann, R. Bastian, C. Karatzias, C. Greb, and B. Ozolin, "Fibre-Reinforced Plastics Suitable for Mass Production," *ATZ worldwide*, vol. 115, no. 4, pp. 14–18, 2013, doi: 10.1007/s38311-013-0038-2.

- [97] C. Hopmann and C. Karatzias, "Neues Nasspressverfahren für die Grossserie," *Kunststoff Xtra*, no. 5, pp. 20–24, 2013.
- [98] C. Hopmann, R. Riedel, and C. Karatzias, "Strukturelle Sandwichbauteile mit prozessintegriert ausgeschäumtem Schaumkern," *Fachmagazin für die Polyurethanindustrie*, no. 91, pp. 11–12, 2015.
- [99] C. Hopmann, R. Wagner, K. Fischer, and A. Böttcher, "One Step Production of High-performance Sandwich Components," *Cellular Polymers*, vol. 36, no. 3, pp. 135–150, 2018, doi: 10.1177/026248931703600302.
- [100] Y.-T. Jhan, Y.-J. Lee, and C.-H. Chung, "Experimental and numerical investigation of the VARTM process with a sandwich structure," *Journal of Composite Materials*, vol. 46, no. 12, pp. 1417–1430, 2012, doi: 10.1177/0021998311418703.
- [101] E. Poodts, G. Minak, E. Dolcini, and L. Donati, "FE analysis and production experience of a sandwich structure component manufactured by means of vacuum assisted resin infusion process," *Composites Part B: Engineering*, vol. 53, no. 6, pp. 179–186, 2013, doi: 10.1016/j.compositesb.2013.04.064.
- [102] K. Potter, *Resin Transfer Moulding*. Dordrecht (Netherlands): Springer Verlag, 1997.
- [103] P. Rosenberg, R. Chaudhari, M. Karcher, F. Henning, and P. Elsner, "Investigating cavity pressure behavior in high-pressure RTM process variants," *29th International Conference of the Polymer Processing Society PPS Proceedings*, pp. 463–466, 2013, doi: 10.1063/1.4873822.
- [104] P. Rosenberg, B. Thoma, and F. Henning, "Investigation and validation of a new cavity pressure controlled HP-RTM process variant (PC-RTM)," in *Automotive composites conference & exhibition*, 2016, pp. 7–9.
- [105] M. Ware, "Thermal Expansion Resin Transfer Molding (TERTM) - A Manufacturing Process for RP Sandwich Core Structures," *Reinforced Plastics/Composites, 40th Annual Conference, New York (USA)*, 1985.
- [106] M. Ware, "Thermal expansion resin transfer molding (TERTM) - An advanced composite mass production process," *Society of Manufacturing Engineers, 5th Conference on Composites in Manufacturing, Los Angeles (CA, USA)*, 1986.
- [107] M. Ware, "Thermal expansion resin transfer molding," Patent US5061418 (A), United States US19890436776 19891115, Oct 29, 1991.
- [108] J. H. Eckler and T. C. Wilkinson, "Processing and designing parts using structural reaction injection molding," *Journal of Materials Shaping Technology*, vol. 5, no. 1, pp. 17–21, 1987, doi: 10.1007/BF02833682.
- [109] J. Tröltzsch, K. Schäfer, D. Niedziela, I. Ireka, K. Steiner, and L. Kroll, "Simulation of RIM-process for Polyurethane Foam Expansion in Fiber Reinforced Sandwich Structures," *Procedia CIRP*, vol. 66, pp. 62–67, 2017, doi: 10.1016/j.procir.2017.03.285.
- [110] Kay Schäfer, Jürgen Tröltzsch, Frank Helbig, Dariusz Niedziela, and Lothar Kroll, "Flexible spacer fabrics for reinforcement of rigid polyurethane foams in sandwich structures," *20th International Conference on Composite Materials ICCM 2015 Proceedings*, Copenhagen (Denmark), P202-16, 12 pp, 2015.
- [111] C. Hopmann, C. Karatzias, and A. Böttcher, "Syntaktische Schäume zur einstufigen Sandwichherstellung von FVK," *Lightweight Design*, vol. 9, no. 2, pp. 44–51, 2016, doi: 10.1007/s35725-016-0013-0.

- [112] C. Hopmann, C. Karatzias, and A. Böttcher, "Forschern gelingt Faserimprägnieren und Schäumen in einem Step," *Maschinenmarkt*, 08 Jun., pp. 28–31, 2015. [Online] <https://www.maschinenmarkt.vogel.de/forschern-gelingt-faserimpraegnieren-und-schaeumen-in-einem-step-a-491374/> (accessed: Feb. 27 2021).
- [113] R. W. Meyer, *Handbook of Pultrusion Technology*, 1st ed. Boston, MA (USA): Springer Verlag, 1985.
- [114] T. F. Starr, *Pultrusion for engineers*. Boca Raton, FL (USA): CRC Press Inc., 2000.
- [115] G. Ben and A. Shoji, "Pultrusion techniques and evaluations of sandwich beam using phenolic foam composite," *Advanced Composite Materials*, vol. 14, no. 3, pp. 277–288, 2005, doi: 10.1163/1568551054922629.
- [116] M. Dawood, E. Taylor, W. Ballew, and S. Rizkalla, "Static and fatigue bending behavior of pultruded GFRP sandwich panels with through-thickness fiber insertions," *Composites Part B: Engineering*, vol. 41, no. 5, pp. 363–374, 2010, doi: 10.1016/j.compositesb.2010.02.006.
- [117] M. Dawood, E. Taylor, and S. Rizkalla, "Two-way bending behavior of 3-D GFRP sandwich panels with through-thickness fiber insertions," *Composite Structures*, vol. 92, no. 4, pp. 950–963, 2010, doi: 10.1016/j.compstruct.2009.09.040.
- [118] Evonik Resource Efficiency GmbH, *Datenblatt ROHACELL® Triple F*. [Online]. Available: https://www.rohacell.com/product/peek-industrial/downloads/rohacell%20triple%20f_generic_2020_january.pdf (accessed: Dec. 12 2021).
- [119] U. Schnars and H. Rudolf, "Applications of NDT methods on composite structures in aerospace industry," Conference on Damage in Composite Materials 2006. Stuttgart (Germany), pp. 1-8, September 2006.
- [120] ZOLTEK Corporation (Toray Group), "Technical Datasheet: ZOLTEK™ PX35 Multi-Directional Fabrics," 2021.
- [121] Hexion™ Inc., "Datenblatt EPIKOTE™ Resin Trac 06170," Dec. 2017.
- [122] Huntsman Corporation, "Datenblatt Araldite® LY 3031/ Aradur® 3032," Apr. 2015.
- [123] Rühl Puromer GmbH, "Datenblatt Rühl Puromer EP 3587/2," Jan. 2017.
- [124] A. Bernath, M. Grulich, L. Kärger, and F. Henning, "Enhanced viscosity characterization for fast curing epoxy resins at process relevant temperatures," 14th International Conference on Flow Processes in Composite Materials. Luleå (Schweden), pp. 1-2, May 2018.
- [125] A. Bernath, "Numerical prediction of curing and process-induced distortion of composite structures," Dissertation, Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST), Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe (Germany), 2020.
- [126] A.J. Frank, *Understanding Rheology of Thermosets*. [Online]. Available: http://www.tainstruments.com/pdf/literature/AAN015_V1_U_Thermoset.pdf (accessed: Dec. 12 2021).
- [127] *Test Method for Plastics: Dynamic Mechanical Properties: Cure Behavior*, ASTM D4473 - 08, 2021.
- [128] S. Bickerton and M. Z. Abdullah, "Modeling and evaluation of the filling stage of injection/compression moulding," *Composites Science and Technology*, vol. 63, no. 10, pp. 1359–1375, 2003, doi: 10.1016/S0266-3538(03)00022-8.

- [129] C. Poppe, F. Albrecht, C. Krauß, and L. Kärger, "A 3D Modelling Approach for Fluid Progression during Process Simulation of Wet Compression Moulding – Motivation & Approach," *Procedia Manufacturing*, vol. 47, pp. 85–92, 2020, doi: 10.1016/j.promfg.2020.04.141.
- [130] *Klebstoffe - Bestimmung des Schälwiderstandes von Klebungen - Rollenschälversuch*, DIN EN 1464, 2010.
- [131] H. Domininghaus, P. Elsner, P. Eyerer, and T. Hirth, Eds., *Kunststoffe: Eigenschaften und Anwendungen*, 8th ed. Berlin, Heidelberg (Germany): Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2012.
- [132] D. Randall and S. Lee, *The Polyurethanes Book*, 1st ed. New York (USA): Wiley, 2002.
- [133] C. Defonseka, *Two-component polyurethane systems: Innovative processing methods*. Berlin (Germany), Boston (USA): de Gruyter, 2019.
- [134] P. Eyerer, P. Elsner, and T. Hirth, *Polymer Engineering: Technologien und Praxis*. Berlin, Heidelberg (Germany): Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2008.
- [135] K. Uhlig, *Polyurethan-Taschenbuch: Mit 34 Tabellen*, 3rd ed. München (Germany): Hanser Verlag, 2006.
- [136] M. Szycher, *Szycher's handbook of polyurethanes*, 2nd ed. Boca Raton, FL (USA): CRC Press Inc., 2013.
- [137] G. Wypych, *Handbook of foaming and blowing agents*. Toronto (Canada): ChemTec Publishing, 2017.
- [138] S. N. Singh, *Blowing agents for polyurethane foams*, 12th ed. Shawbury (UK): Rapra Technology Ltd., 2002.
- [139] N. V. Gama, A. Ferreira, and A. Barros-Timmons, "Polyurethane Foams: Past, Present, and Future," *Materials*, vol. 11, no. 10, p. 1841, 2018, doi: 10.3390/ma11101841.
- [140] K. Ashida, *Polyurethane and related foams: Chemistry and technology*, 1st ed. Boca Raton: CRC Press Inc., 2007.
- [141] E. Minogue, "An in-situ study of the nucleation process of polyurethane rigid foam formation," Dissertation, Department of Chemical Sciences, Dublin City University, Dublin (Ireland), 2000. [Online]. Available: http://doras.dcu.ie/19076/1/Edel_Minogue_20130618080123.pdf
- [142] R. Lander, H. Modro, and R. Hubel, "Influencing the Cell Structure of Flexible Polyurethane Foams by Additives," *Proceedings of the 2014 Polyurethane Technical Conference*, pp. 22–24, 2014.
- [143] S. Pérez-Tamarit, E. Solórzano, R. Mokso, and M. A. Rodríguez-Pérez, "In-situ understanding of pore nucleation and growth in polyurethane foams by using real-time synchrotron X-ray tomography," *Polymer*, vol. 166, no. 1, pp. 50–54, 2019, doi: 10.1016/j.polymer.2019.01.049.
- [144] K. Siebertz, D. van Bebber, and T. Hochkirchen, *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE)*. Berlin, Heidelberg (Germany): Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2010.
- [145] J. Seuffert, *Entwicklung Simulationsmodell D-SCM Prozess in OpenFOAM und interne Kommunikation: Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST), Karlsruher Institut für Technologie (KIT)*, 2020.

- [146] J. Seuffert, L. Kärger, and F. Henning, "Simulating Mold Filling in Compression Resin Transfer Molding (CRTM) Using a Three-Dimensional Finite-Volume Formulation," *Journal of Composites Science*, vol. 2, no. 2, p. 23, 2018, doi: 10.3390/jcs2020023.
- [147] J. Seuffert, P. Rosenberg, L. Kärger, F. Henning, M. H. Kothmann, and G. Deinzer, "Experimental and numerical investigations of pressure-controlled resin transfer molding (PC-RTM)," *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, vol. 6, no. 3, pp. 154–163, 2020, doi: 10.1080/20550340.2020.1805689.
- [148] H. Darcy, *Les Fontaines Publiques De La Ville De Dijon: Exposition Et Application Des Principes A Suivre Et Des Formules A Employer Dans Les Questions De Distribution D'eau...* Kolkata (India): Saraswati Press Ltd., 2012.
- [149] K. Terzaghi, *Erdbaumechanik auf bodenphysikalischer Grundlage*. Leipzig (Germany), Wien (Austria): Franz Deuticke Verlag, 1925.
- [150] D. Magagnato and F. Henning, "Process-Oriented Determination of Preform Permeability and Matrix Viscosity during Mold Filling in Resin Transfer Molding," *Materials Science Forum*, 825-826, pp. 822–829, 2015, doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.825-826.822.
- [151] J. H. van't Hoff, *Die Gesetze des chemischen Gleichgewichtes für den verdünnten, gasförmigen oder gelösten Zustand*. University of California (USA): W. Engelmann Verlag, 1900.
- [152] W. Grellmann, S. Seidler, and V. Altstädt, *Kunststoffprüfung*, 3rd ed. München (Germany): Hanser Verlag, 2015.
- [153] *Standard Test Method for Core Shear Properties of Sandwich Constructions by Beam Flexure*, ASTM C393/C393M– 16, 2016.
- [154] *Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften*, DIN EN ISO 527-1, 2012.
- [155] BASF SE, *Elastollan® - Physikalische Eigenschaften*. [Online]. Available: https://plastics-rubber.basf.com/emea/de/performance_polymers/products/elastollan.html?at_medium=sl&at_campaign=PM_BAW_EMEA_DE_Elastollan_TRA_CROSS&at_term=%2Btpu%20%2Bfolie&at_creation=Search_Google_SERP_Elastollan-General-EMEA-DE&at_platform=google&at_variant=Elastollan-General-EMEA-DE (accessed: Dec. 12 2021).
- [156] D. Bücheler, A. Kaiser, and F. Henning, "Using Thermogravimetric Analysis to Determine Carbon Fiber Weight Percentage of Fiber-Reinforced Plastics," *Composites Part B: Engineering*, vol. 106, pp. 218–223, 2016, doi: 10.1016/j.compositesb.2016.09.028.
- [157] W. Albrecht, H. Fuchs, and W. Kittelmann, *Vliesstoffe: Rohstoffe, Herstellung, Anwendung, Eigenschaften, Prüfung*, 2nd ed. Weinheim (Germany): Wiley-VCH, 2012.

Anhang

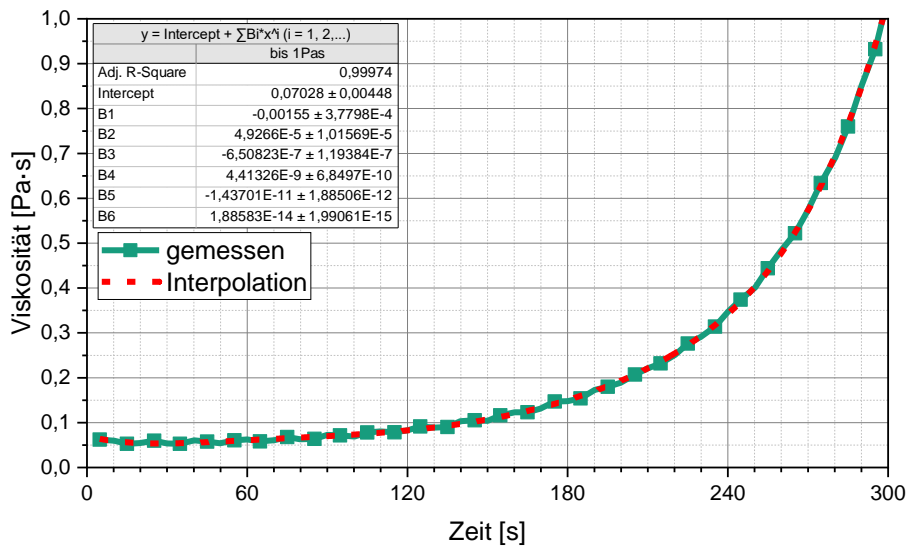
A1: FCCCD-Versuchsplan der DoE inklusive der ermittelten Druckwerte

Run Order	Std Order	Point Type	Blocks	Wasser	Kat	Dichte [kg/m ³]	Druck [bar]
2	15	1	1	-1	-1	250	3,11
3	19	1	1	-1	1	250	3,27
4	2	1	1	-1	-1	150	1,06
5	5	1	1	1	-1	150	2,18
6	11	1	1	1	1	150	2,42
7	6	1	1	1	-1	150	2,33
8	17	1	1	1	-1	250	4,82
9	9	1	1	-1	1	150	1,12
10	4	1	1	1	-1	150	2,28
11	14	1	1	-1	-1	250	3,38
12	1	1	1	-1	-1	150	1,12
13	16	1	1	1	-1	250	4,65
14	23	1	1	1	1	250	5,19
15	13	1	1	-1	-1	250	3,21
16	22	1	1	1	1	250	5,33
17	21	1	1	-1	1	250	3,32
18	10	1	1	1	1	150	2,35
19	8	1	1	-1	1	150	1,14
20	3	1	1	-1	-1	150	1,1
21	20	1	1	-1	1	250	3,32
22	12	1	1	1	1	150	2,49
23	7	1	1	-1	1	150	1,14
24	18	1	1	1	-1	250	4,53
25	24	1	1	1	1	250	5,38
1	5	-1	2	0	0	150	1,67
2	4	-1	2	0	1	200	3,09
3	6	-1	2	0	0	250	3,99
4	18	-1	2	0	0	250	4,06
5	16	-1	2	0	1	200	3,18
6	9	-1	2	0	-1	200	2,65
7	8	-1	2	1	0	200	3,49
8	14	-1	2	1	0	200	3,49
9	15	-1	2	0	-1	200	2,77
10	19	0	2	0	0	200	2,92
11	17	-1	2	0	0	150	1,68
12	1	-1	2	-1	0	200	1,98
13	13	-1	2	-1	0	200	2,12
14	12	-1	2	0	0	250	4,08
15	10	-1	2	0	1	200	3,02
16	2	-1	2	1	0	200	3,64
17	3	-1	2	0	-1	200	2,73
18	11	-1	2	0	0	150	1,61
19	7	-1	2	-1	0	200	2,07

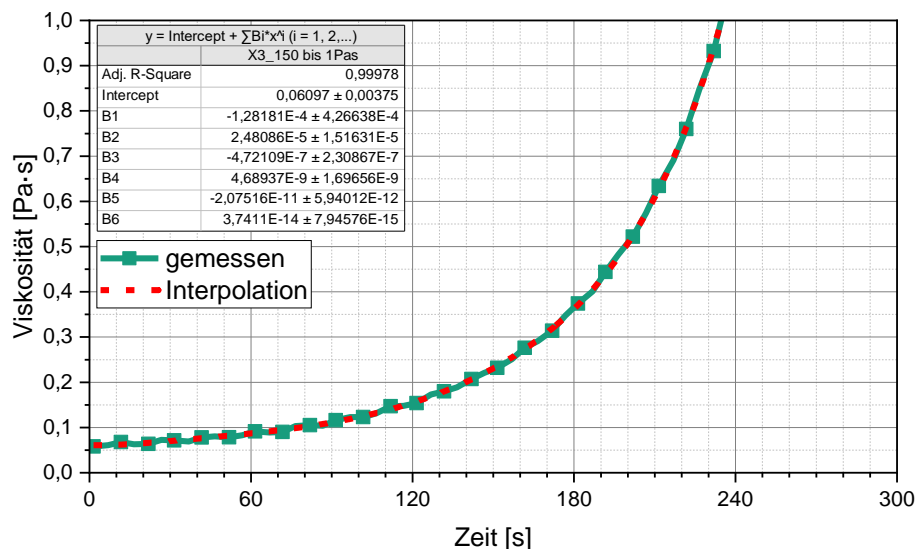
A2: Individuell angepasste Viskositätskurven für die Simulation der Schaumkonfigurationen

Für das Epikote Harzsystem:

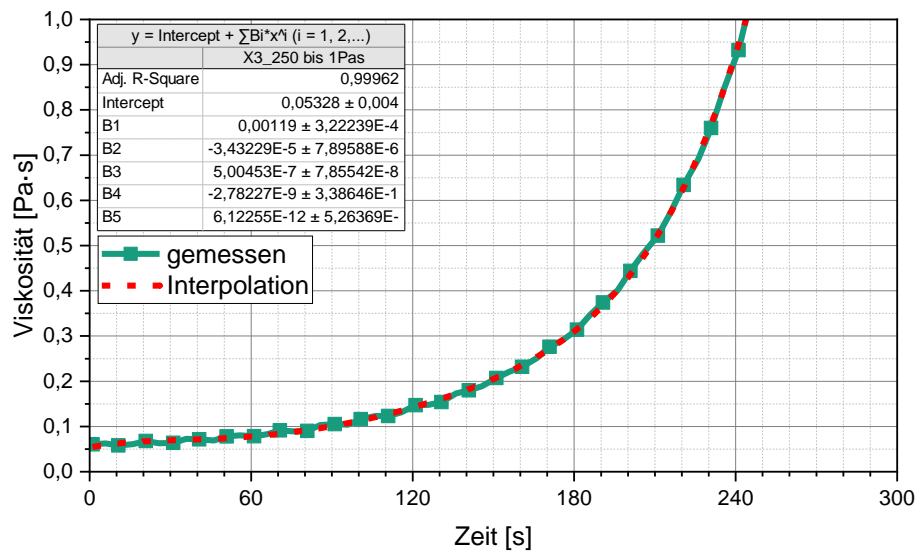
Keine Anpassung (interpolierte Messkurve)



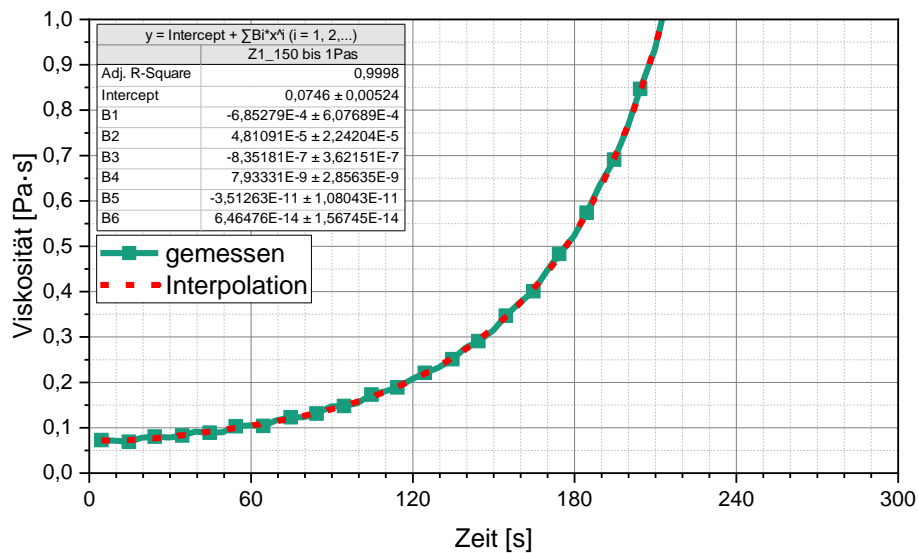
Schamformulierung: (+ +), Schaumdichte: 150 kg/m³, Korrektur um: -63,6 s



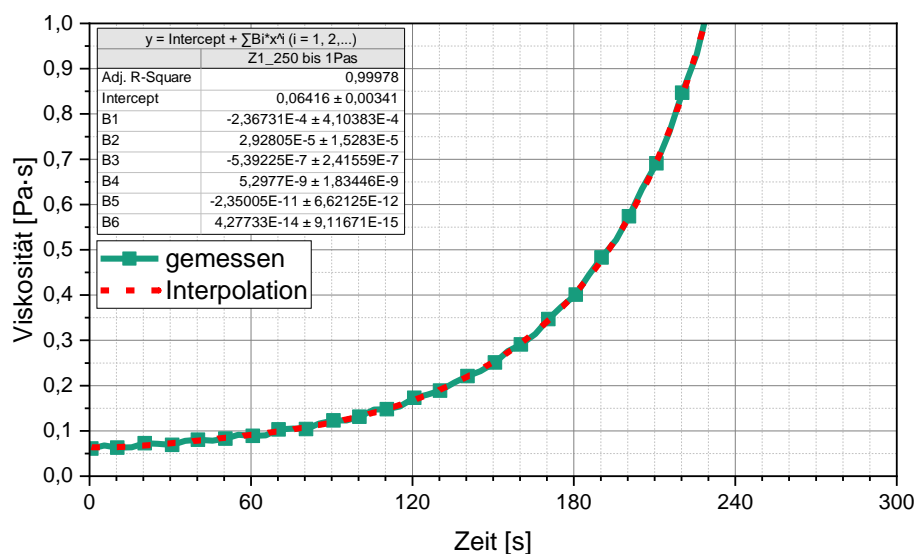
Schamformulierung: (+ +), Schaumdichte: 250 kg/m³, Korrektur um: -54,1 s

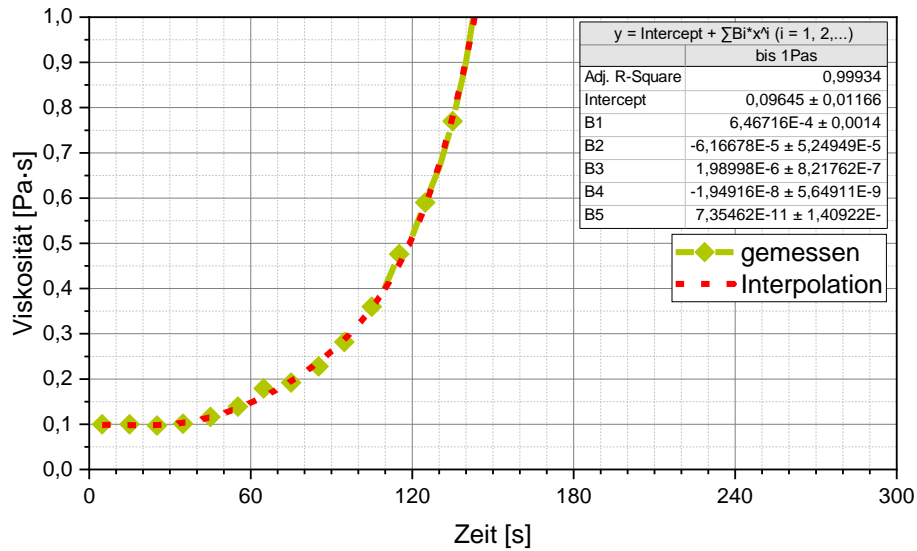
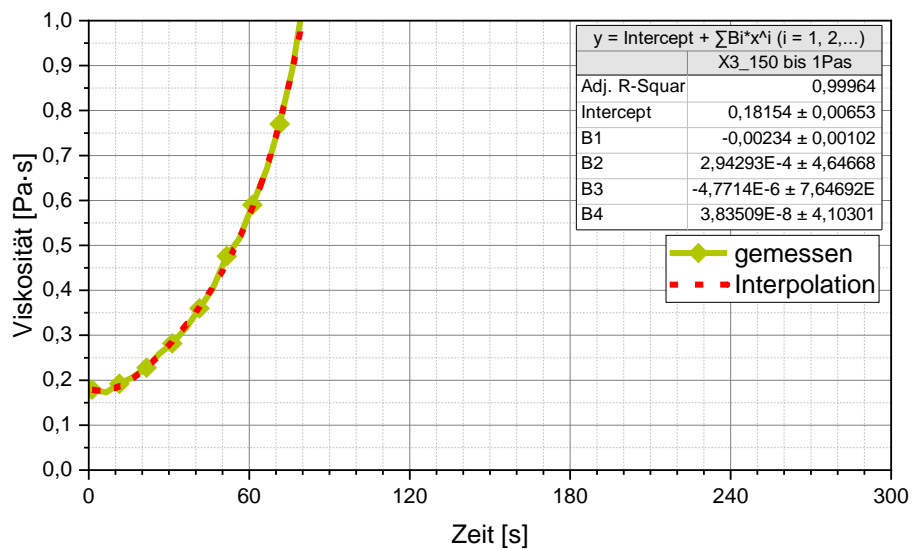


Schamformulierung: (- -), Schaumdichte: 150 kg/m³, Korrektur um: -85,5 s

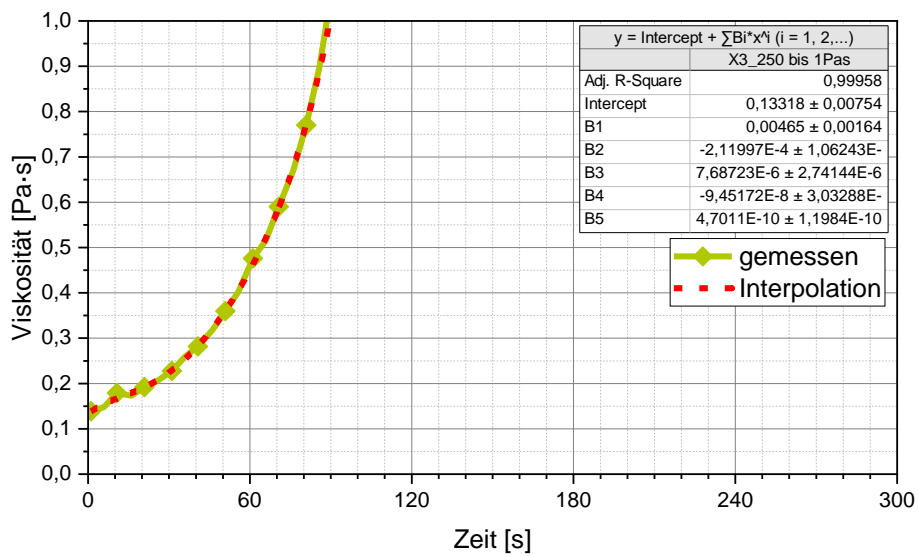


Schamformulierung: (- -), Schaumdichte: 250 kg/m³, Korrektur um: -69,5 s

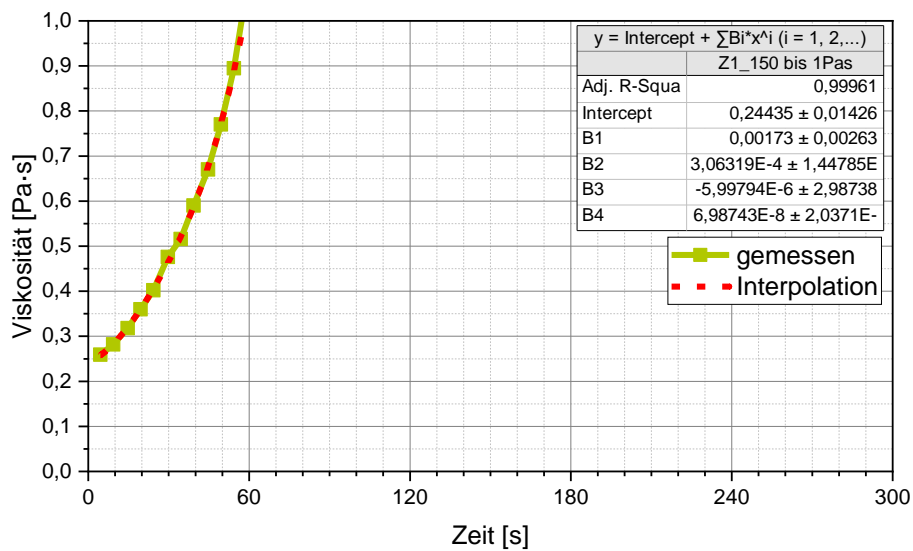


Für das Araldite Harzsystem:**Keine Anpassung (interpolierte Messkurve)****Schamformulierung: (+ +), Schaumdichte: 150 kg/m³, Korrektur um: -63,6 s**

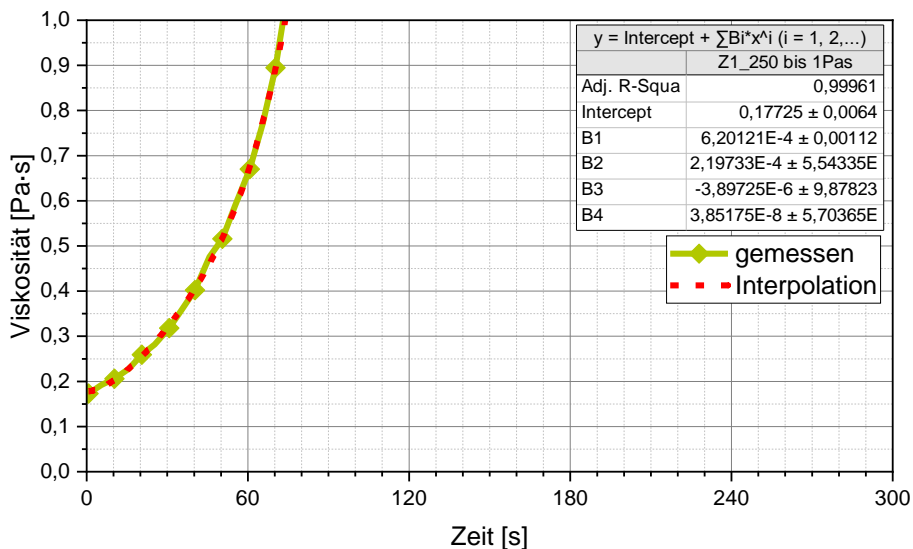
Schamformulierung: (+ +), Schaumdichte: 250 kg/m³, Korrektur um: -54,1 s



Schamformulierung: (- -), Schaumdichte: 150 kg/m³, Korrektur um: -85,5 s



Schamformulierung: (- -), Schaumdichte: 250 kg/m³, Korrektur um: -69,5 s



Liste eigener Veröffentlichungen

The Direct Sandwich Composite Molding (D-SCM) Process: Sandwich Manufacturing and Characterization, 2022

Behnisch, Felix; Brütsch, Jonathan; Werner, Henrik O.; Henning, Frank; Journal of Composites Science, vol. 6/3, p. 81. DOI: 10.3390/jcs6030081

Development of a Reactive Polyurethane Foam System for the Direct Sandwich Composite Molding (D-SCM) Process, 2021

Behnisch, Felix; Lichtner, Viktoria; Henning, Frank; Rosenberg, Philipp; Journal of Composites Science, vol. 5/4, p. 104. DOI: 10.3390/jcs5040104.

Flame retardant investigations on carbon fibre-reinforced polyurethane resin parts for aircraft applications produced by wet compression moulding, 2021

Behnisch, Felix; Höhne, Carl-Christoph; Manas, Lukas; Rosenberg, Philipp; Henning, Frank; Fire and Materials, vol. 04, p. 16. DOI: 10.1002/fam.2965.

Hybrid Composites for Automotive Applications-Development and Manufacture of a System-integrated Lightweight floor Structure in multi-material Design, 2019

Link, Tobias; Behnisch, Felix; Rosenberg, Philipp; Seuffert, Julian; Dörr, Dominik; Hohberg, Martin; Joppich, Tobias; Henning, Frank; Proceedings of the SPE 19th Annual Automotive Composites Conference & Exhibition, ACCE; p.19; September 4-6; Novi (Michigan, USA)

Investigation of the matrix influence on the laminate properties of epoxy- and polyurethane-based CFRPs manufactured with HP-RTM-process, 2017

Behnisch, Felix; Rosenberg, Philipp; Weidenmann, Kay André.; Henning, Frank; Proceedings of PPS-32: The 32nd International Conference of the Polymer Processing Society - Conference Papers; p. 180003; 25–29 July; Lyon (France); DOI: 10.1063/1.5016789