

IVW - Schriftenreihe Band 145

Leibniz-Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Kaiserslautern

Vitali Romanenko

**Materialcharakterisierung und
durchgängige 3D-Prozesssimulation
für kohlenstofffaserverstärktes
Sheet Molding Compound**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

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

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

Verlag: Leibniz-Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

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

© Leibniz-Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2021

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

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.
ISSN 1615-021X
ISBN 978-3-944440-42-2

Materialcharakterisierung und durchgängige 3D-Prozesssimulation für kohlenstofffaserverstärktes Sheet Molding Compound

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
genehmigte
Dissertation

von
Herrn
M.Sc. Vitali Romanenko
aus Kara-Balta

Tag der mündlichen Prüfung:	23.10.2020
Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang
1. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann
2. Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

Meinen Eltern gewidmet

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit im ProMotion Doktorandenprogramm der BMW Group im Bereich der Technologieentwicklung CFK am Standort Landshut in Zusammenarbeit mit dem Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW).

An erster Stelle möchte ich meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim Hausmann für die Betreuung, fachlichen Anregungen und die mir gewährten Freiräume danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Frank Henning danke ich für das Interesse an der Arbeit und die Zweitbegutachtung. Ebenso gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Ein großer Dank gilt Dr. Miro Duhovic und Dominic Schommer vom Kompetenzfeld Prozesssimulation des IVW für den intensiven wissenschaftlichen Austausch, die Mitbetreuung von Abschlussarbeiten und die Unterstützung bei allen Veröffentlichungen. Weiterhin möchte ich allen anderen Mitarbeitern des IVW danken, die einen Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit geleistet haben.

Bei Dr. Johannes Eschl bedanke ich mich für die sehr fordernde und fachlich fundierte Betreuung seitens der BMW Group. Er hat mich mit seiner kritischen Herangehensweise stets zu persönlicher Höchstleistung motiviert. Einen herzlichen Dank richte ich an Dr. Markus Dix für die vielen Anregungen, Hilfestellungen und Diskussionen während dieser Zeit und darüber hinaus. Sein vorbildlicher Führungsstil und seine Unterstützung in kritischen Situationen haben maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Weiterhin danke ich meinen übrigen Kollegen der Prozesssimulation Dr. Jörg Cichosz, Ralph Edelmann und Stanislaw Nowak für den fachlichen Austausch und die kollegiale Zusammenarbeit. Darüber hinaus möchte ich mich bei allen anderen Vorgesetzten und Kollegen der Technologieentwicklung CFK für ihren Beitrag bedanken.

Ich möchte ebenfalls meinen Studenten Martin Schiebel, Raphael Thaler, Madhav Devarakonda, Philipp Klaus und Kumar Jois für ihre gewissenhafte Arbeitsweise, den persönlichen Einsatz und ihre guten Ideen danken.

Bei Michael Tryfonidis von der Firma BETA CAE Systems bedanke ich mich für die schnelle Implementierung neuer Funktionen, den perfekten Support und die tolle Zusammenarbeit. Herrn Richard Kupke von der Firma Suragus GmbH danke ich für den fachlichen Austausch zur Wirbelstrommessung und die bereichernde Kooperation.

Abschließend gebührt der größte Dank meiner Familie. Von ganzem Herzen danke ich meinen Eltern für ihre bisherige Unterstützung, Förderung und Vorbildfunktion. Als zugewanderte Spätaussiedler mussten sie ganz von vorne anfangen und waren durch ihren Fleiß, ihre Aufopferungsbereitschaft sowie ihrer Hartnäckigkeit in der Lage ihren drei Söhnen eine akademische Ausbildung zu ermöglichen. Meiner Frau Alla danke ich für ihre bedingungslose Unterstützung, Opferbereitschaft und liebevolle Aufmunterung während der schwierigen Endphase der Promotion. Du hast dich um unseren Sohn Nikolas gekümmert und mir den Weg frei gemacht für den Abschluss der Arbeit. Dafür werde ich dir immer dankbar sein.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	vii
Abstract	viii
Abkürzungen, Kenngrößen und Symbole	ix
1 Einleitung und Zielsetzung	1
1.1 Thematischer Hintergrund	1
1.2 Zielsetzung der Arbeit	2
1.3 Vorgehensweise	4
2 Stand der Technik	6
2.1 Simulation der SMC-Prozesskette	6
2.2 Formfüllsimulation	7
2.2.1 Modellierung der Rheologie und Formfüllung von SMC	7
2.2.2 Modellierung der Faserorientierungsverteilung	12
2.2.3 Softwarelösungen	14
2.3 Homogenisierung	15
2.4 Verzugssimulation	17
2.5 Ansätze zur integrativen SMC-Prozesssimulation	19
2.6 Materialcharakterisierung	20
2.6.1 Rheologie	20
2.6.2 Faserorientierungen	23
2.7 Zwischenfazit	24
3 Materialcharakterisierung von C-SMC	27
3.1 Versuchswerkstoffe und Eigenschaften	27
3.2 Untersuchungsmethoden	27
3.2.1 Pressrheometer: Ronde (offen)	29
3.2.2 Pressrheometer: Platte (geschlossen)	31
3.2.3 Punktrastermethode	33
3.2.4 Zugversuch	34
3.2.5 Thermisch-Mechanische-Analyse (TMA)	36
3.2.6 Wirbelstromverfahren	37
3.3 Ergebnisse	39
3.3.1 Charakterisierung der Rheologie und des lokalen Fließverhaltens	39
3.3.2 Charakterisierung der mechanischen und thermischen Materialkennwerte	49
3.3.3 Zusammenhang zwischen Orientierungsparametern und thermoelastischen Kenngrößen	51

3.4	Diskussion und Zwischenfazit	55
4	Gesamtidee der virtuellen Prozesskette (VPK) für C-SMC	58
4.1	Vorauswahl und Einschränkungen	58
4.2	Anforderungen an die virtuelle Prozesskette	59
4.2.1	Simulationsspezifische Anforderungen	59
4.2.2	Materialspezifische Anforderungen	61
4.3	Modularer Aufbau der virtuellen Prozesskette	62
4.3.1	Einzelmodule	63
4.3.2	Prozessfluss	64
5	Konzeptionierung der VPK: Modul Fließpresssimulation	66
5.1	Isotrope, reibungsfreie Materialmodellierung für HUP-REC und AMC8590	66
5.1.1	Situationsanalyse	66
5.1.2	Problemeingrenzung	66
5.1.3	Alternative Lösungen	67
5.1.4	Lösungsauswahl	68
5.1.5	Tragweitenanalyse	69
5.1.6	Entscheiden und Umsetzen	69
5.1.7	Nacharbeiten und Lernen (Diskussion)	78
5.2	Isotrope, reibungsbefahete Materialmodellierung für AMC8590	80
5.2.1	Situationsanalyse	80
5.2.2	Problemeingrenzung	80
5.2.3	Alternative Lösungen	80
5.2.4	Lösungsauswahl	83
5.2.5	Tragweitenanalyse	84
5.2.6	Entscheiden und Umsetzen	84
5.2.7	Nacharbeiten und Lernen (Diskussion)	86
5.3	Bewertung der Materialmodellierung	87
6	Konzeptionierung der VPK: Modul Verzug	91
6.1	Anisotropes, linear-elastisches Materialmodell für HUP-REC und AMC8590	91
6.1.1	Situationsanalyse	91
6.1.2	Problemeingrenzung	91
6.1.3	Alternative Lösungen	92
6.1.4	Lösungsauswahl	94
6.1.5	Tragweitenanalyse	94
6.1.6	Entscheidung und Umsetzung	95

7	Konzeptionierung der VPK: Modul Schnittstelle	101
7.1	Geschwindigkeitsrandbedingungen als Alternative zum Unterwerkzeug	101
7.1.1	Situationsanalyse	101
7.1.2	Problemeingrenzung	101
7.1.3	Alternative Lösungen und Lösungsauswahl	101
7.1.4	Tragweitenanalyse	102
7.1.5	Entscheiden und Umsetzen	102
7.2	Datentransfer	103
7.2.1	Situationsanalyse	103
7.2.2	Problemeingrenzung	104
7.2.3	Alternative Lösungen und Lösungsauswahl	104
7.2.4	Tragweitenanalyse	105
7.2.5	Entscheiden und Umsetzen	105
7.3	Gruppierung von Materialdaten	106
7.3.1	Situationsanalyse	106
7.3.2	Problemeingrenzung	106
7.3.3	Alternative Lösungen und Lösungsauswahl	106
7.3.4	Tragweitenanalyse	106
7.3.5	Entscheiden und Umsetzen	107
8	Implementierung der VPK	108
8.1	Programmstruktur und Software	108
8.2	Prozessablauf	109
8.2.1	Presssimulation	109
8.2.2	Mapping, Clustering und Homogenisierung	111
8.2.3	Verzugssimulation	114
9	Bewertung der VPK	115
9.1	Zielgrößen- und Bauteilauswahl	115
9.1.1	Situationsanalyse	115
9.1.2	Problemeingrenzung	116
9.1.3	Alternative Lösungen	116
9.1.4	Lösungsauswahl und Tragweitenanalyse	117
9.1.5	Entscheidung und Umsetzung: Bauteilherstellung	118
9.2	Zielgröße 1: Bewertung des Fließfrontverlaufs	121
9.2.1	Methodik	121
9.2.2	Ergebnisse	123
9.3	Zielgröße 2: Bewertung des Presskraftverlaufs	126
9.3.1	Methodik	126
9.3.2	Ergebnisse	127

9.4	Zielgröße 3: Bewertung des E-Moduls in Hauptfaserrichtung	128
9.4.1	Methodik	128
9.4.2	Ergebnisse	130
9.5	Zielgröße 4: Bewertung des Verzugs	133
9.5.1	Methodik	133
9.5.2	Ergebnisse	135
9.6	Fazit der Bewertung	137
10	Zusammenfassung und Ausblick	139
10.1	Zusammenfassung	139
10.2	Ausblick	141
	Literaturverzeichnis	142
A	Anhang	162
A.1	Ergänzung zu Pressrheometer: Ronde (offen)	162
A.1.1	Wegkorrektur	162
A.1.2	Konfiguration 1	163
A.1.3	Konfiguration 2	163
A.2	Ergänzungen zum Wirbelstromverfahren	166
A.2.1	Messdaten auf FE-Netz	166
A.2.2	Ergänzungen zur Kalibrierung an AMC8595 (UD-SMC)	166
A.3	Ergänzungen zum Modul: Presssimulation	167
A.4	Ergänzungen zum Modul: Verzugssimulation	170
A.5	Ergänzungen zur Implementierung der VPK	172
A.6	Ergänzungen zur Bewertung der VPK	172
	Eigene Veröffentlichungen	178
	Betreute studentische Arbeiten	179

Kurzfassung

Glasfaserverstärktes Sheet Molding Compound (G-SMC) wird seit mehreren Jahrzehnten vorrangig in der Automobilindustrie zur Herstellung von Außenhaut- und Verkleidungsbauteilen verwendet. Es handelt sich dabei hauptsächlich um ebene und großflächige Bauteile mit niedrigen oder semi-strukturellen Anforderungen. Aufgrund der hohen Designfreiheit von Bauteilen dieser Werkstoffklasse wird seit einigen Jahren versucht diese durch die Steigerung der mechanischen Kennwerte als strukturelle Komponenten zu befähigen und in Fahrzeugstrukturen zu integrieren. Die beiden wichtigsten Stellgrößen sind hierbei die Verwendung von Kohlenstofffasern (C-Fasern) zusammen mit einem hohen Faservolumengehalt (über 40 Vol-%). Mit dem Einsatz teurer C-Fasern und dem Wunsch nach effizientem Materialeinsatz steigt der Bedarf nach Simulationswerkzeugen, um die Formfüllung bzw. Bauteilherstellung zu beschreiben. Für G-SMC wurden bisher 2D-Prozesssimulationen entwickelt und validiert. Trotz allem ist der Einsatz in der industriellen Praxis bisher kaum verbreitet. Insbesondere lassen sie sich auf den Einsatz von Kohlenstofffaserverstärkten Sheet Molding Compounds (C-SMC) nicht anwenden, da hierbei komplexe, teilweise verrippte 3D-Bauteile vorliegen. Um die Material- und Produktkosten bei C-SMC zu senken, werden mittlerweile auch rezyklierte Halbzeuge angeboten und industriell eingesetzt. Diese Halbzeuge weisen in ihrem Umform- und Fließverhalten deutliche Unterschiede zu Neufasermaterialien auf.

Hier setzt die vorliegende Arbeit an. Sie leistet einen Beitrag zur Charakterisierung und phänomenologischen Beschreibung von C-SMC mit neuen und rezyklierten C-Fasern. Dabei stehen Methoden zur Erzeugung von Eingangs- und Validierungsdaten für die 3D-Prozesssimulation im Vordergrund. Zur Bestimmung der Faserorientierungen als wichtigste Kenngröße wird das Wirbelstromverfahren in Transmission verwendet. Dabei wird erstmalig eine Methode zur Messung von komplexeren 3D-Bauteilen gezeigt und eine Übertragung auf Finite-Elemente-Netze (FE-Netze) entwickelt.

Auf Basis der Materialcharakterisierung wird eine durchgängige, virtuelle 3D-Prozesskette (VPK) für den Pressvorgang bereitgestellt. Für die 3D-Simulation des Pressvorgangs wird der gekoppelte Euler-Lagrange-Ansatz (CEL) verwendet. Ein wichtiges Unterscheidungsmerkmal gegenüber der bisherigen Modellierung von G-SMC ist der Festkörpermechanische Betrachtungsansatz des C-SMC beim Pressen. Insbesondere für rezykliertes C-SMC mit einer Wirrfaserstruktur und starken Kompaktierung kommen die bisher verwendeten fluidmechanischen Ansätze an die Grenzen ihrer Gültigkeit. Für die Simulation der Bauteilabkühlung nach dem Pressvorgang wird eine linear-elastische, orthotrope 3D-Verzugssimulation entwickelt.

Für die Verknüpfung der Presssimulation mit der anschließenden Verzugssimulation wird eine modulare Schnittstellenlösung bereitgestellt. Ein Fokus der Entwicklung ist die industrielle Einsetzbarkeit der VPK, weshalb Werkzeuge und Methoden bereitgestellt werden, um komplexere Modelle zu erstellen und diese zu verknüpfen. Die Anwendbarkeit und Prognosegüte der entwickelten VPK wird abschließend an einem Vorserienbauteil einer PKW-Stütze C-Säule ausführlich untersucht.

Abstract

For several decades glass fiber sheet molding compound (G-SMC) has been primarily used in the automotive industry for the manufacture of outer skin and panel components. Such parts are mainly large and flat with low or semi-structural requirements. Due to the high freedom of design for components made from this material class, there is an effort to increase their mechanical properties. The current goal is to qualify these type of components as structural components and integrate them into car body structures. The two most important parameters are the usage of carbon fibers (C-fibers) together with a high fiber volume content (over 40 Vol-%). With the application of expensive C-fibers and the desire of efficient material usage, there is a growing demand for simulation tools, which can describe mold filling behavior and respectively overall component production. Although for G-SMC there are 2D process simulation tools already developed and validated, their usage within an industrial environment is still rare. In particular, they cannot be utilized when dealing with carbon fiber sheet molding compounds (C-SMC), due to the high fiber volume fraction and desired part complexity (e.g. partially ribbed 3D components). In order to reduce material- and production costs of C-SMC, semi-finished, recycled materials are available and have already been used in an industrial environment. These materials show significant differences in their forming and flow behavior compared to materials with new fibers.

The present work is a scientific contribution to the material characterization and phenomenological description of C-SMC with both new and recycled C-fibers. The focus is to generate input- and validation data for a complete 3D process simulation. For the determination of the fiber orientation, as one of the most important material parameters, the eddy current measurement technique in transmission has been used. For the first time, a method for the fiber orientation measurement of complex 3D parts will be presented and the transmission of this information to finite element meshes (FE-meshes) will be developed.

Based on the material characterization, a consistent virtual 3D process chain (VPC) is created for the forming of C-SMC parts. For the 3D press simulation the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) approach is used. An important and distinguishing feature compared to the modelling of G-SMC is that a solid mechanics approach has been used to describe the material forming behavior. For recycled C-SMC with its random woven like structure and strong compaction behavior, there is a limit of validity reached when using the fluid mechanics approach. For the simulation of the cooling behavior of the component after it is removed from the tool, a linear-elastic, orthotropic 3D warpage simulation has been developed.

For linking the filling simulation with the following warpage simulation, a modular interface solution is provided. A strong focus of the development, is the industrial usage of the VPC. This is why the tools and methods are both provided to help create and link complex models at different stages of the VPC. The applicability and validity of the developed VPC is examined in depth at the end by using a pre-series version of an automotive chassis c-pillar part.

Abkürzungen, Kenngrößen und Symbole

Abkürzungen

Kurzform	Beschreibung
ALE	Arbitrary Lagrangian-Eulerian
ARD	Anisotropic Rotary Diffusion
BEM	Randelementmethode
BN	Bindenaht
CAD	Computer Aided Design
CEL	Coupled Eulerian-Lagrangian
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLT	Klassische Laminattheorie
C-SMC	Kohlenstofffaserverstärktes Sheet Molding Compound
CT	Computertomographie
DGL	Differentialgleichung
DOE	Design of Experiments
EDZ	Ebener Dehnungszustand
EFG	Element-Free-Galerkin
EVF	Euler Volume Fraction
EVK	Experimentelle Verbundkennwerte
FE	Finite Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FEM-ALE	FEM mit ALE
FEM-CEL	FEM mit CEL
FEM-CVA	FEM mit Kontrollvolumenansatz
FMK	Faser- und Matrixkennwerte
FT	Folgar-Tucker
FVG	Faservolumengehalt
FVM	Finite-Volumen-Methode
GMT	Glasmattenverstärkter Thermoplast
GNF	Generalisiertes Newton'sches Fluid
G-SMC	Glasfaserverstärktes Sheet Molding Compound
iARD	improved Anisotropic Rotary Diffusion
iPeM	integriertes Produktentstehungsmodell
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe

IZFP	Institut für Zerstörungsfreie Prüfverfahren
LAK	Thermischer Längenausdehnungskoeffizient
LFT	Langfaserverstärkter Thermoplast
MFH	Mean-Field Homogenisierung
MKQ	Methode der kleinsten Quadrate
OWZ	Oberwerkzeug
PMMA	Polymethylmethacrylat
PP	Polypropylen
RPR	Retarding Principal Rate
RSC	Reduced Strain Closure
RTM	Resin Transfer Molding
RVE	Repräsentatives Volumenelement
RVK	Rechnerische Verbundkennwerte
SDT	Stand der Technik
SMC	Sheet Molding Compound
TMA	Thermisch-Mechanische-Analyse
UD	unidirektional
UWZ	Unterwerkzeug
VBC	Velocity Boundary Conditions
VK	Verbundkennwerte
VPC	Virtual Process Chain
VPK	Virtuelle Prozesskette
VTK	Visualization Toolkit
WLF	Williams-Landel-Ferry
WZ	Werkzeug

3D Timon, ABAQUS, ANSA, ANSYS, ATOS, CADPRESS, Converse, DIGIMAT, DYNAmap, ENVYVO, *eLamX²*, ESI Quickform, eexConverter, EXPRESS, Fiberscan, FIBORAS, GIMP, GOM Inspect, LS-DYNA, MATLAB, micromec, MiniPress, Moldex3D, Moldflow, NASTRAN, NDEFO, Photoshop, Python und *R* sind Marken- bzw. Produktnamen und Eigentum des jeweiligen Herstellers.

Kenngrößen und Symbole

Griechische Symbole

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
α	$[\text{K}^{-1}]$	Wärmeausdehnungskoeffizient

$\dot{\gamma}$	[s ⁻¹]	Scherrate
γ	[-]	Schubverformung
ε	[-]	Dehnung
ε_f	[-]	Fließdehnung
ε_p	[-]	plastische Dehnung
ε_f	[-]	Fließdehnung als Tensor 2. Stufe
η	[Pa s]	Viskosität
η_D	[Pa s]	Viskosität des Dämpfungselements
η_δ	[Pa s]	Viskosität der Grenzschicht
θ	[°]	Polarwinkel (Kugelkoordinatensystem)
Λ	[-]	Eigenwert
λ	[N s m ⁻³]	hydrodynamischer Reibungskoeffizient
μ	[-]	Reibungskoeffizient
ν	[-]	Querkontraktionszahl
ξ	[-]	Formfaktor eines Partikels
ρ	[g cm ⁻³]	Dichte
σ	[Pa]	Spannungstensor 2. Stufe
σ	[Pa]	Normalspannung
σ_{eig}	[Pa]	Prozessinduzierte Eigenspannungen
σ_{eff}	[Pa]	effektive Spannung
σ_f	[Pa]	Fließspannung
σ_{Kern}	[Pa]	Kernspannung
σ_{Rand}	[Pa]	Randschichtspannung
σ_w	[Pa]	Über Werkzeug eingebrachte Eigenspannungen
τ	[Pa]	Schubspannung
τ_w	[Pa]	Scherspannung an der Werkzeugoberfläche
φ	[°]	Azimutwinkel (Kugelkoordinatensystem)
ϕ	[°]	Faserorientierungswinkel
Φ	[°]	Formfaktor einer Faser
Ψ	[-]	Häufigkeitsverteilungsfunktion
ω	[rad/s]	Rotationsgeschwindigkeit

Lateinische Symbole

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
A	[-]	Faserorientierungstensor 2. Stufe
\mathbb{A}	[-]	Faserorientierungstensor 4. Stufe
A_F	[-]	Anisotropiefaktor

a, b, c	[-]	normierte Eigenvektoren
a_r	[-]	Aspektverhältnis eines Partikels zwischen längster und kürzester Seite
B	[%]	Plattenbelegungsgrad
C_I	[-]	Faserinteraktionskoeffizient
C_P	[J (kg K) ⁻¹]	Spezifische Wärmekapazität
D	[-]	Verzerrungsgeschwindigkeitstensor 2. Stufe
D	[-]	Aushärtegrad
D_0	[s ⁻¹]	Referenzdeformationsrate
d	[m]	Short-Shot Dicke
d_B	[m]	Bauteildicke
d_{press}	[m]	Durchmesser des Pressrheometer
d_s	[m]	Dicke eines Schalenelements
d_{stack}	[m]	Stackdurchmesser
E	[Pa]	Elastizitätsmodul
F	[-]	Deformationsgradient
F	[N]	Kraft
F_D	[N]	dynamische Kraft
F_{exp}	[N]	Presskraft im Versuch
F_G	[N]	Gewichtskraft
$F_{k,exp}$	[N]	korrigierte Presskraft im Versuch
$F_{k,sim}$	[N]	korrigierte Presskraft in der Simulation
F_R	[N]	Reibkraft
F_{sim}	[N]	Presskraft in der Simulation
f_H	[Pa]	Verfestigungselement bzw. Fließspannung
G	[Pa]	Schubmodul
g	[m s ⁻²]	Erdbeschleunigungsvektor
g	[m s ⁻²]	Erdbeschleunigung
H	[m]	Herseyzahl
\dot{h}	[m s ⁻¹]	Schließgeschwindigkeit
h	[m]	Plattenabstand bzw. Schließdistanz
h_0	[m]	Anfangsschließdistanz
h_{pos}	[m]	Hubweg des Presswerkzeugs
h_Y	[m]	Schließdistanz bei Einsetzen des plastischen Fließens
I	[-]	Einheitstensor 2. Stufe
K_E	[N/m]	Elastizität des Federelements

k	$[\text{W (m K)}^{-1}]$	Wärmeleitkoeffizient
L	$[\text{s}^{-1}]$	Geschwindigkeitsgradiententensor 2. Stufe
L_0	$[\text{m}]$	freie Messlänge im Zugversuch
l	$[\text{m}]$	Länge
l_{EL}	$[\text{m}]$	Elementkantenlänge
l_F	$[\text{m}]$	Faserlänge
M	$[-]$	Materialkarte
m	$[-]$	Exponent für Power-Law-Gesetz der Randschicht
m_A	$[\text{kg}]$	Anfangsmasse
m_F	$[\text{m}\%]$	Fasermassengehalt
m_M	$[\text{m}\%]$	Matrixmassengehalt
m_V	$[\text{kg}]$	Masseverlust
N	$[-]$	Eigenvektoren
n	$[-]$	Exponent für Power-Law-Gesetz der Kernschicht
n_L	$[-]$	Lagenanzahl
n_P	$[-]$	Probenanzahl
$\dot{\mathbf{p}}$	$[-]$	materielle Zeitableitung von \mathbf{p}
p	$[-]$	Einheitsvektor
p	$[\text{Pa}]$	Druck
p_D	$[\text{Pa}]$	Druckspannung
p_F	$[\text{Pa}]$	aus der Presskraft errechnete Druckspannung
P_K	$[\text{N/m}]$	Kontaktsteifigkeit
p_M	$[\text{Pa}]$	gemessene Druckspannung
p_N	$[\text{Pa}]$	Normaldruck
q	$[-]$	erste intervallskalierte Variable
R	$[-]$	Rotationstensor 2. Stufe
R_A	$[-]$	Aspektverhältnis eines FE-Elements
r_{BPK}	$[-]$	Korrelationskoeffizient nach Bravais-Pearson
r_{Press}	$[\text{m}]$	Radius des Pressrheometer
R_{xx}, R_{xy}	$[-]$	Hill-Parameter
s	$[-]$	zweite intervallskalierte Variable
T	$[\text{K}]$	Temperatur
t	$[\text{s}]$	Zeit
U	$[-]$	Strecktensor 2. Stufe
u	$[\text{m}]$	Verschiebung
V	$[-]$	Volumenanteil eines Eulerschen Elements

v	[m s ⁻¹]	Geschwindigkeitsvektor
<i>v</i>	[m s ⁻¹]	Geschwindigkeit
<i>v_r</i>	[m s ⁻¹]	Radialgeschwindigkeit
<i>v_{rl}</i>	[m s ⁻¹]	Relativgeschwindigkeit
W	[s ⁻¹]	Spintensor 2. Stufe
X	[m]	Ortsvektor der Anfangsplatzierung
x	[m]	Ortsvektor der Momentanplatzierung

Indizes

Kurzform	Beschreibung
Δ	Differenz
0	Ausgangszustand
<i>A</i>	Anfang
<i>e</i>	elastisch
<i>E</i>	Ende
<i>EL</i>	Element
<i>exp</i>	experimentell
<i>F</i>	Faser
<i>f</i>	fließen
<i>H</i>	Haupt
<i>id</i>	ideal
<i>K</i>	Kontakt
<i>L</i>	Lage
<i>l</i>	längs
<i>M</i>	Matrix
<i>num</i>	numerisch
<i>P</i>	Probe
<i>Pl</i>	Platte
<i>p</i>	plastisch
<i>Q</i>	Querschnitt
<i>q</i>	quer
<i>R</i>	Reibung
<i>r</i>	radial
<i>real</i>	real
<i>S</i>	Start
<i>s</i>	Schale

<i>sim</i>	simulativ
<i>th</i>	thermisch
<i>V</i>	Verlust
<i>W</i>	Werkzeug
<i>Z</i>	Zug

Koordinatensysteme

Kurzform	Beschreibung
1, 2, 3	Materialhauptrichtungen
x, y, z	Raumkoordinaten

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Thematischer Hintergrund

Neue Technologien wie das autonome Fahren oder die Elektromobilität sowie die zunehmende Komfort- und Sicherheitsausstattung erhöhen mit jeder Fahrzeuggeneration das Fahrzeuggewicht. Gleichzeitig werden Gesetze verschärft, aufgrund derer die CO₂-Emissionen der Fahrzeuge gesenkt werden müssen. Um diese Entwicklung zu kompensieren, bedarf es zunehmend Leichtbaustrategien im Fahrzeugbau [1]. Eine dieser Strategien ist der Stoffleichtbau unter Einsatz von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) [2]. Diese Werkstoffgruppe gewinnt im Flugzeugbau seit den 70er-Jahren mit einem Strukturanteil von bis zu 50 % immer mehr an Bedeutung [1].

Mit der Einführung des BMW i3 im Jahr 2013 und des BMW i8 im Jahr 2014 konnte gezeigt werden, dass die wirtschaftliche Produktion von CFK-Karosserieteilen in Klein- und Mittelserie möglich ist. Die größte Herausforderung im Fahrzeugbau ist aber nach wie vor der wirtschaftliche Einsatz in der Großserie. Einen Schritt in diese Richtung stellt die im Jahr 2015 eingeführte BMW 7er-Baureihe mit dem in Abbildung 1.1 a) gezeigten „Carbon Core“ dar. Er kombiniert verschiedene CFK-Bauteile mit hochfesten Metallen in einer hybriden Karosseriestruktur (Mischbauweise). Diese Struktur ist ein Beispiel für die profilintensive Bauweise, mit der der Werkstoffeinsatz der CFK-Teile verbessert und damit die Kosten reduziert werden können. Für die Verbindung der CFK-Profile sind aber komplexe, dreidimensionale Verbindungselemente mit guten mechanischen Eigenschaften nötig. Um solche Verbindungen korrosionsfrei zu realisieren, eignet sich die Fließpresstechnologie bzw. das Sheet-Molding-Compound-Verfahren mit Kohlenstofffasern (C-SMC). Wie in Abbildung 1.1 b) gezeigt, bietet die Technologie auch die notwendige Gestaltungsfreiheit, dünnwandige Schalenbauteile herzustellen, die als Versteifungselemente eingesetzt werden können. Zur Herstellung von SMC-Teilen wird ein flächiges Halbzeug in einem temperierten Werkzeug in die gewünschte Form gepresst. Den Ablauf der Halbzeugherstellung veranschaulicht Abbildung 1.2. Dabei wird in einem kontinuierlichen Prozess zunächst eine dünne Schicht Harz/Härtter/Füllstoffgemisch auf eine Trägerfolie aufgetragen. Anschließend erfolgt über einen permanenten Luftstrom die Zufuhr von geschnittenen Faserabschnitten mit einer Länge von 25 bis 50 mm. Im nächsten Schritt wird die obere Trägerfolie aufgetragen, und das Compound durchläuft eine



Abbildung 1.1: Fahrzeugkarosserie des BMW 7er [3] in Mischbauweise mit a) Carbon Core und b) Stütze C-Säule aus C-SMC

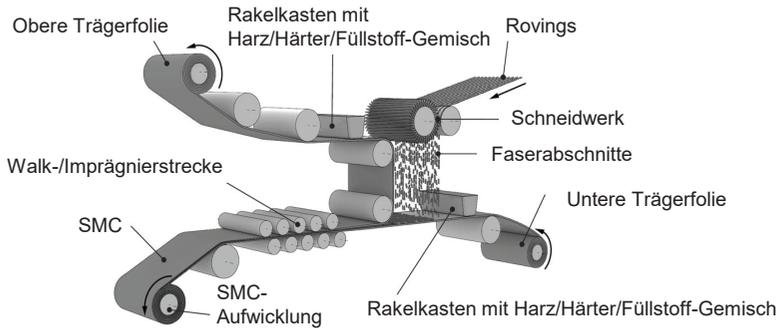


Abbildung 1.2: Halbzeugherstellung für die Sheet-Molding-Compound-Technologie nach [4]

Walk-/Imprägnierstrecke, um die Fasern ausreichend mit Harz zu benetzen [4]. Im letzten Schritt wird das Compound zur Mattenware aufgewickelt und durchläuft einen Reifevorgang von ein bis drei Tagen, bis die Viskosität des Halbzeugs den Verarbeitungszustand erreicht hat [5]. Einen typischen Ablauf vom Halbzeug zum fertigen Bauteil zeigt Abbildung 1.3. Aus der Rolle werden ein oder mehrere Zuschnitte entnommen, zu einem Paket gestapelt und gewogen [6]. Die Größe und Form dieser Zuschnitte hängen von der Fließfähigkeit des Halbzeugs ab, dabei beträgt die Größe zwischen 30 bis 70 % der projizierten Bauteilfläche [2, 4, 5]. Anschließend wird dieses Paket manuell oder automatisiert per Roboter in das temperierte Werkzeug eingelegt. Aufgrund der Druck- und Temperatureinwirkung wird das Material fließfähig und füllt über die Werkzeugschließbewegung die Kavität aus [4]. Das Werkzeug bleibt je nach Matrixzusammensetzung und Wanddicke des Bauteils für 1 bis 5 min geschlossen, um die Harzaushärtung abzuschließen [7]. Aufgrund der Verwendung von Tauchkantenwerkzeugen besitzen SMC-Teile nach der Werkzeugentnahme einen Harzrand, sodass diese befräst werden müssen [1, 5, 6]. Zusätzlich können im selben Schritt Bohrungen oder Durchbrüche realisiert werden. Besonders dickwandige Bauteile werden im letzten Schritt nochmals kontrolliert beheizt, sodass aufgrund der vollständigen Durchhärtung Nachschwindungen einsetzen und lokale Eigenspannungen abgebaut werden können (Tempern).

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Der zuvor gezeigte Herstellungsprozess ist für glasfaserverstärktes SMC (G-SMC) seit mehreren Jahrzehnten etabliert. Die Produktionsmenge von G-SMC stellt mit 19 % der gesamten GFK-Produktion in Europa (Stand: 2012 [1]) ein beträchtliches Volumen dar. Dennoch gibt es bis heute keine kommerziell verfügbare Softwarelösung, um den Pressvorgang virtuell abzubilden. Obwohl die Spritzgusstechnologie eine ähnliche Historie hat, wird hier bereits seit den frühen 2000ern kommerzielle Software angeboten (vgl. Kapitel 2), mit der wichtige Prozessparameter vorhergesagt werden können. Der Hauptgrund für diese Entwicklung hängt mit der Bauteilkomplexität, den Kosten der Werkzeugänderung und der Nachfrage nach verlässlichen Prognosen zusammen. Werden bei Spritzgusswerkzeugen Injektionsdrücke, Angusspunkte oder Temperierung falsch ausgelegt, führt dies zu dauerhaft schlechter Produktqualität, und eine teure Werkzeugan-

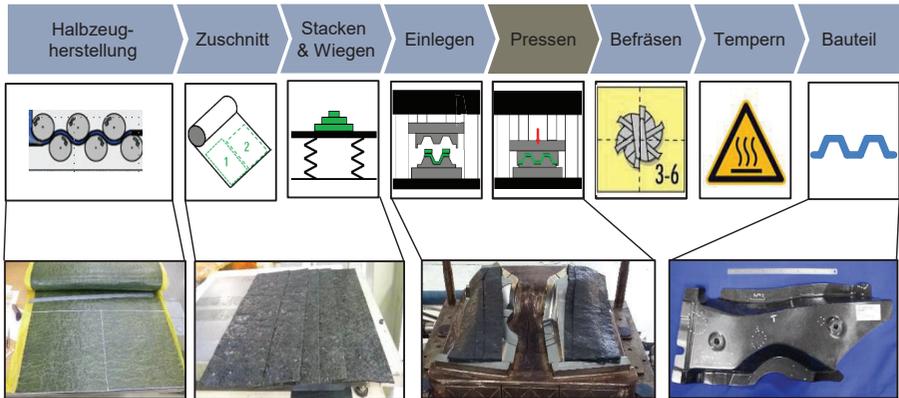


Abbildung 1.3: Typische Prozesskette für die Herstellung von SMC-Bauteilen am Beispiel der Stütze C-Säule

passung ist unumgänglich [8]. Daher ist die Nachfrage nach verlässlichen Prognosewerkzeugen sehr hoch. Bei G-SMC hingegen gibt es bei der industriellen Bauteilherstellung bis heute teilweise eine „Trial-and-Error“ Vorgehensweise. Sowohl Zuschnittgröße, Einlageschema im Werkzeug, als auch die Pressparameter müssen in der Praxis erst durch mehrere Einfahrversuche ermittelt werden. Bis die gewünschte Bauteilqualität erreicht ist, nehmen diese Versuche teilweise einen ganzen Arbeitstag in Anspruch. Dies führt dazu, dass Materialeigenschaften trotz gleicher Prozessparameter deutliche Unterschiede aufweisen.

Bei der Verwendung von C-SMC mit teuren C-Fasern und hohem Faservolumengehalt steigt der Bedarf nach virtuellen Tools zur Prozesssimulation. Die Prozesssimulation bildet mittels der Finiten-Elemente-Methode (FEM) oder Finiten-Volumen-Methode (FVM) die dominierenden physikalischen Vorgänge während der Herstellung ab. Um geeignete Materialmodelle für die Prozesssimulation zu finden, ist ein tiefes Verständnis des Deformationsverhaltens von C-SMC notwendig. Da es sich noch um eine Nischentechnologie handelt, gibt es bisher keine genormten Versuche zur Ermittlung der Materialparameter. Gleichzeitig ist das Fließverhalten von C-SMC praktisch kaum untersucht, weshalb eine Validierung von Materialmodellen nicht vorliegt (vgl. Kapitel 2). Aufgrund der zunehmenden Ressourcenschonung wird auch häufiger rezykliertes C-SMC verwendet [9–12], das mitunter andere Fließigenschaften aufweist als Neuware. Neben diesen Herausforderungen steigt gleichzeitig der Bedarf nach einer integrativen Simulation, d.h. der Verknüpfung von virtueller Herstellung (Prozesssimulation) und virtuellem Versuch (Struktursimulation).

Vor diesem Hintergrund ist die Zielsetzung, d.h. das Zielsystem, der vorliegenden Arbeit die Entwicklung und Validierung einer industriell anwendbaren, durchgängigen Prozesskette zur Simulation des C-SMC Pressvorgangs. Daneben ergeben sich weitere Unterforschungsfragen:

- Mit welchen Methoden kann das Fließverhalten praxistauglich charakterisiert werden?

- Wie können Faserorientierungen gemessen und mit der Simulation verglichen werden?
- Wie können die relevanten lokalen Bauteileigenschaften (v.a. Faserorientierung) mit tolerierbarer Abweichung vorhergesagt werden?

1.3 Vorgehensweise

Da es sich bei der Aufgabe um eine Methoden- bzw. Produktentwicklung handelt, eignen sich zur systematischen Entwicklung sogenannte Prozessmodelle. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das integrierte Produktentstehungsmodell (iPeM) [2, 13] verwendet und auf die vorliegende Entwicklungsaufgabe übertragen. Es ist ein allgemeingültiges, generisches Metamodell, das auf der Makroebene ein anfangs vages Zielsystem (wie im vorherigen Abschnitt definiert) in ein konkretes Objektsystem (Produkt/Methode) mit Hilfe von Aktivitäten transformiert. Der relevante Auszug dieser Aktivitäten ist in Abbildung 1.4 a) dargestellt. Auf der Mikroebene (Operative Problemlösung) bedient es sich der SPALTEN-Problemlösungsmethode. Das Akronym beschreibt folgende sieben Schritte:

1. **Situationsanalyse:** Vorbereitende Informationserfassung über Soll- und Ist-Zustand sowie verknüpfte Randbedingungen.
2. **Problemeingrenzung:** Untersuchung der gesammelten Informationen zur Eingrenzung des Kerns der weiteren Betrachtung und Definition von Entscheidungskriterien.
3. **Alternative Lösungen:** Kreative, diskursive und/oder recherchierende Lösungsfindung für die Überwindung des Delta zwischen Soll- und Ist-Zustand.
4. **Lösungsauswahl:** Auswahl einer umzusetzenden Lösung nach zuvor definierten Kriterien.
5. **Tragweitenanalyse:** Systematische Untersuchung von Chancen und Risiken, die mit der getroffenen Auswahl verbunden sind und gegebenenfalls Definition von Maßnahmenplänen.
6. **Entscheiden und Umsetzen:** Verantwortlicher Beschluss zur Lösungsumsetzung und Implementierung der Lösung (gegebenenfalls durch weitere zu bestimmende Aktivitäten).
7. **Nacharbeiten und Lernen:** Reflektion des Problemlösungsprozesses und gegebenenfalls Festhalten von Erkenntnissen für zukünftige Prozesse.

Diese Vorgehensweise ist nicht dogmatisch zu verwenden, d.h. einzelne Schritte können ohne Verlust der methodischen Vorteile übersprungen werden, wenn diese nicht zutreffen. SPALTEN bietet daher im Rahmen der vorliegenden Aufgabe eine Methodik zur systematischen und transparenten Problemlösung.

Die Übertragung auf die Struktur dieser Arbeit ist in Abbildung 1.4 b) veranschaulicht. Zunächst wird in Kapitel 2 eine umfassende Darstellung des Stands der Technik präsentiert und daraus in Kapitel 3 eine detaillierte Materialcharakterisierung für C-SMC durchgeführt. Mit beiden Ergebnissen lässt sich somit das Produktprofil eingrenzen. Damit ist es in Kapitel 4 möglich das Gesamtkonzept, d.h. die Produktidee der virtuellen Prozesskette (VPK), für C-SMC zu formulieren. Die detaillierte Ausarbeitung der einzelnen Bestandteile der VPK erfolgt in Kapitel 5 (Modul Presssimulation),

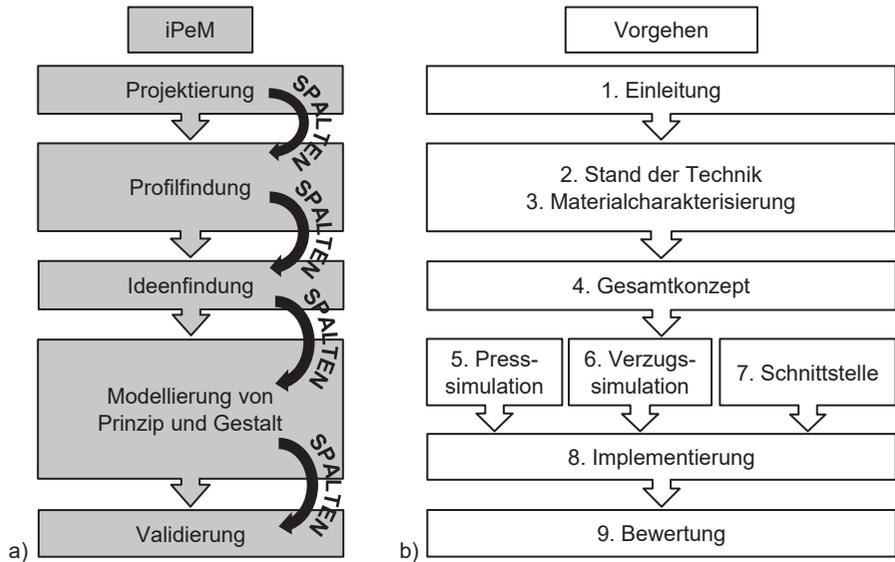


Abbildung 1.4: Systematische Vorgehensweise mit a) integriertes Produktentstehungsmodell (iPeM) in Anlehnung an [13] und b) Gliederung der vorliegenden Arbeit

Kapitel 6 (Modul Verzugssimulation) und Kapitel 7 (Modul Schnittstelle) unter Anwendung des SPALTEN-Prozesses. In Kapitel 8 werden die zuvor entwickelten Einzellösungen in einem operativen Workflow gezeigt. Abschließend wird in Kapitel 9 die Prognosegüte der VPK an einem repräsentativen C-SMC Bauteil ausführlich bewertet.

2 Stand der Technik

Nach der Erläuterung der SMC-Prozesskette wird im Folgenden auf ihre virtuelle Abbildung eingegangen. Es werden zunächst die Einzelsimulationslösungen sowie deren Verknüpfung vorgestellt. Anschließend werden die notwendigen experimentellen Methoden gezeigt, mit denen die Inputdaten für die Einzelsimulationen generiert werden können. Abschließend werden die direkten Messmethoden der Faserorientierungen vorgestellt, die als wichtigste Kenngröße für SMC angesehen werden können.

Der Fokus dieses Kapitels liegt auf einer vollumfänglichen Darstellung vorhandener Lösungen und Methoden. Daher werden mathematische Beschreibungen auf das Notwendigste beschränkt und an entsprechender Stelle auf vertiefende Literatur verwiesen. Es kann an dieser Stelle bereits festgehalten werden, dass sich fast alle nachfolgenden Simulationslösungen und Methoden zur Materialcharakterisierung auf glasfaserverstärktes SMC (G-SMC) beziehen. Für kohlenstofffaserverstärktes SMC (C-SMC) werden teilweise erste Materialuntersuchungen durchgeführt, auf die im Detail in Kapitel 2.6 eingegangen wird.

2.1 Simulation der SMC-Prozesskette

Der in Abbildung 1.3 gezeigte Teilschritt des SMC-Pressvorgangs lässt sich unterteilen in eine Werkzeugfüllphase und eine Phase der Bauteilabkühlung nach Entnahme aus dem Werkzeug. Diese Schritte werden virtuell voneinander getrennt betrachtet, wie Abbildung 2.1 zeigt. Der Prozess orientiert sich an der für die Spritzgussimulation bekannten Vorgehensweise [14–18]. Zunächst wird durch eine Formfüllsimulation der Materialfluss im Werkzeug in Abhängigkeit der Werkzeugschließposition bzw. Schließzeit ermittelt. Dabei sind der Fließfrontverlauf, Werkzeugkräfte, Faserorientierungen und Fertigungsphänomene wie Bindenähte von Interesse. Auf Details der Modellierung und der zur Verfügung stehenden Simulationslösungen wird in Kapitel 2.2 eingegangen.

Anschließend werden bei der Homogenisierung die Faserorientierungen aus der Formfüllsimulation genutzt, um die lokalen, anisotropen Strukturmaterialkennwerte zu berechnen. Es wird hierfür häufig die sogenannte 2-Schritt Homogenisierung angewandt. Im ersten Schritt werden zunächst aus den Faser- und Matrixkennwerten die effektiven Materialeigenschaften einer unidirektionalen Einzellage berechnet. Im zweiten Schritt wird mit Hilfe der Faserorientierungsverteilung über die

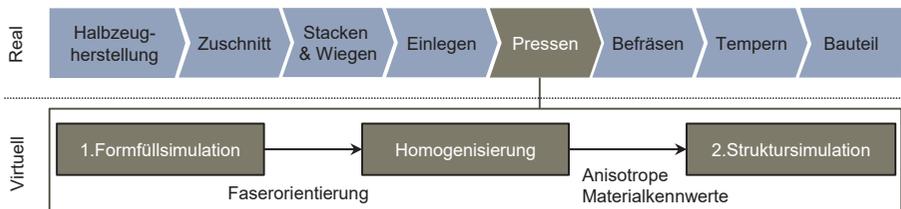


Abbildung 2.1: Ablauf der integrativen Simulation für diskontinuierlich langfaserverstärkte Kunststoffe am Beispiel von SMC

Bauteildicke und den effektiven Eigenschaften der Einzellige eine Mittelung der effektiven Eigenschaften über die Bauteildicke durchgeführt. Auf Details der Homogenisierungsmethoden und der zur Verfügung stehenden Simulationslösungen wird in Kapitel 2.3 eingegangen.

Mit den lokalen anisotropen Strukturkennwerten wird eine Struktursimulation durchgeführt. Dies können Schwindungs- und Verzugssimulationen [19], thermomechanische Abkühlsimulationen [20] oder Steifigkeits- bzw. Versagensanalysen [21] sein. Auf die dabei verwendeten Ansätze und deren Prognosegüte wird in Kapitel 2.5 eingegangen.

2.2 Formfüllsimulation

Die Fließpresssimulation hat generell zum Ziel die Formfüllung in Abhängigkeit der Prozessparameter und Einlegegeometrie vorherzusagen. Daneben sind Geschwindigkeits-, Druck- und Temperaturverteilungen im Material und die sich daraus ergebenden notwendigen Presskräfte vorherzusagen. Eine besondere Bedeutung für die weiteren Prozessschritte (vgl. Kapitel 2.4) haben die Faserorientierungsvorhersage sowie die Materialzusammenflüsse. Daher wird darauf detaillierter eingegangen.

In diesem Abschnitt wird zunächst das Fließverhalten behandelt, das in der Literatur kontrovers diskutiert wird. Anschließend erfolgt die Skizzierung der sich daraus ableitenden Modellierungsansätze sowie deren Prognosegüte für die Fließfrontvorhersage unterschiedlicher Bauteile. Es folgt eine kurze Erklärung und historische Einordnung der Faserorientierungsmodelle. Zum Schluss werden die wichtigsten Simulationsprogramme aufgezeigt.

Auf die Simulation der Aushärtung wird nicht eingegangen. Laut [22,23] ist es aufgrund der kurzen Schließzeit zulässig die Aushärtungssimulation zu vernachlässigen. Daher wird an dieser Stelle nur auf weiterführende Literatur verwiesen [20,24–27].

2.2.1 Modellierung der Rheologie und Formfüllung von SMC

Über die letzten 40 Jahre Forschung zu langfaserverstärkten Pressmassen hat sich zur Beschreibung der Fließeigenschaften von Pressmassen die Theorie der Scher- und Dehnströmung entwickelt [27–31]. Die Ausprägung der Strömungsform ist abhängig von der Temperaturverteilung bzw. Liegezeit, Umformgrad, Stackhöhe und Schließgeschwindigkeit [28, 32, 33]. Die Kenntnis über die Strömungseigenschaften ist notwendig, um Presskräfte korrekt vorherzusagen [33]. Beide Strömungsformen führen zu unterschiedlichen Geschwindigkeitsprofilen (vgl. Abbildung 2.2). Die Scherströmung wird durch rheologische Untersuchungen von einigen Autoren [33, 35] beobachtet. Sie ist charakterisiert durch eine reine Wandhaftung des Materials [36]. Das Geschwindigkeitsprofil ist daher parabolisch ausgeprägt. Sie tritt vor allem bei niedrigen Zuschnittpaketen, großen Temperaturunterschieden zwischen Material und Werkzeug und geringen Werkzeugschließgeschwindigkeiten auf [36].

Da beim industriellen Verarbeiten von SMC im allgemeinen kurze Prozesszeiten angestrebt werden, sind eine lange Liegezeit und geringe Schließgeschwindigkeiten zu vermeiden [5]. Die üblichen Schließgeschwindigkeiten beim Pressen von SMC betragen 1 bis 10 mm/s bei einer Werkzeugfüll-



Abbildung 2.2: Modellannahmen für Strömungsprofile für SMC mit a) Reine Scherströmung (Generalisiertes Hele-Shaw-Modell [34]) b) Reine Dehnströmung (Wandgleitendes Quetschmodell [34]) und c) 3-Schichtmodell (Dehnströmung mit hydrodynamischer Wandreibung) als heute wesentliche Modellannahme für SMC

dauer von 1 bis 10 Sekunden [7]. Für die meisten SMC-Rezepturen und unter praxisüblichen Bedingungen stellt *Starke* [33] fest, dass eindeutig von einer wandgleitenden Strömung ausgegangen werden kann. In diesem Prozessfenster stellen auch *Barone und Caulk* [37] für SMC fest, dass eindeutig eine wandgleitende Dehnströmung vorliegt (vgl. Abbildung 2.2 b)). Dabei vergleichen die Autoren das Fließpressen von SMC aufgrund des hohen Faservolumengehalts mit dem Metallumformen und sprechen dem SMC die Eigenschaft als Fluid ab. Auf Basis dieser Erkenntnis wurde das wandgleitende Quetschmodell von *Barone und Caulk* [38] entwickelt. Es wird für die Simulation von Bauteilen von einigen Autoren [39–41] verwendet und zeigt sehr gute Übereinstimmungen mit dem realen Fließfrontverlauf.

Die Theorie des 3-Schichtmodells wurde erstmals von *Specker* [36] entwickelt. Weitere Arbeiten, die sich mit der Rheologie von SMC beschäftigt haben, bestätigen, dass SMC als Dehnströmung mit hydrodynamischem Wandgleiten als sogenannte Blockströmung (plug flow) fließt [7, 19, 28, 33, 42–44]. Für sie ist charakteristisch, dass die Geschwindigkeit über den Querschnitt nahezu konstant ist und in der Randschicht stark abfällt (vgl. Abbildung 2.2 c)). Dieses Strömungsverhalten tritt vor allem bei industriellen Bedingungen auf [5, 37, 43]. Ein Voreilen der Randschichten (preferential flow) tritt dabei nur bei sehr geringen Geschwindigkeiten und hohen Stackpaketen auf [37, 45]. Deshalb modellieren einige Autoren [44] die Randschicht mit einer „No-Slip“ Randbedingung oder nutzen einen konstanten Reibungskoeffizienten [46], was einer Idealisierung der Randschicht als Newton'sches Medium entspricht. Es konnte dabei festgestellt werden, dass die Modellierung der Randschicht einen wesentlichen Einfluss auf die Presskräfte [47, 48] und den größten Einfluss auf das Fließverhalten hat [48].

2.2.1.1 Modellierung der Formfüllung

Für das Randwertproblem der Formfüllung müssen im Fall eines dreidimensionalen, nicht-isothermen und instationären Fließvorgangs die folgenden drei Bilanzgleichungen für Masse, Impuls und Energie gelöst werden [49]:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (2.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v} - \boldsymbol{\sigma}) = \rho \mathbf{g} \quad (2.2)$$

$$\rho C_P \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla T \right) = \nabla \cdot (k \nabla T) + \eta \dot{\gamma}^2 \quad (2.3)$$

wonach ρ die Dichte, t die Zeit, \mathbf{v} der Geschwindigkeitsvektor, $\boldsymbol{\sigma}$ der Spannungstensor 2. Stufe, \mathbf{g} der Erdbeschleunigungsvektor, C_P die Spezifische Wärmekapazität, T die Temperatur, k der Wärmeleitkoeffizient, η die Viskosität und $\dot{\gamma}$ die Scherrate sind. Dabei handelt es sich um partielle, nichtlineare Differentialgleichungen 2. Ordnung, die nicht geschlossen lösbar sind. Zur Lösung des Randwertproblems haben sich im Wesentlichen zwei Modellierungsansätze mit deren Vereinfachungen und Annahmen für SMC herauskristallisiert, auf die näher eingegangen wird. Sie haben ihren Ursprung in der Spritzgussimulation, die *Cardozo* [50] beschreibt.

Mittelflächenmodellierung Da es sich bei SMC Bauteilen häufig um dünnwandige Schalenbauteile handelt [1, 32], lässt sich die Formfüllung auf ein 2D-Problem reduzieren (vgl. Abbildung 2.3). Dabei wird die Geometrie mit einem Mittelflächenmodell approximiert, das mit finiten Schalenmodellen beschrieben wird [51, 52]. Die Bauteildicke ist hierbei ein Parameter des Elements. Dieser Modellvereinfachung liegt die Annahme zugrunde, dass das Material mit sogenannter Schichtenströmung fließt [27], d.h. es findet kein Fließen in Dickenrichtung statt.

Weiterhin werden die Fälle des isothermen und nicht-isothermen Fließens unterschieden [53]. Zur Beschreibung des Fließvorgangs eines isothermen Füllvorgangs wird meistens das scherratenbasierte Hele-Shaw-Modell verwendet und dabei das Material als generalisiertes Newton'sches Fluid (GNF) beschrieben [23, 53, 54]. Das Strömungsprofil entspricht dabei Abbildung 2.2 a)).

Als weiteres isothermes Modell kommt das wandgleitende Quetschmodell von *Barone und Caulk* [38] zum Einsatz. Die Hauptannahme dieses Modells ist, dass das Material als „plug flow“ fließt und an der Werkzeugwand gleitet (vgl. Abbildung 2.2b)). Dabei ist der Schließspalt

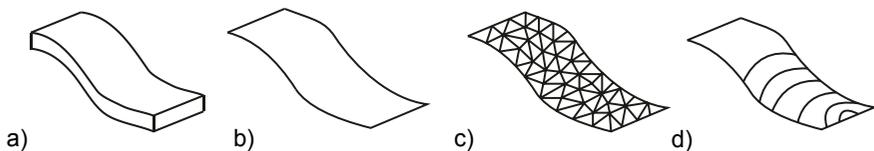


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung des Ablaufs bei der Mittelflächenmodellierung gemäß *Cardozo* [50] mit a) 3D Solid Modell b) Mittelflächenableitung c) FE-Netz d) Lösung für Fließfrontverlauf

nahezu konstant [55]. Für dünne, große SMC-Teile sind beide Modelle identisch [56]. *Castro* [46] quantifiziert eine Bedingung bei der das Hele-Shaw Modell (dünne Einlage, kleiner Spalt) oder das Barone-Caulk Modell (dicke Einlage, größerer Spalt) angewendet werden sollen.

Nicht-isotherme Modelle finden für SMC kaum Anwendung und sind vor allem bei thermoplastischen Pressmassen notwendig [19, 23, 27, 28, 57, 58]. Dabei wird in der Regel das Carreau-WLF [59, 60] verwendet.

Numerisch werden die Gleichungen mit der Finite-Elemente-Methode (FEM), der Randelementmethode (BEM) oder der Finite-Elemente-Methode mit einem Kontrollvolumenansatz (FEM-CVA) von *Osswald* [54] gelöst. Letztere hat dabei bis heute die größte Bedeutung und wird von einer Reihe von Autoren für die Fließpresssimulation verwendet [23, 25, 61–64].

Eine Übersicht zu den verwendeten rheologischen Modellen, deren numerischer Implementierung sowie Validierung der Füllfronten an Demonstrator- und Serienbauteilen zeigt Tabelle 2.1.

Tabelle 2.1: Mittelflächenmodellierung (2,5D) mit Übersicht zum verwendeten rheologischen Modell, numerischer Lösungsmethode und Validierung der Ergebnisse

Rheologisches Modell	Lösungsmethode	Validierung
Hele-Shaw	FEM	Rundproben [65]
Hele-Shaw	FEM-CVA	Platte [66], Platte mit Rippe [25], Demonstrator LKW-Luftleitblech und PKW-Motorhaube [52], PKW-Panel [46]
Hele-Shaw	BEM	Platte mit Insert [67]
Barone und Caulk	FEM-CVA	PKW-Motorhaube [39], Box [68]
Barone und Caulk	FEM	LKW-Stoßfänger [67]
Barone und Caulk	BEM	Ebene Platte [69]
3-Schicht Modell	FEM	Ebene Platte [70]
thermo-viskoplastisch	FEM	Ebene Platte und Rippenabschnitt [71]

Sowohl Fließfrontverlauf als auch Presskräfte können für die viskosen Modelle, die in den angegebenen Quellen zu finden sind, gut vorhergesagt werden. Selbst bei Annahme eines 1D- und 2D-Flow im 3-Schichtmodell gelingt es *Abrams* [44] die Presskräfte am Beispiel einer Frontklappe gut vorherzusagen.

Weitere Ansätze berufen sich auf die beobachteten Phänomene von *Barone und Caulk* [37], wonach sich SMC wie ein metallischer Festkörper verhält und modellieren das Deformationsverhalten mittels kontinuumsmechanischer Ansätze mit der plastischen Fließregel nach v.Mises [71–73]. Dabei wird die Veränderung der Fließspannung durch ein empirisches Modell beschrieben. Dieses Modell enthält jeweils einen Parameter für die Temperatur- und Dehnratenabhängigkeit. Beide Parameter müssen durch ein Fitting an Daten aus einem Quetschversuch (vgl. Kapitel 2.6.1) bestimmt werden.

3D-Modellierung Mit den zuvor diskutierten Ansätzen lassen sich 3D-Fließphänomene wie Wanddickensprünge, Rippenfüllungen, hohe Stackpakete nicht oder nur unzureichend berücksichtigen. Insbesondere wird eine Verzögerung der Rippenfüllung in der Simulation im Vergleich zur Realität beobachtet [25, 36]. Grund hierfür ist der sich tatsächlich einstellende anisotrope Fluss des Materials, der in dem isotropen 2,5D Hele-Shaw Modell nicht berücksichtigt wird [25, 27, 74]. Dieser Fluss führt auch zu einer Faser-Matrix-Entmischung [21, 75–77] in der Rippe. Hohe Stackpakete haben den Effekt, dass Schichtfließen nicht mehr stattfindet und ein Austausch der Lagen bzw. Wellen und Verwirbelungen auftreten [21, 32, 78, 79].

Für thermoplastische Spritzgussanwendungen sind 3D-Füllsimulation weit verbreitet und der Füllfrontverlauf [64] sehr gut validiert. Die 3D-Presssimulation für SMC ist bisher kaum verbreitet und beschränkt sich bislang auf einfache Experimente. Einen Überblick zeigt Tabelle 2.2.

Tabelle 2.2: 3D-Modellierung von SMC-Fließpressen mit Übersicht zum verwendeten rheologischen Modell, numerischer Lösungsmethode und Validierung der Ergebnisse

Rheologisches Modell	Lösungsmethode	Validierung
Power-Law	FVM	Motorhaube [74]
Power-Law	FVM	Rundprobe [80, 81]
thermo-viskoplastisch	FEM	Rundprobe [72]
elastisch-plastisch	FEM-CEL	Rundprobe, PKW-Stütze [82]
elastisch-plastisch	FEM-ALE	Rundprobe [83]

Als rheologische Modelle rücken vermehrt Power-Law Ansätze in den Fokus von Untersuchungen. Dabei wird die Scher- und Dehnaviskosität einzeln betrachtet, im Gegensatz zu einer Modellierung des SMC als generalisiertes Newton'sches Fluid (GNF). Mit diesen Modellen ist es möglich das 2-Phasen Strömungsprofil aus Abbildung 2.2 c) besser vorherzusagen [29]. Allerdings haben diese Ansätze bisher den Nachteil, dass die Anfangskompressibilität des SMC nicht berücksichtigt wird [30]. Dies führt dazu, dass die Drücke nicht korrekt vorhergesagt werden können, wie die Untersuchungen von *Olsson* [80] und *Kluge* [81] zeigen. Um die Kompressibilität zu berücksichtigen, erweiterte *Hohberg* [29] das Power-Law-Modell von *Dumont et al.* [22] um einen empirischen Volumenänderungsansatz mit dem die Drücke besser vorhergesagt werden können.

Aufgrund der zunehmenden Rechenleistung werden neuerdings auch rechenintensivere Methoden entwickelt, bei denen Fasern und Matrix beim Fließpressen einzeln abgebildet werden und in Kontakt miteinander stehen [84]. Dabei werden Fasern als Balkenelemente und die Matrix mit Element-Free-Galerkin (EFG)-Solidelementen modelliert. Damit lassen sich auch die rein mathematischen Modelle aus Kapitel 2.2.2 überprüfen.

Neuere Ansätze für das Fließpressen von SMC werden durch die Verwendung der „Coupled Eulerian-Lagrangian“ (CEL)-Methode [82, 85] und der „Arbitrary Lagrangian-Eulerian“ (ALE)-Methode [83] entwickelt. Insbesondere eignet sich erste Methode nach *Foucard* [86] für Materialien, deren physi-

kalische Eigenschaften einem Zwischenzustand zwischen Flüssigkeit und Festkörper entsprechen. Dieses Verhalten trifft laut *Osswald* [87] auf SMC zu. Demnach ist SMC ein viskoelastischer Werkstoff, der einen viskosen Anteil (vom Fluid) und einen elastischen Anteil (vom Festkörper) enthält.

Die CEL-Methode hat ihren Ursprung in der Bodenmechanik [88–94] bei der steife Festkörper in den Boden eindringen und dabei in Kontakt mit komplexen Fluiden sowie weicher Materie kommen, die sich nicht eindeutig durch einen Aggregatzustand beschreiben lassen [86]. Weiterhin werden zunehmend metallische Herstellverfahren, bei denen hohe Umformgrade auftreten, wie das Extrudieren [95, 96] und Fügeverfahren, wie das Rührreißschweißen [97], mit der CEL modelliert.

2.2.2 Modellierung der Faserorientierungsverteilung

Zur Beschreibung der lokalen, dreidimensionalen Faserorientierungsverteilung existiert bis heute das Konzept der Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktion $\Psi(\varphi, \theta)$. Diese Funktion beschreibt die statistische Wahrscheinlichkeit mit der Fasern einer bestimmten Orientierung φ, θ an einem Ort x, y, z vorliegen [21, 34] und lehnt sich an die Gauß'sche Wahrscheinlichkeitsfunktion an [53]. Anhand Abbildung 2.4 wird das Konzept erläutert.

Für ein repräsentatives Volumenelement (RVE) am Ort x, y, z und Zeitpunkt t_0 werden die Fasern des RVE als starre, gerade Zylinder mit einheitlicher Länge und Durchmesser angenommen [20]. Dabei kann zunächst die Orientierung einer einzelnen Faser im Kugelkoordinatensystem durch den Einheitsvektor \mathbf{p}

$$\mathbf{p}(\theta, \varphi) = \begin{pmatrix} \sin \theta \cos \varphi \\ \sin \theta \sin \varphi \\ \cos \theta \end{pmatrix} \quad (2.4)$$

beschrieben werden. Bei einer kontinuierlichen Gleichverteilung (Isotropie) aller Fasern ergibt sich die Einheitskugel (vgl. Abbildung 2.4), deren Oberfläche gemäß

$$\oint d\mathbf{p} = \int_{\varphi=0}^{2\pi} \int_{\theta=0}^{\pi} \sin \theta d\theta d\varphi \quad (2.5)$$

berechnet werden kann. Aufgrund der besseren Handhabung in numerischen Operationen hat sich die Darstellung als Tensor zweiter Stufe etabliert [20]. Dabei ist dieser Tensor gemäß *Advani und Tucker* [98] als das gemittelte dyadische Produkt von \mathbf{p} über den Orientierungsraum

$$\mathbf{A} = \oint \Psi(\mathbf{p}) \mathbf{p} \mathbf{p} d\mathbf{p} \quad (2.6)$$

definiert [99]. Die zeitliche Änderung dt des Faserorientierungstensors \mathbf{A} wird für gewöhnlich durch Evolutionsgleichungen beschrieben. Den Ausgangspunkt liefert das Modell von *Jeffery* [100]. Es beschreibt die durch den Fluidfluss induzierte hydrodynamische Orientierung (HD) eines einzelnen ellipsoiden Partikels gemäß [99]

$$\dot{\mathbf{p}} = \mathbf{W} \cdot \mathbf{p} + \xi (\mathbf{D} \cdot \mathbf{p} - \mathbf{D} : \mathbf{p} \mathbf{p}) \quad (2.7)$$

$$\xi = \frac{a_r^2 - 1}{a_r^2 + 1}, \quad (2.8)$$

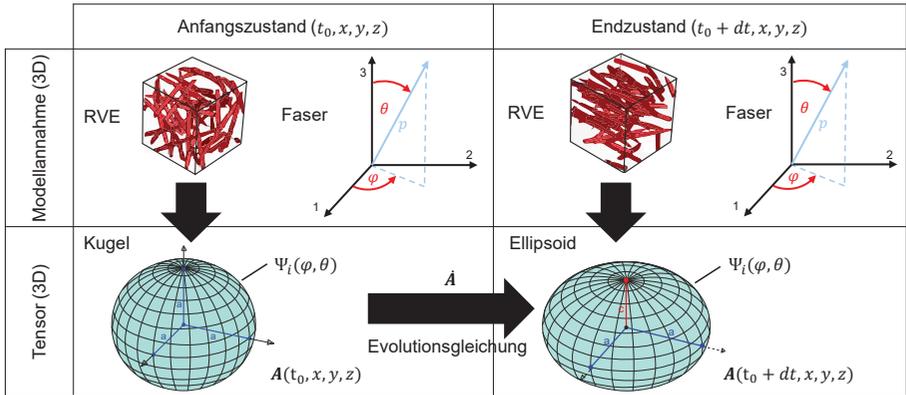


Abbildung 2.4: Exemplarische Darstellung der Vorgehensweise zur Modellierung der Faserorientierungsverteilung

wobei $\dot{\mathbf{p}}$ die materielle Zeitableitung, $\mathbf{W} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} - \mathbf{L}^T)$ den Spintensor, $\mathbf{D} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} + \mathbf{L}^T)$ den Verzerrungsgeschwindigkeitstensor, $\mathbf{L} = \nabla \mathbf{v} = \mathbf{W} + \mathbf{D}$ den Geschwindigkeitsgradiententensor und ξ den Formfaktor bzw. a_r das Aspektverhältnis des Partikels darstellen. Die Differentialgleichung zur Beschreibung der Änderung der Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktion lässt sich durch

$$\frac{d\Psi}{dt} = -\nabla_s \cdot (\dot{\mathbf{p}}\Psi) \quad \nabla_s = \frac{\partial}{\partial \theta} \mathbf{e}_\theta + \frac{1}{\sin \theta} \frac{\partial}{\partial \varphi} \mathbf{e}_\varphi \quad (2.9)$$

darstellen [99]. Das Modell von Jeffery liefert nur für Suspensionen mit geringem Faservolumengehalt ($< 1\%$) [36, 53] gute Ergebnisse und wird mit steigendem Faservolumengehalt ungenauer, da die Faserinteraktion unberücksichtigt ist. Folgar und Tucker [101] erweiterten daher das Konzept, indem ein phänomenologischer Stoffparameter C_I in die Evolutionsgleichung in Gleichung 2.9

$$\frac{d\Psi}{dt} = -\nabla_s \cdot (\dot{\mathbf{p}}\Psi - \dot{\gamma} C_I \nabla_S \Psi) \quad (2.10)$$

aufgenommen wurde, der die Faserrotation dämpft. Dieser Stoffparameter muss experimentell bestimmt werden [33, 36]. Für SMC zeigt Starke [33] eine rechnerische Methode zur Bestimmung von C_I . Die Lösung von Gleichung 2.10 ist numerisch ineffizient [56]. Um dieses Problem zu umgehen, schlagen Advani und Tucker [56] vor, den Orientierungsvektor \mathbf{p} durch den Orientierungstensor \mathbf{A} zu ersetzen, d.h. direkt die zeitliche Änderung $\dot{\mathbf{A}}$ zu berechnen. Diese Änderung setzt sich wie folgt zusammen [99, 102]:

$$\dot{\mathbf{A}}^{FT} = \underbrace{(\mathbf{W}\mathbf{A} - \mathbf{A}\mathbf{W}) + \xi(\mathbf{D}\mathbf{A} + \mathbf{A}\mathbf{D} - 2\mathbf{A} : \mathbf{D})}_{\text{hydrodynamischer Anteil (HD)}} + \underbrace{2C_I \dot{\gamma}(\mathbf{I} - 3\mathbf{A})}_{\text{diffusiver Anteil (IRD)}} \quad (2.11)$$

In dieser Gleichung ist \mathbb{A} der Tensor 4ter Stufe und muss durch sogenannte polynomiale Schließfunktionen bestehend aus Komponenten von \mathbf{A} approximiert werden [103]. Dieses Vorgehen ist in weiterführender Literatur [103, 104] ausführlich beschrieben.

Neuere Faserorientierungsmodelle wie das RSC-Modell [105], das ARD-RSC-Modell [103] und das iARD-RPR [99] finden bei SMC bisher keine Anwendung und werden vorrangig für die Thermoplastspritzguss- und Thermoplastfließpresssimulation verwendet. Grund hierfür ist, dass das Folgar-Tucker Modell die Orientierung im Kern der Strömung bei der Spritzgussimulation nicht gut vorhersagt [99].

Die bisher für SMC durchgeführten Untersuchungen (vgl. Tabelle 2.3) bei denen die Faserorientierungsverteilung validiert wurde, beschränken sich hauptsächlich auf eindimensionale Fließversuche in Plattenwerkzeugen mit unterschiedlichen Belegungsgraden [33, 56, 106, 107]. *Specker* [36] hat an einem Demonstratorbauteil mit Rippen an fünf Stellen (drei Rippen und zwei ebene Bereiche) den Abgleich durchgeführt und dabei eine gute Übereinstimmung in den ebenen Bereichen vorgefunden. Allerdings wird der Grad der Ausrichtung in Rippen bis zu 30 % überschätzt. An einem PKW-Türblatt eines BMW Z22 hat *Piry* [21] an zwei ebenen Stellen ebenfalls eine sehr gute Übereinstimmung feststellen können. Die Werte für C_I für die zuvor genannten Untersuchungen betragen zwischen 0,03 und 0,07 [21, 33, 36, 106].

Tabelle 2.3: Faserorientierungsmodelle für SMC mit numerischer Lösungsmethode und Validierung der Ergebnisse

Faserorientierungsmodell	Lösungsmethode	Validierung
Folgar-Tucker	FEM-CVA	Ebene Platte [33, 56, 106, 107], Demonstratorbauteil mit fünf Rippen [31, 36], PKW-Türblatt [21]

2.2.3 Softwarelösungen

Die zuvor diskutierten Modellierungsvarianten für SMC sind bisher in wenigen Programmen umgesetzt, die in Tabelle 2.4 aufgelistet sind. EXPRESS, CADPRESS und MiniPress wurden auf Basis verschiedener akademischer Arbeiten [23, 36, 54, 62] fortlaufend entwickelt. EXPRESS wird bis dato als Stand der Technik von neueren Lehrbüchern wie [1, 53] für SMC-Pressen angegeben. EXPRESS nutzt zur Modellierung der Füllung das Hele-Shaw Modell (vgl. Kapitel 2.2.1.1) und zur Faserorientierungsberechnung das Folgar-Tucker Modell [20] (vgl. Kapitel 2.2.2). CADPRESS nutzt das Modell von *Barone und Caulk* (vgl. Kapitel 2.2.1.1). In beiden Fällen werden dreiknotige Schalenelemente verwendet, aufgrund der Annahme, dass ein Schichtenfließen stattfindet. Diese Programme haben insbesondere eine Limitierung hinsichtlich Bauteilkomplexität oder Elementanzahl und beschränken sich bis auf wenige Ausnahmen auf Plattengeometrien. Nach heutigem Kenntnisstand ist keines der drei erwähnten Programme kommerziell verfügbar.

Moldex3D [108] und Moldflow [114] betrachten in der Modellierung das Material als generalisiertes Newton'sches Fluid (GNF). Zur Lösung der Bilanzgleichungen in Kapitel 2.2.1.1 wird die Finite-Volumen-Methode (FVM) verwendet [49]. Als Faserorientierungsmodell können alle Ansätze verwendet werden, die in Kapitel 2.2.2 erläutert wurden [115].

Tabelle 2.4: Anbieter mit Softwarelösungen für die Fließpresssimulation von SMC mit Verweis auf die in der Literatur gemachten Untersuchungen

Anbieter	2D/2,5D	3D
CoreTech System Co., Ltd.		Moldex3D [108]
Autodesk Inc.		Moldflow [109]
Toray Engineering Co., Ltd.		3D Timon [110, 111]
M-Base Engineering + Software GmbH	EXPRESS (2,5D) [20, 23, 36, 62]	
The Madison Group	CADPRESS (2,5D) [39, 41, 112, 113]	
Institut für Kunststoffverarbeitung	MiniPress (2D) [19, 27, 75]	

3D Timon nutzt zur Berechnung der Faserorientierungen eine direkte Methode („Direct Fiber Simulation“) [110,111], bei der Fasern als Balkenelemente modelliert werden. Zuvor wird eine reine Füllsimulation mit einer homogenen, isotropen Matrix durchgeführt, um das Geschwindigkeitsfeld zu erhalten. Die mathematische Beschreibung des Orientierungszustandes erfolgt nach dem Ansatz von *Advani und Tucker* [98], der in Kapitel 2.2.2 erläutert wurde.

2.3 Homogenisierung

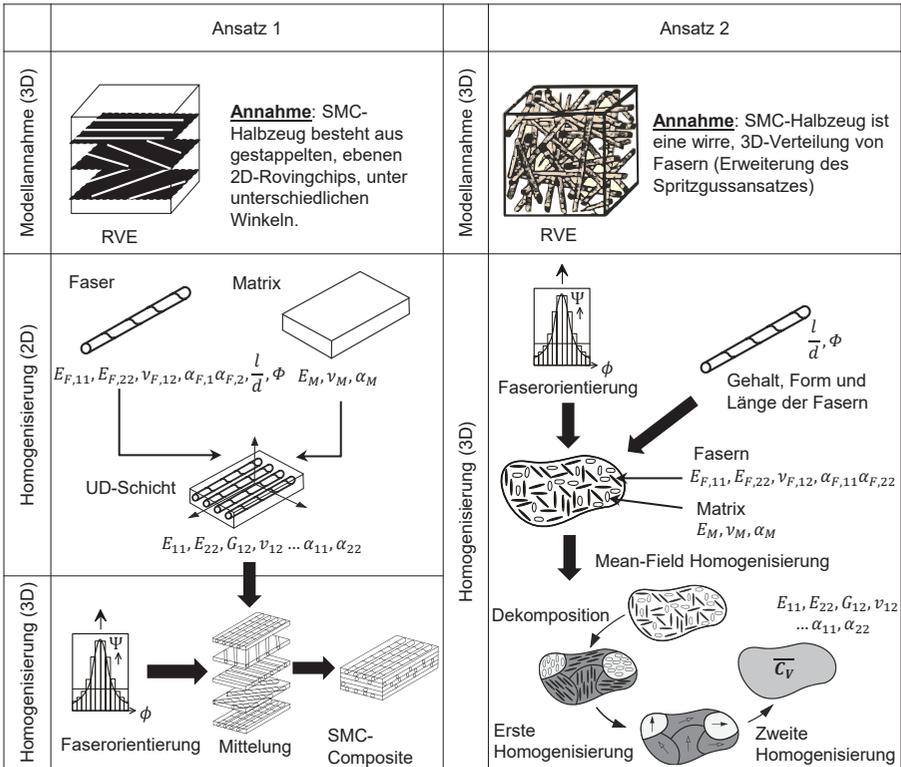
Das Ziel von Homogenisierungsmethoden ist es effektive, thermoelastische Eigenschaften für einen homogenen Körper aus dem heterogenen Verbundaufbau zu generieren. In Abbildung 2.5 sind die zwei, bis heute wesentlichen, analytischen Ansätze für Pressmassen grafisch dargestellt. Beide Ansätze gehen von unterschiedlichen, vereinfachenden Morphologien des Materials aus.

Bei Ansatz 1 wird das SMC als ein 2D-Schichtmaterial betrachtet, d.h. es gibt keine Faserorientierungen in Dickenrichtung [58]. Diese Annahme kommt vom Schichtfließen des Materials, das in Kapitel 2.2.1.1 angesprochen wurde. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass in der Ebene Rovings (Faserbündel) unterschiedlicher Orientierung mit einheitlicher Orientierung innerhalb des Rovings vorliegen. Das bedeutet, dass die Rovings beim Fließpressen nicht in einzelne Fasern zerfallen, was durch *Kabelka* [116] bestätigt wird.

Das Vorgehen zur Homogenisierung ist daher analog zu den Gelegeaufbauten mit der klassischen Laminattheorie (CLT). Es werden deshalb zunächst die effektiven Größen einer UD-Einzelschicht nach dem mikromechanischen Ansatz von *Halpin-Tsai* [117] berechnet. Anschließend wird mit der lokalen Faserorientierungsinformation, die als Wahrscheinlichkeitsverteilung vorliegt (vgl. Kapitel 2.2.2), eine diskrete Unterteilung in Winkelklassen und eine Orientierungsmittelung nach *Advani und Tucker* [98] durchgeführt. Dieses Prinzip besagt, dass sich der Steifigkeitstensor eines Gemisches unterschiedlich orientierter Fasern durch eine gewichtete Summation der Steifig-

keitstensenoren gedrehter UD-Lagen berechnen lässt [118]. Einen experimentellen Nachweis für die Zulässigkeit dieses Prinzips lieferten *Li et.al* [119].

Durch *Specker* [36] wurde dieser Ansatz sogar noch erweitert, indem aufgrund des 3-Schichtfließmodells (vgl. Abbildung 2.2) die dünne Harzschicht mitmodelliert wird (3-Schicht Verbund). Nach *Piry* [21] hat diese Schicht aber keinen erkennbaren Beitrag zur Gesamtsteifigkeit des Verbundes und kann daher für die Homogenisierung vernachlässigt werden. Weiterhin kann auf den Schichtaufbau verzichtet werden, wenn sich die Faserorientierungsverteilung über die Dicke nicht wesentlich ändert [21]. Dies wird in der vorliegenden Arbeit für C-SMC geprüft.



Duomere Pressmassen (SMC) [19–21, 36, 40, 58, 118, 120, 121], Thermoplastische Pressmassen (GMT, LFT) [57, 62, 122]

Duomere Pressmassen (SMC) [109, 123–127], Thermoplastische Pressmassen (GMT, LFT) [126, 128, 129]

Abbildung 2.5: Übersicht der zwei wesentlichen, analytischen Ansätze zur Generierung anisotroper Materialkennwerte für Pressmassen mit Angabe der Quellen, in denen diese verwendet werden

Ansatz 2 wurde von *Lielens* [130] entwickelt und für SMC validiert [127]. Er basiert auf der Grundlagenarbeit von *Eshelby* [131]. Zunächst wird eine Dekomposition durchgeführt, bei der das reale RVE in gleichartige Bereiche von Inklusionen (Form und Orientierung) eingeteilt wird. Anschließend wird für jeden Bereich eine Homogenisierung durchgeführt. Dazu existieren bis heute eine Vielzahl an Möglichkeiten, die von *Tucker und Liang* [132] gut zusammengefasst sind. Am bekanntesten ist das Modell von *Mori-Tanaka* [133]. Es liefert für geringe Faservolumenanteile (FVG) gute Ergebnisse wie *Pierard* [134] gezeigt hat. Bei höheren FVG sollte allerdings das „Double-Inclusion“ Modell von *Nemat-Nasser* [135] verwendet werden. Im letzten Schritt werden die homogenisierten Einzelbereiche nach dem Modell von *Voigt* [136] zu einer effektiven Steifigkeit zusammengefasst. Es liefert für einen 2-Phasen Verbund (Faser und Matrix) die besten Vorhersagen [137].

Die gezeigten Ansätze sind bisher nur in wenigen kommerziellen Tools für kurz- und langfaserverstärkte Kunststoffe umgesetzt, wie in Tabelle 2.5 dargestellt. Denn sie wurden primär für die Spritzgussimulation entwickelt. Für SMC beschränkt sich die Auswahl auf Prototypen, die in wenigen akademischen Arbeiten [20,21] angewandt wurden. Ein wesentliches Problem beider Ansätze ist, dass die Komponenteneigenschaften bekannt sein müssen. Daher ist die Prognosegüte beider Ansätze primär von der Verfügbarkeit der Materialdaten abhängig. Erschwerend kommt hinzu, dass die Halbzeugeigenschaften von SMC starke Schwankungen der mechanischen Kennwerte zur Folge haben [32].

Tabelle 2.5: Softwarelösungen für die Homogenisierung von kurz- und langfaserverstärkten Kunststoffen mit Ansätzen 1 und 2 aus Abbildung 2.5

Anbieter	Modellierungsstrategie	Programm
MSC Software Belgium SA	Ansatz 2	DIGIMAT [115, 129, 137, 138]
M-Base Engineering + Software GmbH	Ansatz 1	EXPRESS [21, 139]
4a Engineering GmbH	Ansatz 2	micromec [15]
PART Engineering GmbH	Ansatz 2	Converse [140, 141]
LSTC	Ansatz 2	DYNAmap [14]/ENVYO® [142]
Institut für Kunststoffverarbeitung	Ansatz 1	eexConverter [20]

2.4 Verzugssimulation

Aufgrund der lokal unterschiedlichen Materialeigenschaften und der Bauteilgeometrie treten während der Abkühlung von SMC-Bauteilen Verformungen auf, die zu einer Abweichung von der Sollform führen. Diese Verformungen werden als Verzug bezeichnet [143]. Ursache hierfür sind prozessinduzierte Eigenspannungen, die auf folgende Phänomene zurückzuführen sind:

- Chemische Schwindung: Die einsetzende chemische Vernetzungsreaktion führt zu einer Dichteerhöhung bzw. Volumenabnahme. Da sich das Bauteil im geschlossenen Werkzeug befindet, kann es nicht frei kontrahieren. Dies führt zu Eigenspannungen.
- Thermische Schwindung: Aufgrund unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten von Faser- und Matrix kommt es bei der Abkühlung von Werkzeugtemperatur auf Raumtemperatur zu Eigenspannungen.

Je nach Bauteildicke und Matrixsystem dominiert das eine oder das andere Phänomen. Als Konsequenz führen diese Phänomene in Bauteilen zu Eigenspannungen, die durch die in Abbildung 2.6 dargestellten Ursachen hervorgerufen werden. Dabei dominiert der „Spring-In“ sowohl für ebene als auch gekrümmte Geometrien, die keine geschlossene Querschnittsfläche haben [144]. Der „Spring-In“ wird hauptsächlich durch die Wärmeausdehnungskoeffizienten des Verbundes in Dickenrichtung bestimmt [62]. Zur Modellierung der Abkühlung wird SMC oft als ein anisotroper, thermoelastischer Körper betrachtet [145]. Zur Generierung der thermoelastischen Materialeigenschaften werden für Pressmassen die zwei in Abbildung 2.5 gezeigten Ansätze verwendet. Für die Diskretisierung können dabei 3D-Hexaederelemente [146] oder 2D-Schalenelemente [62, 147] benutzt werden. Dabei zeigt die 3D-Modellierung und Ansatz 1 eine gute Übereinstimmung mit Experimenten für eine Plattengeometrie [146]. Bei der Verwendung von Schalenelementen und Ansatz 1 kann die Dickenschwindung nicht berücksichtigt werden [62] und muss durch eine zusätzliche Spannung korrigiert werden. Nach Korrektur kann ebenfalls eine gute Vorhersage von *Osswald und Tseng* [39, 148] erzielt werden, wobei die chemische Schwindung vernachlässigt wurde. Der Vorteil der 3D-Modellierung des Verzuges mit linear-elastischer FEM konnte für Gelegeaufbauten einschlägig gezeigt werden [149–151].

Spezielle kommerzielle Software für die Verzugssimulation von SMC ist bisher kaum vorhanden und beschränkt sich auf die zuvor genannten Programme EXPRESS und CADPRESS. Neuerdings werden auch Programme für die Spritzgussimulation verwendet, die für SMC erweitert wurden, und eine integrierte Schwindungs- und Verzugsberechnung im Werkzeug beinhalten [152]. Es wird aber in der Regel nur der spannungsinduzierte Verzug während der Formfüllung und nicht die

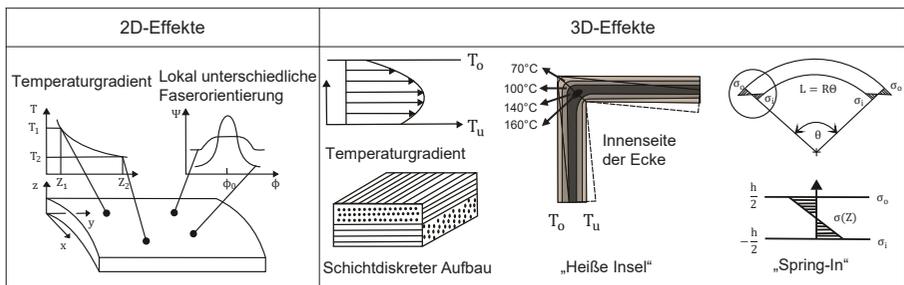


Abbildung 2.6: Ursachen für Verzug bei diskontinuierlich faserverstärkten Pressbauteilen nach [62]

freie Abkühlung außerhalb des Werkzeugs simuliert [114]. Eine Übersicht der Programme mit durchgeführten Untersuchungen zeigt Tabelle 2.6.

Tabelle 2.6: Softwarelösungen für die Verzugssimulation von SMC mit Modellierungsebene

Anbieter	2,5D	3D
The Madison Group	CADPRESS [39]	
M-Base Engineering + Software GmbH	EXPRESS [19, 21, 122, 143]	
CoreTech System Co., Ltd.		Moldex3D [115, 153]
Autodesk Inc.		Moldflow [109, 154]

2.5 Ansätze zur integrativen SMC-Prozesssimulation

Nachdem in den vorherigen Abschnitten die Einzelsimulationslösungen mit den Modellierungsansätzen, sowie Softwarelösungen dargestellt wurden, wird im Folgenden auf Ansätze zur Kopplung der Einzelsimulationen eingegangen.

Die häufigsten integrativen Ansätze für SMC koppeln die Füllsimulation mit einer Steifigkeits- bzw. Strukturanalyse, wobei die Faserorientierungen als wichtigste Prozessgröße übergeben werden:

- Einige Autoren [36, 58, 120] führen die Formfüllanalyse in EXPRESS mit dem Hele-Shaw Modell (vgl. Kapitel 2.2.1.1) sowie eine linear, orthotrope Steifigkeitsanalyse in ABAQUS durch. Dabei wird deutlich, dass eine anisotrope Modellierung nur bei größeren Fließwegen einen Unterschied zur isotropen Modellierung ausmacht. Bei gleichen Fließwegen in alle Richtungen (symmetrische Faserorientierungsverteilung) beträgt der Unterschied der globalen Steifigkeit für eine Motorhaube nur 0,8% [120].
- *Davis et. al* [41, 112] verwenden CADPRESS mit dem Modell von *Barone und Caulk* (vgl. Kapitel 2.2.1.1) sowie eine linear, anistrophe Steifigkeitsanalyse in ANSYS. Dabei konnte insbesondere der Einfluss der Einlageposition auf die lokalen Spannungen deutlich gezeigt werden, wodurch die Berücksichtigung der Faserorientierungen empfohlen wird.
- *Piry* [21, 139] führt eine Steifigkeits- und Versagensanalyse für eine Motorhaube aus SMC durch und kommt zu dem Schluss, dass für die Vorhersage der Steifigkeit ein linear, anisotroper Ansatz ausreicht, während für die Vorhersage des Versagens ein nicht-linearer, anisotroper Ansatz benötigt wird.
- *Sanwald et.al* [125] zeigen einen ganzheitlichen Ansatz für Formfüllung mit Moldflow (Power-Law Ansatz mit FT), Mapping, Homogenisierung nach *Mori-Tanaka* und Steifigkeitsberechnung an einer SMC-Sickenstruktur. Die Ergebnisse für die Struktursteifigkeit zeigen eine gute Übereinstimmung mit 4-Punkt-Biegeversuchen an zwei Sickengeometrien.
- *Hohberg et. al* [155] zeigen eine neue virtuelle Prozesskette für SMC. Die Formfüllung wird dabei mit der CEL-Methode nach dem erweiterten Power-Law Ansatz abgebildet und die Faserorientierungsberechnung nach dem ARD-RSC Modell (vgl. Kapitel 2.2). Das Mapping

wird analog zu dem von *Kaerger* [156] vorgestellten Mapping für RTM über das Schnittstellenformat (VTK) durchgeführt, das ein spezielles Mappingprogramm (MpCCI MapLib) auf ein Struktturnetz transferiert.

- *Xu et al.* [157] führen eine Füllsimulation mit Moldflow und dem Modell von Herschel-Bulkley [158] durch, übertragen die Faserorientierungen und erzeugen daraus die elastischen Eigenschaften mit einem MATLAB-Skript. Anschließend wird in NASTRAN eine Steifigkeitsanalyse durchgeführt.

Weiterhin wird die Füllsimulation mit einer nachgelagerten Aushärtensimulation gekoppelt, um vorrangig Oberflächeneffekte zu untersuchen:

- *Kremer und Michaeli* [20, 159] koppeln die Füllsimulation aus EXPRESS mit einer chemischen Schwindungsberechnung in ABAQUS, um die prozessinduzierten Eigenspannungen auf die Oberflächenwelligkeit von SMC-Bauteilen zu untersuchen. Eine Validierung wird an einem BMW 6er Cabriodeckel durchgeführt.
- *Skrodolies* [27] koppelt ebenfalls die Füllsimulation aus EXPRESS mit einer Aushärtensimulation. Die Aushärtensimulation wird dabei nachgeschaltet, d.h. es ist eine sequentielle Kopplung. Weiterhin wird die thermische Schwindung nach der Entnahme aus dem Werkzeug simuliert. Beide Effekte werden in der Berechnung der Eigenspannungen berücksichtigt, um damit auf die Bauteilwelligkeit zu schließen.

2.6 Materialcharakterisierung

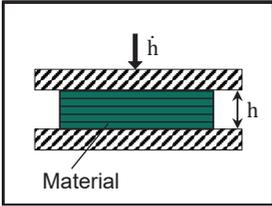
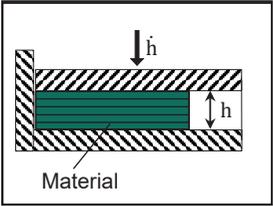
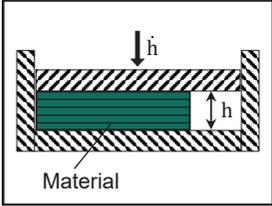
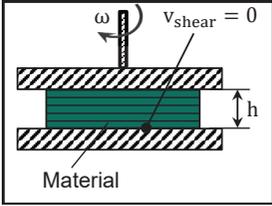
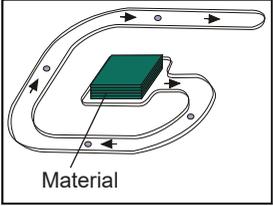
Im Folgenden werden zunächst die Methoden vorgestellt, mit denen die Rheologie von Fließpressmassen charakterisiert wird, um damit Inputdaten für die Presssimulation aus Kapitel 2.2 zu bestimmen. Weiterhin werden Methoden zur Messung der Faserorientierungen vorgestellt. Zu Details der Methoden und Kenngrößen wird an entsprechender Stelle auf weiterführende Literatur verwiesen.

2.6.1 Rheologie

Die Rheologie ist die Wissenschaft, die sich mit dem Fluidverhalten während der fließinduzierten Deformation beschäftigt [106]. Der am weitesten verbreitete Materialparameter ist die Viskosität. Dabei sollte diese unabhängig vom Versuchsaufbau sein [1]. Zur qualitativen und quantitativen Charakterisierung der Viskosität werden Rheometer bzw. Viskosimeter eingesetzt. Für langfaserverstärkte Kunststoffe eignen sich gewöhnliche Rheometer wie Kegel-Platte, Couette, Kapillar nicht, da die zulässigen Probengrößen mit der Faserlänge zunehmen [7]. Eine Zusammenstellung der bis heute üblichen Verfahren für langfaserverstärkte Pressmassen ist in Tabelle 2.7 schematisch veranschaulicht. In der ersten Zeile sind Versuchsaufbauten aufgeführt mit denen der „squeeze flow“ charakterisiert werden kann. Diese sogenannten Pressrheometer unterscheiden sich im wesentlichen durch das 1D- oder 2D-Fließen des Materials.

Ronden (offen) Den einfachsten Versuchsaufbau stellt eine runde Plattenanordnung dar, wobei das Material mittig positioniert wird und seitlich ungehindert fließen kann. Dabei bewegt sich die

Tabelle 2.7: Schematische Übersicht der Verfahren zur Charakterisierung von langfaserverstärkten Pressmassen

Ronde (offen)	Platte offen (einseitig/beidseitig)	Platte (geschlossen)
 <p data-bbox="179 488 257 509">Material</p>	 <p data-bbox="474 488 552 509">Material</p>	 <p data-bbox="766 488 844 509">Material</p>
SMC [37, 42, 45, 79, 160], C-SMC [83, 161], GMT [57]	GMT [28], SMC [19, 27, 33, 162, 163]	GMT [28], SMC [19, 21, 23, 29, 32, 58]
Platte-Platte	Spirale	
 <p data-bbox="179 829 257 850">Material</p>	 <p data-bbox="474 829 552 850">Material</p>	
SMC [164], GMT [28]	SMC [47, 48]	

obere Platte mit einer definierten Geschwindigkeit oder Kraft. Dieser Aufbau geht auf Grundlagenarbeiten von *Lee et al.* [45] zurück. Durch zwei verschiedene Konfigurationen kann ein Pressen bei konstanter Querschnittsfläche [42, 83, 160] oder bei konstantem Volumen [37, 161] durchgeführt werden. Bei konstantem Volumen können Fließfronten sichtbar gemacht werden [163–166] und durch Einfärbung der Zuschnitte auf den homogenen Fluss geschlossen werden [37, 167]. Die Proben können dabei rund [168] oder rechteckig sein. Bei konstanter Querschnittsfläche können Materialmodelle für die Presssimulation besser kalibriert werden [83]. Zusätzlich können über den Radius Drucksensoren angebracht werden [42, 169], mit denen sich die Dehn- und Scherströmungsanteile charakterisieren lassen (vgl. Abbildung 2.2).

Gegenüber den anderen Pressrheometern hat diese Variante den Vorteil, dass die Fließvorgänge während dem Verpressen per Video- oder Fotoaufnahmen dokumentiert werden können [37, 79]. *Engmann et al.* [170] geben einen guten Überblick für die mathematische Beschreibung des „squeeze-flow“ im Pressrheometer bei unterschiedlichen, rheologischen Modellannahmen. Für SMC haben *Dumont et al.* [163] die entsprechenden Zusammenhänge für die Scher- und Dehnaviskosität beschrieben.

Platte offen (einseitig/beidseitig) Beim einseitigen Plattenrheometer handelt es sich um ein ebenes Plattenwerkzeug, das auf einer Seite nicht durch eine Tauchkante verschlossen ist. Ein Versuch wird in der Weise durchgeführt, dass die gesamte Rheometeroberfläche mit den ebenen Zuschnitten beladen wird [33]. Anschließend wird das Rheometerwerkzeug von einer parallelgeregeltten Presse geschlossen, sodass die Formmasse in einer eindimensionalen Strömung durch den freien Spalt austritt. Infolge der Schließbewegung wird die rechteckige Rheometergeometrie über die Spalthöhe ständig verringert. Die Versuche werden unter isothermen Bedingungen durchgeführt. Bestimmt wird die Fließkurve aus den während des Versuches aufgezeichneten Messdaten. Dazu sind mindestens drei Druckaufnehmer notwendig [33].

Beim zweiseitigen Plattenrheometer wird das Material mittig zum Teil belegt und verpresst. Dabei wird ein ebener Dehnungszustand (EDZ) erzeugt. Vorteile dieses Aufbaus ist die einfache, mathematische Beschreibung, wodurch Presskräfte gut vorhergesagt werden können [162].

Platte (geschlossen) Das geschlossene Plattenwerkzeug ähnelt dem realen Fließpressvorgang am meisten [28, 44]. Daher wird dieses von industriellen Halbzeugherstellern bevorzugt verwendet. Üblicherweise wird das Werkzeug einseitig belegt, wodurch bis zur vollständigen Formfüllung ein eindimensionaler Materialfluss mit EDZ vorliegt. Über verschiedene Belegungsgrade lassen sich Veränderungen in den mechanischen Eigenschaften längs und quer zur Fließrichtung einfach untersuchen [19, 21, 33]. Weiterhin kann damit ein Zusammenhang der mechanischen Eigenschaften zur Faserorientierungsverteilung [19, 21, 33, 58] hergestellt werden, und Fließphänomene z.B. durch Einfärbung von Zuschnitten [21, 23, 32] untersucht werden. Durch die Ausstattung mit Drucksensoren entlang des Fließweges [29] ist eine Validierung der Presskräfte bzw. lokalen Drücke möglich. Nachteilig bei diesem Aufbau ist jedoch, dass aufgrund der vier Tauchkanten Randeffekte auftreten, die Welligkeiten an den Plattenrändern hervorrufen und damit eine andere Faserorientierung [171]. Die mathematischen Grundlagen zur analytischen Quantifizierung des eindimensionalen Fließens bei einer typischen Belegung an drei Tauchkanten werden von *Starke* [33] gezeigt.

Platte-Platte Beim Platte-Platte Rheometer handelt es sich um einen speziellen Typ des Rotationsrheometers, bei dem eine Scherströmung durch eine relative Torsion zweier Körper, zwischen denen sich die Probe befindet, erzeugt wird [28]. Diese Art des Rotationsrheometers ist als einzige Form geeignet für langfaserverstärkte Kunststoffschmelzen [28]. Die Apparatur kann im Rotations- als auch Oszillationsmodus betrieben werden. Dabei sollte für Langfasern der Oszillationsmodus verwendet werden, um ein Einschnüren der Fasern zu verhindern [28], was die Fließeigenschaften beeinflussen würde. Die mathematischen Zusammenhänge zur Bestimmung der Viskosität für den oszillierenden Modus finden sich in [28, 87].

Spirale Das Spiralarheometer ist von *Rabinovich* [48] entwickelt worden, um das Fließverhalten von SMC zu charakterisieren. Es besteht aus einem eindimensionalen Fließkanal, der über die Fließweglänge mit Druck- und Temperatursensoren ausgestattet ist. Weiterhin werden Presskraft und Schließposition aufgezeichnet. Damit konnte ein mathematisches Modell aufgestellt werden, mit dem der Reibungsparameter des 3-Schicht-Fließmodells von *Abrams und Castro* [44] bestimmt

werden kann [47] (vgl. Kapitel 2.2.1.1). Allerdings gilt das Modell nur für eindimensionales Fließen ohne Dehnströmungsanteile. Weiterhin kann mit diesem Werkzeug das Transportverhalten der Fasern in der Matrix bestimmt werden und über die Fließweglänge qualitativ die Verarbeitbarkeit von SMC-Materialien beurteilt werden [47].

2.6.2 Faserorientierungen

Im Gegensatz zur Bestimmung der Faserorientierung bei kurzfaserverstärkten Kunststoffen, ist für langfaserverstärkte Pressmassen die Messung der Faserorientierungen für großflächige Bereiche notwendig [21, 172]. In Tabelle 2.8 sind die für langfaserverstärkte Pressmassen verwendeten Verfahren zur Messung der Faserorientierung aufgeführt. Allen Verfahren ist gemein, dass zunächst eine digitale 2D oder 3D Aufnahme erfolgt und anschließend ein Auswertesystem die Faserverteilung in eine Häufigkeitsverteilungsfunktion, einen Orientierungstensor oder in gewichtete Vektoren [173] übersetzt. Damit lassen sich dann Vergleiche mit Simulationsergebnissen durchführen.

Tabelle 2.8: Methoden zur Bestimmung der Faserorientierung bei langfaserverstärkten Pressmassen

Messmethode	Probenart	Werkstoff
Bildanalyse	2D-Bilder per Röntgen, Kamera oder Scanner	SMC [21, 33, 36, 139, 171], GMT [62, 122, 174–176]
Computertomographie (CT)	3D beliebige Zuschnitte	SMC [172, 177, 178], LFT [179]
Wirbelstrom	2D, ebene Zuschnitte	C-SMC [173, 180]

Bildanalyse Am weitesten verbreitet für langfaserverstärkte Pressmassen sind Bildanalysen mit einem automatisierten Auswertesystem. Die Bilder können aus Schlifflen oder Röntgenbildern stammen. Ein bekanntes Auswerteprogramm stellt Fiberscan dar, das von *Semmler* [62] entwickelt und von der Firma M-Base Engineering + Software GmbH kommerzialisiert wurde [174]. Weitere Auswertesysteme sind FIBORAS vom IVW und NDEFO vom Fraunhofer IZFP [181].

Die Güte der Messung hängt in erster Linie von der Probenpräparation und dem Dichteunterschied der Komponenten ab. Während für thermoplastische Pressmassen eine Röntgenaufnahme bereits einen guten Grauwertunterschied liefert, muss für SMC die Matrix verascht werden [21]. Mit diesem Vorgehen gelang es *Piry* [21] reproduzierbare Faserorientierungsverteilungen für zwei größere Bereiche (125 x 125 mm²) eines SMC-Türblatts des BMW Konzeptfahrzeugs Z22 zu messen.

Computertomographie (CT) Zur zuverlässigen Bestimmung der Faserorientierung aus CT-Aufnahmen müssen diese gefiltert, binärisiert und ein Grenzwert definiert werden [177]. Anschließend müssen einzelne Fasern segmentiert d.h erkannt werden [172], bevor diese zur Tensorbestimmung verwendet werden können. Gerade bei langfaserverstärkten Pressmassen mit Faserbündeln

führt dies zu enormen Herausforderungen. Für SMC entnehmen *Le et al.* [177] zehn Proben mit 10 mm Durchmesser aus einer Platte, die im eindimensionalen Fließversuch hergestellt wurde (vgl. Kapitel 2.6.1). Sie bestätigen mit ihrem Auswertesystem die ebene Ausrichtung der Fasern in Fließrichtung, sodass Unterschiede über die Dicke nicht vorliegen. Weiterhin zeigt sich, dass die Faserausrichtung auch über die Fließweglänge nahezu konstant ist und sich an den Plattenrändern parallel zur Tauchkante ausbildet [177].

Schladitz et al. [172] bestätigen die Dickenunabhängigkeit der Faserausrichtung aus CT-Aufnahmen mit einem anderen Auswertesystem für fließgepresste SMC-Zugproben. Zur Bestimmung der Hauptrichtung verwenden sie dabei einen anisotropen Gauss'schen Filter, wodurch auch gröber aufgelöste CT-Aufnahmen zur Bestimmung der Faserorientierung geeignet sind. Damit lässt sich der Hauptnachteil der Ortsauflösung bei CT und der sehr kleinen Probenabmessungen kompensieren. Bei C-SMC wird CT von *Chen et al.* [182] als nicht aussagekräftig bewertet.

Wirbelstrom Die Anwendbarkeit der Wirbelstrommessung für verschiedene CFK-Anwendungen wurde bereits sehr früh gezeigt [183, 184]. Neuerdings wird damit auch der Versuch unternommen Faserorientierungen in Neufaser- [185] und Recycling [173] C-SMC zu bestimmen. Es wird dabei zwischen punktueller Messung und Flächenscans unterschieden [180]. Mit punktuellen Messungen lassen sich an lokalen Einzelpunkten Polarplots generieren. Mit Flächenscans wird eine globale Verteilung erzeugt. Ein Vergleich von Flächenscans entlang eines Plattenabschnitts zeigt dabei für Neufaser C-SMC gute Übereinstimmungen mit CT-Messungen [185]. Dabei wurde das Programm EddyEva verwendet.

Eine kommerzielle Lösung für die Messung von C-SMC wird von der Firma Suragus GmbH geliefert, die ein automatisiertes Auswertesystem für die Faserhauptrichtung und Intensität entwickelt hat [173]. Ein Vorteil des Verfahrens ist die schnelle Durchführung für große Probenabmessungen. Nachteile des Verfahrens sind physikalisch bedingte Randeffekte, limitierte Eindringtiefe und relativ ebene Probenabmessungen.

2.7 Zwischenfazit

Für die Simulation des gesamten SMC-Prozesses (Formfüllung und Verzug) stehen bisher zwei Programme zur Verfügung (EXPRESS und CADPRESS), die aber hauptsächlich im akademischen Umfeld eingesetzt werden und kaum Anwendung in der industriellen Praxis finden [20]. Aufgrund der mangelnden Nachfrage und des geringen Marktanteils von SMC wurde EXPRESS seit 2004 nicht weiterentwickelt und wird mittlerweile auch nicht mehr vertrieben. CADPRESS wird hauptsächlich in den USA in Form von Berechnungsdienstleistungen verwendet. Für die Simulation des Formfüllprozesses rücken daher existierende Spritzgussprogramme wie Moldflow und Moldex3D in den Vordergrund. Allerdings liegen für SMC bisher kaum validierte Ergebnisse vor. Eine durchgehend, integrative Plattformlösung liegt für SMC nicht vor und wird bisher operativ nur für kurzfaserverstärkten Spritzguss angewandt.

Es kann an dieser Stelle bereits festgehalten werden, dass sich fast alle zuvor diskutierten Untersuchungen und Entwicklungen auf G-SMC beziehen. Bis dato ist das Fließ- und Faserorientierungs-

verhalten von C-SMC praktisch nicht untersucht, wie auch *Li* [109] in einer neueren Veröffentlichung feststellt. Weiterhin gibt es keine kommerziellen Lösungen bei denen Faserorientierungsmodelle für C-SMC implementiert und validiert sind. Es ist daher fraglich, ob die in Kapitel 2.2 gezeigten Rheologie- und Faserorientierungsmodelle direkt auf C-SMC übertragbar sind. Insbesondere aufgrund des deutlich höheren Fasermassegehalts (bis zu 57 Gew.-% bei C-SMC [186] anstelle von 25 Gew.-% bei G-SMC [7]), der zu einem verstärkten Strukturverhalten führt. Diesen Aspekt gilt es im Rahmen dieser Arbeit zu untersuchen. Zusätzlich lassen sich bekannte Messmethoden für die Faserorientierungen wie μ CT für C-SMC aufgrund des geringen Dichteunterschiedes von Faser und Matrix nicht oder nur mit sehr großem Aufwand anwenden [109].

Um zu prüfen, ob die für G-SMC bekannten Methoden und Annahmen auf C-SMC übertragen werden können, werden die wichtigsten Erkenntnisse für die Materialcharakterisierung und Simulation von G-SMC im Folgenden kurz zusammengefasst. Damit kann im weiteren Verlauf dieser Arbeit eine zielführende Lösung im Hinblick auf die Aufgabenstellung für C-SMC gefunden werden.

Für die Materialcharakterisierung von G-SMC lassen sich folgende wichtige Erkenntnisse festhalten:

- Beim Pressen fließt das Material im Block (plug flow) und es liegt eindeutig Wandgleitung vor, das durch verschiedene Experimente nachgewiesen wurde [19, 187]. Für die Beschreibung der Rheologie trifft das sogenannte 3-Schichtmodell zu, bestehend aus dünnen, hydrodynamischen Randschichten und einer Dehnströmung im Kern. Diese Modellannahme wurde durch Faserorientierungsmessungen [177] bestätigt.
- Bei eindimensionalen Fließversuchen ist die Faserorientierung unabhängig vom Ort [21, 33], der Schließgeschwindigkeit [19] und der Bauteildicke [21, 36, 58]. Diese Faserorientierung ist damit eine reine Funktion des Belegungsgrades und des Faserinteraktionskoeffizienten [19].
- Die Faserorientierungsverteilung korreliert mit dem Umformgrad, d.h. der Fließweglänge [33]. Die dafür verwendeten skalaren Größen, die den Orientierungszustand beschreiben, wie der Hermans Kenner [21, 58] oder der Krenchel Faktor [33] nehmen im eindimensionalen Fließversuch linear zum Belegungsgrad zu.
- Bei eindimensionalen Fließversuchen ist der E-Modul unabhängig vom Entnahmeort und der Dicke der Probenzugstäbe aus den Platten [21].
- Zur Charakterisierung des Fließverhaltens werden wegen ihrer Praxistauglichkeit primär Pressrheometer verwendet [34].
- Die Messung der Faserorientierung per Bildanalyse liefert für flächige SMC-Teile sehr gute Ergebnisse [21]. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass eine schichtweise Messung aufgrund einer konstanten Verteilung über die Bauteildicke nicht notwendig ist.

Für die Simulation von G-SMC lassen sich folgende wichtige Erkenntnisse zusammenfassen:

- SMC wird sowohl als inkompressibles Fluid, als auch als Festkörper modelliert, wobei sich die Annahme als Fluid in kommerziellen Produkten durchgesetzt hat. Dabei werden vorwiegend die Modelle von *Barone und Caulk* und *Hele-Shaw* verwendet (vgl. Kapitel 2.2.1.1).

- Zur Simulation des Fließfrontverlaufs ist die Berücksichtigung der Temperatur für die rheologische Modellierung nicht notwendig [21].
- Das Folgar-Tucker-Modell und die Finite-Elemente-Methode (FEM) mit einem Kontrollvolumenansatz wird am häufigsten zur numerischen Umsetzung der Formfüllung und Faserorientierung verwendet.
- Es existieren zwei wesentliche Vorgehensweisen zur Generierung thermomechanischer Kennwerte für die Struktursimulation (vgl. Kapitel 2.3).
- Für die Berechnung der Steifigkeitskennwerte kann, bei Vorliegen einer konstanten Faserorientierung über die Dicke, auf den in Kapitel 2.3 gezeigten Schichtaufbau verzichtet werden [21].
- Es wird vorrangig die Füllsimulation mit einer Struktursimulation gekoppelt. Dabei werden Faserorientierungen von einem 3D-Füllnetz auf ein 3D-Strukturnetz übertragen.
- Eine Verzugssimulation wird auf Basis einer linear-thermoelastischen Modellierung durchgeführt. Dabei werden sowohl 3D-, als auch 2D-Elemente verwendet.

Im Folgenden wird daher zunächst eine Materialcharakterisierung durchgeführt, um die für C-SMC dominanten Effekte herauszuarbeiten. Darauf aufbauend wird ein Gesamtkonzept für die virtuelle Prozesskette C-SMC entwickelt, mit den numerischen Einzellösungen für Formfüllung und Verzug sowie ihrer Kopplung.

3 Materialcharakterisierung von C-SMC

Ziel dieses Kapitels ist die Charakterisierung der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten C-SMC Materialien. Im Hinblick auf die Entwicklung der virtuellen Prozesskette gemäß Abbildung 1.4 sind zunächst die dominanten Phänomene bei industriellen Randbedingungen zu identifizieren und zu quantifizieren. Hier stehen die Untersuchung der Fließfähigkeit und der sich daraus einstellenden mechanischen und thermischen Eigenschaften im Vordergrund. Auf Basis dieser Ergebnisse wird in Kapitel 4 das Gesamtkonzept der virtuellen Prozesskette entwickelt. Zunächst werden die Materialien und ihre Kenngrößen vorgestellt. Anschließend erfolgt eine Darstellung der verwendeten Charakterisierungsmethoden. Darauf aufbauend folgen die Ergebnisse und die Diskussion.

3.1 Versuchswerkstoffe und Eigenschaften

Abbildung 3.1 zeigt die drei im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Materialien mit ihrer Mikrostruktur sowie dem idealisierten Aufbau, der bereits in Kapitel 2.3 eingeführt wurde. Für eine bessere Lesbarkeit werden im weiteren Verlauf der Arbeit die in Klammern genannten Kurzformen der Materialbezeichnungen verwendet. AMC8595 wird für alle Untersuchungen als Referenzmaterial verwendet, da hier die initialen Faserorientierungen (UD-Zustand) bekannt sind. Weiterhin besitzt das Material die gleiche Matrix wie das fließfähige AMC8590. Die Halbzeugeigenschaften der drei Materialien sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst.

Tabelle 3.1: Halbzeugeigenschaften der untersuchten C-SMC-Materialien

Halbzeugeigenschaft	AMC8590- 126-76-8 [188]	HUP REC CF 70/40 [12, 189]	AMC8595- 126-76-75 [190]
Fasermassengehalt m_F [m-%]	53	39	55
Matrixmassengehalt m_M [m-%]	47	61	45
Faserlänge l_F [mm]	25 (1 Zoll)	40 (Vlies)	endlos
Fasertyp	PAN 12K	SGL ACF Faser Typ 40-1	PAN 60K
Dichte ρ [g cm ⁻³]	1,48	1,33	1,45

3.2 Untersuchungsmethoden

Tabelle 3.2 zeigt die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen für die Materialien aus Tabelle 3.1, auf die zunächst eingegangen wird, bevor eine detaillierte Erklärung in den weiteren Abschnitten folgt. Die Auswahl der Versuche erfolgte auf Grundlage des diskutierten Stands der Technik aus Kapitel 2. Zunächst werden für AMC8590 und HUP-REC Pressrheometerversuche (Ronde offen) auf einer instrumentierten Presse bei zwei verschiedenen Konfigurationen durchgeführt. Bei Konfiguration 1 wird eine Vollbelegung des Pressrheometerwerkzeugs ($d_{Press} = 350$ mm) durchgeführt, mit dem sich das Kompressionsverhalten des C-SMC bei gleichbleibender Querschnittsfläche charakterisieren lässt. Damit lassen sich Kraft-Verschiebungs-Kurven aufzeichnen,

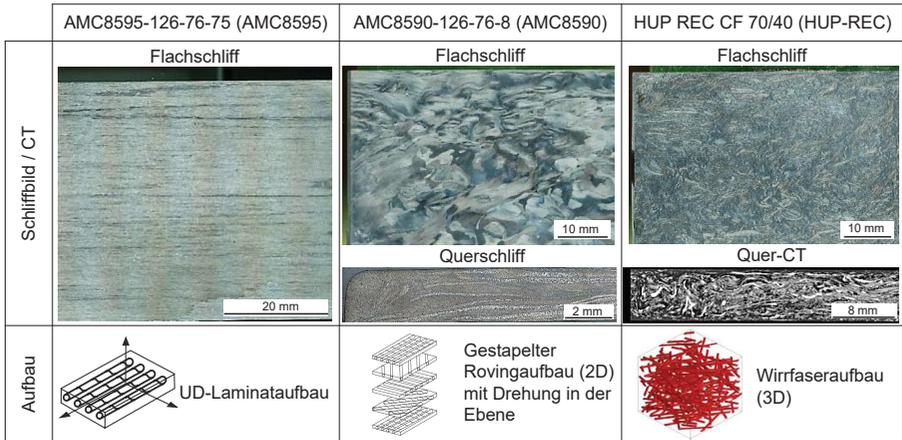


Abbildung 3.1: Verwendete C-SMC-Materialien mit typischer Mikrostruktur und idealisiertem Aufbau

womit die Kalibrierung eines Materialmodells in Kapitel 5.1 vorgenommen wird. Bei Konfiguration 2 wird ein $100 \times 100 \text{ mm}^2$ Rechteckzuschnitt eingelegt. Es wird damit das 2D-Fließverhalten untersucht. Insbesondere kann damit auf die Halbzeugvororientierung und Strömungsform geschlossen werden. Mit Hilfe der von *Rohrmeier* [191] entwickelten Punktrastermethode wird die lokale Fließdehnung auf Basis einer großen Dehnungsformulierung (Cauchy-Green) innerhalb der Zuschnittlagen bestimmt und dargestellt (vgl. Kapitel 3.2.3). Damit soll geprüft werden, ob sich die lokale Deformation stark von der makroskopisch eingebrachten Deformation unterscheidet.

Anschließend werden für AMC8590 und HUP-REC eindimensionale Pressrheometerversuche (Platte geschlossen) bei unterschiedlichen Plattengrößen und Einlegeschemen durchgeführt. Da das AMC8595 als Referenz dient, werden bei diesem Material nur 100 % Belegungen verwendet. Mittels Zugprüfung und Thermisch-Mechanischer-Analyse (TMA) werden die für die Verzugsanalyse (vgl. Kapitel 2.4) notwendigen Materialparameter bestimmt. Damit wird auch geprüft, ob die Größe des Werkzeugs einen Einfluss auf die sich einstellenden mechanischen und thermischen Eigenschaften hat, auf die *Orgeas* [7] hinweist. Daher werden für HUP-REC und AMC8590 zwei unterschiedlich große Platten hergestellt und die Materialkennwerte bestimmt (vgl. Kapitel 3.3.2). Damit wird ebenfalls überprüft, ob Plattendicke und Entnahmeort der Proben für die Zugversuche keinen signifikanten Einfluss auf den E-Modul haben, wie es *Piry* [21] für G-SMC festgestellt hat.

Wie im vorherigen Kapitel aufgezeigt, ist eine wesentliche Herausforderung die Bestimmung der Faserorientierungsverteilung für C-SMC. Aufgrund der Einfachheit und der zerstörungsfreien Prüfung wird das System von Suragus GmbH gewählt (vgl. Kapitel 2.6.2). Aus der Messung werden Hauptorientierungsvektoren und deren Betrag (Anisotropie) geliefert. Da für die maximale Anisotropie a priori kein oberer Grenzwert festgelegt werden kann und dieser vom verwendeten

Tabelle 3.2: Übersicht der verwendeten Untersuchungsmethoden für die drei C-SMC Materialien (✓: durchgeführt / ✗: nicht durchgeführt)

Untersuchungsmethode	AMC8590- 126-76-8	HUP REC CF 70/40	AMC8595- 126-76-75
Ronde offen ($d_{press} = 350 \text{ mm}$)	✓	✓	✗
Ronde offen ($100 \times 100 \text{ mm}^2$)	✓	✓	✗
mit Rastermethode	✓	✓	✗
Platte geschlossen ($250 \times 120 \text{ mm}^2$)	✓	✓	✗
mit Rastermethode	✓	✓	✗
Platte geschlossen ($500 \times 340 \text{ mm}^2$)	✓	✓	✓
mit Rastermethode	✓	✓	✗
Platte geschlossen ($696 \times 250 \text{ mm}^2$)	✗	✓	✗
Zugversuch	✓	✓	✓
Thermisch-Mechanische-Analyse (TMA)	✓	✓	✓
Wirbelstromverfahren	✓	✓	✓

Materialsystem abhängt [173], muss das System zunächst für C-SMC kalibriert werden. Hierfür wird wieder AMC8595 als Referenz verwendet, da hierbei bereits eine maximale Anisotropie (UD-Zustand) vorliegt. Anschließend wird anhand der eindimensionalen Fließversuche für AMC 8590 und HUP-REC ein analytischer Zusammenhang zwischen dem Belegungsgrad, d.h. der makroskopischen Deformation, und der Anisotropie ermittelt. Darauf wird in Kapitel 3.2.6 im Detail eingegangen.

3.2.1 Pressrheometer: Ronde (offen)

Alle Versuche wurden auf einer hydraulischen 8000 kN Presse mit vier Parallelhaltezyllindern der Firma Dieffenbacher GmbH & Co./Eppingen (Typ PHP 800/650) am Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) durchgeführt (vgl. Abbildung 3.2 a)). Das Unterwerkzeug des Pressrheometers ist mit sechs Drucksensoren der Firma Kistler (Typ 6157BA) ausgestattet (vgl. Abbildung 3.2 d)). Die Aufzeichnung des Weges erfolgt über zwei gegenüberliegende, inkrementelle Wegsensoren. Die Korrektur des Weges aufgrund der Werkzeugverformung erfolgt durch einen Leerhub mit der Maximalkraft bei der ein analytischer Zusammenhang zwischen Werkzeugverformung und Presskraft ermittelt wird (vgl. Abbildung A.1). Weiterhin wird das Eigengewicht (75 kN) des Pressbären und Werkzeugs bei der Kraftaufzeichnung herausgerechnet. Bei allen Versuchen wurde das Material nicht vorkompaktiert und der Versuch wurde unmittelbar nach Einlage des Materials gestartet. Damit sollen die industriellen Rahmenbedingungen erzeugt werden. Es werden zwei Versuchskonfigurationen durchgeführt.

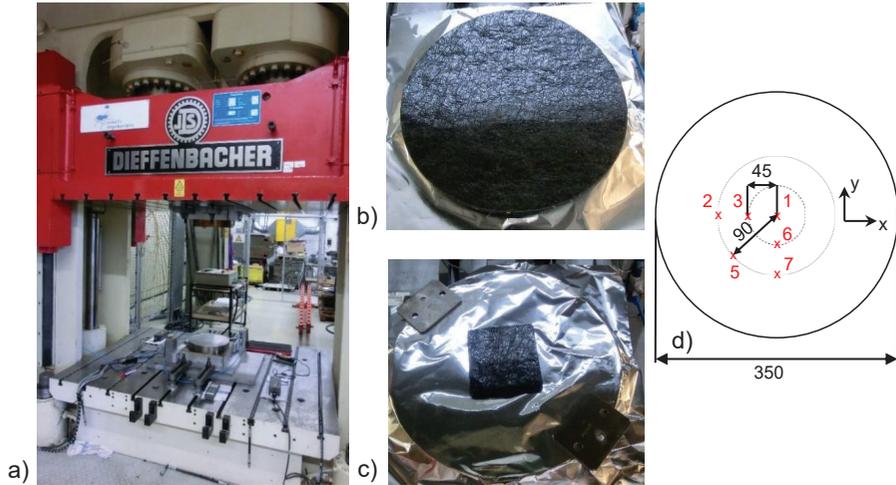


Abbildung 3.2: Pressrheometer Ronde (offen) mit a) 8000 kN Dieffenbacher Presse b) Konfiguration 1: Kreisuzschnitt (350 mm) c) Konfiguration 2: Rechteckzuzschnitt (100x100 mm²) und d) Drucksensorpositionen im Unterwerkzeug

Die Konfiguration 1 ist in Abbildung 3.2 b) dargestellt. Alle Versuche werden verschiebungsgesteuert, mit einem Umschalten auf Kraftsteuerung bei Erreichen einer Kraft von 4500 kN, durchgeführt. Die Einzelstackabmessungen betragen $d_{Stack} = 344$ mm. Um den Einfluss der Stackdicke zu beurteilen wurden je Material zwei verschiedene Lagenanzahlen verwendet. Dabei wurden diese so gewählt, dass das Stackpaket für AMC8590 bei drei bzw. sechs Lagen die gleiche Höhe hat wie HUP-REC bei vier bzw. acht Lagen. Die restlichen Variationsparameter sind in Tabelle 3.3 zusammengefasst. Der vollständige Versuchsplan ist in Tabelle A.1 dargestellt. Ziel dieser Konfiguration ist es bei konstanter Querschnittsfläche die Presskräfte über die Schließdistanz zu ermitteln. Damit lassen sich Materialmodelle einfacher kalibrieren (vgl. Kapitel 2.6.1).

Die Konfiguration 2 ist in Abbildung 3.2 c) gezeigt. Das obere Bild zeigt die Einlage der Stacks vor dem Versuch auf Aluminiumfolien, die Werkzeugverunreinigungen verhindern sollen ohne den Versuch zu beeinflussen [161]. Dabei kann das Material vollständig verpresst, oder das Werkzeug in einer bestimmten Position zum Stehen gebracht werden. Zur Erzeugung sogenannter Short-Shots (Teilschließung des Werkzeugs) werden Distanzplatten verwendet. Ziel dieser Konfiguration ist die Ausbildung der Fließfront für C-SMC zu charakterisieren, die lokalen Fließdehnungen im Inneren mit der *Rastermethode* [191] zu bestimmen und den Pressen- bzw. Druckverlauf über die Schließhöhe aufzuzeichnen. Die Variationsparameter sind in Tabelle 3.4 zusammengefasst. Wie bei *Kotsikos* [42] wurden drei Versuche pro Schließgeschwindigkeit durchgeführt. Die Abmessungen der Einzelstacks betragen 100x100 mm² und befinden sich im Rahmen der zulässigen Abmessungen gemäß *LeCorre* [164]. Der vollständige Versuchsplan ist in Tabelle A.2 und A.3 dargestellt.

Tabelle 3.3: Versuchsparameter für Konfiguration 1 des Pressrheometer Ronde (offen)

Parameter	Wert
Schließgeschwindigkeit [mm/s]	0,5; 1,5; 3,0
Schließposition [mm]	0 (verpresst)
Lagenanzahl	HUP-REC [4; 8], AMC8590 [3; 6]
Werkzeugtemperatur [°C]	145
Halbzeugtemperatur [°C]	20
Presskraft [kN]	4500
Modus	verschiebungsgesteuert
Wiederholungen	3

Tabelle 3.4: Versuchsparameter für Konfiguration 2 des Pressrheometer Ronde (offen)

Parameter	Wert
Schließgeschwindigkeit [mm/s]	0,5; 3,0
Schließposition [mm]	HUP-REC [3; 4; 5], AMC8590 [3; 5; 6; 8]
Lagenanzahl	HUP-REC [4; 8], AMC8590 [3; 6]
Werkzeugtemperatur [°C]	145
Halbzeugtemperatur [°C]	20
Presskraft [kN]	4500, 100
Modus	verschiebungsgesteuert, kraftgesteuert
Wiederholungen	3

3.2.2 Pressrheometer: Platte (geschlossen)

Da für eindimensionale Fließversuche keine einheitliche Vorschrift existiert, werden diese analog zu der Vorgehensweise der in Tabelle 2.7 zitierten Literatur für G-SMC durchgeführt. Die verwendeten Werkzeuge bzw. Plattenabmessungen und die dazugehörigen Belegungsgrade mit Schließgeschwindigkeiten sind in Tabelle 3.5 dargestellt. Bei allen Versuchen wurden die Stacks einseitig belegt. Weitere Details zu den Werkzeugen und dem genauen Versuchsablauf finden sich in den angegebenen Quellen, aus denen die Daten und Inhalte für diese Arbeit verwendet wurden.

Primäres Ziel der Versuche ist es, einen analytischen Zusammenhang zwischen dem Belegungsgrad (makroskopische Deformation) und den mechanischen bzw. thermischen Kennwerten herzustellen. Sekundäres Ziel ist die Bestimmung der lokalen Fließdehnung mit der *Rastermethode* [191], um die Fließphänomene der Materialien zu untersuchen, auf die im vorherigen Kapitel hingewiesen wurde. Bei AMC8595 werden nur 100 % Belegungen verwendet, um damit eine Kalibrierung der Wirbelstrommessung (vgl. Kapitel 3.3.3) vorzunehmen.

In Abbildung 3.3 a) ist beispielhaft das Plattenwerkzeug 500 x 340 mm² mit einer 60 % Belegung

Tabelle 3.5: Verwendete Plattenwerkzeuge für eindimensionales Fließen und die dazugehörigen C-SMC-Materialien mit Belegungsgraden (SG = Schließgeschwindigkeit)

Plattenfläche	Belegungen	SG	Material	Details
500x340 mm ²	100 %, 66,6 %, 40 %, 20 %	4 mm/s	AMC8590	[192]
500x340 mm ²	100 %	2 mm/s	AMC8595	[193]
500x340 mm ²	100 %, 60 %, 38 %	3 mm/s	HUP-REC	
696x250 mm ²	100 %, 80 %, 50 %, 33 %	1,5 mm/s	HUP-REC	[193]
250x120 mm ²	100 %, 50 %, 48 %, 32 %	1 mm/s	HUP-REC, AMC8590	[191]

für HUP-REC gezeigt. Daneben ist in Abbildung 3.3 b) die Belegung für AMC8590 dargestellt, die von *Reiß* [192, 194] und *Vosgerau* [195] verwendet wurde.

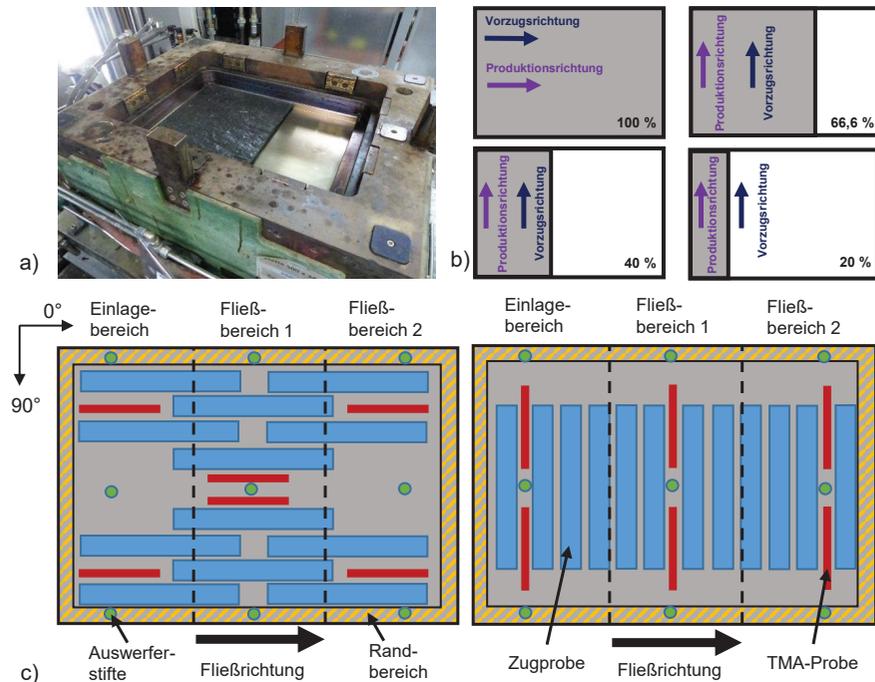


Abbildung 3.3: Pressheometerversuch für eindimensionales Fließen am Beispiel des verwendeten 500x340 mm² Werkzeugs mit a) Unterwerkzeug b) Belegungsschemen 100 %, 66 %, 40 % und 20 % und c) Probeentnahmeschemen in 0°- und 90°-Richtung für Zugversuch (blau) und Thermisch-Mechanische-Analyse (rot) nach [193]

Darunter sind die Probenentnahmepläne für die Zugversuche (vgl. Kapitel 3.2.4) und Thermisch-Mechanische-Analyse (TMA) (vgl. Kapitel 3.2.5) dargestellt.

3.2.3 Punktrastermethode

Um die Fließbewegung von AMC8590 und HUP-REC zu quantifizieren, wird im Rahmen dieser Arbeit die von *Rohrmeier* [191] entwickelte Punktrastermethode verwendet. Die grundlegende Idee der Methode stammt aus der Blechumformung bzw. Drapierung von Gelegeaufbauten, wo damit lokal auftretende Dehnungen validiert werden. Die Anwendbarkeit einer solchen Vorgehensweise für fließfähiges SMC wurde auch durch *Corbridge et al.* [196] gezeigt. Die wichtigsten Schritte der Methode sind in Abbildung 3.4 dargestellt, die im Folgenden kurz erläutert werden:

1. Rasterauftrag: Es wird ein gleichmäßiges Punktmuster auf eine Lage aufgebracht. Dazu können speziell gefertigte Lochbleche oder Schraubstempelvorrichtungen verwendet werden. Das Punktmuster kann aus pulverförmigem, flüssigem oder festem Kontrastmittel bestehen, bei dem der Dichteunterschied zu C-SMC mindestens $1,5 \text{ g cm}^{-3}$ beträgt [191]. Als zielführend haben sich zwei Möglichkeiten bewährt. Die erste Möglichkeit sind feste, kleine Bleikugeln [195], die in ein Lochblech eingelegt werden. Die zweite Möglichkeit sind pigmenthaltige Farben, die mit Stempelvorrichtungen oder Pinsel aufgetragen werden [191]. Beide Varianten wurden im Rahmen dieser Arbeit verwendet.
2. Fließexperiment: Die dotierten Lagen werden in die Mitte eines Stackpakets gelegt und im eindimensionalen (vgl. Abbildung 3.3 a)) oder zweidimensionalen (vgl. Abbildung 3.2 b)) Fließversuch verpresst.
3. Röntgenbild: Die Röntgenbilder werden für alle Versuche mit der Anlage der Firma General Electric (Typ: phoenix v|tome|x L240) erstellt. Die ausgehärteten Platten oder Short-Shots werden mittels eines Maschinenschraubstocks auf der Aufspannvorrichtung fixiert und durchstrahlt.
4. Bildbearbeitung: Um die Punkte nach der Aufnahme eindeutig zu extrahieren und für die Bildauswertung in MATLAB zu verwenden, wird ein schwarz-weiß Bild benötigt. Dazu werden die Punkte manuell im Röntgenbild mit roter Farbe markiert und mit Hilfe eines Schwellwertreglers auf ein schwarz-weiß Bild geändert. Dafür wird das Bildbearbeitungsprogramm GIMP verwendet [191].
5. Berechnung: Durch die Kenntnis des ursprünglichen (Anfangsplatzierung \mathbf{X}) und des deformierten Rasters (Momentanplatzierung \mathbf{x}) wird der Deformationsgradient \mathbf{F} berechnet. Dieser Gradient lässt sich polar in den Rotationstensor \mathbf{R} und den Strecktensor \mathbf{U} zerlegen, gemäß $\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U}$. Anschließend wird der Strecktensor \mathbf{U} spektral in die Eigenwerte Λ_α und Eigenvektoren \mathbf{N}_α zerlegt und diese für jedes FE-Element dargestellt.
6. Visualisierung: Die Elemente und ihre Hauptdehnungen werden als Input File für das kommerzielle FE-Programm ABAQUS erzeugt und können somit in jedem FE-Preprocessor angezeigt werden.

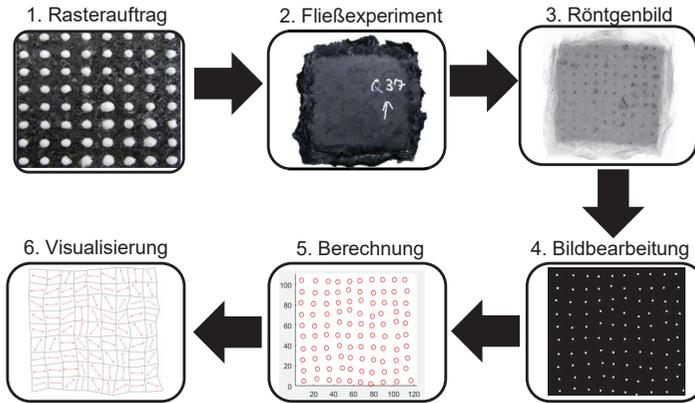


Abbildung 3.4: Quantifizierung der lokalen Fließbewegung durch Rastermethode nach [191]

3.2.4 Zugversuch

Die Zugversuche wurden für alle Materialien gemäß DIN EN ISO 527-1 [197] und DIN EN ISO 527-4 [198] durchgeführt. Die Probekörper wurden zur Bestimmung von E_1 und E_2 für alle Materialien mittels Wasserstrahlbeschnitt in 0° - und 90° -Richtung aus den in Kapitel 3.2.2 aufgeführten Platten entnommen (vgl. Abbildung 3.3 c)). Für AMC8595 wurden zusätzlich zur Bestimmung des Schubmoduls G_{12} gemäß DIN EN ISO 14129 [199] Proben in 45° -Richtung entnommen [193]. Die Probekörperabmessungen variierten je nach Plattenabmessungen aus Tabelle 3.5 und sind in Tabelle 3.6 zusammengefasst. Details zu dem Versuchsablauf finden sich in den angegebenen Quellen. Für die Plattenabmessungen $500 \times 340 \text{ mm}^2$ wurden für AMC8590 in 0° - und 90° -Richtung

Tabelle 3.6: Verwendete Probekörperabmessungen für quasi-statischen Zugversuch in Abhängigkeit der verwendeten Platten und die dazugehörigen C-SMC-Materialien (PG = Prüfgeschwindigkeit)

Plattenfläche	Probekörpermaße	PG	Material	Details
$500 \times 340 \text{ mm}^2$	$240 \times 25 \times 3,5 \text{ mm}^3$	5 mm/min	AMC8590	[192]
$500 \times 340 \text{ mm}^2$	$200 \times 25 \times 3,7-4,4 \text{ mm}^3$	2 mm/min	AMC8595	[193]
$696 \times 250 \text{ mm}^2$	$200 \times 25 \times 2-3 \text{ mm}^3$	2 mm/min	HUP- REC	[193]
$250 \times 120 \text{ mm}^2$	$120 \times 15 \times 2-3 \text{ mm}^3$	2 mm/min	HUP-REC, AMC8590	[191]

für jedes Einlegeschema zwischen 48 und 60 Proben geprüft [192]. Grund für diese hohe Anzahl an Proben war die Untersuchung der Variation der Werte für die drei Bereiche aus Abbildung 3.3 c). Dabei konnte in [192] festgestellt werden, dass keine signifikanten Abweichungen in den mechanischen Eigenschaften zu erkennen sind. Daher wurde für die anderen Plattenabmessungen

die Versuchszahl für jede Richtung deutlich reduziert. Für AMC8595 wurden zwischen vier und sechs Proben für die 0°- und 90°-Richtung und sechs Proben in 45°-Richtung verwendet [193]. Für die Plattenabmessungen 696 x 250 mm² wurden in 0°- und 90°-Richtung für jedes Einlegeschema zwischen neun und 24 Proben geprüft [193]. Für die Plattenabmessungen 250 x 120 mm² konnten in 0°- und 90° Richtung jeweils nur drei Proben für jedes Einlegeschema geprüft werden [191].

Die Prüfungen erfolgten auf zwei 100 kN-Universalzugprüfmaschinen der Firma Zwick und Firma Instron. Letztere ist mit einem Videoextensometer ausgestattet, das eine optische Bestimmung der Längs- und Querdehnung der Probe erlaubt (vgl. Abbildung 3.5). Die freie Messlänge L_0 betrug einheitlich 50 mm. Aufgrund der hohen Zugfestigkeiten bei AMC8595 wurden die Proben zu Beginn mit Aufleimern versehen. Dies sollte eine ausreichende Kraftübertragung gewährleisten und ein Durchrutschen der Probe verhindern. Die Bestimmung des E-Moduls E erfolgt gemäß

$$E = \frac{\sigma_{l,2} - \sigma_{l,1}}{\varepsilon_{l,2} - \varepsilon_{l,1}}, \quad \varepsilon_{l,1} = 0,0005 \quad \text{und} \quad \varepsilon_{l,2} = 0,0025, \quad (3.1)$$

wobei $\sigma_{l,1}$ bzw. $\sigma_{l,2}$ die Spannung in Zugrichtung bei $\varepsilon_{l,1}$ bzw. $\varepsilon_{l,2}$ ist. Die Bestimmung der Querkontraktion ν_{lq} erfolgt gemäß

$$\nu_{lq} = -\frac{\varepsilon_{q,2} - \varepsilon_{q,1}}{\varepsilon_{l,2} - \varepsilon_{l,1}} = \frac{\Delta\varepsilon_2}{\Delta\varepsilon_1}, \quad \varepsilon_{l,1} = 0,0005 \quad \text{und} \quad \varepsilon_{l,2} = 0,0025 \quad (3.2)$$

mit $\Delta\varepsilon_1$ bzw. $\Delta\varepsilon_2$ als Differenz der Längs- bzw. Querdehnung. Das Schubmodul G_{lq} wird aus

$$G_{lq} = \frac{\tau_{lq,2} - \tau_{lq,1}}{\gamma_{lq,2} - \gamma_{lq,1}}, \quad \tau_{lq} = \frac{F_Z}{2A_Q} \quad \gamma_{lq,2} = 0,0005 \quad \text{und} \quad \gamma_{lq,1} = 0,0001 \quad (3.3)$$

bestimmt. Dabei sind F_Z die ermittelte Zugkraft, A_Q die Probenquerschnittsfläche, $\tau_{lq,2}$ bzw. $\tau_{lq,1}$ die Schubspannung bei einer Schubverformung von $\gamma_{lq,2}$ bzw. $\gamma_{lq,1}$.



Abbildung 3.5: Ermittlung der Längs- und Querdehnung auf einer Universalprüfmaschine der Firma Instron GmbH mit Videoextensometer: Punktmarker auf Zugstab (links), Messung des Abstandes der Punkte mittels Instron-Software (rechts) nach [193]

3.2.5 Thermisch-Mechanische-Analyse (TMA)

Die Bestimmung der thermischen Längenausdehnungskoeffizienten (LAK) erfolgte für alle Materialien mittels Thermisch-Mechanischer-Analyse (TMA) gemäß ISO 11359-1 [200] und ISO 11359-2 [201]. Die Probekörper wurden analog zu den Zugversuchen für die Platten aus Kapitel 3.2.2 per Wasserstrahlbeschnitt in 0°- und 90°-Richtung entnommen (vgl. Abbildung 3.3 c)). Das Ziel war hierbei die Bestimmung der LAK-Werte α_{11} und α_{22} in 0° und 90° zur Fließrichtung. Die Länge der Probekörper betrug für alle Materialien einheitlich 100 mm und je nach Probendicke variierte die Breite zwischen 7,0 und 7,8 mm [193]. Grund hierfür ist der Durchmesser des äußeren Quarzrohres von 8,5 mm aus Abbildung 3.6.

Die Anzahl der Proben variierte je nach Plattenabmessungen aus Tabelle 3.5. Für die Plattenabmessungen 250 x 120 mm² wurden in 0°- und 90°-Richtung für jedes Einlegeschema jeweils zwei Proben geprüft. Für die Plattenabmessungen 500 x 340 mm² wurden für AMC8590 in 0°- und 90°-Richtung für jedes Einlegeschema zwischen 24 und 30 Proben [192] und für AMC8595 zwischen drei und vier Proben geprüft. Für die Plattengröße 696 x 250 mm² wurden in 0°- und 90°-Richtung für jedes Einlegeschema neun Proben geprüft.

Die Messungen erfolgten auf dem in Abbildung 3.6 b) gezeigten dreifach Quarzrohrdilatometer der Firma Coesfeld. Für jede Probe wurden zwei Messdurchläufe mit einer Aufheizrate von 60 K/h durchgeführt, um die Nachschwundung zu kompensieren. Daher werden die Werte für den LAK nur für den zweiten Messdurchlauf betrachtet. Der Temperaturbereich für die Plattenabmessungen 250 x 120 mm² betrug 15°C–70°C und für alle anderen 15°C–150°C.

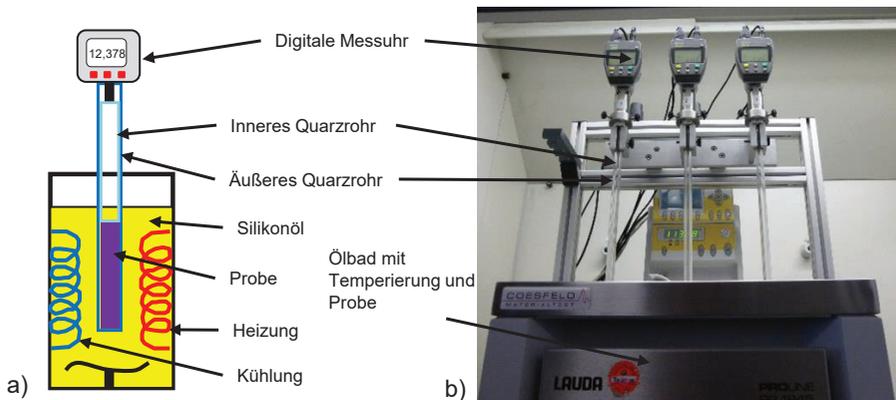


Abbildung 3.6: Bestimmung der thermischen Wärmeausdehnungskoeffizienten mit einem Quarzrohrdilatometer mit a) Schematische Darstellung des Messaufbaus und b) verwendete Versuchsapparatur mit drei identischen Messaufbauten nach [193]

Die Auswertung des LAK erfolgte einheitlich im Bereich von 20°C–50°C. Die Bestimmung des LAK erfolgt gemäß [200]

$$\alpha = \frac{\Delta l}{l_0 \Delta T} \quad (3.4)$$

mit der Längenänderung Δl der Probe in Bezug auf eine Ausgangslänge l_0 für einen definierten Temperaturbereich ΔT . Weitere Details zum Aufbau der Versuchsanordnung und der Durchführung werden in der zitierten Literatur [193, 202] gegeben.

3.2.6 Wirbelstromverfahren

Für die Messung der Faserorientierungen wird das Wirbelstromverfahren in Transmission verwendet (vgl. Abbildung 3.7 a)). Die Prüfobjekte werden auf einem Messtisch platziert und eine Sensorvorrichtung, bestehend aus Sender- und Empfängerspule, rastert diese nacheinander in vier Sensorpositionen ab (0°, 45°, 90°, 135° relativ zum Messkoordinatensystem). Dabei erzeugt der Sender ein elektromagnetisches Primärfeld, was aufgrund der Wirbelströme in der elektrisch leitenden Probe ein entgegengesetztes Sekundärfeld erzeugt. Beide Felder werden vom Empfänger registriert und die Phasenverschiebung (Impedanz) gemessen (vgl. Abbildung 3.7 b)). Durch entsprechende Auswertelgorithmen kann damit auf die lokale Faserorientierungsverteilung geschlossen werden.

Als Ausgabegrößen werden pro Pixel der Scanfläche der Hauptorientierungswinkel ϕ_H , bezogen auf den Messsprung, und der Anisotropiefaktor A_F ermittelt. Die Hauptorientierung kann in diesem Fall durch einen normierten Vektor dargestellt werden, wonach der Anisotropiefaktor den Betrag (Länge) dieses Vektors repräsentiert (vgl. Abbildung 3.7 c)). Beide Größen werden von Suragus in separaten ASCII-Dateien geliefert, wo pro Pixel der gemessenen Fläche (z.B. 0,5x0,5 mm²) jeweils ein skalarer Wert für Winkel bzw. Anisotropiefaktor steht. Analog zur Punktrastermethode aus Kapitel 3.2.3 ist es zweckmäßig diese Werte zur Visualisierung und Auswertung als FE-Berechnungsinput darzustellen. Zur Erzeugung des FE-Inputs wurde im Rahmen dieser Arbeit ein MATLAB-Programm entwickelt [205], das aus den ASCII-Dateien ein ABAQUS-Input File

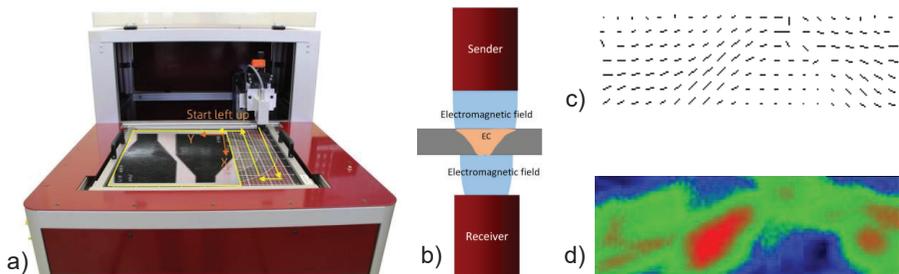


Abbildung 3.7: Wirbelstrommessverfahren in Transmission mit a) Messsystem EddyCus CF map 4040 BW und Proben [203] b) Funktionsprinzip [173] c) gewichtete Hauptorientierungsvektoren und d) Anisotropiefaktor [204]

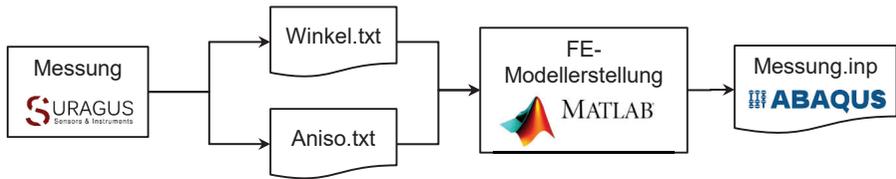


Abbildung 3.8: Workflow zur Erzeugung von FE-Daten aus Messergebnissen nach [205]

(.inp) erzeugt (vgl. Abbildung 3.8). Für jedes Pixel wird ein 4-knotiges Schalenelement generiert, sodass die gemessene Gesamtfläche reproduziert werden kann. Die Definition der Hauptorientierungswinkel pro Element erfolgt im *SHELL SECTION, COMPOSITE-Keyword mit den Winkeln pro Element als *DISTRIBUTION. Die Definition der Anisotropie erfolgt pro Element im Keyword *DLOAD. Ein Auszug solch einer Definition ist in Abbildung A.2 gezeigt. Dieser Aufbau kann später in jedem kommerziellen Preprocessor visualisiert und ausgewertet werden (vgl. Abbildung 3.19).

Die durchgeführten Wirbelstrommessungen sind in Tabelle 3.7 zusammengefasst. Die Messsysteme unterscheiden sich nur in ihrer Größe, nicht aber im Messprinzip, sodass die Messungen untereinander vergleichbar sind. Die Messung von AMC8595 hat zum Ziel den Maximalwert für den Anisotro-

Tabelle 3.7: Verwendete Plattenabmessungen und Messsystem

Plattenfläche	Belegung	Messsystem	Material	Details
500 x 340 mm ²	100 %	EddyCus map 5050 ISO	AMC8595	[206]
250 x 120 mm ²	100 %, 50 %, 48 %, 32 %	EddyCus map 4040 BW	AMC8590	[207]
250 x 120 mm ²	50 %, 48 %, 32 %	EddyCus map 4040 BW	HUP-REC	[207]
696 x 250 mm ²	33 %	EddyCus map 4040 BW	HUP-REC	[203]

piefaktor für C-SMC zu bestimmen und sicherzustellen, dass dieser unabhängig vom lokalen Faservolumengehalt und der relativen Ausrichtung der Probe auf dem Messtisch ist. Dazu wurden fünf Platten (500 x 340 mm²) unterschiedlicher Dicke (2,9 mm, 3,7 mm, 4,4 mm, 5,1 mm, 5,8 mm) für AMC8595 aus Tabelle 3.5 verwendet. Diese wurden mittig auf dem Messtisch positioniert und um drei verschiedene Winkel zum Messkoordinatensystem bzw. Sensorkopf (0° = Sensorausrichtung, 22,5°, 67,5°) gedreht. Damit ergibt sich eine konstante Messfläche (250 x 250 mm²) jeder Platte, die aber unter drei unterschiedlichen Ausrichtungen zum Sensorkopf gemessen wird. Diese Vorgehensweise ist in Abbildung A.3 veranschaulicht. Der genaue Messplan ist in Tabelle A.4 gezeigt.

Mit den Plattenmessungen an HUP-REC und AMC8590 wird zunächst die Korrelation zwischen dem Anisotropiefaktor und dem E-Modul bzw. LAK untersucht. Dazu wird der Korrelationskoeffizient r_{BPK} nach Bravais-Pearson [208]

$$r_{BPK} = \frac{\sum ((q_i - \bar{q})(s_i - \bar{s}))}{\sqrt{\sum (q_i - \bar{q})^2 \sum (s_i - \bar{s})^2}} \quad (3.5)$$

herangezogen, der als Maß des linearen Zusammenhangs zwischen zwei intervallskalierten Variablen q und s verwendet wird [208]. Dabei sind q_i und s_i die einzelnen Punkte der Datenreihen, während \bar{q} und \bar{s} jeweils das arithmetische Mittel der jeweiligen Datenreihen symbolisieren. Der Koeffizient r_{BPK} kann Werte zwischen -1 (negative Korrelation) und 1 (positive Korrelation) annehmen.

3.3 Ergebnisse

Im folgenden Abschnitt werden zunächst die Ergebnisse der Pressrheometerversuche für HUP-REC und AMC8590 gezeigt und erläutert. Im Vordergrund stehen dabei das Kompressionsverhalten, die Fließfrontausbildung und die dabei auftretenden, lokalen Fließdehnungen. Anschließend wird die Fließdehnung (Belegungsgrad) mit E-Modul und LAK in Verbindung gebracht. Darauf aufbauend wird ein Zusammenhang zwischen dem Anisotropiefaktor und E-Modul bzw. LAK hergeleitet.

3.3.1 Charakterisierung der Rheologie und des lokalen Fließverhaltens

In Abbildung 3.9 sind die Presskraftverläufe über den Plattenabstand im Pressrheometer (offen) der Konfiguration 1 (vgl. Kapitel 3.2.1) bei drei unterschiedlichen Schließgeschwindigkeiten \dot{h} (0,5 mm/s, 1,5 mm/s, 3 mm/s) für HUP-REC und AMC8590 gezeigt. Beide Diagramme sind von rechts nach links zu lesen, da die Schließdistanz der Werkzeughälften abnimmt. Jede Kurve stellt eine Mittelung aus drei Einzelversuchen mit den empirischen Standardabweichungen dar.

Es ist zunächst deutlich zu erkennen, dass sich die Form der Kurven für AMC8590 und HUP-REC stark unterscheiden. Für HUP-REC tritt bei gleicher Lagenanzahl und unabhängig von der Schließgeschwindigkeit (Dehnrates) ungefähr an der selben Schließposition (3,5 und 7 mm) ein ausgeprägtes, lokales Kraftmaximum auf. Bis zu diesem Kraftmaximum wurde kein Materialausfluss beobachtet, d.h. es fand eine reine Kompression des Materials statt. Die Höhe des Kraftmaximums ist nahezu unabhängig von der Lagenanzahl bei gleicher Geschwindigkeit. Bei abnehmender Schließdistanz nimmt die Presskraft ab. Der Kraftabfall ist umso größer, je größer die Schließgeschwindigkeit ist. Gegen Ende der Kompression tritt in allen Fällen ein starker Kraftanstieg auf. Die Streuung der Ergebnisse ist gering und nimmt zum Ende der Kompression zu.

Bei AMC-8590 tritt für alle Fälle ein kontinuierlicher Kraftanstieg bei abnehmender Schließdistanz auf. Bei sechs Lagen sind für $\dot{h} = 3$ mm/s und $\dot{h} = 1,5$ mm/s sogar Kraftplateaus (konstante Kraft) erkennbar. Weiterhin wurde für alle Fälle ein Herausfließen des Materials kurz nach Erstkontakt mit dem Werkzeug beobachtet (vgl. auch [209]). Wie bei HUP-REC ist die Streuung gering und nimmt zum Ende der Kompression zu.

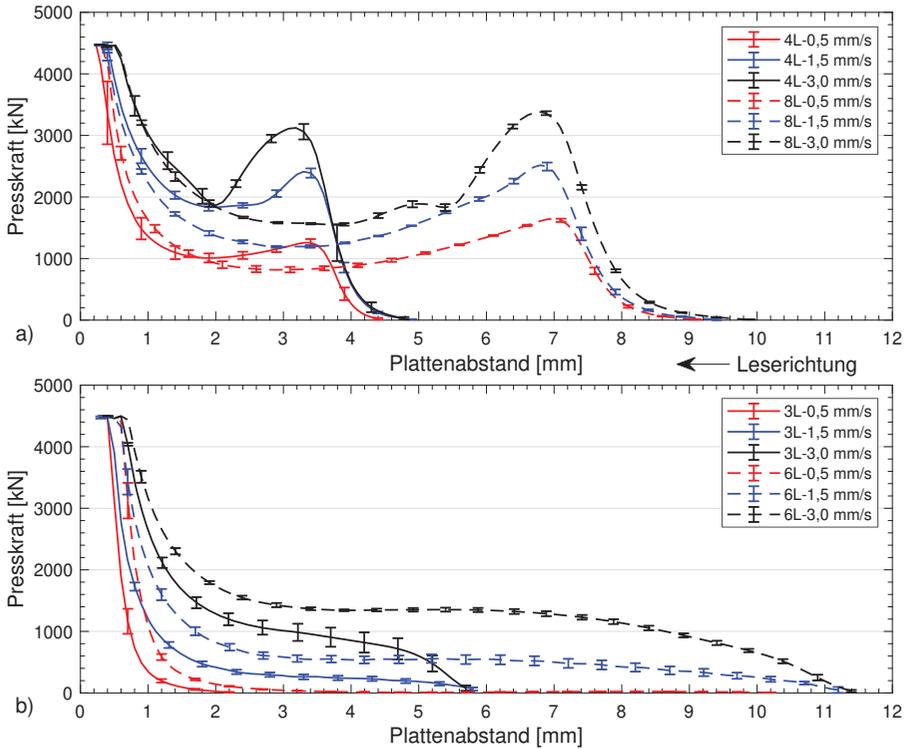


Abbildung 3.9: Pressrheometer Konfiguration 1 aus Abbildung 3.2 b): Kompaktierungsergebnis bei 0,5 mm/s, 1,5 mm/s und 3 mm/s für a) HUP-REC mit 4 und 8 Lagen Material und b) AMC8590 für 3 und 6 Lagen Material

In Abbildung 3.10 und Abbildung 3.11 sind die an den Drucksensoren bei $r = 45$ mm und $r = 90$ mm gemessenen Druckverläufe p_M und die aus den oberen Presskraftverläufen errechneten Druckkurven p_F für beide Materialien dargestellt. Für eine bessere Lesbarkeit sind die Standardabweichungen für p_F nicht dargestellt. Weiterhin stellen die Kurven für $p_M(r = 45)$ bzw. $p_M(r = 90)$ den arithmetischen Mittelwert der Kurven für Sensor 3 und 6 bzw. 2 und 7 dar (vgl. Abbildung 3.2 d)). Die Kurven für $p_M(r = 0)$ sind nicht dargestellt, da Sensor 1 während der Messreihe beschädigt wurde. Außerdem ist Sensor 5 für die Ermittlung von $p_M(r = 90)$ nicht berücksichtigt, da ein Kalibrierungsfehler vorlag.

Für HUP-REC ist zunächst zu beobachten, dass die Streuung der gemessenen Druckverläufe p_M bei $\dot{h} = 3$ mm/s höher ist als bei $\dot{h} = 0,5$ mm/s. Bei $\dot{h} = 0,5$ mm/s sind p_M und p_F nahezu identisch. Unter Berücksichtigung der Streuung ist für $n_L = 4$ und $\dot{h} = 0,5$ mm/s unter 1 mm Plattenabstand p_M immer höher als p_F . Bei $n_L = 8$ und $\dot{h} = 0,5$ mm/s tritt dies bei einem Plattenabstand unter 2 mm auf. Das gleiche Phänomen ist für $\dot{h} = 3$ mm/s zu beobachten. Der Unterschied zwischen

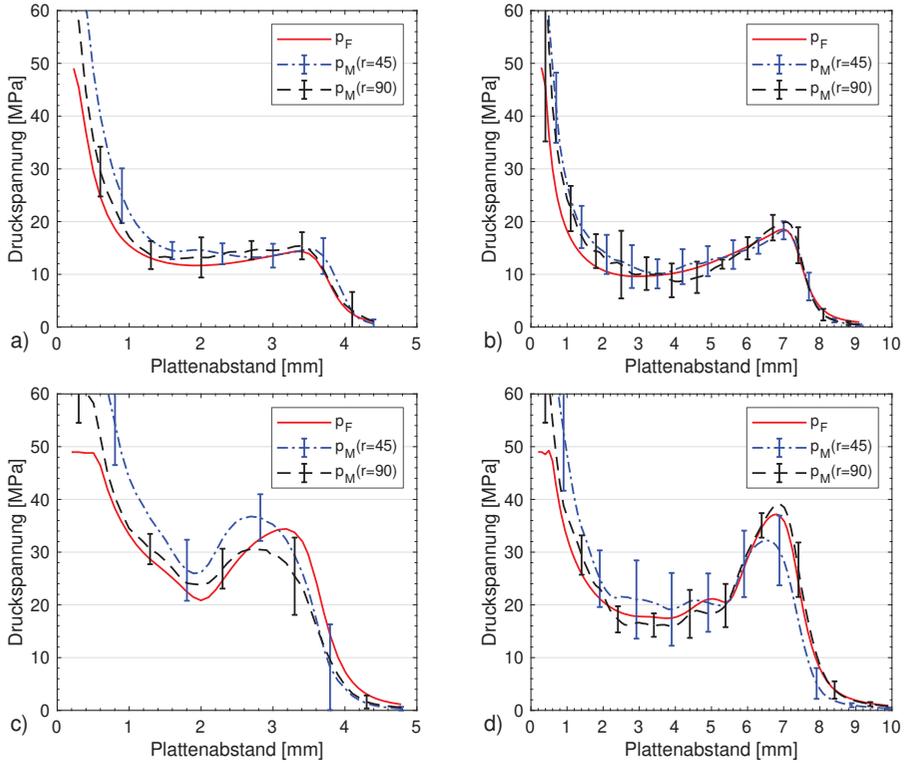


Abbildung 3.10: Pressrheometer Konfiguration 1 aus Abbildung 3.2 b): Vergleich des errechneten Druckverlaufs aus der gemessenen Kraft p_F mit den gemessenen Druckverläufen p_M an den Radien 45 mm (Sensor 3 und 6) und 90 mm (Sensor 2 und 7) aus Abbildung 3.2 d) für HUP-REC mit a) 0,5 mm/s, 4 Lagen b) 0,5 mm/s, 8 Lagen c) 3 mm/s, 4 Lagen und d) 3 mm/s, 8 Lagen

$p_M(r = 45)$ und $p_M(r = 90)$ nimmt mit abnehmendem Plattenabstand zu. Bei AMC8590 sind die gleichen Phänomene zu beobachten. Ein auffälliger Unterschied ist jedoch, dass bei $\dot{h} = 3$ mm/s bis ca. 2,5 mm Plattenabstand $p_M(r = 45)$ unter $p_M(r = 90)$ liegt.

Die Abbildung 3.12 zeigt für beide Materialien die mit der Konfiguration 2 aus Abbildung 3.2 c) für $\dot{h} = 0,5$ mm/s und $\dot{h} = 3$ mm/s erzeugten Short-Shots für abnehmende Plattenabstände. Damit wird die Evolution der Fließfront veranschaulicht. Das gestrichelte Viereck zeigt immer die Anfangsstackposition. Die Pfeile zeigen die Rollenrichtung. Die dotierten Linien geben den Mittelwert der Umrisse aus drei Fließfrontverläufen für den jeweiligen Short-Shot wieder. Besonders auffällig ist zunächst, dass sich im Falle des HUP-REC unabhängig von der Schließgeschwindigkeit die Fließfront bevorzugt in y-Richtung ausbreitet. Dabei sind Form und planare Ausdehnung der Fließfront für beide Geschwindigkeiten sehr ähnlich.

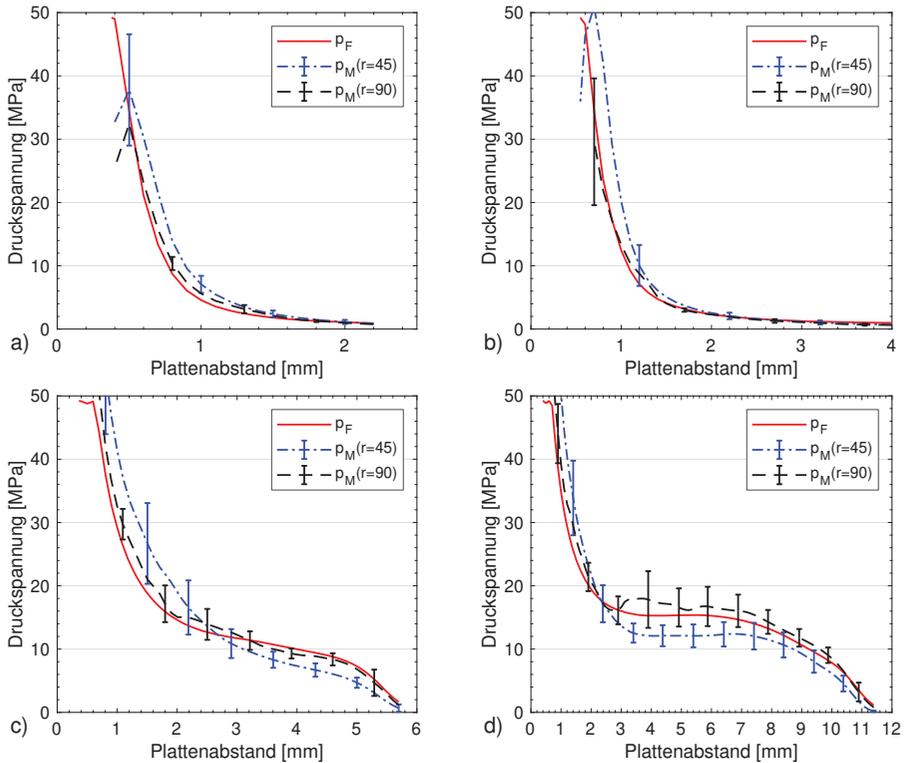


Abbildung 3.11: Konfiguration 1. Vergleich des errechneten Druckverlaufs aus der gemessenen Kraft p_F mit den gemessenen Druckverläufen p_M an den Radien 45 mm (Sensor 3 und 6) und 90 mm (Sensor 2 und 7) aus Abbildung 3.2 für AMC8590 mit a) 0,5 mm/s, 3 Lagen b) 0,5 mm/s, 6 Lagen c) 3 mm/s, 3 Lagen und d) 3 mm/s, 6 Lagen

Für AMC8590 tritt ebenfalls unabhängig von der Schließgeschwindigkeit ein sehr ähnlicher Fließfrontverlauf auf. Im Unterschied zum HUP-REC ist allerdings die Ausbreitung in x - und y -Richtung nahezu identisch. Idealisiert sieht es so aus, als würde das Anfangsviereck des Stacks in beide Richtungen gestreckt werden. Das ist insbesondere bei $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ deutlich zu erkennen, da die Fließfronten in x - und y -Richtung nahezu gerade bleiben.

Diese qualitativen Bilder werden durch die Kraft- und Temperaturverläufe über der Zeit für den Pressvorgang der $100 \times 100 \text{ mm}^2$ Stacks in Abbildung 3.13 ergänzt. In a) sind für HUP-REC jeweils zwei Pressvorgänge mit $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ und $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ dargestellt, bei denen acht Lagen (ca. 24 mm Dicke) vollständig verpresst wurden. Der gesamte Vorgang dauert für $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ ca. 10 Sekunden bzw. für $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ ca. 14 Sekunden nach Beginn der Aufzeichnung, d.h. ohne Berücksichtigung der Liegezeit des Materials vor Versuchsbeginn. Der eigentliche Umformvorgang

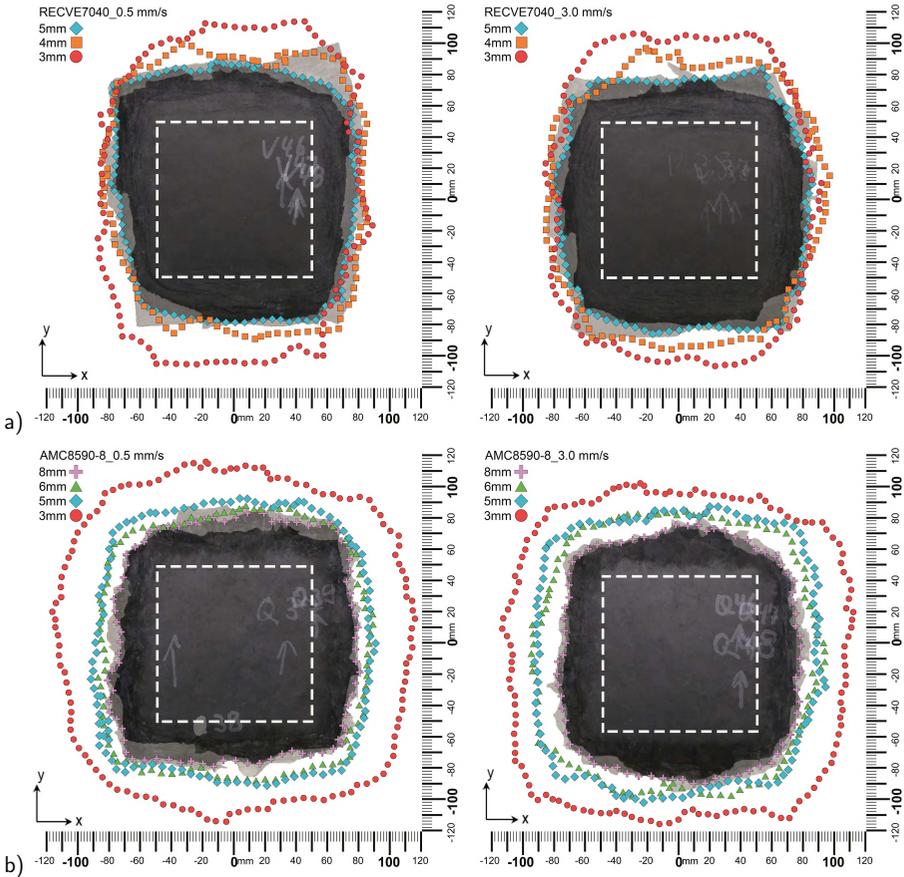


Abbildung 3.12: Mittelwertkurven für Short-Shots zur Visualisierung des Fließfrontverlaufs während dem Pressen mit 0,5 mm/s und 3 mm/s für a) HUP-REC für 5 mm, 4 mm, 3 mm und b) AMC8590 für 8 mm, 6 mm, 5 mm, 3 mm

des Materials ist in wenigen Sekunden abgeschlossen und ist im Diagramm eine nahezu vertikale Linie. Dort sind auch die Temperaturverläufe T1 und T2 von zwei Drahtthermoelementen zu finden, die jeweils zwischen erster und zweiter bzw. vierter und fünfter Lage mittig positioniert wurden. Es entsteht ein für SMC typischer Temperaturverlauf mit einem ausgeprägten kurzzeitigen Temperaturmaximum aufgrund der exothermen Reaktion [20,32]. Für diesen Versuch wurden acht Lagen mit $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ auf 3 mm Dicke verpresst, um die Thermolemente nicht zu beschädigen. Es zeigt sich, dass der Temperaturanstieg erst nach ca. 18 Sekunden erfolgt und sich gleichmäßig über die gesamte Dicke verteilt. Zu diesem Zeitpunkt ist der Pressvorgang für $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ bereits abgeschlossen, d.h. das Material wurde bei ca. 25°C verpresst.

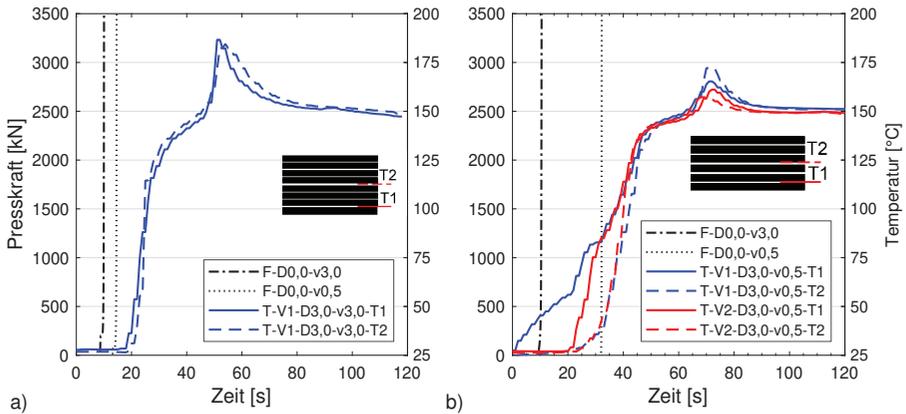


Abbildung 3.13: Zeitlicher Kraft- und Temperaturverlauf bei Konfiguration 2 aus Abbildung 3.2 c) mit Thermoelementen T1 und T2 für a) HUP-REC mit 8 Lagen und b) AMC8590 mit 6 Lagen

Ein ähnliches Bild zeigt sich in Abbildung 3.13 b) für AMC8590. In diesem Fall wurden sechs Lagen (ca. 14 mm Dicke) mit $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ und $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ verpresst. Der gesamte Vorgang dauerte bei $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ ca. 11 Sekunden bzw. bei $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ ca. 32 Sekunden nach Beginn der Aufzeichnung. Auch hier ist der eigentliche Umformvorgang innerhalb weniger Sekunden abgeschlossen. Der Ablauf der Temperaturmessung erfolgte analog zum HUP-REC, wobei zwei Versuche V1 und V2 mit $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ durchgeführt wurden. Die Versuche unterscheiden sich nur geringfügig in ihrem Schließprofil, wobei V1 nach Versuchsstart eine um ca. 9 Sekunden längere Liegezeit hatte. Daher steigt T1 bei V1 früher und gleichmäßiger an als bei V2. Nach ca. 30 Sekunden ist der Pressvorgang für den 3 mm Short-Shot abgeschlossen. Das Material hat beim Verpressen mit $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ im Kern ca. 37°C und in der Randlage ca. 85°C .

Im Unterschied zum HUP-REC zeigt sich für AMC8590 eine deutlich inhomogenere Erwärmung des Materials mit einem Temperaturunterschied von ca. 50°C am Ende der Umformung. Dies lässt sich durch die Mikrostruktur erklären, wonach AMC8590 durch den dichten Schichtaufbau (vgl. Abbildung 3.1) früher anfängt zu fließen als HUP-REC. HUP-REC hat durch seine Wirrfaserstruktur mehr Hohlräume und muss erst stark kompaktiert werden, bevor es anfängt zu fließen.

Ein weiteres quantitatives Ergebnis wird durch Auswertung der Fließbewegung im Inneren der Stacks durch Abbildung 3.14 geliefert. Es ist exemplarisch die Richtung der größten Deformation (1. Hauptdehnung ϵ_1^H) für zweidimensionales und eindimensionales Fließen für beide Materialien gezeigt, die mit der Punktrastermethode aus Kapitel 3.2.3 erzeugt wurde.

Auffällig in Abbildung 3.14 ist zunächst, dass beim 2D-Fließen für HUP-REC die Richtung der Pfeile mit der makroskopischen Fließrichtung übereinstimmt, die anhand der Short-Shots in Abbildung 3.12 zu erkennen sind. Beim AMC8590 ist zu beobachten, dass es im Falle des 2D-Fließens

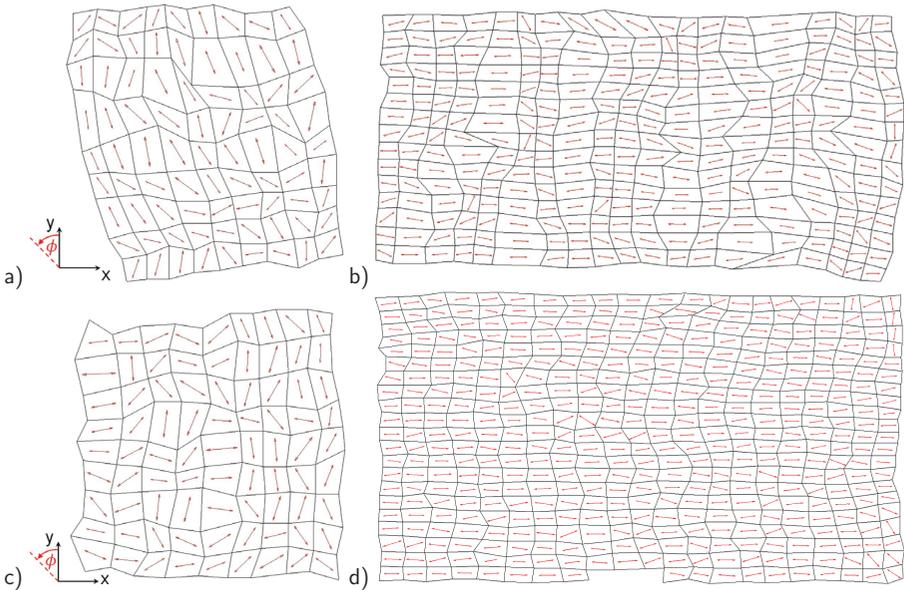


Abbildung 3.14: Verteilung der 1. Hauptdehnung im Pressrheometer Ronde (offen) - Konfiguration 2 und Pressrheometer Platte (geschlossen) für a) HUP-REC mit 3 mm Short-Shot b) HUP-REC mit 60 % Belegung c) AMC8590 mit 5 mm Short-Shot und d) AMC8590 mit 66,6 % Belegung

visuell keine klare Vorzugsrichtung des Fließens zu erkennen ist. Weiterhin zeigt sich beim HUP-REC für den 1D-Fluss ein inhomogeneres Fließverhalten aufgrund der lokal teilweise stark unterschiedlichen Elementverzerrung als beim AMC8590. Die Auswertung der 1. Hauptdehnung ε_1^H und deren Richtung ϕ_1^H für die Short-Shots aus Abbildung 3.12 zeigen Abbildung 3.15 und 3.16. Die Ergebnisse für die Platten $500 \times 340 \text{ mm}^2$ aus Tabelle 3.5 für beide Materialien sind in Abbildung 3.17 veranschaulicht. Mit n_p wird jeweils die Probenanzahl angegeben aus denen die Mittelwertkurven erzeugt wurden. Für alle Diagramme wird die gesamt auftretende Fließdehnung ε_f pro Element als technische Dehnung \mathbf{E} gemäß

$$\mathbf{E} = \mathbf{U} - \mathbf{I} \quad (3.6)$$

definiert mit dem Strecktensor \mathbf{U} und dem Einheitstensor \mathbf{I} . Dabei wird \mathbf{U} gemäß der spektralen Zerlegung [210] für den zweidimensionalen Fall zu

$$\mathbf{U} = \sum_{\alpha=1}^2 \Lambda_{\alpha} \mathbf{N}_{\alpha} \otimes \mathbf{N}_{\alpha}^T \quad (3.7)$$

mit den Eigenwerten Λ_{α} und Eigenvektoren \mathbf{N}_{α} . Die Richtung der 1. Hauptdehnung von ε_f ist für jedes Element in Abbildung 3.14 als skalarer Winkelwert ϕ_1^H mathematisch positiv gegenüber dem

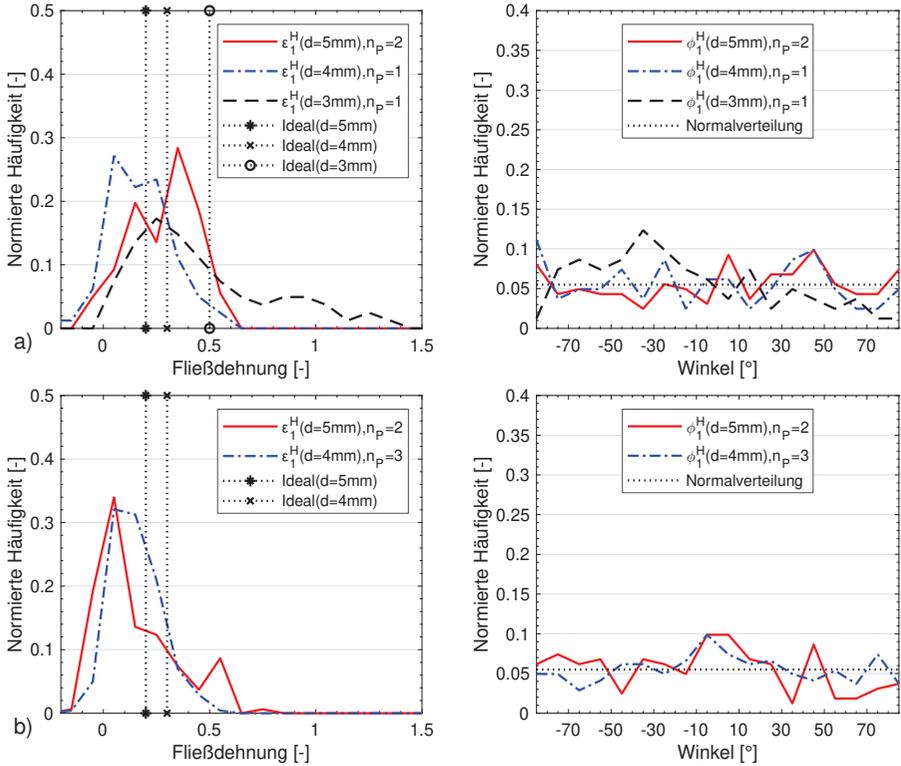


Abbildung 3.15: Ausbildung der 1. Hauptdehnung ε_1^H und ihrer Richtung ϕ_1^H bei HUP-REC für Short-Shots aus Abbildung 3.12 bei a) 3 mm/s und b) 0,5 mm/s (n_p = Probenanzahl)

gezeigten x-y-Koordinatensystem angegeben. Betrag und Richtung werden als normierte, relative Häufigkeit F_M nach

$$F_M = \sum_{i=1}^m f_i = \sum_{i=1}^m \frac{h_i}{n} = 1 \quad (3.8)$$

angegeben, wobei h_i die jeweilige Anzahl der Werte in der m -ten-Klasse angibt und n die Gesamtanzahl an ermittelten Werten, d.h. die Gesamtanzahl der FE-Elemente. Für ε_1^H ist $m = 40$ und für ϕ_1^H ist $m = 18$. Damit ist für ϕ_1^H im Fall einer Gauss'schen Normalverteilung die relative, normierte Häufigkeit $F_M = 0,055$. Weiterhin sind für jeden Zustand die „idealen“ Hauptdehnungen $\varepsilon_{1,id}^H$ angegeben, die ein vollständig homogener Körper mit den Abmessungen x_0, y_0, z_0 bei Volumenkonstanz erfahren würde. Diese Dehnung lässt sich aus der Kontinuitätsgleichung herleiten und ergibt für das 1D-Fließen ohne Deformation in y-Richtung ($\varepsilon_y = 0$)

$$\varepsilon_{1,id}^H = \varepsilon_x = \frac{100\%}{B} - 1 \quad (3.9)$$

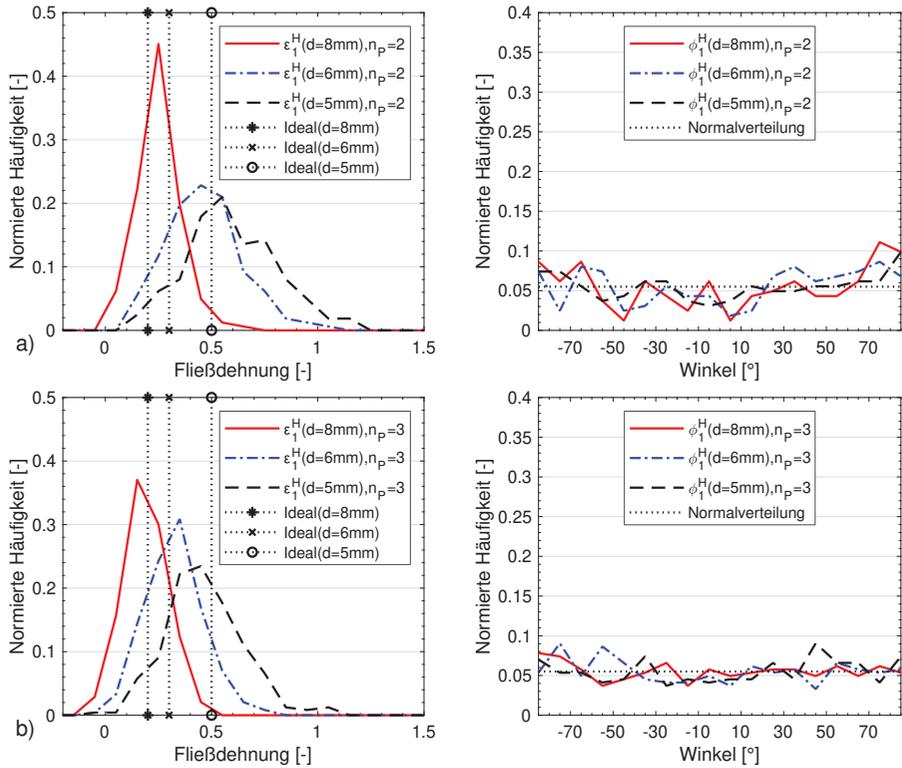


Abbildung 3.16: Auswertung der 1. Hauptdehnung ε_1^H und deren Richtung ϕ_1^H bei AMC8590 für Short-Shots aus Abbildung 3.12 bei a) 3 mm/s und b) 0,5 mm/s (n_P = Probenanzahl)

mit B dem prozentualen Belegungsgrad der Einlage im Werkzeug sowie den technischen Dehnungen $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ in x, y, z -Richtung. Für das ideale 2D-Fließen ergibt sich

$$\varepsilon_{1,id}^H = \varepsilon_x = \varepsilon_y = \sqrt{\frac{h_0}{h}} - 1 \quad (3.10)$$

mit h_0 als der Anfangshöhe der Einlage und h der jeweiligen Schließdistanz bzw. Dicke der Short-Shots. Beim Vergleich von ε_1^H für $\dot{h} = 0,5$ mm/s und $\dot{h} = 3$ mm/s für HUP-REC aus Abbildung 3.15 zeigt sich, dass zwischen 5 und 4 mm Plattenabstand keine wesentliche Zunahme der Dehnung erfolgt, da eine starke Überlappung der Häufigkeitsverteilungen vorliegt. Eine Änderung ist zwischen 4 und 3 mm sichtbar. Aufgrund der Verzerrung der Rasterpunkte bei $\dot{h} = 0,5$ mm/s für $d = 3$ mm konnte keine Auswertung durchgeführt werden. Die Maxima der Dehnungen liegen nicht an der Stelle eines vollständig homogenen Körpers.

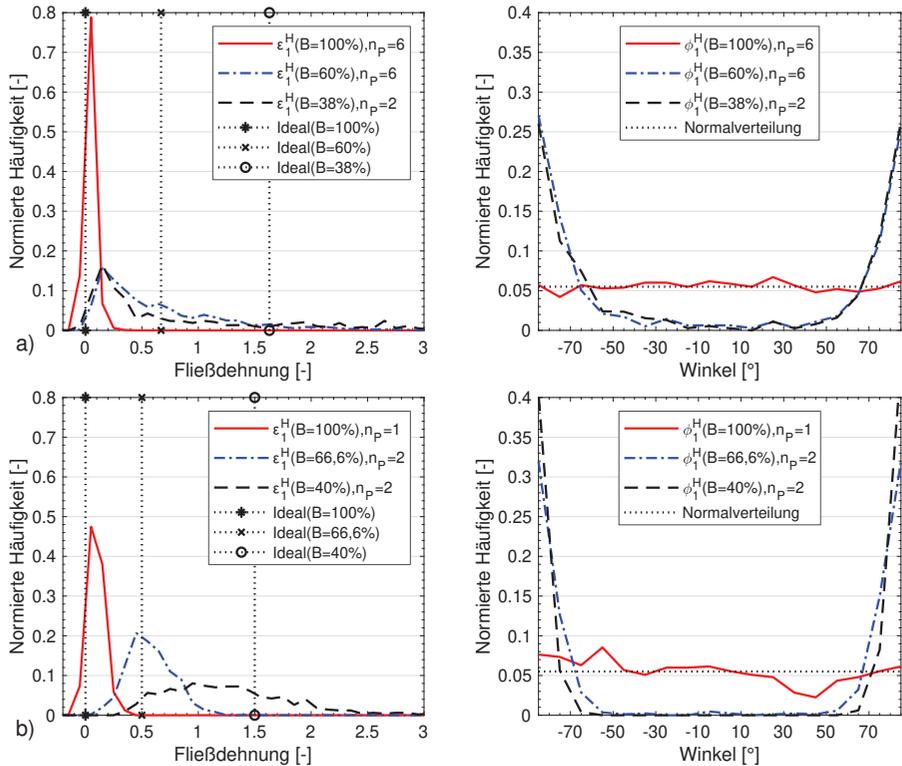


Abbildung 3.17: Ausbildung der 1. Hauptdehnung ε_1^H und ihrer Richtung ϕ_1^H im Plattenwerkzeug 500 x 340 mm für a) HUP-REC mit Einlegeschemen von 100 %, 60 %, 38 % und b) AMC8590 mit Einlegeschemen von 100 %, 66,6 %, 40 % (n_P = Probenanzahl)

Es kann festgestellt werden, dass sich die Verteilungskurven bei $\dot{h}=3$ mm/s hin zu größeren Fließdehnungen verschieben. Die Winkelverteilung für $\dot{h}=0,5$ mm/s weicht allerdings geringfügig von der Normalverteilung ab, d.h. es stellt sich keine bevorzugte Richtung ein. Bei $\dot{h}=3$ mm/s ist eine leichte Vorzugsorientierung in $\pm 45^\circ$ gegeben. Ein etwas anderes Bild ergibt sich für AMC8590 in Abbildung 3.16. Die Verteilungsmaxima liegen in der Nähe des Idealwertes. Es zeigt sich ebenfalls für $\dot{h}=3$ mm/s eine Verschiebung der Verteilungskurven nach rechts, d.h. zu größeren lokalen Fließdehnungen hin. Weiterhin ist für $\dot{h}=3$ mm/s eine leichte Ausprägung der 90° -Richtung zu sehen, die bei $\dot{h}=0,5$ mm/s nicht zu beobachten ist.

Für den eindimensionalen Fließversuch treten für beide Materialien dagegen eindeutige Orientierungsvorgänge auf, wie Abbildung 3.17 zeigt. Aufgrund der deutlich größeren Anzahl an FE-Elementen tritt eine Oszillation nicht mehr auf. Es ist weiterhin auffällig, dass für HUP-REC

zwischen der 60 % Belegung und 40 % Belegung weder in der Fließdehnung noch in den Winkelverteilungen ein wesentlicher Unterschied zu sehen ist. Dagegen verschiebt sich beim AMC8590 bei abnehmender Belegung die Verteilungskurve nach rechts zu größeren Fließdehnungen hin, wobei eine größere Streuung sichtbar wird. Die Verteilungsmaxima liegen bis auf die 40 % Belegung wieder in der Nähe der Idealwerte. Daneben sind weitere Winkeländerungen zwischen 60 % und 40 % zu sehen. Die 90°-Richtung (Fließrichtung) ist bei AMC8590 stärker ausgeprägt als bei HUP-REC.

3.3.2 Charakterisierung der mechanischen und thermischen Materialkennwerte

In Tabelle 3.8 sind die aus dem Zugversuch (vgl. Kapitel 3.2.4) und Dilatometer (vgl. Kapitel 3.2.5) ermittelten Kennwerte für AMC8595 dargestellt. Diese Kennwerte werden durch detaillierte Ausführungen zu den Kennwertermittlungen in [193] ergänzt.

Wie aufgrund der UD-Ausrichtung der Fasern zu erwarten war, zeigt sich bei AMC8595 ein großer Unterschied zwischen E_{11} und E_{22} , sowie zwischen α_{11} und α_{22} . Die Streuung der Kennwerte ist bei unter 5 % mit Ausnahme von α_{11} und spricht für die Reproduzierbarkeit der Kennwertermittlung. Grund für die größere Streuung bei α_{11} ist die Messauflösung des Geräts, die $0,3 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ beträgt [193], d.h. in der Größenordnung des Absolutwertes für α_{11} . Die Abhängigkeit der E-Moduln

Tabelle 3.8: Gemessene mechanische und thermische Materialeigenschaften für AMC8595. Elastische Kenngrößen wurden bei $T = 20^\circ\text{C}$ ermittelt. Thermische Kenngrößen im Temperaturintervall $20^\circ\text{C} - 50^\circ\text{C}$

Kenngröße	Mittelwert	Standardabweichung	Abweichung
E_{11}	114421 MPa	1772 MPa	1,5 %
E_{22}	7271 MPa	322 MPa	4,4 %
ν_{12}	0,41	0,02	4,8 %
G_{12}	3119 MPa	143 MPa	4,5 %
α_{11}	$1,17 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$	$9,64 \cdot 10^{-8} \text{ 1/K}$	8,2 %
α_{22}	$5,19 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$	$2,79 \cdot 10^{-7} \text{ 1/K}$	0,5 %

und LAKs von der Fließdehnung bzw. Belegungsgrad im eindimensionalen Fließversuch für die beiden Materialien AMC8590 und HUP-REC zeigt Abbildung 3.18. Es sind jeweils pro Material die Verläufe für zwei unterschiedliche Plattenabmessungen und 0°- bzw. 90°-Richtung gezeigt. Wie anhand der bisherigen Ergebnisse zu erwarten war, nimmt aufgrund einer fließinduzierten Faserausrichtung der E-Modul für beide Materialien in Fließrichtung (0°-Richtung) zu und orthogonal dazu (90°-Richtung) ab. Genau umgekehrt verhält es sich für die LAKs. Die Streuung ist für HUP-REC höher als für AMC8590. Weiterhin sind die E-Modul Werte aufgrund des höheren Fasermassengehaltes bei AMC8590 (53 m-%) höher als beim HUP-REC (39 m-%). Die LAK Werte sind hingegen kleiner.

Bei AMC8590 treten für die Platte $500 \times 340 \text{ mm}^2$ die größten Änderungen zwischen $\varepsilon_f = 0$ und $\varepsilon_f = 1,5$ auf. Anschließend treten eine Sättigung ein, sowohl für E-Module, als auch für LAKs.

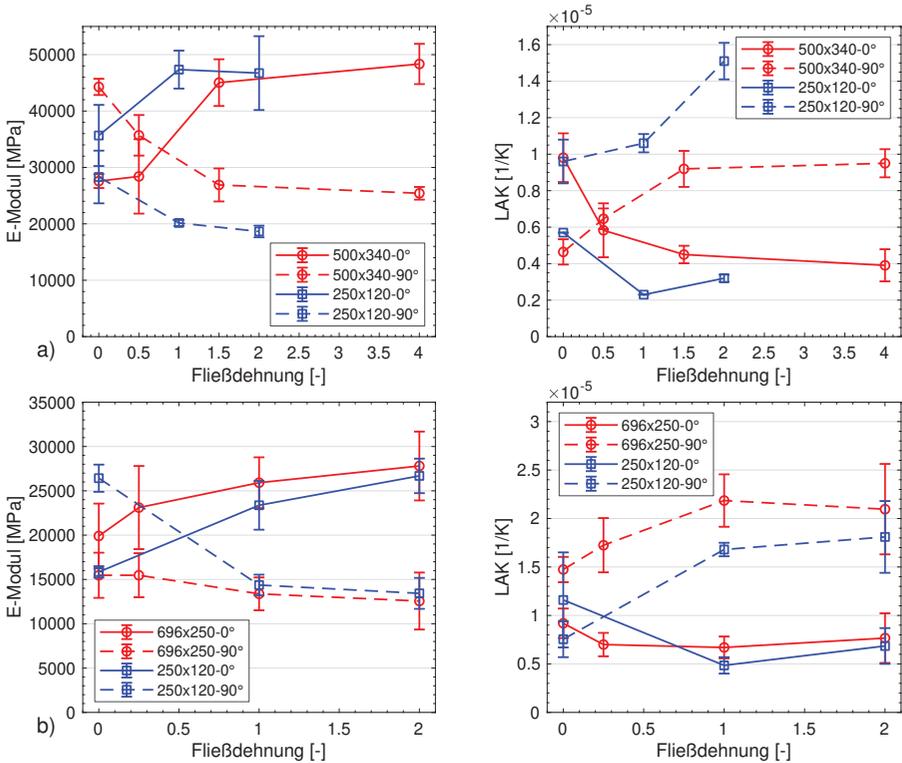


Abbildung 3.18: Zug E-Modul und thermischer Längenausdehnungskoeffizient (LAK, Wertebereich: 20°C–50°C) für 0°- und 90° zur Fließrichtung in Abhängigkeit der Fließdehnung für a) AMC8590 und b) HUP-REC

Zusätzlich zeigt das Halbzeug des Materials eine Anisotropie, da die Werte bei $\varepsilon_f = 0$ (100 % Belegung) sowohl für E-Modul als auch LAK voneinander abweichen. Zwischen $\varepsilon_f = 0,5$ und $\varepsilon_f = 0,75$ ist eine Kreuzung der Kurven sichtbar, d.h. bei dieser Fließdehnung wird ein isotroper Zustand erreicht. Für die Platte 250x120 mm² tritt keine Kreuzung der Kurven auf. Initial ist der E-Modul in 0°-Richtung größer als in 90°-Richtung. Grund für diesen Unterschied ist die Orientierung der Halbzeugvorzugsrichtung zur Fließrichtung (0°-Richtung). Stimmt die Halbzeugvorzugsrichtung mit der Fließrichtung überein, gibt es keine Kreuzung der 0°- und 90°-Kurven. Dies zeigt sich auch für HUP-REC. Die größten Änderungen zu Beginn treten dann auf, wenn die Vorzugsrichtung senkrecht zur Fließrichtung ist, da stärkere Umorientierungsvorgänge stattfinden. Bei HUP-REC fällt die Änderung des E-Moduls absolut gesehen geringer aus als beim AMC8590. Die größten Änderungen treten zwischen $\varepsilon_f = 0$ und $\varepsilon_f = 1,0$ auf. Bei $\varepsilon_f = 0,75$ tritt eine Kreuzung der E-Modul Kurven für die 250x120 mm² Platte auf. Bei $\varepsilon_f = 0,5$ gibt es eine Kreuzung der LAK-Kurven. Die Kreuzungspunkte treten für dieselben Fließdehnungen wie beim AMC8590 auf. Für die LAKs

nehmen die Werte bei $\varepsilon_f = 2$ für 0° wieder zu bzw. für 90° wieder ab. Der genaue Grund für dieses Verhalten ist aus der vorhandenen Datenbasis nicht exakt zu ermitteln. Allerdings wird in [193] ergänzend gezeigt, dass die zunehmende Streuung bei großen Fließdehnungen aufgrund der zunehmenden Abweichung der Kennwerte im Einlege- und Fließbereich hervorgerufen wird. Auffällig ist außerdem die Annäherung der 0° - und 90° -Kurven ab $\varepsilon_f = 1$.

3.3.3 Zusammenhang zwischen Orientierungsparametern und thermoelastischen Kenngrößen

Wie in Kapitel 3.2.6 erwähnt, ist ein Maximalwert für den Anisotropiefaktor A_F für C-SMC nicht definiert. Daher werden zunächst die Kalibrierungsergebnisse für A_F vorgestellt. Da sich der Faserorientierungstensor \mathbf{A} mit dem betrachteten Wirbelstromverfahren nicht direkt bestimmen lässt, werden anschließend die Ergebnisse für A_F für AMC8590 und HUP-REC aus Tabelle 3.7 gezeigt und mit den in Kapitel 3.3.2 ermittelten thermoelastischen Kenngrößen E und α korreliert.

3.3.3.1 Kalibrierung des Anisotropiefaktors für C-SMC an AMC8595

In Abbildung 3.19 ist exemplarisch das Ergebnis einer Messung (Platte 1, $22,5^\circ$) für AMC8595 aus Tabelle A.4 gezeigt. Die gemessenen Hauptorientierungs- und Anisotropiewerte wurden mit dem in Abbildung 3.8 gezeigten MATLAB-Programm generiert. In a) ist die Fläche eingefärbt, die sich als Schnittmenge der drei eingezeichneten Messbereiche von $250 \times 250 \text{ mm}^2$ pro Rotationswinkel (0° , $22,5^\circ$, $67,5^\circ$) ergibt (vgl. Kapitel 3.2.6). Damit ist es möglich die Messungen untereinander zu vergleichen, da die Auswertefläche konstant bleibt. In b) zeigen die Linienerläufe die Hauptfaserorientierungen ϕ_1^H an. Diese Linien verlaufen im Mittel um $\overline{\phi_1^H} = 20,7^\circ$ gedreht zum Messkoordinatensystem alle parallel zueinander, was aufgrund der UD-Verstärkung und Drehung der Platte um $22,5^\circ$ näherungsweise zu erwarten war. Die Anisotropiewerte A_F in c) schwanken zwischen 1,03 und 1,36 und betragen im Mittel $\overline{A_F} = 1,20$. Optisch zeichnet sich ebenfalls ein Linienerlauf aus, bei dem höhere Werte parallel zu den niedrigeren Werten auftreten. Dieser Verlauf wurde bei allen Messungen beobachtet und lässt sich mit den 60K-Rovingbündelverläufen, den

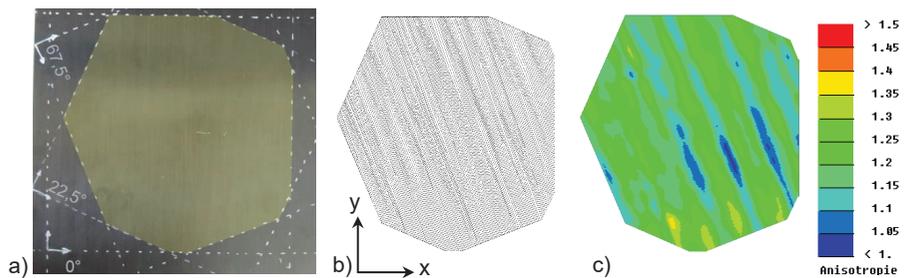


Abbildung 3.19: Messergebnis der Platte 1 für AMC8595 aus Tabelle A.4 mit a) Plattenausschnitt b) Mittelwert Hauptfaserorientierung $\overline{\phi_1^H} = 20,7^\circ$ bei Drehung um $22,5^\circ$ c) Mittelwert Anisotropiefaktor $\overline{A_F} = 1,20$ bei Drehung um $22,5^\circ$

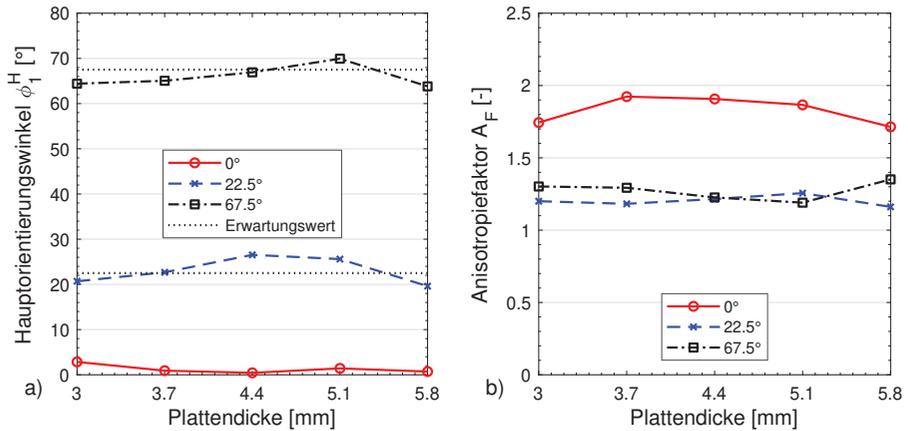


Abbildung 3.20: Wirbelstrommessgrößen für Platten aus Tabelle A.4 in Abhängigkeit der Plattendicke (Lagenanzahl) mit a) Mittelwert Hauptfaserorientierung ϕ_1^H und b) Mittelwert Anisotropiefaktor \bar{A}_F

damit verbundenen Faservolumengehaltsschwankungen und dem elektrischen bzw. dielektrischen Effekt bei CFK erklären (Details dazu in [183, 211]). Dadurch ist die Leitfähigkeit bzw. Signalstärke in faserreichen Bereichen und in Faserrichtung höher als in faserarmen Bereichen und quer zur Faserrichtung.

Die Ergebnisse aller Platten aus Tabelle A.4 für ϕ_1^H und A_F zeigt Abbildung 3.20. In a) ist zu beobachten, dass der gemessene Winkel kaum über die Lagenanzahl bzw. Plattendicke variiert. Die leichten Abweichungen vom Erwartungswert sind auf die manuelle Ausrichtung der Platten zurückzuführen. In b) ist zu sehen, dass der Anisotropiefaktor A_F für die Drehungen um $22,5^\circ$ und $67,5^\circ$ nahezu identisch ist und bei ca. 1,25 liegt. Für die 0° -Ausrichtung ist A_F konstant höher gegenüber den übrigen Ausrichtungen und liegt zwischen 1,75 und 1,9. Der Grund für den höheren Wert lässt sich auf den elektrischen bzw. dielektrischen Effekt zurückführen, wonach die Signalstärke bei 0° aufgrund der Übereinstimmung von Sensorausrichtung und Faserausrichtung höher ist. Im Hinblick auf andere Anwendungsfelder der Technologie ist dieser Effekt erwünscht, um Fehler bzw. Inhomogenitäten im Material zu erkennen [212]. Für die Bestimmung der Faserorientierung im Rahmen dieser Arbeit ergibt dies jedoch eine größere Bandbreite des Maximalwertes von A_F . Da aber in einem realen Bauteil aus fließfähigem C-SMC wie AMC8590 oder HUP-REC lokal keine perfekte Ausrichtung der Fasern zum Sensor existiert, wird als Maximalwert für den UD-Fall bei einem fließfähigem C-SMC $A_F = 1,25$ gesetzt. Die Validität dieser Annahme wird im nächsten Abschnitt diskutiert.

3.3.3.2 Zusammenhang für HUP-REC und AMC8590

In Abbildung 3.21 ist exemplarisch das Ergebnis einer $250 \times 120 \text{ mm}^2$ Platte mit 32% Belegung für HUP-REC aus Tabelle 3.7 dargestellt.

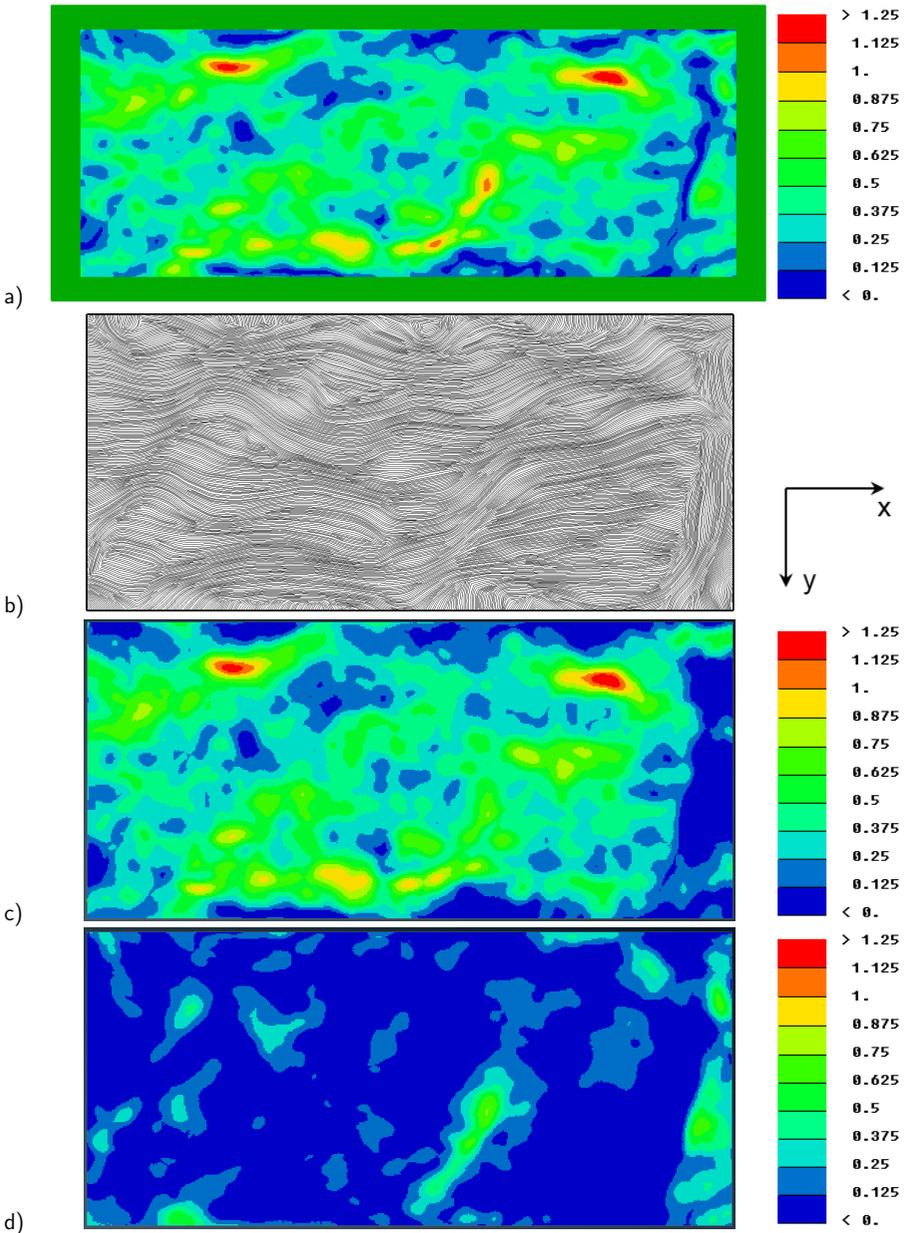


Abbildung 3.21: Messung einer Platte mit 32 % Belegung aus Tabelle 3.7 für HUP-REC mit a) Anisotropiefaktor mit 10 mm Randbereich b) Verlauf der Hauptfaserorientierung c) Anisotropiefaktor in x-Richtung und d) Anisotropiefaktor in y-Richtung

In a) ist A_F für die gesamte Platte mit einem konstant eingefärbten Rand von 10 mm dargestellt, der bei der Mittelwertbildung für A_F nicht berücksichtigt wird. Grund dafür sind die in Kapitel 2.6.2 erwähnten Randeffekte, die physikalisch bedingt sind und die Messergebnisse verfälschen. In b) sind Hauptorientierungswinkel ohne eingefärbten Rand dargestellt. Es ist eine deutliche Ausrichtung in x-Richtung (Fließrichtung) sowie eine Drehung in y-Richtung am rechten Rand (Tauchkante) zu erkennen. Pro FE-Element kann A_F vektoriell in die x- und y-Anteile $A_{F,x}$ und $A_{F,y}$ zerlegt werden. Die Konturplots dazu sind in c) und d) dargestellt. Nimmt man die Bildinformation aus b) zur Hilfe, erkennt man, dass $A_F \approx A_{F,x}$ ist, mit Ausnahme der Tauchkanten, was an der Drehung der Fasern liegt.

Die Ergebnisse aller Platten aus Tabelle 3.7 für den Zusammenhang zwischen A_F und E bzw. α zeigt Abbildung 3.22.

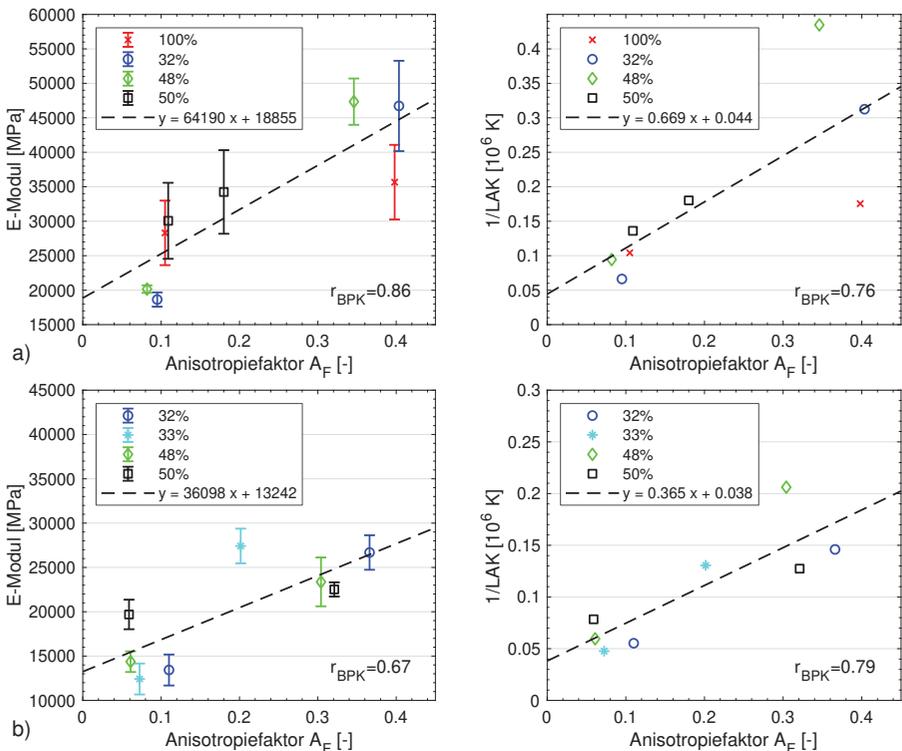


Abbildung 3.22: E-Modul und Inverse des thermischen Längenausdehnungskoeffizienten (LAK, Wertebereich: 20°C-50°C) aus Abbildung 3.18 in Abhängigkeit des Anisotropiefaktors für Werkzeugbelegungen aus Tabelle 3.7 mit a) AMC8590 und b) HUP-REC

Es zeigt sich für AMC8590 und HUP-REC ein linearer Zusammenhang zwischen A_F und E bzw. $1/\alpha$. Die jeweiligen Regressionsgeraden, die mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ermittelt wurden, sind ebenfalls eingezeichnet. Daneben wird zur Bewertung der Korrelation der Korrelationskoeffizient nach Bravais-Pearson r_{BPK} gemäß Gleichung 3.5 bestimmt. Ab $r_{BPK} > 0,5$ liegt gemäß *Cohen* [213] ein starker, positiver linearer Zusammenhang vor.

Zur weiteren Plausibilitätsprüfung werden mit Hilfe der Regressionsgeraden die Werte für E_{11} und α_{11} von AMC8590 bei $A_F = 1,25$ (UD-Zustand) berechnet. Der Vergleich der Vorhersage mit den Messungen für AMC8595 ist in Tabelle 3.9 gezeigt. Die empirische Vorhersage liefert eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen. Eine vergleichbare Plausibilitätsprüfung ist für HUP-REC nicht möglich, da sowohl Matrixzusammensetzung, als auch der Fasermassengehalt von HUP-REC sich von AMC8595 unterscheidet (vgl. Tabelle 3.1).

Tabelle 3.9: Für AMC8595 gemessene und für AMC8590 mit den Regressionsgleichungen aus Abbildung 3.22 ($A_F = 1,25$) vorausgesagten Werte für E-Modul und LAK

Kenngröße	Messung	Vorhersage	Abweichung
E_{11}	114421 MPa	99093 MPa	13,3 %
α_{11}	$1,17 \cdot 10^{-6} 1/K$	$1,14 \cdot 10^{-6} 1/K$	2,6 %

3.4 Diskussion und Zwischenfazit

Kompressionsverhalten In Abbildung 3.9 wurde das Kompressionsverhalten von HUP-REC und AMC8590 gezeigt. Die Kraftmaxima, die bei HUP-REC auftreten, werden auch für G-SMC in [79, 80, 164, 169] beobachtet. Die Phase bis zum Erreichen des Kraftmaximums wird mit dem Herauspressen der Luft aufgrund der Poren im Material [79, 80, 164, 169, 214] oder Styrol [169] aus den Lagen erklärt. In [169] wird außerdem beobachtet, dass diese Kompressibilität von der Werkzeugtemperatur abhängig ist, wonach ein und dasselbe Material bei 20°C eine starke Kompressibilität zeigt und bei 150°C inkompressibel wird. Der Kraftverlauf für HUP-REC ähnelt der Abb. 9c von *Guiraud et al.* [169] für einen industriellen G-SMC bei 150°C mit einem Abfall der Kraft bzw. Druckspannung nach Erreichen eines Maximums. Der Abfall wird durch die zunehmende Erwärmung des Materials erklärt und mit Hilfe des Wärmeleitungsmodells von *Barone und Caulk* [38] berechnet. Diese Erklärung wird durch Abbildung 3.9 gestützt, da bei HUP-REC die geringere Ausprägung des Kraftmaximums und der geringere Abfall der Kraft mit geringerer Geschwindigkeit (höherer Durchwärmung des Materials) sichtbar wird. Der gleiche Effekt wird für AMC8590 zu Beginn beobachtet [209]. Aufgrund der geringeren Porenanzahl bei AMC8590 ist das auftretende Kraftmaximum viel weniger ausgeprägt als bei HUP-REC und wird in Abb. 3.15 von *Devarakonda* [209] gezeigt. Dieser Effekt ist umso geringer ausgeprägt, umso weniger Lagen und umso geringer die Schließgeschwindigkeit ist. Beim ersten Kraftmaximum fängt das Material an zu fließen. Zu dieser Erkenntnis kommen auch *Olsson* [80] und *Kluge* [81]. Weiterhin tritt dieses Maximum immer bei der gleichen Schließdistanz auf und wurde von [80, 81, 164] beobachtet.

Strömungsform und Rheologie Anhand von Abbildung 3.10 und 3.11 lassen sich Aussagen zur Strömungsform und Reibungsverhalten während des Fließens treffen. Gemäß *Kotsikos* [42] und *Guiraud* [169] kann ein Abfallen des Drucks zum Rand hin, als eindeutiges Zeichen von auftretender Wandreibung gesehen werden. Eine Dehnströmung liegt vor, wenn die Druckspannung p_M homogen verteilt ist und p_F entspricht. Je stärker der Abfall zum Rand des Pressrheometers in Abbildung 3.2 ist, umso größer ist der Anteil der Scherströmung an der Gesamtverformung [42]. Liegt weiterhin die an den Drucksensoren gemessene Druckspannung p_M über der durchschnittlichen Druckspannung p_F , ist das ebenfalls ein Indiz für auftretende Wandreibung [169]. Beide Effekte wurden für HUP-REC und AMC8590 beobachtet, wie Abbildung 3.10 und 3.11 zeigen. Allerdings macht sich die zunehmende Scherströmung bei unterschiedlichen Plattenabständen bemerkbar. Da die Werkzeugtemperatur bei 145°C lag, kann allerdings bei kleinen Plattenabständen die Aushärtung des Materials nicht ausgeschlossen werden. Es kann jedenfalls an dieser Stelle geschlussfolgert werden, dass für $h > 1,5\text{--}2\text{ mm}$ eine dominante Dehnströmung vorliegt.

Mit zunehmender Schließgeschwindigkeit tritt bei *Kotsikos* [42] eine Dehnströmung auf (vgl. Abbildung 2.2 b.)). Der gleiche Effekt kann näherungsweise für HUP-REC und AMC8590 beobachtet werden. Dies lässt sich mit dem Abweichen der gemessenen Druckspannungen von den gemittelten Druckspannungen bei geringeren Plattenabständen in Abbildung 3.10 b) und d) zeigen. Unter Berücksichtigung der Streuung liegen bei $\dot{h} = 0,5\text{ mm/s}$ in b) für $h < 2\text{ mm}$ die gemessenen Werte über den gemittelten Werten. Bei gleicher Lagenanzahl ist bei $\dot{h} = 3\text{ mm/s}$ in d) der Effekt für $h < 1,5\text{ mm}$ sichtbar. Analog ist der Effekt bei 4 Lagen in a) und c) sichtbar. Für AMC8590 lässt sich dies ebenfalls nachweisen, wie Abbildung 3.11 zeigt.

Die Effekte der Wandreibung lassen sich ebenfalls anhand der Short-Shots in Abbildung 3.12 und den lokalen Fließdehnungen in Abbildung 3.15 bzw. 3.16 zeigen. Gemäß den Untersuchungen von *Barone und Caulk* [38] müsste bei Abhandensein von Wandreibungseffekten der rechteckige Stack eine homogene, äquibiaxiale Verformung durchlaufen, d.h. die Ausbreitung in x- und y-Richtung in Abbildung 3.12 wäre gleich. Zusätzlich müsste bei Vorliegen von Reibung bei einer geringeren Lagenanzahl eine stärkere Ausbildung eines Kreises vorliegen. Um dies für C-SMC zu bewerten, darf gemäß [38] allerdings keine Vorzugsrichtung vorliegen. Wie aus Abbildung 3.12 a) für AMC8590 klar hervorgeht, liegt keine Vorzugsrichtung vor, da die rechteckige Einlage nahezu rechteckig bleibt. Dies ist insbesondere für $\dot{h} = 3\text{ mm/s}$ der Fall. Die Ausbreitung in x- und y-Richtung ist nahezu identisch. Für $h = 3\text{ mm}$ bei $\dot{h} = 0,5\text{ mm/s}$ ist eine leichte Abrundung erkennbar. Weiterhin entspricht das Maximum der 1. Hauptdehnung der zu erwartenden Deformation und die Richtung ist normalverteilt wie Abbildung 3.16 zeigt. Bei Vorliegen einer Vorzugsrichtung wie beim HUP-REC weisen die 1. Hauptdehnungen stärker in Fließrichtung (0° -Richtung), wie Abbildung 3.14 zeigt. Die Ausbildung eines Kreises für die Fließfront findet auch hier nicht statt. Für thermoplastische Pressbauteile wurde der wandhaftende Effekt nachgewiesen [19, 57], der dazu führt, dass ein beliebig geformte Plastifikateinlage bei ungestörtem 2D-Fließen zu einem Kreis wird.

Dehnratenabhängigkeit Weiterhin zeigen [42, 80, 81, 163] die Dehnratenabhängigkeit von G-SMC, die sich mit zunehmender Schließgeschwindigkeit in durchgehend höheren Druckspannungen über den Plattenabstand äußert. Dies tritt für HUP-REC und AMC8590 ebenfalls auf, wie Abbildung 3.10 und Abbildung 3.11 zeigen. Die Dehnratenabhängigkeit wird ebenfalls durch die lokalen Fließdehnungen in Abbildung 3.15 und 3.16 deutlich. Die Häufigkeitsverteilungen verschieben sich bei größeren Schließgeschwindigkeiten hin zu größeren Werten.

Temperatureinfluss Der in Abbildung 3.13 gezeigte Verlauf zeigt, dass der eigentliche Pressvorgang (ohne Liegezeit) in einem Bruchteil der Zeit abgeschlossen ist und das Material sich kaum erwärmt. Die Liegezeit und das Schließprofil haben allerdings einen wesentlichen Einfluss auf die Temperaturverteilung. Laut *Witten* [5] wird beim industriellen SMC-Pressen die Zeitspanne zwischen Auflage und Pressen minimiert. Gemäß *Piry* [21] kann der Temperatureinfluss bei der Vorhersage von Fließfronten vernachlässigt werden. Dies wird durch die Ergebnisse in Abbildung 3.12 für C-SMC bestätigt, da sich kein wesentlicher Unterschied zwischen den Fließfronten bei $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ und $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ zeigt.

Faserorientierung und mechanische Eigenschaften Nach *Semmler* [62] dürfte in der Theorie beim idealen zweidimensionalen Fließvorgang nach dem Folgar-Tucker-Modell (vgl. Kapitel 2.2.2) keine Ausbildung einer Vorzugsrichtung stattfinden, da die Schergeschwindigkeiten null sind und die Dehngeschwindigkeiten in x- und y-Richtung gleich sind. Diese Erscheinung wird experimentell für PMMA von *Dumont et. al* [165] nachgewiesen, dem die Autoren ähnliche Materialeigenschaften wie SMC zuschreiben. Dieses Verhalten tritt auch dann auf, wenn eine Vororientierung vorliegt. Weiterhin führt ein Kompressionsfließen bei SMC im 1D-Flow (EDZ) zu einer starken Ausrichtung in Fließrichtung [165]. Die zuvor genannten Effekte werden für die 1. Hauptdehnung in Abbildung 3.15, 3.16 und 3.17 beobachtet. Es kann daher an dieser Stelle geschlossen werden, dass zwischen der Richtung der 1. Hauptdehnung und der Richtung der Hauptfaserorientierung eine starke positive Korrelation besteht.

Gemäß *Specker* [36] ist ein UD-Zustand der Faserausrichtung nicht möglich, d.h. es wird eine Sättigung erreicht. Dies wird für C-SMC anhand von Abbildung 3.15, 3.16 und 3.17 sowohl für die lokalen Fließdehnungen, als auch in Abbildung 3.18 für die mechanischen Eigenschaften deutlich. In beiden Fällen wird auch das schlechtere Fließverhalten des HUP-REC sichtbar. Weiterhin kann festgehalten werden, dass die Plattendicke bzw. Plattenabmessungen keinen erkennbaren Einfluss auf die thermoelastischen Kennwerte haben. Allerdings ist eine größere Streuung über die Fließweglänge sichtbar, d.h. bei großen Fließwegen weichen die Werte im Einlege- und Fließbereich stärker ab. Weiterhin zeigt sich das Resultat der Vororientierung in den Kenngrößen.

4 Gesamtidee der virtuellen Prozesskette (VPK) für C-SMC

Zu Beginn des vorliegenden Kapitels erfolgt die Konkretisierung des Produktprofils der VPK. Hierzu werden die in Kapitel 2 und 3 gezeigten Limitierungen und Erkenntnisse für C-SMC in der Definition der allgemeinen Anforderungen an die VPK berücksichtigt. Zur Komplexitätsbeherrschung und Abgrenzung werden in Kapitel 4.1 zunächst Einschränkungen bezüglich des Lösungsspielraums vorgenommen. Anschließend werden, darauf aufbauend in Kapitel 4.2, die Anforderungen an die Einzelsimulationen und deren Verknüpfung erarbeitet. Abschließend wird in Kapitel 4.3 das Gesamtkonzept der VPK, d.h. die Produktidee vorgestellt, deren Module in Kapitel 5, 6 und 7 jeweils detailliert entwickelt werden.

4.1 Vorauswahl und Einschränkungen

Aufgrund der in Kapitel 2 gezeigten Vielfalt an Lösungsmöglichkeiten sowie Zielkonflikten sind zur zielführenden Konzepterstellung zunächst Randbedingungen zu setzen:

- **Betrachtungsebene:** Wie in Kapitel 2.2.1.1 dargestellt, ist eine 2D-Modellierung zwar numerisch effizient, hat aber gegenüber der 3D-Modellierung den Nachteil, dass 3D-Fließphänomene nicht abbildbar sind. Im Unterschied zu endlosfaserverstärkten Verbunden liegt die Entwicklungsrichtung für C-SMC in der Verwendung von verrippten Strukturbauteilen mit Anbindungselementen oder Hybridisierungen (vgl. Kapitel 1). Weiterhin lassen sich Dickenänderungen beim Verzug mit der 2D-Modellierung nicht abbilden und müssten aufwendig korrigiert werden (vgl. Kapitel 2.4). Beide Effekte machen eine 3D-Modellierung notwendig. Um die Rechenzeit moderat zu halten, wird das SMC-Halbzeug aber weiterhin als makroskopisch, homogener, deformierbarer Körper betrachtet.
- **Presssimulation:** Die in Kapitel 2.2.3 gezeigten kommerziellen Softwarelösungen sind auf Spritzgussanwendungen angepasst. Die zuvor betrachteten Materialphänomene für C-SMC lassen sich damit nur unzureichend abbilden. Eine eigenständige Implementierung von konstitutiven Zusammenhängen ist aufgrund der Geschlossenheit der Programme nicht möglich. Daher ist im Rahmen dieser Arbeit eine eigenständige Lösung in einem kommerziellen FE-Programm zu entwickeln. Erste Ansätze wurden in Kapitel 2.2 gezeigt. Der Autor hat dazu in [82] einen Benchmark am Beispiel des Pressrheometers zwischen der ALE-Methode in LS-DYNA und CEL-Methode in ABAQUS gezeigt. Da die CEL-Methode eine plausible Dehnungsverteilung ergeben hat, wird sie im Rahmen dieser Arbeit verwendet.
- **Verzugssimulation:** Die Verzugssimulation wird bisher für SMC kaum verwendet und beschränkt sich meist auf Schwindungsberechnungen im Werkzeug (vgl. Kapitel 2.4), wobei Moldex3D bereits eine freie Abkühlung bietet. Aufgrund der einfacheren Kopplung und offenen Entwicklungsumgebung wird ebenfalls ABAQUS verwendet. Die Möglichkeit Composite Volumenelementen auf Basis einer thermoelastischen Modellierung zu verwenden, ermöglicht für CFK die Berechnung des Verzuges wie *Dix* [151] für RTM-Bauteile gezeigt hat.

- Mapping: Wie in Kapitel 2.5 erwähnt, können für SMC, analog zum Spritzguss, Skalare und Tensoren zwischen Volumen- und Schalenelementen übertragen werden. Es wird daher im Rahmen der Arbeit kein eigenständiger Algorithmus entwickelt, sondern auf bestehende Algorithmen zurückgegriffen. Es ist aber eine Methode zur Integration der Mappingfunktionalitäten im Prozessablauf der VPK zu entwickeln.
- Datenmanagement: Laut *Dix* [151] sind ASCII-Formate beim Datenaustausch zu bevorzugen. Dies ist insbesondere dann sinnvoll, wenn Einzelsimulationslösungen für Pressen und Verzug ausgetauscht werden.

4.2 Anforderungen an die virtuelle Prozesskette

Die Anforderungen an die VPK lassen sich grundsätzlich in strukturelle und funktionale Aspekte unterteilen. Die strukturellen Anforderungen betreffen die Architektur bzw. operativen Aufbau der Prozesse. Analog zu [151] können diese Anforderungen bei industriellen Randbedingungen wie folgt formuliert werden:

- Operative Verwendung: Für eine Akzeptanz beim Endnutzer sind Einzelsimulationslösungen möglichst einfach und robust zu gestalten. Weiterhin sind Pre-Postprocessing Schritte der Einzelsimulationen wo möglich zu automatisieren, um unnötige Benutzerfehler zu vermeiden. Dies betrifft auch die Übertragung der Daten zwischen der Press- und Verzugssimulation. Für den Benutzer sind dafür interaktive Buttons in einer möglichst logischen Struktur aufzubauen, damit Fehlbedienungen minimiert werden.
- Weiterentwicklung: Aufgrund der ständigen Weiterentwicklung von FE-Programmen und Simulationsansätzen (vgl. Kapitel 2.2), ist die Architektur der VPK möglichst flexibel zu gestalten. Insbesondere beim SMC ändern sich Materialspezifikationen, die unter Umständen ein grundsätzlich unterschiedliches Fließverhalten zeigen (vgl. Kapitel 3.3.1) und eine Anpassung der Materialmodelle notwendig machen. Im Idealfall müssen Anpassungen der VPK nur an den direkten Schnittstellen zu den Einzelsimulationen durchgeführt werden und nicht die gesamte Prozessarchitektur geändert werden.

Die funktionalen Anforderungen können gemäß [151] in rein numerische und materialspezifische Aspekte unterteilt werden. Diese Unterteilung hat den Vorteil, dass sie sich auf alle virtuellen CFK-Prozesse anwenden lässt.

4.2.1 Simulationsspezifische Anforderungen

Die von *Dix* [151] vorgeschlagene Gruppierung der simulationsspezifischen Anforderungen sind in Abbildung 4.1 dargestellt und an C-SMC angepasst. Es werden an dieser Stelle nur Unterschiede des C-SMC-Prozesses zum RTM-Prozess erläutert und für Details der anderen Aspekte von Abbildung 4.1 auf [151] verwiesen.

Wie in Kapitel 3.3.3 diskutiert, lassen sich aus Daten der Wirbelstrommessung die thermoelastischen Kenngrößen ableiten. Es ist daher eine Funktion für den Vergleich dieser Kenngrößen bereitzustellen. Damit sollen Messungen am Bauteil mit den Simulationsergebnissen oder unter-

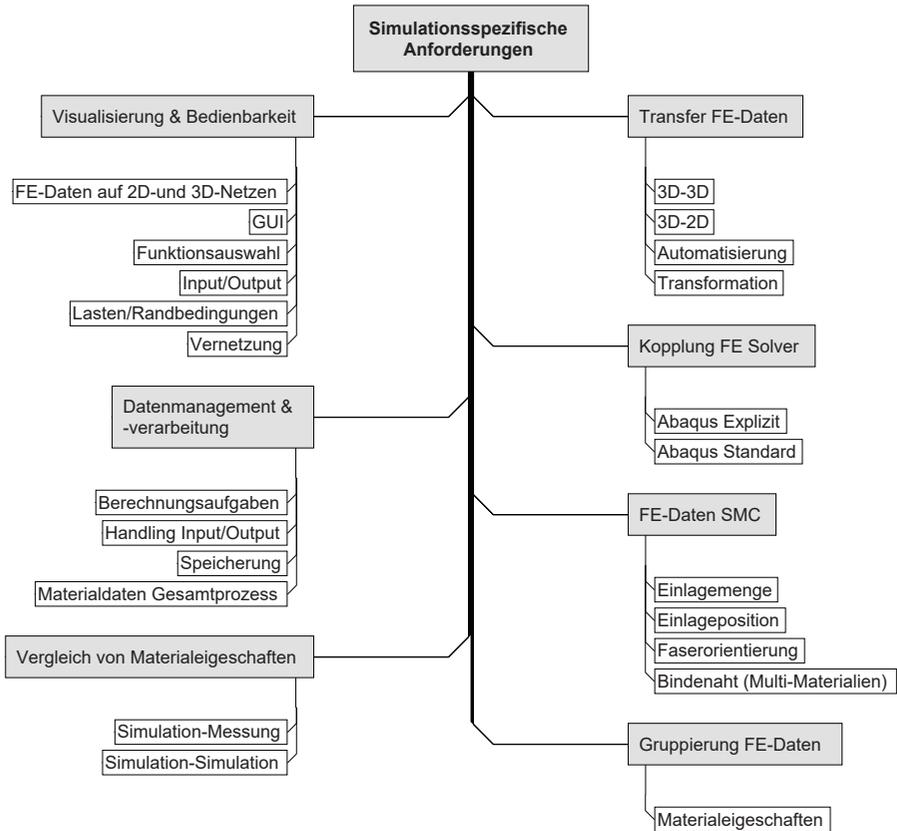


Abbildung 4.1: Simulationsspezifische Anforderungen an die virtuelle C-SMC-Prozesskette angelehnt an Dix [151]

schiedliche Simulationsergebnisse (z.B. AMC8590 und HUP-REC) untereinander verglichen werden können. Für den durchgängigen Transfer der FE-Daten sind für die Übertragung von der Presssimulation zur Verzugssimulation eine Funktion des 3D-3D Mapping für Skalare und Tensoren bereitzustellen. Da sowohl die Konformität der Netze als auch die Bezugskoordinatensysteme unterschiedlich sein können, ist für die Datenübertragung neben Interpolationen eine Transformation der Tensoren notwendig. Da die Wirbelstrommessdaten auf Schallnetzen vorliegen, ist ein weiterer Transfer der Simulationsdaten von 3D-Netzen auf 2D-Netze notwendig.

Ein wesentlicher Unterschied zum RTM sind die zu verarbeitenden FE-Daten eines SMC-Verbundes. Da für den Pressprozess die CEL in ABAQUS/Explizit verwendet werden soll, ist das Material als Volumenanteil der eulerschen Elemente zu definieren. Es muss daher die Möglichkeit geben die geometrische Form der Einlage abzubilden und im Raum bzw. relativ zum Werkzeug zu positionieren. Da zu Beginn des Pressprozesses die Einlage in der Realität gekrümmt

sein kann oder nur zum Teil auf dem Unterwerkzeug aufliegt (vgl. Abbildung 1.3), ist ein Automatismus zu erarbeiten, mit dem eine Materialzuweisung in der Kavität erfolgt. Nach Abschluss des Pressvorgangs sind die gefüllten Elemente zu extrahieren und die sich pro Element ergebenden Orientierungszustände auf das Verzugsnetz zu übertragen. Weiterhin ist die Möglichkeit zur Verwendung mehrerer C-SMC-Materialien und deren Interaktion im Werkzeug vorzusehen.

4.2.2 Materialspezifische Anforderungen

Die in Kapitel 2 und 3 beschriebenen dominierenden Phänomene für C-SMC sind in Tabelle 4.1 dargestellt. Bis auf die Homogenisierung, d.h. die Übersetzung von Orientierungsgrößen in thermoelastische Eigenschaften, sind alle Phänomene durch Einzelsimulationen abzubilden. Für den Pressvorgang sind alle Phänomene voneinander abhängig. Insbesondere bestimmt das Kompressionsverhalten den Beginn des Materialflusses. In Abhängigkeit der Lagenanzahl ändert sich der Fließbeginn (vgl. Abbildung 3.9). Daher wäre eine analytische oder empirische Schnittstellenfunktionalität nicht zielführend. Das Gleiche gilt für die fließinduzierte Hauptfaserorientierung, die von der Dehnrate abhängt (vgl. Kapitel 3.4). Die im vorherigen Abschnitt ausgewählte Verzugmodellierung erlaubt die Berücksichtigung von orts- und richtungsabhängigen thermoelastischen Materialeigenschaften. Im Gegensatz zu Gelegeaufbauten ergeben sich über die Bauteildicke keine klar definierten Winkel pro Lage, sondern sind aufgrund des Fließens für jedes Element einzeln festgelegt. Wie in Kapitel 2.3 gezeigt, kann auf den Schichtaufbau verzichtet werden, wenn die Faserorientierungsverteilung über die Dicke gleich bleibt. Damit kann auf den in Abbildung 2.5 gezeigten Ansatz 1 verzichtet und Ansatz 2 verwendet werden. Dies ist im Rahmen der detaillierten Schnittstellenfunktionsentwicklung in Kapitel 7 zu prüfen.

Tabelle 4.1: Materialspezifische Anforderungen an die virtuelle C-SMC-Prozesskette angelehnt an Dix [151]

	Phänomen	Einzelsimulation	Schnittstellenfunktion
Pressen	Kompression	✓	
	Materialfluss (isotrop/anisotrop)	✓	
	Dehnratenabhängigkeit	✓	
	fließinduzierte	✓	
	Hauptfaserorientierung	✓	
Verzug	Anisotropie der thermoelastischen Kenngrößen		✓
	Prozessinduzierte	✓	
	Eigenspannungen	✓	
	Schwindung	✓	

4.3 Modularer Aufbau der virtuellen Prozesskette

Der in Abbildung 2.1 gezeigte Produktionsprozess besteht aus zwei wesentlichen Schritten, deren Kopplung und Realisierung die zuvor diskutierten Anforderungen erfüllen muss. *Prahl et al.* [215] zeigen am Spritzgussprozess für unverstärkte Kunststoffe die Vorteile eines modularen Aufbaus beim Design virtueller Prozessketten. Der wesentliche Vorteil ist die Erweiterbarkeit, da einzelne Module als „Black Box“ ausgeführt werden können und die Multi-Skalen-Kopplung erlauben. Ein kommerzielles Beispiel für eine derartige modulare Plattform zeigt DIGIMAT (vgl. Tabelle 2.5). Hierbei können einzelne Module getrennt genutzt werden, untereinander interagieren und neue Module hinzugefügt werden. In [151] nutzt *Dix* die Vorteile eines modularen Aufbaus für die virtuelle RTM-Prozesskette. Dieses Konzept wird im Rahmen dieser Arbeit auf C-SMC transferiert und um die „Messung“ erweitert (vgl. Abbildung 4.2). Damit wird es möglich, Messdaten, die bereits auf FE-Netzen vorliegen (vgl. Kapitel 3.2.6), umzurechnen und mit numerischen Simulationsergebnissen direkt quantitativ zu vergleichen.

Die zentral ausgeführte Schnittstelle erfüllt dabei die Funktion als Modellierungsplattform und operativen Steuerung. Wie *Dix* [151] gezeigt hat, bieten klassische Preprozessoren bereits wesentliche Funktionen zum Erstellen, Bedienen und Visualisieren von FE-Daten. Allerdings eignen sich diese nur als Grundgerüst für die modulare Schnittstellenplattform, wenn neue bzw. eigene Funktionen entwickelt und hinzugefügt werden sollen.

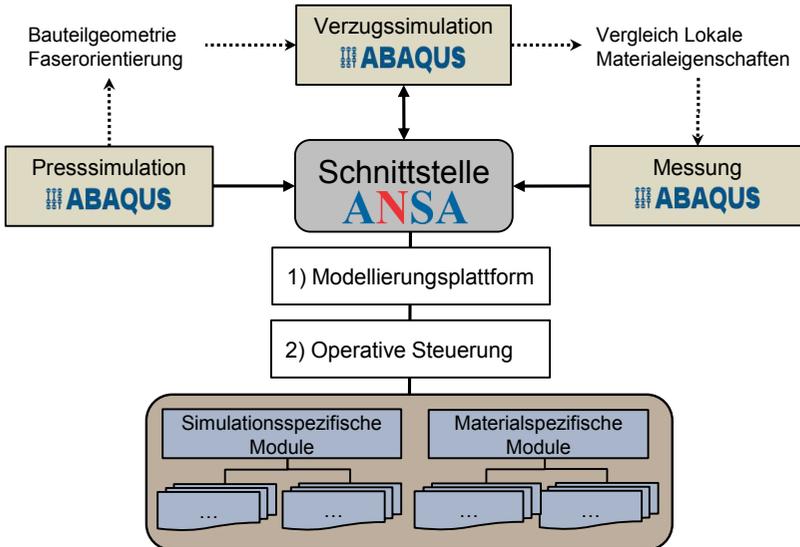


Abbildung 4.2: Grundidee einer modularen Prozesskette für C-SMC (in Anlehnung an *Dix* [151]) und Erweiterung um die Integration von Messdaten

Für die operative Steuerung müssen Datenverarbeitungs- und Berechnungsschritte bzw. Modellveränderungen durchgeführt werden, die der Anwender ansonsten manuell durchführen müsste. Dafür müssen programmierbare Skriptfunktionen bereitgestellt werden, die eine individuelle Entwicklung von Funktionalitäten ermöglichen.

4.3.1 Einzelmodule

Mittlerweile bieten die meisten Preprozessoren rudimentäre CFK-Funktionalitäten (z.B. Compositeaufbau). Allerdings ist es selten möglich eigene Skalare oder Tensoren zu definieren bzw. auf andere Netze zu übertragen, die z.B. die räumliche Faserorientierung oder den in Kapitel 3.3.3 gezeigten Anisotropiefaktor abbilden. Weiterhin erfordert der Einsatz der rechenintensiven CEL-Methode eine Möglichkeit zur Modellreduktion (z.B. Rotationssymmetrien) oder Einsparung von Kontakten. Solche Möglichkeiten bestehen bisher nicht in kommerziellen Preprozessoren und müssen für die vorliegende Aufgabe entwickelt werden. Daher ergeben sich folgende zu entwickelnde Module:

1. Geschwindigkeitsrandbedingungen: Da bei der CEL eine Penalty Methode für die Kontaktabbildung [216] verwendet wird, ist eine numerische Leckage (Materialverlust durch Kontaktflächen) aufgrund des Eindringens des lagrangeschen Körpers in ein eulersches Material nicht zu vermeiden [217, 218]. Für die Vermeidung der Leckage ist laut [219, 220] das Aufbringen von Geschwindigkeitsrandbedingungen normal zur Kontaktfläche am effektivsten. Es ist daher für den operativen Einsatz eine automatisierte Methode für das Aufbringen der Geschwindigkeitsrandbedingungen normal zur Kontaktfläche zu entwickeln.
2. Mapping und Koordinatentransformation: Für die Übertragung der tensoriellen Faserorientierung der 3D-CEL-Presssimulation zur 3D-Verzugssimulation ist sowohl eine Positionierung beider Netze, als auch eine geeignete Transformation und Interpolation für die Feldgrößen vorzusehen. Diese Abläufe sind aufgrund der operativen Anforderungen automatisiert umzusetzen.
3. Erzeugung thermoelastischer Eigenschaften (Homogenisierung): Aus Tabelle 4.1 ergibt sich die Anforderung ein Homogenisierungsmodul zu entwickeln, das die Faserorientierungsverteilung in effektive Materialeigenschaften übersetzt. Es ist daher eine Methodik zu erarbeiten, die sich operativ in den Prozessablauf integrieren lässt. Dazu sind analytische oder empirische Zusammenhänge zwischen Orientierungsparametern und Materialeigenschaften zu bevorzugen, da sie sich leichter integrieren lassen. Eine detaillierte Auseinandersetzung mit dieser Problemstellung erfolgt in Kapitel 6.1.6.

4.3.2 Prozessfluss

In Abbildung 4.3 ist der Prozessfluss des Gesamtkonzepts der VPK dargestellt, das die zuvor diskutierten Anforderungen bzw. Ziele eines modularen Aufbaus berücksichtigt. Die Schnittstelle agiert hier als zentrale Plattform, über die die Hauptdatenströme laufen. Dabei werden nur ASCII-Dateien verwendet und Modelle im ABAQUS-Format dargestellt (.inp). Für ein besseres Verständnis wird nachfolgend eine sequentielle Abfolge der Prozessschritte beschrieben.

Das Modul „VBC“ soll im finalen Pressmodell (Pressen.inp) den entsprechenden Knoten Geschwindigkeitsrandbedingungen zuweisen. Daher ist bei der Entwicklung der Presssimulation eine Substruktur bei der Ausdetaillierung in Kapitel 5 zu bevorzugen, um die einfache Integration bzw. Austauschbarkeit zu gewährleisten. Nach der Presssimulation wird die notwendige Information zur Faserorientierung aus der Ergebnisdatei (Pressen.odb) extrahiert und zusammen mit dem eulerschen Pressnetz ein schlankes Zwischenmodell erzeugt. Dieser Schritt ist notwendig, da die meisten Mappingfunktionalitäten nur lagrangesche Netze berücksichtigen. Beim Mapping wird der Faserorientierungstensor übertragen und gleichzeitig ein Clusterinput geschrieben. Auf Basis dieses Inputs wird eine Gruppierung der Orientierung vorgenommen und ein entsprechender Clusteroutput geschrieben. Zusammen mit den jeweiligen Materialdaten können so anisotrope thermoelastische Eigenschaften für jedes Element von „Verzug.inp“ erzeugt werden. Die „Verzug“-Datei kann dabei entweder für den Vergleich mit Messdaten genutzt, oder nach Aufbringen von Lasten/Randbedingungen, direkt zum Solver geschickt werden.

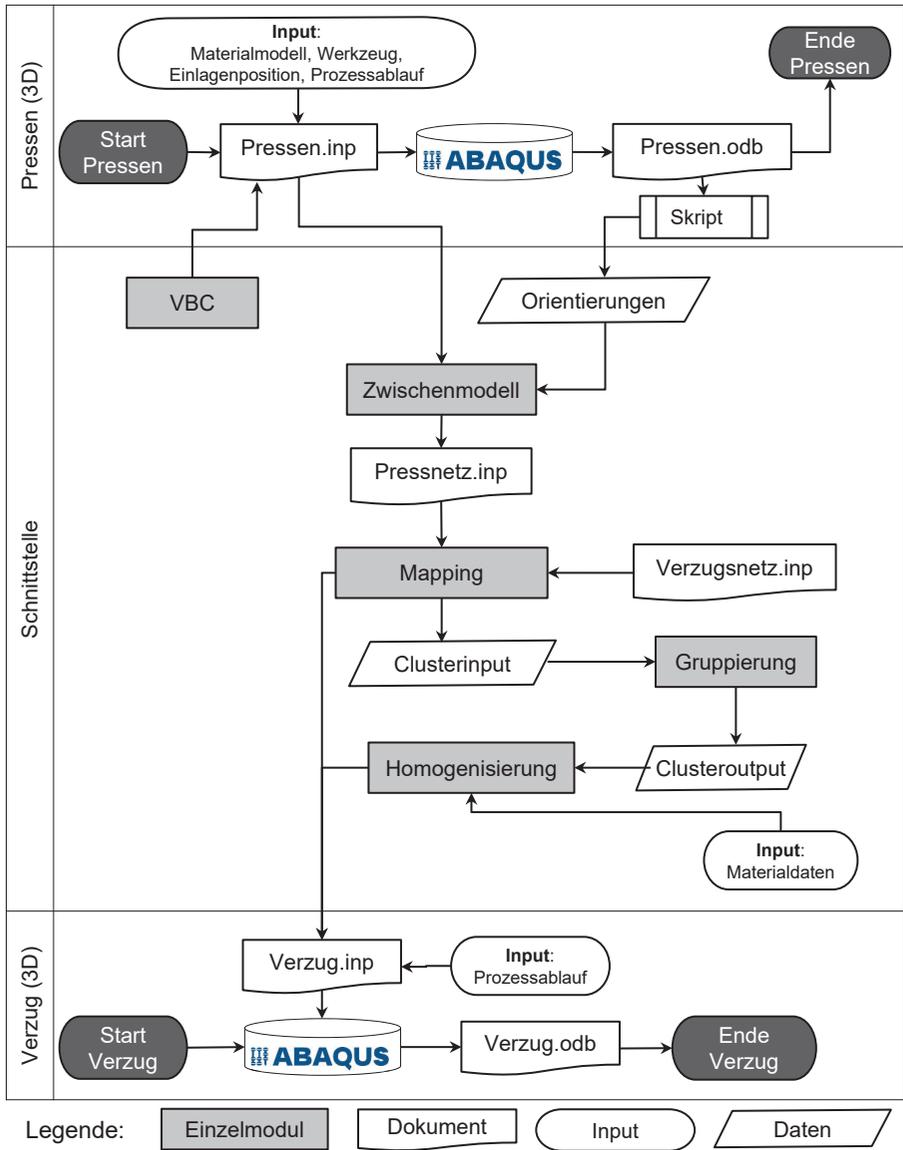


Abbildung 4.3: Konzept für den Prozessablauf der virtuellen Prozesskette

5 Konzeptionierung der VPK: Modul Fließpresssimulation

In diesem Kapitel wird das Konzept der Fließpresssimulation gemäß der in Kapitel 4 gezeigten Randbedingungen und Anforderungen entwickelt. Die methodische Bearbeitung der vorliegenden Detailentwicklungen erfolgt nach dem SPALTEN-Prozess aus Kapitel 1.3. Zunächst wird in Kapitel 5.1 ein isotropes, reibungsfreies Materialmodell für HUP-REC und AMC8590 entwickelt und bewertet. Darauf aufbauend wird das reibungsfreie Materialmodell für AMC8590 in Kapitel 5.2 zu einem reibungsbehafteten Modell erweitert. Abschließend erfolgt in Kapitel 5.3 die Validierung beider Modelle anhand der $100 \times 100 \text{ mm}^2$ Short-Shots aus Kapitel 3.3.1.

Die nachfolgende Darstellung der Ergebnisse beschränkt sich auf die methodisch wichtigsten Schritte. Ergänzungen dazu finden sich in der zitierten Literatur [209,220].

5.1 Isotrope, reibungsfreie Materialmodellierung für HUP-REC und AMC8590

5.1.1 Situationsanalyse

Der Pressvorgang lässt sich unterteilen in eine Kompaktierung bzw. Kompression des Materials und den eigentlichen Materialfluss. In Kapitel 3.4 wurde das unterschiedliche Kompaktierungs- und Fließverhalten für HUP-REC und AMC8590 diskutiert. Zusammen mit den Erkenntnissen aus dem Stand der Technik in Kapitel 2.7 lassen sich folgende Unzulänglichkeiten für die 3D-Simulation des Materialverhaltens von C-SMC formulieren:

- Die gezeigte Kompressibilität der Materialien kann bisher mit keinem Modell abgebildet werden und wird daher bei den bisherigen Betrachtungen vernachlässigt. Dies führt dazu, dass Presskräfte und der Beginn des Fließens nicht richtig prognostiziert werden. Dies ist insbesondere in einer aktuellen Veröffentlichung von [109] zu sehen. Weiterhin ist es mit den bisherigen Modellierungsansätzen nicht möglich die Stackhöhe bzw. Anzahl an Lagen vorherzusagen. Somit lassen sich Fließfrontverläufe nicht richtig voraussagen, da in der Realität das Material der Simulation immer nacheilen wird.
- Das anisotrope Fließen von C-SMC (vgl. Abbildung 3.12) kann bisher nicht in einer 3D-Simulation berücksichtigt werden.
- Die am meisten verwendeten Modelle von *Barone und Caulk* bzw. *Hele-Shaw* sind nur für geringe Spalte und bei nicht überlappenden Einlagen zulässig. Für unterschiedliche Kombinationen von Einlagehöhen ist die Vorhersage des Fließfrontverlaufs unzuverlässig [52].
- Bei allen neueren Fließmodellen (Power-Law-Ansätze) für SMC handelt es sich um 2D-Reduktionsmodelle aufgrund des symmetrischen Blockflusses des Materials. Es beinhaltet dabei den Stand der Forschung, d.h. eine Validierung des Fließfront- und Presskraftverlaufs über die Schließdistanz liegt auf Bauteilebene bisher nicht vor.

5.1.2 Problemeingrenzung

Da bisher kein validiertes Materialmodell für den Pressvorgang von C-SMC vorliegt und die CEL-Methode in ABAQUS verwendet wird, beschränkt sich die Problemstellung darauf, ein geeignetes

Modell bzw. eine Kombination von in ABAQUS implementierten Modellen zu finden. Eine eigenständige Implementierung ist aufgrund der zuvor diskutierten Punkte für die vorliegende Aufgabenstellung nicht zielführend. Bei der Modellentwicklung sollen zunächst die Wandreibungseinflüsse bzw. die Modellierung der Randschichten unberücksichtigt bleiben, um ihren potentiellen Einfluss auf beide Materialien sauber herausarbeiten zu können. Diese Trennung wird für das Pressrheometer laut *Engmann et al.* [170] empfohlen, da es im Pressrheometer nicht möglich ist „Perfektes Gleiten“ oder „Kein Gleiten“ als Randbedingungen einzustellen. Weiterhin werden im Rahmen dieser Arbeit nur industrielle Rahmenbedingungen für C-SMC betrachtet. Dazu gehören:

- Schließgeschwindigkeiten zwischen 0,5 mm/s (min) und 10 mm/s (max) mit geringen Liegezeiten, d.h. Temperatureinflüsse und Aushärtung werden vernachlässigt.
- Einfache Anpassung und Erweiterbarkeit des Materialmodells auf andere SMC-Materialien mit möglichst wenigen Stellgrößen.
- Vorhersage der Stackabmessungen und des Gewichts, sodass aus Simulationsergebnissen einfache und direkte Empfehlungen für den realen Prozess abgeleitet werden können.

5.1.3 Alternative Lösungen

Bevor eine Diskussion möglicher Lösungsvarianten möglich ist, sind zunächst die Materialphänomene zu abstrahieren und deren konstitutive Abbildungsmöglichkeit zu diskutieren. In der makroskopischen Materialmodellierung haben sich hierfür rheologische Modelle etabliert. Dazu sind in Abbildung 5.1 die Modellannahmen für AMC8590 und HUP-REC, sowie ein für SMC von *Silva-Nieto* [221] vorgeschlagenes Rheologiemodell dargestellt. Sowohl beim AMC8590, als auch beim HUP-REC konnte die Dehnratenabhängigkeit der Materialantwort gezeigt werden (vgl. Abbildung 3.9). Das viskose Element η_D in Abbildung 5.1 c) repräsentiert die Dehnratenabhängigkeit der Matrix. Beim HUP-REC ist aufgrund der schlechten Tränkung der Fasern und der Knäulstruktur (vgl. Abbildung 5.1 b)) bis zum Erreichen eines hydrostatischen Spannungszustandes kein

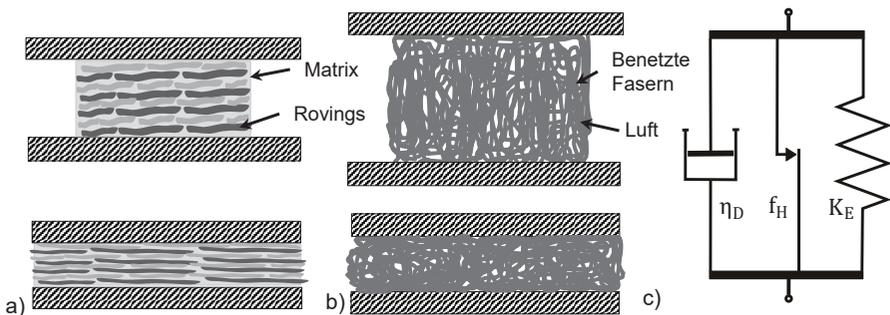


Abbildung 5.1: Abgeleitete Modellannahme des Pressens aus Abbildung 3.1 für a) AMC8590 mit geschichtetem Plättchenaufbau und b) HUP-REC mit geknäultem Wirrfaseraufbau und c) Rheologisches Modell nach *Silva-Nieto* [221]

Matrixeinfluss zu erwarten. Dies liegt daran, dass Luft bzw. Styrol herausgepresst werden und eine elastische Verformung durch Biegung [165] des Faserbettes vorliegt. Im rheologischen Modell bedeutet dies, dass das Dämpferelement η_D gesperrt ist und nur das Federelement K_E arbeitet. Dies deckt sich mit der Beobachtung einer elastischen Verformung im Experiment, wo das Material bei geringen Druckverformungen nach Entnahme der Last sofort in den Ausgangszustand zurückkehrt.

Beim AMC8590 ist aufgrund der enggestapelten Rovingbündel und der guten Tränkung eine viskoelastische Kompaktierung, d.h. ein Einfluss der Matrix ab Pressbeginn zu erwarten. In beiden Fällen repräsentiert das Reibelement f_H die Zunahme der Fließspannung bei zunehmender Verformung aufgrund der zunehmenden Faser-Faserinteraktion und das Aufreißen der Faser-Matrixbindungen, wie von *Silva-Nieto* [221] beschrieben. Ein solches Aufreißen von Zuschnitten erklärt auch *Kia* [78].

Um eine derartige Festkörperanalogie zu untersuchen, wurden einige Studien durchgeführt, die in Tabelle 5.1 zusammengefasst sind.

Tabelle 5.1: Mögliche Materialmodelle für isotropes, 3D-Fließen von SMC gemäß einer Festkörperanalogie

Materialmodell	Haupterkennnis	Quelle
elastisch-plastisch	Für eine Schließgeschwindigkeit von 0,5 mm/s kann die Druckspannung für C-SMC für das Pressrheometer sehr gut vorhergesagt werden.	[82, 83]
elasto-viskoplastisch	Für eine Geschwindigkeit von 0,83 mm/s kann die Druckspannung bei SMC sehr gut für das Pressrheometer vorhergesagt werden. Für die kleineren Geschwindigkeiten von 0,17 mms/s und 0,5 mm/s liegen die simulierten Kurvenverläufe oberhalb der experimentell gemessenen.	[222]
elasto-viskoplastisch	Der Kraft-Weg-Verlauf kann für Plastelin bei 0,083 mm/s bei Annahme einer „geschmierten“, d.h. reibungsfreien, Oberfläche sehr gut vorhergesagt werden.	[223]

5.1.4 Lösungsauswahl

Es konnte für zwei unabhängige FE-Programme [82, 83] gezeigt werden, dass das Kompressions- und Fließverhalten sich mit einem isotropen, elastisch-plastischen Materialmodell nach v.Mises abbilden lässt. Eine Erweiterung des Modells um die Zeitabhängigkeit der Fließspannung zu berücksichtigen, bietet das elasto-viskoplastische Modell nach *Adams et al.* [223]. Folgende Indizien sprechen dafür:

- Der Verlauf der experimentellen Kurven ähnelt den von HUP-REC bzw. AMC8590 mit ausgeprägter Fließspannung aus Abbildung 3.9.

- Die Abnahme der Druckspannung zum Rand hin ähnelt den Verläufen für HUP-REC und AMC8590 aus Abbildung 3.10 und 3.11.
- Vor dem Fließen wird das Material als nahezu elastisch beschrieben, wobei der E-Modul unabhängig von der Dehnrate ist. Das entspricht dem beobachteten Verhalten für HUP-REC in Abbildung 3.9.

5.1.5 Tragweitenanalyse

Durch die Verwendung des im vorherigen Abschnitt gewählten Ansatzes ergeben sich folgende Vorteile:

- Die gezeigte Kalibrierung lässt sich prinzipiell auf jeden SMC-Werkstoff anpassen.
- Eine einfache anisotrope Erweiterung ist durch das Hill-Modell [224–226] möglich.
- Die Fließspannung kann bei Bedarf zusätzlich temperaturabhängig formuliert werden.
- Ein Zusammenhang zur lokalen Faserorientierung lässt sich durch die lokalen Fließdehnungen herstellen (vgl. Kapitel 3.3).

Durch die Verwendung dieses Ansatzes ergeben sich folgende Nachteile:

- Bisher ist in ABAQUS nur eine lineare Interpolation zwischen Dehnraten implementiert, die bei SMC zu möglichen Abweichungen führen kann und daher zu prüfen ist.
- Eine Abschätzung der Fließspannungen bei verschiedenen Faservolumengehalten ist nicht möglich. Damit müssen je Material separat Pressrheometerversuche durchgeführt werden.

5.1.6 Entscheiden und Umsetzen

Es werden zunächst die Hauptkenntnisse einer im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Sensitivitätsstudie mit dem elastisch-plastischen Modell aus [82] gezeigt. Auf Basis dieser Erkenntnisse wird zusammen mit den Versuchsergebnissen für die Pressrheometerversuche aus Kapitel 3.3.1 eine Kalibrierung des Materialmodells in Kapitel 5.1.6.2 vorgenommen. Anschließend wird das CEL-Modell in ABAQUS für den Pressrheometer aufgebaut und der Pressvorgang für drei unterschiedliche Schließgeschwindigkeiten simuliert. Abschließend wird mit den erstellten Materialmodellen ein Abgleich zwischen den realen und simulierten Spannungsverläufen für den Pressrheometer durchgeführt. Dieses Vorgehen erleichtert die Deutung bzw. Diskussion von möglichen Abweichungen zwischen Simulation und Versuch.

5.1.6.1 Sensitivitätsstudie

Es wurde dazu die Plattengeometrie $250 \times 120 \text{ mm}^2$ mit 48 % Belegung aus Tabelle 3.5 verwendet. Ein beispielhafter Modellaufbau ist in Abbildung 5.2 a) gezeigt. Für alle Untersuchungen wurde eine „Smooth Step“ Amplitude verwendet (vgl. Abbildung 5.2 b)), d.h. das OWZ berührt das Material bei sehr geringer Geschwindigkeit. Damit sollen im Zusammenhang mit der verwendeten Zeitskalierung Massenträgheitseffekte minimiert werden. Die Zeitskalierung ist laut *Wagner et al.* [227] ein effektiver Weg, um Rechenzeit zu sparen. Das ist bei der CEL notwendig, da es

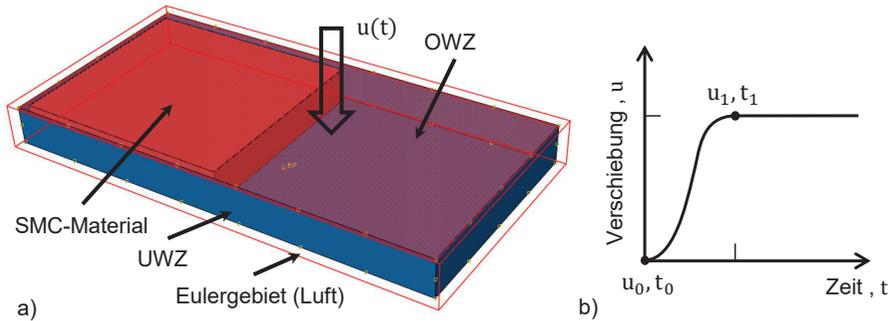


Abbildung 5.2: 1D-Flow Pressrheometer für 250 x 120 mm aus Tabelle 3.5 mit a) Modellaufbau und b) Amplitudenverlauf zur Bewegung des Oberwerkzeugs

sich um eine explizite Simulation handelt. Zur Überprüfung der dynamischen Effekte werden die Zielgrößen Presskraft- bzw. Fließfrontverlauf verwendet. Als Materialmodell wurde das vom Autor in [82] gezeigte elastisch-plastische Modell für die Schließgeschwindigkeit 0,5 m/s verwendet. Alle materialspezifischen Parameter wurden dabei konstant gehalten. Es wurden daher folgende geometrische und numerische Parameter des Modells variiert:

- Netzgröße und Netzform des Eulertraums
- Geometrie des Ober- und Unterwerkzeugs (Radienvariation)
- Netztyp, Netzgröße, Dicke und Orientierung des Ober- (OWZ) und Unterwerkzeugs (UWZ)
- Gesamtanalysezeit des Pressprozesses, d.h. Zeitskalierung
- Kontaktsteifigkeit zwischen OWZ bzw. UWZ und Eulermaterial
- Verwendung von Geschwindigkeitsrandbedingungen anstelle des UWZ

Deren Einfluss auf den Pressen-, Fließfrontverlauf und Leckage wurden untersucht. Die Erkenntnisse für diese Zielgrößen sind in Tabelle 5.2 und 5.3 zusammengestellt.

5.1.6.2 Kalibrierung des isotropen, elasto-viskoplastischen Materialmodells

Beim isotropen, elasto-viskoplastischen Materialmodell in ABAQUS sind neben dem E-Modul E pro Dehnrates die Fließspannungskurven $\sigma_f(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p)$ zu definieren. Die Durchführung der Kalibrierung erfolgte in vier Schritten:

1. Bestimmung der effektiven Spannung σ_{eff} und effektiven Dehnung ε_{eff} aus Abbildung 3.9
2. Approximation der Fließspannung σ_f für die Schließgeschwindigkeiten 0,5 mm/s - 10 mm/s
3. Approximation der realen plastischen Dehnrates $\dot{\varepsilon}_{p,real}$ für die Schließgeschwindigkeiten aus Abbildung 3.9
4. Zeitskalierung der realen plastischen Dehnrates $\dot{\varepsilon}_{p,real}$ zur numerischen, plastischen Dehnrates $\dot{\varepsilon}_{p,num}$

Tabelle 5.2: Hauptkenntnisse für die Zielgrößen Presskraft- und Fließfrontverlauf aus der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Sensitivitätsstudie [220]

Zielgröße	Hauptkenntnis
Presskraftverlauf	<ol style="list-style-type: none"> 1. Das Verfeinern des Eulernetzes verursacht bis zu geringen Schließhöhen (hoher Umformgrad) keine nennenswerte Veränderung des Presskraftverlaufs. 2. Die Variation der Netzform bzw. Orientierung des Eulergebiets hat keinen Einfluss auf den Presskraftverlauf. 3. Eine Zeitskalierung hat erst bei einem Faktor über 200 ($\dot{h} = 3,7 \text{ m/s}$) einen deutlichen Effekt. 4. Die Erhöhung der Kontaktsteifigkeit P_K hat kaum Einfluss. Die Abweichung der Presskräfte voneinander tritt erst nach Formfüllung bzw. hohen Drücken auf. 5. Die Veränderung des Elementtyps für OWZ und UWZ (Schalen, Solids) sowie die Anzahl an Solidlagen bzw. Schalendicke hat keinen Einfluss auf den Presskraftverlauf. 6. Das Verhältnis der Elementierung zwischen Werkzeugnetz und Eulernetz hat einen deutlichen Einfluss auf den Presskraftverlauf. Je größer das Werkzeugnetz im Verhältnis zum Eulernetz ist, umso früher ist der Presskraftanstieg bei geringen Schließhöhen. 7. Durch das Ersetzen des UWZ durch Geschwindigkeitsrandbedingungen (VBC) ändert sich der Kraftverlauf nicht.
Fließfrontverlauf	<ol style="list-style-type: none"> 1. Die Variation der Netzform bzw. Orientierung des Eulergebiets hat keinen Einfluss auf den Fließfrontfortschritt oder die Form der Fließfront. 2. Die Zeitskalierung hat keinen Einfluss auf die Form der Fließfront, aber bei Schließzeiten von unter 0,05 Sekunden einen wesentlichen Einfluss auf den Fließfrontfortschritt unabhängig von der Orientierung des Eulernetzes (Abweichung bis zu 30 % zu Echtzeit). 3. Durch das Ersetzen des UWZ durch VBC eilt die Fließfront am OWZ leicht voraus. Der Fließfrontfortschritt ändert sich nicht.

Tabelle 5.3: Haupterkenntnisse für die Zielgröße Leckage aus der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Sensitivitätsstudie [220]

Zielgröße	Haupterkenntnis
Leckage	<ol style="list-style-type: none"> <li data-bbox="351 380 1006 440">1. Leckage wird durch sehr feine Vernetzung deutlich reduziert (von 16 % auf 3 % der Anfangsmasse m_A). <li data-bbox="351 469 1006 565">2. An scharfen Kanten tritt Leckage auf. Diese Leckage wird durch Abrundung aller Kanten reduziert, die dauerhaft in Kontakt mit dem Eulermaterial stehen (9,3 % auf 6,9 % von m_A). <li data-bbox="351 594 1006 690">3. Leckage wird bei Verwendung von OWZ und UWZ reduziert, wenn die Elementflächen von WZ und Eulergeometrie konform sind, d.h. wenn die Elementkanten parallel zueinander verlaufen. <li data-bbox="351 719 1006 846">4. Die Variation der Netzform bzw. Orientierung des Eulergebiets hat kaum Einfluss die Leckage. Die in [220] gezeigte Schwankung des Massenverlaufs ist durch die manuelle Erfassung des Eulerraums für das Massentracking zu erklären. <li data-bbox="351 875 1006 935">5. Die Zeitskalierung hat erst bei einem Faktor über 200 ($v_S = 3,7$ m/s) einen deutlichen Effekt auf den Masseverlust. <li data-bbox="351 964 1006 1060">6. Die Erhöhung der Kontaktsteifigkeit P_K reduziert deutlich den Masseverlust (insbesondere bei starker Verzerrung der eulerschen Elemente) und es tritt ab $P_K > 10$ eine Sättigung der Leckage auf. <li data-bbox="351 1089 1006 1149">7. Die Umstellung des Elementtyps von Solids auf Schalen reduziert den Masseverlust m_V um 4 %. <li data-bbox="351 1179 1006 1305">8. Das Verhältnis der Elementierung zwischen Werkzeugnetz und Eulernetz hat einen starken Einfluss auf m_V. Je größer das Werkzeugnetz im Verhältnis zum Eulernetz ist, umso geringer ist m_V (12,8 % auf 0 % von m_A). <li data-bbox="351 1334 1006 1395">9. Durch das Ersetzen des UWZ durch VBC tritt keine numerische Leckage auf ($m_A = \text{konst.}$).

Schritt 1: Bestimmung der effektiven Spannung und Dehnung Wie zuvor beschrieben lässt sich der Verzerrungstensor ε gemäß

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p \quad (5.1)$$

in einen elastischen ε_e und plastischen Anteil ε_p zerlegen. Bis zum Erreichen des lokalen Kraftmaximus in Abbildung 3.9 ergibt sich für die effektive Dehnung ε_{eff}

$$\varepsilon_{eff} = \varepsilon_e = \frac{h_0 - h_Y}{h_0} \quad (5.2)$$

mit h_0 als der Anfangsschließdistanz und h_Y als der Schließhöhe bei Einsetzen des plastischen Fließens. Nach Erreichen der Fließspannung wird ε_{eff} laut [209] zu

$$\varepsilon_{eff,p} = \varepsilon_e + \sqrt{2 \left((\varepsilon_e - \varepsilon) - \sqrt{\frac{1}{1 + (\varepsilon_e - \varepsilon)} + 1} \right)^2}. \quad (5.3)$$

Die effektive Spannung σ_{eff} wird aufgrund der konstanten Fläche zu

$$\sigma_{eff} = \frac{4F}{\pi d_{Press}^2}, \quad (5.4)$$

wobei F die gemessene Kraft aus Abbildung 3.9 ist und d_{Press} den Plattendurchmesser des Pressreometers aus Abbildung 3.2 darstellt. Die Größen ε_{eff} und σ_{eff} sind für beide Materialien und alle drei betrachteten Schließgeschwindigkeiten jeweils in Abbildung 5.3 und 5.4 gezeigt. In beiden Diagrammen ist der Anfangsbereich der Kompaktierung in einem separaten Detaildiagramm dargestellt. Für HUP-REC ist der Fließbeginn für die drei Schließgeschwindigkeiten anhand der lokalen Maxima für σ_{eff} bei $\varepsilon_{eff} \approx 0,25$ zu erkennen. Für AMC8590 ist der Beginn des Fließens deutlich schwieriger zu bestimmen, da das Material relativ schnell anfängt zu fließen (vgl. Kapitel 3.3.1).

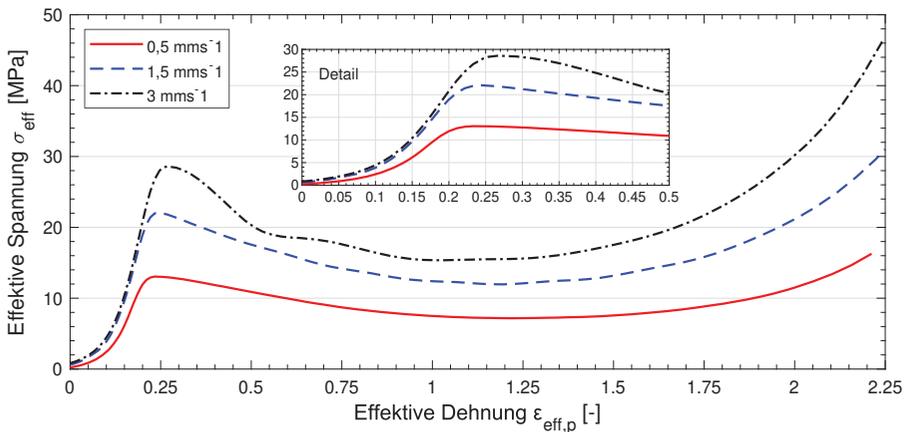


Abbildung 5.3: Schritt 1: Effektive Spannung σ_{eff} über effektive Dehnung ε_{eff} für HUP-REC

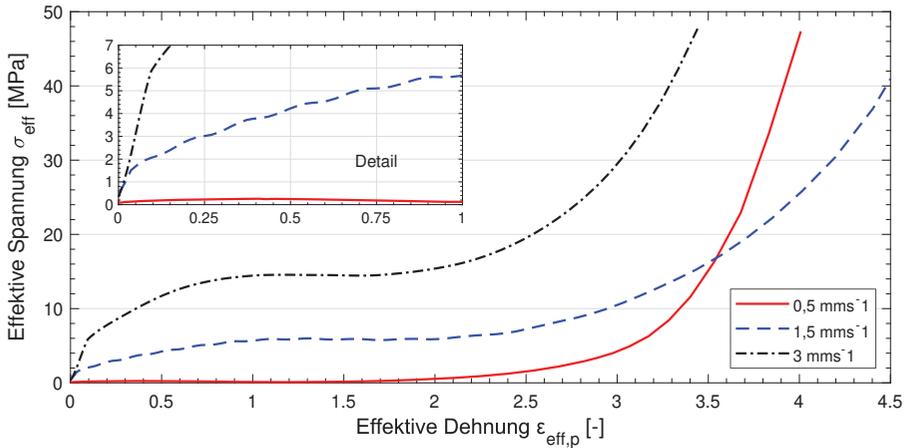


Abbildung 5.4: Schritt 1: Effektive Spannung σ_{eff} über effektive Dehnung ε_{eff} für AMC8590

Bei 1,5 mm/s und 3 mm/s sind zwei separate Bereiche zu erkennen, die durch einen Knick bei $\sigma_{eff} \approx 1,5$ MPa bzw. $\sigma_{eff} \approx 6$ MPa getrennt werden. Für 0,5 mm/s ist bei $\varepsilon_{eff} \approx 0,35$ ein lokales Maximum zu erkennen, das die beiden Bereiche Kompaktierung und Fließen trennt.

Schritt 2: Approximation der effektiven Dehnraten im elastischen und plastischen Bereich Für alle Schließgeschwindigkeiten werden, analog [228, 229], die effektiven Dehnungen über der Zeit aufgetragen und daraus lineare Approximationen je Bereich abgeleitet. Dies ist in Abbildung 5.5 und 5.6 dargestellt. Dabei kann gezeigt werden, dass HUP-REC eindeutig zwei Be-

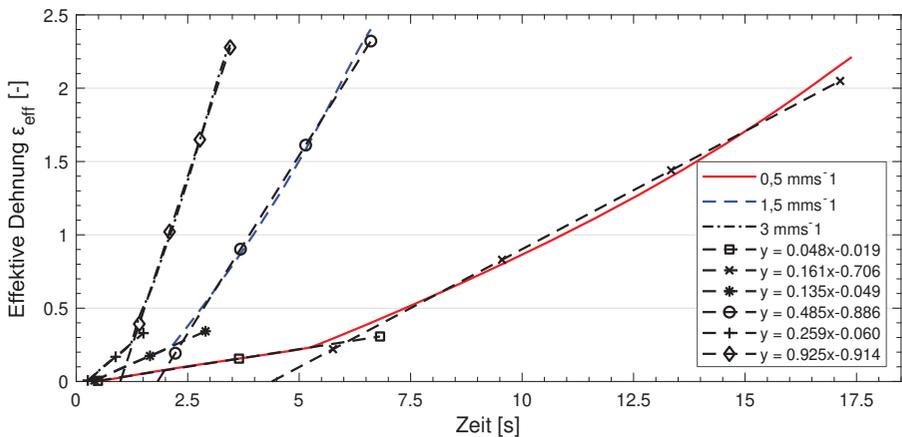


Abbildung 5.5: Schritt 2: Effektive Dehnung über Zeit im elastischen und plastischen Bereich für HUP-REC

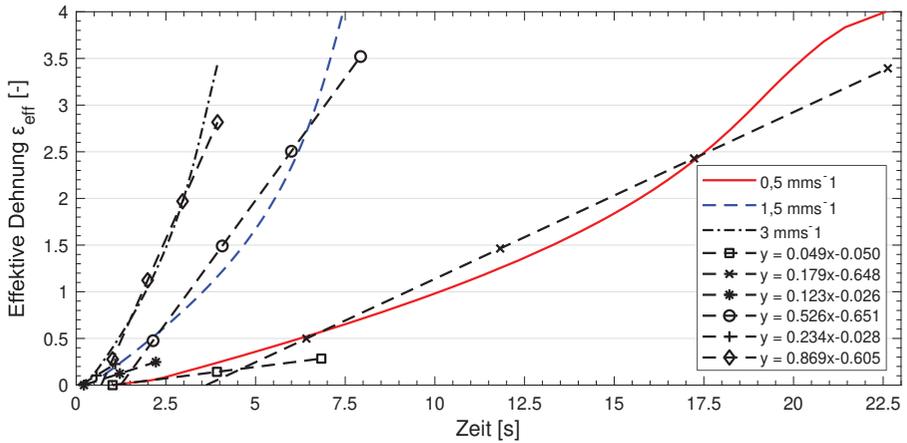


Abbildung 5.6: Schritt 2: Effektive Dehnung über Zeit im elastischen und plastischen Bereich für AMC8590

reiche mit jeweils konstanten Dehnraten besitzt. Dies ist für AMC8590 ebenfalls zu beobachten, allerdings ist der Kompaktierungsbereich nur sehr leicht ausgeprägt.

Schritt 3: Approximation der Fließspannung pro Dehnrate Aus Abbildung 5.3 und 5.4 werden die Fließspannungen σ_F für die drei Schließgeschwindigkeiten 0,5 mm/s, 1,5 mm/s, 3 mm/s und ihren in Abbildung 5.5 bzw. 5.6 approximierten, elastischen Dehnraten aufgetragen (vgl. Abbildung 5.7). Es werden daraus pro Material lineare Interpolationsfunktionen für die Fließspannung gebildet. Damit lassen sich für alle auftretenden Dehnraten die ersten Fließspannungen, d.h. der

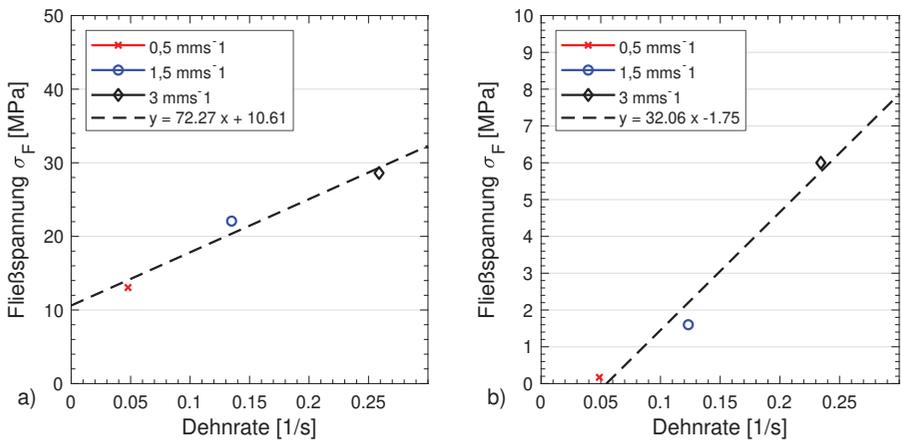


Abbildung 5.7: Schritt 3: Approximation des Fließbeginns in Abhängigkeit von der Dehnrate für a) HUP-REC und b) AMC8590

Fließbeginn bestimmen. Die mit diesem Verfahren für ausgewählte Dehnraten approximierten Fließspannungen sind in Tabelle A.5 für HUP-REC und in Tabelle A.6 für AMC8590 zusammengefasst.

Gemäß *Wagner et al.* [227] wird zur korrekten Berücksichtigung des zeitabhängigen Materialverhaltens bei erhöhter Geschwindigkeit ein Faktor vorgegeben, der reale und simulierte Geschwindigkeit ins Verhältnis setzt. In dieser Arbeit wird aus Rechenzeitgründen ein Faktor von 1000 verwendet, wonach die maximale Geschwindigkeit 3 m/s beträgt. Es konnte in Kapitel 5.1.6.1 gezeigt werden, dass bei einer Schließgeschwindigkeit von bis 3,7 m/s dynamische Effekte nicht dominant sind. Daher ist bei höheren Geschwindigkeiten mit einer deutlicheren Abweichung der Presskräfte und Fließfrontverläufe zu rechnen. Für den betrachteten Bereich von 0,5 mm/s bis 3 mm/s ist die Skalierung allerdings zulässig.

Schritt 4: Erzeugung von Fließspannungskurven Für HUP-REC ist die Form der $\sigma_{eff}-\varepsilon_{eff}$ -Kurven aus Abbildung 5.3 im plastischen Bereich sehr ähnlich. Daher wird hier der Versuch unternommen, ausgehend von einer der drei experimentellen Kurven, die übrigen durch Extrapolation zu generieren. Dazu werden zunächst die Werte von σ_{eff} für weitere diskrete ε_{eff} (insgesamt 9 Stützstellen) für die 0,5 mm/s-Kurve aus den experimentellen Daten ermittelt. Anschließend werden die σ_{eff} mit den Skalierungsfaktoren aus Tabelle A.5 multipliziert. Das Ergebnis für die Dehnraten aus Tabelle A.5 ist in Abbildung 5.8 gezeigt.

Da sich die $\sigma_{eff}-\varepsilon_{eff}$ -Kurven von der Form für AMC8590 für jede Schließgeschwindigkeit voneinander unterscheiden, ist eine Generierung der Fließspannungskurven $\sigma_F(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p)$ ausgehend von einer Schließgeschwindigkeit nicht sinnvoll. Die $\sigma_F(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p)$ -Kurven werden daher basierend auf den experimentellen Werten aus Abbildung 5.4 einzeln erzeugt. Lediglich für den quasi-statischen Fall (Untergrenze) und bei 10 mm/s (Obergrenze) wird eine Extrapolation auf Basis einer Geschwin-

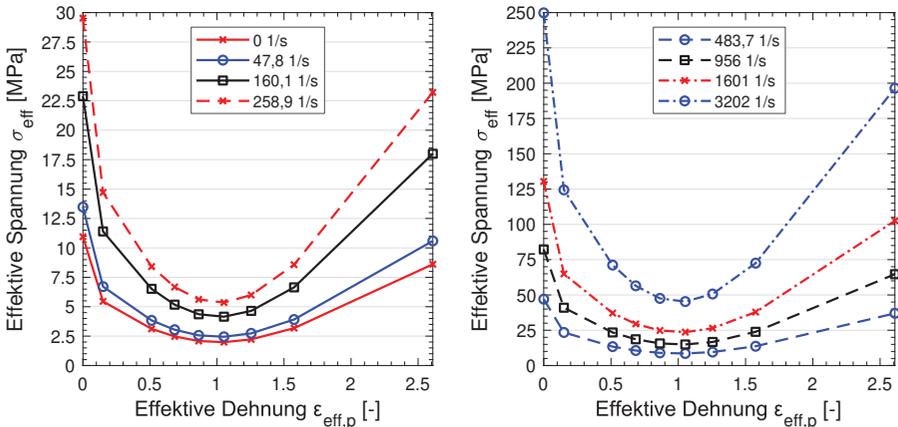


Abbildung 5.8: Schritt 4: Fließspannungskurven $\sigma_F(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p)$ als Input für das v.Mises Plastizitätsgesetz in ABAQUS für HUP-REC bei unterschiedlichen Dehnraten

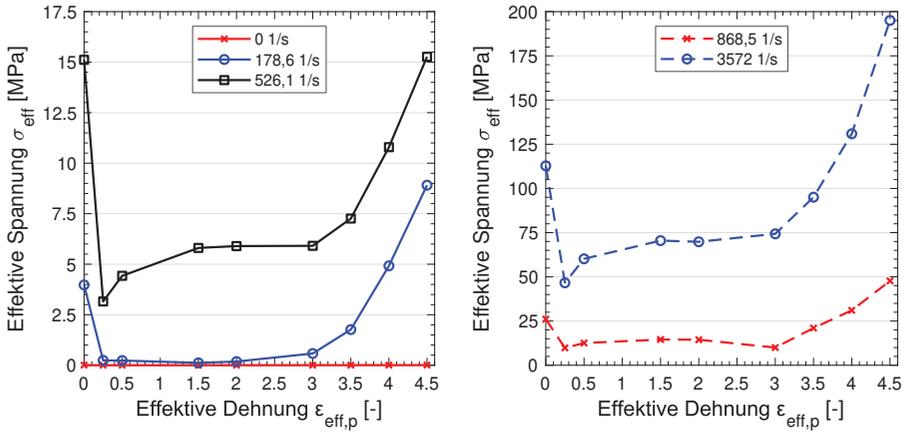


Abbildung 5.9: Schritt 4: Fließspannungskurven $\sigma_F(\epsilon_p, \dot{\epsilon}_p)$ als Input für das v.Mises Plastizitätsgesetz in ABAQUS für AMC8590 bei unterschiedlichen Dehnraten

digkeit verwendet. Dazu wird die 1,5 mm/s-Kurve verwendet, da diese im Vergleich zu 0,5 mm/s eine ausgeprägtere Fließspannung hat. Das Ergebnis der plastischen Inputkurven für AMC8590 ist in Tabelle A.6 zusammengefasst und in Abbildung 5.9 dargestellt.

5.1.6.3 Simulationsmodell für das Pressrheometer

Auf Basis der Erkenntnisse der Sensitivitätsstudie aus Kapitel 5.1.6.2 wurde das 3D-Simulationsmodell des Pressrheometers für die Konfiguration 1 aus Abbildung 3.2 b) aufgebaut. In Abbildung 5.10 ist das für den Abgleich mit den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 3.3 verwendete Modell dargestellt. Es besteht aus zwei Werkzeugflächen, einem 3D-Volumen für die SMC-Einlage und dem Eulergebiet. Das Eulergebiet bildet den Raum in dem sich das SMC-Material ausbreiten kann. Daher wird auch ein gegebener Raum außerhalb des Werkzeugeingriffs darge-

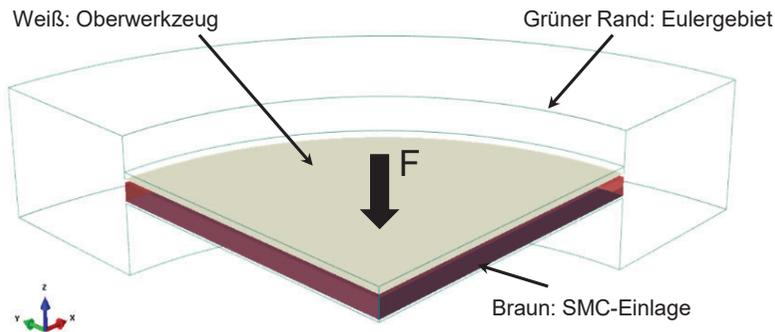


Abbildung 5.10: 3D-CEL-Modell für das Pressrheometer

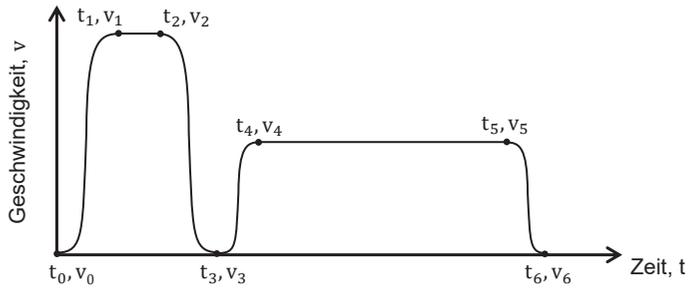


Abbildung 5.11: Amplitude des Oberwerkzeugs im Pressrheometermodell

stellt. Die SMC-Einlage wurde nur für die Zuweisung des Volumenanteils verwendet und ist nicht Bestandteil des FE-Inputfiles (.inp). Zur Rechenzeitreduktion und aufgrund der Symmetrie wurde eine Viertelgeometrie des Pressrheometers modelliert und an den Symmetrieebenen des Eulergebiets Geschwindigkeitsrandbedingungen ($v = 0$) definiert. OWZ und UWZ wurden als diskrete Starrkörper modelliert und mit Schalenelementen vernetzt. Dabei wurde das UWZ festgehalten und das OWZ gemäß der in Abbildung 5.11 dargestellten Geschwindigkeitsamplitude geführt. Hierbei wurde zwischen t_0 und t_3 zunächst der Abstand zwischen OWZ und Material mit möglichst hoher Geschwindigkeit überwunden. Anschließend beginnt mit t_3 der Pressvorgang, wobei die Zeitspanne zwischen t_3 und t_4 sehr klein gewählt wird, damit die Pressgeschwindigkeit $v_4 = v_5$ schnell erreicht wird. Die Verwendung eines solchen Verlaufs stellt sicher, dass zu Beginn keine Überlappung zwischen Werkzeug und Material vorliegt. Ohne einen Mindestabstand würde der Kontaktalgorithmus (Penalty Methode) nicht richtig funktionieren, da die Schalenelemente eine gewisse Dicke haben. Weiterhin werden durch den „weichen“ Kontakt vor Erreichen der Zielgeschwindigkeit Impulskräfte minimiert. In allen Fällen wird mit einer Gravitation $a_G = 9810 \text{ mm/s}^2$ und einer Kontaktsteifigkeit $P_K = 10$ gerechnet.

Eine vollständige Darstellung der verwendeten Parameter für die Werkzeuge findet sich in Tabelle A.7. Für beide SMC-Materialien sind die numerischen Modellparameter jeweils in Tabelle A.8 aufgelistet. Weitere Details zur Modellierung und genauen Vernetzung finden sich in [209].

5.1.7 Nacharbeiten und Lernen (Diskussion)

5.1.7.1 Prognosegüte des isotropen, reibungsfreien Materialmodells

In Abbildung 5.12 und 5.13 sind für beide Materialien die $\sigma_{eff}-\varepsilon_{eff}$ -Kurven für Simulation und Experiment dargestellt. Für HUP-REC lässt sich beobachten, dass die Verläufe für die Geschwindigkeiten $0,5 \text{ mm/s}$ und $1,5 \text{ mm/s}$ eine gute Übereinstimmung liefern. Insbesondere wird der Fließbeginn in beiden Fällen relativ präzise vorhergesagt. Eine größere Abweichung ergibt sich bei 3 mm/s , wobei der Fließzeitpunkt in der Simulation überschätzt wird. Die Abweichung bei der erhöhten Geschwindigkeit kann auf zwei Effekte zurückgeführt werden. Der weniger dominante Effekt sind Trägheitskräfte, die zu Kontaktbeginn vorliegen und mit zunehmender Masse bzw. Beschleunigung des Materials sichtbar werden. Der dominantere Effekt ist aber die Abweichung der

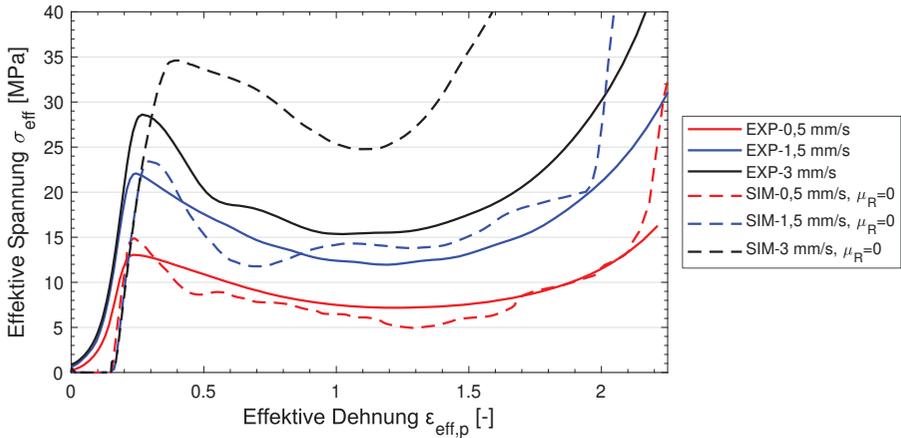


Abbildung 5.12: Vergleich der $\sigma_{eff}-\epsilon_{eff}$ Verläufe in Experiment und Simulation für HUP-REC

skalierten Fließspannungskurve basierend auf der 0,5 mm/s-Kurve zu der real gemessenen Kurve bei 3 mm/s.

Für AMC8590 ist in Abbildung 5.13 zu sehen, dass für keine Geschwindigkeit die Kurven nahe beieinander liegen, obwohl für jede der drei Geschwindigkeiten eine separate Kalibrierung der $\sigma_F(\epsilon_p, \dot{\epsilon}_p)$ -Kurven erfolgte. Die simulierten Kurven liegen überwiegend unterhalb der experimentellen.

Anhand der zuvor gezeigten Ergebnisse kann festgehalten werden, dass die gezeigte Kalibrierungsmethodik für das reibungsfreie, elastisch-plastische v.Mises Modell im Falle eines SMC-Materials mit folgenden Merkmalen:

- lineares Kompaktierungsverhalten unabhängig von der Verformungsgeschwindigkeit (Elastizität)
- ausgeprägter Fließbeginn
- konstanter Dehnrate nach Fließbeginn
- lineare Skalierbarkeit der Fließspannungskurven

eine gute Prognosegüte liefert. Zusammen mit den experimentellen Erkenntnissen aus Kapitel 3.3 kann hieraus geschlossen werden, dass bei Vorliegen einer über den gesamten Pressvorgang dominanten Dehnströmung die Festkörperanalogie herangezogen werden kann. Sobald die Mikrostruktur des SMC-Materials eine hohe Wärmeleitfähigkeit in Pressrichtung (vgl. Abbildung 3.13) vorweist treten Wandreibungseffekte auf, die eine Scherströmung verursachen. Diese Effekte führen auch zu Nichtlinearitäten im Kompaktierungsverhalten. Dies erzeugt eine nicht zu vernachlässigenden Abweichung zwischen Simulation und Experiment.

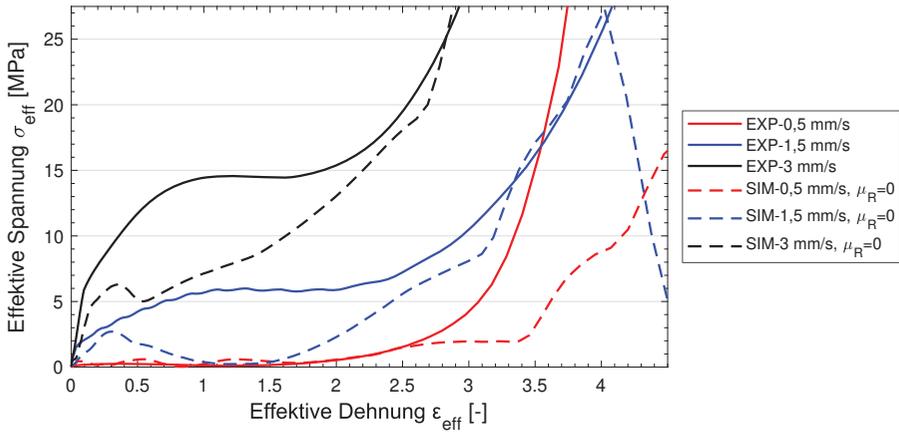


Abbildung 5.13: Vergleich der $\sigma_{eff}-\epsilon_{eff}$ Verläufe in Experiment und Simulation für AMC8590

5.2 Isotrope, reibungbehaftete Materialmodellierung für AMC8590

5.2.1 Situationsanalyse

Aus dem vorherigen Abschnitt kann insgesamt festgehalten werden, dass zur Steigerung der Prognosegüte die folgenden Anpassungen des bisherigen Materialmodells notwendig wären:

- Für beide Materialien: Implementierung einer nicht-linearen Skalierung zwischen den Fließspannungskurven auf Basis der experimentellen Daten in Abbildung 5.8 und 5.9
- Für AMC8590: Die Berücksichtigung einer zusätzlichen Scherspannung in Folge der Wandreibung aufgrund einer Erwärmung der Randschichten (vgl. Kapitel 2.2.1)

5.2.2 Problemeingrenzung

Da für die Presssimulation ABAQUS verwendet wird (vgl. Kapitel 4.1), beschränkt sich die Erweiterbarkeit der Materialmodellierung auf die in ABAQUS zur Verfügung stehenden Modelle. Dabei gibt es aktuell keine Möglichkeit eine gezielte nicht-lineare Interpolation zwischen zwei Fließspannungskurven festzulegen. Eine solche Anpassung würde die Entwicklung eines benutzerdefinierten Materialmodells notwendig machen. Dies soll im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet werden. Der Einfluss der Grenzschicht auf die Materialantwort kann in ABAQUS, gemäß dem Stand der Technik (vgl. Kapitel 2.2.1), durch ein empirisches Reibungsmodell abgebildet werden.

5.2.3 Alternative Lösungen

Für die Modellierung der Wandreibung bei SMC schlugen erstmalig *Barone und Caulk* [38] die drei Möglichkeiten der konstanten, coulombschen und hydrodynamischen Wandreibung vor [43, 230]. Diese Lösungsmöglichkeiten werden im Folgenden näher erläutert. Weiterhin wird ein empirischer Ansatz zur Kombination von coulombscher und hydrodynamischer Reibung vorgestellt, der bisher nur für gewebte, endlosfaserverstärkte Thermoplaste verwendet wurde.

5.2.3.1 Konstante Reibung

Im Falle konstanter Wandreibung gilt [230]:

$$\tau_w = -k_0 \quad (5.5)$$

mit der Scherspannung an der Werkzeugoberfläche τ_w und k_0 einer Konstanten. Diese Modellannahme hat zur Folge, dass die Geschwindigkeitsverteilung im Material bei gleicher Schließgeschwindigkeit unabhängig von der Lagendicke wäre [38]. Mit der Lagenanzahl bzw. dem Werkzeugabstand würde sich die Gesamtgeschwindigkeit des Stacks ändern, jedoch wäre die Geschwindigkeitsverteilung über den Querschnitt gleich.

5.2.3.2 Hydrodynamische Reibung

Bei hydrodynamischer Reibung hängt τ_w linear vom hydrodynamischen Reibungskoeffizienten λ und der jeweiligen Richtungsgeschwindigkeit v_i gemäß [44, 230]

$$\tau_w = -\frac{1}{2}\lambda v_i, \quad i = 1, 2 \quad (5.6)$$

ab. Gleichzeitig ist λ abhängig von der Dicke der Grenzschicht δ und ihrer Viskosität η_δ . Beide Größen sind zeitabhängig, d.h. $\lambda = \lambda(\delta(t), \nu(t))$. Zur Bestimmung von λ muss eine Modellannahme für die Randschicht (Newton'sches Medium oder Power-Law) herangezogen werden. Demnach lässt sich die gesamte Materialantwort σ_{ges} berechnen als

$$\sigma_{ges} = \sigma_{Kern} + \sigma_{Rand} \quad (5.7)$$

mit einer Kernspannung σ_{Kern} und einer Randschichtspannung σ_{Rand} . Hierzu stellt das von Hohberg [29] weiterentwickelte 2D-Modell den aktuellen Stand der Technik dar. Für das 1D-Fließen mit einer Einlage auf einer Seite im Werkzeug wird der über die Dicke gemittelte Druck $P(x_1(t))$ wie folgt formuliert:

$$P(x_1(t)) = \underbrace{-\eta_{ps} \left(\frac{1}{1+H} \right) \frac{1}{D_0^{n-1}} \left| \frac{\dot{h}}{h} \right|^{n-1} \frac{\dot{h}}{h}}_{P_{Kern}} + \underbrace{\left(\frac{2\lambda}{m+1} \right) \frac{\dot{h}}{v_0^{m-1} h^2} \left| \frac{\dot{h}}{h} \right| \left[x_1^{m+1} - \left(\frac{l_0 h_0}{h(t)} (\Delta t \beta(t) + 1) \right)^{m+1} \right]}_{P_{Randschicht}}, \quad (5.8)$$

wobei η_{ps} die Dehnviskosität im Falle eines ebenen Dehnungszustandes (1D-Fließen), H eine rheologische Funktion, D_0 die Referenzdeformationsrate, n und m die Exponenten der Potenzgesetze für Kernmaterial bzw. Randschicht und λ den hydrodynamischen Reibungskoeffizienten darstellen. Die restlichen Größen stellen kinematische Parameter dar, die in [29] nachgeschlagen werden können. Es ist zu beachten, dass λ während des gesamten Pressvorgangs als konstant angenommen wird, d.h. eine Veränderung von λ in Folge einer Druckdifferenz an zwei Stellen x_1 und x_2 ergibt mit Gleichung 5.8

$$\sigma_{33}(x_2) - \sigma_{33}(x_1) = -\frac{2\lambda}{m+1} \left(\left| \frac{\dot{h}}{v_0} \right| \right)^{m-1} \frac{\dot{h}}{h^{m+1}} [x_2^{m+1} - x_1^{m+1}]. \quad (5.9)$$

Durch Fitting für mindestens zwei Druckdifferenzen bei gleicher nominaler Deformationsrate können λ und m bestimmt werden.

5.2.3.3 Coulombsche Reibung

Gemäß *Barone und Caulk* [38] liegt der Verwendung der Coulombschen Reibung die Annahme eines direkten Faser-Metallkontakts (ohne Harzzwischenschicht), d.h. Trockenreibung, zu Grunde. Dabei ist τ_w [216, 230, 231]

$$\tau_w = -\mu_R p_D \quad (5.10)$$

linear abhängig vom Reibungskoeffizienten μ_R und der Druckspannung p_D . Die Bestimmung von μ_R kann durch Pull-Out-Tests [232], Pull-Through [233] oder Rotationsrheometern [234] bestimmt werden.

5.2.3.4 Kombination aus coulombscher und hydrodynamischer Reibung

Ein bisher für SMC nicht untersuchter Ansatz kombiniert beide Reibungsarten in einem einfachen, empirischen Modell. Dieses Modell wird durch die Stribeck-Kurve visualisiert, die in Abbildung 5.14 a) gezeigt ist. Diese Kurve stellt einen Zusammenhang zwischen dem gesamten Reibungskoeffizienten μ_R und der Hersey Zahl H dar

$$H = \frac{\eta_\delta v_{rl}}{p_N} \quad (5.11)$$

wonach η_δ die Viskosität der Grenzschicht δ , v_{rl} die Relativgeschwindigkeit und p_N den Normaldruck symbolisieren. Je nach vorliegender Hersey-Zahl wird dabei unter anderem zwischen Grenzreibung, elasto-hydrodynamischer (lokale, elastische Deformation der Kontaktpaare) und hydrodynamischer Reibung (vollständige Separation der Kontaktpaare durch eine Grenzschicht) unterschieden.

Dieser Zusammenhang wurde ursprünglich für die Klassifizierung der Schmiereigenschaften von Lagern verwendet. Durch *Chow* [235] wurde das Modell erstmalig zur Beschreibung der Reibung zwischen Werkzeug und Laminat bei der Umformung von gewebten Endlosfaserthermoplasten angewandt. Seitdem wurde es von weiteren Autoren für ähnliche Anwendungsfälle verwendet. Eine Zusammenstellung der Arbeiten findet sich in [234]. Ein Zusammenhang zwischen μ und H konnte von *Harrison et al.* [234] für einen 2x2-Twintex glasfaserverstärkten Polypropylen (PP) im hydrodynamischen Bereich (ROI) bestimmt werden (vgl. Abbildung 5.14 a)). Zur Bestimmung der Matrixviskosität η_M des PP wurde das Carreau-Yasuda Modell mit einer Arrhenius Temperaturabhängigkeit aus [236] verwendet. Zusammen mit den aus den Experimenten ermittelten Parametern μ_R , v_{rl} und p_N wurde der in Abbildung 5.14 b) gezeigte Zusammenhang identifiziert. Es lässt sich für Rheometer- und Pull-Through Experimente ein gemeinsamer Trend erkennen. Die Abweichung der Datenreihe für die Pull-Out Tests erklären *Harrison et al.* [234] durch die Annahme einer konstanten Grenzschichtdicke $\delta = 0,11$ mm für alle Testbedingungen.

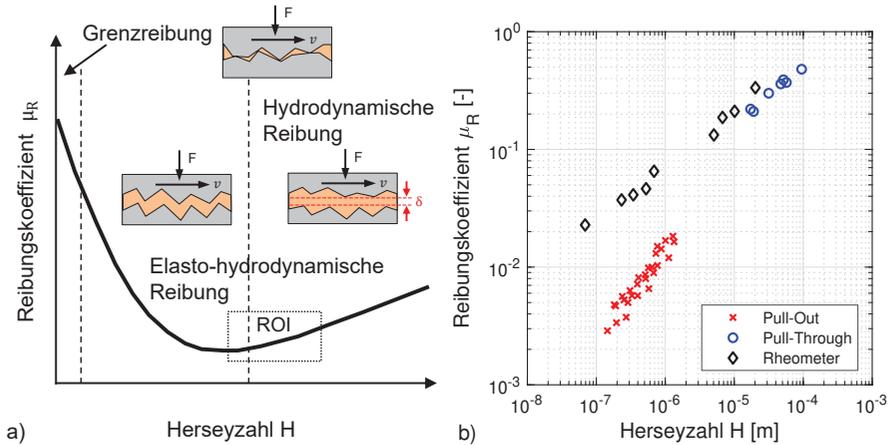


Abbildung 5.14: Empirische Ermittlung der Wandreibung mit der Stribeckanalyse a) Stribeckkurve mit drei charakteristischen Bereichen sowie der für gewebeverstärkte Polypropylen [234] untersuchten Region (ROI) b) Messdaten aus Pull-Out, Pull-Through, Rotationsrheometerversuchen für einen gewebeverstärkten Polypropylen [234]

5.2.4 Lösungsauswahl

Aus den Untersuchungen von *Barone et al.* [38, 69] lassen sich für G-SMC folgende Phänomene erkennen:

- Bei Vorliegen von Wandreibung wird bei ungehindertem Fließen aus einem beliebig geformten Zuschnitt (Ellipse [38] bzw. Rechteck [69]) mit zunehmendem Umformgrad ein Kreis.
- Je geringer die Lagenanzahl ist, umso schneller wird der Kreis erreicht.
- Das Fließverhalten unterscheidet sich je nach Lagenanzahl.

Sowohl coulombsche als auch hydrodynamische Reibung können dieses Verhalten abbilden. Konstante Reibung kann ausgeschlossen werden, da dabei das Fließverhalten unabhängig von der Lagenanzahl ist (vgl. Kapitel 5.2.3.1). Für G-SMC wurde von *Barone et al.* [38] die hydrodynamische Reibung als die zielführendste angeführt und wird seitdem von einer Reihe von Autoren verwendet [22, 29, 43, 44].

Da bisher keine umfangreichen Untersuchungen zum Fließverhalten von C-SMC vorliegen (vgl. Kapitel 2.7), kann mit den eigenen Erkenntnissen aus Kapitel 3.4 festgehalten werden, dass das Reibungsverhalten von C-SMC ebenfalls über einen coulombschen oder einen hydrodynamischen Ansatz abgebildet werden kann. Es wird an dieser Stelle das empirische Modell von Stribeck verwendet, da es die einfache Verwendung der Pressrheometerdaten ermöglicht.

5.2.5 Tragweitenanalyse

Durch die Verwendung des im vorherigen Abschnitt gewählten Ansatzes ergeben sich folgende Vorteile:

- einfach umsetzbar in ABAQUS, da druckabhängige Reibung bereits implementiert ist.
- empirisches Modell, das sich durch Messdaten anpassen lässt.

Durch die Verwendung dieses Ansatzes ergeben sich folgende Nachteile:

- Mögliche Ungenauigkeit, da keine C-SMC spezifischen Daten aus Pull-Out/Pull-Through/Rotationsrheometern vorliegen. Die Ermittlung solcher Daten war im Rahmen der Arbeit nicht möglich.
- Kein stationärer Zustand, da sich die Viskosität und damit Reibparameter über die Simulationsdauer ändern.

5.2.6 Entscheiden und Umsetzen

Es wird zunächst mit dem Stribeck-Ansatz auf Basis der Daten von *Harrison et. al* [234] für Polypropylen aus Abbildung 5.14 der druckabhängige, coulombsche Reibungskoeffizient für C-SMC bestimmt. Anschließend wird der in Kapitel 5.1.6.3 gezeigte Pressrheometer mit dem neuen Reibungsmodell simuliert und die Ergebnisse mit dem Ansatz ohne Reibung verglichen.

5.2.6.1 Bestimmung des druckabhängigen Reibungskoeffizienten

Die Bestimmung erfolgt hierbei in drei wesentlichen Schritten:

1. Ermittlung einer Regressionsgleichung für den Zusammenhang zwischen H und μ_R im hydrodynamischen Bereich.
2. Berechnung von H für charakteristische Zustände von C-SMC im Pressrheometer.
3. Bestimmung des druckabhängigen Reibungskoeffizienten μ_R für die charakteristischen Presszustände.

Aus den Messdaten für Rheometer und Pull-Through Versuchen lässt sich mit der Methode der kleinsten Quadrate die folgende Regressionsgleichung bestimmen:

$$\mu_R = 26,911H^{0,4309}. \quad (5.12)$$

Die charakteristischen Zustände während des Pressens lassen sich grob in drei Bereiche unterteilen, die in Abbildung 5.15 a) mit A, B, C gekennzeichnet sind. Bereich A stellt die Kompressionsphase mit Fließbeginn dar, d.h. der Übergang von Haft- zu Gleitreibung. Hierbei besitzt die Matrix bei 23°C eine Startviskosität von 360 Pas [237]. Bereich B stellt den stabilen Fließzustand dar (moderater Kraftanstieg), ohne dass eine Aushärtung beginnen kann. Während dieser Phase wird angenommen, dass sich die Matrix auf Werkzeugtemperatur von 145°C erwärmt hat. In diesem Zustand wurde für AMC8590 eine Viskosität von 12 mPas gemessen [209]. Bereich C ist das Dünnpressen. In diesem Zustand kann eine lokale Aushärtung erfolgen.

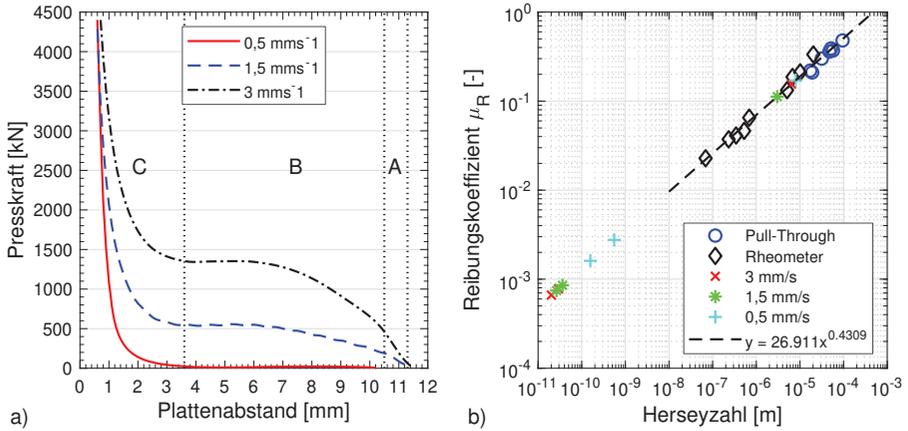


Abbildung 5.15: Reibwertbestimmung für AMC8590 mit a) Definition der charakteristischen Presszustände b) berechnete Kennwerte für Presszustände im Vergleich zu Pull-Through und Rheometerdaten aus Abbildung 5.14

An den Schnittpunkten der vertikalen Linien der drei Bereiche mit den Messkurven werden die Kraftwerte F_P abgelesen. Daraus lassen sich gemäß

$$p_{Press} = \frac{F_{Press}}{A_{Press}} = \frac{F_{Press}}{\pi r_{Press}^2} \quad (5.13)$$

der Druck p_{Press} und bei konstanter Schließgeschwindigkeit $\dot{h} = -dh/dt = konst$ mit [34]

$$v_r(r) = -\frac{r}{2h} \dot{h} \quad (5.14)$$

die Radialgeschwindigkeit $v_r(r)$ bestimmen. Die gemittelte Radialgeschwindigkeit \widehat{v}_r ergibt sich durch Integration über den Plattenradius r_{Press} von Gleichung 5.14

$$\widehat{v}_r = -\frac{r_{Press}}{4h} \dot{h}. \quad (5.15)$$

Die Ergebnisse für $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ sind in Tabelle 5.4 zusammengefasst. In Abbildung 5.15 b) ist μ_R für die drei Schließgeschwindigkeiten zusammen mit den Werten für PP aus Abbildung 5.14 b) aufgetragen. Die ermittelten Werte für H für Bereich A liegen zwischen den Rheometer und Pull-Through Daten. In Abbildung A.4 sind die damit definierten Materialkarten in ABAQUS gezeigt.

Tabelle 5.4: Empirische Bestimmung des druckabhängigen Reibungskoeffizienten bei 3 mm/s für die drei Bereiche A, B, C aus Abbildung 5.15 a)

Parameter	Bereich A	Bereich B	Bereich C
Plattenabstand h [m]	$11,3 \cdot 10^{-3}$	$9,7 \cdot 10^{-3}$	$3,6 \cdot 10^{-3}$
Kraft F_{Press} [N]	59709	735459	1353483
Radialgeschwindigkeit v_r [m/s]	$1,14 \cdot 10^{-2}$	$1,33 \cdot 10^{-2}$	$3,58 \cdot 10^{-2}$
Viskosität η [Pas]	$3,60 \cdot 10^2$	$1,20 \cdot 10^{-2}$	$1,20 \cdot 10^{-2}$
Radius r_{Press} [m]	0,172	0,172	0,172
Fläche A_{Press} [m ²]	0,093	0,093	0,093
Druck p_{Press} [Pa]	642430	7913187	14562839
Herseyzahl H [m]	$6,40 \cdot 10^{-6}$	$2,02 \cdot 10^{-11}$	$2,95 \cdot 10^{-11}$
Reibungskoeffizient μ_R [-]	0,155	0,001	0,001

5.2.7 Nacharbeiten und Lernen (Diskussion)

5.2.7.1 Prognosegüte des isotropen, reibungsbehafteten Materialmodells

In Abbildung 5.16 ist das Ergebnis der σ_{eff} - ε_{eff} -Kurven für AMC8590 bei Berücksichtigung der Reibung gezeigt. Die Verbesserung der Prognose bei Berücksichtigung der druckabhängigen Reibung ist deutlich sichtbar. Insbesondere bei 1,5 mm/s ist die Übereinstimmung bis $\varepsilon_{eff} = 3$ sehr gut. Es kann festgehalten werden, dass für die drei Geschwindigkeiten bis $\varepsilon_{eff} = 1$ eine gute Übereinstimmung vorliegt. Überträgt man diese Erkenntnisse auf die F-u-Kurven aus [209], lässt sich festhalten, dass für 3 mm/s bis 4 mm Schließdistanz und für 0,5 mm/s bis 2 mm Schließdistanz eine gute Prognose vorliegt. Weiterhin spielt die bei hohen Umformgraden, d.h. geringen Schließdistanzen (< 2 mm), die Elementierung eine große Rolle. Es konnte in [209] gezeigt werden, dass bei einer Reduktion der Elementkantenlänge von 0,25 mm auf 0,1 mm in Pressrichtung kein Abreißen des Kraftanstiegs erfolgt ist. Daher ist zur weiteren Verbesserung eine deutlich feinere Auflösung notwendig, die einen industriellen Einsatz zum Zeitpunkt der Arbeit nicht rechtfertigt. Durch die Einführung einer druckabhängigen Reibung im Modell konnte die Prognosegüte bis zu einem mittleren Umformgrad gesteigert werden.

Eine weitere Verbesserung wäre die Verwendung eines dehnratenabhängigen E-Moduls im elastischen Bereich, d.h. die Erweiterung auf ein visko-elastoplastisches Materialmodell. Bei der bisherigen Kalibrierung wurde der elastische Bereich für jede Geschwindigkeit manuell angepasst. Durch die Berücksichtigung der Viskoelastizität ist ein universelleres Modell möglich. Die Viskoelastizität ist bei AMC8590 aufgrund der höheren Kompaktierung bzw. Matrixbenetzung nachweislich deutlich stärker ausgeprägt, als bei HUP-REC (vgl. Abbildung 5.3 bzw. 5.4 und Abbildung 3.9). Zusätzlich ist für ein universelleres Modell mit besserer Prognosegüte eine nicht-lineare Skalierung der plastischen Dehnraten $\dot{\varepsilon}_p$ notwendig. Eine wesentliche Limitierung des bestehenden Modells zeigt sich, sobald die Aushärtung während des Pressvorgangs auftritt. Diese Limitierung ist durch

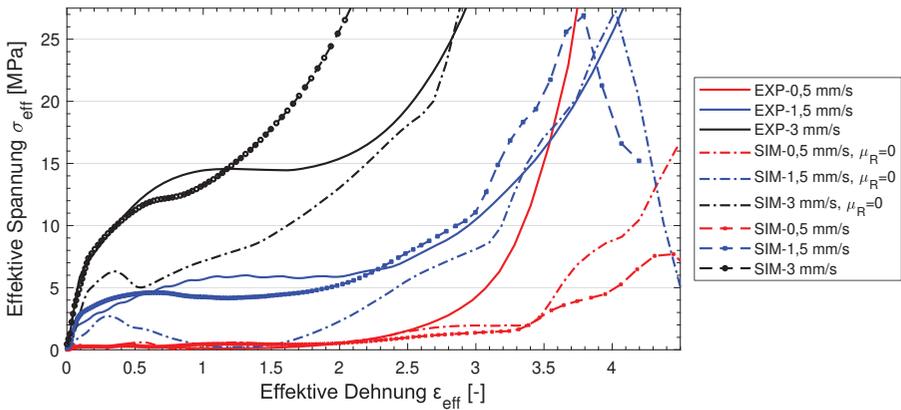


Abbildung 5.16: Vergleich der σ_{eff} - ε_{eff} Verläufe in Experiment und Simulation mit-/ohne Reibung für AMC8590

den Schnitt der 1,5 mm/s mit der 0,5 mm/s-Kurve in Abbildung 5.16 deutlich zu sehen. Dies stellt aber keinen industriellen Zustand dar, da im Versuch wenig Material in sehr langer Zeit vollständig verpresst wurde. Ein weiterer Stellhebel ist die Weiterentwicklung des Reibungsmodells. Da für das verwendete, empirische Reibungsgesetz keine Messdaten von C-SMC zur Verfügung standen, wurden Daten für Polypropylen verwendet (vgl. Kapitel 5.2.4). Daher sind für eine weitere Detaillierung bzw. Validierung Pressrheometer oder Pull-Through Tests, analog *Harrison et. al* [234] oder *Gorczyca et. al* [238], durchzuführen.

5.3 Bewertung der Materialmodellierung

Abschließend werden die zuvor entwickelten Modelle anhand der Konfiguration 2 ($100 \times 100 \text{ mm}^2$) des Pressrheometeraufbaus aus Kapitel 3.2.1 validiert. Es wurde dasselbe Modell wie in Kapitel 5.1.6.3 verwendet, allerdings mit einem Viertelmodell der $100 \times 100 \text{ mm}^2$ Einlage aufgrund der Symmetrie, sowie einer geringen Modifikationen des Eulernetzes. Aufgrund der unterschiedlichen Stackabmessungen wurde die Amplitude angepasst. Details dazu finden sich in [209]. Zur Vergleichbarkeit werden die Masse und Presskräfte mit dem Faktor 4 multipliziert. Für HUP-REC ergibt sich in der Simulation eine Masse von 79 g und im Versuch 72 g. Für AMC8590 sind die Werte jeweils 175 g und 159 g. Die Ursache der geringen Abweichung ergibt sich aus der Materialzuweisung für das Eulernetz. Daher sind die Simulationswerte in beiden Fällen um ca. 10 % größer. Als Bewertungsgrößen werden die Presskraft- und Fließfrontverläufe zwischen Simulation und Versuch herangezogen.

Das Ergebnis für die Presskräfte zeigt jeweils Abbildung 5.17. Für HUP-REC wird der elastische Bereich, d.h. geringe Kompaktierung für beide Geschwindigkeiten, sehr akkurat prognostiziert. Die Ursache hierfür findet sich direkt in der Kalibrierung aus Abbildung 5.12. Bei einer größeren effektiven Dehnung ε_{eff} , d.h. geringerem Plattenabstand, ergeben sich zunehmend größere Ab-

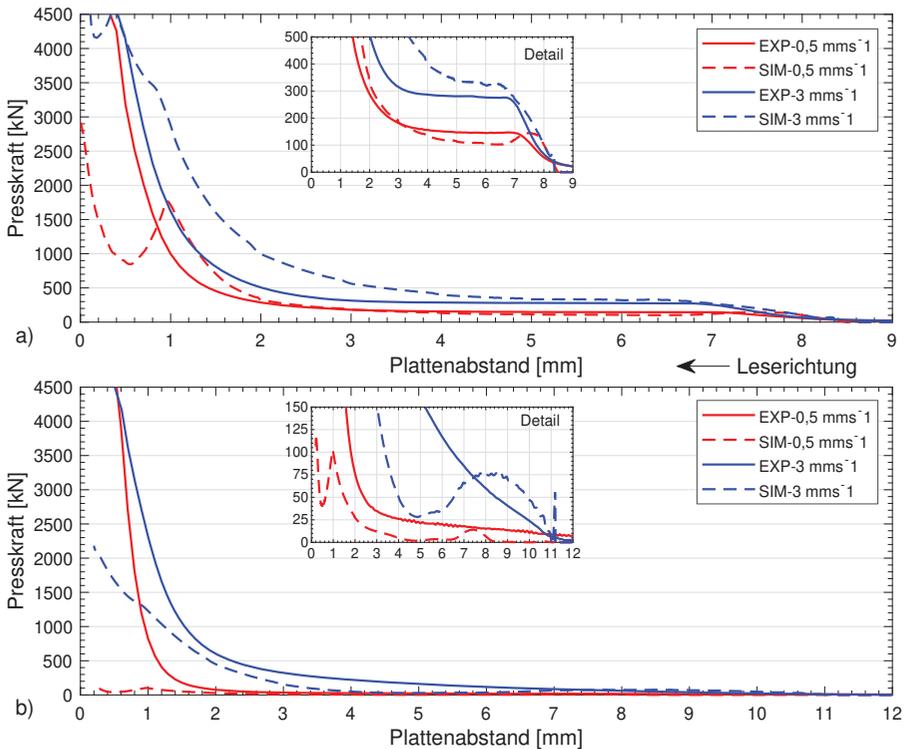


Abbildung 5.17: Konfiguration 2 des Pressrheometer aus Kapitel 3.2.1: Vergleich der Pressen-
kraft zwischen Simulation und Experiment für a) HUP-REC und b) AMC8590

weichungen. Bei einem Wert von 1 mm sieht man kurzzeitige Kraftabfälle, wobei für 3 mm/s dieses Verhalten schwächer ausgeprägt ist. Grund hierfür ist der Kontaktalgorithmus (Penalty-Methode) der CEL sowie der Verwendung von Eulerelementen mit einer minimalen Dicke von 1 mm [209]. Dadurch funktioniert die Kopplung der Ankerpunkte des Eulermaterials und der Knoten des Lagrangeschen Netzes des OWZ bzw. UWZ während dem Pressen nicht mehr zuverlässig. Durch eine extreme Verfeinerung des Eulernetzes in Dickenrichtung wird dieser Effekt praktisch eliminiert, wie in [209] gezeigt. Bei AMC8590 fällt zunächst auf, dass sehr geringe Kräfte notwendig sind, um das Material zu verpressen. Aufgrund der geringen Stackabmessungen, erwärmt sich das Material sehr schnell und geliert. Dies führt zu einer ausgeprägten Randschicht und Scherung des Materials. Die Simulation kann dieses Reibverhalten nicht ausreichend abbilden. Da keine spezifischen Messungen der Reibung für C-SMC vorlagen und Werte für Polypropylen verwendet wurden, ist dies eine mögliche Ursache für diese Abweichungen. Bei dieser Kalibrierung und der Verwendung von großen Stacks (350 mm, 1,5 kg) konnte der Anfangsbereich deutlich besser prognostiziert werden

(vgl. Abbildung 5.16). Weiterhin zeigen sich auch hier bei 1 mm Krafteinbrüche, die die gleiche Ursache wie bei HUP-REC haben.

Die Abbildung 5.18 zeigt in a) den direkten Vergleich der Fließfrontkurven zwischen Simulation und Versuch für HUP-REC bei drei verschiedenen Plattenabständen. Es zeigt sich eine deutliche Abweichung, die insbesondere in y-Richtung zunimmt. Dabei wird die Prognose für die x-Richtung mit abnehmendem Plattenabstand besser. Für diese Abweichungen gibt es primär zwei Gründe. Zum einen weist das HUP-REC in der Realität eine Faservorzugsrichtung auf (vgl. Kapitel 3.3.1), welche orthogonal zur Produktionsrichtung (Pfeil auf den Bildern) ist. Dadurch fließt es bevorzugt quer zu den Fasern, d.h. in Produktionsrichtung (hier: y-Richtung) und bildet eine Fließellipse aus.

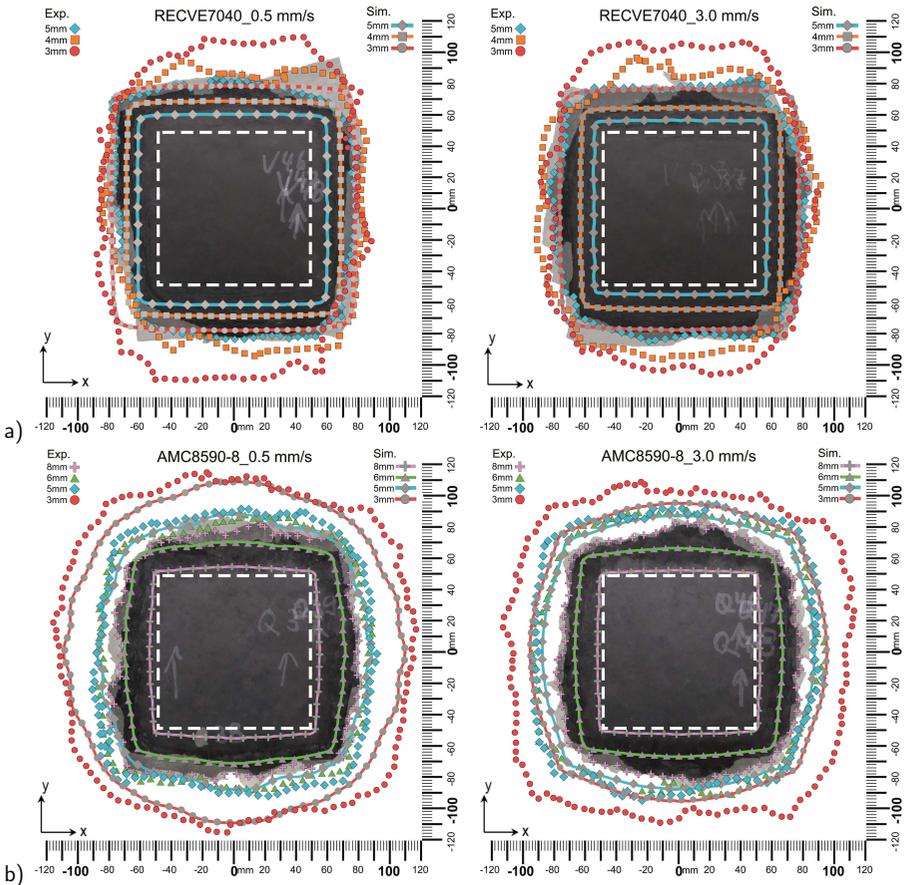


Abbildung 5.18: Vergleich des Fließfrontverlaufs zwischen Experiment (Mittelwertkurven aus 3 Short-Shots aus Abbildung 3.12) und Simulation für a) HUP-REC und b) AMC8590

Dieses Verhalten wird als anisotropes Fließen bezeichnet und konnte im Rahmen dieser Arbeit für die CEL von *Thaler* [239] anhand des AMC8595 (UD-SMC) numerisch nachgewiesen werden, indem Fasern und Matrix als Einzelkomponenten abgebildet wurden. Dabei breitete sich das Material primär senkrecht zur Faserrichtung aus. Dieses Verhalten wird entweder über die Einführung einer anisotropen Viskosität [33, 163, 166, 240] oder einer anisotropen Fließspannung [241–243] abgebildet. In beiden Fällen gibt es eine Parameterfitting ausgehend von der isotropen Viskosität bzw. Fließspannung, um die Presskurven besser abzubilden. Der Ansatz über die Fließspannung mit dem anisotropen Fließgesetz nach Hill [224] wurde im Rahmen dieser Arbeit für HUP-REC durch *Devarakonda* [209] angewendet. Dabei wurden die Hill Parameter R_{xx}, R_{xy} durch eine Optimierung so angepasst, dass die Short-Shots in der Simulation bestmöglich mit den Short-Shots im Experiment übereinstimmen. Daraus resultierte eine bessere Übereinstimmung der F-u-Kurven. Allerdings ließ sich das Gesetz auf unsymmetrische Bauteile zum Zeitpunkt der Arbeit in ABAQUS nicht umsetzen, daher wird es an dieser Stelle nicht weiter beleuchtet.

Für AMC8590 ist in Abbildung 5.18 b) bei 0,5 mm/s zunächst zu beobachten, dass die Fließfront in der Simulation der im Experiment naheht. Bei 3 mm zeigt sich aber eine gute Übereinstimmung. Die größten Abweichungen treten an den vier Ecken auf. Grund hierfür ist die zuvor erwähnte Wandreibung aufgrund einer größeren Grenzschichtausbildung durch den Temperatureinfluss. Hinzu kommen geringe Einflüsse durch die Trägheit der Masse in der Simulation aufgrund der Zeitskalierung. Deshalb ist die Abweichung zwischen Experiment und Simulation bei 3 mm/s im Vergleich zu 0,5 mm/s größer.

6 Konzeptionierung der VPK: Modul Verzug

Analog dem vorherigen Kapitel wird mit der SPALTEN-Methode eine Materialkarte für die Simulation des thermomechanischen Verzugs erarbeitet. Hierzu werden die Anforderungen aus Kapitel 4 aufgegriffen und zusammen mit den Erkenntnissen der Materialuntersuchungen aus Kapitel 3 bzw. den bekannten Modellierungsansätzen aus Kapitel 2 kombiniert. Es wird im ersten Teil auf das Materialmodell, einige der getroffenen Annahmen sowie die FE-Modellierung des Verbunds eingegangen. Im zweiten Teil werden die Kennwerte des Verbunds für HUP-REC und AMC8590 bestimmt und validiert. Abschließend werden die gefundenen empirischen Zusammenhänge zwischen den Verbundkennwerten und Fließdehnung in Form von Polynomgleichungen dargestellt, die später implementiert werden können.

6.1 Anisotropes, linear-elastisches Materialmodell für HUP-REC und AMC8590

6.1.1 Situationsanalyse

Auf Basis der bisherigen Ausführungen lassen sich folgende wichtige Erkenntnisse und Rahmenbedingungen für die Entwicklungsaufgabe festhalten:

- Im Rahmen der Materialcharakterisierung in Kapitel 3 wurde festgestellt, dass die lokale Fließdehnung um den makroskopischen Wert der Fließdehnung ε_f streut (vgl. Kapitel 3.4). Das heißt das C-SMC verformt sich näherungsweise homogen.
- Für Betrags- und Richtungsverteilung der lokalen Fließdehnung liegt eine positive Korrelation zur Faserhäufigkeitsverteilung vor (vgl. Kapitel 3.4). Damit kann die Hauptfaserrichtung über die Richtung der ersten Hauptdehnung (erste Eigenrichtung von ε_f) näherungsweise beschrieben werden.
- Aus der Presssimulation liegen für jedes Element die Eigenwerte und Eigenrichtungen des plastischen Dehnungstensors ε_p vor (vgl. Kapitel 5.3). Der erste Eigenvektor und erste Eigenwert von ε_p aus der Presssimulation stimmt näherungsweise mit dem ersten Eigenvektor und ersten Eigenwert von ε_f der Pressversuche überein.
- Ein diskreter, experimenteller Zusammenhang zwischen ε_f bzw. dem Belegungsgrad B und den thermoelastischen Kenngrößen E_{11} , E_{22} , α_{11} , α_{22} konnte im eindimensionalen Fließversuch identifiziert werden (vgl. Abbildung 3.18).
- Die Mikrostruktur der C-SMC-Materialien unterscheidet sich. AMC8590 hat einen gestapelten Rovingschnippelaufbau und ähnelt dabei dem von G-SMC [116]. HUP-REC hingegen hat einen dreidimensionalen Wirrfaseraufbau (vgl. Abbildung 3.1).

6.1.2 Problemeingrenzung

Da bisher kein validiertes Materialmodell des Verzugs für C-SMC vorliegt und ABAQUS verwendet wird, beschränkt sich das Problem darauf eine Auswahl von in ABAQUS implementierten Modellen bzw. deren Kombination zu treffen. Im Rahmen der Arbeit wird lediglich der Abkühlvorgang nach der Bauteilentnahme aus dem Werkzeug betrachtet. Gemäß der bisherigen Erkenntnisse für G-SMC

kann der Einfluss der chemischen Schwindung vernachlässigt werden (vgl. Kapitel 2.4). Weitere Vereinfachungen und Prämissen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Materialkenngrößen sind während des Abkühlvorgangs unabhängig von Druck, Temperatur, Aushärtegrad, d.h. $E(p, T, D) = konst$, $\alpha(p, T, D) = konst$ [147].
- Es liegt linear-elastisches Materialverhalten vor. Nicht-Linearitäten können bei der Steifigkeitsberechnung für SMC vernachlässigt werden [21].
- Das Bauteil ist zu Beginn des Abkühlvorgangs spannungsfrei und hat eine homogene Temperaturverteilung.
- Der Faservolumengehalt ist homogen und konstant.

Damit beschränkt sich die Entwicklungsaufgabe auf folgende zwei Kernaspekte:

1. Auswahl und Charakterisierung eines linear-elastischen, orthotropen bzw. transversal-isotropen Materialmodells
2. Numerische Diskretisierung und Elementauswahl

Für den ersten Punkt ist eine Umrechnungslogik zwischen dem ersten Eigenwert des plastischen Dehnungstensors ε_p und den Variablen des Materialmodells zu entwickeln.

6.1.3 Alternative Lösungen

Bestimmung der Materialkarte Die prozessinduzierten Eigenspannungen σ_{eig} im Bauteil summieren sich wie folgt [114]:

$$\sigma_{eig} = \mathbb{C}[\varepsilon] + \sigma_{th} + \sigma_w \quad (6.1)$$

mit \mathbb{C} dem Steifigkeitstensor, ε der Gesamtdehnung, σ_{th} den thermisch eingebrachten Eigenspannungen, σ_w den über das Werkzeug eingebrachten Eigenspannungen. Die letzten beiden Größen werden wie oben erwähnt vernachlässigt. Dabei setzt sich ε gemäß

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_{th} \quad (6.2)$$

additiv aus einem elastischen ε_e und einem thermischen ε_{th} Anteil zusammen. Der thermische Anteil ist dabei

$$\varepsilon_{th} = \int_{T_S}^{T_E} \alpha_T(t) dT = \alpha_T \Delta T \quad (6.3)$$

mit α_T dem konstanten, thermischen LAK und der Gesamttemperaturdifferenz ΔT . Die Annahme der Temperaturunabhängigkeit von α_T ist gemäß *Schürmann* [244] im üblichen Temperaturbereich von -40°C bis 120°C zulässig. Dies wird bei der Lösungsumsetzung nochmal überprüft. Im orthotropen Fall sind die neun Elastizitäts- und drei thermische Ingenieurkonstanten des SMC-Verbundes zu bestimmen [244]. Für die Ermittlung dieser stehen folgende Lösungen zur Verfügung:

1. **Analytische Homogenisierung:** Die Verbundkenngrößen werden analytisch mit Ansatz 1 (AMC8590) oder 2 (HUP-REC) aus Kapitel 2.3 und den Materialdaten der Einzelkomponenten aus der Literatur bestimmt.

2. **Analytische Zwei-Schritt Homogenisierung:** Im ersten Schritt werden die gemessenen E_{11} , E_{22} , α_{11} , α_{22} , ν_{12} , G_{12} bei 100 % Belegung für UD-SMC (AMC8595) aus Kapitel 3.3.2 mit der analytischen Homogenisierung für ein UD-Laminat verglichen. Damit werden die angenommenen Faser- und Matrixkennwerte plausibilisiert und falls nötig korrigiert. Im zweiten Schritt werden zusammen mit dem Faserorientierungstensor bzw. der Häufigkeitsverteilung die makroskopischen Verbundkenngrößen für HUP-REC und AMC8590 generiert.
3. **Numerische Homogenisierung:** Es werden mikro- und mesoskopischen 3D-FE-Modellen (RVE) mit Materialdaten aus der Literatur erzeugt und mit Hilfe von Ersatzlastfällen die makroskopischen Verbundkenngrößen bestimmt. Ein exemplarisches Framework für UD-Materialien wird von *Okereke et al.* [245] beschrieben und ist in Abbildung A.6 veranschaulicht. Aktuellste mesoskopische Versuche für C-SMC sind in [182] beschrieben.

Für alle Lösungsvarianten sind die Kenngrößen abhängig von der skalaren Fließdehnung ε_f bzw. dem Belegungsgrad B (z.B. 100 %, 80 %, 60 %, 40 %, 20 %) durch Approximationsfunktionen zu bestimmen, d.h. $E_{11} = E_{11}(\varepsilon_f)$. Dies hat den Vorteil, dass damit auf eine komplexe Umsetzung des Homogenisierungsmoduls in ABAQUS oder ANSA später verzichtet werden kann und dies operative Vorteile mit sich bringt (vgl. Kapitel 4.3).

Für die Simulation des linear-elastischen, orthotropen Materialverhaltens steht in ABAQUS/Standard nur die Option *ELASTIC,TYPE = ENGINEERING CONSTANTS (9 Elastizitätskonstanten) und *EXPANSION,TYPE = ORTHO (3 thermische Konstanten) zur Verfügung [216].

Numerische Diskretisierung und Elementdefinitionen. Nachdem die Möglichkeiten zur Bestimmung der Materialkarte erläutert wurden, sind die Elementdefinitionen für den SMC-Verbund zu wählen. Aus dem Stand der Technik (vgl. Kapitel 2.4) ergeben sich bei Verwendung von ABAQUS die in Abbildung 6.1 gezeigten Varianten.

In Fall a) wird jedem Hexaederelement i (C3D8) die Materialorientierung über ein lokales Koordinatensystem (*ORIENTATION) zugewiesen. Dabei bilden die normierten Eigenvektoren \mathbf{a}_i , \mathbf{b}_i , \mathbf{c}_i des plastischen Dehnungstensors $\varepsilon_{p,i}$ aus Kapitel 5.3 die Koordinatenachsen. Zusammen mit den SMC-Verbundkenngrößen, die abhängig vom ersten Eigenwert von $\varepsilon_{p,i}$ sind, wird für jedes Element eine deformationsabhängige Materialkarte M_i definiert. Bei Fall b) ist die Vorgehensweise analog, jedoch werden die *ORIENTATION pro Materiallage in Form einer Winkelangabe für den Faserorientierungswinkel ϕ_i relativ zum regulären/globalen Koordinatensystem des Elements definiert. Hierbei muss erwähnt werden, dass \mathbf{a}_i in die Lagenebene projiziert wird, und damit eine Faserorientierung nur planar in der Ebene vorliegt. Dieses Konzept entspricht anschaulich dem Endlosfaserverbundaufbau. Fall c) entspricht weitgehend Fall b), wobei die geometrische Dicke über die Schalendicke $d_{s,i}$ abgebildet wird. Weitere Details der Elementformulierungen sowie deren Anwendungszweck finden sich für ABAQUS in [216] und für den allgemeinen Fall in [246].

Die Anzahl der Elemente über die Dicke des Bauteils wird unterschiedlich angegeben. Für Fall a) werden für jede UD-Lage vier Elemente empfohlen [247], während bei Verwendung von Fall b) ein Element über Dicke ausreicht [149]. Für Fall a) hat *Amann et al.* [150] eine Sensitivitätsanalyse

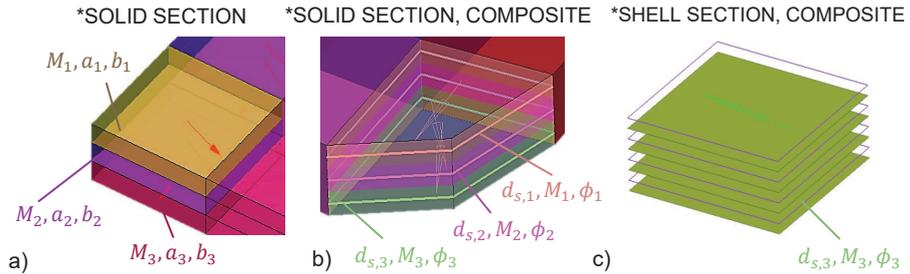


Abbildung 6.1: Geeignete Elementformulierungen in ABAQUS für die Verzugssimulation mit a) *SOLID SECTION b) *SOLID SECTION, COMPOSITE c) *SHELL SECTION, COMPOSITE

an einem L-Profil durchgeführt und dabei festgestellt, dass bereits bei einem Aspektverhältnis $R_A \leq 6,25$ mit einer Elementkantenlänge $l_{EL} = 2,5$ mm und einem Element pro UD-Lage die numerische Lösung gegen die analytische konvergiert.

6.1.4 Lösungsauswahl

Bei der Lösungsauswahl für die erste Entwicklungsaufgabe aus Kapitel 6.1.3 stellt sich zunächst die Frage nach Aufwand und Prognosegüte. Die numerische Homogenisierung bietet die genauesten Vorhersagen, jedoch unter der Prämisse, dass Material- und Faserorientierungskenngrößen bekannt sind. Aufgrund der größeren Streuung dieser Eingangsparameter für SMC streuen die Materialkennwerte (vgl. Kapitel 3.3). Damit sind einfache Verfahren vorzuziehen, die eine Streubreite dieser Werte schnell generieren können. Da im Rahmen der Arbeit kein Versagen betrachtet wird, reicht die analytische Homogenisierung gemäß dem Stand der Technik aus (vgl. Kapitel 2.3). Für eine stichhaltigere Prognose sowie spätere Diskussion eignet sich die oben beschriebene Zweischritt Homogenisierung für die erste Entwicklungsaufgabe aus Kapitel 6.1.3 am besten. Für die zweite Entwicklungsaufgabe eignen sich Fall a) und Fall b) aus Abbildung 6.1, da hierbei für die Endlosverbunde die validesten Ergebnisse produziert wurden. Da diese Ergebnisse für C-SMC bisher nicht in der Breite vorliegen, sind beide Ansätze aufgrund bisheriger Erkenntnisse legitim und sollen für die VPK zur Verfügung gestellt werden.

6.1.5 Tragweitenanalyse

Durch die Lösungsauswahl ergeben sich folgende Vorteile:

- Numerische Effizienz (Keine Nicht-Linearitäten, Kopplungen)
- Einfache und schnelle Bestimmung der Materialkarten (Empirisches Modell)
- Erweiterbar um weitere physikalische Effekte

Daneben ergibt sich der Nachteil, dass die oben genannte Lösung zu ungenau ist, da breitere Untersuchungen zum Verzugverhalten von C-SMC bisher fehlen.

6.1.6 Entscheidung und Umsetzung

Die Umsetzung der oben genannten Lösungen ist ausführlich in [193] dokumentiert. Im weiteren Verlauf werden daher nur die wichtigsten methodischen Schritte und Ergebnisse präsentiert, die für das Gesamtverständnis der vorliegenden Arbeit notwendig sind.

6.1.6.1 Schritt 1: Ermittlung der Referenzkonfiguration für Faser- und Matrixkennwerte als Haupteinflussgrößen

Da die Verbundkenngrößen stark von den Faser, Matrix- und Orientierungsparametern abhängen, wird zunächst nur der Faser-/Matrixeinfluss isoliert betrachtet. Dazu werden die in Tabelle 3.8 für UD-SMC (AMC8595) gemessenen Kennwerte mit der analytischen Homogenisierung für den gleichen Laminataufbau verglichen, um die Angaben für Faser- und Matrixkennwerte (FMK) aus der Literatur zu überprüfen. Auf Basis einer ausführlichen Literaturrecherche zur Bandbreite der FMK, sowie zu einer möglichen Abweichung des UD-SMC vom Optimum (Variation des FMG m_F , Winkel der UD-Lagen ϕ) ergeben sich die Stützstellen für eine virtuelle DOE (Design of Experiments). Die Referenzkonfiguration ist in Tabelle 6.1 und die einzelnen Stützstellen sind in Tabelle A.8 aufgelistet.

Tabelle 6.1: Faser- und Matrixkennwerte für die Referenzkonfiguration des UD-SMC (AMC8595) mit $m_F = 0,55$, $\phi = 0^\circ$

Param.	Wert	Param.	Wert	Param.	Wert
$E_{11,F}$	250 GPa	$\nu_{23,F}$	0,4	E_M	3,7 GPa
$E_{22,F}$	23,1 GPa	$\alpha_{11,F}$	$-5,4 \cdot 10^{-7} 1/K$	ν_M	0,35
$G_{12,F}$	8,96 GPa	$\alpha_{22,F}$	$1 \cdot 10^{-5} 1/K$	α_M	$5,5 \cdot 10^{-5} 1/K$
$\nu_{12,F}$	0,2	ρ_F	$1,81 \text{ g cm}^{-3}$	ρ_M	$1,05 \text{ g cm}^{-3}$

Die Haupteinflussgrößen der FMK auf die einzelnen Verbundkennwerte (VK) sind in Abbildung A.7 aufgelistet. Mit diesen Informationen erfolgte die Versuchsplanerstellung für E_{11} , E_{22} , ν_{12} , G_{12} , α_{22} vollfaktoriell und für α_{11} D-Optimal. Methodische Details zur DOE und den oberen Versuchsplänen finden sich in [208]. Der Grundgedanke hinter einer solchen Vorgehensweise ist die theoretisch mögliche Streubreite der VK zu quantifizieren.

Den Vergleich der gemessenen und der analytisch erzeugten VK zeigt Abbildung 6.2. Die analytischen VK wurden mit Ansatz 1 und 2 aus Kapitel 2.3 erzeugt, um eine Vergleichbarkeit beider Ansätze zu untersuchen. Die Balken zeigen die VK der Referenzkonfiguration. Die Fehlerbalken stellen für das Experiment die Streuung und für die Berechnung die theoretisch möglichen Max-Min-Werte dar. Grundsätzlich zeigen alle experimentell bestimmten Verbundkennwerte (EVK) eine geringe Streuung und damit hohe Reproduzierbarkeit der Ergebnisse. Weiterhin ist feststellbar, dass mit Ausnahme von ν_{12} und α_{11} bei Berücksichtigung der Max-Min-Werte für die rechnerischen Verbundkennwerte (RVK) eine gute Übereinstimmung mit den EVK vorliegt.

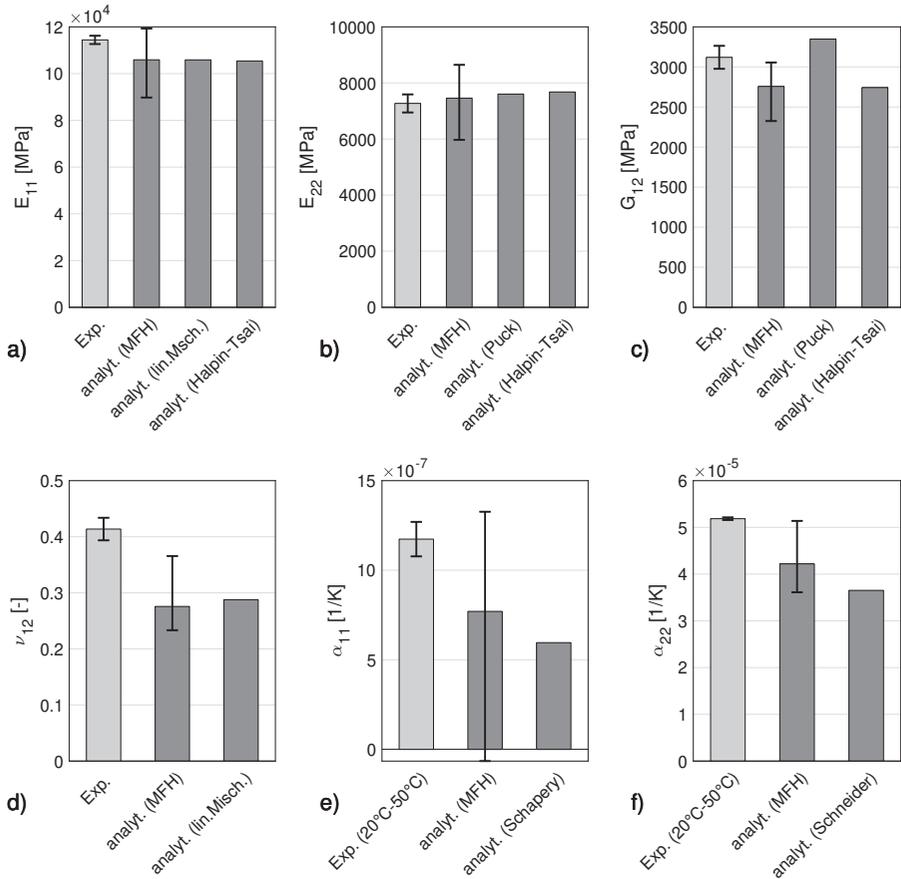


Abbildung 6.2: Vergleich der VK von AMC8595 (UD-SMC) für die Referenzkonfiguration aus Tabelle 6.1 und Stützstellen der virtuellen DOE aus Tabelle A.8

Der Grund für die Abweichung bei ν_{12} ist die zu geringe Abtastrate des Kamerasystems (vgl. Abbildung 3.5). Dies verursacht für einen definierten Wert der Längsdehnung ε_{11} mehrere Werte der Querdehnungen ε_{22} (Oszillation). Das erschwert gemäß Gleichung 3.2 die genaue Bestimmung von ν_{12} . Die Abweichung bei α_{11} kann ebenfalls auf die Messgenauigkeit der Apparatur zurückgeführt werden (vgl. Abbildung 3.6). Diese Genauigkeit liegt bei $3 \cdot 10^{-7} 1/K$ und ist somit nahe am Absolutwert $11,7 \cdot 10^{-7} 1/K$. Aufgrund dieser Ergebnisse wird die Referenzkonfiguration für die FMK aus Tabelle 6.1 weiterverwendet.

6.1.6.2 Schritt 2: Ermittlung der Verbundkenngrößen für AMC8590 und HUP-REC

AMC8590 hat einen gestapelten Rovingaufbau (vgl. Abbildung 3.1), weshalb so gut wie keine Orientierung in Dickenrichtung angenommen werden kann. Zur Überprüfung dieser Annahme werden

zur Generierung der RVK Ansatz 1 (CLT) und Ansatz 2 (MFH-2D, MFH-3D) aus Kapitel 2.3 herangezogen.

Bei Ansatz 1 werden zur Homogenisierung der Einzelschicht die gleichen Formeln angewendet wie für UD-SMC (vgl. Kapitel 6.1.6.1). Zur Homogenisierung des Laminats wird die Klassische Laminattheorie angewandt (CLT), welche im Programm *eLamX²* implementiert ist [193]. Die Häufigkeitsverteilungsfunktion im 2D-Fall $\Psi(\phi)$ mit 18 diskreten Winkelklassen ($-90^\circ \dots 90^\circ$) wird aus dem Polarplot in Abbildung 6.3 a) bestimmt. Bei Ansatz 2 wird im 2D-Fall $\Psi(\phi)$ und 3D-Fall $\Psi(\varphi, \theta)$ gemäß dem Vorgehen aus Kapitel 2.2.2 als FO-Tensor \mathbf{A} dargestellt. Der Anfangszustand weicht vom isotropen Fall ab, da das Material eine leichte Vorzugsorientierung hat (vgl. Kapitel 3.3.2). Um \mathbf{A} für diesen Fall zu bestimmen, wurde iterativ dieser solange verändert, bis E_{11} und E_{22} der RVK die geringste Abweichung zu den EVK hatten.

Die Evolution der Faserorientierung, d.h. die Änderung von Ψ bzw. \mathbf{A} bei beiden Ansätzen, wird hierbei nicht durch eine DGL für Ψ oder \mathbf{A} ausgedrückt, die numerisch gelöst werden muss (vgl. Kapitel 2.2.2), sondern nur in Abhängigkeit der technischen Dehnung bzw. Fließdehnung ε_f des Materials. Dieses Vorgehen stellt einen vereinfachten Ansatz des Folgar-Tucker Modells [101] dar und ist in Abbildung 6.3 b) veranschaulicht. Für den 1D-Flow wird der Punkt (x_0, y_0) um den Betrag der makroskopischen, technischen Dehnung $\varepsilon_{f,x}$ nach (x_1, y_0) verschoben. Damit wird Ψ in Fließrichtung größer und die Form des Polarplots ändert sich. Im 3D-Fall wird $\Psi(\varphi, \theta)$ als Punktwolke eines Ellipsoiden mit 10000 Punkten dargestellt. Ab dieser Anzahl ändert sich \mathbf{A} nicht mehr [193].

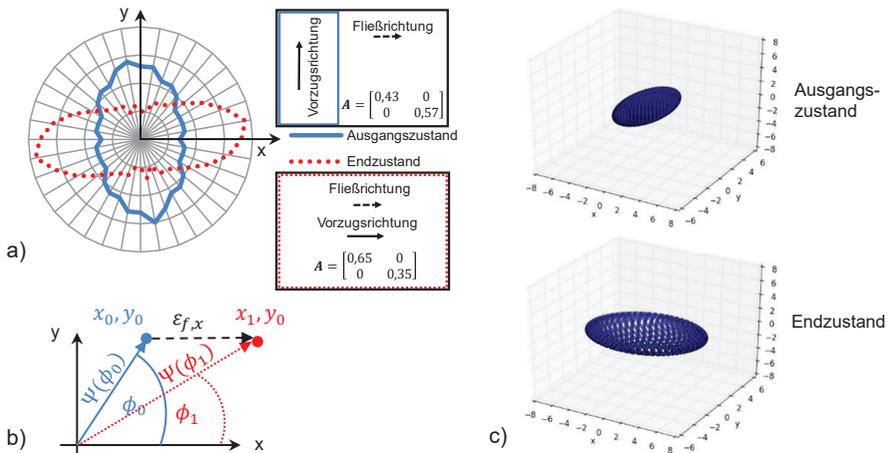


Abbildung 6.3: Evolution der Faserorientierung im 2D- und 3D-Fall für AMC8590 bei 40% Belegung vor/nach Pressvorgang [193] mit a) $\Psi(\phi)$ als Polarplot und \mathbf{A} im 2D-Fall b) Veranschaulichung des Evolutionsgesetzes für $\Psi(\phi)$ an einem Punkt im Polarplot c) 3D-Veranschaulichung von $\Psi(\varphi, \theta)$ als Punktwolke

Im 1D-Flow ($EDZ, \varepsilon_{f,y} = 0$) werden die Fließdehnungen gemäß der Kontinuitätsgleichung

$$x_0 y_0 z_0 = x_1 y_1 z_1 \quad (6.4)$$

wie folgt berechnet

$$x_1 = x_0(1 + \varepsilon_{f,x}) \quad (6.5)$$

$$y_1 = y_0(1 + \varepsilon_{f,y}) \quad (6.6)$$

$$z_1 = z_0(1 + \varepsilon_{f,z}) \quad (6.7)$$

Es ist hierbei nochmals zu erwähnen, dass damit die Faserorientierung unabhängig von Zeit und Ort ist, d.h. die Pressgeschwindigkeit hat keinen Einfluss auf die Faserorientierung. Das entspricht dem SDT für G-SMC (vgl. Kapitel 2.7) und den Beobachtungen für C-SMC aus den 1D-Fließversuchen (vgl. Kapitel 3.4). Die mit der oben genannten Vorgehensweise erzeugten RVK für die diskreten Belegungsgrade (100%, 66,6%, 40%, 20%) der Platte 500 x 340 mm² (vgl. Abbildung 3.18) sind zusammen mit den EVK in Abbildung 6.4 dargestellt.

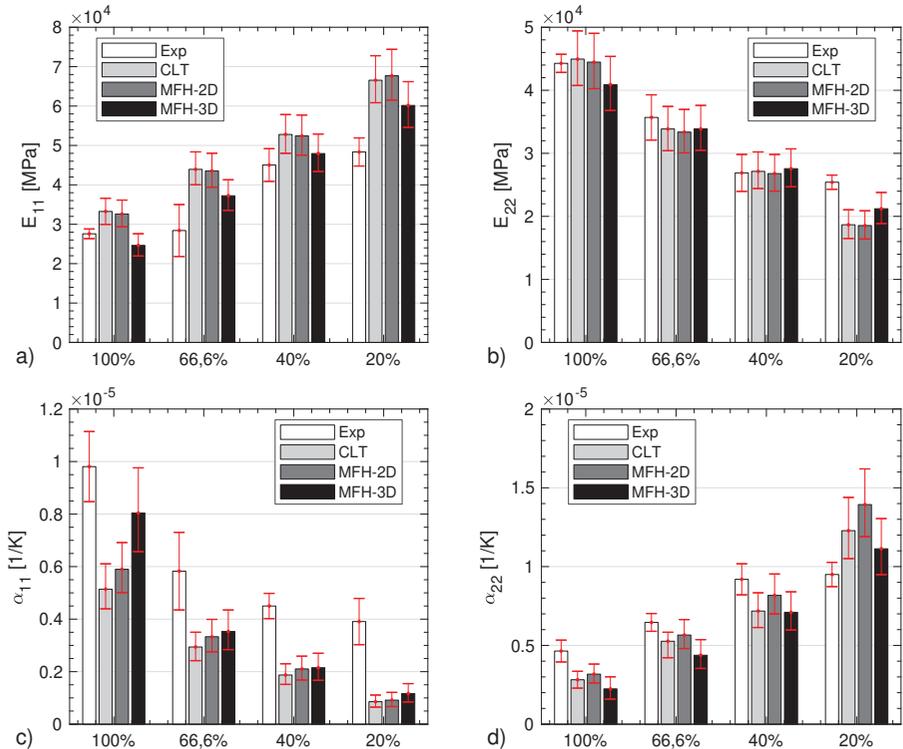


Abbildung 6.4: Vergleich der experimentellen (EVK) mit den rechnerischen Verbundkennwerten (RVK) bei AMC8590 in Abhängigkeit des Belegungsgrads für a) E_{11} b) E_{22} c) α_{11} d) α_{22}

Für E_{11} und E_{22} liegt bei Berücksichtigung der Fehlerbalken eine gute Prognosegüte vor. Die Abweichungen für α_{11} und α_{22} sind hingegen deutlich größer. Grundsätzlich ist die Tendenz erkennbar, dass in 1-Richtung (Fließrichtung) eine Sättigung in den EVK erreicht wird, während in 2-Richtung eine relativ lineare Abnahme/Zunahme mit dem Belegungsgrad zu beobachten ist. Diese Beobachtungen sind plausibel, da kein Dämpfungsterm bei der Berechnung der RVK verwendet wurde. Der 3D-Einfluss ist ebenfalls deutlich zu erkennen und die 3D-MFH liefert in fast allen Fällen eine bessere Prognose als die beiden anderen Ansätze. Dies ist ebenfalls plausibel, da ein ideal 2D gestapelter Aufbau mit zunehmendem Fließweg sich so stark verzerrt, dass einzelne Rovingbündel ineinander greifen (vgl. Abbildung 3.1).

Ein ähnliches Bild ergibt sich für HUP-REC, wobei hier die Ausprägung der Faserorientierung in Fließrichtung deutlich stärker abweicht (vgl. Abbildung 6.5).

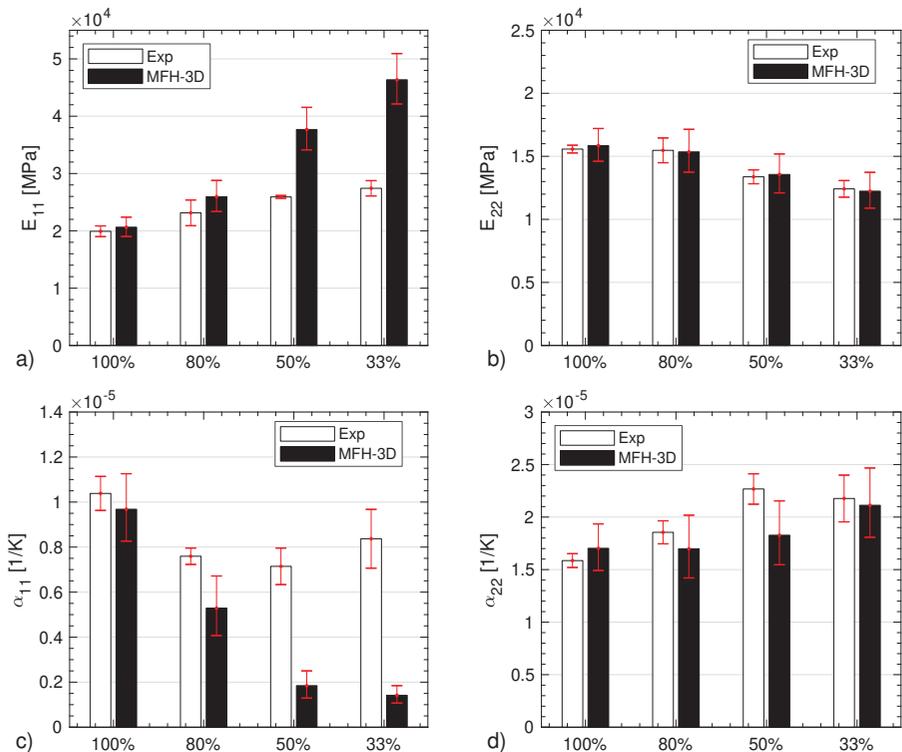


Abbildung 6.5: Vergleich der experimentellen (EVK) mit den rechnerischen Verbundkennwerten (RVK) bei HUP-REC in Abhängigkeit des Belegungsgrads für a) E_{11} b) E_{22} c) α_{11} d) α_{22}

6.1.6.3 Schritt 3: Ermittlung der empirischen Inputgleichungen für AMC8590 und HUP-REC

Nachdem ein empirischer, diskreter Zusammenhang zwischen den VK und ε_f für beide Materialien ermittelt wurde, werden kontinuierliche Approximationsfunktionen erzeugt. Dazu ist im Rahmen der Arbeit ein MATLAB-Tool entwickelt worden. Dieses Tool erzeugt aus den diskreten Werten der VK mit der Methode der kleinsten Quadrate (MKQ) passende Polynomfunktionen verschiedener Grade. Ein Auszug aus dem Programm ist in Abbildung 6.6 für das Fitting von E_{11} mit einem Polynom 2. Grades dargestellt. Die dazugehörige Gleichung für E_{11} lautet

$$E_{11} = -4262\varepsilon_f^2 + 21252\varepsilon_f + 20803. \quad (6.8)$$

Bei beiden Materialien wird für jede der zwölf Kenngrößen eine solche Gleichung erzeugt. Es liegt somit ein analytischer Zusammenhang zwischen der Fließdehnung und der jeweiligen Verbundkenngröße für das linear-elastische, orthotrope Materialmodell vor.

Dieser Zusammenhang lässt sich einfach implementieren und für jedes C-SMC Material neu kalibrieren. Zusammen mit den numerischen Fließdehnungen der Presssimulation erfolgt somit pro FE-Element eine einfache Umrechnung zwischen dem ersten Eigenwert ε_1^H und E_{11} bzw. den anderen VK. Auf die genaue Umsetzung wird detailliert in Kapitel 8 eingegangen.

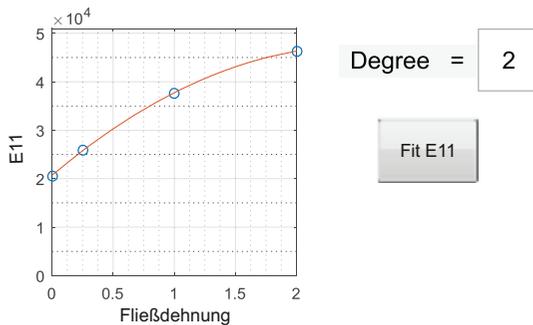


Abbildung 6.6: Auszug aus dem MATLAB-Tool zur Erzeugung einer kontinuierlichen Approximationsfunktion für E_{11} aus den vier diskreten Fließzuständen aus Abbildung 6.5

7 Konzeptionierung der VPK: Modul Schnittstelle

In diesem Kapitel werden die fehlenden Werkzeuge entwickelt, die zur Kopplung der in den vorherigen Kapiteln entwickelten Presssimulation und Verzugssimulation notwendig sind. Hierbei stehen die Funktionalitäten im Vordergrund, die im Rahmen des Gesamtkonzepts in Kapitel 4.3.2 kurz erläutert wurden. Die Entwicklungsaufgabe besteht im Wesentlichen aus drei Kernmodulen mit ihrem Zweck:

1. Geschwindigkeitsrandbedingungen: Vermeiden von Leakage, Rechenzeitreduktion und robuste Presssimulationen
2. Datentransfer: automatisierte Datenaufbereitung, Konvertierung und Mapping
3. Clustering: Gruppierung, Datenreduktion und robuste Verzugssimulation

7.1 Geschwindigkeitsrandbedingungen als Alternative zum Unterwerkzeug

In Kapitel 5.1.6.1 konnte nachgewiesen werden, dass durch die Verwendung von Geschwindigkeitsrandbedingungen (VBC) anstelle des UWZ die numerische Leakage vollständig eliminiert werden kann. Nachfolgend wird die Methode zur Erzeugung dieser aufgebaut.

7.1.1 Situationsanalyse

Das Aufbringen der VBC kann nur manuell in ABAQUS/CAE durchgeführt werden. In ANSA gibt es zum Zeitpunkt der Arbeit eine solche Funktion nicht. Insbesondere bei gekrümmten Flächen oder Radien gestaltet sich die Definition der VBC als schwierig. Grund hierfür ist, dass für jede Fläche der orthogonale Geschwindigkeitsvektor gefunden werden muss und anschließend die Geschwindigkeit in diese Richtung auf null gesetzt wird. Dies ist notwendig, damit das Eulersche Material tangential zur Oberfläche ungehindert fließen kann.

7.1.2 Problemeingrenzung

Kern der Entwicklungsaufgabe besteht darin, eine Logik für die automatische Erzeugung der VBC für jeden Knoten zu schaffen und in ANSA zu implementieren. Da ANSA gemäß Abbildung 4.2 als die zentrale Modellierungsplattform dienen soll, ist die Umsetzung der Funktion durch ein Skript in ABAQUS/CAE nicht zielführend.

7.1.3 Alternative Lösungen und Lösungsauswahl

Die notwendigen logischen Schritte der Funktionalität lassen sich in ANSA wie folgt beschreiben:

1. Der User wählt alle Elementflächen m aus, an denen die VBC gelten sollen.
2. Für jede Elementfläche m (Schalenelement) wird der Normalenvektor \mathbf{n} ermittelt. Für jeden Knoten n_m des Elements wird dieser Vektor gespeichert.
3. Für jeden Knoten n_m wird ein lokales Koordinatensystem definiert. Dabei ist $\mathbf{e}_z = \mathbf{n}$.
4. Für jeden Knoten n_m wird $v_z = 0$ gesetzt.

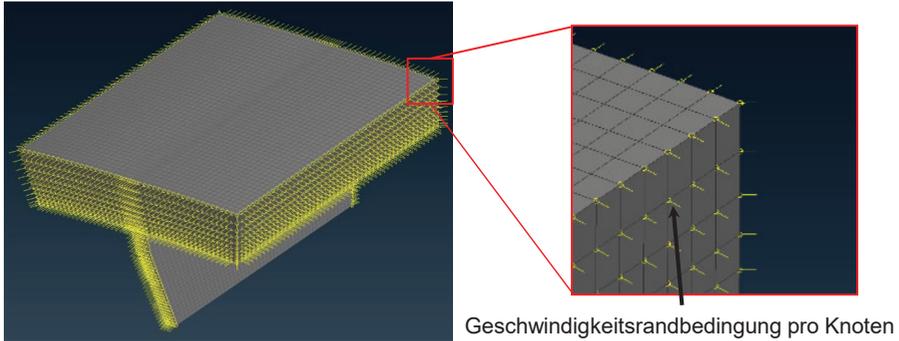


Abbildung 7.1: Darstellung der Geschwindigkeitsrandbedingungen in ANSA nach Ausführung des Skripts

Das Resultat der oberen Routine ist in Abbildung 7.1 für den Rippenausschnitt eines Bauteils dargestellt. Auffällig ist, dass an den Kanten bzw. Ecken ein gemittelter Normalenvektor entsteht, sodass dort numerische Leckage auftreten kann. Da solche scharfen Kanten und Ecken bei realen Bauteilen nicht vorkommen, wird der Effekt nicht zum Tragen kommen.

7.1.4 Tragweitenanalyse

Durch die Verwendung des im vorherigen Abschnitt gewählten Ansatzes ergeben sich folgende Vorteile, die in [220] nachgewiesen wurden:

- Ein Masseverlust liegt nicht vor, solange keine scharfen Elementkanten die Begrenzung darstellen.
- Es gibt kaum nennenswerte Unterschiede im Fließfrontverlauf, wenn Reibung keine Rolle spielt.
- Eine Rechenzeiterparnis von mindestens 50% ist möglich.

Die Nachteile ergeben sich als direkte Umkehrung der Vorteile wie folgt:

- Der Fließfront- und Presskraftverlauf kann bei Vorliegen von starker Wandreibung nicht gut prognostiziert werden.
- Es ist ein werkzeugkonformes Eulernetz notwendig, um Leckage zu vermeiden (vgl. Kapitel 5.1.6.1).

7.1.5 Entscheiden und Umsetzen

Die zuvor gezeigte Routine wurde als Pythonskript direkt in ANSA umgesetzt und kann somit in die spätere Modellierungsplattform eingebunden werden. Am Beispiel des Rippenprofils lässt sich der Effekt der Vorteile besonders anschaulich belegen. In Abbildung 7.2 sind zwei Füllbilder zum Ende der Presssimulation dargestellt. In a) ist das Füllverhalten gezeigt, wenn für die CEL in ABAQUS Standardeinstellungen verwendet werden. Beide Werkzeuge sind mit einer Lage Solidelementen

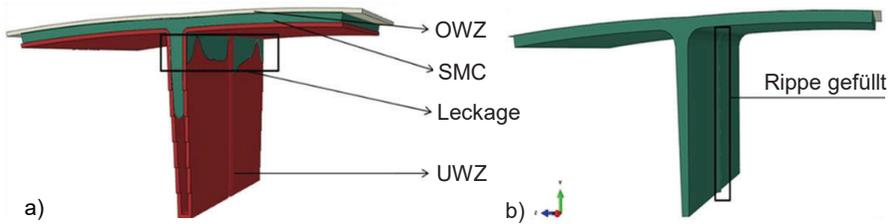


Abbildung 7.2: Vergleich der Rippenfüllung mit a) Standardeinstellungen und b) für die Presssimulation optimierten Parametern

dargestellt. Das nicht dargestellte Eulernetz hat keine Konformität zu beiden Werkzeugen. Das Resultat ist eine massive Leckage (ca. 80 %) und ein damit verbundener unplausibler Presskraftverlauf [220]. In b) ist das Füllbild gegenübergestellt, wenn alle bisher erwähnten Optimierungen verwendet werden und das UWZ durch Geschwindigkeitsrandbedingungen ersetzt wird. Leckage tritt zwar am OWZ bzw. an den scharfen Kanten und Ecken auf, kann aber um 40 % reduziert werden [220].

7.2 Datentransfer

Da die Press- und Verzugssimulation mit zwei unterschiedlichen FE-Methoden umgesetzt sind, ist eine direkte Übertragung der wichtigsten Informationen nicht ohne Weiteres möglich. Es werden daher im Folgenden die Werkzeuge entwickelt, die später einfach implementierbar sind.

7.2.1 Situationsanalyse

In Abbildung 7.3 a) ist anschaulich die Ausgangssituation dargestellt, die durch die Ergebnisse aus Kapitel 5 und 6 vorliegen. Bei der CEL-Methode wird das Eulersche Netz nicht deformiert, sondern das Material wandert und der Volumenanteil V verändert sich. Dadurch entsprechen die

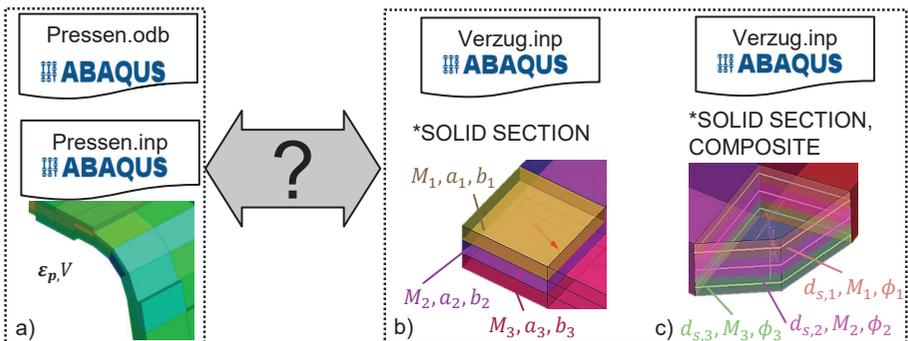


Abbildung 7.3: Inputs und Outputs der Einzelsimulationen mit a) Output der Presssimulation b) Input für Verzugssimulation bei *SOLID SECTION (Fall 1) und c) Input für Verzugssimulation bei *SOLID SECTION, COMPOSITE (Fall 2)

Elemente im .inp-File den Elementen im .odb-File. Für jedes Element, das einen gewissen Volumenanteil V besitzt (in der Regel $V > 0,5$) wird der plastische Dehnungstensor ε_p im .odb-File gespeichert. Alle Elemente haben eine Eulersche Definition und es sind nur Hexaeder vorhanden. Sowohl das Eulernetz in a), als auch die Lagrangeschen Netze in b) und c) sind bauteil- bzw. werkzeugkonform. Die Faserorientierung liegt in b) als vektorielle Elementorientierung \mathbf{a}_i und c) als skalare Winkelinformation ϕ_i vor (vgl. Kapitel 6.1). Weiterhin müssen die Informationen pro Element i aus $\varepsilon_{p,i}$ in Materialkarten M_i umgerechnet werden.

7.2.2 Problemeingrenzung

Wie bereits in Kapitel 4.1 erläutert, besteht die Entwicklungsaufgabe nicht in der Algorithmenentwicklung für das Mapping, sondern in der Verknüpfung und Integration in die Schnittstellenplattform, deren Ausgestaltung in Kapitel 8 erfolgt. Weitere Entwicklungsprämissen sind:

- Einzige Übertragungsgrößen für Fall b) in Abbildung 7.3 sind Tensoren und Vektoren
- Einzige Übertragungsgrößen für Fall c) in Abbildung 7.3 sind Tensoren, Vektoren, Laminataufbau (Lagenanzahl, Dicke, Winkel)
- Verwendung von internen Funktionen in ANSA für Mapping bzw. Skripting

7.2.3 Alternative Lösungen und Lösungsauswahl

Für das Mapping wird in ANSA ein Lagrangesches Quellnetz benötigt. Daher ist der erste Schritt die Erzeugung eines Zwischenmodells aus dem .odb- und .inp-File, das nur die notwendigen Elemente i mit dem dazugehörigen Dehnungstensor $\varepsilon_{p,i}$ enthält. Da über das ANSA-Skripting kein Zugriff auf .odb-Files möglich ist, ist hierfür eine vorgelagerte Funktion notwendig, um die Feldgrößen auszulesen und abzuspeichern. Hierfür eignet sich das ABAQUS-Skripting. Es lässt sich damit eine ASCII-Datei mit den Eigenvektoren $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i$ und ihren Eigenwerten a_i, b_i von $\varepsilon_{p,i}$ erzeugen, das wiederum in ANSA importiert werden kann.

Für den weiteren Verlauf stehen dann drei Lösungsmöglichkeiten zur Verfügung:

1. 3D-3D Mapping: Quellnetz ist das Zwischenmodell als *SOLID SECTION und Zielnetz ist das Verzugsnetz als *SOLID SECTION (Fall 1). Anschließend ist eine Konvertierung von *SOLID SECTION in *SOLID SECTION, COMPOSITE notwendig (Fall 2).
2. 3D-2D-3D Mapping: Das Zwischenmodell wird zunächst in 2D *SHELL SECTION, COMPOSITE umgewandelt, danach werden die Informationen auf ein 2D-Verzugsnetz gemappt. Im letzten Schritt werden die Schalenelemente analog der Vorgehensweise von Dix [151] aufgedickt.
3. Kein Mapping: Das Zwischenmodell wird direkt in beide Section-Definitionen umgewandelt.

Die letzte Option führt zu einer gestuften Geometrie, da einzelne Eulerelemente extrahiert werden müssen. Die zweite Möglichkeit bedarf keiner Neuentwicklung, da die Methodik von [151] übernommen werden kann. Es führt dann aber zu einem frühen Informationsverlust. Die erste Option

bedarf einer Neuentwicklung von Konvertierungsskripten. Zum Zeitpunkt der Arbeit lagen bereits Möglichkeiten vor, einen 3D-3D Map durchzuführen [248]. Daher wird diese Option weiterverfolgt.

7.2.4 Tragweitenanalyse

Mit der oben dargestellten Option bietet sich die Möglichkeit durch das 3D-3D Mapping auch Koordinatentransformationen durchzuführen. Diese Transformationen sind notwendig, da die Presssimulation in Werkzeugkoordinaten und die Verzugssimulation in Fahrzeugkoordinaten durchgeführt wird. Ein weiterer Vorteil ist die Möglichkeit die in Kapitel 6.1 angesprochene Netzsensitivität auf den Verzug vereinfacht untersuchen zu können.

7.2.5 Entscheiden und Umsetzen

In Abbildung 7.4 ist der umgesetzte, methodische Ablauf visualisiert. Es ist ein exemplarischer Querschnitt eines Bauteils mit der Bauteildicke d_B dargestellt. Als Ausgangspunkt nach der Presssimulation dient das .odb-File mit ε_p . Dabei sind die Elemente je nach Filter von V zu verschiedenen Graden befüllt. Es werden alle Elemente mit $V > 0,5$ im .odb-File über ein Pythonskript ermittelt und die Element-ID sowie die dazugehörigen Komponenten von $\varepsilon_{p,i}$ in eine ASCII-Datei gespeichert. Aus der ASCII-Datei für $\varepsilon_{p,i}$ und dem Eulernetz der Presssimulation wird automatisiert ein Zwischenmodell erzeugt. Dadurch ergibt sich ein lagrangesches Netz, dessen Elemente eine lokale Materialorientierung $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i$ haben. Im dritten Schritt werden diese Informationen auf das Verzugsnetz übertragen. In dieser Phase kann somit Fall 1 in Abbildung 7.3 a) simuliert werden. Damit Fall 2 aus Abbildung 7.3 b) abgebildet werden kann, sind zwei weitere Transformationschritte notwendig. Zunächst wird die *SOLID SECTION-Definition mit der 3D-Materialorientierung $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i$ für jedes Element in eine 2D-Lagenorientierung ϕ_i mit einer *SOLID SECTION, COMPOSITE-Definition konvertiert. Dabei wird die vektorielle Information in eine Winkelinformation relativ zur globalen Orientierung des Elements übersetzt. Anschließend erfolgt das „numerische Stacking“ der Lagen, wobei nicht benötigte Knoten gelöscht werden. Dieser letzte Schritt bedient die Anforderung nach numerischer Effizienz.

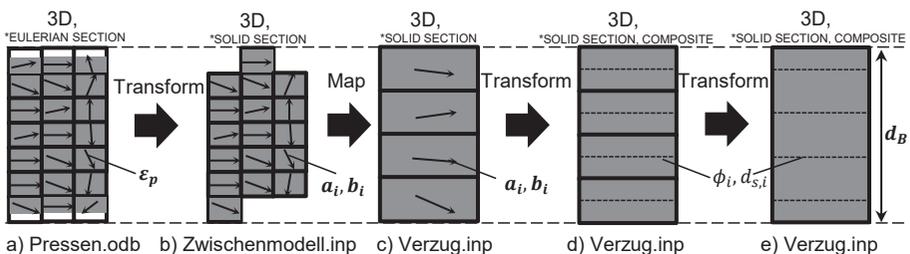


Abbildung 7.4: Darstellung des Konzepts für Transformation und Mapping mit a) Presssimulation mit ε_p b) Zwischenmodell mit lokaler Materialorientierung $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i$ c) Verzugsnetz mit gemappten $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i$ d) Verzugsnetz mit 2D-Lagenorientierung ϕ_i pro Element und e) Verzugsmodell mit mehreren 2D-Lagen pro Element

7.3 Gruppierung von Materialdaten

Aufgrund der lokal unterschiedlichen Fließdehnungen ergibt sich die gleiche Anzahl an Materialkarten wie Elemente im Verzugmodell vorhanden sind. Dies erzeugt eine unnötig große Datenmenge und widerspricht den Anforderungen aus Kapitel 4.2. Daher wird in diesem Abschnitt eine Methodik zur effizienten Lösung dieses Problems entwickelt.

7.3.1 Situationsanalyse

Zunächst stellt sich die Frage welche Größen und zu welchem Zeitpunkt diese im Gesamttablauf gruppiert werden sollen (vgl. Abbildung 7.4). Weitere wichtige Ausgangsdaten stellen sich wie folgt dar:

- Eigenvektoren $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i$ und ihren Eigenwerten a_i, b_i von ε_p liegen als ASCII-Datei vor.
- In Kapitel 6.1.6 wurde der analytische Zusammenhang zwischen der Fließdehnung ε_f bzw. ε_1^H und den einzelnen Verbundkennwerten (VK) dargestellt.

7.3.2 Problemeingrenzung

Das Ziel besteht in der effektiven Begrenzung bzw. Steuerung der Materialkartenanzahl für die Verzugssimulation. Die Anzahl wird nicht von der Materialorientierung in ABAQUS, sondern von den einzelnen, geringen Unterschieden der 12 Verbundkennwerte (VK) bestimmt (vgl. Kapitel 6.1). Diese Werte sind damit unabhängig von den Eigenvektoren $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i$ und nur abhängig von den Eigenwerten a_i, b_i . Da aber b_i ein Resultat von a_i ist bzw. an den Wert gekoppelt ist, ist eine Gruppierung der VK in Abhängigkeit beider Größen ein unnötig komplexeres Unterfangen. Daher ist ein effiziente Lösung zu suchen, um a_i zu gruppieren.

7.3.3 Alternative Lösungen und Lösungsauswahl

Die Gruppierung von Materialdaten bei SMC ist bislang nicht weit verbreitet und bisher in keinem kommerziellen Tool für die Presssimulation implementiert (vgl. Kapitel 2.2.3). Der Hintergrund ist die erforderliche manuelle Gruppierung, die auf Basis von vorhandenem Expertenwissen gewählt werden muss. Dieses Wissen ist noch nicht in der Breite verfügbar.

Im akademischen Umfeld der Faserverbundkunststoffe existieren bisher wenige umgesetzte Ansätze [151,249]. *Dix* [151] verwendet für die Gruppierung von skalaren Materialdaten (z.B. Lagendicken) den 1D-K-Means Algorithmus [250], der im Statistikprogramm *R* umgesetzt ist. *Hohberg* [249] verwendet den dreidimensionalen K-Means der SciPy-Bibliothek in Python, bei dem die möglichen Faserzustände im normierten Eigenvektorraum des Faserorientierungstensors \mathbf{A} gruppiert werden. Der von *Dix* [151] verwendete Ansatz lässt sich auf den Fall adaptieren, dass nur a_i geclustert werden muss. Daher wird diese Adaption umgesetzt.

7.3.4 Tragweitenanalyse

Ein wesentlicher Vorteil ist die Verwendung eines Open-Source Programms und eines robusten Algorithmus, der eine große Anzahl von Skalaren (bis zu 80000) schnell gruppiert. Weiterhin lässt sich der Workflow automatisieren und ASCII-Dateien als Input bzw. Output verwenden [151].

Ein Nachteil ist, dass eine eigene Implementierung komfortabler in die Schnittstellenplattform integrierbar wäre. Allerdings besteht hierbei das Risiko, dass Performance und Genauigkeit leiden würden.

7.3.5 Entscheiden und Umsetzen

In Abbildung 7.5 ist der umgesetzte Ablauf gezeigt. Der Workflow greift zwischen Schritt b) und c) in den Datentransfer aus Abbildung 7.4 ein. Nach dem 3D-3D Mapping können für das Verzugsnetz die Eigenwerte a_i als .csv-Datei herausgeschrieben werden. Diese Datei enthält die Element-ID und a_i . Als Output generiert das Programm eine weitere .csv-Datei, die sowohl die Clusternummer C_N als auch den gewichteten Clusterwert des Eigenwerts \hat{a}_i enthält. Das Optimierungsproblem

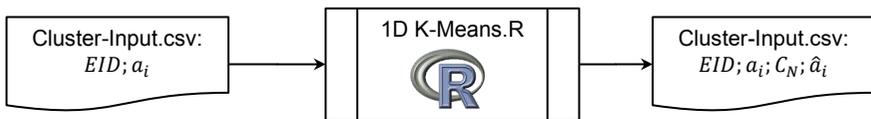


Abbildung 7.5: Workflow für das 1D-Clustering des ersten Eigenwerts a_i im Programm R mit Input und Output Daten

von K-Means lässt sich mathematisch wie folgt beschreiben

$$\text{Min} \left(\sum_{N=1}^k \sum_{a_j \in C_N} \|a_j - \hat{a}_N\|^2 \right) \quad (7.1)$$

mit k der Anzahl gewählter Cluster. Dabei stellt \hat{a}_N somit für das jeweilige Cluster den Punkt dar, zu dem alle enthaltenen Datenpunkte a_j den geringsten Abstand haben. Das Ergebnis eines solchen Clusterings ist beispielhaft für drei und zehn Cluster in Abbildung 7.6 für eine mögliche Elementanzahl (35046) der Verzugssimulation veranschaulicht. Es ist jeweils die Verteilung von a_j für jedes Element dargestellt. Die Einfärbung zeigt die Clusterzugehörigkeit. Mit C_N , \hat{a}_N und den analytischen Zusammenhängen für die zwölf Verbundkennwerte aus Kapitel 6.1.6 kann die Materialkarte M_N eindeutig erzeugt und zugewiesen werden. Die Wahl der Anzahl der Cluster hat einen Einfluss auf den Verzug und wird für C-SMC in Kapitel 9.5 ausführlich untersucht.

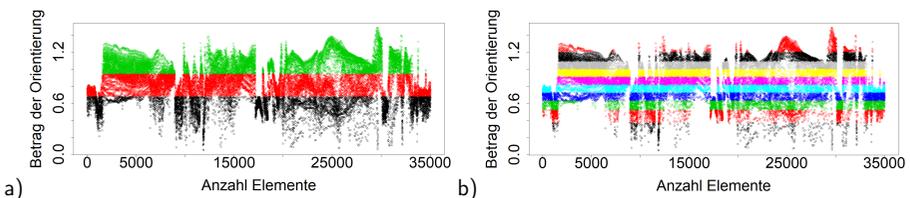


Abbildung 7.6: Ergebnis des 1D-Clustering von a_i (35046 Elemente) im Programm R für a) 3 Cluster und b) 10 Cluster

8 Implementierung der VPK

In Kapitel 5 wurde die Materialmodellierung sowie die numerische Umsetzung in ABAQUS/CEL für HUP-REC und AMC8590 betrachtet. Aus den gewonnenen Erkenntnissen wurden notwendige Einzelmodule zur Umsetzung der Press- und Verzugssimulation, bzw. deren Kopplung in Kapitel 7 konzeptionell erarbeitet. In diesem Kapitel wird die Implementierung der Einzelmodule und ihr operativer Ablauf vorgestellt. Der Ablauf wird anschließend in Kapitel 9 an einem Versuchsträger detailliert bewertet.

8.1 Programmstruktur und Software

Eine wesentliche Herausforderung bei der Implementierung ist es ein vernünftiges Maß zwischen manuellen und automatisierbaren Prozessen zu finden. Eine große bzw. zeitaufwändige Aufgabe des Anwenders im operativen Ablauf wird die Erstellung des eulerschen Netzes (Luftnetz) und des OWZ für die CEL sein. Wie bei der Entwicklung der Geschwindigkeitsrandbedingungen in Kapitel 7.1 gezeigt, muss das eulersche Netz zur Leckagevermeidung möglichst werkzeugkonform sein. Im Rahmen der Arbeit wurde hierfür eine Methodik entwickelt, die im nächsten Abschnitt vorgestellt wird. Weiterhin ist für eine operative Nutzung eine Standardisierung der Datenstruktur (Bezeichnung, Ablageort) und einer Aufteilung der Berechnungsdateien in Submodelle notwendig. Die dazugehörige Umsetzung zeigt anschaulich Abbildung 8.1. Ein wesentliches Merkmal ist die

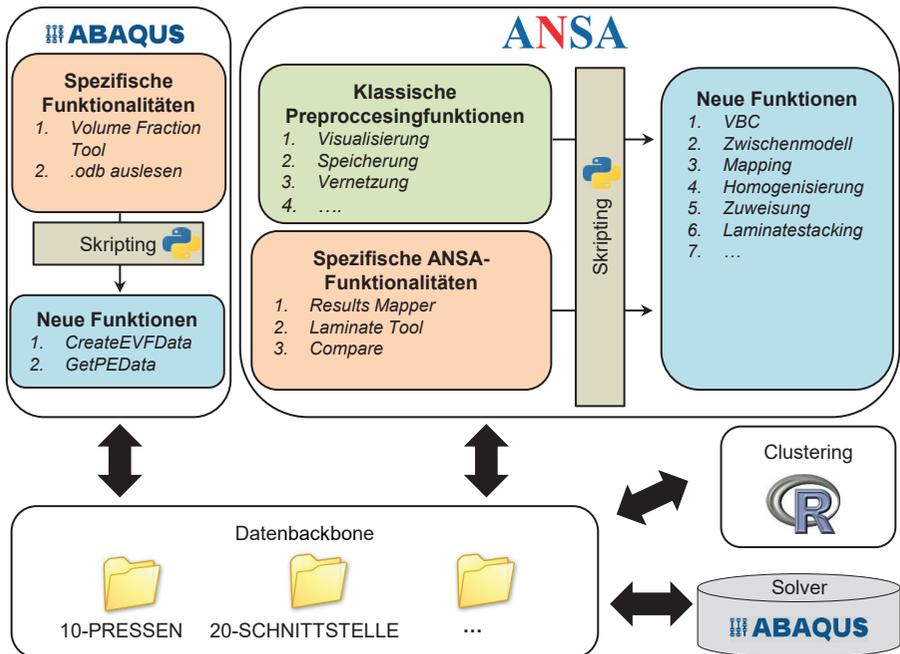


Abbildung 8.1: Programmarchitektur der VPK

Kombination bereits vorhandener Funktionalitäten in ABAQUS bzw. ANSA, deren Erweiterung und Automatisierung durch objektorientiertes Skripting mit Python. Dies trägt sowohl der Anforderung nach operativer Verwendung, als auch Erweiterbarkeit aus Kapitel 4.2 Rechnung. Die in Kapitel 7 konzeptionierten Funktionen sind hier als „Neue Funktionen“ hervorgehoben.

8.2 Prozessablauf

Nachfolgend wird ein Prozessablauf anhand eines Hutprofils angelehnt an *Romanenko* [251] vorgestellt. Der Prozessablauf gliedert sich in drei Schritte:

1. Presssimulation
2. Mapping, Clustering und Homogenisierung
3. Verzugssimulation

8.2.1 Presssimulation

In der in Abbildung 8.1 gezeigten Datenbackbone wird unter „10-PRESSEN“ die in Abbildung 8.2 gezeigte Datenstruktur jeder Presssimulation abgelegt. Diese Struktur besteht jeweils aus einer „Main.inp“-Datei und acht Submodellen. Die „Main.inp“-Datei enthält die Hierarchie der Datenstruktur und alle wichtigen Einstellungen (z.B. die Kontaktsteifigkeit vgl. Kapitel 5.1.6.1). „OWZ.inc“ und „Luft.inc“ enthalten jeweils die FE-Netze für das Oberwerkzeug und den Eulerraum. „VBC.inc“ und „Nsets.inc“ stellen die in Kapitel 7.1 entwickelten Geschwindigkeitsrandbedingungen dar. „Nsets.inc“ beinhaltet die lokalen Koordinatensysteme für jeden Knoten der Elemente, die für das Setzen der Geschwindigkeitsrandbedingungen ausgewählt werden. „VBC.inc“ enthält die entsprechenden Geschwindigkeitsrandbedingung ($v_z = 0$) für diese Knoten. Diese Aufteilung ist notwendig, da die Reihenfolge der Einbindung an unterschiedlichen Stellen in der „Main.inp“-Datei passiert. „EVF.inc“ und „EVF-Set.inc“ sind die automatisch erzeugten Eulervolumenanteile. „Properties.inc“ beinhaltet die gesamte Materialdefinition für Werkzeug und Einlagen. Die Definition der Materialkarte entstammt den Erkenntnissen für AMC8590 und HUP-REC aus Kapitel 5. „Amplitude.inc“ gibt die Bewegung des OWZ vor, sodass dynamische Effekte aufgrund der Zeitskalierung minimiert werden. Dabei wurde die in Abbildung 5.11 gezeigte Charakteristik für das OWZ in einem MATLAB-Tool umgesetzt (vgl. Abbildung A.9). Als Eingangsparameter werden der Abstand des OWZ zur Einlage, der gesamte Weg und die Geschwindigkeit des OWZ benötigt. Das Programm erzeugt dann automatisiert die korrekte Amplitude als „Amplitude.inc“.

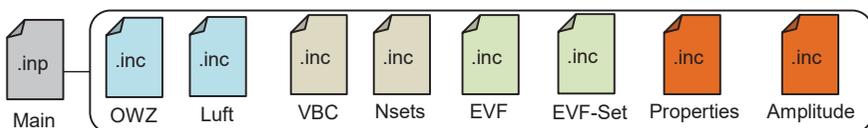


Abbildung 8.2: Grundstruktur eines Modells für die Presssimulation

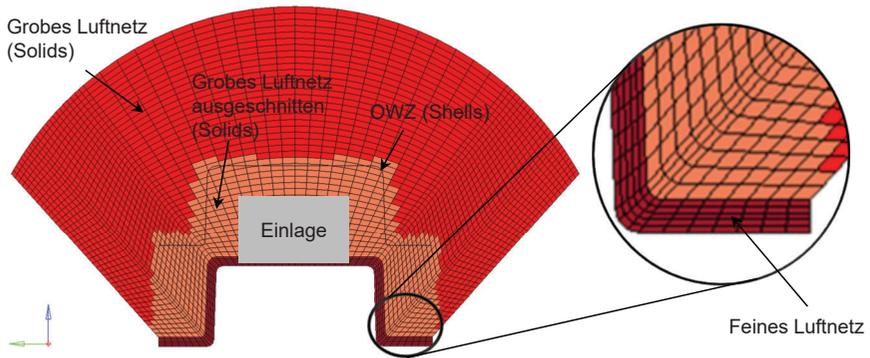


Abbildung 8.3: Methodik zu Erstellung des Luftnetzes für die Presssimulation

Methodik zur Erstellung der Netze Im Rahmen der Arbeit wurde eine Methodik entwickelt, um das Füllverhalten zu optimieren. Grundlage hierfür lieferte die in Kapitel 5.1.6.1 durchgeführte Studie. Das Ergebnis lässt sich anschaulich durch Abbildung 8.3 erklären. Dabei wird der Querschnitt des Eulernetzes gezeigt. Die dunkelroten Elemente stellen die Konturen des Bauteils dar und sind mit jeweils mindestens fünf Elementlagen über der Bauteildicke fein vernetzt. Die hellroten Elemente stellen die Kavität dar, in der sich potentiell Material befinden kann. Die rote Kontur ist ein Hilfsnetz, welches zur Erstellung der beiden anderen Bereiche benötigt wird. Es kann anschließend gelöscht werden. Die „Einlage“ stellt die Hüllgeometrie dar, die verwendet wird, um dem Luftnetz den Volumenanteil des Eulermaterials automatisiert zuzuweisen. Das OWZ besteht aus 2D-Schalenelementen mit $P_K = 10$. Dabei haben diese im Mittel eine mindestens doppelt so große Kantenlänge wie die Hexaederelemente des feinen Luftnetzes.

Ablauf und Ergebnis der Presssimulation Den Ablauf der Presssimulation zeigt Abbildung 8.4. In a) sind OWZ und UWZ zusammen mit dem Teil des Luftnetzes, dem Material zugewiesen wurde, zu sehen. An der Stelle sei erwähnt, dass das UWZ durch die VBC ersetzt werden kann, da durch die Vernetzungsmethodik die Kontur des UWZ bereits in der untersten Lage des Luftnetzes abgebildet ist. In b) und c) ist das Füllverhalten ohne Werkzeuge dargestellt. Zwei Effekte lassen sich beobachten, die auch in der Realität aufgetreten sind. Zunächst findet eine deutliche Kompression mit leichtem Fließen statt und anschließend wandert die Fließfront, indem sie an den Rändern nacheilt. Das heißt die Ecken werden zuletzt gefüllt. In d) ist der finale Füllzustand mit den Hauptfaserorientierungen gezeigt. Aufgrund der werkzeugkonformen Kontur des feinen Luftnetzes gibt es keine „Stufensprünge“.

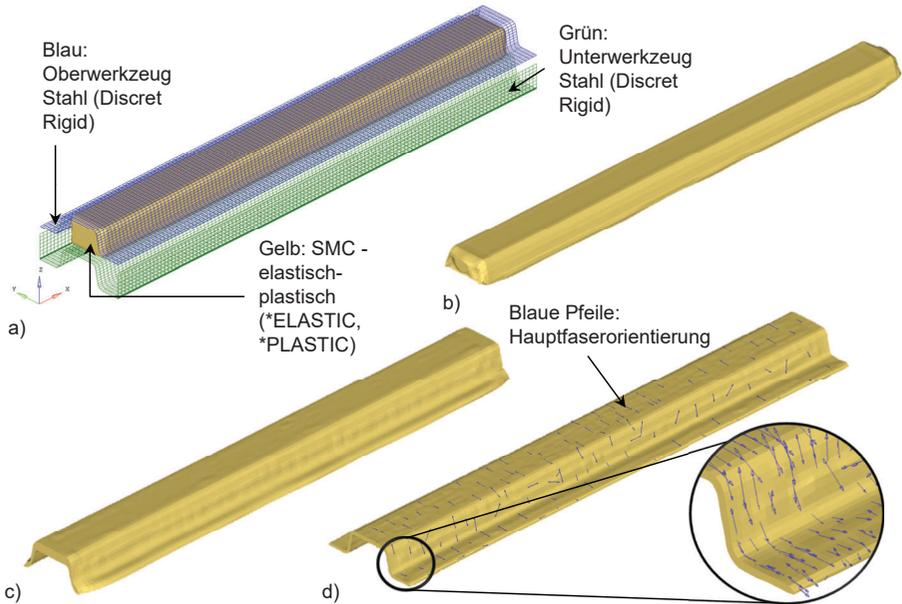


Abbildung 8.4: Stadien einer Presssimulation mit a) bei t_0 und initialer Position der SMC-Einlage b) bei 24 mm c) bei 11 mm und d) finaler Schließposition und Darstellung der Hauptfaserorientierung für ausgewählte Elemente

8.2.2 Mapping, Clustering und Homogenisierung

Die GUI der Schnittstelle zeigt Abbildung 8.5. Diese GUI beinhaltet auch weitere operative Funktionen, die nicht teil dieser Arbeit sind. Vor dem Mapping wird über „CreateIntModell“ das in Abbildung 7.4 gezeigte Zwischenmodell erstellt, das ε_p enthält (vgl. Abbildung 8.6 a)). Anschließend wird durch „Mapping“ ε_p vom Pressnetz zum Verzugsnetz übertragen. Der Vorgang besteht aus zwei Hauptschritten. Zunächst werden die Knoten \mathbf{y}_P des Pressnetzes mit Hilfe der transponierten Transformationsmatrix \mathbf{A}^T

$$\mathbf{A}^T \cdot \mathbf{y}_P = \mathbf{x}_V \quad \text{mit} \quad (8.1)$$

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} & t_1 \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} & t_2 \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} & t_3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (8.2)$$

in Knoten \mathbf{x}_V des Verzugsnetzes transformiert. \mathbf{A}^T ist eine einmalig zu bestimmende Matrix für jedes Bauteil. Danach wird über den Interpolationsalgorithmus „Radial Basis Function (RBF)“ die Feldgröße ε_p übertragen. Das RBF-Verfahren wird sehr anschaulich in [252] erklärt. An dieser Stelle lässt sich vereinfacht sagen, dass eine volumengewichtete Interpolation zwischen Quell-

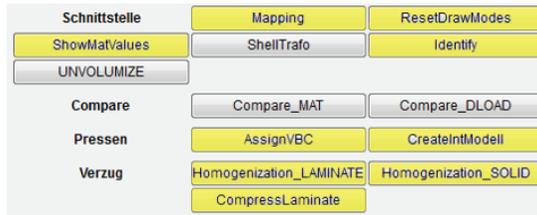


Abbildung 8.5: GUI der Schnittstelle in ANSA (gelb markierte Funktionen wurden im Rahmen dieser Arbeit umgesetzt)

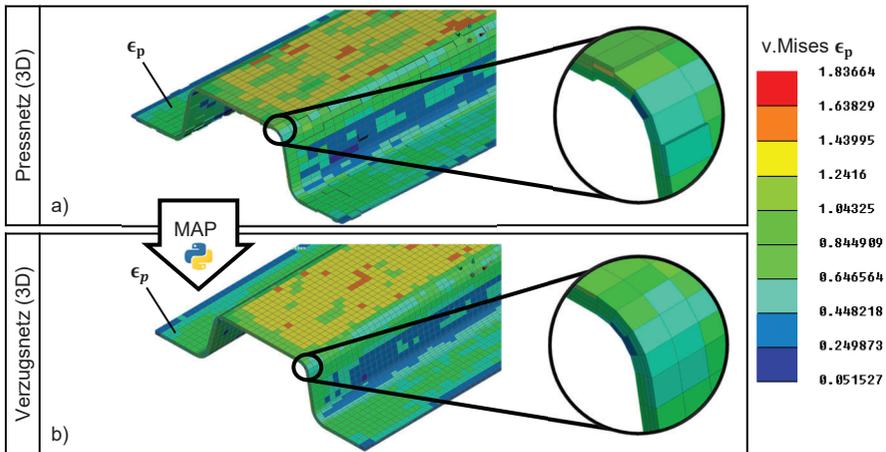


Abbildung 8.6: Mappingprozedur der Schnittstelle

und Zielknoten durchgeführt wird [248]. Das Endergebnis dieses Schritts zeigt Abbildung 8.6 b). Auffällig ist hier, dass durch RBF selbst Bereiche des Verzugsnetzes Werte enthalten, bei denen im Pressnetz Aussparungen zu sehen sind. Somit werden Werte auch extrapoliert. Parallel wird der in Abbildung 7.5 gezeigte Input für das Clustering erzeugt.

Über die Funktion „Homogenization-LAMINATE“ oder „Homogenization-SOLID“ werden die in Kapitel 7.2 gezeigten Elementdefinitionen umgesetzt. Mit dem Clusteroutput und den analytischen Inputgleichungen aus Kapitel 6.1.6.3 werden die Materialkarten erzeugt, sowie automatisiert zugewiesen (vgl. Abbildung 8.7).

Die zuvor erklärte Prozedur wurde so umgesetzt, dass der Anwender die Resultate der wesentlichen Zwischenschritte sehen kann. Damit werden insgesamt vier manuelle Schritte benötigt. Diese Schritte sind das Erzeugen des Zwischenmodells, Mapping, Clustering und Homogenisierung. Die Interpolationen sind gemäß der Methodik aus Kapitel 6.1.6 für jedes Material einmalig durchzuführen. Diese Vorgehensweise hat den Vorteil, dass die Schnittstelle vergleichsweise einfache Rechenoperationen durchführt. Es wurde auf eine „Just-in-Time“-Homogenisierung mit aktivem

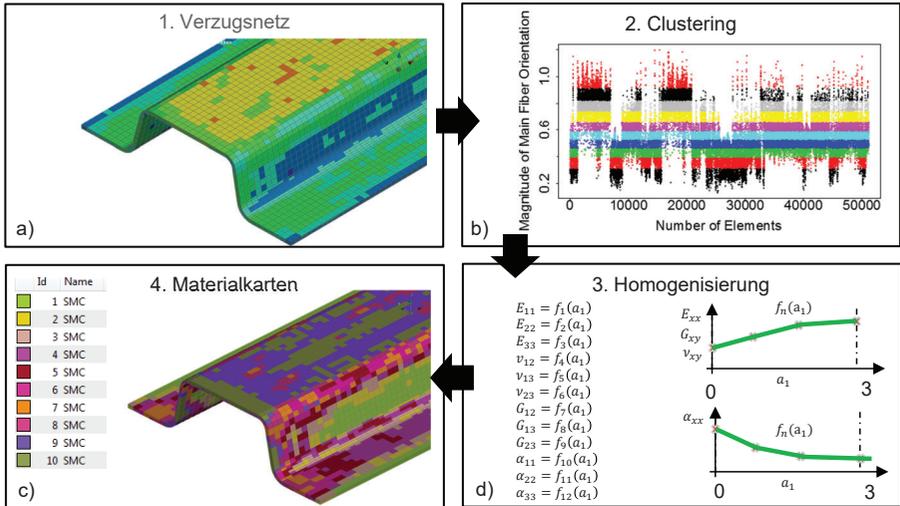


Abbildung 8.7: Erzeugung der Materialkarten für die Verzugssimulation bei Verwendung von 10 Clustern

Algorithmus verzichtet, wie sie im Stand der Technik (z.B. DIGIMAT) durchgeführt wird (vgl. Kapitel 2.3). Eine weitere Funktion der Schnittstelle ist über „ShowMatValues“ die skalaren Werte der Materialkarte als Feldvariablen anzuzeigen. Mit „Identify“ können diese Werte dann schnell ausgelesen werden. Auf Details hierzu wird in Kapitel 9 eingegangen.

8.2.3 Verzugssimulation

Mit den zuvor erstellten Materialkarten werden dem Modell nur noch die Verschiebungs- und Temperaturrandbedingungen hinzugefügt. Diese Randbedingungen sowie das Ergebnis der Simulation sind für beide Section-Definitionen in Abbildung 8.8 dargestellt. Es wurden an drei Knoten (1,2,3) die jeweiligen Freiheitsgrade gesperrt, um eine statisch bestimmte Lagerung zu erzeugen. Gleichzeitig wurde an allen Knoten eine Temperaturrandbedingung angebracht, wobei die Änderung von der Starttemperatur T_0 bis zur Endtemperatur T_1 linear verlief. Beide Modelle haben dieselbe Diskretisierung, unterscheiden sich aber durch die in Abbildung 7.4 c) und e) erklärten Section-Definitionen. Das Ergebnis verdeutlicht, dass das Deformationsverhalten ähnlich ist. Es treten dieselben typischen Verzugssphänomene auf wie „Spring-In“ (vgl. Kapitel 2.4). Diese Effekte sind in b) etwas stärker ausgeprägt, da hier nur ebene Faserorientierungen vorliegen, d.h. Orientierungsanteile in Bauteildickenrichtung liegen nicht vor.

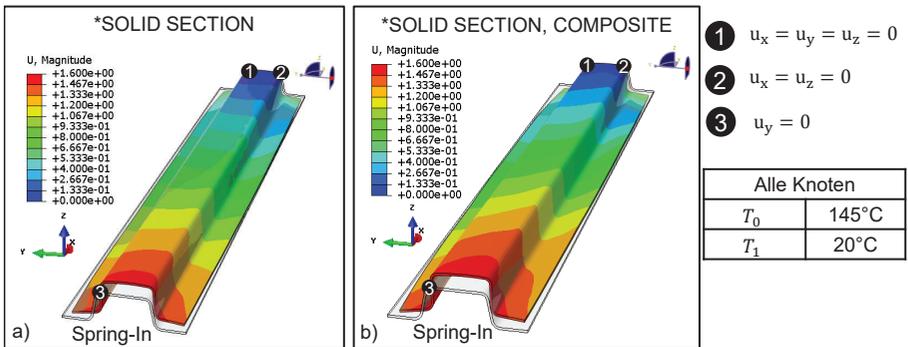


Abbildung 8.8: Vergleich des Verschiebungsfelds (Skalierung 10-fach) nach der Verzugssimulation zum Ausgangszustand mit a) *SOLID SECTION-Definition und b) *SOLID SECTION, COMPOSITE-Definition

9 Bewertung der VPK

Als abschließender Schritt gemäß der Entwicklungsmethodik aus Abbildung 1.4 ist die Validierung an einem Bauteil vorgesehen. Dazu werden mit Hilfe des SPALTEN-Prozesses zunächst die zur Validierung der gesamten virtuellen Prozesskette benötigten Zielgrößen festgelegt. Anschließend erfolgt die Bauteilauswahl und -herstellung mit dem diese Zielgrößen zwischen Simulation und Experiment bewertet werden können. Es folgen die im vorherigen Kapitel an einem Referenzbauteil gezeigten Richtlinien für den Modellaufbau und die realitätsnahe Herstellung der Prozessbedingungen wie im Versuch. Abschließend wird der Vergleich der Zielgrößen dargestellt und diskutiert.

9.1 Zielgrößen- und Bauteilauswahl

9.1.1 Situationsanalyse

Bevor Zielgrößen gefunden werden können, die sowohl in Hardware als auch der Simulation zur Verfügung stehen, muss eine Standortbestimmung der VPK erfolgen. Es werden daher zunächst wesentliche Outputgrößen, Eigenschaften und Limitierungen der zuvor entwickelten VPK aufgeführt. Diese lassen sich für die Press- und Verzugssimulation wie folgt angeben:

- **Materialmenge:** Es kann die geometrische Form und Menge der Einlage definiert werden (vgl. Kapitel 8.2.1). Die Masse in der Kavität kann aufgezeichnet werden.
- **Presskraft:** Es kann die Presskraft über die Werkzeugschließdistanz ausgegeben werden. Aufgrund der Zeitskalierung der Simulation ist eine Ausgabe der Presskraft über die Zeit nicht sinnvoll.
- **Fließfront:** Es kann der 3D-Materialfluss im Eulernetz durch einen Volumenanteil pro Element sichtbar gemacht werden. Durch die Verwendung mehrerer Einlagen mit unterschiedlicher Section-Definition kann ein Materialzusammenfluss grafisch dargestellt werden.
- **Hauptfaserorientierung:** Die Richtung der Hauptfaserorientierung entspricht dem 1. Eigenvektor des plastischen Dehnungstensors ε_p und wird als vektorielle Materialorientierung pro Element ausgegeben (vgl. Kapitel 5.3).
- **Lokale thermoelastische Eigenschaften:** Die Angabe der lokalen thermoelastischen Größen erfolgt in orthotroper Definition, d.h. zwölf Materialkonstanten (neun elastische und drei thermische) pro Element. Die Richtung der Primärachse entspricht der Hauptfaserorientierung (vgl. Kapitel 6.1.6). Weiterhin können diese Konstanten als Feldgrößen visualisiert und abgefragt werden (vgl. Kapitel 8.2.3). Mit der in Kapitel 3.2.6 entwickelten Methode und den in Kapitel 3.3.3 gezeigten Erkenntnissen können Messwerte für thermoelastische Eigenschaften auf ein FE-Netz übertragen werden.
- **Formabweichung:** Die in Folge der Abkühlung auftretende Bauteilverformung kann im .stl-Format ausgegeben werden.

9.1.2 Problemeingrenzung

Zu einer praktikablen und realitätsnahen Bewertung der Presssimulation eignen sich nach *Heber* [23] die zuvor erwähnten grafischen Darstellungen des Fließfrontverlaufs. Daneben stellt nach *Long* [53] der Presskraftverlauf einen sehr wichtigen Prozessparameter dar, der in der Praxis zur Pressenauslegung verwendet wird. Daher sind beide Zielgrößen auch für das hier betrachtete C-SMC zu verwenden. Wie in Kapitel 2.6.2 und Kapitel 2.7 festgehalten, sind μ CT Messungen für C-SMC mit hohem Aufwand bei schlechter Ergebnisqualität verbunden und werden daher nicht in Betracht gezogen. Auch die Röntgenanalyse liefert ohne Kontrastmittel oder Ausbrennen der SMC-Matrix ungeeignete Ergebnisse. Weiterhin können mit keiner Methode in der Literatur die lokalen thermoelastischen Eigenschaften für C-SMC bestimmt und visualisiert werden, die zur ganzheitlichen Bewertung des Verzugs, d.h. der Formänderung benötigt werden. Daher ist hierfür eine Lösung zu entwickeln.

Da im Rahmen der Arbeit eine gesamthafte 3D-Simulation verwendet wird (vgl. Kapitel 8), ergeben sich folgende Anforderungen an den Versuchsträger:

- 3D-Fließphänomene: Hohe Stackpakete bzw. 3D-Konturen der Stacks, Wanddickensprünge und Rippen im Bauteil.
- Dünnwandiges Schalenbauteil: Bewertung Kontaktberechnung und Leckageproblematik der Presssimulation (vgl. Kapitel 5.1.6.1).
- Geringe Struktursteifigkeit: Zur Bewertung des Verzuges in Folge lokal unterschiedlicher Materialeigenschaften sind Verrippungen oder sonstige Elemente zu vermeiden, die die Struktursteifigkeit erhöhen.

9.1.3 Alternative Lösungen

Zunächst sind in Tabelle 9.1 die für Fließpressmassen bisher in der Literatur verwendeten Zielgrößen, Methoden und Bauteile dargestellt.

Zur Bewertung des Fließfrontverlaufs werden Teilfüllungen (Short-Shots) erzeugt, indem die Füllung dadurch unterbrochen wird, dass das Schließen des Werkzeugs definiert gestoppt wird. Dazu werden Distanzblechstücke auf die Auflageflächen des Unterwerkzeugs gelegt. Durch die Variation der Blechdicke können unterschiedliche Zustände der Füllung festgehalten werden. Anschließend werden von den Short-Shots perspektivische 2D-Aufnahmen erstellt und durch Skalierung der digitalen Aufnahmen zu Simulationsergebnissen ausgerichtet. Dabei werden in der Regel die Konturlinien der Fließfront für Simulation und Experiment übereinander aufgetragen und qualitativ bewertet. Eine Bewertung des genauen Bindenahtverlaufs wurde bisher nicht gezeigt.

Für die Validierung des Presskraftverlaufs wird die Spalthöhe über der Presskraft zwischen Simulation und Versuch aufgetragen. Dabei müssen die Messaufzeichnungen der Kraft und des Weges im Versuch korrigiert werden, wie *Heber* [23] zeigt. Grund hierfür sind das Eigengewicht und die Eigenverformung der Presse, die aus den Kraft- und Wegsignalen herausgerechnet werden müssen.

Tabelle 9.1: Übliche Zielgrößen, Methoden und Bauteile für die Bewertung der Prognosegüte von Pressmassen für die Einzelsimulationen

	Zielgröße	Methode	Bauteil
Pressen	Fließfrontverlauf	Short-Shots & Bildverarbeitung	PKW-Motorhaube [39, 44, 52], Ebene Platte [25], Box [23, 68], PKW-Außenverkleidung [46], PKW-Tür [53], PKW-Stütze C-Säule [82]
	Presskraftverlauf	Instrumentierte Presse	PKW-Motorhaube [44, 52, 253], PKW-Sitzschale [28], Ebene Platte [57, 109]
	Faserorientierungen	Verhältnis E-Module (längs/quer)	PKW-Sitzschale [62], Hutprofil [129], Ebene Platte [109]
Verzug	Formabweichung	Vergleich der Verschiebung an einzelnen Stellen	Pick-Up Heckflügel [39, 147]

Die Validierung des Verzuges an SMC-Komponenten wurde bisher kaum für Pressbauteile durchgeführt und beschränkt sich auf den Vergleich einzelner Punkte (z.B. Ecken) [21]. Eine größere Datenbasis liegt für Spritzgussbauteile oder Endlosfaserverbunde vor. Dabei wird neuerdings mit einer optischen 3D-Koordinatenmesstechnik eine digitale Aufnahme der Bauteiloberfläche erstellt [151, 254, 255]. So ist es möglich Bauteilflächen der Simulation mit der Messung zu vergleichen. Für G-SMC wurde von *Skrodolies* [27] mit GOM/ATOS die Oberflächendurchbiegung gemessen und mit einer Beulsimulation verglichen. Zur Validierung wurden bisher hauptsächlich ebene oder leicht gewölbte, dünne Schalenbauteile verwendet. Eine Validierung für C-SMC wurde bisher nicht durchgeführt.

9.1.4 Lösungsauswahl und Tragweitenanalyse

Grundsätzlich erfüllen die in Tabelle 9.1 gezeigten PKW-Teile die Anforderungen an den Versuchsträger. Da es sich hauptsächlich um geometrisch große und ebene Bauteile handelt, sind diese ungeeignet um 3D-Fließphänomene der Presssimulation zu bewerten. Den besten Kompromiss zwischen Größe und Komplexität bildet die PKW-Stütze C-Säule [82], die in Abbildung 9.1 a) dargestellt ist. Da das Serienwerkzeug des Bauteils nicht zur Verfügung stand, wurde auf eine frühere Version zurückgegriffen (vgl. Abbildung 9.1 b)). Das Bauteil enthält um die Anschraubpunkte

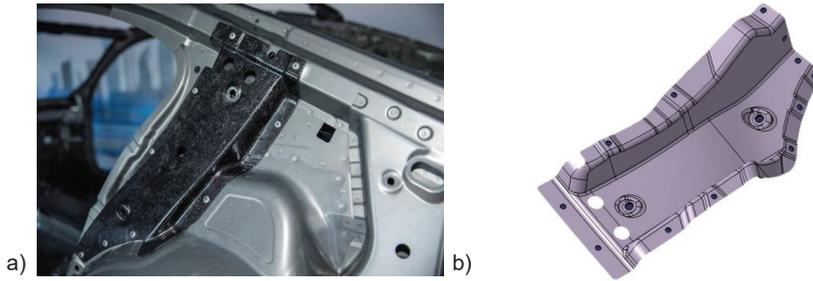


Abbildung 9.1: Gewähltes Validierungsbauteil mit a) Serienbauteil mit Einbaulage im Fahrzeug und b) CAD des Vorserienbauteil als Versuchsträger

Bereiche in denen komplexe 3D-Fließphänomene auftreten können. Weiterhin besitzt es große L-Profile mit denen der Spring-In bewertet werden kann. Es bietet auch genug ebene Bereiche, aus denen Probekörper für Zugprüfungen oder Wirbelstrommessungen entnommen werden können. In Tabelle 9.2 sind die gewählten Zielgrößen zusammengefasst. Daneben sind die entsprechenden Methoden aufgelistet, mit denen diese Größen quantitativ oder qualitativ bewertet werden.

Tabelle 9.2: Zielgrößen für die Bewertung der Prognosegüte für die Stütze C-Säule aus Abbildung 9.1 b)

	Zielgröße	qualitativ	quantitativ	Methode
Pressen	Presskraftverlauf		✓	Instrumentierte Presse
	Fließfrontverlauf	✓		Short-Shots & perspektivische Fotoaufnahmen
	Bindenahtverlauf	✓		perspektivische Fotoaufnahmen
Verzug	Betrag und Richtung der thermoelastischen Eigenschaften	✓	✓	Wirbelstrommessung & Mapping
	Formabweichung	✓		3D-Koordinatenmesstechnik GOM/ATOS

9.1.5 Entscheidung und Umsetzung: Bauteilherstellung

Um die zuvor gezeigten Zielgrößen sauber bewerten zu können, ist die Streuung bzw. Varianz des Pressprozesses möglichst zu reduzieren. Zu diesem Zweck wurde ein Holznachbau des Unterwerkzeugs verwendet, mit dem sich die Stacks genau ablegen lassen und eine Vordrapierung erfahren. Dieses Verfahren ist durch *Romanenko et al.* patentiert und in [256] genauer beschrieben. Dazu

wurden am Holznachbau Markierungen angebracht und die gesamte Einlage von Hand vordrapiert. Das Unter- und Drapierwerkzeug mit Markierungen für die Einlage sind in Abbildung 9.2 gezeigt. Für eine möglichst genaue Bauteilherstellung wurden die einzelnen Lagen mit einem Lasercutter zugeschnitten, manuell gestackt, gewogen und manuell in das Werkzeug eingelegt. Den Vergleich zwischen Holznachbau (gewünschte Positionierung) und dem Werkzeug (tatsächliche Positionierung) zeigt Abbildung 9.3 für zwei unterschiedliche Versuchskonfigurationen. Bei Variante 1 wurde ein Stackpaket verwendet. Bei Variante 2 jeweils zwei Stackpakete, damit sich eine Binde-naht einstellt. Die Versuchsparameter der Durchführung sind in Tabelle 9.3 für Variante 1 zusammengefasst. Die Durchführung bei Variante 2 unterscheidet sich lediglich dadurch, dass mit 3 mm/s Schließgeschwindigkeit und voll verpresst wurde. Die restlichen Parameter sind identisch zu Variante 1. Die vollverpressten Teile wurden 100 Sekunden im geschlossenem Werkzeug

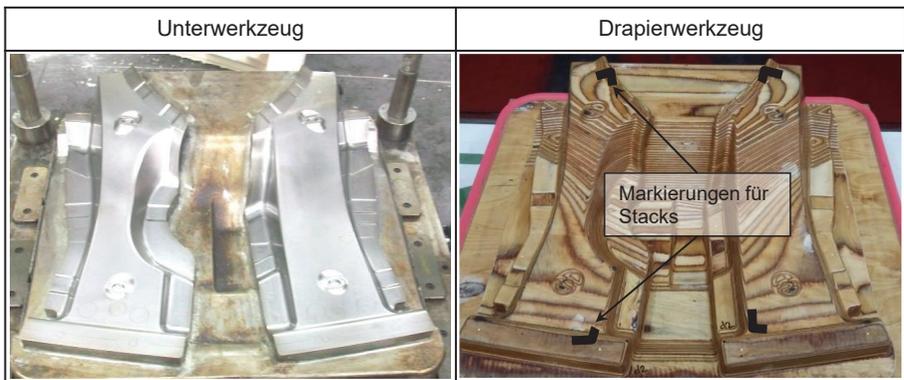


Abbildung 9.2: Unterwerkzeug für Validierungsbauteil und verwendeter Holznachbau für Vordrapierung mit Positionsmarkierungen für Rechteckeinlage

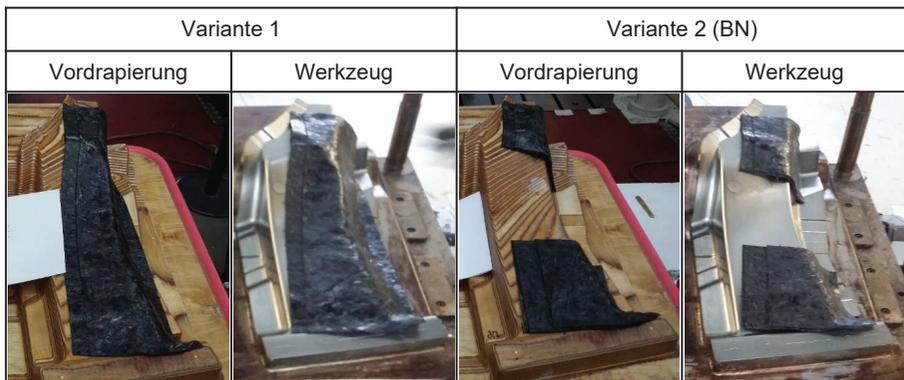


Abbildung 9.3: Versuchskonfigurationen für das Validierungsbauteil

Tabelle 9.3: Versuchsparameter für Pressversuche der Stütze C-Säule für Variante 1 aus Abbildung 9.3

Parameter	Wert
Schließgeschwindigkeit [mm/s]	0,5; 3,0
Schließposition [mm]	0 (verprest); 1; 3; 5
Lagenanzahl	HUP-REC [3+1*], AMC8590 [1+1*]
Gewicht [g]	HUP-REC [310], AMC8590 [325]
Werkzeugtemperatur [C°]	145
Halbzeugtemperatur [C°]	20
Presskraft [kN]	4500
Modus	verschiebungsgesteuert
Wiederholungen	3

*Ausgleichslage zur konstanten Masseneinhaltung

ausgehärtet und nach Bauteilentnahme frei (ohne Einspannung) an der Oberfläche (Werkzeugtisch) abgekühlt. Zur Erstellung der Teilfüllungen (Short-Shots) wurden jeweils 5 mm, 3 mm, 1 mm dicke, werkzeugumlaufende Distanzplatten verwendet, die auf die Anschlagflächen des UWZ gelegt wurden. Somit musste die Werkzeugbewegung zu den normalen Pressungen nicht angepasst werden.

In Abbildung 9.4 sind drei 1 mm-Short-Shots bei $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ für AMC8590 gezeigt. Das Resultat der schnellen und präzisen Einlage der Stacks ist direkt in der Reproduzierbarkeit des Fließfrontverlaufs erkennbar. Insbesondere an den Stellen, wo das Material einen größeren Fließweg zurücklegen muss, stimmen die Verläufe erstaunlich gut überein.

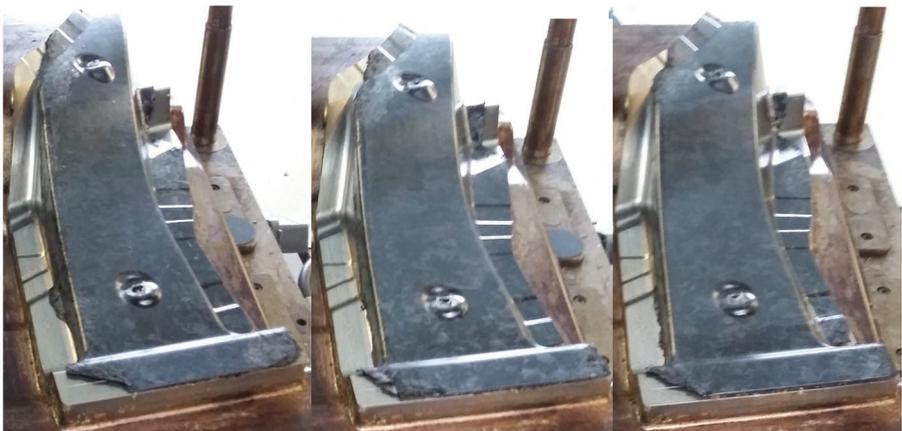


Abbildung 9.4: 1 mm-Short-Shots für AMC8590 bei $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ für Variante 1 aus Abbildung 9.3

Dies trifft auch für HUP-REC bei $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ und $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ zu (vgl. Abbildung A.12 und A.13). Aufgrund der längeren Liegezeit und damit stärkeren Gelierung der Matrix gibt es für AMC8590 bei $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ etwas größere Streuung der Fließfronten (vgl. Abbildung A.11).

9.2 Zielgröße 1: Bewertung des Fließfrontverlaufs

9.2.1 Methodik

Gemäß der in Kapitel 8.2.1 gezeigten Methodik wurde das Eulernetz und OWZ für die Presssimulation erstellt. Dabei wurden anstelle des UWZ Geschwindigkeitsrandbedingungen (VBC) definiert (vgl. Kapitel 7.1). Das Resultat der aufwändigen aber notwendigen Vernetzung des Eulerraums ist Abbildung 9.5 a) dargestellt. Auf den Begrenzungsflächen wurden die VBC gesetzt, die als gelbe Striche in Abbildung 9.5 b) zu sehen sind.

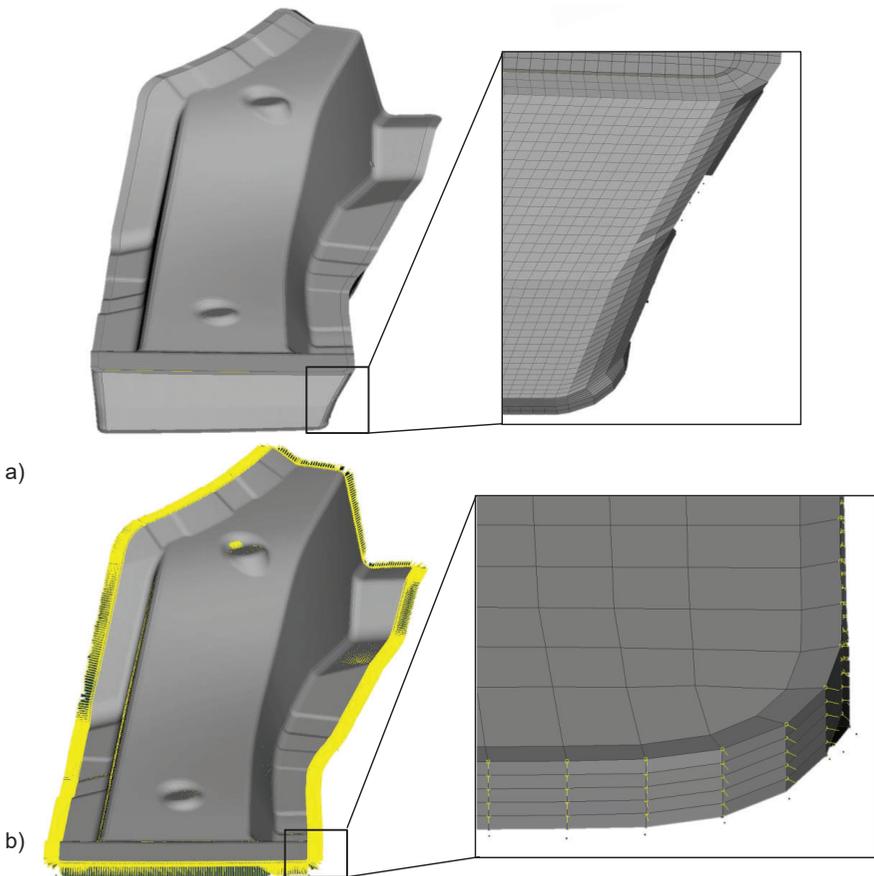


Abbildung 9.5: Eulerraum mit a) werkzeugkonturangepasstem Hexaedernetz und b) Geschwindigkeitsrandbedingungen als Ersatz zum UWZ

Um die Simulation bestmöglich mit den Versuchsergebnissen zu vergleichen, musste die Geometrie und Position der Einlage so genau wie es die Methode zulässt modelliert werden. Das Ergebnis dieses Vorgehens ist in Abbildung 9.6 für AMC8590 und zur Vollständigkeit auch für HUP-REC in Abbildung A.10 gezeigt. Die Pfeile mit „P“ zeigen in die Produktionsrichtung der Stacks und mit „V“ in die Faservorzugsrichtung. Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass für AMC8590 die Vorzugsrichtung mit der Produktionsrichtung übereinstimmt, während für HUP-REC diese senkrecht zueinander stehen. Die Vororientierung kann in der Simulation bisher nicht berücksichtigt werden (vgl. Kapitel 5.3).

Für die Simulation ist das bereits dem Eulernetz zugewiesene Material abgebildet ($V > 0,5$). Die geringen Unterschiede (wie unregelmäßige Kanten) sind eine Folge der Unregelmäßigkeiten des größeren Eulernetzes. Ein weiterer Grund ist, dass für die Drapierung eine geometrische Abwicklung in ESI Quickform durchgeführt wurde. Das Resultat der Abwicklung war eine Schalenfläche, die beschnitten und aufgedickt wurde. Das Volumen der Einlagen wurde dabei so gewählt, dass mit der Dichte aus Tabelle A.6 für AMC8590 und Tabelle A.5 für HUP-REC die gleiche Masse in der Kavität wie im Versuch vorliegt. Die Einlage wurde dabei so positioniert, dass der Abstand zum UWZ bzw. den VBC möglichst gering ist, wie auch der Abstand zum OWZ. Da dieser Abstand nicht überall gleich sein kann, musste der Mindestabstand so gewählt werden, dass keine Überschneidungen vorliegen. Ein weiterer Puffer ist, dass sich die Modellierung der Einlage in ANSA und die finale Einlage in ABAQUS geringfügig unterscheiden. Der Grund hierfür ist, dass die Einlage als Referenzgeometrie zur Zuweisung des Volumenanteils der Eulerelemente dient. Basierend darauf wurde der Abstand von der Einlage zum OWZ, sowie der gesamte zurückzulegende Weg des OWZ gemessen. Neben der Schließgeschwindigkeit sind das die wesentlichen Parameter, die in das MATLAB-Tool aus Abbildung A.9 eingegeben werden müssen. Das Resultat ist in der

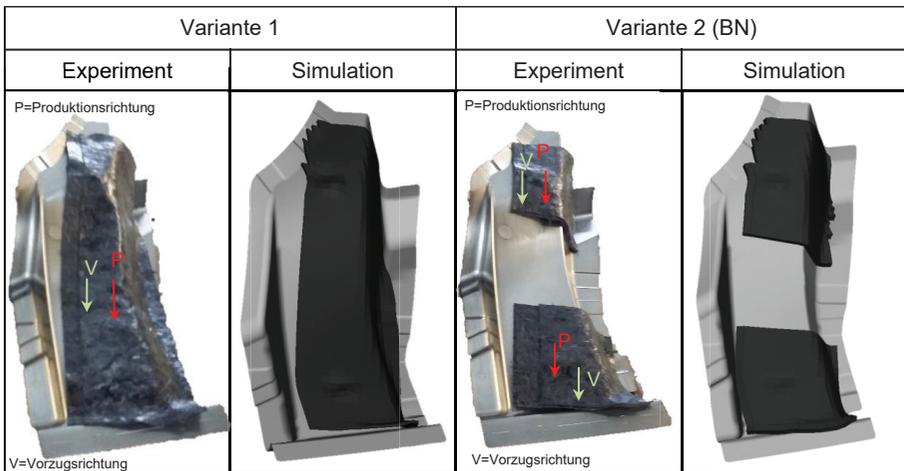


Abbildung 9.6: Einlageposition der Stacks für Experiment und Simulation für AMC8590

Datei „Amplitude.inc“ enthalten (vgl. Kapitel 8.2.1). Es ist an dieser Stelle nochmal hervorzuheben, dass die Werkzeugbewegung mit bis zu 3 m/s stattfindet und die Materialmodelle auf diese Zeitskalierung kalibriert wurden. (vgl. Kapitel 5.1.6.2).

9.2.2 Ergebnisse

In Abbildung 9.7 ist der Vergleich der Short-Shots zwischen Experiment und Presssimulation für AMC8590 dargestellt. Für die Bilder des Experiments wurden die Bauteile möglichst gleichmäßig ausgerichtet und fotografiert. Da hierfür kleine Aufnahmen konzipiert wurden, ist auf den Bildern der Versuche bei 5 mm und 3 mm im grün eingekreisten Bereich ein Ausschnitt zu sehen. Das sind Bereiche in denen die Befestigungsaufnahme des Bauteils war. Diese Befestigungen überdecken das Material auf dem Bild. Weiterhin wurden pro Short-Shot drei Fotos gemacht und eine Mittelwertkurve in Photoshop bestimmt (gleiches Vorgehen wie in Abbildung 3.12). Diese Kurve ist jeweils mit verschiedenen Symbolen dargestellt. Damit stellt das eigentlich Bild nur einen Versuch dar und die Hüllkurve den Mittelwert aus drei Versuchen. Zur Ergänzung zeigt Abbildung A.15 für beide Materialien den Vergleich zwischen den Fließfronten für einen 1 mm-Short-Shot bei $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ und $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$. Da sich die Fließfrontverläufe zwischen den beiden Geschwindigkeiten für beide Materialien kaum unterscheiden, wird im weiteren Verlauf nur der Vergleich der Fließfronten bei $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ gezeigt. Es lässt sich zunächst beobachten, dass keine größeren Unterschiede zwischen 5 mm und 3 mm im Experiment zu erkennen sind.

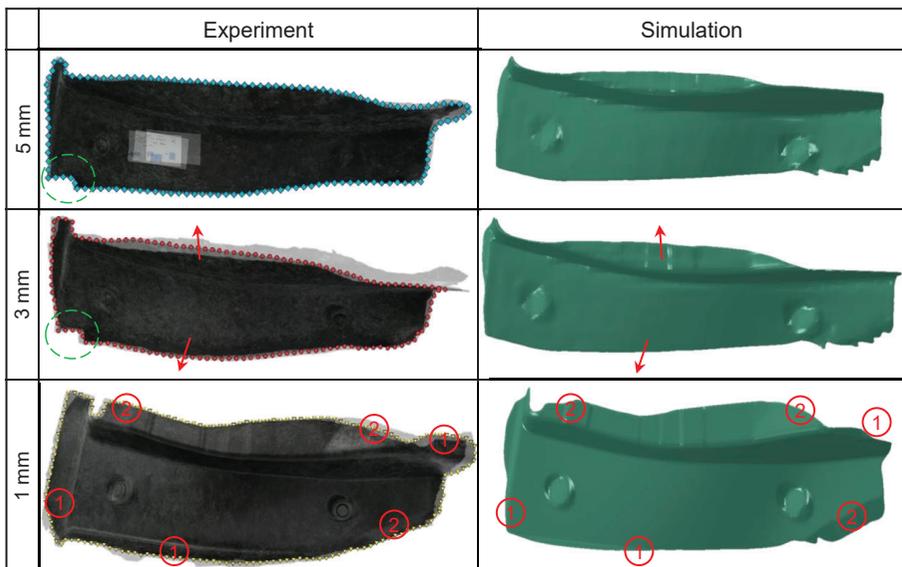


Abbildung 9.7: Vergleich der Fließfront zwischen Experiment (3 mm/s) und Simulation (3000 mm/s) bei Variante 1 für AMC8590 mit Bereichen 1 (Fließbereich) und Bereichen 2 (Einlegebereich)

Es gibt lediglich eine leichte Veränderung in Richtung des eingezeichneten Pfeils. Die gleichen Tendenzen sieht man in der Simulation. Zu diesem Zeitpunkt stimmen Simulation und Experiment gut überein. Die Unterschiede entstehen durch die Ungenauigkeiten in der zuvor beschriebenen Einlagenmodellierung. Bei 1 mm zeigen sich erste Unterschiede. Im Bereich 2 (Einlegebereich) ist der Verlauf noch gut vergleichbar. In Bereich 1 sieht man, dass die Fließfront in der Simulation der im Experiment naheht.

In Abbildung 9.8 sind die Ergebnisse der Variante 1 für HUP-REC dargestellt. Hierbei zeigt sich zwischen 5 mm und 3 mm kein sichtbarer Unterschied in der Fließfront. Man erkennt lediglich ein Ausformen der Einlage bzw. die Geometrie des späteren Bauteils klarer. Das Gleiche ist für die Simulation zu beobachten. Grundsätzlich gibt es noch leichte geometrische Unterschiede der Einlage, die den gleichen Grund haben wie bei AMC8590. Bei 1 mm zeigt sich aber eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch. Selbst im Bereich 1 (Fließbereich) gibt es eine bessere Übereinstimmung als bei AMC8590. Teilweise eilt auch bei HUP-REC die Fließfront der Simulation der des Versuchs nach.

Der Vergleich zwischen Simulation und Versuch für Variante 2 aus Abbildung 9.6 ist in Abbildung 9.9 gezeigt. Die Übereinstimmung an der Stelle 1 ist besonders gut, obwohl in diesem Bereich der Fließweg sehr lang ist (vgl. Einlageposition in Abbildung 9.6). Grund hierfür ist aber, dass in diesem Bereich A die initiale Position der Einlage besser abgebildet ist als im Bereich B.

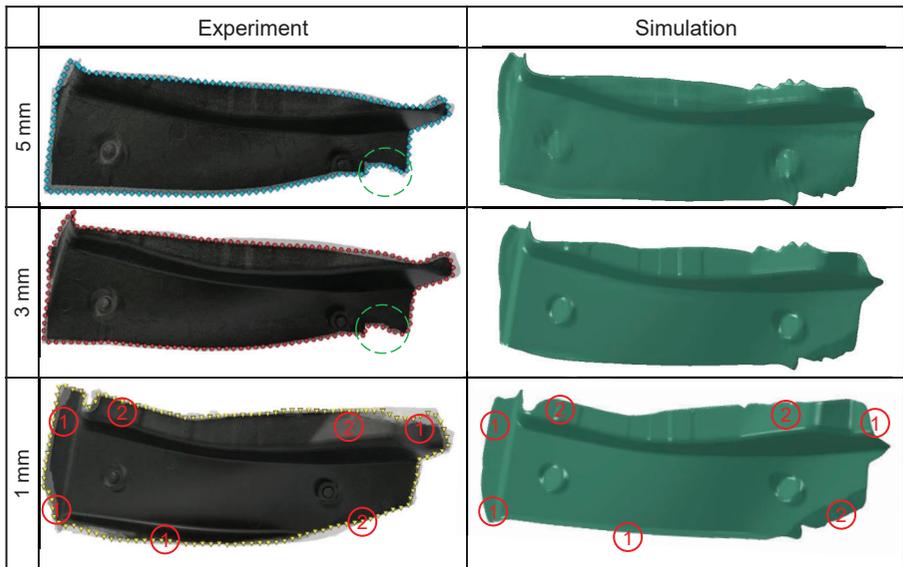


Abbildung 9.8: Vergleich der Fließfront zwischen Experiment (3 mm/s) und Simulation (3000 mm/s) bei Variante 1 für HUP-REC mit Bereichen 1 (Fließbereich) und Bereichen 2 (Einlegebereich)

In der Simulation ist mehr Material im Bereich B als in der Realität. Daher wird während der Kompression mehr Material früher verdrängt, weshalb sich die Bindenaht weiter im Bereich A einstellt. Die Bestimmung der Bindenaht im Versuch erfolgte durch visuelle Prüfung, da durch die Faserdrehung optisch klar erkennbare „Oberflächennarben“ zu sehen waren (vgl. Abbildung A.14 a)). Weiterhin konnte der Effekt auch durch die Wirbelstrommessung nachgewiesen werden. Im Bereich des Bindenahtverlaufs stellten sich hohe Anisotropiewerte ($A_F > 1$) ein (vgl. Abbildung A.14 b)). Für HUP-REC ist der Vergleich für Variante 2 in Abbildung 9.10 zu sehen. Im Vergleich zu AMC8590 ist die Stelle mit besserer Übereinstimmung (Stelle 1) etwas größer ausgeprägt. Das Phänomen ist aber dasselbe, wobei die Ausprägung aufgrund einer höheren Kompressionsfähigkeit des HUP-REC geringer ausfällt. Das bedeutet, dass HUP-REC bei gleicher Werkzeugposition später anfängt zu fließen. Auf diese Unterschiede des Materialverhaltens wurde ausführlich in Kapitel 5 eingegangen. Sie lassen sich also auch im großflächigen 3D-Bauteil festmachen.

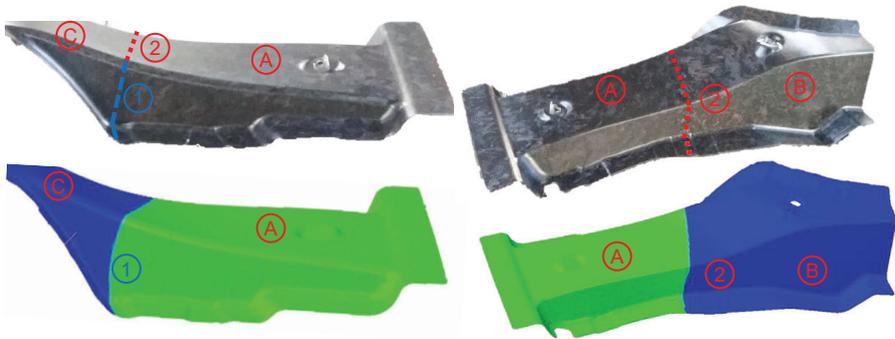


Abbildung 9.9: Vergleich der Bindenahtposition (Variante 2) im Versuch und Simulation bei der Stütze C-Säule für AMC8590



Abbildung 9.10: Vergleich der Bindenahtposition (Variante 2) im Versuch und Simulation bei der Stütze C-Säule für HUP-REC

9.3 Zielgröße 2: Bewertung des Presskraftverlaufs

9.3.1 Methodik

Um die Kraft-Weg-Kennungen der gezeigten Versuche mit der Simulation quantitativ vergleichen zu können, müssen Störgrößen herausgerechnet werden. Diese Störgrößen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Gewichts- und Reibkräfte am Werkzeug in der Realität sowie aufgrund der Zeitskalierung auftretende dynamische Kontaktkräfte in der Simulation
- Nachgiebigkeit des Presswerkzeugs bzw. der Wirkkette in der Realität

Es müssen daher die aufgezeichneten Kraft-Weg-Kennungen in der Simulation und im Versuch korrigiert werden. Für die Korrektur der Kraft des Versuchs $F_{k,exp}$ wurde analog zu Heber [23] die Gleichungen

$$F_{k,exp} = F_{exp} - F_G - F_R \quad (9.1)$$

$$F_{k,sim} = F_{sim} - F_D \quad (9.2)$$

angesetzt und um die Simulation $F_{k,sim}$ erweitert. Dabei sind F_{exp} die im Versuch gemessene und F_{sim} die in der Simulation aufgezeichneten Kräfte. Bei F_G , F_R , F_D handelt es sich jeweils um die Gewichts-, Reib- und dynamischen Kräfte. Der Grund für die Korrektur um F_D ist, dass die Einlage zunächst vom OWZ getroffen wird und dann auf dem UWZ aufschlägt. Das lässt sich nicht vermeiden, da die Einlage Mindestabstände zum UWZ und OWZ haben muss. Falls dieser Abstand nicht existiert, treten geometrische Überlappungen auf und der Kontaktalgorithmus würde diese Stellen ignorieren. Weiterhin wurden im Versuch zwei Bauteile (linke und rechte Seite der Stütze C-Säule) abgepresst (vgl. Abbildung 9.2). Aufgrund der hohen Rechenzeiten wurden jeweils Simulationen mit linker und rechter Seite separat durchgeführt. Die Kraftverläufe über Werkzeugdistanz wurden anschließend addiert.

Für die Korrektur des Weges im Versuch und für die Ermittlung von F_R ist gemäß [23] ein Leerhub durchzuführen, sodass die Werkzeugverformung ohne Einlage und die Tauchkantenreibung ermittelt werden können. Dieses Vorgehen entspricht dem Fall aus Kapitel 3.2.1 für das Pressrheometer. Allerdings bestand bei dem komplexeren Werkzeug für die Stütze C-Säule die Befürchtung, dass die Hydraulik oder das Werkzeug selbst Schaden nehmen könnten. Daher gibt es für dieses Werkzeug keine Korrekturkurve wie in Abbildung A.1 für das Pressrheometer. Da aber in beiden Fällen eine hydraulische Dieffenbacherpresse mit vier Zylindern und denselben Messgrößen verwendet wurde, lässt sich die Gleichung für die Wegkorrektur aus Abbildung A.1 näherungsweise verwenden. Die Schließdistanz h_{exp} für den Versuch und h_{sim} für die Simulation lässt sich damit als

$$h_{exp} = h_{pos} - (-0,00008h_{pos} + 0,1451) \quad (9.3)$$

$$h_{sim} = (h_0 - u_{OWZ}) - d_B - d_s \quad (9.4)$$

berechnen. Dabei stellt h_{pos} den Hubweg des OWZ dar, h_0 den initialen Abstand des OWZ, u_{OWZ} den zurückgelegten Weg des OWZ, d_B die Endbauteildicke und d_s die Dicke der Schalelemente des OWZ.

9.3.2 Ergebnisse

Der Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe nach Durchführung der zuvor erklärten Korrekturen ist in Abbildung 9.11 dargestellt. In a) sind die Verläufe für AMC8590 der beiden Varianten (Variante 2=BN) gezeigt. Zunächst fällt die geringe Streuung der Kraftverläufe auf, d.h. die sehr gute Reproduzierbarkeit der Versuche durch die gezielte Vordrapierung (vgl. Kapitel 9.1.5). Weiterhin lässt sich über die Simulation bis ca. $h = 1,5\text{ mm}$ eine gute Vorhersage treffen. Unterhalb dieses Wertes steigt die Kraft in der Simulation nicht mehr an. Grund hierfür ist, dass der bereits in Kapitel 5 erläuterte Kontaktalgorithmus bei hohen Drücken lokal nicht mehr funktioniert. Das bedeutet, dass einzelne Knoten des OWZ keinen Beitrag mehr leisten.

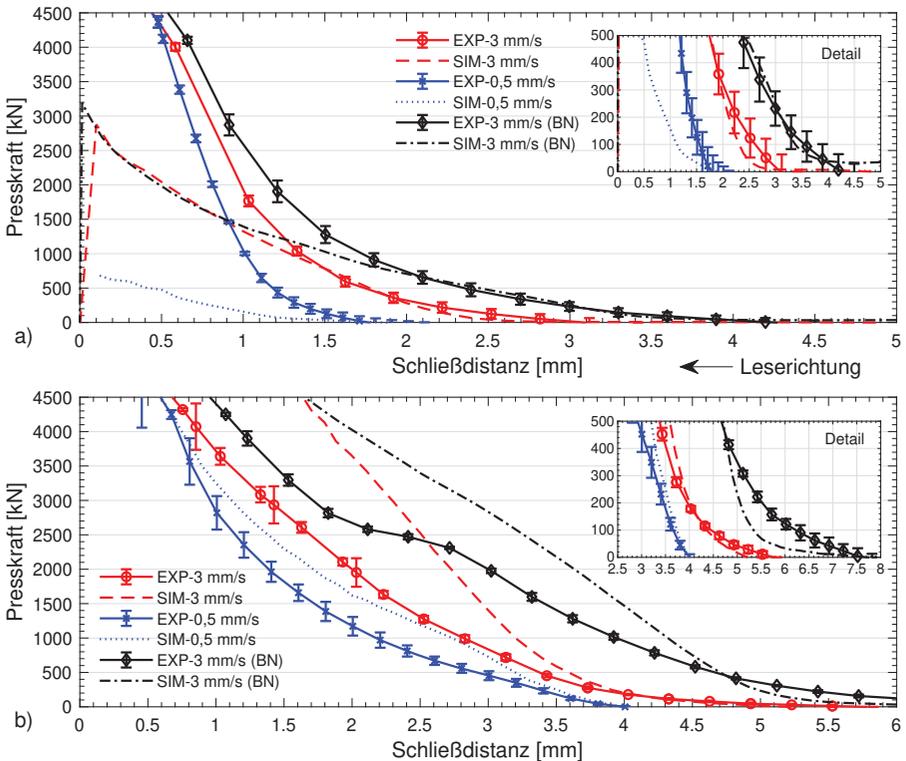


Abbildung 9.11: Presskraftverlauf für Experiment und Simulation der Stütze C-Säule der Variante 1 und 2 (BN) für a) AMC8590 und b) HUP-REC

Bei HUP-REC in b) ist der Anfangsverlauf ähnlich gut, und für $\dot{h} = 3 \text{ mm/s}$ bei $h < 3,5 \text{ mm}$ weicht dieser dann stark ab. Für $\dot{h} = 0,5 \text{ mm/s}$ ist die Übereinstimmung besser. Diese Effekte sind primär auf die Materialkalibrierung zurückzuführen (vgl. Abbildung 5.13).

9.4 Zielgröße 3: Bewertung des E-Moduls in Hauptfaserrichtung

9.4.1 Methodik

Um Messung und Simulation für die Stütze C-Säule vergleichen zu können, ist es vorteilhaft diese Größen auf einem FE-Netz abzubilden. In Kapitel 3.2.6 wurde das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte MATLAB-Tool vorgestellt, mit dem Wirbelstrommessergebnisse auf FE-Netze übertragen werden können. Die Outputgrößen sind dabei der Faserhauptorientierungswinkel und der Anisotropiefaktor (vgl. Abbildung 3.8). Da der Anisotropiefaktor keine Normierung für C-SMC hat, wurde in Kapitel 3.3.3 ein analytischer Zusammenhang zwischen den thermoelastischen Kenngrößen und diesem Wert hergeleitet. Diese Methoden und Erkenntnisse werden nun für die Stütze C-Säule angewandt und erweitert (vgl. Abbildung 9.12). Im ersten Schritt wurden die zu vergleichenden Bereiche im CAD-Bauteil eingezeichnet. Dabei können nur solche Stellen entnommen werden, die eine maximale Wölbung von 10 mm haben. Das bedeutet, dass die Proben später auf dem Messtisch nicht höher als 10 mm sind. Grund hierfür sind die minimalen Sensorabstände der Spu-

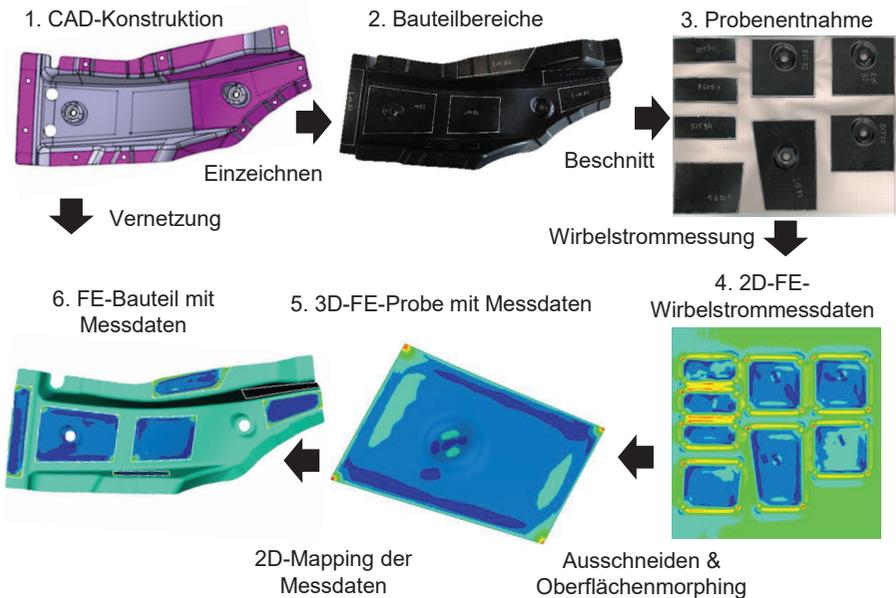


Abbildung 9.12: Methodik zur Bestimmung der lokalen, thermoelastischen Eigenschaften durch Wirbelstrommessung aus Kapitel 3.2.6 und der Zusammenhänge aus Abbildung 3.22

len und die damit verbundene Eindringtiefe der Wirbelströme. Weiterhin haben die Bereiche eine minimale Breite von 20 mm, sodass aufgrund von Kanteneffekten noch eine geringe, auswertbare Fläche übrig bleibt. Die sieben Bereiche sind in Abbildung 9.13 zu sehen. Die Bereiche B1, B2, B3, B4 stellen vorrangig die Einlegebereiche (kein bis wenig Fließen) und die Bereiche B5, B6, B7 die Fließbereiche (mittleres bis starkes Fließen) dar.

Im zweiten Schritt wurden die Bereiche auf dem Bauteil markiert und anschließend herausgesägt. Die Proben wurden auf Millimeterpapier befestigt, wobei die Abstände der einzelnen Proben voneinander mindestens 20 mm betragen. Damit werden Störeffekte vermieden, wenn der Sensorkopf über die Proben rastert. Als Resultat ergeben sich, wie in Kapitel 3.2.6 bereits beschrieben, zwei ASCII-Dateien, die den Anisotropiewert A_F und Hauptorientierungswinkel ϕ_H pro Pixel enthalten. Mit dem in Abbildung 3.8 gezeigten MATLAB-Programm wird daraus ein ABAQUS-Input File (.inp) für die gesamte Messfläche erzeugt. Das Resultat ist als Konturplot von 2D-Viereckselementen in Schritt vier der Abbildung 9.12 gezeigt.

Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass Messwerte außerhalb der Proben als physikalisch unplausible Werte vorliegen und nicht berücksichtigt werden. Die 2D-Proben werden entlang ihrer FE-Kanten ausgeschnitten und mit einem sogenannten Oberflächenmorphing in ANSA an die entsprechende Form der zugehörigen CAD-Stelle angepasst. Dadurch ergibt sich aus einem ebenen 2D-Netz ein gekrümmtes 3D-Netz. Das Resultat ist in Schritt 5 der Abbildung 9.12 gezeigt. Die Messdaten werden abschließend von jeder Probe auf das Bauteil mit Hilfe des 2D-2D Mapping übertragen. Dabei wird die Probe an drei Punkten entsprechend zum Bauteil ausgerichtet, wodurch in ANSA

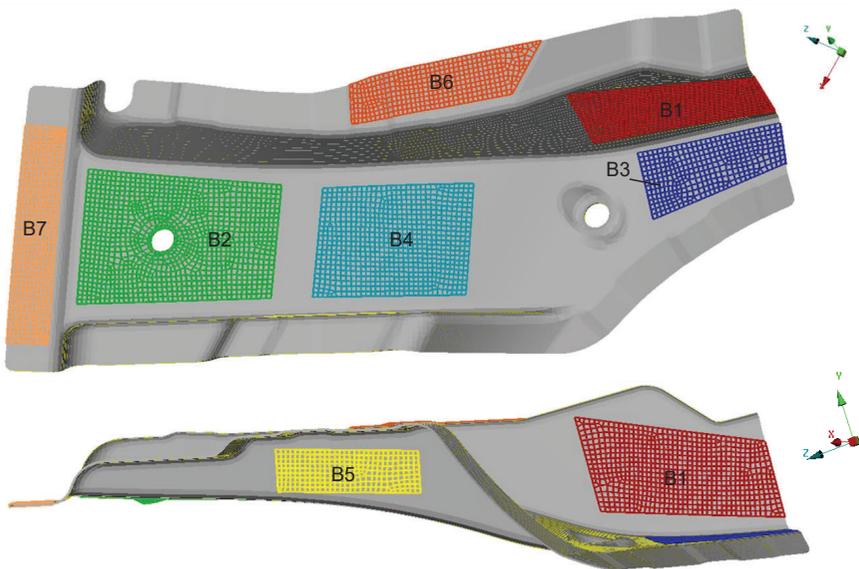


Abbildung 9.13: Bereiche B1 bis B7 für den Vergleich von Messung und Simulation

die Transformationsmatrix bestimmt werden kann. Ohne Morphing würden einzelne Bereiche nicht richtig gemappt werden. Dies wurde vom Autor in [257] gezeigt. Zusammen mit den ermittelten Zusammenhängen aus Abbildung 3.22 zwischen dem Anisotropiefaktor und dem E-Modul bzw. LAK können für jedes FE-Element Richtung und Betrag dieser Größen angegeben werden.

9.4.2 Ergebnisse

Den Vergleich für die zuvor beschriebenen sieben Bereiche der Stütze C-Säule sind in Abbildung 9.14 und 9.15 für AMC8590 und im Anhang in Abbildung A.16 und A.17 für HUP-REC gegenübergestellt. Die umrandeten Flächen stellen den validen Vergleichsbereich dar, da Werte außerhalb davon vom Wirbelstromkanteneffekt betroffen sind (vgl. Kapitel 3.2.6). Es sind jeweils die Richtung und der Betrag von E_{11} dargestellt. Bei der Betrachtung der Messungen fällt für beide Werkstoffe auf, dass es teilweise große Sprünge in E_{11} gibt, d.h. hohe Werte liegen direkt neben geringen Werten.

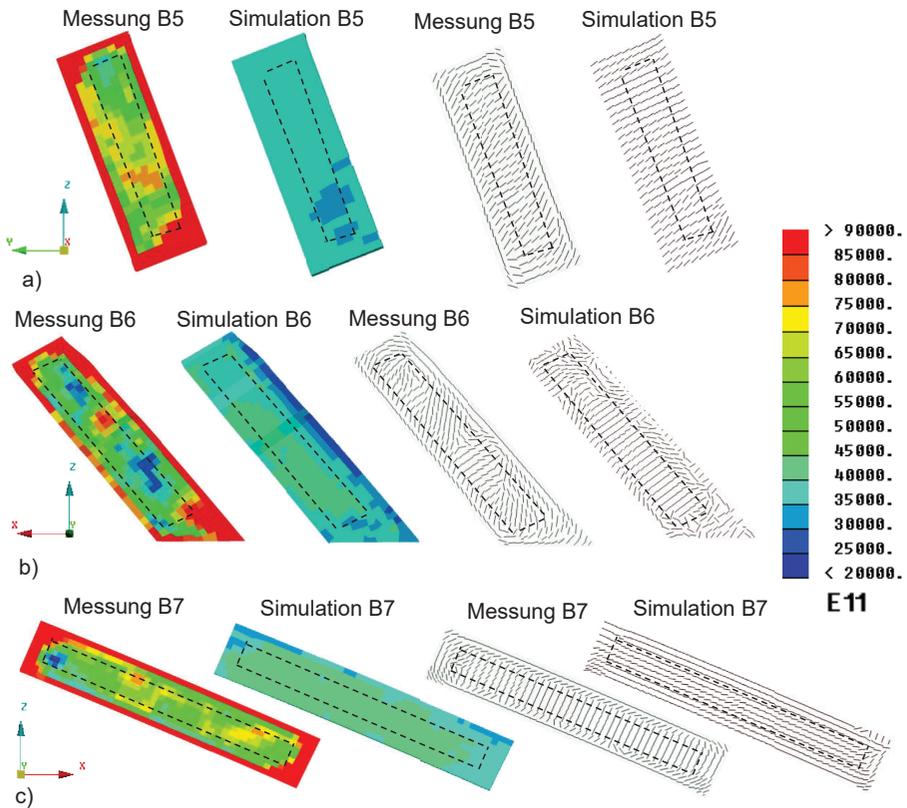


Abbildung 9.14: Darstellung des E-Moduls in Hauptfaserrichtung E_{11} und Hauptorientierung für Messung und Simulation bei AMC8590 mit a) B5 b) B6 c) B7

Teilweise sind „Inseln“, d.h. relativ homogene Bereiche zu erkennen. Für AMC8590 ist das besonders in B1, B3 und B7 zu sehen. Weiterhin fällt auf, dass vorrangig in diesen Bereichen die Hauptorientierungen sprunghaft drehen und in dem homogenen Bereich parallel verlaufen. Für AMC8590 ist das in B1, B3, B4 und B6 besonders gut sichtbar.

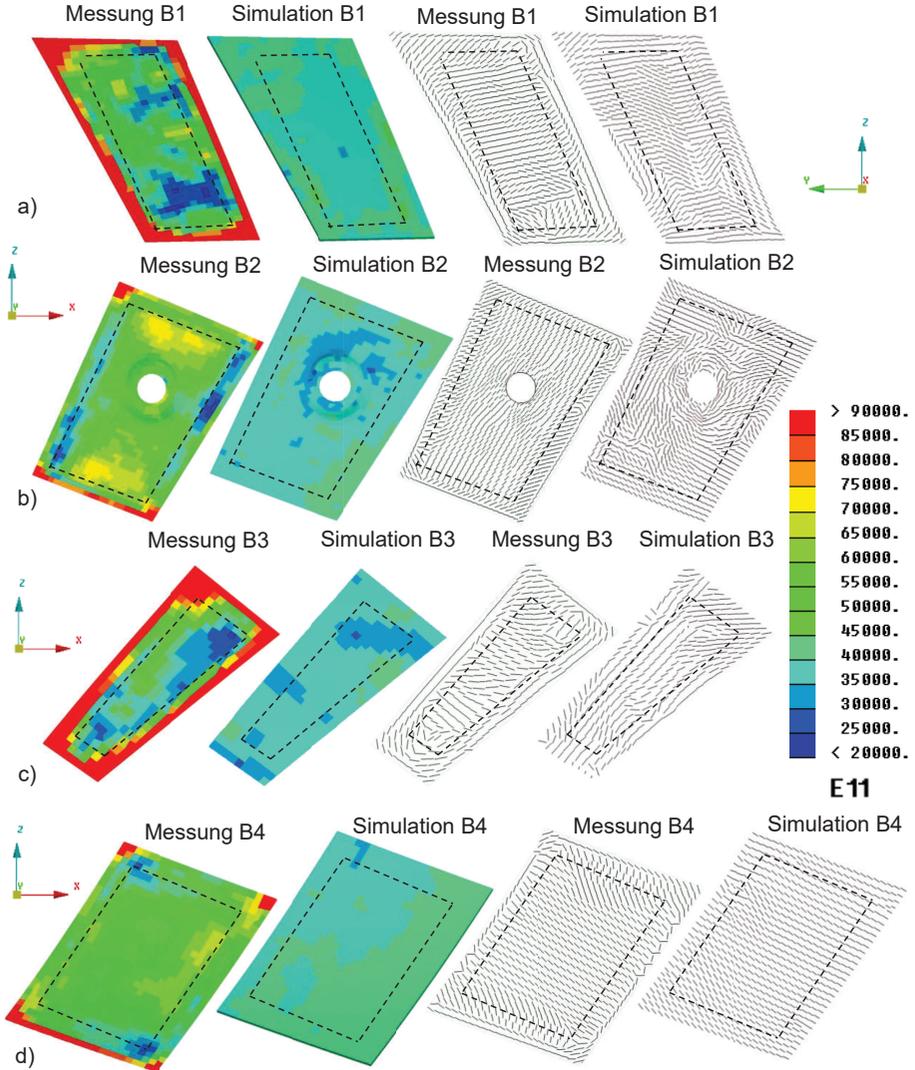


Abbildung 9.15: Darstellung des E-Moduls in Hauptfaserrichtung E_{11} und Hauptorientierung für Messung und Simulation bei AMC8590 mit a) B1 b) B2 c) B3 und d) B4

Der Grund hierfür ist die Rovingstruktur des AMC8590 verglichen mit der Wirrfaserstruktur des HUP-REC (vgl. Abbildung 3.1). Weiterhin fallen für AMC8590 die hohen E_{11} auf, d.h. auch die hohen Anisotropiegrade (bis zu 1), die an AMC8595 (UD-SMC) rankommen. Zuvor wurde selbst bei sehr hohen Fließwegen im 1D-Flow ein Wert $E_{11} > 55$ GPa nicht erreicht (vgl. Abbildung 3.22). Allerdings stellen diese Werte immer Mittelwerte für Bereiche dar, aus denen Proben entnommen wurden.

Vergleicht man die Mittelwerte für die einzelnen Bereiche in Abbildung 9.16 zeigt sich, dass in den Fließbereichen die Werte um die 55 GPa schwanken. Ähnliches gilt für HUP-REC, wobei die Mittelwerte insgesamt homogener verteilt sind und um die 35 GPa schwanken anstatt von 30 GPa. Die Simulationsergebnisse zeigen ein etwas anderes Bild. Die Werte für E_{11} sind deutlich homogener. Dies ist auch zu erwarten, da es sich um ein einkomponentiges Material handelt. Das heißt in großflächigen Bereichen, in denen keine großen Entmischungen bzw. komplexe Strömungsvorgänge (z.B. Umlenkungen) stattfinden (z.B. B1, B4, B5), ist die Vorhersage der Richtung gut. Selbst in einem komplexeren Bereich, wie dem Anschraubpunkt in B2, sind die Tendenzen gut abgebildet. Auffällig ist, dass in B7 für beide Materialien Richtung und Betrag von E_{11} sich stark unterscheiden. Dies hängt unter anderem damit zusammen, dass die Einlage in der Realität in diesem Bereich teilweise gar nicht geflossen ist (vgl. Abbildung 9.6). Insgesamt werden die Werte für E_{11} in der Simulation für AMC8590 unterschätzt und für HUP-REC überschätzt. Eine detaillierte Diskussion wird abschließend in Kapitel 9.6 geführt.

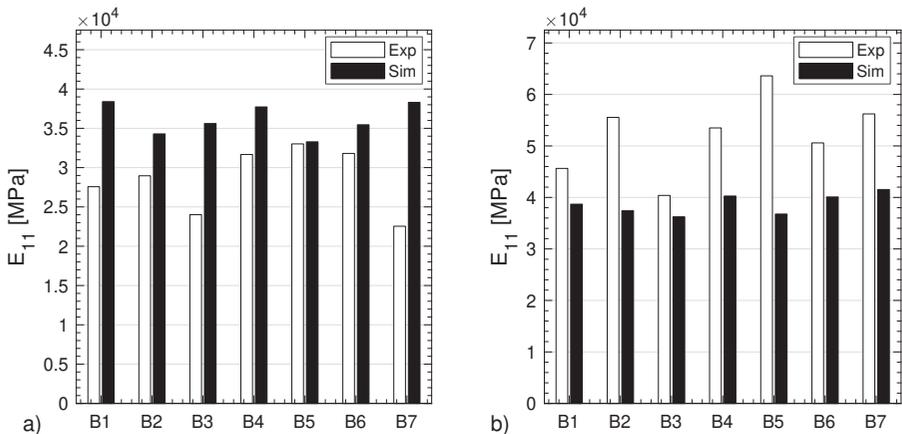


Abbildung 9.16: Darstellung des E-Moduls $E_{11,exp}$ (Messung) und $E_{11,sim}$ (Simulation) für gezeigte Bereiche B1 bis B7 bei a) HUP-REC und b) AMC8590

9.5 Zielgröße 4: Bewertung des Verzugs

9.5.1 Methodik

Um die Formänderung in der Realität und Simulation zu vergleichen, ist es wieder sinnvoll beide Fälle als 3D-Netzdaten vorliegen zu haben. Dazu wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Methodik entwickelt, die sehr ausführlich von *Klaus* [193] dokumentiert wurde. Es wird im Folgenden auf die wichtigsten Schritte eingegangen, um die Ergebnisse interpretieren zu können. Diese Schritte sind anschaulich in Abbildung 9.17 dargestellt.

Im ersten Schritt wurden jeweils drei Bauteile der Stütze C-Säule für AMC8590 und HUP-REC per Photogrammetrie des Messsystems ATOS der Firma GOM GmbH gescannt. Dabei wurden alle Teile vor der Messung zur besseren Sichtbarkeit mit einem Kontrastmittel eingesprüht. Wie in a) dargestellt wurden die Teile jeweils über eine Führung fixiert. Zusätzlich sind für die Identifikation des Teils im Raum Referenzpunkte notwendig. Diese Punkte wurden sowohl auf die Teile selbst als auch auf mehrere zusätzliche Hilfselemente (Kreuze) geklebt. Um das Teil vollständig zu erfassen, musste es aus zwei Perspektiven fotografiert werden. Das Resultat ist ein Oberflächennetz als .stl-Datei (Punktwolke), welches in b) gezeigt ist.

Der zweite Schritt ist die FE-Modellierung, die mit dem FE-Netz und Randbedingungen in Abbildung 9.17 c) dargestellt ist. Das Teil ist durchgängig mit 3,5 mm vernetzt. An allen Knoten wurden Temperaturrandbedingungen (*INITIAL CONDITIONS, TYPE = TEMPERATURE) mit der Anfangstemperatur T_0 und der Endtemperatur T_1 aufgebracht (vgl. Kapitel 8.2.3). Die Verschiebungsrandbedingungen wurden an fünf Knoten gesetzt, um die statische Bestimmtheit als auch die Vergleichbarkeit zur Messung zu gewährleisten. Um das grundsätzliche Deformationsverhalten für beide C-SMC-Materialien, sowie die Prognosegüte besser beurteilen zu können, wurde eine Sensitivitätsanalyse auf Basis der Erkenntnisse von *Klaus* [193] durchgeführt. Folgende Parameter wurden variiert:

- Elemente über die Bauteildicke: Die Gesamtvernetzung des Bauteils wurde mit 3,5 mm (strukturiertes Hexaedernetz) beibehalten und nur die Anzahl der Knoten bzw. Elemente über die Bauteildicke von 1,5 mm variiert mit 1E (Element), 3E, 9E.
- Clusternanzahl bzw. Materialkartenanzahl: Es wurden 1C (Cluster), 2C, 5C, 10C, 100C, 11209C (Kein Clustering, jedes Element hat eine Materialkarte) untersucht.
- Elementtyp: Es wurden vollintegrierte (C3D8), reduziertintegrierte (C3D8R) und inkompatible (C3D8I) Hexaederelemente untersucht.
- LAK in Dickenrichtung α_{33} : Neben der Faserorientierung hat sich in [193] gezeigt, dass thermische Kontraktion in Dickenrichtung einen großen Einfluss auf die Gesamtverformung bzw. Prognosegüte hat. Daher wurden die Fälle $2\alpha_{33}$ für AMC8590 und $4\alpha_{33}$ für HUP-REC ebenfalls betrachtet. Dabei wurde der aus der lokalen Fließdehnung ε_f mit der Inputgleichung berechnete Wert für α_{33} (vgl. Kapitel 6.1.6.3) mit dem Faktor zwei für AMC8590 und Faktor vier für HUP-REC multipliziert.

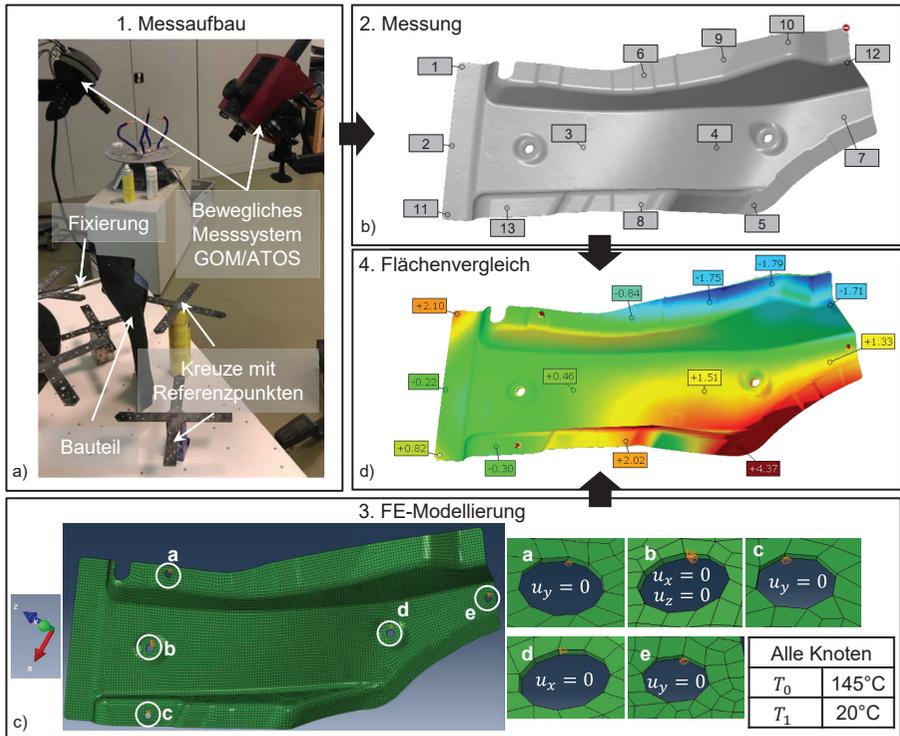


Abbildung 9.17: Methodik zur Bewertung der Bauteilverformung in Folge der Abkühlung (Verzug) von AMC8590 und HUP-REC mit a) GOM/ATOS Messsystem b) Messergebnis als .stl-Datei mit 13 Auswertestellen c) FE-Modellierung und d) Flächenvergleich in der GOM Inspect Software

Im letzten Schritt wurden die .stl-Dateien der Messung und der Simulation in der GOM Inspect Software anhand der zuvor erklärten fünf Stellen zueinander ausgerichtet. Die Messung wurde anhand derselben fünf Stellen zum CAD positioniert. Allerdings wurden hier jeweils die Kreismittelpunkte der fünf Bohrungen verwendet. Die Simulation ist bereits im CAD-Koordinatensystem aufgebaut worden. Um den Einfluss der Randbedingungen auf die Bauteilverformung so gering wie möglich zu halten, wurden anstelle des gesamten Lochdurchmessers für die Simulation die in c) gezeigten Knoten verwendet. Eine Vorabuntersuchung hat gezeigt, dass sich die Ergebnisse der Simulation durch diese minimale Veränderung nicht nennenswert unterscheiden.

Für jedes Paar wurde ein Flächenvergleich in GOM Inspect durchgeführt und an den in Abbildung 9.17 b) gezeigten 13 Messpunkten quantitativ verglichen. Der Flächenvergleich in GOM Inspect ermittelt von der IST-Fläche (Messung) zur SOLL-Fläche (Simulation) den kürzesten (d.h. senkrechten) Abstand. Das ist in Abbildung 9.17 d) an einem der Untersuchungsergebnis-

se exemplarisch veranschaulicht. Falls sich die Messung über der Simulation befindet, wird der Abstandswert positiv angegeben. Im umgekehrten Fall ist der Wert negativ.

9.5.2 Ergebnisse

Bevor auf den Vergleich zwischen Simulation und Messung eingegangen wird, wird zunächst das Deformationsverhalten der Messung zum CAD, d.h. der Idealform plausibilisiert. Dazu sind in Abbildung 9.18 die Messung von V14 für HUP-REC mit vier charakteristischen Bereichen gezeigt. Das sind Bereiche die für beide Materialien die größte Formänderung darstellen und auch zwischen den einzelnen Messungen am stärksten (± 1 mm) schwanken [193]. Zunächst fällt auf, dass es primär die äußeren Bereiche sind, da sich dort die Änderungen durch den Spring-In Effekt akkumuliert zeigen. Weiterhin ist im Bereich 1 ein Aufsteigen der Ecke zu sehen, während in der Ecke auf der gegenüberliegenden Seite praktisch kaum Veränderung stattfindet. Dies hängt damit zusammen, dass aufgrund der Einlagenposition das Material in diesem Bereich kaum geflossen ist (vgl. Abbildung A.10). Dieses Verhalten wurde für beide Materialien beobachtet. Ein weiterer Grund ist die um ca. 0,2 mm (ca. 13 %) höhere Wanddicke in diesem Bereich [193], wodurch die Volumenkontraktion stärker ausfällt und den Spring-In Effekt begünstigt. Wie zu erwarten klappen an den Stellen 2 und 3 die hochstehenden Wände nach innen und verkleinern den Winkel. Im Bereich 2 knickt die kleine Wand zum Radius hin, was wieder ein typischer Spring-In Effekt ist (vgl. Kapitel 2.4). Im Bereich 4 wirken zwei gegensätzliche Effekte. Zum einen die Winkelverkleinerung und zum anderen die Gesamtanhebung aufgrund des Effekts im Bereich 3. Da der Radius sehr groß ist und zusätzlich ausgesteift wird, dominiert der zweite Effekte und führt zu einer Anhebung gegenüber der Idealform. Vergleicht man nun die Simulation mit der Messung in Abbildung 9.19, sind es wieder dieselben Bereiche, in denen die größten Diskrepanzen auftreten.

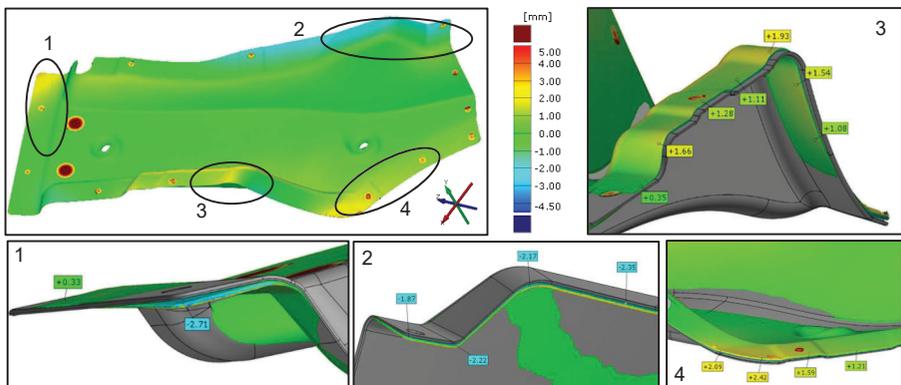


Abbildung 9.18: Flächenvergleich der GOM/ATOS-Messung (Konturplot) zur CAD-Idealform (grau) für HUP-REC (V14) mit charakteristischen Deformationsbereichen

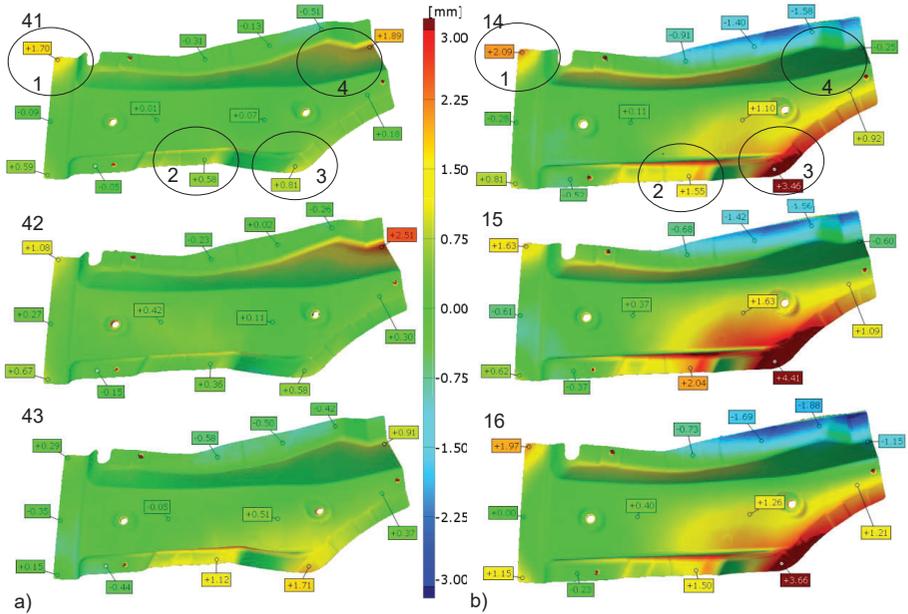


Abbildung 9.19: Flächenvergleich von Messung mit Simulationsvarianten der besten Übereinstimmung für a) AMC8590 (V41-V43) und b) HUP-REC (V14-V16)

Für V14 im Bereich 4 kann zwar das Einklappen der großen Wand nach innen gut abgebildet werden, aber gleichzeitig klappt die kleinere Wand in Richtung des Radius geringer ein. Auffällig für alle Bauteile ist wieder, dass die Prognose in den Radien relativ gut ist. Insgesamt ist die Prognose für AMC8590 verglichen zum HUP-REC deutlich besser. Das liegt mitunter daran, dass das AMC8590 ein isotroperes Halbzeug ist, verglichen mit der ausgeprägten Halbzeugvororientierung des HUP-REC. Zusätzlich ist das Fließen des AMC8590 homogener (vgl. Abbildung 3.3.1).

Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zeigen, dass durch die Parametervariation die Abweichungen reduziert werden können, aber das Deformationsschema sich nicht ändert (vgl. Abbildung 9.20). Zur Übersichtlichkeit sind jeweils nur die Ergebnisse und Parameter eingetragen, die auch einen sichtbaren Einfluss hatten. Zum Beispiel sind 2C (Cluster) oder 5C gar nicht oder teilweise nicht aufgeführt. Weiterhin sind an den vier Stellen (S1, S5, S8, S12) ihre jeweiligen Werte aus Abbildung 9.17 b) entnommen. An diesen Stellen sind ebenfalls die Streuung der Abweichungen (eine Simulation verglichen mit drei Messungen) dargestellt.

Für beide Materialien zeigt sich, dass bei drei Elementen über die Bauteildicke nur ein geringer Einfluss der Clusteranzahl zu sehen ist. Dieser ist für die einzelnen Bereich teilweise gegenläufig. Gleiches gilt für die Elementanzahl. Hierbei wurde festgestellt, dass ein größerer Unterschied zwischen 1E und 3E existiert, verglichen mit 3E und 9E. Für den Elementtyp ist das Muster klarer, da C3D8-Elemente praktisch fast immer besser sind. Den größten Einfluss auf die Verringerung

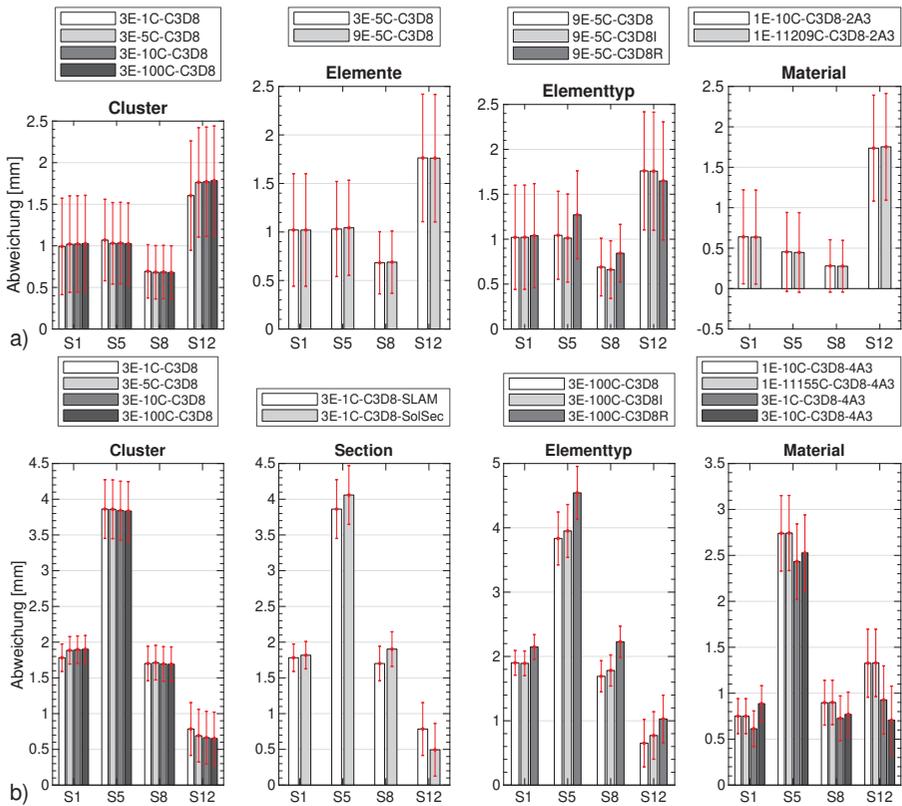


Abbildung 9.20: Darstellung der Sensitivitäten für die Abweichung zwischen Simulation und Messung an vier Stellen aus Abbildung 9.17 b) für a) AMC8590 und b) HUP-REC (E = Elementanzahl über Bauteildicke, C = Clusteranzahl, 2A3 = $2\alpha_{33}$)

der Abweichung hat aber die Skalierung von α_{33} in den analytischen Inputgleichungen für die Materialkartenerstellung (vgl. Kapitel 6.1.6.3). Besonders auffällig ist, dass diese Skalierung quasi überall zu einer Verbesserung führt (auch an den hier nicht aufgeführten Stellen).

9.6 Fazit der Bewertung

Abschließend werden die wichtigsten Ergebnisse der Prognosegüte und deren Bedeutung erläutert.

- Durch die Verwendung einer vordrapierten Einlage lässt sich die Einlagenposition im Werkzeug reproduzierbar herstellen. Als Folgerung daraus sind Fließfront- und Presskraftverlauf sehr gut reproduzierbar.
- Der Fließfrontverlauf lässt sich in der Simulation nicht in allen Bereichen gut vorhersagen, wobei Fließtendenzen richtig dargestellt werden. Die Fließfront in der Simulation hinkt dem Versuch hinterher. Zwei Ursachen können hierfür identifiziert werden. Zum einen ist die ex-

akte Reproduzierbarkeit der Einlagegeometrie in der Simulation nicht bzw. nicht mit einem für die Praxis vertretbarem Aufwand möglich. Zum anderen wirken durch die verwendete Zeitskalierung deutlich größere Trägheitseffekte auf die Einlagenmasse in der Simulation als im Experiment. Der Mehrwert der VPK zeigt sich hier in der Möglichkeit zur Untersuchung von verschiedenen Einlegeschemen. Insbesondere ist dies in der hervorragenden Prognose des Bindenahtverlaufs zu sehen.

- Für die Prognose des Presskraftverlaufs kann festgehalten werden, dass die Prognose bei AMC8590 besser ist als bei HUP-REC. Das liegt vor allem daran, dass die Materialkalibrierung für AMC8590 unter Berücksichtigung der Reibung eine bessere Prognose liefert (vgl. Abbildung 5.16), als die Kalibrierung für HUP-REC (vgl. Abbildung 5.12). Der Effekt ist umso stärker ausgeprägt, je mehr Material in der Simulation verwendet wird. Die Prognose ist bei geringeren Geschwindigkeiten deutlich besser, ist aber durch den zum Zeitpunkt der Arbeit einzig verfügbaren Kontaktalgorithmus der CEL (General Contact), bzw. der daraus resultierenden Leckage des Materials durch das Werkzeug, begrenzt.
- Für die Vorhersage der Faserorientierung mittels des einfachen, fließinduzierten Ansatzes kann notiert werden, dass teilweise große Unterschiede zwischen Simulation und Versuch auftreten. Zwei Ursachen können auch hier identifiziert werden. Erstens liegt es an der Vororientierung des Halbzeugs, das durch die Simulation nicht berücksichtigt wird. Zweitens finden durch die langen Fasern und verglichen dazu kurzen Fließwege kaum Umorientierungsvorgänge statt. Im Bereich des größten Fließwegs (B5 aus Abbildung 9.14 bzw. A.17) sind die Vorhersagen hingegen sehr gut.
- Bei der Bewertung der Bauteilverformung in Folge der Abkühlung ist eine wichtige Erkenntnis, dass trotz der Reproduzierbarkeit der Einlagenposition und des Fließverhaltens bis zu 1,5 mm Abweichungen zwischen den einzelnen Bauteilen vorliegen. Der absolute Verzug ist bei HUP-REC deutlich stärker ausgeprägt. In allen Fällen liefert die Simulation keine ausreichend guten Prognosen. Zwei Gründe spielen auch hier die dominante Rolle. Zum einen weichen die Faserorientierungen in einigen Bereichen deutlich ab. Zum anderen ist der große Einfluss von α_{33} zu sehen. Da dieser Wert bisher nicht experimentell bestimmt werden kann, liegt keine Validierung der simulativen Kennwerte vor.

Insgesamt konnte gezeigt werden, dass die entwickelte VPK damit für die Prozesssimulation mittelgroßer C-SMC Bauteile geeignet ist. Weiterhin konnte exemplarisch gezeigt werden, dass die CEL bzw. Fluid-Struktur-Simulation als neues Werkzeug für die Presssimulation geeignet ist und damit der Stand der Technik erweitert.

10 Zusammenfassung und Ausblick

10.1 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine virtuelle 3D-Prozesskette (VPK) für zwei unterschiedliche Karbonfaser-Sheet Molding Compounds (C-SMC) systematisch entwickelt und an einem automobilen Vorserienbauteil validiert. Bei den beiden untersuchten C-SMC Materialien handelt es sich um ein Neufaser-SMC mit einer Schnitffaserlänge von 25 mm (AMC8590) und einem Recycle-SMC mit einer dreidimensionalen Wirrfaserstruktur (HUP-REC).

Die VPK besteht aus den zwei Modulen Press- und Verzugssimulation sowie dem Modul Schnittstelle. Das Modul Presssimulation ist mit der Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL)-Methode in ABAQUS/Explizit umgesetzt. Dabei wurde zur Simulation des Fließens während des Pressvorgangs ein festkörpermechanischer Ansatz verwendet und aus der lokalen Fließdehnung die Hauptfaserorientierung vorhergesagt. Das Modul Verzugssimulation wurde als eine orthotrope, linear-elastische Abkühlsimulation in ABAQUS/Standard umgesetzt. Dabei wurden in Abhängigkeit der fließinduzierten Faserorientierung die orthotropen, mechanischen Verbundkennwerte für beide C-SMC Materialien berechnet. Um beide Simulationsmodule zu koppeln und die Faserorientierungen zu übertragen, wurde eine anwenderfreundliche GUI-Datenschnittstelle im kommerziellen Preprocessor ANSA entwickelt. Mit diesem Werkzeug können folgende Prozesskenngrößen vorhergesagt werden:

- Fließfront- und Bindenahtverlauf (Materialzusammenfluss) auf Basis einer dreidimensionalen Einlagegeometrie und der daraus benötigten Materialmenge
- Presskraftverlauf bis zu geringen Spalten (ca. 1,5 mm)
- Faserorientierung bei größeren Fließwegen
- Tendenzen der Bauteilverformung nach Abkühlung

Damit kann in der Bauteilherstellung von einer „Trial-and-Error“ Vorgehensweise auf Basis von Expertenabschätzungen abgewichen werden, insbesondere wenn es um die Pressenauslegung und Einlegeschemen geht. Mit der VPK können mehrere Einlegeschemen miteinander verglichen werden, um die lokalen mechanischen Eigenschaften zu optimieren.

Weiterhin leistet diese Arbeit einen Beitrag zum Verständnis des Fließverhaltens und zur Charakterisierung von C-SMC Materialien mit hohen Fasermassengehalten. Zum einen konnte mit der Punktrastermethode in Kapitel 3 das Fließverhalten uni- und biaxial qualitativ und quantitativ untersucht werden. Zum anderen konnte mit der Wirbelstrommethode erstmalig eine für C-SMC geeignete Möglichkeit der Faserorientierungsmessung gezeigt werden. Ein wesentliches Merkmal dieses Verfahrens stellt die Möglichkeit dar, für großflächige, vorrangig ebene Bauteile, die Hauptfaserorientierung und den Grad der Ausrichtung (Anisotropiefaktor) zu bestimmen. Da dieses Verfahren für C-SMC noch in den Kinderschuhen steckt, musste für valide Messungen eine Kalibrierung an UD-C-SMC vorgenommen werden. Um die Faserorientierungsmessung mit der

FE-Simulation auf einem FE-Netz vergleichen zu können, wurde eine neue Methode entwickelt, um Outputdaten der Messung in skalarer Form auf dreidimensionale FE-Netze zu übertragen.

Mithilfe des bisherigen Stands der Technik für G-SMC aus Kapitel 2 und den neueren Erkenntnissen für C-SMC wurde in Kapitel 4 ein modulares Konzept, d.h. die Produktidee der virtuellen Prozesskette, zusammengestellt. Der große Vorteil eines modularen Konzepts liegt hierbei in der Erweiterbarkeit, ohne das Gesamtkonstrukt zu ändern. Dadurch können in der Zukunft weitere Detaillierungen erfolgen, die die Prognose verbessern.

Für das Modul Presssimulation in Kapitel 5 wurde mit Hilfe der Pressrheometerversuche ein festkörpermechanischer Ansatz für die Simulation des Pressvorgangs umgesetzt. Grund hierfür war, dass die Bauteilumformung bei industriellen Randbedingungen vorrangig kalt verläuft und bei einem Material (HUP-REC) aufgrund einer Wirrfaserstruktur deutliche Elastizität ausgeprägt ist. Weiterhin zeigten beide Materialien eine ausgeprägte Dehnratenabhängigkeit. Mit Hilfe eines isotropen, reibungsfreien, elasto-viskoplastischen Materialmodells wurde eine Kalibrierung der Dehnraten durchgeführt. Das Pressrheometer wurde mit der CEL für drei Geschwindigkeiten (0,5 mm/s, 1,5 mm/s, 3 mm/s) simuliert, wobei eine Zeitskalierung (Faktor 1000) angewandt wurde. Dies war aufgrund der noch hohen Rechenzeiten und zur Erfüllung des operativen Ziels größere Bauteile innerhalb einer Woche zu simulieren, notwendig.

Für HUP-REC zeigte dieser Ansatz eine gute Prognosefähigkeit, wobei die Fließspannung bei 3 mm/s überschätzt wurde. Für AMC8590 konnte mit diesem Ansatz für keine Geschwindigkeit eine ausreichend gute Prognose erfüllt werden. Der wesentliche Grund ist die ausgeprägte Wandreibung aufgrund einer stärkeren Durchwärmung bzw. Gelierung des Matrixmaterials. Durch die Berücksichtigung einer druckabhängigen Reibung und der Viskosität der Matrix, konnte für AMC8590 eine deutliche Verbesserung erzielt werden. Die Validierung beider Modelle erfolgte anhand von rechteckigen $100 \times 100 \text{ mm}^2$ Stacks, die im Pressrheometer einem ungehinderten biaxialen Fließen ausgesetzt waren. Sowohl im Versuch, als auch in der Simulation des AMC8590, bildeten sich aus den rechteckigen Einlagen zunehmend kreisförmige Presskörper, die typisch für das Vorliegen einer Wandreibung sind. Das Zusammenfallen der Fließfront war von 0 bis 20 mm genau. Bei HUP-REC war die Prognose im isotropen Fall schlechter, da die initiale Halbzeuganisotropie zu einem anisotropen Fließen führt.

Im Modul Verzugssimulation in Kapitel 6 wurde ein orthotropes, linear-elastisches Materialmodell umgesetzt. Für die Ermittlung jeder der neun Verbundkennwerte wurden empirische Polynomgleichungen erzeugt, die von der Fließdehnung abhängig sind. Dazu wurden anhand der eindimensionalen Fließversuche für UD-SMC im Plattenwerkzeug aus Kapitel 3 zunächst die thermomechanischen Eigenschaften von Faser- und Matrix ermittelt. Im zweiten Schritt wurde damit für verschiedene Belegungs- bzw. Fließgrade eine analytische Homogenisierung für HUP-REC und AMC8590 durchgeführt. Diese rechnerischen Kennwerte wurden mit den experimentellen Werten verglichen. Die Ergebnisse zeigten eine besonders gute Übereinstimmung quer zur Fließrichtung und eine mit dem Fließweg abnehmenden Genauigkeit in Fließrichtung. Diese Sättigung im Versuch kann durch das verwendete Faserorientierungsmodell nicht ausreichend berücksichtigt werden.

Das Modul Schnittstelle diene vorrangig der Umsetzung der simulationsspezifischen Anforderungen aus Kapitel 4. Dazu wurden Submodule für die Erzeugung von Randbedingung der CEL, der Datenaufbereitung und des Datentransfers zur Verzugssimulation sowie der Gruppierung der Materialdaten erstellt. Die Implementierung dieser Submodule und weiterer Funktionalitäten im kommerziellen Preprocessor ANSA erfolgte in Kapitel 8, sodass eine erweiterbare Modellierungsplattform für die VPK geschaffen wurde.

10.2 Ausblick

Die erarbeitete Lösung der VPK besitzt weiteres Verbesserungspotential. Eine wesentliche Beschränkung ist die Vorhersage der Faserorientierung bei der Verwendung von homogenen Schmelzen oder Festkörpern. Aufgrund der hohen Faservolumenanteile und teilweise dreidimensionalen Interaktionen ist aus Sicht des Autors eine weitere mathematische Verfeinerung der Faserorientierungsmodelle bei homogener Betrachtung nicht zielführend. Dies zeigen neueste Forschungsergebnisse in [258]. Aufgrund der zunehmenden Rechenleistung und neuerer netzfreien Methoden [84] ist eine Modellierung als diskreter Mehrphasenkörper sinnvoll, um bessere Prognosen zu erhalten. Dies wurde bereits mit sehr guten Ergebnissen in der Struktursimulation für C-SMC gezeigt [182]. Die Verbesserung der Prognose der Presskräfte und des Fließfrontverlaufs für AMC8590 kann über eine eigenständige Messung des Reibkoeffizienten in einem Pull-Through oder Rotationsrheometer erzeugt werden. Die Verzugssimulation zeigt das größte Potential in der Messung des Wärmeausdehnungskoeffizienten in Dickenrichtung und den Vergleich mit den hier bestimmten analytischen Werten.

Eine weitere Herausforderung stellt die Messung der Faserorientierung und des Orientierungsgrades bei C-SMC dar. Zukünftige Arbeiten sollten sich mit einer stärkeren Standardisierung und Kalibrierung für C-SMC beschäftigen. Zusätzlich ist für den industriellen Einsatz eine dreidimensionale Messung gekrümmter Oberflächen notwendig, wie sie auch an anderer Stelle für die Oberflächenmessung bereits gemacht wird (vgl. Kapitel 9.5). Zusätzlich ist eine großflächige Messung von Halbzeugen vor der Simulation notwendig, um die im Halbzeug vorliegende Anisotropie zu erfassen und in dem Faserorientierungsmodell zu berücksichtigen. Die Ergebnisse dieser Arbeit haben gezeigt, dass solche Anisotropien deutlichen Einfluss auf das Fließen und die Vorhersage der mechanischen Eigenschaften für die weitere Verwendung haben.

Mögliche weitere Stellschrauben für eine schnellere sowie robustere Presssimulation, stellen die Verbesserung des CEL-Kontakalgorithmus sowie die Implementierung der in Kapitel 7.1 gezeigten Geschwindigkeitsrandbedingungen direkt in universellen Solvern wie ABAQUS auch für gekrümmte Flächen dar. Für eine weitere Aufwandsreduktion könnte das Clusteringmodul aus Kapitel 7.3 direkt in ANSA implementiert werden, da eine Verwendung von Pythonbibliotheken in ANSA möglich ist.

Literaturverzeichnis

- [1] Neitzel, M., Mitschang, P. und Breuer, U. (Herausgeber): *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*. Hanser, München, 2. Auflage, 2014, ISBN 978-3-446-43697-8.
- [2] Henning, F. und Moeller, E. (Herausgeber): *Handbuch Leichtbau: Methoden, Werkstoffe, Fertigung*. Hanser, München, 2011, ISBN 978-3-446-42891-1.
- [3] Tecklenburg, G. (Herausgeber): *Karosseriebautage Hamburg 2016: 14. ATZ-Fachtagung*. Proceedings. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2016, ISBN 978-3-658-14143-1.
- [4] Cherif, C. (Herausgeber): *Textile Werkstoffe für den Leichtbau*. Springer, Heidelberg, 2011, ISBN 978-3-642-17991-4.
- [5] Witten, E.: *Handbuch Faserverbundkunststoffe - Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*. Springer Vieweg, Wiesbaden, 4. Auflage, 2014, ISBN 978-3-658-02754-4.
- [6] Flemming, M., Ziegmann, G. und Roth, S.: *Faserverbundbauweisen*. Springer, Berlin Heidelberg, 1999, ISBN 978-3-642-63557-1.
- [7] Orgéas, L., Dumont, P. und Nicolais, L.: *Sheet Molding Compounds*. In: Nicolais, L. und Borzacchiello, A. (Herausgeber): *Wiley Encyclopedia of Composites*, Seiten 1–36. John Wiley & Sons, Inc, 2011, ISBN 978-1-118-09729-8.
- [8] Zhou, H.: *Computer modeling for injection molding: Simulation, optimization, and control*. Wiley, Hoboken, N.J, 2013, ISBN 978-0-470-60299-7.
- [9] Fette, M., Rademacker, T. und Stöß, N.: *Hybride Faserverbundwerkstoffe mit Kohlenstoff-faserzyklaten für Luftfahrtanwendungen*. ZWF, (109):663–668, 2014.
- [10] Wulfsberg, J., Herrmann, A., Ziegmann, G., Lonsdorfer, G., Stöß, N. und Fette, M.: *Combination of Carbon Fibre Sheet Moulding Compound and Prepreg Compression Moulding in Aerospace Industry*. Procedia Engineering, 81:1601–1607, 2014, ISSN 1877-7058.
- [11] Pimenta, S. und Pinho, S. T.: *Recycling carbon fibre reinforced polymers for structural applications: Technology review and market outlook*. Waste Management, 31(2):378–392, 2011, ISSN 0956-053X.
- [12] Marlow, D.: *Neue Carbonfaser-Halbzeuge aus recyceltem Produktionsverschnitt für die Serienfertigung von Automobilbauteilen*, 12.05.2015.
- [13] Ebel, B.: *Modellierung von Zielsystemen in der interdisziplinären Produktentstehung*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, 2015.
- [14] Liebold, C. und Erhart, A.: *Recent Enhancements on Short-Fiber Reinforced Plastics Modeling in LS-DYNA*. 10th European LS-DYNA Conference, Seiten 1–9, 2015.
- [15] Reithofer, P., Jilka, B. und Fertschej, A.: *4a micromec für die integrative Simulation faser-verstärkter Kunststoffe*, 20-21.05.2014.

- [16] Haufe, A., Liebold, C. und Klöppel, T.: *Zum aktuellen Stand der Simulation von Kunststoffen mit LS-DYNA*, 27.02.2014.
- [17] Hopmann, C. und Haag, Jens Van.: *Bindenähte in kurzfaserverstärkten Bauteilen simulieren*. *Kunststoffe*, (8/2012):46–49, 2012.
- [18] Jilka, B., Haufe, A., Erhart, T., Hartmann, S. und Reithofer, P.: *Short and long fiber reinforced thermoplastics material models in LS-DYNA*, 2014.
- [19] Ritter, M.: *Materialcharakterisierung von langfaserverstärkten Pressmassen und Beschreibung des Pressprozesses durch Simulation und Messung des Kraftschwerpunktverlaufs*, Band 142 der Reihe *IKV-Berichte aus der Kunststoffverarbeitung*. Mainz, Aachen, 1. Auflage, 2003, ISBN 978-3-86130-482-1.
- [20] Kremer, C.: *Vorhersage der Oberflächenwelligkeit von Bauteilen aus sheet moulding compound durch die Simulation prozessinduzierter Eigenspannung*, Band 220 der Reihe *IKV-Berichte aus der Kunststoffverarbeitung*. Mainz, Aachen, 1. Auflage, 2011, ISBN 978-3-86130-387-9.
- [21] Piry, M.: *Mechanische Auslegung von SMC-Bauteilen und Charakterisierung der relevanten Werkstoffeigenschaften*, Band 151 der Reihe *IKV-Berichte aus der Kunststoffverarbeitung*. Mainz, Aachen, 1. Auflage, 2004, ISBN 3-86130-491-0.
- [22] Dumont, P., Orgéas, L., Favier, D., Pizette, P. und Venet, C.: *Compression moulding of SMC: In situ experiments, modelling and simulation*. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 38(2):353–368, 2007, ISSN 1359835X.
- [23] Heber, M.: *Modell zur rheologischen Auslegung faserverstärkter, thermoplastischer Pressbauteile*, Band 29 der Reihe *Aachener Beiträge zur Kunststoffverarbeitung*. Verl. der Augustinus-Buchh., Aachen, 1. Auflage, 1995, ISBN 3-86073-343-5.
- [24] Fan, J. D., Lee, L. J., Kim, J. und Im, Y. T.: *Cure analysis of sheet molding compound in molds with substructures*. *Polymer Engineering and Science*, 29(11):740–748, 1989, ISSN 0032-3888.
- [25] Twu, J. T., Hill, R. R., Wang, T. J. und Lee, L. J.: *Numerical simulation of non-isothermal SMC (sheet molding compound) molding*. *Polymer Composites*, 14(6):503–514, 1993, ISSN 1548-0569.
- [26] Abrams, L. M. und Castro, J. M.: *Practical guidelines for predicting steady state cure time during sheet molding compound (SMC) compression molding*. *Polymer Composites*, 21(6):931–940, 2000, ISSN 1548-0569.
- [27] Skrodolies, K.: *Optimierung der Oberflächengüte von Sheet Moulding Compound-Bauteilen*, Band 182 der Reihe *IKV-Berichte aus der Kunststoffverarbeitung*. Mainz, Aachen, 1. Auflage, 2007, ISBN 3-86130-852-5.

- [28] Oelgarth, A.: *Analyse und Charakterisierung des Fließverhaltens langfaserverstärkter Pressmassen*, Band 70 der Reihe *IKV-Berichte aus der Kunststoffverarbeitung*. Mainz, Aachen, 1997, ISBN 3-89653-409-2.
- [29] Hohberg, M., Kärger, L., Henning, F. und Hrymak, A.: *Rheological measurements and rheological shell model Considering the compressible behavior of long fiber reinforced sheet molding compound (SMC)*. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 95:110–117, 2017, ISSN 1359835X.
- [30] Hohberg, M., Kärger, L., Hrymak, A. und Henning, F.: *Prozesssimulation von Sheet Molding Compound (SMC) als Schlüssel zur integrierten Simulationskette*. *NAFEMS Online-Magazin*, (42):49–56, 2017.
- [31] Michaeli, W., Specker, O. und Osswald, T. A.: *Simulation of Compression Molding and Part Performance - An Integrated CAE-Approach*. In: *45th Annual Conf, Composites Institute, SPI*, Seiten 1–10, 1990.
- [32] Schemme, M.: *Sicherung der Produktqualität bei der Herstellung und Verarbeitung von SMC-Werkstoffen: Möglichkeiten und Grenzen*. Technisch-wissenschaftlicher Bericht. Universität Erlangen-Nürnberg Lehrst. f. Kunststofftechn., 1. Auflage, ISBN 978-3-931864-00-2.
- [33] Starke, J.: *Beiträge zum Pressen langfaserverstärkter Kunststoffe*, Band 21 der Reihe *Aachener Beiträge zur Kunststoffverarbeitung*. Verl. der Augustinus-Buchh., Aachen, 1. Auflage, 1994, ISBN 3-86073-194-7.
- [34] Advani, S.G und Sozer, E. M.: *Process modeling in composites manufacturing*, Band 59 der Reihe *Manufacturing engineering and materials processing*. Marcel Dekker, New York, 2003, ISBN 0-8247-0860-1.
- [35] Allen, P., Yeh, J. D., Collister, J. und Meinecke, E. A.: *Experimental Study of SMC Rheology Using Compression Techniques*. In: *45th Annual Conf, Composites Institute, SPI*, Seiten 1–6, 1990.
- [36] Specker, O., Osswald, T. A. und Michaeli, W.: *Methoden zur Vorausberechnung der Faserorientierung beim Pressen von SMC mit geschnittenen Glasfasern*, Band 87 der Reihe *FAT-Schriftenreihe*. FAT, 1990.
- [37] Barone, M. R. und Caulk, D. A.: *Kinematics of flow in sheet molding compounds*. *Polymer Composites*, 6(2):105–109, 1985, ISSN 0272-8397.
- [38] Barone, M. R. und Caulk, D. A.: *A Model for the Flow of a Chopped Fiber Reinforced Polymer Compound in Compression Molding*. *Journal of Applied Mechanics*, 53(2):361, 1986, ISSN 00218936.
- [39] Rios, A., Davis, B. A. und Gramann, P.: *Computer Aided Engineering in Compression Molding*. The Madison Group: Polymer Processing Research Corporation, CAE, Seiten 1–12, 2001.

- [40] Lazzarin, P., Molina, G., Molinari, L. und Quaresimin, Marino: *Numerical Simulation of SMC Component Moulding*. Key Engineering Materials, 144:191–202, 1998, ISSN 1662-9795.
- [41] Davis, B. A., Gramann, P. und Rios, A.: *Using Computer Aided Engineering to Design Better Thermoset Composite Parts*. SPE Automotive, Seiten 1–12, 2002.
- [42] Kotsikos, G. und Gibson, A. G.: *Investigation of the squeeze flow behaviour of Sheet Moulding Compounds (SMC)*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 29(12):1569–1577, 1998, ISSN 1359835X.
- [43] Shokrieh, M. M. und Mosalmani, R.: *Modeling of sheet molding compound compression molding under non-isothermal conditions*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 33(13):1183–1198, 2014, ISSN 0731-6844.
- [44] Abrams, L. M. und Castro, J. M.: *Predicting molding forces during sheet molding compound (SMC) compression molding. I: Model development*. Polymer Composites, 24(3):291–303, 2003, ISSN 0272-8397.
- [45] Lee, L. J., Marker, L. F. und Griffith, R. M.: *The rheology and mold flow of polyester sheet molding compound*. Polymer Composites, 2(4):209–218, 1981, ISSN 0272-8397.
- [46] Castro, J. M. und Griffith, R. M.: *Sheet molding compound compression-molding flow*. Polymer Engineering and Science, 29(10):632–638, 1989, ISSN 0032-3888.
- [47] Rabinovich, M., Olsavsky, K. L., Leach, B., Cabrera-Ríos, M. und Castro, J. M.: *Sheet molding compound characterization using spiral flow*. Journal of Applied Polymer Science, 109(4):2465–2471, 2008, ISSN 00218995.
- [48] Rabinovich, Michael: *Sheet molding compound (SMC) processing: spiral flow test and physical properties*. Masterthesis, The Ohio State University, 2004.
- [49] Foss, P. H., Tseng, H. C., Snawerdt, J., Chang, Y. J., Yang, W. H. und Hsu, C. H.: *Prediction of fiber orientation distribution in injection molded parts using Moldex3D simulation*. Polymer Composites, 35(4):671–680, 2014, ISSN 0272-8397.
- [50] Cardozo, D.: *Three Models of the 3D Filling Simulation for Injection Molding: A Brief Review*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 27(18):1963–1974, 2008, ISSN 0731-6844.
- [51] Zachert, J.: *Analyse und Simulation dreidimensionaler Strömungsvorgänge beim Spritzgießen*, Band 79 der Reihe *IKV-Berichte aus der Kunststoffverarbeitung*. Mainz, Aachen, 1. Auflage, 1998, ISBN 978-3-89653-418-7.
- [52] Osswald, T. A. und Tucker III, C. L.: *Compression Mold Filling Simulation for Non-Planar Parts*. International Polymer Processing, 5(2):79–87, 1990.
- [53] Long, A. C.: *Composites forming technologies*. Woodhead, Cambridge, 2007, ISBN 978-1-84569-033-5.

- [54] Osswald, T. A.: *Numerical Methods for Compression mold filling Simulation*. Dissertation, University of Illinois, 1987.
- [55] Castro, J. M.: *Applications of flow simulation in reactive processing for cases in which the filling stage can be decoupled from heat transfer and chemical reaction*. *Polymer Engineering and Science*, 32(11):715–723, 1992, ISSN 0032-3888.
- [56] Advani, S. G.: *Closure approximations for three-dimensional structure tensors*. *Journal of Rheology*, 34(3):367, 1990, ISSN 01486055.
- [57] Edelmann, K.: *Prozessintegrierte Analyse des Fließverhaltens von faserverstärkten thermoplastischen Pressmassen für die Serienfertigung*, Band 18 der Reihe *IVW-Schriftenreihe*. Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern, 2001, ISBN 3-934930-14-X.
- [58] Schievenbusch, F.: *Beitrag zu hochbelasteten Krafteinleitungselementen für Faserverbundbauteile*, Band 7 der Reihe *Schriftenreihe Strukturleichtbau*. Techn. Univ., Kompetenzzentrum Strukturleichtbau, Chemnitz, 2003, ISBN 3-936766-06-1.
- [59] Carreau, P. J.: *Rheological equations from molecular network theories*. Dissertation, University of Wisconsin-Madison, 1968.
- [60] Williams, M. L., Landel, R. F. und Ferry, J. D.: *The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids*. *Journal of the American Chemical Society*, 77(14):3701–3707, 1955, ISSN 0002-7863.
- [61] Oter, L., Abisset-Chavanne, E., Chinesta, F., Keunings, R., Binetruy, C., Comas-Cardona, S., Perez, M. und Aufrere, C.: *A step towards the numerical simulation of SMC compression moulding*. *AIP Conference Proceedings*, Seiten 1–5, 2016.
- [62] Semmler, E.: *Simulation des mechanischen und thermomechanischen Verhaltens faserverstärkter thermoplastischer Pressbauteile*, Band 82 der Reihe *IKV-Berichte aus der Kunststoffverarbeitung*. Mainz, Aachen, 1. Auflage, 1998, ISBN 3-89653-421-1.
- [63] Osswald, T. A., Matyssek, J. R. und Specker, O.: *Prediction of Shrinkage and Warpage in Sheet Molding Compound (SMC) Parts*. In: *45th Annual Conf, Composites Institute, SPI*, Seiten 1–5, 1990.
- [64] Kim, S. W. und Turng, L. S.: *Three-dimensional numerical simulation of injection molding filling of optical lens and multiscale geometry using finite element method*. *Polymer Engineering & Science*, 46(9):1263–1274, 2006, ISSN 00323888.
- [65] Qi-lin, M., Shi-lin, Y. und Zhi-xiong, H.: *Numerical simulation of phenolic sheet molding compound in compression molding*. *Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed.*, 18(2):79–81, 2003, ISSN 1000-2413.
- [66] Advani, S. G. und Tucker III, C. L.: *A numerical simulation of short fiber orientation in compression molding*. *Polymer Composites*, 11(3):164–173, 1990, ISSN 0272-8397.
- [67] Osswald, T. A. und Tucker III, C. L.: *A boundary element simulation of compression mold filling*. *Polymer Engineering and Science*, 28(7):413–420, 1988, ISSN 0032-3888.

- [68] Twu, J. T., James Lee, L. und Chen, S. C.: *Simulation-based design of sheet molding compound (SMC) compression molding*. Polymer Composites, 15(5):313–326, 1994, ISSN 1548-0569.
- [69] Barone, M. R. und Osswald, T. A.: *A boundary element analysis of flow in sheet molding compound*. Polymer Composites, 9(2):158–164, 1988, ISSN 0272-8397.
- [70] Youn, S. K. und Lee, E. S.: *Modeling and Finite Element Analysis of Flow in SMC Compression Molding*. International Polymer Processing, 10(4):359–363, 1995.
- [71] Kim, D. K.i, Choi, H. Y. und Kim, N.: *Experimental investigation and numerical simulation of SMC in compression molding*. Journal of Materials Processing Technology, 49(3-4):333–344, 1995.
- [72] Kim, S. Y. und Im, Y. T.: *Three-dimensional thermo-viscoplastic analysis of compression molding of sheet molding compounds with fiber volume fraction prediction*. Journal of Materials Processing Technology, 63(1-3):631–636, 1997.
- [73] Kobayashi, S., Oh, S. I. und Altan, T.: *Metal forming and the finite-element method*. Oxford Series on Advanced Manufacturing. Oxford University Press, USA, Oxford, 1989, ISBN 0-19-504402-9.
- [74] Vahlund, C. F.: *Using a Finite Volume Approach to Simulate the Mould Filling in Compression Moulding*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 22(6):499–515, 2003, ISSN 0731-6844.
- [75] Schmachtenberg, E., Skrodolies, K. und Lippe, D.: *Faser-Matrix-Entmischung während des Fließpressens von SMC*. Kunststofftechnik, 2005(01/2005):1–15.
- [76] Christensen, S. K., Hutchinson, B., Sun, E. M., Osswald, T. A. und Davis, B. A.: *Fiber-matrix separation in ribbed SMC and BMC parts*. Proceedings of Society of Plastics Engineers Incorporated, 1:782–787, 1997.
- [77] Londoño-Hurtado, A., Hernandez-Ortiz, J. P. und Osswald, T. A.: *Mechanism of fiber-matrix separation in ribbed compression molded parts*. Polymer Composites, 28(4):451–457, 2007, ISSN 0272-8397.
- [78] Kia, H. G.: *Sheet molding compounds: Science and technology*. Hanser, München, 1993, ISBN 9783446162136.
- [79] Odenberger, P. T., Andersson, H. M. und Lundström, T. S.: *Experimental flow-front visualisation in compression moulding of SMC*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 35(10):1125–1134, 2004, ISSN 1359835X.
- [80] Olsson, N. E. J.: *Compression moulding of SMC: Experiments and simulation*, Band 2010 der Reihe *Licentiate thesis / Luleå University of Technology*. Luleå, 2010, ISBN 978-91-7439-184-8.

- [81] Kluge, N. J., Lundstrom, T. S., Westerberg, L. G. und Olofsson, K.: *Compression moulding of sheet moulding compound: Modelling with computational fluid dynamics and validation*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 34(6):479–492, 2015, ISSN 0731-6844.
- [82] Romanenko, V., Eschl, J., Hausmann, J. und Duhovic, M.: *Development of Advanced 3D Process Simulation for Carbon Fiber Sheet Molding Compounds in Automotive Series Applications*. Proceedings of ECCM 17, Seiten 1–8, 2016.
- [83] Schommer, D., Duhovic, M., Gortner, F. und Maier, M.: *Advanced Simulation of Polymer Composite SMC Compression Molding using Fluid-Structure Interaction in LS-DYNA*. Proceedings of 13th International LS-DYNA Users Conference, Seiten 1–10, 2014.
- [84] Hayashi, S., Chen, H. und Hu, W.: *Compression Molding Analysis of Long Fiber Reinforced Plastics using Coupled Method of Beam and 3D Adaptive EFG in LS-DYNA*. Proceedings of 11th European LS-DYNA Conference, Seiten 1–10, 2017.
- [85] Müller, T. und Henning, F.: *Simulation of combined forming and injection molding processes*. 2015 Simulia Community Conference, Seiten 1–14, 2015.
- [86] Foucard, L., Aryal, A., Duddu, R. und Vernerey, F.: *A coupled Eulerian–Lagrangian extended finite element formulation for simulating large deformations in hyperelastic media with moving free boundaries*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 283:280–302, 2015, ISSN 00457825.
- [87] Osswald, T. A. und Rudolph, N.: *Polymer rheology: Fundamentals and applications*. Hanser Publications, Cincinnati, 2015, ISBN 978-1-56990-517-3.
- [88] Konkol, J.: *Numerical solutions for large deformation problems in geotechnical engineering*. The PhD Interdisciplinary Journal, Seiten 49–55, 2014.
- [89] Gupta, T., Chakraborty, T., Abdel-Rahman, K. und Achmus, M.: *Large Deformation Finite Element Analysis of Static Cone Penetration Test*. Indian Geotechnical Journal, 2015, ISSN 0971-9555.
- [90] Gupta, T., Chakraborty, T., Abdel-Rahman, K. und Achmus, M.: *Numerical Modelling of Finite Deformation in Geotechnical Engineering*. In: Matsagar, Vasant (Herausgeber): *Advances in Structural Engineering*, Seiten 689–701. Springer India, New Delhi, 2015, ISBN 978-81-322-2189-0.
- [91] Wang, D., Bienen, B., Nazem, M., Tian, Y., Zheng, J., Pucker, T. und Randolph, M. F.: *Large deformation finite element analyses in geotechnical engineering*. Computers and Geotechnics, 65:104–114, 2015, ISSN 0266352X.
- [92] Moormann, C., Fatemizadeh, S. und Aschrafi, J.: *Comparison of advanced numerical methods for geomechanical problems with large deformations*. In: *XVI ECSMGE Proceedings*. Ice Publishing, London, 2015, ISBN 978-0-7277-6067-8.

- [93] Hamann, T., Qiu, G. und Grabe, J.: *Application of a Coupled Eulerian–Lagrangian approach on pile installation problems under partially drained conditions*. Computers and Geotechnics, 63:279–290, 2015, ISSN 0266352X.
- [94] Kim, Y. H., Hossain, M. S. und Wang, D.: *Effect of strain rate and strain softening on embedment depth of a torpedo anchor in clay*. Ocean Engineering, 108:704–715, 2015, ISSN 00298018.
- [95] Skrzat, A.: *Application of coupled Eulerian-Lagrangian approach in metal forming simulations*. Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej. Mechanika, 84(4/12):25–35, 2012.
- [96] Al-Athel, K. S. und Gadala, M. S.: *Eulerian volume of solid (VOS) approach in solid mechanics and metal forming*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 200(25-28):2145–2159, 2011, ISSN 00457825.
- [97] Al-Badour, F., Merah, N., Shuaib, A. und Bazoune, A.: *Coupled Eulerian Lagrangian finite element modeling of friction stir welding processes*. Journal of Materials Processing Technology, 213(8):1433–1439, 2013.
- [98] Advani, S. G. und Tucker III, C. L.: *The Use of Tensors to Describe and Predict Fiber Orientation in Short Fiber Composites*. Journal of Rheology, 31(8):751, 1987, ISSN 01486055.
- [99] Tseng, H. C., Chang, R. Y. und Hsu, C. H.: *Phenomenological improvements to predictive models of fiber orientation in concentrated suspensions*. Journal of Rheology, 57(6):1597–1631, 2013, ISSN 0148-6055.
- [100] Jeffery, G. B.: *The Motion of Ellipsoidal Particles Immersed in a Viscous Fluid*. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 102(715):161–179, 1922, ISSN 1364-5021.
- [101] Folgar, F. und Tucker III, C. L.: *Orientation Behavior of Fibers in Concentrated Suspensions*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 3(2):98–119, 1984, ISSN 0731-6844.
- [102] van Haag, J.: *Vorhersage der Faserorientierung in spritzgegossenen langfaserverstärkten Thermoplasten: Optimierung von Modellparametern*, 22+23.04.2015.
- [103] Phelps, J. H. und Tucker III, C. L.: *An anisotropic rotary diffusion model for fiber orientation in short- and long-fiber thermoplastics*. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 156(3):165–176, 2009, ISSN 03770257.
- [104] Cintra, J. S. und Tucker III, C. L.: *Orthotropic closure approximations for flow-induced fiber orientation*. Journal of Rheology, 39(6):1095, 1995, ISSN 0148-6055.
- [105] Wang, J., O’Gara, J. F. und Tucker III, C. L.: *An objective model for slow orientation kinetics in concentrated fiber suspensions: Theory and rheological evidence*. Journal of Rheology, 52(5):1179–1200, 2008, ISSN 0148-6055.
- [106] Osswald, T. A. und Hernandez-Ortiz, J. P.: *Polymer processing: Modeling and simulation*. Hanser Publishers, München and Cincinnati, 2006, ISBN 3-446-40381-7.

- [107] Isayev, A. I.: *Molding: Compression*. In: Nicolais, L. und Borzacchiello, A. (Herausgeber): *Wiley Encyclopedia of Composites*. John Wiley & Sons, Inc, 2011, ISBN 978-1-118-09729-8.
- [108] Hsu, C. C., Chiu, H. S., Huang, C. T. und Chang, R. Y.: *Through fiber orientation investigation to visualize compression molding*. AIP Conference Proceedings, (1593):619–622, 2014.
- [109] Li, Y., Chen, Z., Xu, H., Dahl, J., Zeng, D., Mirdamadi, M. und Su, X.: *Modeling and Simulation of Compression Molding Process for Sheet Molding Compound (SMC) of Chopped Carbon Fiber Composites*. SAE International Journal of Materials and Manufacturing, 10(2), 2017, ISSN 1946-3987.
- [110] Nakano, R. und Sakaba, K.: *Development of CAE Software for Injection and BMC/SMC Molding Including Short/Long Fibers Reinforcement*. SAMPE Conference Proceedings, 2014.
- [111] Marquette, P., Nakano, R. und Sakaba, K.: *Molding Simulation for Composite materials with 3D TIMON*, 2014.
- [112] Davis, B. A., Gramann, P. und Rios, A.: *Effect of fiber orientation anisotropies on the structural performance of molded FRP composite parts*. The Madison Group: Polymer Processing Research Corporation, 2002.
- [113] Davis, B. A., Theriault, R. P. und Osswald, T. A.: *Optimization of the Compression (Injection/Compression) Molding Process Using Numerical Simulation*. In: ASME Conference, 1997.
- [114] Jiang, Q. S., Liu, H. S., Xiao, Q. W., Chou, S. F., Xiong, A. H. und Nie, H. R.: *Three-dimensional numerical simulation of total warpage deformation for short-glass-fiber-reinforced polypropylene composite injection-molded parts using coupled FEM*. Journal of Polymer Engineering, 38(5):493–502, 2017.
- [115] Sun, S. P.: *Latest Development in Long Fiber Reinforced Plastics Applications, Processing Techniques and Simulation Technology*, 2012.
- [116] Kabelka, J. und Ehrenstein, G. W.: *Structure and Thermo-Elastic Properties of SMC*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 13(3):237–249, 1994, ISSN 0731-6844.
- [117] Halpin, J. C. und Kardos, J. L.: *The Halpin-Tsai equations: A review*. Polymer Engineering and Science, 16(5):344–352, 1976, ISSN 0032-3888.
- [118] Troll, D., Marston, P. und Albers, A.: *Makroskopische Modellierung von langfaserverstärkten Bauteilen mit streuenden Materialeigenschaften-Berücksichtigung der Robustheit in der Strukturoptimierung*. NAFEMS Online-Magazin, 29(1):63–74, 2014.
- [119] Li, Y., Pimenta, S., Singgih, J., Nothdurfter, S. und Schuffenhauer, K.: *Experimental investigation of randomly-oriented tow-based discontinuous composites and their equivalent laminates*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 102:64–75, 2017, ISSN 1359835X.

- [120] Oldenbo, M., Mattsson, D., Varna, J. und Berglund, L. A.: *Global Stiffness of a SMC Panel Considering Process Induced Fiber Orientation*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 23(1):37–49, 2004, ISSN 07316844.
- [121] Chen, C. Y. und Tucker III, C. L.: *Mechanical Property Predictions for Short Fiber/Brittle Matrix Composites*. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 3(2):120–129, 1984, ISSN 0731-6844.
- [122] Radtke, A.: *Steifigkeitsberechnung von diskontinuierlich faserverstärkten Thermoplasten auf der Basis von Faserorientierungs- und Faserlängenverteilungen*, Band 45 der Reihe *Wissenschaftliche Schriftenreihe des Fraunhofer ICT*. Fraunhofer IRB, Pfingsttal, 1. Auflage, 2008, ISBN 978-3-8167-7852-3.
- [123] McCullough, R. L., Jarzebski, G. J. und McGee, S. H.: *Constitutive Relationships for Sheet Molding Materials*. In: Seferis, J. C. und Nicolais, L. (Herausgeber): *The Role of the Polymeric Matrix in the Processing and Structural Properties Composite Materials*, Seiten 261–287. Springer US, Boston, MA, 1983, ISBN 978-1-4615-9295-2.
- [124] Kehrer, L., Pinter, P. und Böhlke, T.: *Homogenization of Temperature-dependent short fiber reinforced polypropylen and experimental investigations of long fiber reinforced vinylester*. Proceedings of ECCM 17, Seiten 1–8, 2016.
- [125] Sanwald, S., Henning, F., Bertram, B., Weidenmann, K. A., Brylka, B. und Böhlke, T.: *Geschlossene Simulation und experimenteller Vergleich der effektiven Bauteilsteifigkeit unter Berücksichtigung der lokalen Materialeigenschaften einer im Fließpressprozess hergestellten SMC-Sickenstruktur*, 03-05.07.2013.
- [126] Eduljee, R. F., McCullough, R. L. und Gillespie, J. W.: *The influence of inclusion geometry on the elastic properties of discontinuous fiber composites*. Polymer Engineering and Science, 34(4):352–360, 1994, ISSN 0032-3888.
- [127] Lielens, G., Pirotte, P., Couniot, A., Dupret, F. und Keunings, R.: *Prediction of thermo-mechanical properties for compression moulded composites*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 29(1-2):63–70, 1998, ISSN 1359835X.
- [128] Buck, F., Brylka, B., Müller, V., Müller, T., Weidenmann, K. A., Hrymak, A., Henning, F. und Böhlke, T.: *Two-scale structural mechanical modeling of long fiber reinforced thermoplastics*. Composites Science and Technology, 117:159–167, 2015, ISSN 0266-3538.
- [129] Song, Y., Gandhi, U., Pérez, C., Osswald, T. A., Vallury, S. und Yang, A.: *Method to account for the fiber orientation of the initial charge on the fiber orientation of finished part in compression molding simulation*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 100:244–254, 2017, ISSN 1359835X.
- [130] Lielens, G.: *Micro-macro modeling of structured materials*. Dissertation, Universite Catholique de Louvain, 1999.

- [131] Eshelby, J. D.: *The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems*. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 241(1226):376–396, 1957, ISSN 1364-5021.
- [132] Tucker III, C. L. und Liang, E.: *Stiffness predictions for unidirectional short-fiber composites: Review and evaluation*. Composites Science and Technology, 59(5):655–671, 1999, ISSN 0266-3538.
- [133] Mori, T. und Tanaka, K.: *Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions*. Acta Metallurgica, 21(5):571–574, 1973, ISSN 00016160.
- [134] Pierard, O., Friebel, C. und Doghri, I.: *Mean-field homogenization of multi-phase thermo-elastic composites: A general framework and its validation*. Composites Science and Technology, 64(10-11):1587–1603, 2004, ISSN 0266-3538.
- [135] Nemat-Nasser, S. und Hori, M.: *Micromechanics: Overall Properties of Heterogeneous Materials*. North-Holland Series in Applied Mathematics & Mechanics. Elsevier Science & Technology, 2. Auflage, 1998, ISBN 9780444500847.
- [136] Voigt, W.: *Ueber die Beziehung zwischen den beiden Elasticitätsconstanten isotroper Körper*. Annalen der Physik, 274(12):573–587, 1889, ISSN 00033804.
- [137] MSC Software Software Belgium SA: *Digimat User's Manual*, 2016.
- [138] Zeng, D., Xia, C., Webb, J., Lu, L., Gan, Y., Sun, X. und Lasecki, J.: *Effect of Fiber Orientation on the Mechanical Properties of Long Glass Fiber Reinforced (LGFR) Composites*. In: *SAE 2014 World Congress & Exhibition*, Band 2014-01-1049 der Reihe *SAE Technical Paper*, Seiten 1–8. SAE International, 2014.
- [139] Piry, M. und Michaeli, W.: *Stiffness and failure analysis of SMC components considering the anisotropic material properties*. Macromolecular Materials and Engineering, 284-285(1):40–45, 2000, ISSN 1439-2054.
- [140] Pazour, S., Korte, W. und Stojek, M.: *A simple method for an appropriate Simulation of Short-Fiber-Reinforced Injection Molded Plastics*, 08.10.2014.
- [141] Pazour, S.: *From Injection Molding to Mechanical Simulation - Added Value for FEA Through Integrated Solutions with CONVERSE*, 16.06.2015.
- [142] Liebold, C., Haufe, A., Vinot, M., Dittman, J., Böhrer, P., Finckh, H. und Fritz, F.: *The Digital Prototype as Part of Envyo® - Development History and Applications within the ARENA2036 Environment*. Proceedings of 11th European LS-DYNA Conference, Seiten 1–9, 2017.
- [143] Michaeli, W., Bauer, E. und Ritter, M.: *Prozeßsimulation für das Fließpreßverfahren: Eine neue Berechnungssoftware für die Bauteilentwicklung*. Kunststoffe, 89(8/1999):70–74, 1999.

- [144] Darrow, D. A. und Smith, L. V.: *Isolating Components of Processing Induced Warpage in Laminated Composites*. Journal of Composite Materials, 36(21):2407–2419, 2002, ISSN 0021-9983.
- [145] Dumont, P., Le Corre, S., Orgéas, L., Favier, D., Gaborit, C. und Lory, P.: *Finite element implementation of a two-phase model for compression molding of composites*. Revue Européenne des Éléments Finis, 14(6-7):885–902, 2012, ISSN 1250-6559.
- [146] Osswald, T. A.: *A Finite Element Analysis of the Thermomechanical Behavior of Fiber Reinforced Composites*. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 4(2):173–189, 1991, ISSN 0892-7057.
- [147] Tseng, S. C. und Osswald, T. A.: *Predicting shrinkage and warpage of fiber-reinforced composite parts*. Polymer Composites, 15(4):270–277, 1994, ISSN 0272-8397.
- [148] Osswald, T. A., Sun, E. M. und Tseng, S. C.: *Experimental verification on simulating shrinkage and warpage of thin compression moulded SMC parts*. Polym. Polym. Compos., 2(3):187–198, 1994.
- [149] Wang, J., Kelly, D. und Hillier, W.: *Finite Element Analysis of Temperature Induced Stresses and Deformations of Polymer Composite Components*. Journal of Composite Materials, 34(17):1456–1471, 2000, ISSN 0021-9983.
- [150] Amann, C., Kreissl, S., Grass, H., Meinhardt, J. und Merklein, M.: *Industrial Distortion Simulation of Fibre Reinforced Plastics – A Study on Finite Element Discretisation*. Advanced Materials Research, 1140:272–279, 2016, ISSN 1662-8985.
- [151] Dix, M.: *Eine durchgängig virtuelle Faserverbundprozesskette am Beispiel des RTM Prozesses*, Band 18 (2016) der Reihe LCC / Technische Universität München. Dr. Hut, München, 1. Auflage, 2016, ISBN 3843927022.
- [152] Choi, D. S. und Im, Y. T.: *Prediction of shrinkage and warpage in consideration of residual stress in integrated simulation of injection molding*. Composite Structures, 47(1-4):655–665, 1999, ISSN 02638223.
- [153] Pintye, F.: *Designer BLM*, 27.03.2017.
- [154] Costa, F.: *New Capabilities in Moldflow Insight and Technology Previews*, 05-06.06.2013.
- [155] Hohberg, M., Kärger, L., Hrymak, A. und Henning, F.: *Process Simulation of Sheet Molding Compound (SMC) as key for the integrated Simulation Chain*, 26.10.2016.
- [156] Kärger, L., Bernath, A., Fritz, F., Galkin, S., Magagnato, D., Oeckerath, A., Schön, A. und Henning, F.: *Development and validation of a CAE chain for unidirectional fibre reinforced composite components*. Composite Structures, 132:350–358, 2015, ISSN 02638223.
- [157] Xu, H., Li, Y. und Zeng, D.: *Process Integration and Optimization of ICME Carbon Fiber Composites for Vehicle Lightweighting: A Preliminary Development*. SAE International Journal of Materials and Manufacturing, 10(3):1–8, 2017, ISSN 1946-3987.

- [158] Herschel, W. H. und Bulkley, R.: *Konsistenzmessungen von Gummi-Benzollösungen*. Kolloid-Zeitschrift, 39(4):291–300, 1926, ISSN 0303-402X.
- [159] Michaeli, W. und Kremer, C.: *Simulativ zur Class-A-Oberfläche von SMC-Bauteilen*. ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift, 112(11):814–819, 2010, ISSN 0001-2785.
- [160] Gortner, F., Medina, L. und Mitschang, P.: *Influence of Textile Reinforcement on Bending Properties and Impact Strength of SMC-components*. KMUTNB International Journal of Applied Science and Technology, 8(4):259–269, 2015, ISSN 1906151X.
- [161] Lintgen, G.: *Simulative Untersuchung des Fließverhaltens eines Sheet Molding Compounds für die Fertigung einteiliger Felgen*. Bachelorarbeit, Technische Universität, Kaiserslautern, 2015.
- [162] Castro, J. M. und Tomlinson, G.: *Predicting molding forces in SMC compression molding*. Polymer Engineering and Science, 30(24):1568–1573, 1990, ISSN 0032-3888.
- [163] Dumont, P., Orgéas, L., Le Corre, S. und Favier, D.: *Anisotropic viscous behavior of sheet molding compounds (SMC) during compression molding*. International Journal of Plasticity, (19):625–646, 2003.
- [164] Le Corre, S., Orgéas, L., Favier, D., Tourabi, A., Maaouou, A. und Venet, C.: *Shear and compression behaviour of sheet moulding compounds*. Composites Science and Technology, 62(4):571–577, 2002, ISSN 0266-3538.
- [165] Dumont, P., Vassal, J., Orgéas, L., Michaud, M., Favier, D. und Månson, J. A.: *Processing, characterisation and rheology of transparent concentrated fibre-bundle suspensions*. Rheologica Acta, 46(5):639–651, 2007, ISSN 0035-4511.
- [166] Ericsson, K. A.: *The two-way interaction between anisotropic flow and fiber orientation in squeeze flow*. Journal of Rheology, 41(3):491, 1997, ISSN 01486055.
- [167] Olsson, N. E. J., Lundström, T. S. und Olofsson, K.: *Design of experiment study of compression moulding of SMC*. Plastics, Rubber and Composites, 38(9-10):426–431, 2009, ISSN 1465-8011.
- [168] Guiraud, O., Dumont, P. und Orgéas, L.: *How to Prepare SMC and BMC-like Compounds to Perform Relevant Rheological Experiments?* Applied Composite Materials, 20(2):157–169, 2013, ISSN 0929-189X.
- [169] Guiraud, O., Dumont, P., Orgéas, L. und Favier, D.: *Rheometry of compression moulded fibre-reinforced polymer composites: Rheology, compressibility, and friction forces with mould surfaces*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 43(11):2107–2119, 2012, ISSN 1359835X.
- [170] Engmann, J., Servais, C. und Burbidge, A. S.: *Squeeze flow theory and applications to rheometry: A review*. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 132(1-3):1–27, 2005, ISSN 03770257.

- [171] Jackson, W. C., Advani, S. G. und Tucker III, C. L.: *Predicting the Orientation of Short Fibers in Thin Compression Moldings*. Journal of Composite Materials, 20(6):539–557, 1986, ISSN 0021-9983.
- [172] Schladitz, K., Büter, A., Godehardt, M., Wirjadi, O., Fleckenstein, J., Gerster, T., Hassler, U., Jaschek, K., Maisl, M., Maisl, U., Mohr, S., Netzelmann, U., Potyra, T. und Steinhauser, M. O.: *Non-destructive characterization of fiber orientation in reinforced SMC as input for simulation based design*. Composite Structures, 160:195–203, 2017, ISSN 02638223.
- [173] Kupke, R.: *Characterising isotropy and assuring quality of recycled, discontinuous carbon fibers: Charakterisierung der Isotropie und Qualitätssicherung von recycelten, geschnittenen Carbon Fasern*, 24.11-25.11.2016.
- [174] Michaeli, W., Brast, K. und Piry, M.: *Faserorientierungen zerstörungsfrei messen*. Kunststoffe, 89(9/1999):128–130, 1999.
- [175] Brast, K.: *Verarbeitung von langfaserverstärkten Thermoplasten im direkten Plastifizier-/Pressverfahren*. Dissertation, RWTH, Aachen, 2001.
- [176] Dweib, M. A., Vahlund, C. F. und Ó Brádaigh, C. M.: *Fibre structure and anisotropy of glass reinforced thermoplastics*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 31(3):235–244, 2000, ISSN 1359835X.
- [177] Le, T. H., Dumont, P., Orgéas, L., Favier, D., Salvo, L. und Boller, E.: *X-ray phase contrast microtomography for the analysis of the fibrous microstructure of SMC composites*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 39(1):91–103, 2008, ISSN 1359835X.
- [178] Vigié, J., Latil, P., Orgéas, L., Dumont, P., Du Rolland Roscoat, S., Bloch, J. F., Marulier, C. und Guiraud, O.: *Finding fibres and their contacts within 3D images of disordered fibrous media*. Composites Science and Technology, 89:202–210, 2013, ISSN 0266-3538.
- [179] Goris, S. und Osswald, T. A.: *Fiber orientation measurements using a novel image processing algorithm for micro-computed tomography scans*. In: *Proceedings of Society of Plastics Engineers, 15th Annual Automotive Composites Conference and Exhibition*, 2015.
- [180] Martulli, L. M., Kerschbaum, M., Tachon, J., Lomov, S. V. und Swolfs, Y.: *Assessment of state-of-the-art prediction methodology for mechanical properties of CF-SMC structures*, 04-06.10.2017.
- [181] Lugin, S. und Netzelmann, U.: *Automatisierte Faserorientierungsanalyse an Faserverbundwerkstoffen*. DGZfP-Jahrestagung 2009 - Poster 32, 2009.
- [182] Chen, Z., Li, Y., Shao, Y., Huang, T., Xu, H., Li, Y., Chen, W., Zeng, D., Avery, K., Kang, H. und Su, X.: *A Comparative Study of Two RVE Modelling Methods for Chopped Carbon Fiber SMC*. In: *WCX™ 17: SAE World Congress Experience*, Band 2017-01-0224 der Reihe SAE Technical Paper, Seiten 1–8, 2017.
- [183] Lange, R. und Mook, G.: *Structural analysis of CFRP using eddy current methods*. NDT & E International, 27(5):241–248, 1994, ISSN 09638695.

- [184] Mook, G. und Lange, R.: *Wirbelstromprüfung von Hochleistungswerkstoffen*. Jahrestagung der DGZfP: Aachen, Deutschland, Seiten 1–8, 1995.
- [185] Ulrich, M.: *Faserorientierung mit Wirbelstrom für Gelege und CF-SMC Materialien.*, 25.02.2016.
- [186] Nicoletto, G., Riva, E. und Stocchi, A.: *Mechanical Characterization of Advanced Random Discontinuous Carbon/Epoxy Composites*. *Materials Today: Proceedings*, 3(4):1079–1084, 2016, ISSN 22147853.
- [187] Schmachtenberg, E. und Skrodolies, K.: *Improved Measurement and Modelling of the Fluidity of Compression Moulding Compounds*. *Journal of Polymer Engineering*, 26(2-4):259–274, 2006.
- [188] Quantum Composites Inc.: *Technical Data Sheet AMC8590-126-76-8*, 18.04.2013.
- [189] Polynt Composites: *Technisches Datenblatt HUP REC CF 70/40 ICVB2056H*, 31.08.2015.
- [190] Quantum Composites Inc.: *Technical Data Sheet AMC8595 126-76-75*, 30.11.2012.
- [191] Rohrmeier, W.: *Messung der Fließbewegung von CF-SMC sowie Bestimmung der Faserorientierung und Vergleich mit numerischer Simulation*. Masterarbeit, Technische Universität, München, 2014.
- [192] Reiß, M.: *Entwicklung eines optimierten Halbzeuherstellungsprozesses für Kohlenstofffaserverstärktes Sheet Moulding Compound*. Dissertation, KIT, Karlsruhe, 2018.
- [193] Klaus, P.: *Modellierungsrichtlinie für die Verzugsberechnung von Karbonfaser Sheet Moulding Compounds in Abaqus*. Masterarbeit, Technische Universität, Chemnitz, 2017.
- [194] Reiß, M., Eschl, J. und Henning, F.: *Correlation of Flow Induced Strain States and Young's Modulus in Carbon Fiber Reinforced*. *Proceedings of ECCM 17*, Seiten 1–7, 2016.
- [195] Vosgerau, H.: *Veränderung der mechanischen Werkstoffeigenschaften in Prinzipbauteilen in Abhängigkeit verschiedener Fließlängen im CF-SMC Prozess*. Bachelorarbeit, Technische Universität, Stuttgart, 2015.
- [196] Corbridge, D. M., Harper, L. T., De Focatiis D.S.A. und Warrior, N. A.: *Compression moulding of composites with hybrid fibre architectures*. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 95:87–99, 2017, ISSN 1359835X.
- [197] DIN EN ISO 527-1: *Kunststoffe-Bestimmung der Zugeigenschaften-Teil 1: Allgemeine Grundsätze (ISO 527-1:2012); Deutsche Fassung EN ISO 527-1:2012*, 2012.
- [198] DIN EN ISO 527-4: *Kunststoffe-Bestimmung der Zugeigenschaften-Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*, 1997.
- [199] DIN EN ISO 14129: *Zugversuch an 45 Grad-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungs-Kurve, des Schubmoduls in der Lagenebene*, 1998.
- [200] ISO 11359-1: *Plastics - Thermomechanical analysis (TMA) - Part 1: General principles*, 15.01.2014.

- [201] ISO 11359-2: *Plastics - Thermomechanical analysis (TMA) - Part 2: Thermomechanical analysis*, 01.10.1999.
- [202] Ulrich, M.: *Analyse des thermischen Dehnungsverhaltens von Faserverbundwerkstoffen im Lackiererei-Trocknerprozess*. Diplomarbeit, Hochschule, München, 2014.
- [203] Suragus GmbH: *Feasibility Study MA15093: Messbericht*.
- [204] Suragus GmbH: *Feasibility Study MA14084d: Messbericht*.
- [205] Schiebel, M.: *Auswertung und Vergleich gemessener und berechneter lokaler Eigenschaften von CFK-Bauteilen*. Diplomarbeit, Hochschule, München, 2015.
- [206] Suragus GmbH: *Feasibility Study MA16105: Messbericht*.
- [207] Suragus GmbH: *Feasibility Study MA15027: Messbericht*.
- [208] Ronniger, C. U.: *Taschenbuch der statistischen Qualitäts- und Zuverlässigkeitsmethoden: Die wichtigsten Methoden und Verfahren für die Praxis*. CRGRAPH, München, 4. Auflage, 2017, ISBN 978-3-00-043678-9.
- [209] Devarakonda, M.: *Modellierung des anisotropen Fließens von Karbonfaser Sheet Molding Compounds in ABAQUS*. Masterarbeit, Technische Universität, Kaiserslautern, 2017.
- [210] Altenbach, H.: *Kontinuumsmechanik: Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*. Springer Berlin Heidelberg, 3. Auflage, 2015, ISBN 978-3-662-47070-1.
- [211] Heuer, H., Schulze, M., Pooch, M., Gäbler, S., Nocke, A., Bardl, G., Cherif, C., Klein, M., Kupke, R., Vetter, R., Lenz, F., Kliem, M., Bülow, C., Goyvaerts, J., Mayer, T. und Petrenz, S.: *Review on quality assurance along the CFRP value chain – Non-destructive testing of fabrics, preforms and CFRP by HF radio wave techniques*. Composites Part B: Engineering, 77:494–501, 2015, ISSN 1359-8368.
- [212] Kupke, R.: *Prozesssicherung von Carbonverarbeitungsschritten mittels HF-Wirbelstromprüfung*, 07.07.2017.
- [213] Cohen, J.: *Statistical power analysis for the behavioral sciences*. Lawrence Erlbaum Associates, 2. Auflage, 1988, ISBN 9780805802832.
- [214] Ferré Sentis, D., Orgéas, L., Dumont, P., Du Rolland Roscoat, S., Sager, M. und Latil, P.: *3D in situ observations of the compressibility and pore transport in Sheet Moulding Compounds during the early stages of compression moulding*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 92:51–61, 2017, ISSN 1359835X.
- [215] Prah, U. und Schmitz, G. J.: *Integrative computational materials engineering: Concepts and applications of a modular simulation platform*. Wiley-VCH, Weinheim, Deutschland, 2012, ISBN 978-3-527-64612-8.
- [216] Dassault Systèmes Simulia Corp: *ABAQUS 6.14 Analysis User's Guide: Volume II: Analysis*, 2014.

- [217] Benson, D. J. und Okazawa, S.: *Contact in a multi-material Eulerian finite element formulation*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 193(39-41):4277–4298, 2004, ISSN 00457825.
- [218] Brown, K. H., Burns, S. P. und Christon, M. A.: *Coupled Eulerian-Lagrangian methods for earth penetrating weapon applications*. US Department of Commerce, SAND2002-1014, 2002.
- [219] Tippmann, J. D., Prasad, S. C. und Shah, P. N.: *2-D tank sloshing using the coupled Eulerian-LaGrangian (CEL) capability of Abaqus/Explicit*. Proceedings of Simulia Customer Conference, Seiten 1–11, 2009.
- [220] Devarakonda, M.: *Richtlinien zur Modellierung von kohlenstofffaserbasierten Sheet Molding Compounds in ABAQUS*. Studienarbeit, Technische Universität, Kaiserslautern, 2016.
- [221] Silva-Nieto, R. J., Fisher, B. C. und Birley, A. W.: *Rheological characterization of unsaturated polyester resin sheet molding compound*. Polymer Engineering and Science, 21(8):499–506, 1981, ISSN 0032-3888.
- [222] Kim, S.Y Im Y.T: *Three-dimensional finite-element analysis of the compression molding of sheet molding compound*. Journal of Materials Processing Technology, (67):207–213, 1997.
- [223] Adams, M. J., Aydin, İ., Briscoe, B. J. und Sinha, S. K.: *A finite element analysis of the squeeze flow of an elasto-viscoplastic paste material*. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 71(1-2):41–57, 1997, ISSN 03770257.
- [224] Hill, R.: *A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals*. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 193(1033):281–297, 1948, ISSN 1364-5021.
- [225] Hill, R.: *Constitutive modelling of orthotropic plasticity in sheet metals*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 38(3):405–417, 1990, ISSN 00225096.
- [226] Hill, R.: *A user-friendly theory of orthotropic plasticity in sheet metals*. International Journal of Mechanical Sciences, 35(1):19–25, 1993, ISSN 00207403.
- [227] Wagner, Marcus: *Lineare und nichtlineare FEM: Eine Einführung mit Anwendungen in der Umformsimulation mit LS-DYNA* ®. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2017, ISBN 3658178655.
- [228] Schommer, D., Duhovic, M., Andrä, H., Steiner, K., Schneider, M. und Hausmann, J.: *Development of a User-Defined Material Model for Sheet Molding Compounds*. Proceedings of 12th European LS-DYNA Conference 2019, Seiten 1–9, 2019.
- [229] Schommer, D., Duhovic, M., Romanenko, V., Andrä, H., Steiner, K., Schneider, M. und Hausmann, J.: *Material Characterization and Compression Molding Simulation of CF-SMC Materials in a Press Rheometry Test*. Key Engineering Materials, 809:467–472, 2019, ISSN 1662-9795.

- [230] Shokrieh, M. M. und Mosalmani, R.: *Friction Forces between Sheet Molding Compound Charge and Mold Cavity Surface in Compression Molding*. Key Engineering Materials, 471-472:733–738, 2011, ISSN 1662-9795.
- [231] Adams, M. J., Biswas, S. K., Briscoe, B. J. und Kamyab, M.: *The effects of interface constraints on the deformation of pastes*. Powder Technology, 65(1-3):381–392, 1991, ISSN 00325910.
- [232] Caba, A. C., Loos, A. C. und Batra, R. C.: *Fiber–fiber interactions in carbon mat thermoplastics*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 38(2):469–483, 2007, ISSN 1359835X.
- [233] Weber, T. A., Tellis, J. und Duhovic, M.: *Characterization of tool-part-interaction and interlaminar friction for manufacturing process simulation*. Proceedings of ECCM 17, Seiten 1–7, 2016.
- [234] Harrison, P., Thijsse, R. T., Akkerman, R. und Long, A. C.: *Characterising and modelling tool-ply friction of viscous textile composites*. World Journal of Engineering, 7(1):5–22, 2010.
- [235] Chow, S.: *Frictional interaction between blank holder and fabric in stamping of woven thermoplastic composites*. Masterthesis, University of Massachusetts Lowell, 2002.
- [236] Harrison, P., Clifford, M. J., Long, A. C. und Rudd, C. D.: *A constituent-based predictive approach to modelling the rheology of viscous textile composites*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 35(7-8):915–931, 2004, ISSN 1359835X.
- [237] Schunk, T.: *Laborbericht Nr. 130414533 - Rheologieuntersuchungen an CF-SMC-Paste: BMW Group Labortechnik*. 03.09.2013.
- [238] Gorczyca, J. L., Fetfatsidis, K. A. und Sherwood, J. A.: *Friction properties of reinforcements in composites*. In: Boisse, Philippe (Herausgeber): *Composite reinforcements for optimum performance*, Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering, Seiten 397–430. Woodhead Pub, Cambridge, 2011, ISBN 9781845699659.
- [239] Thaler, R.: *Material modelling and simulation of unidirectional fiber-reinforced duromers during the compression molding process*. Masterarbeit, Hochschule, Augsburg, 2016.
- [240] Pipes, R. B.: *Anisotropic Viscosities of an Oriented Fiber Composite with a Power-Law Matrix*. Journal of Composite Materials, 26(10):1536–1552, 1992, ISSN 0021-9983.
- [241] Kim, J., Shiau, Y. C., Lee, L. J. und Im, Y. T.: *Compression molding simulation of chopped fiber reinforced polymeric composites in plate-rib type geometry*. Polymer Composites, 13(2):97–107, 1992, ISSN 0272-8397.
- [242] Lin, C. M., Weng, C. I. und Ho, C. T.: *Anisotropy in sheet molding compounds during compression molding*. Polymer Composites, 18(5):613–622, 1997, ISSN 0272-8397.

- [243] Lin, C. M. und Weng, C. I.: *Simulation of compression molding for sheet molding compound considering the anisotropic effect*. Polymer Composites, 20(1):98–113, 1999, ISSN 1548-0569.
- [244] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. VDI-Buch. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2. Auflage, 2007, ISBN 978-3-540-72189-5.
- [245] Okereke, M. I. und Akpoyomare, A. I.: *A virtual framework for prediction of full-field elastic response of unidirectional composites*. Computational Materials Science, 70:82–99, 2013, ISSN 09270256.
- [246] Nasdala, L.: *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik: Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*. Springer Vieweg, Wiesbaden, 3. Auflage, 2015, ISBN 978-3-658-06629-1.
- [247] Kärger, L.: *Strukturberechnung von Faserverbundlaminate: 5. Finite Elementformulierungen für Mehrschichtlaminat*, 2016.
- [248] BETA CAE SYSTEMS S.A.: *ANSA User's Guide: 16.0.2*. Greece, 2016.
- [249] Hohberg, M.: *Experimental investigation and process simulation of the compression molding process of Sheet Molding Compound (SMC) with local reinforcements*. Dissertation, KIT, Karlsruhe, 2018.
- [250] Wang, H. und Song, M.: *Ckmeans. 1d. dp: optimal k-means clustering in one dimension by dynamic programming*. The R journal, 3(2):29, 2011.
- [251] Romanenko, V., Duhovic, M., Hausmann, J., Tryfonidis, M. und Eschl, J.: *Advanced Pre-Processing Tools for Process Simulation of Carbon Fiber Sheet Moulding Compounds in Automotive Industry*. Proceedings of 7th BETA CAE International Conference, Seiten 1–11, 2017.
- [252] Biancolini, M. E.: *Fast Radial Basis Functions for Engineering Applications*. Springer, Cham, 2017, ISBN 978-3-319-75009-5.
- [253] Boylan, S., Abrams, L. M. und Castro, J. M.: *Predicting molding forces during sheet molding compounds (SMC) compression molding. II: Effect of SMC composition*. Polymer Composites, 24(6):731–747, 2003, ISSN 0272-8397.
- [254] Adolf, S.: *Simulation und Koordinatenmesstechnik in Spritzguss- & Kunststoffprozessketten*, 12-13.04.2016.
- [255] Kappel, E., Stefaniak, D. und Hühne, C.: *Kompensation faserverbundspezifischer Fertigungsdeformationen im Werkzeug - Ein semi-analytischer Simulationsansatz*. NAFEMS Online-Magazin, (20):32–42, 2011.
- [256] Romanenko, V., Schurz, M., Stute, H. und Borkowski, T.: *Schutzrecht DE 10 2017 206 582 A1 - Verfahren zur Herstellung von Bauteilen im Fließpressverfahren*, 25.10.2018.

- [257] Romanenko, V., Duhovic, M., Hausmann, J. und Eschl, J.: *Entwicklung einer fortgeschrittenen 3D-Prozesssimulation für Carbonfaser-Sheet Moulding Compounds für automobiler Serienanwendungen*, 08./09.03.2017.
- [258] Böhlke, T., Henning, F., Hrymak, A., Kärger, L., Weidenmann, K. A. und Wood, J. T.: *Continuous-discontinuous fiber-reinforced polymers: An integrated engineering approach*. Carl Hanser Verlag, Munich, 2019, ISBN 978-1569906927.

A Anhang

A.1 Ergänzung zu Pressrheometer: Ronde (offen)

A.1.1 Wegkorrektur

In Abbildung A.1 ist die Ermittlung der Wegkorrekturgleichung im Pressrheometer Ronde (offen) dargestellt. Es wurden jeweils an den beiden Presstagen zu Beginn und Ende ein Werkzeughub bis zur Presskraft von 4500 kN durchgeführt. Aus dem Durchschnitt der vier Kurven wird die Fittingkurve ermittelt. Durch dieses Vorgehen kann die Nachgiebigkeit des Werkzeugs aus der Wegaufzeichnung herausgerechnet werden.

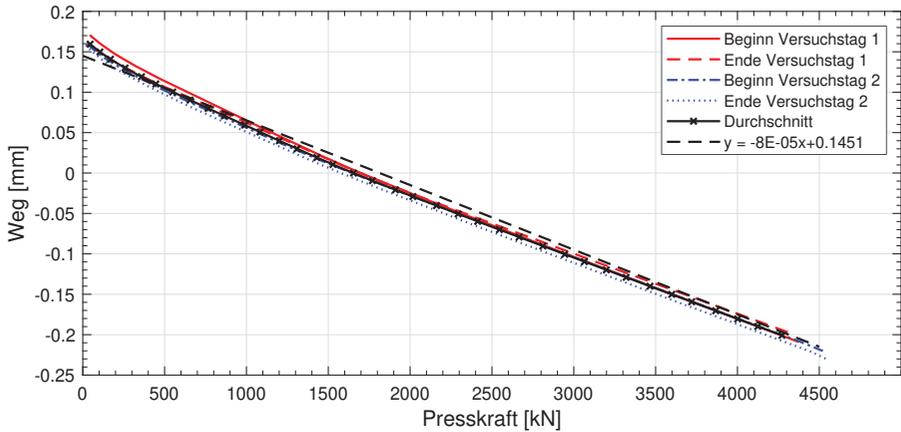


Abbildung A.1: Werkzeugverformung in Folge der vom Werkzeug aufgebrachten Presskraft im Pressrheometer Ronde (offen)

A.1.2 Konfiguration 1

In Tabelle A.1 ist der Versuchsplan für die durchgeführten Pressrheometerversuche Ronde (offen) Konfiguration 1 dargestellt. Jede Parameterkombination wurde dreimal wiederholt. Die Werkzeugtemperatur wurde nicht variiert.

Tabelle A.1: Versuchsplan für Konfiguration 1 des Pressrheometer Ronde (offen) für HUP-REC und AMC8590

Bezeichnung auf Probe	Material	Lagenanzahl	Länge [mm]	Breite [mm]	Durchmesser [mm]	Presskraft [kN]	Schließgeschwindigkeit [mm/s]	Schließposition
V1	HUP-REC	4	-	-	350	4500	0,50	verpresst
V2		4			350	4500	0,50	verpresst
V3		4			350	4500	0,50	verpresst
V4		8			350	4500	0,50	verpresst
V5		8			350	4500	0,50	verpresst
V6		8			350	4500	0,50	verpresst
V7		4			350	4500	1,50	verpresst
V8		4			350	4500	1,50	verpresst
V9		4			350	4500	1,50	verpresst
V10		8			350	4500	1,50	verpresst
V11		8			350	4500	1,50	verpresst
V12		8			350	4500	1,50	verpresst
V13		4			350	4500	3,00	verpresst
V14		4			350	4500	3,00	verpresst
V15		4			350	4500	3,00	verpresst
V16		8			350	4500	3,00	verpresst
V17		8			350	4500	3,00	verpresst
V18		8			350	4500	3,00	verpresst
V1-neu	AMC8590	3	-	-	350	4500	0,50	verpresst
V2-neu		3	-	-	350	4500	0,50	verpresst
V3		3	-	-	350	4500	0,50	verpresst
V4		6	-	-	350	4500	0,50	verpresst
V5		6	-	-	350	4500	0,50	verpresst
V6		6	-	-	350	4500	0,50	verpresst
V7		3	-	-	350	4500	1,50	verpresst
V8		3	-	-	350	4500	1,50	verpresst
V9		3	-	-	350	4500	1,50	verpresst
V10		6	-	-	350	4500	1,50	verpresst
V11		6	-	-	350	4500	1,50	verpresst
V12		6	-	-	350	4500	1,50	verpresst
V13		3	-	-	350	4500	3,00	verpresst
V14		3	-	-	350	4500	3,00	verpresst
V15		3	-	-	350	4500	3,00	verpresst
V16		6	-	-	350	4500	3,00	verpresst
V17		6	-	-	350	4500	3,00	verpresst
V18		6	-	-	350	4500	3,00	verpresst

A.1.3 Konfiguration 2

In Tabelle A.2 und A.3 sind die Versuchspläne für die Pressrheometerversuche Ronde (offen) Konfiguration 2 jeweils für HUP-REC und AMC8590 dargestellt. Jeder Parameterkombination wurde mindestens dreimal wiederholt. Die Werkzeugtemperatur wurde nicht variiert.

Tabelle A.2: Versuchsplan für Konfiguration 2 des Pressrheometer Ronde (offen) für HUP-REC

Bezeichnung auf Probe	Material	Lagenanzahl	Länge	Breite	Durchmesser	Presskraft	Schließgeschwindigkeit	Schließposition
			[mm]	[mm]	[mm]	[kN]	[mm/s]	
V19	Charakterisierung 2D Fließen (3 mm/s), rechteckig	8	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V20		8	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V21		8	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V22		4	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V23		4	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V24		4	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V25	Short Shot, 3mm/s, rechteckig	8	100	100	-	100,0	3,00	Short 2 mm
V26		8	100	100	-	100,0	3,00	Short 2 mm
V27		8	100	100	-	100,0	3,00	Short 2 mm
V28	Charakterisierung 2D Fließen (0.5 mm/s), rechteckig	8	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V29		8	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V30		8	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V31		4	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V32		4	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V33		4	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V34	Short Shot, 0.5 mm/s, rechteckig	8	100	100	-	100,0	0,50	Short 2 mm
V35		8	100	100	-	100,0	0,50	Short 2 mm
V36		8	100	100	-	100,0	0,50	Short 2 mm
V37	Quantifizierung 2D Fließen mit Kontrastmittelraster (3 mm/s)	8	100	100	-	100	3,00	Short 8 mm
V38		8	100	100	-	100	3,00	Short 8 mm
V39		8	100	100	-	100	3,00	Short 8 mm
V40		8	100	100	-	100	3,00	Short 6 mm
V41		8	100	100	-	100	3,00	Short 6 mm
V42		8	100	100	-	100	3,00	Short 6 mm
V43		8	100	100	-	100	3,00	Short 5 mm
V44		8	100	100	-	100	3,00	Short 5 mm
V45		8	100	100	-	100	3,00	Short 5 mm
V46	Quantifizierung 2D Fließen mit Kontrastmittelraster (0.5 mm/s)	8	100	100	-	100	0,50	Short 8 mm
V47		8	100	100	-	100	0,50	Short 8 mm
V48		8	100	100	-	100	0,50	Short 8 mm
V49		8	100	100	-	100	0,50	Short 6 mm
V50		8	100	100	-	100	0,50	Short 6 mm
V51		8	100	100	-	100	0,50	Short 6 mm
V52		8	100	100	-	100	0,50	Short 5 mm
V53		8	100	100	-	100	0,50	Short 5 mm
V54		8	100	100	-	100	0,50	Short 5 mm

Tabelle A.3: Versuchsplan für Konfiguration 2 des Pressrheometer Ronde (offen) für AMC8590

Bezeichnung auf Probe	Zweck	Lagenanzahl	Länge [mm]	Breite [mm]	Durchmesser [mm]	Presskraft [kN]	Schließgeschwindigkeit [mm/s]	Schließposition
V19	Charakterisierung 2D Fließfen (3 mm/s), rechteckig	6	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V20		6	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V21		6	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V22		3	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V23		3	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V24		3	100	100	-	4500	3,00	verpresst
V25	Short Shot, 3mm/s, rechteckig	6	100	100	-	100	3,00	Short 4 mm
V26		6	100	100	-	100	3,00	Short 3 mm
V27		6	100	100	-	100	3,00	Short 3 mm
V28		6	100	100	-	100	0,50	Short 3 mm
V29	Charakterisierung 2D Fließfen (0.5 mm/s), rechteckig	6	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V30		6	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V31		3	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V32		3	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V33		3	100	100	-	4500	0,50	verpresst
V34		Short Shot, 0.5 mm/s, rechteckig	6	100	100	-	100	0,50
V35	6		100	100	-	100	0,50	Short 3 mm
V36	6		100	100	-	100	0,50	Short 3 mm
V37	Quantifizierung 2D Fließfen mit Kontrastmittelrastrer (3 mm/s)	6	100	100	-	100	3,00	Short 8 mm
V38		6	100	100	-	100	3,00	Short 8 mm
V39		6	100	100	-	100	3,00	Short 8 mm
V40		6	100	100	-	100	3,00	Short 6 mm
V41		6	100	100	-	100	3,00	Short 6 mm
V42		6	100	100	-	100	3,00	Short 6 mm
V43		6	100	100	-	100	3,00	Short 5 mm
V44		6	100	100	-	100	3,00	Short 5 mm
V45		6	100	100	-	100	3,00	Short 5 mm
V46	Quantifizierung 2D Fließfen mit Kontrastmittelrastrer (0.5 mm/s)	6	100	100	-	100	0,50	Short 8 mm
V47		6	100	100	-	100	0,50	Short 8 mm
V48		6	100	100	-	100	0,50	Short 8 mm
V49		6	100	100	-	100	0,50	Short 6 mm
V50		6	100	100	-	100	0,50	Short 6 mm
V51		6	100	100	-	100	0,50	Short 6 mm
V52		6	100	100	-	100	0,50	Short 5 mm
V53		6	100	100	-	100	0,50	Short 5 mm
V54		6	100	100	-	100	0,50	Short 5 mm

A.2 Ergänzungen zum Wirbelstromverfahren

A.2.1 Messdaten auf FE-Netz

Die von der Firma Suragus GmbH bereitgestellten ASCII-Messdaten für den Anisotropiefaktor A_F und Hauptorientierungswinkel ϕ_H wurden gemäß der in Kapitel 3.2.6 gezeigten Methode in ein 2D-FE-Netz überführt. Jeder Datenpunkt bzw. jedes Pixel der Messung repräsentiert ein Viereckselement. Einen Auszug aus dem .inp-File in ABAQUS zeigt Abbildung A.2. Der skalare Wert des Anisotropiefaktors A_F wird dabei im Keyword *DLOAD hinterlegt. Der Hauptorientierungswinkel ϕ_H wird als Winkelinformation gegenüber dem Messkoordinatensystem in der Elementorientierung definiert. Beide Größen können so in ANSA oder auch anderen Preprozessoren visualisiert werden. Weiterhin ist eine Übertragung (Mapping) auf andere Netztopologien möglich.

```
*STEP, NAME=Anonymous STEP 1
*STATIC
**
** DLOAD      (Membrane, Shell, Continuum)
**
|DLOAD
1, P,      1.8376573159832286
2, P,      1.8473748039616176
**
**DISTRIBUTION_MAT_ORIENTATION
**
|DISTRIBUTION TABLE, NAME=O1;TABLE_MAT_ORIENTATION
ANGLE,
*DISTRIBUTION, LOCATION=ELEMENT, TABLE=O1;TABLE_MAT_ORIENTATION, NAME=O1;DISTRIBUTION_MAT_ORIENTATION
,      0.
1,     -110.69646
2,      32.444107
```

Abbildung A.2: FE-Definition in ABAQUS des Hauptorientierungswinkels und der Anisotropie

A.2.2 Ergänzungen zur Kalibrierung an AMC8595 (UD-SMC)

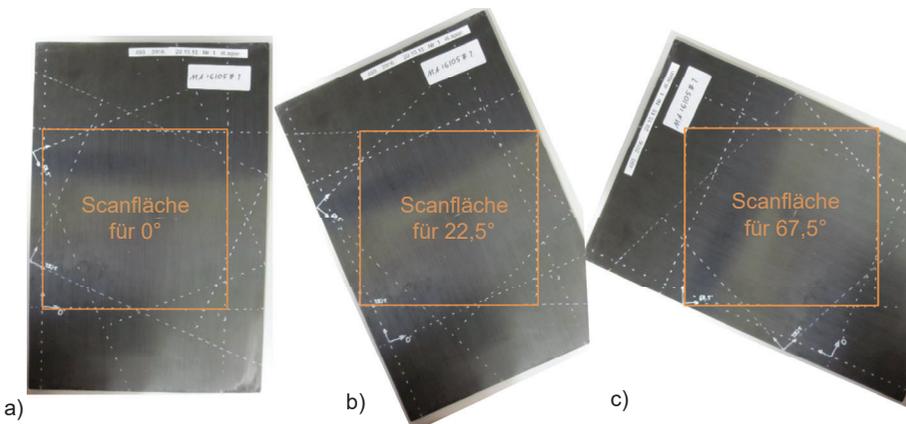


Abbildung A.3: Plattendrehung mit a) 0° b) 22,5° und c) 67,5° [206]

Tabelle A.4: Messplan zur Kalibrierung des Anisotropiefaktors A_F der Wirbelstrommessung an AMC8595 (UD-SMC)

Messung	Plattennr.	Lagen	Scanfläche	Material	Ausrichtung
1	1	4	250 x 250 mm ²	AMC8595	0°
2	1	4	250 x 250 mm ²	AMC8595	22.5 (kein Sensorwinkel)
3	1	4	250 x 250 mm ²	AMC8595	67.5 (kein Sensorwinkel)
4	2	5	250 x 250 mm ²	AMC8595	0°
5	2	5	250 x 250 mm ²	AMC8595	22.5 (kein Sensorwinkel)
6	2	5	250 x 250 mm ²	AMC8595	67.5 (kein Sensorwinkel)
7	3	6	250 x 250 mm ²	AMC8595	0°
8	3	6	250 x 250 mm ²	AMC8595	22.5 (kein Sensorwinkel)
9	3	6	250 x 250 mm ²	AMC8595	67.5 (kein Sensorwinkel)
10	4	7	250 x 250 mm ²	AMC8595	0°
11	4	7	250 x 250 mm ²	AMC8595	22.5 (kein Sensorwinkel)
12	4	7	250 x 250 mm ²	AMC8595	67.5 (kein Sensorwinkel)
13	5	8	250 x 250 mm ²	AMC8595	0°
14	5	8	250 x 250 mm ²	AMC8595	22.5 (kein Sensorwinkel)
15	5	8	250 x 250 mm ²	AMC8595	67.5 (kein Sensorwinkel)

A.3 Ergänzungen zum Modul: Presssimulation

Tabelle A.5: Dehnraten und Fließspannung für HUP-REC mit Skalierungsfaktor (Referenz = elastischer Fall bei 0,5 mm/s (47,8 1/s)) [209]

Reale Dehnraten [1/s]	Skalierte Dehnraten [1/s]	Fließspannung [MPa]	Skalierungsfaktor	Fall
0,0000	0,0	10,61	0,81	quasi-statisch
0,0478	47,8	13,05	1,00	el. 0,5 mm/s
0,1349	134,9	22,08	1,69	el. 1,5 mm/s
0,1601	160,1	22,18	1,70	pl. 0,5 mm/s
0,2589	258,9	28,61	2,19	el. 3 mm/s
0,4780	478,0	45,15	3,46	el. 5 mm/s
0,4837	483,7	45,56	3,49	pl. 1,5 mm/s
0,9232	923,0	77,33	5,93	pl. 3 mm/s
0,9560	956,0	79,70	6,11	el. 10 mm/s
1,6010	1601,0	126,32	9,68	pl. 5 mm/s
3,2020	3202,0	242,02	18,55	pl. 10 mm/s

Tabelle A.6: Dehnraten und Fließspannungen für AMC8590 mit Skalierungsfaktor (Referenz = plastischer Fall bei 1,5 mm/s (526 1/s)) [209]

Reale Dehnraten [1/s]	Skalierte Dehnraten [1/s]	Fließspannung [MPa]	Skalierungsfaktor	Fall
0,0000	0,0	0,01	0,66E-03	quasi-statisch
0,0488	48,8	0,17	0,01	el. 0,5 mm/s
0,1233	123,3	1,60	0,10	el. 1,5 mm/s
0,1786	178,6	3,97	0,26	pl. 0,5 mm/s
0,2343	234,3	6,00	0,39	el. 3 mm/s
0,5261	526,1	15,11	1,00	pl. 1,5 mm/s
0,8685	868,5	26,09	1,72	pl. 3 mm/s
0,9760	976,0	29,54	1,95	el. 10 mm/s
3,5720	3572,0	112,78	7,46	pl. 10 mm/s

Tabelle A.7: Numerische Parameter und Materialeigenschaften für Ober- und Unterwerkzeug aus Abbildung 5.10 [209]

Parameter	Wert
Elementtyp	S4R
Elementgröße [mm]	8
Schalendicke [mm]	1
Kontaktsteifigkeit [-]	10
Plattenabstand [mm]	HUP-REC [10], AMC8590 [12]
Dichte [g cm^{-3}]	7,8
E-Modul [GPa]	210
Querkontraktionszahl	0,3

Tabelle A.8: Numerische Parameter der Einlagen im Pressrheometermodell aus Abbildung 5.10 für HUP-REC und AMC8590 [209]

Parameter	HUP-REC	AMC8590
Elementtyp	C3D8R	C3D8R
Elementgröße [mm]	0,25-2	0,25-2
Einlagenhöhe [mm]	8,4	11
Dichte [g cm^{-3}]	1,02	1,52
Gewicht [g]	800	1620

```

*Material, name=AMC8590_0,5mms
*Density
1594.,
*Elastic
16.67e+06,0.
*Plastic, rate=0.
6097.56,0.
1280.49, 0.55
1768.29, 0.8
2317.07, 1.8
2378.05, 2.3
2378.05, 3.3
4800., 3.8
7100., 4.3
10100., 4.8
*Plastic, rate=178.6
2.42073e+06,0.
152439., 0.55
143293., 0.8
73170.7, 1.8
109756., 2.3
353659., 3.3
1.76e+06, 3.8
4.92e+06, 4.3
8.9e+06, 4.8
*Plastic, rate=526.1
9.20732e+06,0.
54878., 0.55
2.68293e+06, 0.8
3.53659e+06, 1.8
3.59756e+06, 2.3
3.60366e+06, 3.3
7.25e+06, 3.8
1.08e+07, 4.3
1.525e+07, 4.8
*Plastic, rate=868.5
159146.,0.
1.21951e+07, 0.55
9.14634e+06, 0.8
8.84146e+06, 1.8
8.84146e+06, 2.3
9.60366e+06, 3.3
2.1e+07, 3.8
3.3e+07, 4.3
4.5e+07, 4.8
*Plastic, rate=35720.
6.89024e+07,0.
6.55488e+07, 0.55
6.25e+07, 0.8
5.79268e+07, 1.8
5.18293e+07, 2.3
5.18293e+07, 3.3
9.5e+07, 3.8
1.075e+08, 4.3
1.2e+08, 4.8
*Material, name=Stahl
*Density
7800.,
*Elastic
2.1e+11, 0.3
**
** INTERACTION PROPERTIES
**
*Surface Interaction, name=Stribeck_0,5
*Friction
0.171, , 0
0.002, , 689922.6302
a) **

*Material, name=AMC8590_1,5mms
*Density
1594.,
*Elastic
5e+07,0.
*Plastic, rate=0.
6097.56,0.
1280.49, 0.55
1768.29, 0.8
2317.07, 1.8
2378.05, 2.3
2378.05, 3.3
4800., 3.8
7100., 4.3
10100., 4.8
*Plastic, rate=178.6
2.42073e+06,0.
152439., 0.55
143293., 0.8
73170.7, 1.8
109756., 2.3
353659., 3.3
1.76e+06, 3.8
4.92e+06, 4.3
8.9e+06, 4.8
*Plastic, rate=526.1
9.20732e+06,0.
54878., 0.55
2.68293e+06, 0.8
3.53659e+06, 1.8
3.59756e+06, 2.3
3.60366e+06, 3.3
7.25e+06, 3.8
1.08e+07, 4.3
1.525e+07, 4.8
*Plastic, rate=868.5
159146.,0.
1.21951e+07, 0.55
9.14634e+06, 0.8
8.84146e+06, 1.8
8.84146e+06, 2.3
9.60366e+06, 3.3
2.1e+07, 3.8
3.3e+07, 4.3
4.5e+07, 4.8
*Plastic, rate=35720.
6.89024e+07,0.
6.55488e+07, 0.55
6.25e+07, 0.8
5.79268e+07, 1.8
5.18293e+07, 2.3
5.18293e+07, 3.3
9.5e+07, 3.8
1.075e+08, 4.3
1.2e+08, 4.8
*Material, name=Stahl
*Density
7800.,
*Elastic
2.1e+11, 0.3
**
** INTERACTION PROPERTIES
**
*Surface Interaction, name=Stribeck_1,5
*Friction
0.112, , 0
0.001, , 12031068.08
0.001, , 23701758.07
b) **

*Material, name=AMC8590_3mms
*Density
1594.,
*Elastic
107.7e+06,0.
*Plastic, rate=0.
6097.56,0.
1280.49, 0.55
1768.29, 0.8
2317.07, 1.8
2378.05, 2.3
2378.05, 3.3
4800., 3.8
7100., 4.3
10100., 4.8
*Plastic, rate=178.6
2.42073e+06,0.
152439., 0.55
143293., 0.8
73170.7, 1.8
109756., 2.3
353659., 3.3
1.76e+06, 3.8
4.92e+06, 4.3
8.9e+06, 4.8
*Plastic, rate=526.1
9.20732e+06,0.
54878., 0.55
2.68293e+06, 0.8
3.53659e+06, 1.8
3.59756e+06, 2.3
3.60366e+06, 3.3
7.25e+06, 3.8
1.08e+07, 4.3
1.525e+07, 4.8
*Plastic, rate=868.5
159146.,0.
1.21951e+07, 0.55
9.14634e+06, 0.8
8.84146e+06, 1.8
8.84146e+06, 2.3
9.60366e+06, 3.3
2.1e+07, 3.8
3.3e+07, 4.3
4.5e+07, 4.8
*Plastic, rate=35720.
6.89024e+07,0.
6.55488e+07, 0.55
6.25e+07, 0.8
5.79268e+07, 1.8
5.18293e+07, 2.3
5.18293e+07, 3.3
9.5e+07, 3.8
1.075e+08, 4.3
1.2e+08, 4.8
*Material, name=Stahl
*Density
7800.,
*Elastic
2.1e+11, 0.3
**
** INTERACTION PROPERTIES
**
*Surface Interaction, name=Stribeck_3
*Friction
0.155, , 0
0.001, , 31652749.61
0.001, , 58251356.12
c) **

```

Abbildung A.4: Dehnratenabhängige Materialkarten von AMC8590 bei Berücksichtigung der Reibung für die drei Geschwindigkeiten a) 0,5 mm/s b) 1,5 mm/s und c) 3 mm/s

```

*Material, name=HUP_REC
*Density
1029.,
*Elastic
2e+08, 0.
*Plastic, rate=0.
1.09515e+07, 0.
5.4536e+06, 0.15000001
3.11816e+06, 0.512
2.47444e+06, 0.684
2.08371e+06, 0.8635
1.98567e+06, 1.052
2.22097e+06, 1.255
3.12794e+06, 1.575
6.60841e+06, 2.61
*Plastic, rate=47.8
1.34705e+07, 0.
6.708e+06, 0.15000001
3.83649e+06, 0.512
3.04447e+06, 0.684
2.56374e+06, 0.8635
2.44311e+06, 1.052
2.73261e+06, 1.255
3.91004e+06, 1.575
1.05915e+07, 2.61
*Plastic, rate=160.1
2.28864e+07, 0.
1.13969e+07, 0.15000001
6.52e+06, 0.512
5.174e+06, 0.684
4.357e+06, 0.8635
4.152e+06, 1.052
4.644e+06, 1.255
6.649e+06, 1.575
1.8e+07, 2.61
*Plastic, rate=258.9
2.95273e+07, 0.
1.47039e+07, 0.15000001
8.1105e+06, 0.512
6.67422e+06, 0.684
5.62033e+06, 0.8635
5.35589e+06, 1.052
5.99055e+06, 1.255
8.57175e+06, 1.575
2.32192e+07, 2.61
*Plastic, rate=483.7
4.70352e+07, 0.
2.34042e+07, 0.15000001
1.33959e+07, 0.512
1.06304e+07, 0.684
8.95185e+06, 0.8635
8.53066e+06, 1.052
9.54152e+06, 1.255
1.36527e+07, 1.575
3.69826e+07, 2.61
*Plastic, rate=956.
8.2197e+07, 0.
4.09322e+07, 0.15000001
2.34315e+07, 0.512
1.85942e+07, 0.684
1.56581e+07, 0.8635
1.49214e+07, 1.052
1.66895e+07, 1.255
2.38807e+07, 1.575
6.46881e+07, 2.61
*Plastic, rate=1601.
1.30273e+08, 0.
6.48731e+07, 0.15000001
3.71366e+07, 0.512
2.947e+07, 0.684
2.48166e+07, 0.8635
2.36489e+07, 1.052
2.64513e+07, 1.255
3.78485e+07, 1.575
1.02524e+08, 2.61
*Plastic, rate=3202.
2.49595e+08, 0.
1.24293e+08, 0.15000001
7.3155e+07, 0.512
5.64565e+07, 0.684
4.75494e+07, 0.8635
4.53122e+07, 1.052
5.06816e+07, 1.255
7.25191e+07, 1.575
1.9644e+08, 2.61
** INTERACTION PROPERTIES
**
*Surface Interaction, name=Frictionless
*Friction
0.,
**

```

Abbildung A.5: Dehnratenabhängige Materialkarte von HUP-REC (ohne Reibung) für beliebige Geschwindigkeiten

A.4 Ergänzungen zum Modul: Verzugssimulation

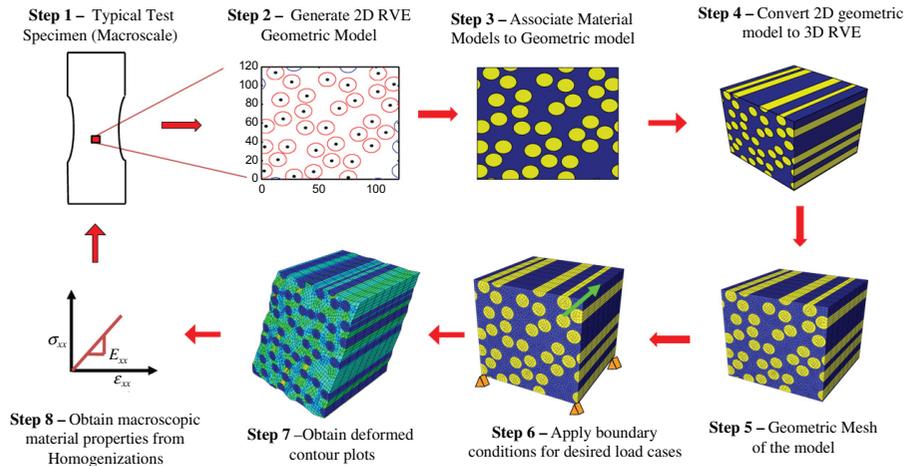


Abbildung A.6: Numerische Homogenisierung: Vorgehensweise zur Ermittlung der Verbundkenngrößen für AMC8590 und HUP-REC gemäß einem exemplarischen Framework für UD-Materialien von Okereke et al. [245]

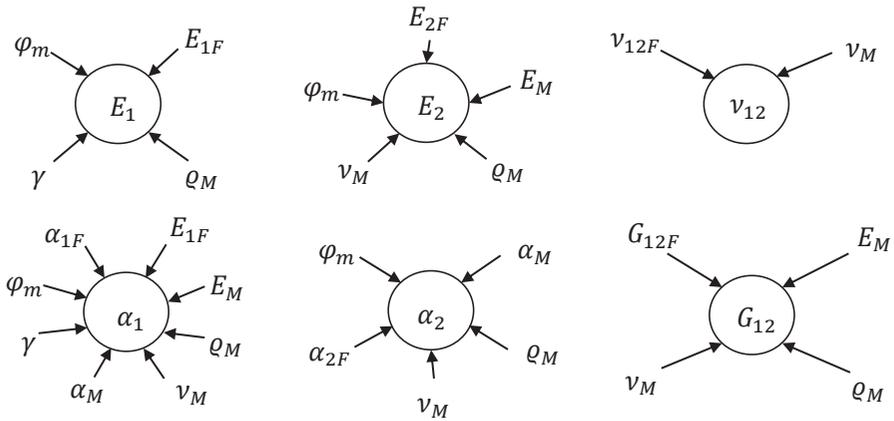


Abbildung A.7: Hauptinflussgrößen der Faser- und Matrixkennwerte auf Verbundkenngrößen [193]

Materialkenngröße	Intervall (Rot=Referenz)	Einheit	Bemerkung/Literaturquelle zu Intervallen
ϕ	[0°; 2°]	-	max. Winkelabweichung von 2° durch optische Betrachtung der SMC-Platte festgelegt
m_F	[0,54°; 0,55 ; 0,56°]	-	*Experimentelle Versuche (BMW AG), Referenzwert als Mittelwert des Intervalls
E_{11F}	[230°; 250 ; 270°*]	GPa	*[Kro92], **[Mit13], Referenzwert als Mittelwert des Intervalls
E_{22F}	[18°; 23,1 **; 28°**]	GPa	Wahl des Minimalwertes mittels *[Kro92], **[Ran14, Bow89], ***[Sch07]
G_{12F}	[8; 8,960 **; 10]	GPa	*[Ran14, Bow89], Intervall frei gewählt aus Referenz +/-10%
v_{12F}	[0,15°; 0,2 **; 0,35]	-	*[Ran14, Bow89], **[Sch07], Wahl des Maximalwertes beeinflusst durch vorhandene exp. Ergebnisse in Kapitel 3.3.2
v_{23F}	[0,4 °]	-	*[Ran14, Bow89]; Kennwert hat kaum Auswirkung auf andere Kennwerte
α_{1F}	[-5,4e-7 °; -10e-7°**]	1°C	*[Ran14, Bow89], **[Wahl des Maximalwertes mittels [Ehr06], Wahl des Minimalwertes als Referenzwert, da in Quellen wie [Sch07], [Mal07] ähnlich große Werte für α_{1F} angegeben sind
α_{2F}	[1e-5 °; 1,5e-5°**]	1°C	*[Ran14, Bow89], **[Ehr06], Wahl des Minimalwertes als Referenzwert, da in Quellen wie [Sch07], [Cha84] ähnlich große Werte für α_{2F} angegeben sind
Q_F	[1,80°; 1,81 °; 1,82°]	g/cm³	*[Mit13], Schwankung bei unterschiedlichen Fasertypen kaum mehr als 1-2%
Q_M	[1,01°; 1,05 ; 1,09°]	g/cm³	*[Edu15], Referenzwert als Mittelwert des Intervalls
E_M	[3200°; 3700 °; 3900°*]	MPa	*[Edu15], *[Sul84], **[Lor17], **[Nei14]
v_M	[0,32; 0,35 °; 0,38]	-	*[Edu15], *[Sul84],*[Lor17], Intervall frei gewählt aus Referenz +/-10%
α_M	[5e-5°; 5,5e-5 ; 6e-5°]	1°C	*[Edu15], Referenzwert als Mittelwert des Intervalls

Abbildung A.8: Faser- und Matrixkennwerte für die Referenzkonfiguration der analytischen Homogenisierung aus [193]

A.5 Ergänzungen zur Implementierung der VPK

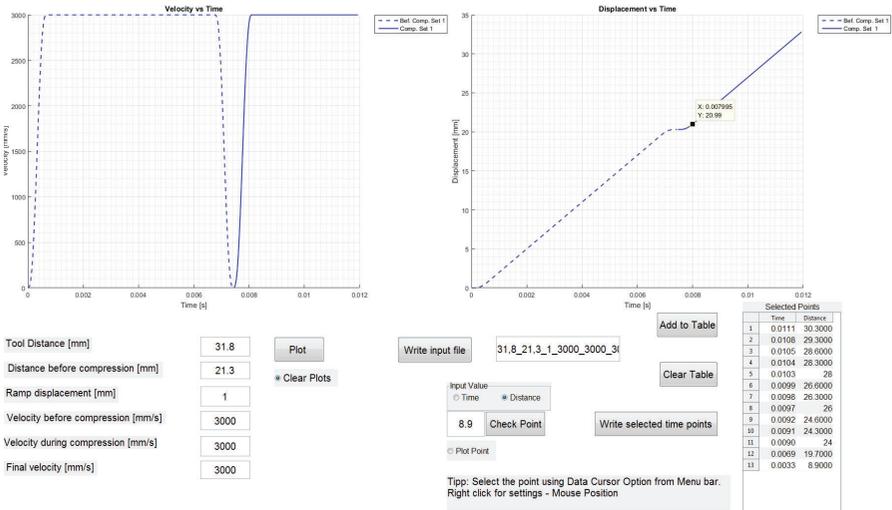


Abbildung A.9: MATLAB-Tool zur Erzeugung der Amplitude.inc für die Presssimulation

A.6 Ergänzungen zur Bewertung der VPK

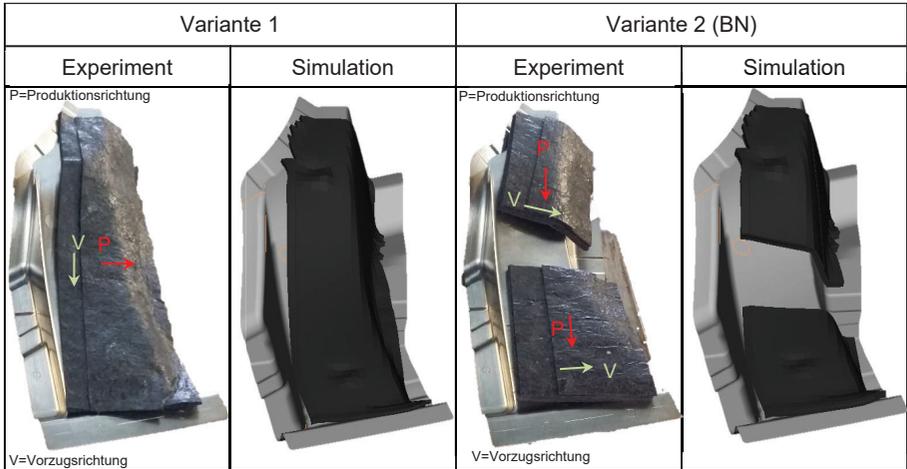


Abbildung A.10: Einlageposition der Stacks für Experiment und Simulation für HUP-REC



Abbildung A.11: 1 mm-Short-Shots für AMC8590 bei $\dot{h} = 0,5$ mm/s für Variante 1 aus Abbildung 9.3



Abbildung A.12: 1 mm-Short-Shots für HUP-REC bei $\dot{h} = 3$ mm/s für Variante 1 aus Abbildung 9.3



Abbildung A.13: 1 mm-Short-Shots für HUP-REC bei $\dot{h}_i = 0,5 \text{ mm/s}$ für Variante 1 aus Abbildung 9.3

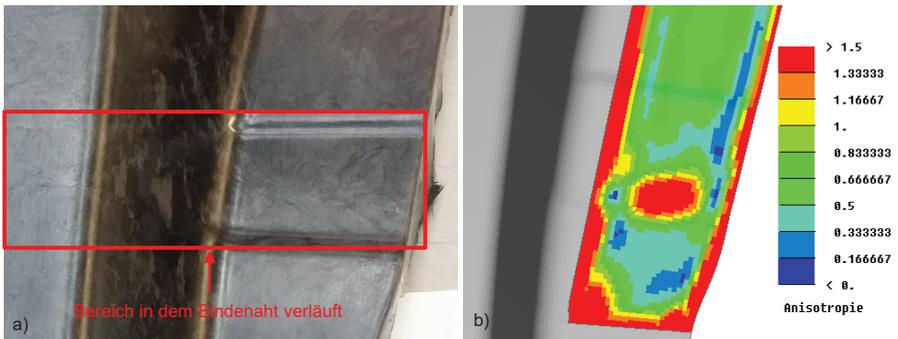


Abbildung A.14: Bindenahtverlauf bei AMC8590 für Variante 2 aus Abbildung 9.3 mit a) „Oberflächennarbung“ und b) Anisotropiewert der Wirbelstrommessung im Bereich der Bindenaht

QUANTUM_1mm

3.0mm/s ● 0.5mm/s ★



a)



RECVE7040_1mm

3.0mm/s ● 0.5mm/s ★



b)



Abbildung A.15: Vergleich des Fließfrontverlauf bei 1 mm-Short-Shots für Variante 1 aus Abbildung 9.3 bei a) AMC8590 und b) HUP-REC

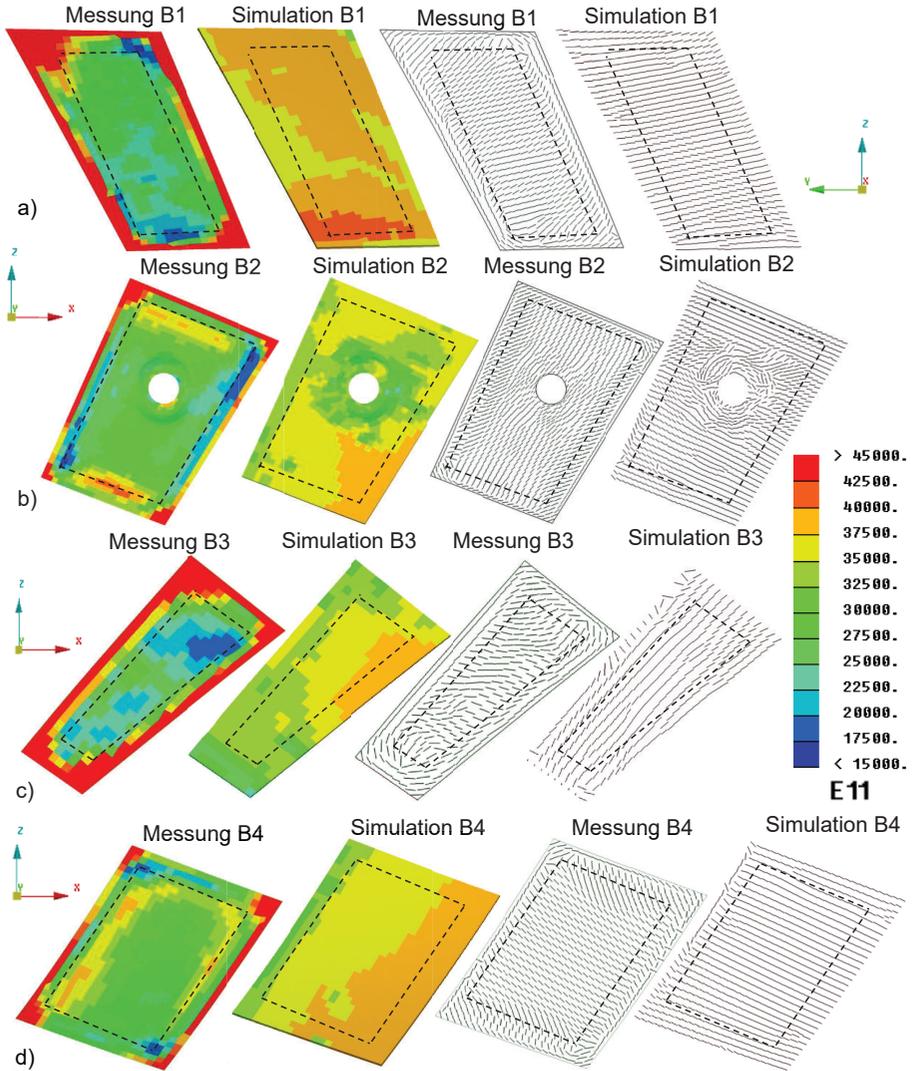


Abbildung A.16: Darstellung des E-Moduls in Hauptfaserrichtung E_{11} und Hauptorientierung für Messung und Simulation bei HUP-REC mit a) B1 b) B2 c) B3 und d) B4

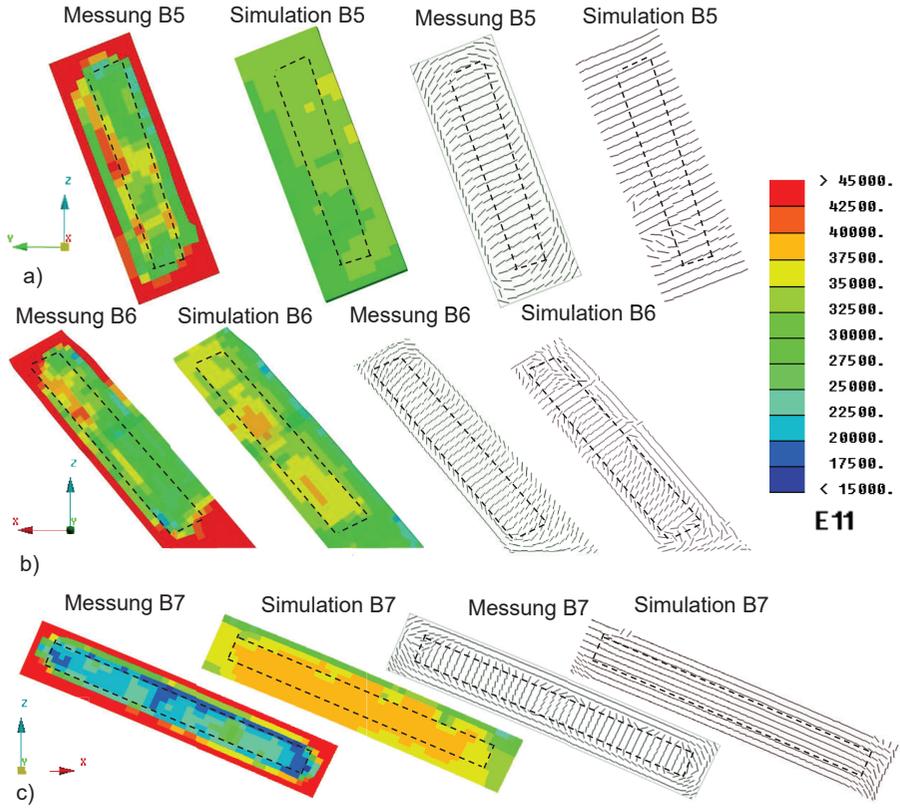


Abbildung A.17: Darstellung des E-Moduls in Hauptfaserrichtung E_{11} und Hauptorientierung für Messung und Simulation bei HUP-REC mit a) B5 b) B6 und c) B7

Eigene Veröffentlichungen

Vorträge

1. Romanenko, V.: *Development of Advanced 3D Process Simulation for CF-SMC.*, Sitzung AG Composite Simulation, 23.11.2016, Karlsruhe, Deutschland.
2. Romanenko, V., Duhovic, M., Hausmann, J., Eschl, J.: *Entwicklung einer ganzheitlichen CAE-Kette für CF-SMC.*, 8th Landshuter Leichtbau Colloquium, 08.03. - 09.03.2017, Landshut, Deutschland.

Symposien und Konferenzbeiträge

1. Romanenko, V., Eschl, J., Hausmann, J. und Duhovic, M.: *Development of Advanced 3D Process Simulation for Carbon Fiber Sheet Molding Compounds in Automotive Series Applications.* ECCM 17 - 17th European Conference on Composite Materials, 26.06. - 30.06.2016, München, Deutschland.
2. Duhovic, M., Schommer, D., Hausmann, J., Romanenko, V., Weber, T.A.: *Simulating the Processing and Fabrication of Advanced Materials.* 25th International Conference on Processing and Fabrication of Advanced Materials, 22.01. - 25.01.2017 Auckland, Neuseeland.
3. Romanenko, V., Duhovic, M., Hausmann, J., Tryfonidis, M., Eschl, J.: *Advanced Pre-Processing Tools for Process Simulation of Carbon Fiber Sheet Moulding Compounds in Automotive Industry.* 7th BETA CAE International Conference, 30.05. - 01.06.2017, Thessaloniki, Griechenland.
4. Duhovic, M., Romanenko, V., Schomer, D., Hausmann, J.: *Material Characterization of High Fiber Volume Content Long Fiber Reinforced SMC Materials.* 14th International Conference on Flow Processing in Composite Materials, 30.05. - 01.06.2018, Luleå, Schweden.

Fachzeitschriften und Patente

1. Schommer, D., Duhovic, M., Romanenko, V., Andrä, H., Steiner, K., Schneider, M. und Hausmann, J.: *Material Characterization and Compression Molding Simulation of CF-SMC Materials in a Press Rheometry Test.* Key Engineering Materials, 809:467-472, 2019, ISSN 1662-9795.
2. Romanenko, V., Schurz, M., Stute, H., Borkowski, T.: *Verfahren zur Herstellung von Bauteilen im Fließpressverfahren.* BMW AG, 25.10.2018, Deutschland, Schutzrecht. DE 10 2017 206 582 A1 (2018.10.25).

Betreute studentische Arbeiten

1. Schiebel, M.: *Auswertung und Vergleich gemessener und berechneter lokaler Eigenschaften von CFK-Bauteilen*. Diplomarbeit, Hochschule, München, 2015.
2. Thaler, P.: *Material modelling and simulation of unidirectional fiber-reinforced duromers during the compression molding process*. Masterarbeit, Hochschule, Augsburg, 2016.
3. Devarakonda, M.: *Richtlinien zur Modellierung von kohlenstofffaserbasierten Sheet Molding Compounds in ABAQUS*. Studienarbeit, Technische Universität, Kaiserslautern, 2016.
4. Klaus, P.: *Prozesssimulation von CFK-Verbunden*. Praktikumsbericht, Technische Universität, Chemnitz, 2016.
5. Devarakonda, M.: *Modellierung des anisotropen Fließens von Karbonfaser Sheet Molding Compounds in ABAQUS*. Masterarbeit, Technische Universität, Kaiserslautern, 2017.
6. Klaus, P.: *Modellierungsrichtlinie für die Verzugsberechnung von Karbonfaser Sheet Moulding Compounds in Abaqus*. Masterarbeit, Technische Universität, Chemnitz, 2017.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Vitali Romanenko
Staatsangehörigkeit: Deutsch

Beruflicher Werdegang

Seit 04/2018 Eigenschaftsverantwortlicher Passive Sicherheit
BMW AG, Konzepte Passive Sicherheit, München
02/2015 - 03/2018 Doktorand Prozesssimulation
BMW AG, Technologieentwicklung CFK, Landshut
Kooperation mit dem Institut für Verbundwerkstoffe GmbH,
Kaiserslautern

Ausbildung

08/2014 Abschluss Master of Science (M.Sc.)
04/2012 - 08/2014 Masterstudiengang Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Vertiefungsrichtung: Allgemeiner Maschinenbau
Schwerpunkte: Leichtbau, Zuverlässigkeit im Maschinenbau
12/2011 Abschluss Bachelor of Science (B.Sc.)
10/2008 - 12/2011 Bachelorstudiengang Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Schwerpunkt: Dimensionierung und Validierung mechanischer
Konstruktionen

Praktische Erfahrung

01/2014 - 06/2014 Freiwilliges Berufspraktikum und Masterarbeit
Robert Bosch GmbH, Waiblingen
08/2013 - 11/2013 Freiwilliges Auslandsforschungspraktikum
College of Engineering, University of Kentucky, USA
05/2012 - 07/2013 Studentische Hilfskraft
Lehrstuhl für Leichtbautechnologie, KIT
11/2011 - 03/2012 Fachpraktikum
ThyssenKrupp Aufzugswerke GmbH, Neuhausen

