

Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Sven Coutandin

**Prozessstrategien für das automatisierte
Preforming von bebinderten textilen
Halbzeugen mit einem segmentierten
Werkzeugsystem**

Band 232



Forschungsberichte aus dem
wbk Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Hrsg.: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer
Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Sven Coutandin

**Prozessstrategien für das automatisierte Preforming
von bebinderten textilen Halbzeugen
mit einem segmentierten Werkzeugsystem**

Band 232

**Prozessstrategien für das automatisierte Preforming
von bebinderten textilen Halbzeugen
mit einem segmentierten Werkzeugsystem**

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

der KIT-Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Sven Coutandin, M.Sc.

aus Bad Kreuznach

Tag der mündlichen Prüfung: 30.04.2020

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Christian Brecher

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2020

Copyright Shaker Verlag 2020

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-7413-0

ISSN 0724-4967

Shaker Verlag GmbH • Am Langen Graben 15a • 52353 Düren
Telefon: 02421 / 99 0 11 - 0 • Telefax: 02421 / 99 0 11 - 9
Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Vorwort des Herausgebers

Die schnelle und effiziente Umsetzung innovativer Technologien wird vor dem Hintergrund der Globalisierung der Wirtschaft der entscheidende Wirtschaftsfaktor für produzierende Unternehmen. Universitäten können als "Wertschöpfungspartner" einen wesentlichen Beitrag zur Wettbewerbsfähigkeit der Industrie leisten, indem sie wissenschaftliche Grundlagen sowie neue Methoden und Technologien erarbeiten und aktiv den Umsetzungsprozess in die praktische Anwendung unterstützen.

Vor diesem Hintergrund soll im Rahmen dieser Schriftenreihe über aktuelle Forschungsergebnisse des Instituts für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) berichtet werden. Unsere Forschungsarbeiten beschäftigen sich sowohl mit der Leistungssteigerung von Fertigungsverfahren und zugehörigen Werkzeugmaschinen- und Handhabungstechnologien als auch mit der ganzheitlichen Betrachtung und Optimierung des gesamten Produktionssystems. Hierbei werden jeweils technische wie auch organisatorische Aspekte betrachtet.

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Prof. Dr.-Ing. Gisela Lanza

Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze

Vorwort des Verfassers

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am wbk Institut für Produktionstechnik des Karlsruher Institut für Technologie (KIT) im Rahmen des Projekts *„Methodik zur endkonturnahen, faltenfreien Herstellung von textilen Preforms mit Hilfe einer segmentbasierten Stempeldrapierung“*, gefördert von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG).

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer für die Übernahme des Hauptreferats. Seine Unterstützung und sein Vertrauen in meine Arbeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter und später als Oberingenieur der Forschungsgruppe Leichtbaufertigung haben wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Weiterhin bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Brecher für die Übernahme des Korreferats sowie bei Frau Prof. Dr. Dr.-Ing. Dr. h. c. Jivka Ovtcharova für den Prüfungsvorsitz.

Darüber hinaus möchte ich mich bei allen Kolleginnen und Kollegen des wbk und insbesondere beim Forschungsbereich Maschinen, Anlagen und Prozessautomatisierung für ihre Unterstützung und das stets offene Arbeitsklima herzlich bedanken. Hervorheben möchte ich zusätzlich die zahlreichen Studierenden, die im Rahmen ihrer Abschlussarbeit oder als wissenschaftliche Hilfskraft immer eine wichtige Stütze waren.

Mein größter Dank gebührt schließlich meiner Familie, ohne deren bedingungslose Unterstützung, Verständnis und motivierenden Worte diese Arbeit sicherlich nicht möglich gewesen wäre.

Karlsruhe, im Mai 2020

Sven Coutandin

Abstract

Stamp preforming offers high potential for the production of complex, shell-shaped preforms, which is a key process in the manufacturing of continuous fibre-reinforced plastics. An innovative approach to improve preform quality consists in a segmented tooling system. The tooling system provides a multitude of options for tool segmentation and sequence, so that an intuitive definition of the tool setting is no longer possible. In addition, sequential closing of the tool segments changes the forming temperature and duration. Suitable activation parameters for the binder must therefore be defined to ensure low resistance to deformation and sufficient stability after the forming process.

The objective of this thesis constitutes in the development of a method that defines the process strategy for preforming with a segmented tooling system based on a material and a component geometry. The process strategy includes tool segmentation and sequence as well as activation time and temperature.

In this thesis, different models are developed and validated to define the process strategy, which are then combined into a systematic procedure. A simplified temperature model enables the calculation of the start and end temperature of the forming process for different tool segmentations and sequences depending on the material and contact parameters. The stability of the preform requires a balanced inter- and intra-laminar binder content. To determine this aspect, an impregnation model is presented. That way, a minimum forming and activation temperature as well as a short activation time can be identified. The definition of the tool segmentation is based on a geometric analysis of the part. The tool sequence is optimised by coupling an FE-based forming model with a genetic algorithm that minimises wrinkling in the preform. On the basis of two independent parts, the procedure to increase preform quality is validated. It is thus possible to produce more complex parts by defining a process strategy for preforming with a segmented tooling system compared to a non-segmented forming tool.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungen	IV
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Aufbau der Arbeit	3
2 Stand der Forschung und Technik	5
2.1 Verfahren zur Herstellung textiler Preforms	6
2.1.1 Binder-Umformtechnik als sequentielles Preformingverfahren	7
2.1.2 Werkzeug- und Materialführungssysteme für das Preforming	12
2.1.3 Modellierung und Prozessstrategien für das Preforming	17
2.2 Eigenschaften bebindeter textiler Materialien	27
2.2.1 Bindersysteme	27
2.2.2 Einfluss von Bindersystemen auf das Preforming	29
2.3 Folgerung aus dem Stand der Forschung und Technik	33
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	35
3.1 Zielsetzung	35
3.2 Vorgehensweise	36
4 Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem	40
4.1 Eingesetzte Materialien	41
4.1.1 Textile Materialien	41
4.1.2 Bindersysteme	42
4.2 Anlagen- und Werkzeugtechnik	46
4.2.1 Anlagentechnik	46
4.2.2 Materialführungssystem	47
4.2.3 Werkzeugtechnik	48
4.3 Faktorstufen und Versuchsdurchführung	50
4.3.1 Faktorstufen der Versuchsreihe Bindersystem	51

4.3.2	Faktorstufen der Versuchsreihe Werkzeugsystem	51
4.3.3	Versuchsdurchführung und Auswertung	54
4.4	Ergebnisse der experimentellen Analyse	58
4.4.1	Ergebnisse der Versuchsreihe Bindersystem	58
4.4.2	Ergebnisse der Versuchsreihe Werkzeugsystem	61
5	Verhalten beiderer Textile bei hohen Temperaturen	65
5.1	Analyse und Modellierung der Textiltemperatur	65
5.1.1	Modellierung der Textiltemperatur	66
5.1.2	Validierung des Temperaturmodells	72
5.1.3	Analyse der Einflussparameter auf das Temperaturmodell	76
5.2	Experimentelle Analyse des Verformungsverhaltens	80
5.2.1	Versuchsplan und Versuchsdurchführung	80
5.2.2	Versuchsergebnisse zur Intra-Ply-Scherung	85
5.2.3	Versuchsergebnisse zur Intra-Ply-Biegung	89
5.2.4	Versuchsergebnisse zur Inter-Ply-Verschiebung	90
5.3	Analyse der Tränkung des textilen Materials	93
5.3.1	Einfluss der Aktivierungsparameter auf das Verformungsverhalten	93
5.3.2	Experimentelle Untersuchung der Tränkung des textilen Materials	97
5.3.3	Modellierung der Tränkung des textilen Materials	100
6	Modellierung für ein segmentiertes Werkzeugsystem	111
6.1	Modellaufbau und Modellierung des Materialverhaltens	111
6.1.1	Automatisierter Modellaufbau in ABAQUS	112
6.1.2	Modellierung des Materialverhaltens	116
6.1.3	Modellierung des Kontaktverhaltens	120
6.2	Validierung des Modells für das Preforming	123
6.2.1	Versuchsaufbau und Simulationsparameter	124
6.2.2	Ergebnisse und Validierung des Modells	127
6.2.3	Bewertung der Preformqualität anhand von Zielfunktionen	129

7	Prozessstrategie für ein segmentiertes Werkzeugsystem	136
7.1	Ermittlung der Werkzeugsegmentierung und -sequenz	136
7.1.1	Geometrieanalyse zur Segmentierung des Werkzeugsystems	136
7.1.2	Genetischer Algorithmus zur Optimierung der Werkzeugsequenz	143
7.1.3	Experimentelle Validierung des Optimierungsverfahrens	149
7.2	Validierung der Prozessstrategie	153
7.2.1	Prozessstrategie für eine reale Bauteilgeometrie	153
7.2.2	Experimentelle Validierung der Prozessstrategie	158
8	Zusammenfassung und Ausblick	161
8.1	Zusammenfassung	161
8.2	Ausblick	164
	Literaturverzeichnis	166
	Anhang	I

Abkürzungen

Formelzeichen	Größe	Einheit
CAD	Computer Aided Design	
CFK	Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe	
DD	Double-Dome	
DSC	Dynamische Differenzkalorimetrie	
eFVK	Endlosfaserverstärkte Kunststoffe	
FE	Finite Elemente	
FVK	Faserverstärkte Kunststoffe	
FVG	Faservolumengehalt	
GA	Genetischer Algorithmus	
GFK	Glasfaserverstärkte Kunststoffe	
LCM	Liquid Composite Moulding	
LW	Leinwand	
MC	Monte-Carlo	
MPF	Multi-Point Forming	
NCF	Non Crimp Fabric	
PA	Polyamid	
RMSE	Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme	
SMC	Sheet Moulding Compound	
SW	Stirnwand	
TGA	Thermogravimetrische Analyse	
UD	Unidirektional	
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion	
WZ	Werkzeug	
a	Proportionalitätsfaktor Binderschichtdicke	
A	Oberfläche eines Körpers	mm^2
$A_{S,i}$	Kontaktfläche Werkzeugsegment-Lagenaufbau	mm^2
$A_{WZ,3}$	Kontaktfläche WZ-Lagenaufbau (offen)	mm^2
$A_{WZ,4}$	Kontaktfläche WZ-Lagenaufbau (geschlossen)	mm^2

b	Breite	mm
Bi	Biotzahl	-
c	Spezifischen Wärmekapazität	$J/kg \cdot K$
d	Dicke, Durchmesser	mm
$d_{0,real}$	Reale Binderschichtdicke	mm
d_{Textil}	Textildicke	mm
$d_{0,th}$	Theoretische Binderschichtdicke	mm
E	Elastizitätsmodul	MPa
E_f	Biegemodul	MPa
E_{kin}	Kinetische Energie	J
E_p	Bezogene Penaltysteifigkeit	N/mm^3
E_{pot}	Potentielle Energie	J
E_t	Bezogene tangentielle Kontaktsteifigkeit	N/mm^3
f	Zielfunktion für Faltenbildung	-
F	Kraft	N
F_N	Normalkraft	N
F_{Rahmen}	Kraft am Rahmen (PF-Test)	N
F_S	Scherkraft	N
$F_{S,N}$	Normierte Scherkraft (PF-Test)	N
g	Erdbeschleunigung	m/s^2
g_{ij}	Komponenten der ersten Fundamentalform I	-
G'	Speichermodul	Pa
G''	Verlustmodul	Pa
h	Höhe	mm
h_{ij}	Komponenten der zweiten Fundamentalform II	-
H	Mittlere Krümmung	$1/mm$
I_y	Flächenträgheitsmoment	mm^4
k	Proportionalitätskonstante der Strahlungsheizung	$1/W \cdot s$
K	Gauß-Krümmung	$1/mm$
K_{krit}	Kritikalitätsmatrix	-

l_0	Ausgangslänge, Überhanglänge	<i>mm</i>
l_G	Gitterkantenlänge	<i>mm</i>
l_{krit}	Kritischer Knotenabstand	<i>mm</i>
l_{Rahmen}	Länge des Rahmens (PF-Test)	<i>mm</i>
l_{Textil}	Länge des Textils	<i>mm</i>
L	Länge, Elementkantenlänge	<i>mm</i>
m	Masse	<i>g</i>
m_B	Binderanteil, Flächengewicht des Binders	<i>g/m²</i>
M	Punktemenge des rangbasierten Filters	-
n_E	Anzahl der Eliten	-
n_G	Nummer der aktuellen Generation	-
$n_{G,max}$	Maximale Anzahl an Generationen	-
n_{Lagen}	Anzahl der textilen Lagen im Lagenaufbau	-
n_P	Populationsgröße	-
n_R	Anzahl der Individuen für Rekombination	-
n_S	Anzahl der selektierten Individuen	-
n_{WZ}	Anzahl der Werkzeugsegmente	-
N	Anzahl der Elemente im FE-Netz	-
p	Druck	<i>Pa</i>
P_0	Initiale Leistung der Strahlungsheizung	<i>W</i>
P_{max}	Maximale Leistung der Strahlungsheizung	<i>W</i>
P_M	Mutationswahrscheinlichkeit	-
P_R	Rekombinationswahrscheinlichkeit	-
P_S	Selektionswahrscheinlichkeit	-
$P_{Strahler}$	Leistung der Strahlungsheizung	<i>W</i>
q_0	Streckenlast	<i>N/mm</i>
Q	Wärmemenge	<i>J</i>
$\dot{Q}_{Konduktion}$	Wärmestrom durch Konduktion	<i>W</i>
$\dot{Q}_{Strahlung}$	Wärmestrom durch Strahlung	<i>W</i>
r_{Faser}	Faserradius	<i>mm</i>

R	Rang des rangbasierten Filters	-
s	Charakteristische Länge, Pfadlänge	mm
S_{\perp}	Transversale Permeabilität	mm^2
t	Zeit	s
t_A	Aktivierungszeit	s
t_D	Designvektor	s
Δt	Zeitlicher Abstand der Werkzeugsegmente	s
Δt_{krit}	Kritisches Zeitinkrement	s
t_{max}	Spätester Startzeitpunkt eines Werkzeugsegments	s
t_R	Designraum	s
T	Temperatur	$^{\circ}C$
T_A	Aktivierungstemperatur	$^{\circ}C$
T_m	Temperatur des umgebenden Mediums	$^{\circ}C$
$T_{M,Umgebung}$	Temperatur der Umgebung	$^{\circ}C$
$T_{M,IR}$	Temperatur der Luft infolge Strahlung	$^{\circ}C$
T_S	Temperatur der Werkzeugsegmente	$^{\circ}C$
T_U	Umformtemperatur	$^{\circ}C$
$T_{U,Ende}$	End-Umformtemperatur	$^{\circ}C$
$T_{U,min}$	Minimal zulässige Umformtemperatur	$^{\circ}C$
$T_{U,Start}$	Start-Umformtemperatur	$^{\circ}C$
T_{WZ}	Temperatur des unteren Werkzeugs	$^{\circ}C$
u_{Rahmen}	Verfahrweg des Rahmens (PF-Test)	mm
u_0	Verfolgungsdicke	mm
u_n	Penetration der Kontaktpartner	mm
Δu	Inkrementelle Relativverschiebung	mm
U	Innere Energie	J
v_x	Strömungsgeschwindigkeit in Dickenrichtung	N/mm
w_{max}	Maximale Durchbiegung	mm
W	Arbeit	J
x	Position der Fließfront	mm

\bar{x}	Globale Formabweichung	<i>mm</i>
x_i	Lokale Geometrieabweichung	<i>mm</i>
x_0	Ideale Preformdicke	<i>mm</i>
α	Signifikanzniveau	%
α	Wärmeübergangskoeffizient	$W/m^2 \cdot K$
α_{Luft}	Wärmeübergangskoeffizient Luft-Textil	$W/m^2 \cdot K$
$\alpha_{WZ,3}$	Wärmeübergangskoeffizient WZ-Textil (Auflegen)	$W/m^2 \cdot K$
$\alpha_{WZ,4}$	Wärmeübergangskoeffizient WZ-Textil (Umformen)	$W/m^2 \cdot K$
γ	Absorptionskoeffizient	-
γ	Scherung	°
$\overline{\Delta\gamma}_2$	Potenzierter Mittelwert der Scherwinkeldifferenz	°
$\Delta\gamma_i$	Scherwinkeldifferenz	°
γ_{krit}	Grenzscherwinkel	°
γ_{max}	Maximale Scherung	°
$\bar{\gamma}_p$	Potenzierter Mittelwert der Scherung	°
ε	Dehnung	%
η	Dynamische Viskosität	$Pa \cdot s$
η_D	Bezogene Kontaktdämpfung	$N \cdot s/mm^3$
θ	Faserwinkel	°
θ	Benetzungswinkel	°
θ_W	Benetzungswinkel im Wendepunkte	°
κ_1, κ_2	Hauptkrümmungen	$1/mm$
κ_{max}	Grenzkrümmung	$1/mm$
λ	Spezifische Wärmeleitfähigkeit	$W/m \cdot K$
μ_D	Dynamischer Reibkoeffizient	-
μ_S	Statischer Reibkoeffizient	-
ν	Querkontraktionszahl	-
ρ	Dichte	kg/m^3
σ	Oberflächenspannung	mN/m
σ_n	Normale Kontaktspannung	<i>MPa</i>

$\bar{\sigma}_{D,2}$	Quadrierter Mittelwert der Druckspannung	MPa^2
τ_0	Statischer Schubspannungsanteil	MPa
τ_{12}	Schubspannung	MPa
τ_1, τ_2	Tangentiale Kontaktspannung	MPa
τ_B	Klebespannung	N/mm^2
τ_{krit}	Kritische Schubspannung	MPa
φ	Mikroskopischer Faservolumengehalt	-
$\varphi_{B,inter,F}$	Flächenbezogener, inter-laminarer Binderanteil	-
$\varphi_{B,intra,F}$	Flächenbezogener, intra-laminarer Binderanteil	-
$\varphi_{B,inter,V}$	Volumenbezogener, inter-laminarer Binderanteil	-
$\varphi_{B,intra,V}$	Volumenbezogener, intra-laminarer Binderanteil	-
φ_{Falte}	Numerischer Faltenanteil	-

1 Einleitung

1.1 Motivation

In einem Punkt sind sich aktuelle Studien und Analysen einig: Die Mobilität der Zukunft wird stark geprägt durch die Forderung nach Individualität und Nachhaltigkeit. Dahinter verbergen sich individualisierte Mobilitätskonzepte, das autonome Fahren, Flugtaxi sowie neue Geschäftsmodelle wie Shared Mobility (Weinzierl 2018; Cornet & Deubener et al. 2019; Bratzel 2019). Das Thema Nachhaltigkeit wird maßgeblich durch eine Verordnung der Europäischen Gemeinschaft zu CO₂-Emissionen von neuen Personenkraftwagen beeinflusst. Nach der Gesetzgebung ist ab dem Jahr 2020 eine maximale CO₂-Emission von 95 g/km für die Neuwagenflotte zulässig (EG 2009). Die Hauptansatzpunkte zur Senkung der CO₂-Emission stellen die Optimierung der Antriebssysteme sowie die Reduktion des Fahrzeuggewichts dar (Mallick 2011). Entgegen einer Studie des Center Automotive Research der Universität Duisburg-Essen (n-tv.de 2018), spielt die Gewichtseinsparung auch bei batterieelektrischen Fahrzeugen eine wichtige Rolle (K-Zeitung online 2018). Zurückzuführen ist dies auf die geringen Wirkungsgrade bei der Rekuperation, sodass nur ein kleiner Anteil der kinetisch gespeicherten Energie zurückgewonnen werden kann. Anhand wissenschaftlicher Untersuchungen und Simulationen wurde gezeigt, dass mit einem e-Golf im neuen europäischen Fahrzyklus NEFZ nur 18 % der gespeicherten Energie rekuperiert werden kann (K-Zeitung online 2018). Am Standort Deutschland ist der durchschnittliche Strom-Mix mit hohen CO₂-Emissionen belastet, was die Bedeutung der Gewichtsreduktion von batterieelektrischen Fahrzeugen zusätzlich unterstreicht (Timm 2018).

Neben unterschiedlichen Leichtbaustrategien zeigt der Stoffleichtbau durch den Einsatz von faserverstärkten Kunststoffen (FVK) ein großes Potential zur Gewichtsreduktion (Henning & Moeller 2011). Die Vorteile liegen u.a. in ihren sehr guten mechanischen Eigenschaften bezogen auf ihr Gewicht, in ihren geringen thermischen Ausdehnungskoeffizienten sowie in ihrer hohen Gestaltungsfreiheit (Ehrenstein 2006, S. 4). Die zunehmende Relevanz und Entwicklung von FVK in der Mobilität zeigt sich in den jährlichen Produktionsmengen und Bedarfen für glasfaserverstärkte (GFK) und kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK). Die Produktionsmenge von GFK in Europa steigt stetig seit 2012 um circa 2 % jährlich auf 1.049 kt im Jahr 2018 (Witten & Jahn 2011; Witten & Mathes et al. 2018). Für CFK wächst der globale Bedarf seit 2012 um circa 12,2 % jährlich auf 114 kt im Jahr 2017. Gründe für den Anstieg ist ein erhöhter

Bedarf an CFK in der Luftfahrtindustrie, in Windkraftanlagen und in der Automobilindustrie mit einem zunehmenden Anteil an CFK in den Strukturkomponenten. Der Anteil der Automobilindustrie am Gesamtbedarf beträgt dabei 24 % (Witten & Jahn 2011; Witten & Mathes et al. 2018). Während im absoluten Vergleich die Produktionsmenge von GFK um eine Größenordnung größer ist als der Bedarf an CFK, wird ein wesentlich stärkeres Wachstum der CFK Nachfrage um 19 % jährlich prognostiziert (Lässig & Eisenhut et al. 2012).

Aktuelle Serienapplikationen im BMW 7er, Audi A8 und R8 sowie Toyota Prius PHV zeigen den Einzug von CFK in die Automobilindustrie (Witten & Mathes et al. 2018, S. 49). Neben Prozessen für kurzfaserverstärkte Kunststoffe wie dem Sheet-Moulding-Compound-Verfahren (SMC-Verfahren) werden hauptsächlich Liquid-Composite-Moulding-Verfahren (LCM-Verfahren) für endlosfaserverstärkte Kunststoffe (eFVK) eingesetzt (Ahlers 2016; Gardiner 2018). Die LCM-Verfahren eignen sich besonders für komplexe Geometrien in großen Stückzahlen und zeigen im Vergleich zu Prepreg-Technologien einen erheblichen Kostenvorteil (Böhme & Girauskaite et al. 2010; Capelle & Ouagne et al. 2014; Shanwan & Allaoui 2019).

Ein zentraler Schritt im LCM-Verfahren ist das Preforming, indem ein zweidimensionales textiles Halbzeug in eine dreidimensionale Faserstruktur überführt wird (Hufenbach 2007). Die Stempelumformung verspricht in diesem Zusammenhang einen guten Kompromiss zwischen einer geringen Taktzeit für größere Stückzahlen und moderaten Kosten (Fleischer & Lanza et al. 2012; Capelle & Ouagne et al. 2014). Zur Steuerung der Umformung werden im Stand der Technik Materialführungssysteme eingesetzt, die als Niederhaltersystem oder als Spannsystem ausgeführt sein können. Im Fall eines Spannsystems konnte beispielsweise gezeigt werden, dass durch eine Optimierung der Anordnung von Spannzangen und die Definition einer geeigneten Rückhaltekraft eine Verbesserung der Preformqualität bei der Stempelumformung erreicht werden kann (Chen & Harper et al. 2015; Kärger & Galkin et al. 2018).

Ein neuerer Ansatz ist die Unterteilung des oberen Umformwerkzeugs in mehrere Werkzeugsegmente, die zeitlich unabhängig voneinander in Werkzeugschließrichtung schließen. Eine geeignete Werkzeugsegmentierung und -sequenz bietet das Potential einer gezielten Beeinflussung der Faserorientierung des umzuformenden textilen Halbzeugs sowie eine faltenfreie Abformung der Geometrie (Sattler 2015; Fleischer & Albers et al. 2016). In der Fertigung der Rückwand des Audi A8 aus CFK kommt bereits ein

segmentiertes Werkzeugsystem in Serie zum Einsatz, das die Spalten- und Faltenbildung im Preform vermeiden soll (Carbon Composites e.V. 2018). Trotz des Potentials und des erfolgten Einsatzes von segmentierten Werkzeugsystemen sind die Wirkzusammenhänge von Materialsystem, Bauteilgeometrie sowie Werkzeugsegmentierung und -sequenz nicht grundlegend verstanden.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung einer systematischen Vorgehensweise, die auf Basis einer Bauteilgeometrie und eines Materialsystems eine Prozessstrategie für ein segmentiertes Werkzeugsystem ermittelt. Ausgangspunkt ist eine geometrische Analyse und anschließende Unterteilung des Oberwerkzeugs in mehrere Werkzeugsegmente. Durch die Kopplung eines Simulationsmodells mit einem Optimierungsverfahren sollen anschließend geeignete Werkzeugsequenzen hinsichtlich einer Maximierung der Preformqualität identifiziert werden. Hierfür wird in dieser Arbeit ein makroskopisches Simulationsmodell für Gewebe zur Abbildung der Umformung von mehrlagigen Lagenaufbauten mit einem segmentierten Werkzeugsystem implementiert. Zusätzlich führt das sequentielle Schließen der einzelnen Werkzeugsegmente im Vergleich zu einem ungeteilten Werkzeug zu einer Reduktion der Umformtemperatur, was das Verformungsverhalten der bebinderten Textilie beeinflusst. Es wird ein vereinfachtes Temperaturmodell entwickelt, das die resultierende Umformtemperatur in Abhängigkeit der Aktivierungstemperatur und der Werkzeugsegmentierung sowie -sequenz abschätzt. Die Auswirkungen des segmentierten Werkzeugsystems auf das Preforming wird zusätzlich durch eine experimentelle Analyse des Deformations- und Reibungsverhaltens bebinderner Textilie bei unterschiedlichen Umformtemperaturen und Aktivierungsparametern bestimmt.

1.2 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in acht Kapitel. Zunächst werden in Kapitel 2 die Grundlagen und der Stand der Forschung zur Herstellung von schalenförmigen, textilen Preforms mit der Binder-Umformtechnik sowie der Einfluss von Bindersystemen auf die Eigenschaften von textilen Materialien beschrieben. Ausgehend von einer Analyse der Defizite aus dem Stand der Forschung wird im darauffolgenden Kapitel die Zielsetzung und die Vorgehensweise dieser Arbeit abgeleitet (Kapitel 3). Für eine systematische Analyse des Preformings mit einem segmentierten Werkzeugsystem werden in Kapitel 4 durch eine statistische Versuchsplanung die Signifikanz und Wechselwirkungen der wichtigsten Material- und Prozessparameter untersucht. Davon abgeleitet werden

in Kapitel 5 der Einfluss der Umformtemperatur und Aktivierungsparameter auf das Deformationsverhalten von bebinderten textilen Materialien experimentell analysiert. Für die Vorhersage der Preformqualität bei unterschiedlichen Werkzeugsegmentierungen und -sequenzen wird in Kapitel 6 ein Simulationsmodell vorgestellt und Zielfunktionen zur Quantifizierung der Faltenbildung entwickelt. Die grundlegenden Untersuchungen der vorausgegangenen Kapitel bilden die Basis für die Entwicklung einer systematischen Vorgehensweise zur Ableitung einer Prozessstrategie, die in Kapitel 7 vorgestellt und validiert wird. Abschließend werden die Ergebnisse dieser Arbeit in Kapitel 8 zusammengefasst.

2 Stand der Forschung und Technik

Für die Herstellung von faserverstärkten Kunststoffen (FVK) gibt es eine Vielzahl unterschiedlicher Verfahren, die sich aufgrund der möglichen Bauteilgeometrie, der verarbeitbaren Faserlängen, der Matrixsysteme und des Automatisierungspotentials abgrenzen. Für einen ganzheitlichen Überblick und Einordnung dieser Verfahren wird auf die folgende Grundlagenliteratur verwiesen (Ehrenstein 2006; Schürmann 2007; Eyerer 2008; AVK 2010; Henning & Moeller 2011; Neitzel 2014).

In dieser Arbeit steht die Herstellung von schalenförmigen, endlosfaserverstärkten Kunststoffen (eFVK) mit einem duromeren Matrixsystem im Fokus. Die Verfahren zur Herstellung dieser Art von Bauteilen lassen sich grundsätzlich in Liquid-Composite-Moulding-Verfahren (LCM-Verfahren) und direkte Pressverfahren einteilen. Die Ausgangsmaterialien direkter Pressverfahren sind vorimprägnierte textile Halbzeuge, sogenannte Prepregs, die durch einen Drapierprozess in eine dreidimensionale Bauteilkontur überführt werden (Neitzel 2014, S. 383). Diese Bauteile weisen sehr gute mechanische Eigenschaften auf, sind allerdings mit hohen Material- und Fertigungskosten verbunden (Kordi & Hüsing et al. 2007; Klingele & Greb et al. 2011, S. 54). Aufgrund ihres sehr guten Automatisierungspotentials und vergleichbar kostengünstigen Materialien sind LCM-Verfahren besonders zur serienfähigen Herstellung von komplexen, schalenförmigen Bauteilen aus eFVK geeignet (Marsh 2004, S. 27; Thoma & Weidenmann et al. 2012, S. 491). Als Ausgangsmaterial dienen Fasermaterialhalbzeuge, aus denen im ersten Schritt ein sogenannter Preform hergestellt wird. Anschließend folgt der zentrale Prozessschritt der LCM-Verfahren, die Tränkung des trockenen Preforms mit einem duromeren Matrixsystem. Nach der Konsolidierung und Soldifikation wird das fertige Bauteil entnommen und nachbearbeitet (Neitzel 2014, S. 354–382). Für die Tränkung und Konsolidierung gibt es unterschiedliche Verfahrensvarianten, die detailliert in (Henning & Moeller 2011; Neitzel 2014) nachzulesen sind.

Die Qualität eines Bauteils aus eFVK wird maßgeblich durch die Prozessschritte Preforming und die anschließende Imprägnierung des Preforms beeinflusst. In dieser Arbeit steht die Fertigung hochqualitativer Preforms im Fokus, sodass das Preforming im Folgenden detailliert beschrieben wird. In Kapitel 2.1 wird zunächst ein Überblick über die unterschiedlichen Verfahren zur Herstellung von Preforms gegeben. Zur Verbesserung der Preformqualität wird zusätzlich auf Werkzeugtechnologien und Modellierungs-

ansätze innerhalb der Binder-Umformtechnik als Preformingverfahren näher eingegangen. Als wichtiger Bestandteil der Binder-Umformtechnik wird abschließend der Einfluss des Bindersystems auf das Preforming in Kapitel 2.2 vorgestellt.

2.1 Verfahren zur Herstellung textiler Preforms

Nach (Hufenbach 2007, S. 51) wird das Preforming als Herstellung einer „trockenen, endkonturnahen, belastungsgerechten Verstärkungsfaserstruktur“ beschrieben. Ein Preform ist somit ein dreidimensionales Gebilde aus Verstärkungsfasern, das den Anforderungen einer definierten Position und Orientierung der Fasern sowie einer genauen Abbildung der Geometrie gerecht werden muss. Bereits kleine Abweichungen von der geforderten Qualität können zum Ausschuss ganzer Preforms führen oder nachfolgende Prozessschritte wie die Infiltration signifikant beeinflussen (Thoma & Weidenmann et al. 2012, S. 491–492; Nezami & Fuhr et al. 2016, S. 52).

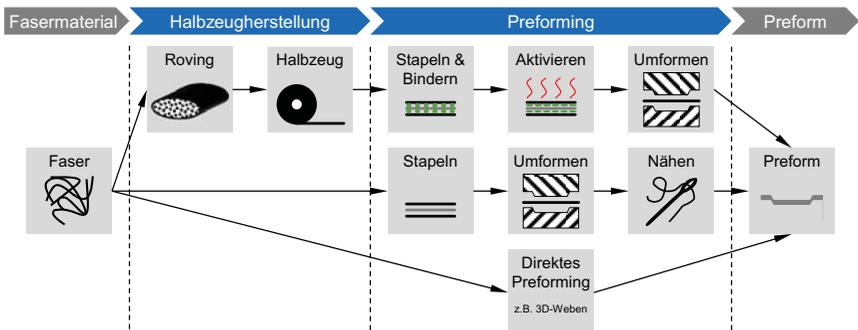


Abbildung 2-1: Prozesskette des textilen Preformings nach (Neitzel 2014, S. 98)

Die Verfahren zur Preformherstellung lassen sich in zwei grundsätzlich verschiedene Prozessrouten unterteilen, das direkte und das sequentielle Preforming (Abbildung 2-1). Beim direkten Preforming wird der dreidimensionale Preform direkt aus der Faser und möglichen Hilfsstoffen durch Textiltechniken wie beispielsweise das 3D-Weben, Flechten, Stricken oder Wirrfaser-Verfahren wie das Faserspritzen oder Faserblasen hergestellt (Michaeli & Pöhler 2010; Fleischer & Förster et al. 2015). Bei der sequentiellen Verfahrensvariante wird zunächst ein zweidimensionales Flächengebilde aus den Rovings gefertigt. Im nächsten Prozessschritt werden die textilen Halbzeuge in unterschiedlicher Orientierung zu einem Lagenaufbau gestapelt und entsprechend der geforderten Bauteilgeometrie umgeformt. Die Formfixierung des umgeformten Preforms kann durch Nähen oder durch lagenverklebende Binder erfolgen (Neitzel 2014, S. 99).

Das sequentielle Preforming wird im Fall der Formfixierung mit einem Bindersystem als Binder-Umformtechnik bezeichnet. Im Folgenden Kapitel 2.1.1 werden die konkreten sequentiellen Preformingverfahren in der Binder-Umformtechnik detailliert beschrieben.

2.1.1 Binder-Umformtechnik als sequentielles Preformingverfahren

Die Prozesskette der Binder-Umformtechnik ist in Abbildung 2-2 schematisch dargestellt. Ausgangspunkt bildet ein textiles Halbzeug, das entsprechend einer vorgegebenen zweidimensionalen Kontur zugeschnitten wird. In Abhängigkeit der strukturmechanischen Auslegung des Bauteils werden im nächsten Schritt mehrere Lagen des Textils oder eine Kombination unterschiedlicher Textilien mit variierenden Faserorientierungen zweidimensional gestapelt. Zur Formfixierung des Preforms wird das Bindersystem während des Stapelprozesses zwischen die Lagen integriert. Dabei kann der Binder als Dispersion, Schmelze, Pulver oder Vlies appliziert werden und als wiederaufschmelzbares oder reaktives Bindersystem ausgeführt sein (Kapitel 2.2.1). Nach dem Lagenaufbau wird das Bindersystem thermisch aktiviert, sodass der Binder aufgeschmolzen oder im Fall reaktiver Systeme die Vernetzungsreaktion initiiert wird. Dies kann mittels Wärmestrahlung, Wärmeleitung oder Induktion erfolgen.

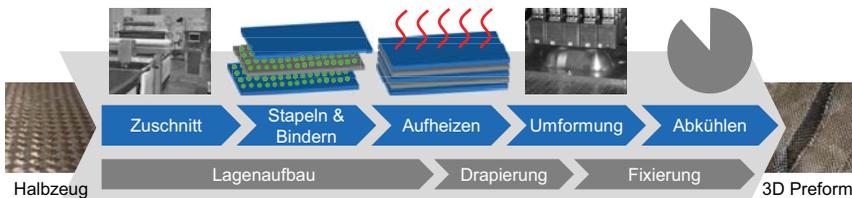


Abbildung 2-2: Prozesskette der Binder-Umformtechnik nach (Fleischer & Albers et al. 2016, S. 82)

Der zentrale, qualitätsbestimmende Prozessschritt ist die anschließende Formgebung, in dem der gesamte Lagenaufbau in einem oder mehreren Umformschritten in eine dreidimensionale Geometrie umgeformt wird. An dieser Stelle gibt es unterschiedliche Varianten der Formgebung, die sich in ihren Wirkprinzipien, Taktzeiten und Kosten erheblich differenzieren. Damit der Preform seine Formstabilität für die Entformung, weiteren Handhabungsvorgängen und Imprägnierung erhält, muss er ausreichend vernetzt oder abgekühlt sein. Nach der Entformung wird der Preform endkonturnah besäemt und einem nachfolgenden LCM-Verfahren für die Imprägnierung zugeführt.

In Abbildung 2-3 ist der charakteristische Temperaturverlauf des textilen Lagenaufbaus über die Prozessschritte Aufheizen, Umformung und Abkühlen dargestellt. Die Temperatur, auf die der komplette Lagenaufbau aufgeheizt wird, wird als Aktivierungstemperatur T_A definiert. Zur Einstellung des Fixiermechanismus des Binders wird die Aktivierungstemperatur für eine bestimmte Zeit konstant gehalten, die als Aktivierungszeit t_A bezeichnet wird. Die gemittelte Temperatur des Lagenaufbaus bei Beginn der Umformung ist die Start-Umformtemperatur $T_{U,Start}$. Die Temperatur des Lagenaufbaus, wenn das Umformwerkzeug vollständig geschlossen ist, wird als End-Umformtemperatur $T_{U,Ende}$ bezeichnet.

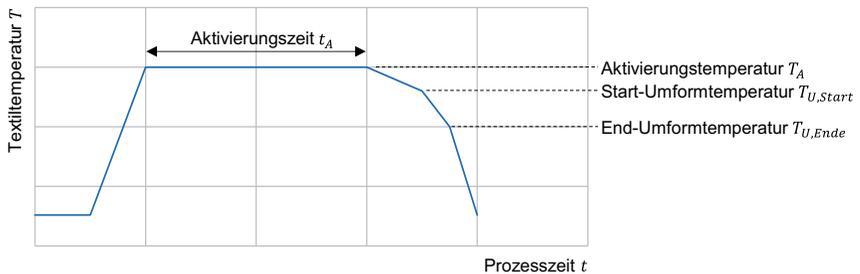


Abbildung 2-3: Charakteristischer Temperaturverlauf des textilen Lagenaufbaus

Die unterschiedlichen Verfahren der Formgebung innerhalb der Prozesskette der Binder-Umformtechnik lassen sich in kontinuierliche und diskontinuierliche Verfahren nach (Purol 2011, S. 21–23) einteilen (Abbildung 2-4). Innerhalb der Gruppe der diskontinuierlichen Verfahren werden diese nach den Wirkprinzipien der Formgebung weiter in Stempel-, Diaphragma- und Rollen-Preforming unterteilt (Wagner 2016, S. 21–29). Im Folgenden wird das Stempel-Preforming detailliert vorgestellt, während für das Diaphragma-Preforming auf folgende Publikationen verwiesen wird (Delaloye & Niedermeier 1995; Bhattacharyya 1997; Krebs & Friedrich et al. 1998; Pantelakis & Baxevasi 2002; Chen & McGregor et al. 2017a; Stefani & Buchheim et al. 2017). Die Verfahren des Rollen-Preformings werden in folgender Literatur beschrieben (Kordi & Hüsing et al. 2007; Angerer & Ehinger et al. 2010; Angerer & Ehinger et al. 2011; Fleischer & Wagner 2013a; Ehinger 2013). Die kontinuierlichen Verfahren werden in dieser Arbeit nicht betrachtet, sodass auf folgende Literatur verwiesen sei (Grieser & Rieber et al. 2012; Grieser 2016; Evers & Breuer et al. 2016a; Evers & Breuer et al. 2016b).

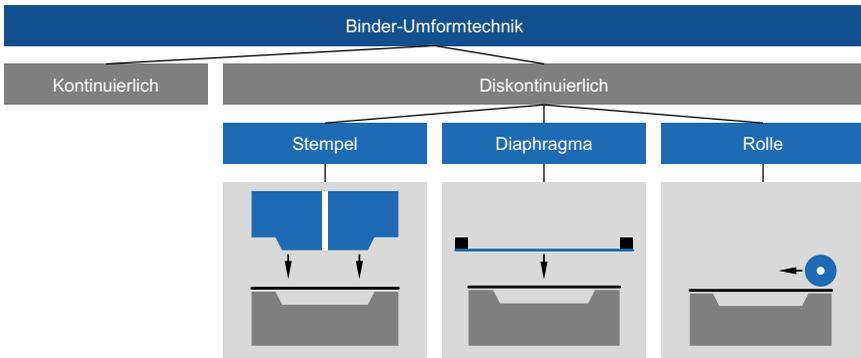


Abbildung 2-4: Einteilung der Preformingverfahren nach (Wagner 2016, S. 21–29)

Im Stempel-Preforming erfolgt die Formgebung des Lagenaufbaus zu einem dreidimensionalen Preform mit einem oder mehreren Umformwerkzeugen, die die Geometrie des Bauteils exakt abbilden. Zusätzlich wird der Lagenaufbau in einem Materialführungssystem geführt, das die Funktion der Klemmung sowie Nachführung des textilen Materials übernimmt und somit Zugspannungen während des Umformprozesses in das Textil induziert. Die Verformung des textilen Materials erfolgt hauptsächlich durch die Deformationsmechanismen Scherung und Biegung sowie durch das relative Abgleiten der textilen Lagen in einem mehrlagigen Aufbau (Ermanni 2007, S. 254). Infolge der hohen Scherung während der Verformung kommt es zu einer Kompaktierung in der Textilebene (in-plane), was in Kombination mit einer geringen Biegesteifigkeit zu einem Ausweichen des Materials aus der Textilebene (out-of-plane) führen kann (Guzman-Maldonado & Wang et al. 2019, S. 215). Das Einbringen von in-plane Zugspannungen wirkt dem Ausbeulen des textilen Materials entgegen und erhöht die maximal mögliche Kompaktierung in der Textilebene (Neitzel 2014, S. 395).

In der technischen Umsetzung solcher Materialführungssysteme wird zwischen Niederhaltesystemen und Spannsystemen unterschieden. Das Einbringen von in-plane Zugspannungen durch ein Niederhaltesystem erfolgt indirekt, indem der Niederhalter eine Normalkraft auf das textile Material ausübt und somit Reibkräfte zwischen den Kontaktpartnern entstehen (Abbildung 2-5 a). Diese Reibkräfte wirken dem Abgleiten des Lagenaufbaus während der Umformung entgegen und erzeugen somit Zugspannungen in der Textilebene (Chen 2016, S. 88). Die Normalkraft kann dabei durch passive Federelemente oder durch aktive Pneumatik- und Hydraulikaktuatoren aufgebracht werden. Im Fall der aktiven Variante lassen sich beispielsweise synchron zur Umformung

unterschiedliche Niederhaltekräfte einstellen (Nezami 2015, S. 64). Durch eine Segmentierung des globalen Niederhaltesystems lassen sich in Abhängigkeit der Bauteilgeometrie lokal unterschiedliche Niederhaltekräfte applizieren. Die mangelnde reibungstechnische Entkopplung der einzelnen Lagen stellt jedoch einen Nachteil der Niederhaltesysteme dar, da das relative Abgleiten der textilen Lagen in der Mehrlagenumformung essentiell ist (Chen 2016, S. 88).

Spannsysteme hingegen induzieren Zugspannungen direkt in den textilen Lagenaufbau (Abbildung 2-5 b). Dabei wird das Textil an mehreren Positionen mittels einer Spannvorrichtung lokal geklemmt, sodass über Federelemente, Pneumatik- oder Hydraulikzylinder Zugkräfte in den Lagenaufbau eingeleitet werden. Der lokale Angriffspunkt der Klemmvorrichtung führt zu einer weitestgehend thermischen Entkopplung des Spannsystems vom textilen Material. Der Betrag und die Richtung der Zugkraft sowie die Position der Spannvorrichtung lassen sich nahezu frei wählen, was ein großes Potential für die Optimierung der Umformung mit sich bringt (Chen & Harper et al. 2015, S. 11). Einen Vorteil stellt die einzellagenspezifische Induktion von Zugspannungen durch eine unabhängige Klemmung der einzelnen Lagen dar. Allerdings kann die lokale Einleitung der Zugkräfte durch die Spannvorrichtungen auch zu Beschädigungen des Materials führen. Durch die direkte Einleitung von Zugspannungen in das textile Material ist sogar ein Zurückziehen des Materials während der Umformung möglich, was durch Niederhaltesysteme nicht abgebildet werden kann.

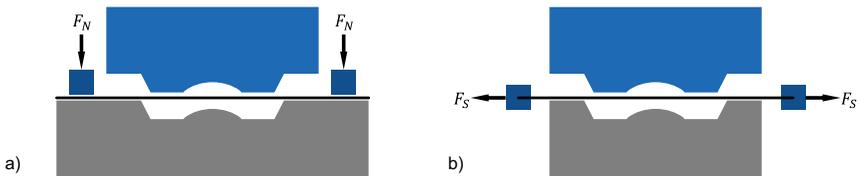


Abbildung 2-5: Materialführungssysteme: a) Niederhaltesystem und b) Spannsystem

In Abbildung 2-6 sind die unterschiedlichen Varianten des Stempel-Preformings dargestellt. In der Umformung mit einer Werkzeughälfte (einseitiges Werkzeug) wird der textile Lagenaufbau am Umfang in ein Spannsystem eingeklemmt und nach dem Aufhebevorgang über das Werkzeug transportiert. Die Formgebung erfolgt über die relative Bewegung des Spannsystems und des Werkzeugs in Umformrichtung. Hierbei wird der geklemmte Lagenaufbau synchron zur Stempelbewegung nachgeführt, sodass eine definierte Zugspannung im Textil vorliegt (Vancloooster & van Goidsenhoven et al. 2009,

S. 154). Die maximalen Umformkräfte sind durch das Spannsystem limitiert. Aufgrund des einseitigen Werkzeugs können konkave Bauteile nur schlecht abgebildet werden, da es meist zu einem geometriebedingtem Überspannen (Bridging) der Textile in diesen Bereichen kommt. Vorteilhaft sind allerdings die geringen Werkzeugkosten sowie die geringen Anlageninvestitionen, die dieses Verfahren bereits bei kleinen Stückzahlen rentabel machen (Bhattacharyya 1997, 65-71).



Abbildung 2-6: a) Einseitiges, b) zweiseitiges und c) segmentiertes Werkzeug nach (Bhattacharyya 1997, S. 65–71; Fleischer & Lanza et al. 2012, S. 132)

Beim Preforming mit zwei geometrieabbildenden Werkzeughälften (Abbildung 2-6 b) wird der Lagenaufbau ebenfalls nach dem Aufheizevorgang in einem Materialführungssystem in das geöffnete Werkzeug geführt und anschließend durch das Zufahren des Werkzeugs umgeformt. Durch die zwei geometrieabbildenden Werkzeughälften ergeben sich hohe Umformkräfte, die eine sehr gute Abbildung von komplexen, konvex-konkaven Geometrien ermöglichen und hohe Faservolumenanteile erzielen können. Allerdings ergeben sich auch hohe Werkzeugkosten, sodass dieses Verfahren hauptsächlich in größeren Stückzahlen in der Automobilindustrie Anwendung findet. Eine weitere Variante des Stempel-Preformings besteht in der Unterteilung des oberen Umformwerkzeugs in mehrere Werkzeugsegmente, die zeitlich gesteuert in einer definierten Sequenz zugefahren werden können (Abbildung 2-6 c). Aufgrund der gestiegenen Anzahl an Freiheitsgraden in der Umformung lässt sich eine Beeinflussung der Textilverformung und somit eine Steuerung des Umformvorgangs erreichen (Härtel 2015, S. 118; Fleischer & Albers et al. 2016, S. 82).

Neben den beschriebenen stationären Preformingverfahren gibt es im Stand der Forschung auch robotergeführte Verfahrensvarianten, die dem Stempel-Preforming aufgrund ihres Wirkprinzips zuzuordnen sind. Hierzu sei auf folgende einschlägige Literatur verwiesen (Brown & Rodenberg et al. 2010; Christ 2013; Löchte & Kunz et al. 2014; Kunz & Löchte et al. 2015; Förster & Ballier et al. 2017; Deden & Gänswürger et al. 2017).

2.1.2 Werkzeug- und Materialführungssysteme für das Preforming

Im vorherigen Kapitel werden die Verfahren zur Herstellung von textilen Preforms in den Kontext der LCM-Verfahren eingeordnet und die Varianten in der Binder-Umformtechnik grundlegend beschrieben. Im folgenden Kapitel wird auf die Werkzeug- und Materialführungssysteme für das Stempel-Preforming näher eingegangen. Das Ziel der neuen Ansätze besteht übergeordnet in der Realisierung hochqualitativer, komplexer Bauteilgeometrien und in der Vermeidung von Preformingdefekten.

2.1.2.1 Segmentierte Werkzeugsysteme für das Stempel-Preforming

Bei rekonfigurierbaren Werkzeugen wird die Bauteilgeometrie durch eine Matrix aus einer Vielzahl an Stempeln approximiert, die in vertikaler Richtung unterschiedlich positioniert werden (Abbildung 2-7 b). Aufgrund der Abbildung der Werkzeugoberfläche durch diskrete Punkte wird diese Werkzeugart als Multi-Point-Forming-Werkzeug (MPF-Werkzeug) in Abgrenzung zur inkrementellen Umformung mit einem einzelnen robotergeführten Stempel (Single-Point-Forming) beschrieben. Erste Anwendungen der rekonfigurierbaren Werkzeuge gehen auf die Umformung von metallischen Materialien durch das Tiefziehen nach (Walczyk & Lakshmikanthan et al. 1998, S. 287) zurück.

Die Übertragung von MPF-Werkzeugen auf die Fertigung von eFVK erfolgt erstmals in (Walczyk & Hosford et al. 2003, S. 335), durch eine Kombination des Einzel-Diaphragma-Preformings mit einem aktiven Unterwerkzeug. Die Bewegung der einzelnen Stempel wird durch eine einfache Proportionalregel vorgegeben, indem sich das individuelle Weginkrement pro Zeitschritt aus dem Quotienten von maximalem Umformweg und der Anzahl der Zeitinkremente berechnet (Walczyk & Hosford et al. 2003, S. 336). In (Simon 2016) wird ein passives, rekonfigurierbares Werkzeug beschrieben, mit dem beispielsweise das Thermoformen von Kunststoffplatten oder thermoplastischen FVK möglich ist. Dabei wird die Kunststoffplatte oder der Lagenaufbau umlaufend in einem Materialführungssystem eingespannt und anschließend oberhalb der Erweichungstemperatur aufgeheizt. Nach der Einstellung der Bauteilgeometrie in dem MPF-Werkzeug wird das Bauteil durch ein vertikales Herunterfahren des Materialführungssystems auf das Werkzeug umgeformt (Simon & Götz et al. 2014).

Einen Kompromiss zwischen dem Stempel-Preforming mit einem geometrieabbildenden, globalen Werkzeug und einem aktiven MPF-Werkzeug stellt die Unterteilung des oberen Umformwerkzeugs in mehrere Werkzeugsegmente dar (Abbildung 2-7 c). Die

Umformung erfolgt durch das Zufahren der einzelnen Stempel in einer zeitlich definierter Sequenz. Das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem nutzt die Vorteile der aktiven Beeinflussung der Textulumformung des aktiven MPF-Werkzeugs und gleichzeitig die hohe Formtreue konvex-konkaver Bauteile durch geometrieabbildende Werkzeugsegmente. Durch das segmentierte Werkzeugsystem wird bei komplexen Bauteilgeometrien die herausfordernde Umformaufgabe auf kleinere, weniger komplexe Bereiche aufgeteilt, sodass eine gezielte Prozessführung der Umformung und die Vermeidung von Preformingdefekten erreicht werden kann (Härtel 2015, S. 118; Fleischer & Albers et al. 2016, S. 82). Darüber hinaus können mit Hilfe einer komplexeren Kinematik mit zusätzlichen Freiheitsgraden Hinterschnitte in der Bauteilgeometrie realisiert werden, die mit globalen Stempeln nicht möglich sind. Nachteilig sind jedoch die höheren Werkzeugkosten, da jeder einzelne Stempel aktuierbar ist und eine geringe Flexibilität zwischen unterschiedlichen Bauteilgeometrien gegeben ist.

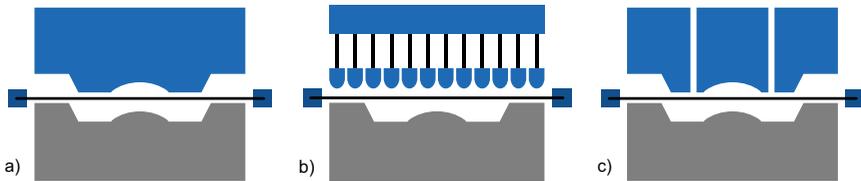


Abbildung 2-7: Vergleich eines a) globalen Werkzeugs, b) MPF-Werkzeugs und c) segmentierten Werkzeugs

Eine vollautomatisierte Anlage zur Herstellung textiler Preforms mit der Binder-Umformtechnik wird von der Fa. Dieffenbacher als PreformCenter vertrieben (Graf 2012). Ausgehend von einer zentralen Bereitstellung des textilen Materials werden die einzelnen Lagen in einer vorgegebenen Faserorientierung automatisiert zugeschnitten. Danach folgen die Applikation des Bindersystems während der Handhabung und die roboterassistierte Assemblierung des kompletten Lagenaufbaus. Nach der Aktivierung des Binders auf einem Heizband wird der komplette Lagenaufbau direkt in das Werkzeug gefördert. Der zentrale Preformingschritt erfolgt durch ein segmentiertes Werkzeug ohne ein Materialführungssystem (Sattler 2015, S. 57). Durch das Vorhandensein von mehreren Stempeln kann der textile Lagenaufbau bereits nach der Ablage lokal durch den ersten Stempel fixiert und somit Zugspannungen zur Vermeidung von Faltenbildung eingebracht werden (Henning & Thoma et al. 2015). Der Verzicht auf ein Materialführungssystem macht ein endkonturnahes Preforming möglich, da kein umlaufendes textiles Material als Angriffspunkt der Spann- oder Niederhaltevorrichtung vorgesehen

werden muss. Nach (Sattler 2015, S. 57) können hierbei bis 20 % des Materials gegenüber Verfahren mit Materialführungssystem eingespart werden. Die industrielle Umsetzung einer Preforminganlage mit einem segmentierten Werkzeugsystem zeigt das Potential dieses Verfahrens. Allerdings ist durch die erhöhte Anzahl an Prozessvariablen im Vergleich zu einer globalen Umformung die Prozessstrategie nicht mehr intuitiv definierbar, sodass Planungs- und Optimierungsverfahren notwendig sind.

Eine weitere Applikation eines segmentierten Werkzeugsystems in einer automatisierten Produktionslinie ist die Fertigung von endlosfaserverstärkten Komponenten im Audi A8 und R8 durch die Fa. Voith Composites. Mit Hilfe des Verfahrens des Voith Roving Applicators werden aus Rovings trockene unidirektionale Tapes hergestellt und anschließend zu sogenannten Tailored Blanks weiterverarbeitet. Die Umformung des optimierten Lagenaufbaus erfolgt mit einem segmentierten Werkzeug, sodass ein Ausgleich von unterschiedlichen Materialdicken und Geometrien ermöglicht wird. Zusätzlich kann nach (Carbon Composites e.V. 2018) durch eine geeignete Sequenz der Stempel eine Vermeidung von Spalten und Falten erreicht werden.

2.1.2.2 Materialführungssysteme

Wie bereits beschrieben, stellen Materialführungssysteme ein Kernelement zur Steuerung der Materialverformung beim Stempel-Preforming dar. Es gibt eine Vielzahl an Arbeiten, die sich mit der Optimierung von Niederhalte- und Spannsystemen oder mit der Entwicklung neuer innovativer Materialführungssysteme beschäftigen.

2.1.2.2.1 Niederhaltesysteme für das Stempel-Preforming

In (Lee & Hong et al. 2007, S. 366) wird der Einfluss eines Niederhaltesystems mit einem globalen Niederhalter auf die Umformung eines biaxialen Glasfasergeleges untersucht. Durch die Variation der Niederhaltekraft kann anhand der Umformung einer Helmgeometrie gezeigt werden, dass sich mit steigender Niederhaltekraft der Einfluss des unsymmetrischen textilen Materials reduziert. Zusätzlich kann mit dem vorgestellten Niederhaltesystem die in-plane Welligkeit und out-of-plane Faltenbildung vermieden werden. In (Allaoui & Hivet et al. 2014, S. 164) werden Umformversuche mit unterschiedlichen Bauteilgeometrien und einer Variation der Niederhaltekraft eines globalen Niederhalters durchgeführt. Die induzierten Zugspannungen können so optimiert werden, dass im textilen Preform eine Falten- und gleichzeitig eine Spaltenbildung vermieden werden kann.

In (Nakamura & Ohata 1997, S. 44) werden Umformversuche mit einem vorimprägnierten Glasfasergewebe anhand einer Napfgeometrie und zwei ringförmigen, globalen Niederhaltern beschrieben. Das Wirkprinzip des vorgestellten Niederhaltesystems beruht auf dem Zusammenspiel des quadratischen Zuschnitts und des zweiten, kreisrunden Niederhalters. Somit wird in den Ecken des Zuschnitts ein zusätzlicher Widerstand gegen den Materialeinzug eingebracht und es resultiert eine höhere induzierte Zugspannung. Nachteilig für dieses Niederhaltesystem ist die individuelle Abstimmung der Geometrie des zweiten Niederhalters und dem Zuschnitt des Textils. Zusätzlich kommt es zu einem höheren Materialverschnitt, da ein größerer umlaufender Bereich für den zweiten Niederhalter vorgehalten werden muss.

Zur Beeinflussung der textilen Materialumformung für komplexe Bauteilgeometrien kann das Niederhaltesystem in mehrere, kleine Niederhalter segmentiert werden. Somit können lokal wie auch zeitlich unterschiedliche Niederhaltekräfte aufgebracht werden. In (Long & Skordos et al. 2006) wird ein Niederhaltesystem mit 16 unabhängigen Niederhaltern vorgestellt. Grundlegende Umformversuche anhand einer Helmgeometrie zeigen, dass die lokale Variation der Niederhaltekraft die Scherung des Materials und somit die Faserorientierung signifikant beeinflusst. Aufgrund der hohen Anzahl an Designvariablen ist das Erreichen einer optimalen Faserorientierung nicht durch ein einfaches Trial-and-Error-Verfahren möglich.

Die optimale Einstellung der Niederhaltekraft und der Segmentierung können nicht unabhängig voneinander definiert werden. In (Lin & Wang et al. 2007, S. 3242) und (Shanwan & Allaoui 2019, S. 77) werden unterschiedliche Einflussgrößen auf ein segmentiertes Niederhaltesystem untersucht. In der Umformung von mehrlagigen Preforms sind eine Erhöhung der Niederhaltekraft und die Anpassung der Niederhaltegeometrie oftmals nicht ausreichend, sodass zur Vermeidung von Faltenbildung eine zusätzliche Reibungsminimierung zwischen den Lagen realisiert werden muss. Dies kann beispielsweise über die Integration von zusätzlichen Vliesen im Lagenaufbau oder durch eine optimierte Temperaturführung bei bebinderten oder vorimprägnierten Textilien erfolgen (Shanwan & Allaoui 2019, S. 77).

Im Fall von Naturfasergeweben sind segmentierte Niederhaltesysteme essentiell, um eine Schädigung des Fasermaterials zu verhindern. In (Capelle & Ouagne et al. 2014, S. 30) wird die Optimierung eines segmentierten Niederhaltesystems für die Umformung eines Gewebes aus Flachs beschrieben. Durch die gezielte Definition von Lücken

in der Niederhalteranordnung im Bereich von hohen Zugspannungen können die Belastungen für das Material deutlich reduziert und trotzdem Preformingdefekte vermieden werden.

2.1.2.2.2 Spannsysteme für das Stempel-Preforming

Neben den Niederhaltesystemen stellen Spannsysteme eine wichtige Gruppe der Materialführungssysteme zur Induktion von Zugspannungen innerhalb des Stempel-Preformings dar. Ausgewählte Ansätze für Spannsysteme aus dem Stand der Forschung werden im Folgenden vorgestellt.

In (Jehrke 1995) wird ein Spannsystem zur Umformung von vorimprägnierten Glasfasergeweben beschrieben. Hierbei wird Material durch eine Klemmvorrichtung und mit Hilfe von Federelementen gelenkig an einen starren Rahmen montiert. Über die Variation der Federsteifigkeiten können somit lokal unterschiedliche Zugspannungen in das Textil eingebracht werden. In Umformversuchen mit unterschiedlichen Faserorientierungen und angepassten Federsteifigkeiten kann eine Faltenbildung unterdrückt werden. Nachteilig für dieses System ist, dass die Spannkraft der Federelemente abhängig vom Federweg ist und somit nicht frei definiert werden kann (Breuer 1997, S. 106).

Zur Kompensation der beschriebenen Nachteile stellen (Breuer & Neitzel et al. 1996, S. 646) einen neuen Rollen-Spannsystem vor. Der textile Lagenaufbau wird zwischen zwei aufeinanderliegenden Rollen geführt, die über Pneumatikzylinder gegeneinander verspannt sind. Die Induktion von Zugspannungen erfolgt über das einstellbare Widerstandsmoment der Rollen, was dem Materialeinzug während der Umformung entgegenwirkt. Als Vorteil dieses Spannsystems wird die Steuerbarkeit der Rückhaltekräfte mit einer hohen Genauigkeit genannt. Aufgrund der geringen Kontaktfläche zwischen den Rollen und dem textilen Lagenaufbau resultiert ein geringer Wärmeübergang und somit geringe Abkühlung des Lagenaufbaus. Allerdings ermöglicht dieses System ebenfalls keine Entkopplung der einzelnen Lagen in einer mehrlagigen Umformung.

Die Mechanismen bei der Umformung eines mehrlagigen Lagenaufbaus werden in (Nezami & Gereke et al. 2016, S. 412) detailliert untersucht. Es zeigt sich, dass sich die Faltenbildung durch einen Unterschied in der relativen Orientierung benachbarter Lagen signifikant erhöht. Begründet wird dies durch das gegenseitige Blockieren einzelner Lagen bei Scherung, da diese durch die Klemmung nicht gegeneinander abgleiten können (Allaoui & Cellard et al. 2015). Zusätzlich ist der Widerstand gegen Scherung nach

(Nezami 2015, S. 80) stark abhängig von den induzierten Membranspannungen, sodass eine zeitvariante Steuerung der Zugspannungen wichtig ist.

In (Nezami 2015) wird ein innovatives Spannsystem vorgestellt, mit dem eine reibungstechnische Entkopplung der Lagen in einem mehrlagigen Aufbau möglich ist. Zusätzlich können die Zugkräfte des Systems zeitlich gesteuert werden. Die Separierung der einzelnen Lagen erfolgt durch kleine Metallblättchen am Rand, die durch Piezoaktoren mit hochfrequenten Schwingungen angeregt werden. Die induzierten mechanischen Schwingungen führen zu einer Reduktion der Reibung zwischen den textilen Lagen (Nezami & Gereke et al. 2017, S. 101). Der Vergleich zwischen dem einzellagenspezifischen Spannsystem und einem konventionellen Niederhalter an einer komplexen Geometrie zeigt eine Reduktion der Faltenbildung und weiterer reibungsinduzierter Preformingdefekte. Die Grenzen des Spannsystems liegen in der Dämpfung der hochfrequenten Schwingungen, sodass Bereiche mit steigendem Abstand vom Rand keine Reibungsentkopplung erfahren.

2.1.3 Modellierung und Prozessstrategien für das Preforming

Die beschriebenen Verfahren und ihre Varianten zum Preforming besitzen eine Vielzahl an Prozessparametern, die für die Herstellung eines hochqualitativen Preforms optimal eingestellt werden müssen. Hierfür werden oftmals Modelle eingesetzt, die sich in Modelle zur Abbildung des Umformprozesses und in Vorgehensmodelle zur systematischen Definition einer Prozessstrategie unterteilen.

2.1.3.1 Modellierung der Umformung textiler Materialien

Die Herstellung von textilen Preforms beruht in der Binder-Umformtechnik auf der Umformung von zweidimensionalen, textilen Halbzeugen, bei denen die Gewebe und die Gelege für die Herstellung von Hochleistungsfaserverbunden die wichtigsten Vertreter sind. Bei der Beschreibung dieser textilen Halbzeuge gibt es unterschiedliche Ebenen der Detaillierung, die sich in die mikroskopische, mesoskopische und makroskopische Betrachtungsebene unterteilen (Döbrich & Gereke et al. 2016).

In Abbildung 2-8 sind die unterschiedlichen Betrachtungsebenen schematisch dargestellt. In der mikroskopischen Ebene werden die einzelnen Filamente innerhalb der Rovings sowie die Nähfäden bei Gelegen mit ihren individuellen Eigenschaften detailliert abgebildet (Abbildung 2-8 a). In der mesoskopischen Ebene werden die Rovings mit

einer Vielzahl an einzelnen Filamenten sowie die Nähfäden zu jeweils homogenen Kontinuen vereinfacht. Die individuelle Faserarchitektur der Gewebe und Gelege kann somit durch die Anordnung der Rovings und Nähfäden abgebildet werden (Abbildung 2-8 b). In der makroskopischen Ebene wird das gesamte textile Halbzeug zu einem Kontinuum homogenisiert, das somit die resultierenden Eigenschaften aus der Interaktion von Rovings und Nähfäden in einer Lage abbildet (Abbildung 2-8 c).

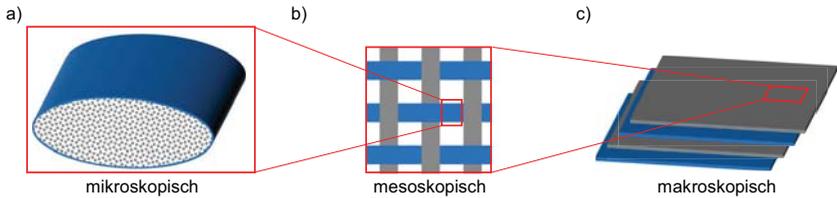


Abbildung 2-8: Betrachtungsebene von textilen Halbzeugen
a) mikroskopisch, b) mesoskopisch und c) makroskopisch

In Abhängigkeit der Betrachtungsebene treten unterschiedliche Deformationsmechanismen auf, für die folglich andere Modellierungsansätze benötigt werden. Der Detaillierungsgrad in der mikroskopischen Ebene führt zu einem erheblichen Aufwand in der Modellierung und in der Rechenzeit, sodass diese Betrachtungsebene in der Praxis kaum Anwendung findet und im Folgenden nicht weiter betrachtet wird (Liebau 2013, S. 17).

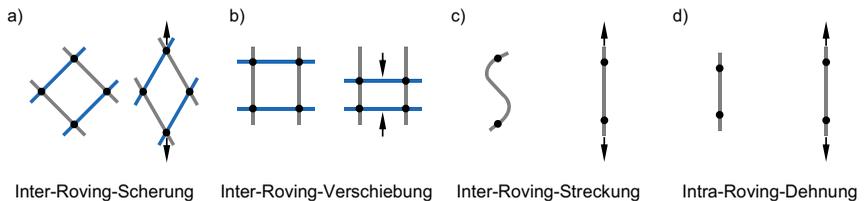


Abbildung 2-9: Hauptdeformationsmechanismen in der mesoskopischen Betrachtungsebene nach (Kruckenberg & Paton 1999, S. 114–115), (Ermanni 2007, S. 254) und (Cherif 2011, S. 575–586)

Die Hauptdeformationsmechanismen in der mesoskopischen Ebene sind in Abbildung 2-9 dargestellt. Sie unterscheiden sich in Mechanismen zwischen den Rovings, die als Inter-Roving-Mechanismen bezeichnet werden und Deformationsmechanismen innerhalb der Rovings (Intra-Roving-Mechanismen). Die Inter-Roving-Scherung bezeichnet

die Starrkörperrotation von Rovings um ihre Kreuzungspunkte infolge einer Schubbelastung. Dieser Effekt ist der wichtigste Mechanismus in der Verformung von Geweben und Gelegen (Ermanni 2007, S. 254). Innerhalb des textilen Materials können sich Rovings relativ zueinander translatorisch verschieben, was als Inter-Roving-Verschiebung bezeichnet wird. Trotz der zweidimensionalen, ebenen Geometrie der textilen Halbzeuge weisen die Rovings Krümmungen, sogenannte Ondulationen, auf. Durch eine anliegende Zugkraft kommt es zu einer Inter-Roving-Streckung, die bei Geweben deutlich stärker ausgeprägt ist als bei Gelegen (Kruckenberg & Paton 1999, S. 114–115). Diese Inter-Roving-Mechanismen werden bei Geweben durch die Bindungsart und im Fall von Gelegen stark durch die Nähfäden und ihre entsprechende Stichtechnik beeinflusst. Die elastische Dehnung der Rovings ist aufgrund ihrer hohen Steifigkeit oftmals von geringer Bedeutung (Intra-Roving-Dehnung) (Cherif 2011, S. 575–586).

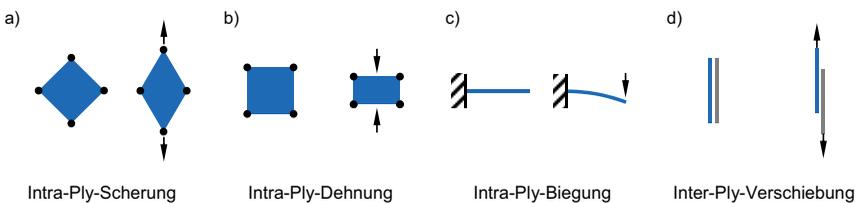


Abbildung 2-10: Hauptdeformationsmechanismen in der makroskopischen Betrachtungsebene nach (Kruckenberg & Paton 1999, S. 114–115), (Kärger 2015, S. 316) und (Gereke & Döbrich et al. 2013)

Den wichtigsten Deformationsmechanismus in der makroskopischen Betrachtungsebene stellt die Intra-Ply-Scherung dar (Abbildung 2-10). Wie bereits im oberen Abschnitt beschrieben, erfolgt die Scherung des gesamten Textils durch die Rotation der Rovings um ihren Kontaktpunkt. Die makroskopische Schubspannung ist primär von der Reibung zwischen den Kreuzungspunkten und den Nähfäden abhängig. Mit steigender Scherung kommt es ab einem Grenzscherwinkel zu einem starken Anstieg der Spannungen, was durch die Erschöpfung der möglichen Kompaktierung in der Ebene erklärt wird (Cherif 2011, S. 575–586). Der Widerstand gegen eine Zugverformung ist im Vergleich zu anderen Deformationsmechanismen wesentlich größer. Aus makroskopischer Sicht verschmieren die Effekte aus der Inter-Roving-Streckung und Intra-Roving-Dehnung zu einer gemittelten Intra-Ply-Dehnung. Aufgrund der Ondulation der Rovings kommt es bei kleinen Dehnungen zu einem geringen Widerstand gegen eine Zugverformung und geht nach der Streckung der Rovings in eine hohe Zugsteifigkeit über

(Gereke & Döbrich et al. 2013). Die Intra-Ply-Biegung ist ein wichtiger Deformationsmechanismus in der Formierung von out-of-plane Preformingdefekten, wie beispielsweise der Faltenbildung. Die makroskopische Biegesteifigkeit resultiert aus der Relativbewegung der einzelnen Filamente sowie der Verschiebung der Rovings innerhalb des Textils und ist somit im Vergleich zu der Zugsteifigkeit wesentlich geringer (Kärger 2015, S. 316). Beim Preforming eines mehrlagigen Lagenaufbaus spielt zusätzlich der Interaktionsmechanismus zwischen den Lagen eine wichtige Rolle, der als Inter-Ply-Verschiebung bezeichnet wird. Infolge der Umformung kommt es zu einer tangentialen und normalen Bewegung der Lagen zueinander, was durch entsprechende Kontaktmodelle abgebildet wird.

In Abhängigkeit der Betrachtungsebene und der Berücksichtigung von Deformationsmechanismen haben sich im Stand der Forschung und Technik unterschiedliche Modellierungsansätze für das Preforming etabliert (Abbildung 2-11). Hierbei wird grundlegend zwischen einer kinematischen und mechanischen Modellierung unterschieden. Die mechanischen Modelle können ihrem Detaillierungsgrad entsprechend in kontinuierliche, semi-diskrete und diskrete Modelle unterteilt werden (Liebau 2013, S. 24–35; Kärger 2015, S. 40). Aufgrund der Komplexität von mechanischen Modellen werden diese im Gegensatz zu kinematischen Modellen mit Hilfe der Finiten-Element-Methode gelöst. Im Folgenden werden die unterschiedlichen Modellierungsansätze vorgestellt.

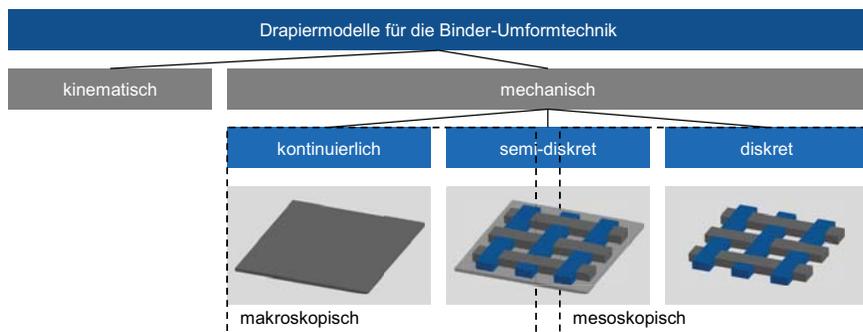


Abbildung 2-11: Modellierungsansätze in der Binder-Umformtechnik nach (Liebau 2013, S. 25)

Die kinematische Modellierung wurde erstmals von (Mack & Taylor 1956) für eine Anwendung in der Kleidungsindustrie vorgestellt. Heute verwendete Synonyme für dieses Verfahren sind geometrische Mapping-Technik, Fischernetzmethode oder Pin-Jointed-

Net-Methode. In der kinematischen Modellierung wird das textile Material zunächst durch ein orthogonales Netz, das die zwei Faserorientierungen abbildet, approximiert. Hierbei werden die Kreuzungspunkte des Netzes als Kugelgelenke angenommen, so dass keine translatorische Relativbewegung stattfinden kann. Der Abstand zwischen den Kreuzungspunkten ist konstant und ideal gerade, sodass die Rovings folglich eine unendliche Steifigkeit besitzen. Zusätzlich wird das textile Material als unendlich dünn betrachtet (Pickett & Creech et al. 2005, S. 681).

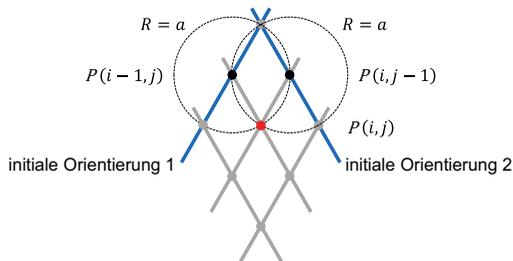


Abbildung 2-12: Darstellung der kinematischen Modellierung nach (Kruckenberg & Paton 1999, S. 122; Cherif 2011, S. 597)

Zur Berechnung der resultierenden Positionen der Knotenpunkte des Netzes auf der Bauteilgeometrie müssen zunächst ein Startpunkt und zwei initiale Faserorientierungen definiert werden. Wie in Abbildung 2-12 schematisch dargestellt, wird mit Hilfe des Fischernetz-Algorithmus ausgehend von zwei Knotenpunkten $(i - 1, j)$ und $(i, j - 1)$ der nächste Knotenpunkt (i, j) durch den Schnittpunkt von zwei Kugeln mit dem Radius a und der parametrisierten Bauteilgeometrie bestimmt (Lim & Ramakrishna 2002, S. 517; Cherif 2011, S. 597). Das Ergebnis der kinematischen Drapiersimulation ist ein Netz auf der Bauteilgeometrie, sodass die lokalen Faserorientierungen und Scherung abgeleitet werden können. Mit Hilfe des Grenzscherwinkels lassen sich kritische Bereiche für die Faltenbildung identifizieren, obwohl aktuelle Untersuchungen zeigen, dass die Faltenbildung maßgeblich von dem Biegeverhalten des Textils abhängt (Alshahrani & Hojjati 2017b, S. 207). Vorteil der kinematischen Modellierung ist die schnelle Berechnungszeit, sodass in der Konstruktion die Fertigbarkeit der Komponente frühzeitig berücksichtigt werden kann (Xue & Peng et al. 2003, S. 183). Aufgrund der Vereinfachung des Preformings auf ein rein geometrisches Problem werden die prozesstechnischen

Randbedingungen sowie das spezifische Deformationsverhalten unterschiedlicher Materialien nicht abgebildet (Pickett & Creech et al. 2005, S. 681). Zusätzlich ist das Simulationsergebnis stark vom Startpunkt und den initialen Faserorientierungen abhängig, sodass es zu einer Abweichung zwischen Simulation und Experiment von bis zu 50° in der Faserorientierung kommen kann (Härtel 2015, S. 70).

In mesoskopischen, diskreten Modellen wird jeder Rovings und Nähfäden einzeln modelliert, sodass die spezifischen Textilarchitekturen und Deformationsmechanismen genau abgebildet werden. Das nicht-lineare Konstitutivverhalten der einzelnen Komponenten wird meist durch dreidimensionale Volumenelemente für die Rovings sowie Balkenelemente für die Nähfäden realisiert (Pickett & Creech et al. 2005, S. 683). Eine weitere Herausforderung ist die Modellierung der Vielzahl an Interaktionen zwischen den Rovings und Nähfäden sowie zwischen diesen Textilkomponenten und den Preformingwerkzeugen. Der große Vorteil der diskreten Modelle ist die Möglichkeit zur genauen Abbildung des Preformingprozesses sowie die Identifikation von mesoskopischen Preformingdefekten, die in kontinuierlichen Modellen nicht auftreten. Allerdings dauert die Simulation eines kompletten mehrlagigen Preformingprozesses von einigen Tagen bis zu Wochen, sodass diskrete Modelle lediglich im akademischen Umfeld eingesetzt werden (Long 2007, S. 25–29). In (Kärger & Bernath et al. 2015, S. 353) wird ein semi-diskretes Modell für ein unidirektionales Gelege durch eine Kombination von diskreten und kontinuierlichen Komponenten vorgestellt. Zur effizienteren Berechnung der Kontaktprobleme wird neben der diskreten Modellierung der Rovings und Nähfäden eine kontinuierliche Lage ohne strukturelle Eigenschaften superpositioniert.

In kontinuierlichen Modellen wird das gesamte textile Halbzeug als homogenes Kontinuum abgebildet. Die genannten Deformationsmechanismen werden nicht durch eine diskrete Modellierung der Faserstruktur nachgebildet, sondern müssen in den angewendeten Konstitutivgesetzen definiert werden. Textile Materialien besitzen ein anisotropes Materialverhalten und müssen aufgrund der großen Scherung während der Verformung durch ein nicht-orthogonales Materialgesetz beschrieben werden. Zusätzlich treten sehr große Biegedehformationen auf, sodass in den meisten Modellierungsansätzen als Vereinfachung eine Entkopplung der Scher-, Biege- und Zugverhaltens eingeführt wird (Gereke & Döbrich et al. 2013, S. 5). Im Stand der Forschung gibt es eine Vielzahl an Konstitutivgesetzen für die unterschiedlichen textilen Materialien, auf die in dieser Arbeit nicht detaillierter eingegangen wird. Es wird dafür auf folgende Literatur verwiesen (Xue & Peng et al. 2003; Peng & Cao 2005; Hufenbach 2007; Gereke &

Döbrich et al. 2013; Schirmaier 2017). Das Ergebnis der kontinuierlichen Modellierung sind Textilspannungen, Faserorientierungen sowie Umformkräfte und Kontaktspannungen (Lim & Ramakrishna 2002, S. 522). Durch die homogenisierten Materialgesetze können unterschiedliche Arten von textilen Halbzeugen und die wichtigsten Preformingdefekte in einer angemessenen Rechenzeit von Minuten bis wenigen Stunden simuliert werden. Als Eingangsdaten der Simulation werden für die meisten Konstitutivgesetze der Schubspannungs-Scherungsverlauf, die Zug- und Biegesteifigkeit sowie für das Interaktionsmodell die Reibkoeffizienten zwischen den Lagen benötigt (Cherif 2011, S. 590). Für die Optimierung von Preformingprozessen oder die Auslegung von Werkzeugen im industriellen Umfeld ist die Berücksichtigung der prozesstechnischen Randbedingungen essentiell, sodass hierfür hauptsächlich kontinuierliche Modellierungsansätze eingesetzt werden.

2.1.3.2 Prozessstrategien für das Stempel-Preforming

Wie bereits in den vorausgegangenen Kapiteln beschrieben ist die Anzahl an unterschiedlichen Verfahren in Binder-Umformtechnik sehr groß und somit auch die Auswahl der optimalen Prozessparameter sehr komplex. Aus diesem Grund werden im Stand der Forschung unterschiedliche Methoden vorgeschlagen, die in der Auswahl eines geeigneten Verfahrens und der optimalen Prozessparameter unterstützen.

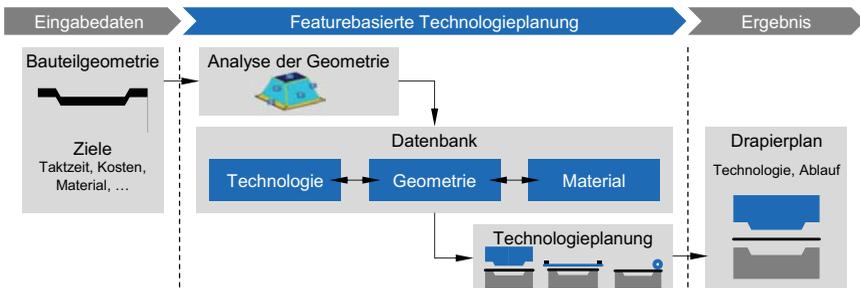


Abbildung 2-13: Featurebasierte Technologieplanung für die Binder-Umformtechnik nach (Fleischer & Wagner 2016)

In (Wagner 2016, S. 108) wird eine featurebasierte Technologieplanung vorgestellt, die unter den Randbedingungen der Bauteilkomplexität, Material, Taktzeit und Kosten eine geeignete Preformingtechnologie aus der Binder-Umformtechnik auswählt (Fleischer & Wagner 2013a, S. 950). Im ersten Schritt wird eine Analyse der Geometrie in einem CAD-System unabhängigen Tool nach ihren Krümmungen und Neigung durchgeführt

und lokal in sogenannte Geometriefeatures eingeteilt. Die unterschiedlichen Technologien der Binder-Umformtechnik werden in Technologiefeatures gegliedert und die unterschiedlichen Materialien in Materialfeatures eingeordnet (Fleischer & Wagner 2013b, S. 31). Mit Hilfe einer experimentellen Analyse wird eine Datenbank erstellt, die die Technologie-, Geometrie- und Materialfeatures bewertet und in Relation setzt. Nach einer systematischen Vorgehensweise werden den Geometriefeatures eines Bauteils optimale Technologiefeatures zugeordnet, die in weiteren Schritten auf Kombinierbarkeit und Konsistenz geprüft werden (Abbildung 2-13). Als Ergebnis liefert die Methode eine Preformingtechnologie, mit der eine Bauteilgeometrie mit dem geforderten Material in einer höchstmöglichen Qualität hergestellt werden kann (Fleischer & Wagner 2016).

Für die Auslegung der wichtigsten Prozessparameter im Stempel-Preforming mit einem Materialführungssystem beschreibt (Härtel 2015, S. 161) einen Vorentwurfansatz. Zum objektiven Vergleich von textilen Materialien wird ein Formbarkeitsdiagramm entwickelt. Um die kritischen Bauteilbereiche während des Preformings zu ermitteln, wird ein neuer Ansatz auf Basis einer geodätischen Geometrieanalyse vorgestellt. Die Verknüpfung der geometrischen Zwangsbedingungen und den Materialeigenschaften ermöglicht die Ableitung von Krafrandkurven für das Materialführungssystem.

In (Liebau 2013, S. 93) werden die geometrieabhängigen und prozesstechnischen Randbedingungen für das Preforming mit segmentierten Umformwerkzeugen untersucht, die anschließend in eine Methodik zur Prozessplanung überführt werden. Anhand von generischen Bauteilgeometrien in drei unterschiedlichen Komplexitätsniveaus werden die Lagenpositionierung im Werkzeug, die Werkzeugschließrichtung sowie die Werkzeugsegmentierung und -reihenfolge simulativ bewertet. Auf Basis von S- und C-förmigen Bauteilgeometrien mit rechtwinkligen Außen- und Innenecken werden diskrete Segmentierungen und Reihenfolgen untersucht und allgemeine Empfehlungen abgeleitet. Für die Stempelreihenfolge ergeben sich zwei Strategien, die sich in eine Strategie mit hoher, lokaler Faserwinkelgenauigkeit und eine Strategie mit maximalen Materialeinzug unterteilen.

Neben den übergeordneten Planungsmethoden gibt es spezifische Ansätze, die beispielsweise die Optimierung der Materialführungssysteme und ihrer Parameter fokussieren. In (Skordos & Sutcliffe et al. 2006) wird eine Minimierung der maximalen Scherung durch die Anpassung des Startpunkts, Materialvorscherung und Drapierrichtung

in einer kinematischen Simulation beschrieben. Durch die Anwendung eines genetischen Algorithmus können die optimalen Prozessparameter für eine Helmgeometrie wesentlich effizienter gefunden werden, sodass nur circa 3 % der Rechenzeit im Vergleich zu einer vollständigen Enumeration benötigt wird. Mit einem vereinfachten, diskreten Modell aus Balkenelementen für die Rovings und den Niederhalter wird in (Skordos & Monroy et al. 2005) eine Optimierung der tangentialen Haltekraft für das Stempel-Preforming vorgeschlagen. Als Zielfunktion wird die Summe der Dehnung der Balkenelemente entlang der Rovings verwendet, sodass nach 35 Generationen des genetischen Algorithmus eine Reduktion der Welligkeit und Faltenbildung erreicht wird. Für ein federbasiertes Niederhaltesystem wird in (Long & Skordos et al. 2006) die Minimierung der Gesamt-Falten-Dehnung durch die Kopplung einer kontinuierlichen Modellierung und einem genetischen Algorithmus erreicht.

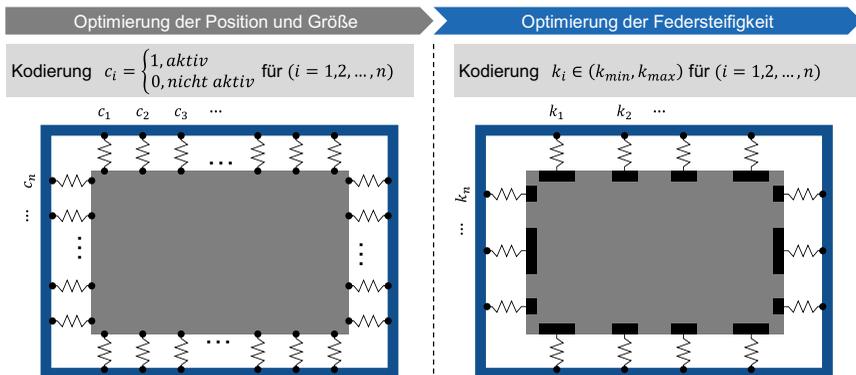


Abbildung 2-14: Zweistufige Optimierung des Spannsystems nach (Chen & Harper et al. 2015, S. 16)

In der Auslegung eines Spannsystems im Stempel-Preforming müssen die Position, Richtung und Federsteifigkeit der Spannelemente zur Homogenisierung der Scherung optimal eingestellt werden. (Chen & Harper et al. 2015, S. 16) beschreiben ein zweistufiges Optimierungsverfahren, indem zunächst die Position und Größe der geklemmten Bereiche am Textil und anschließend die Federsteifigkeit jedes Spannelements ermittelt werden (Abbildung 2-14). Es wird eine Simulation auf Basis einer kontinuierlichen, makroskopischen Modellierung mit einem nicht-orthogonalen Konstitutivgesetz verwendet, während die Spannelemente durch eindimensionale Federelemente an einem

starrten Rahmen modelliert werden (Chen 2016, S. 90). Als Ergebnis kann mit der zweistufigen Optimierung anhand einer Double-Dome-Geometrie eine Reduktion des maximalen Scherwinkels von $48,2^\circ$ auf $37,2^\circ$ im Vergleich zu gleichverteilten Spannelementen erreicht werden.

Unter Berücksichtigung der Struktureigenschaften wird in (Kärger & Galkin et al. 2018, S. 143) ein kaskadiertes Optimierungsverfahren für die Auslegung eines Spannsystems zur Minimierung der Faltenbildung und Erfüllungen der strukturmechanischen Randbedingungen vorgeschlagen. Nach der Optimierung der Federsteifigkeit des Spannsystems in Anlehnung an (Chen & Harper et al. 2015, S. 16) mit einem genetischen Algorithmus werden die resultierenden Faserorientierungen und der Faservolumengehalt an eine Struktursimulation übergeben. Mit der beschriebenen Vorgehensweise wird eine Reduktion des maximalen Scherwinkels um 7,7 % erreicht, was gleichzeitig zu einer Senkung der maximalen Hauptspannung um 10 % und somit zu einer Verbesserung der mechanischen Eigenschaften führt.

Aufgrund der komplexer werdenden Probleme mit einer hohen Anzahl an Prozessparametern wächst der Aufwand für eine physikalische Modellierung und somit für die Anwendung von Optimierungsverfahren. In aktuellen Forschungen wird an der Abbildung des Preformings mit Hilfe von Ersatzmodellen gearbeitet, sodass das Umformverhalten in einem definierten Bereich mit einem geringen Rechenaufwand und einer hohen Genauigkeit abgebildet werden kann (Zimmerling & Dörr et al. 2018). Für die Optimierung des Spannsystems wird in (Pfrommer & Zimmerling et al. 2018, S. 429) der Einsatz eines neuronalen Netzes zur Vorhersage der Scherwinkel für jedes Element beschrieben, was den Optimierungsaufwand signifikant reduziert.

Neben der Optimierung der Prozessparameter für das Stempel-Preforming werden weitere systematische Vorgehensweisen zur Optimierung des Materials, der Bauteilgeometrie oder der Ableitung endkonturnaher Zuschnitte vorgeschlagen. Im Rahmen dieser Arbeit wird auf diese Themen nicht detaillierter eingegangen, sondern lediglich verwiesen. In (Chen & McGregor et al. 2017b; Chen & McGregor et al. 2018) wird ein Vorgehen zur Optimierung der Position und Höhe von Fließbarrieren im Doppel-Diaphragma-Preforming beschrieben. Es sei für die Optimierung von lokalen Vernähtungen auf (Molnár & Ogale et al. 2007; Hübner & Diestel et al. 2012; Chen & Endrweit et al. 2015) verwiesen. Eine Ableitung der zweidimensionalen Zuschnitte, sodass endkonturnahe Preforms hergestellt werden können, wird in (Chen 2016; Dörr & Lipowsky et al.

2017) vorgestellt. Ein inverses Modell für das Preforming, das auf Basis von zwei Fasersrichtungen eine ideale Bauteilgeometrie ableitet, wird in (Hancock & Potter 2005) beschrieben. Die Entwicklung einer Methode für das Subpreforming, die einen globalen Preform unter Berücksichtigung des Lastfalls, Preforming und Textilverschnitt unterteilt, steht im Fokus von (Fleischer & Albers et al. 2016). Die systematische Auswahl von Verstärkungsmaterial, die Optimierung lokaler Binderpfade sowie die Anpassung der Bauteilgeometrie für ein gute Preformqualität wird in (Brillowski & Zhang et al. 2017) beschrieben.

2.2 Eigenschaften bebindeter textiler Materialien

In der Binder-Umformtechnik stellt das Bindersystem neben dem textilen Material eine zentrale Komponente im Lagenaufbau dar und beeinflusst die Prozess- sowie die Struktureigenschaften maßgeblich. Die Eigenschaften der Bindersysteme werden in Kapitel 2.2.1 vorgestellt. Die Untersuchungen aus dem Stand der Forschung zum Einfluss bebindeter Materialien auf das Preforming folgen im anschließenden Kapitel 2.2.2.

2.2.1 Bindersysteme

Bindersysteme erfüllen entlang der Prozesskette in der Binder-Umformtechnik unterschiedliche Funktionen. Beim Zuschnitt der einzelnen Lagen führt der Binder zu einer erhöhten Verschiebesteifigkeit des Textils, sodass keine unzulässigen Verformungen oder kein Ausfransen durch die Schnittkräfte entstehen (Klinge & Greb et al. 2011, S. 55; Klinge 2014, S. 43). Während der Handhabung des textilen Lagenaufbaus verhindert der Binder eine ungewollte Strukturänderung (Böhme & Girdauskaite et al. 2010, S. 55; Brecher & Emonts et al. 2012). Die Hauptfunktion stellt die Geometriefixierung des finalen Preforms dar, indem der Binder die elastischen Rückstellkräfte nach der Umformung durch Biegung, Scherung und Kompaktierung aufnimmt (Dickert 2015, S. 9–10). Für die anschließende Infiltration ist die Lagestabilität der einzelnen Fasern entscheidend, sodass infolge der Matrixströmung keine Faser-Desorientierungen auftreten (Gardiner 2018, S. 7–8). Neben den Hauptfunktionen des Binders sind weitere Bedingungen zu berücksichtigen, die die Umformbarkeit des bebinderten Materials, eine schnelle Aktivierung und Verfestigung sowie eine ausreichende Permeabilität betreffen (Thoma & Weidenmann et al. 2012, S. 494; Schmidt & Mahrholz et al. 2016, S. 708).

Die Bindersysteme lassen sich in Abhängigkeit von ihren Eigenschaften in unterschiedliche Gruppen einteilen. Es wird hauptsächlich zwischen reaktiven und nicht-reaktiven

Bindersystemen unterschieden. Reaktive Binder sind in den meisten Fällen hochmolekulare Harzsysteme mit einer Härterkomponente, die ab einer bestimmten Aktivierungstemperatur aufschmelzen, sich vermischen und anschließend kovalente Bindungen ausbilden (Thoma 2015, S. 23). Bei nicht-reaktiven Bindern handelt es sich um wiederaufschmelzbare Thermoplaste oder um duromere Systeme ohne Härterkomponente, die aufgrund sehr langer Molekülketten bei Raumtemperatur als Feststoff vorliegen und ebenfalls wiederaufschmelzbar sind (Nezami & Gereke et al. 2014b, S. 350). Der Vorteil der duromeren Binder ist oftmals eine bessere Kompatibilität mit dem Matrixsystem. Die Verwendung von reaktiven oder nicht-reaktiven Bindern erfordert unterschiedliche Prozessführungen und Werkzeugkonzepte im Preforming. Bei reaktiven Bindersystemen ist eine hohe Temperierung der Preformingwerkzeuge notwendig, die nach dem Umformvorgang geschlossen bleiben bis die Vernetzung abgeschlossen ist. Trotzdem ist eine Abkühlung des finalen Preforms notwendig, um eine ausreichende Formstabilität für die Handhabung des Preforms zu gewährleisten. Bei nicht-reaktiven Bindersystemen hingegen kann die Aktivierung des Binders auf einer externen Station erfolgen, sodass die Hauptzeiten des Preformingwerkzeugs nicht nachteilig beeinflusst werden. Die Umformung erfolgt anschließend in einem moderat beheizten Werkzeug, sodass der Preform seine Formstabilität durch das Erkalten des Binders erreicht. Unter Voraussetzung einer externen Aufheizung sind die Taktzeit und die benötigte Energie bei nicht-reaktiven Bindersystemen geringer als bei reaktiven Bindern (Bhattacharyya 1997, S. 62; Dickert 2015, S. 233).

In Abhängigkeit der vorgestellten Bindersysteme, dem Ausgangszustand des Binders und der Binderapplikation treten unterschiedliche Mechanismen der Binderwirkung auf. In (Cherif 2013, S. 44) werden zwei Fixiermechanismen für Bindersysteme vorgestellt, die als intra-laminare und inter-laminare Fixierung bezeichnet werden (Abbildung 2-15). Die intra-laminare Fixierung tritt auf, wenn das Bindermaterial in die Zwischenräume der Faserstruktur und in die Rovings eindringt. Dies führt zu einer Versteifung innerhalb des textilen Materials und trägt somit zur Geometriefixierung des Preforms bei. Im Gegensatz dazu verbleibt bei der inter-laminaren Fixierung das Bindermaterial hauptsächlich zwischen den einzelnen Schichten des Lagenaufbaus. Aufgrund der Adhäsion des Binders kommt es zu einem Verkleben der einzelnen Lagen, was ebenfalls eine Geometriefixierung des Preforms bewirkt.

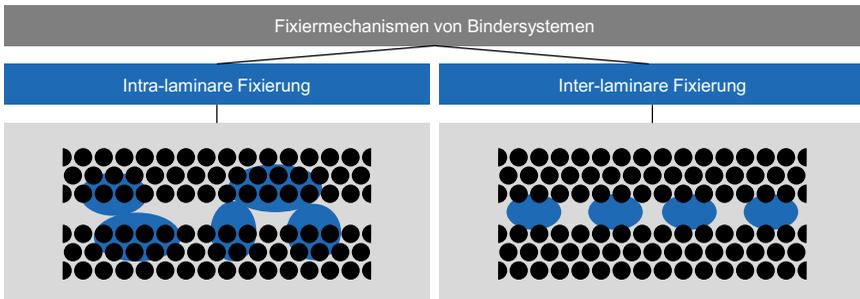


Abbildung 2-15: Intra- und inter-laminare Fixierung nach (Cherif 2013, S. 44)

Der Fixiermechanismus ist somit stark abhängig vom Eindringen des Bindermaterials in die Faserstruktur. In (Dickert 2015, S. 91–98) wird das Eindringverhalten von nicht-reaktiven Binderpulvern in das textile Material untersucht. Durch die Variation der Aktivierungszeit und -temperatur zeigt sich, dass durch das Zusammenwirken von langer Aktivierungszeit und hoher Aktivierungstemperatur ein stärkeres Eindringen des Bindermaterials auftritt. In Abbildung 2-16 ist das Eindringen des Bindermaterials in die Rovings schematisch dargestellt. Infolge der Aktivierungstemperatur kommt es im ersten Schritt zu einer Verrundung der Pulverpartikel und zu einer zunehmenden Benetzung der Oberfläche mit fortschreitender Zeit. Die nahe beieinanderliegenden Filamente innerhalb eines Rovings führen zu Kapillarkräften, sodass das flüssige Bindermaterial in die Rovings eingezogen wird.

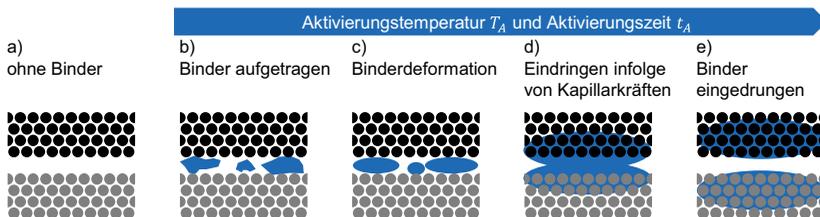


Abbildung 2-16: Eindringen des Bindermaterials nach (Dickert 2015, S. 106)

2.2.2 Einfluss von Bindersystemen auf das Preforming

Nach der Vorstellung der grundlegenden Eigenschaften von Bindersystemen wird in den nächsten Kapiteln der Einfluss des Bindersystems auf das Preforming beschrieben. Es wird in diesem Kapitel zwischen der Wirkung des Binders auf die Stabilität des

resultierenden Preforms (Kapitel 2.2.2.1) und der Änderung des Verformungsverhaltens von textilen Materialien infolge des Binders (Kapitel 2.2.2.2) unterschieden.

Der Einfluss des Bindersystems auf die Infiltration und die strukturellen Eigenschaften von infiltrierten Faserverbundkunststoffen wird in dieser Arbeit nicht detailliert diskutiert. Es sei an dieser Stelle auf folgende einschlägige Literatur verwiesen (Chen & Backes et al. 1996; Estrada & Vieux-Pernon et al. 2002; Dickert & Berg et al. 2012; Lionetto & Moscatello et al. 2017). Die Beeinflussung der strukturellen Eigenschaften durch das Bindersystem wird in (Hillermeier & Seferis 2001; Brody & Gillespie 2005b; Kinsman & Potter 2008; Tsotsis 2009; Daelemans & Van Der Heijden et al. 2015) näher beschrieben.

2.2.2.1 Mechanische Stabilität der Preforms

Die mechanische Stabilität von Preforms wird maßgeblich durch die Binderart, Bindermenge sowie die Aktivierungsparameter beeinflusst (Klinge & Greb et al. 2011, S. 59). In (Dickert & Ziegmann 2012) wird der optimale Einsatz des Bindermaterials nach Menge, Aktivierungszeit und -temperatur hinsichtlich des Schäl- und Biegeverhaltens untersucht. Bei einem Epoxid-Binder mit einem biaxialen Gelege aus Kohlenstoffasern ist mit steigender Bindermenge, Aktivierungszeit und -temperatur zunächst ein Anstieg der Schälfestigkeit zu bemerken, die mit steigenden Parametern wieder signifikant abfällt. Die Biegesteifigkeit ist linear abhängig von der Bindermenge und steigt mit der Aktivierungstemperatur bis zu einem maximalen Wert. Ähnliche Ergebnisse zum Einfluss der Bindermenge auf die Schälfestigkeit werden bei einem Polyester-Binders in (Tanoğlu & Robert et al. 2001, S. 190) beschrieben. Zusätzlich wird festgestellt, dass die Schälfestigkeit des verwendeten Binders bei Kontakt mit dem Matrixsystem infolge der Löslichkeit signifikant abfällt (Tanoğlu & Seyhan 2003, S. 337).

Wie bereits in Abbildung 2-16 beschrieben, wird die Benetzung des textilen Materials mit dem Bindermaterial durch lange Aktivierungszeiten und -temperaturen begünstigt. Somit kommt es infolge einer stärkeren Oberflächenbenetzung zu einem Anstieg der Schälkraft. Ab einer spezifischen Temperatur und Zeit, die abhängig vom verwendeten Bindersystem ist, dringt der Binder zunehmend in die Faserstruktur ein und beeinflusst die inter-laminare Fixierung und somit die Schälfestigkeit (Dickert 2015, S. 99–144). Im Gegensatz zu den Schälversuchen zeigt sich, dass die versteifende Wirkung des Binders hinsichtlich Biegung auch bei höheren Aktivierungstemperaturen und -zeiten bestehen bleibt. Die Lokalisierung des Binders innerhalb der Rovings oder zwischen den

Lagen hat folglich einen untergeordneten Einfluss auf die Biegesteifigkeit (Cherif 2013, S. 310). Intra-laminar wirkende Binder ermöglichen in (Cherif 2013, S. 45) eine stärkere Kompaktierung des Laminats und folglich höhere Faservolumenanteile, während inter-laminare Binder zu einer Aufdickung des Preforms mit steigender Bindermenge führen (Schmidt & Mahrholz et al. 2016, S. 711).

In (Cherif 2013, S. 207) wird eine Methode zur Quantifizierung der verbleibenden Bindermenge zwischen den Lagen anhand von Schliffbildern vorgestellt. Mit steigender Aktivierungszeit und -temperatur ist eine Abnahme der verbleibenden Bindermenge messbar. In (Rohatgi & Lee 1997, S. 725) wird die Rückfederung von textilen Preforms in Abhängigkeit der Bindermenge untersucht. Durch die Erhöhung der Bindermenge und dem Anteil der benetzten Textiloberfläche ist eine geringere Rückfederung erkennbar. Zusätzlich bewirkt eine Lokalisierung des Binders innerhalb der Rovings eine geringere Rückfederung als zwischen den textilen Lagen.

Ein weiterer wichtiger Einflussparameter auf die Stabilität von Preforms ist die Art des Binders. In (Brody & Gillespie 2005a, S. 380) wird eine wesentlich stärkere Adhäsion eines Epoxid-Binders durch eine chemische Verbindung mit der Faserschichte als die mechanische Verklammerung des Polyester-Binders mit dem textilen Material beobachtet. Durch die Variation der Schichte in Umformversuchen nach (Shih & Liu et al. 2001, S. 725) zeigt sich, dass die Auswahl der Schichte einen signifikanten Einfluss auf die Rückfederung hat. Zusätzlich zeigen eine lange Aktivierungszeit bei reaktiven Bindern sowie ein intra-laminar wirkendes Bindsystem eine geringe Rückfederung. Zur Erreichung einer hohen Schälfestigkeit wird eine hohe inter-laminare Fixierung gefordert, indem große Pulverpartikel zwischen den Lagen verbleiben (Deitzel & Heider et al. 2004, S. 2141). Für eine geringe Rückfederung werden nach (Shih & Lee 2001, S. 1965) kleine Binderpartikel benötigt, die einfacher in die Rovings eindringen und zu einer intra-laminaren Fixierung führen.

2.2.2.2 Verformungsverhalten bebindeter textiler Materialien

Die makroskopischen Hauptdeformationsmechanismen im Preforming eines mehrlagigen Lagenaufbaus sind die Intra-Ply-Scherung, -Biegung und -Dehnung sowie die Inter-Ply-Verschiebung (Kapitel 2.1.3.1). In der Analyse des Bindereinflusses auf die Deformationsmechanismen wird die Intra-Ply-Dehnung aufgrund der hohen Steifigkeit der Fasern gegenüber dem Bindersystem nicht betrachtet.

In (Purol 2011, S. 108–113) wird die Intra-Ply-Scherung eines bebinderten mehraxialen Geleges für unterschiedliche Bindermengen bei Raumtemperatur charakterisiert. Die Scherkraft bei kleinen Scherungen steigt um den Faktor fünf bei einem bebinderten Textil im Vergleich zum nicht bebinderten Textil. Ab einer mittleren Scherung kommt es nach (Liebau 2013, S. 50) zu einem vollständigen Aufbrechen der Binderstruktur, sodass die Schersteifigkeit von bebinderten Textilien der Steifigkeit von trockenen Textilien entspricht. Das Bindermaterial in einem textilen Lagenaufbau führt bei Raumtemperatur im Allgemeinen zu einer signifikanten Erhöhung des Widerstands gegen Intra-Ply-Scherung und -Biegung sowie Inter-Ply-Verschiebung. In (Girdauskaite & Krzywinski et al. 2010, S. 602) wird bei unterschiedlichen Bindersystemen eine stärkere Neigung zur Faltenbildung im Vergleich zu nicht bebinderten Textilien ermittelt.

In der dargestellten Prozesskette für die Binder-Umformtechnik findet die Umformung des Lagenaufbaus bei hohen Umformtemperaturen statt. Aus diesem Grund ist es essentiell, den Einfluss von Bindersystemen auf die Deformationsmechanismen bei diesen hohen Temperaturen zu untersuchen.

Das Scherverhalten von einem thermoplastisch vorimprägnierten Glasfasergewebe im Vergleich zur trockenen Faserstruktur wird in (Breuer & Neitzel et al. 1996, S. 644) beschrieben. Der Widerstand gegen Scherung oberhalb der Schmelztemperatur des vorimprägnierten Textils ist wesentlich größer und steigt mit zunehmender Scherung. In (Wang & Hamila et al. 2014, S. 695) wird die Intra-Ply-Scherung von thermoplastisch vorimprägnierten Geweben aus Kohlenstofffasern unter und über der Schmelztemperatur diskutiert. Eine Änderung der Umformtemperatur beeinflusst signifikant das Scherverhalten, sodass es bei geringen Temperaturen zu vermehrter Faltenbildung kommt. Die Herausforderung liegt somit in der Ermittlung einer minimalen Umformtemperatur, sodass eine ausreichende Scherung des Materials bei geringem Energieaufwand gewährleistet werden kann. Ein Vergleich zwischen dem Scherverhalten eines bebinderten Gewebes bei Raumtemperatur und einer Umformtemperatur von 140 °C wird in (Graf 2018, S. 28–38) vorgestellt. Das Aufschmelzen des Bindermaterials bei Umformtemperatur resultiert zunächst in einer kleineren initialen Scherfestigkeit, während das viskose Verhalten des Binders bei mittleren Scherungen zu einer höheren Schersteifigkeit führt. Ab einer Scherung von 30° ist kein Einfluss der Umformtemperatur erkennbar.

Die Intra-Ply-Biegung bezieht sich im Stand der Forschung lediglich auf vorimprägnierte Halbzeuge, jedoch nicht auf bebinderte textile Materialien. In (Alshahrani & Hojjati

2017a, S. 139) wird die Biegesteifigkeit eines duromeren Prepregs mittels eines vertikalen Cantilever-Tests bei höheren Temperaturen ermittelt. Mit steigender Temperatur kommt es zu einer deutlichen Senkung der Biegesteifigkeit, sodass im flüssigen Zustand des Matrixsystems ab 70 °C kein Einfluss der Matrix im Vergleich zum trockenen Gewebe messbar ist. (Boisse & Colmars et al. 2018, S. 239) stellt ebenfalls eine starke Temperaturabhängigkeit der vorimprägnierten Materialien fest, während die Biegesteifigkeit für unterschiedliche Krümmungen nicht konstant ist.

Die Inter-Ply-Verschiebung zwischen bebinderten unidirektionalen Tapes wird in (Ufer & Cichisz et al. 2016, S. 320) in Abhängigkeit der Bindermenge, der Aktivierungszeit und der Umformtemperatur untersucht. Für Reibversuche in Faserrichtung von bebinderten Tapes ergibt sich bei einer Temperatur um den Schmelzpunkt ein erhöhter Reibungskoeffizient, der mit steigender Temperatur auf den Reibungskoeffizienten bei Raumtemperatur absinkt. Dieser Effekt ist auf das hochviskose Verhalten des Bindermaterials am Schmelzpunkt zurückzuführen. Ein signifikanter Einfluss der Aktivierungszeit und der Bindermenge auf die Inter-Ply-Verschiebung zwischen gleichgerichteten unidirektionalen Tapes wird nicht beobachtet. In (Graf 2018, S. 70) wird der Reibungskoeffizient zwischen bebinderten Geweben bei Raumtemperatur und bei Umformtemperatur gemessen. Es lässt sich kein Einfluss der Temperatur beobachten, allerdings werden Temperaturen um den Schmelzpunkt nicht betrachtet, die in (Ufer & Cichisz et al. 2016, S. 320) zu einem erhöhten Reibungskoeffizienten führen.

2.3 Folgerung aus dem Stand der Forschung und Technik

In Kapitel 2 wird das Preforming zunächst in den Kontext der Herstellung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen mit dem Liquid-Composite-Moulding-Verfahren eingeordnet. Die Verfahren der Binder-Umformtechnik fertigen einen Preform auf Basis eines zweidimensionalen textilen Halbzeugs, wobei sich insbesondere das Stempel-Preforming für die Herstellung von komplexen, schalenförmigen Verstärkungsstrukturen mit einer kurzen Taktzeit eignet.

Einen neuen, innovativen Ansatz zur Beeinflussung der Preformqualität im Stempel-Preforming stellen segmentierte Werkzeugsysteme dar. Dabei wird das obere Umformwerkzeug in mehrere Werkzeugsegmente unterteilt, die unabhängig voneinander in Umformrichtung schließen. Die Anzahl der Freiheitsgrade wird durch ein segmentiertes Werkzeugsystem deutlich gesteigert, sodass eine Definition der Werkzeugsegmentierung und -sequenz nicht intuitiv möglich ist. Trotz des industriellen Einsatzes im Stand

der Technik sind die grundlegenden Zusammenhänge von Materialsystem, Bauteilgeometrie sowie Werkzeugsegmentierung und -sequenz nicht ausreichend verstanden (Carbon Composites e.V. 2018). Neben der Arbeit von (Liebau 2013), der anhand von einzelnen, generischen Bauteilen allgemeine Empfehlungen für eine Segmentierung und Reihenfolge ableitet, gibt es nach aktuellem Stand der Forschung keine Planungsmethode für segmentierte Werkzeugsysteme. Es bedarf einer systematischen Vorgehensweise, die auf Basis des Materials und der Bauteilgeometrie eine optimale Werkzeugsegmentierung und -sequenz ermittelt.

Beim Stempel-Preforming wird die Formstabilität des Preforms durch ein Bindersystem realisiert, das beim Lagenaufbau zwischen die einzelnen Lagen integriert wird. Im Fall eines nicht-reaktiven Bindersystems wird der gesamte Lagenaufbau oberhalb der Schmelztemperatur aufgeheizt, umgeformt und abschließend im geschlossenen Werkzeug abgekühlt. Der zentrale Formgebungsschritt, also das sequentielle Schließen der Werkzeugsegmente, steigert die absolute Dauer des Umformvorgangs im Vergleich zu einer globalen Umformung, was die Umformtemperatur des Textils sowie die Aktivierungsparameter des Binders beeinflusst. Das Verformungsverhalten bebindeter textiler Halbzeuge über den Temperaturbereich der Umformung rückt bei segmentierten Werkzeugsystemen somit stärker in den Fokus. Das Deformationsverhalten von bebinderten textilen Materialien bei hohen Temperaturen und unterschiedlichen Aktivierungsparametern wird im Stand der Forschung allerdings nicht diskutiert. In der Definition der Segmentierung und Sequenz des Werkzeugsystems ist es somit notwendig, die Temperatur des textilen Lagenaufbaus und das damit verbundene Deformationsverhalten zu berücksichtigen.

Daraus ergeben sich folgende wissenschaftliche Fragestellungen für ein segmentiertes Werkzeugsystem in dieser Arbeit:

- Wie kann eine Werkzeugsegmentierung und -sequenz hinsichtlich einer geringen Faltenbildung ermittelt werden?
- Welchen Einfluss besitzt die Werkzeugsegmentierung und -sequenz auf die Binderaktivierung und den Temperaturbereich für die Umformung?
- Wie wirkt sich die Umformtemperatur auf das Verformungsverhalten von bebinderten, textilen Materialien aus?
- Wie beeinflussen die Aktivierungstemperatur und -zeit die Fixiermechanismen und somit die Stabilität des Preforms?

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Nach der detaillierten Diskussion im Stand der Forschung und Technik über die Herausforderungen segmentierter Werkzeugsysteme wird in diesem Kapitel die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit sowie die Vorgehensweise zur Erreichung der Ziele im Überblick dargestellt.

3.1 Zielsetzung

Das Stempel-Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem bietet ein großes Potential zur Fertigung komplexer, schalenförmiger Preforms. Durch eine geeignete Werkzeugsegmentierung und -sequenz können Preformingdefekte gezielt vermieden und somit die Bauteilqualität verbessert werden. Eine intuitive oder erfahrungsbasierte Definition der Prozessstrategie, also die Definition der relevanten Prozessparameter, ist aufgrund der Anzahl an Möglichkeiten oftmals nicht zielführend.

Das übergeordnete Ziel der vorliegenden Arbeit ist daher die Entwicklung einer systematischen Vorgehensweise, die ausgehend von einem Materialsystem und einer Bauteilgeometrie die Prozessstrategie für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem hinsichtlich einer geringen Faltenbildung und hohen Formstabilität ermittelt (Abbildung 3-1). Die Prozessstrategie beinhaltet innerhalb dieser Arbeit die Definition der Prozessparameter Werkzeugsegmentierung und -sequenz sowie Aktivierungszeit und -temperatur für den Aufheizvorgang des textilen Lagenaufbaus. Zur Reduktion des Lösungsraums soll im ersten Schritt die Segmentierung des Oberwerkzeugs anhand von eindeutigen geometrischen Merkmalen des Bauteils erfolgen. Die Optimierung der Reihenfolge der einzelnen Werkzeugsegmente soll in einem zweiten Schritt durch die Kopplung eines Simulationsmodells mit einem Optimierungsalgorithmus durchgeführt werden.

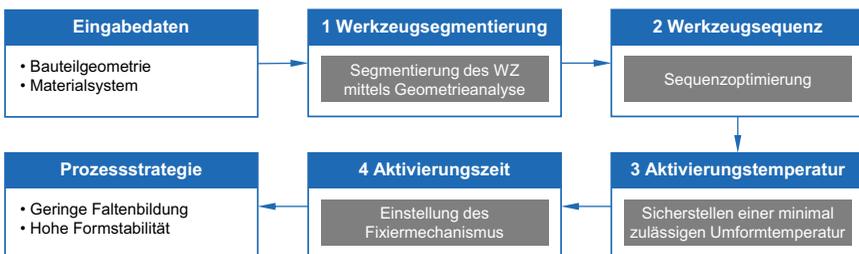


Abbildung 3-1: Definition der Prozessstrategie für ein segmentiertes Werkzeugsystem

Das Deformationsverhalten von bebinderten textilen Materialien ist abhängig von der Umformtemperatur und den Aktivierungsparametern, die durch die Werkzeugsegmentierung und -sequenz beeinflusst werden. Aus diesem Grund wird das Deformationsverhalten für Umformtemperaturen über- und unterhalb des Schmelzbereichs hinsichtlich der Intra-Ply-Scherung, -Biegung und Inter-Ply-Verschiebung analysiert. Dadurch wird eine minimal zulässige Umformtemperatur ermittelt, bei der die Deformationsmechanismen einen geringen Widerstand gegen die Verformung zeigen, um eine Faltenbildung zu reduzieren. Das Sicherstellen einer minimal zulässigen Umformtemperatur erfolgt im dritten Schritt über die Einstellung der Aktivierungstemperatur. Zusätzlich beeinflusst das Eindringen des Bindermaterials den Fixiermechanismus und somit die resultierende Stabilität des Preforms. Daher ist neben der Definition der minimalen Umformtemperatur auch eine zulässige Aktivierungszeit im vierten Schritt zu bestimmen. Hierfür wird in dieser Arbeit ein Modell vorgeschlagen, das das Eindringen des Bindermaterials bei unterschiedlichen Aktivierungsparametern und Materialeigenschaften beschreibt.

Als Ergebnis soll durch eine systematische Vorgehensweise für eine beliebige Bauteilgeometrie und Materialsystem eine geeignete Werkzeugsegmentierung und -sequenz sowie Aktivierungszeit und -temperatur mit dem Ziel einer hohen Preformqualität ermittelt werden.

3.2 Vorgehensweise

Die Vorgehensweise in dieser Arbeit zur Erreichung der beschriebenen Zielsetzung ist in Abbildung 3-2 zusammengefasst.

In Kapitel 4 werden zunächst die Einflussgrößen beim Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem systematisiert und die Signifikanz und Wechselwirkungen der wichtigsten Material- und Prozessparameter mit Hilfe einer statistischen Versuchsplanung experimentell analysiert. In einer ersten Versuchsreihe werden die Aktivierungstemperatur sowie das Bindersystem variiert, um den Einfluss auf die Formabweichung des Preforms zu untersuchen. Die zweite Versuchsreihe bestimmt den Einfluss des Materialführungssystems, der Werkzeugsequenz, des textilen Materials und der Bauteilgeometrie auf die Faltenbildung und die Formabweichung in der Umformung mit einem segmentierten Werkzeugsystem.



Abbildung 3-2: Vorgehensweise zur Erreichung der Zielsetzung

In Kapitel 5 wird das Verhalten von bebinderten Textilien bei unterschiedlichen Aktivierungsparametern und Umformtemperaturen untersucht. Da sich durch das sequentielle Schließen der Werkzeugsegmente die Umformtemperatur in einen breiteren Temperaturbereich aufweitet, wird in Kapitel 5.1 zunächst ein vereinfachtes Temperaturmodell entwickelt, das die Temperatur des Lagenaufbaus über die gesamte Prozesskette beschreibt. Daraus lässt sich für eine unterschiedliche Anzahl an Werkzeugsegmenten und Sequenzen die Start- sowie End-Umformtemperatur für das Preforming ermitteln.

In Kapitel 5.2 erfolgt anschließend die Analyse des Verformungsverhaltens von bebinderten textilen Materialien bei unterschiedlichen Umformtemperaturen. Für bebinderte Gewebe und Gelege aus Kohlenstofffasern werden die Intra-Ply-Scherung, die Intra-Ply-Biegung und die Inter-Ply-Verschiebung untersucht. Dabei werden das Bindersystem, die Bindermenge und die Umformtemperatur bei konstanten Aktivierungsparametern variiert, um ein Verständnis der Deformationsmechanismen bebinderteter textiler Materialien bei unterschiedlichen Umformtemperaturen aufzubauen.

Neben dem Verformungsverhalten bebinderteter textiler Materialien spielt das Eindringen des Bindermaterials für die Preformstabilität eine entscheidende Rolle, was in Kapitel 5.3 näher analysiert wird. In diesem Kapitel wird das Eindringen des Binders in die Faserstruktur in Abhängigkeit der Aktivierungsparameter, des textilen Materials und des Bindersystems bewertet. Zur Vorhersage des Anteils des eingedrungenen Binders in das textile Material wird ein analytisches Modell aufgebaut. Somit ist es möglich, in Abhängigkeit der Bindereigenschaften des textilen Materials sowie der Aktivierungsparameter, eine Aussage zu den resultierenden inter- und intra-laminaren Binderanteilen zu treffen.

Nach der Untersuchung des Verformungsverhaltens bebinderteter textiler Materialien wird in Kapitel 6 das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem durch ein makroskopisches finite-Element-basiertes Simulationsmodell abgebildet. In Kapitel 6.1 wird der Modellaufbau sowie die Modellierung des Material- und Kontaktverhaltens beschrieben. Die Validierung des Simulationsmodells erfolgt anschließend in Kapitel 6.2, indem für unterschiedliche Werkzeugsequenzen die Scherung des Preforms und die Lokalisierung der Falten zwischen dem Experiment und dem Simulationsergebnis verglichen werden. Zusätzlich wird eine Zielfunktion entwickelt, die eine Bewertung der Faltenbildung für die Simulationsergebnisse ermöglicht und somit einen Vergleich für unterschiedliche Werkzeugsegmentierungen und -sequenzen zulässt.

Aus den grundlegenden Untersuchungen zum Verformungsverhalten, den entwickelten Modellen für die Umformtemperatur und Tränkung sowie dem Simulationsmodell für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem wird in Kapitel 7.1 eine systematische Vorgehensweise zur Ableitung einer Prozessstrategie entwickelt. Hierfür wird eine Geometrieanalyse zur Segmentierung des Werkzeugsystems vorgestellt, indem das Oberwerkzeug anhand von eindeutigen geometrischen Merkmalen in mehrere Werkzeugsegmente unterteilt wird. Anschließend wird das Simulationsmodell mit ei-

nem genetischen Optimierungsverfahren gekoppelt, sodass die Werkzeugsequenz hinsichtlich einer geringen Faltenbildung optimiert werden kann. In Kapitel 7.2 werden die einzelnen Modelle aus den vorausgegangenen Kapiteln in einer systematischen Vorgehensweise strukturiert, sodass auf Basis einer Bauteilgeometrie und eines Materialsystems eine geeignete Aktivierungszeit und -temperatur sowie eine Werkzeugsegmentierung und -sequenz ermittelt werden kann. Zur Validierung wird diese Methode an einer realen Bauteilgeometrie erprobt und hinsichtlich der Faltenbildung bewertet.

Abschließend werden in Kapitel 8 die Ergebnisse und die grundlegenden Mechanismen im Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem zusammengefasst und ein Ausblick gegeben.

4 Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem

Im Stand der Forschung und Technik wird eine Vielzahl an Einflussparametern auf die Preformqualität beim Stempel-Preforming diskutiert, die in Abbildung 4-1 zusammengefasst sind (Luca & Lefébure et al. 1998; Vanclooster & van Goidsenhoven et al. 2009; Liebau 2013; Nezami & Gereke et al. 2014a; Shanwan & Allaoui 2019). Das Bauteildesign sowie das Materialsystem werden meist durch die Produktentwicklung vorgegeben und beeinflussen maßgeblich die Prozessstrategie. Es ist somit essentiell, die Wechselwirkungen zwischen den Eingangsgrößen und den Prozessparametern zu verstehen, um ein Vorgehen für die Definition einer Prozessstrategie zu entwickeln. Durch den Einsatz von segmentierten Werkzeugsystemen ergeben sich weitere Einflussparameter wie die Werkzeugsegmentierung und -sequenz, die hinsichtlich ihrer Signifikanz und Wechselwirkungen mit anderen Material- und Prozessparametern noch nicht analysiert wurden. Zusätzlich gewinnen die Aktivierungsparameter aufgrund der längeren Umformdauer durch das sequentielle Schließen der Werkzeugsegmente an Relevanz.

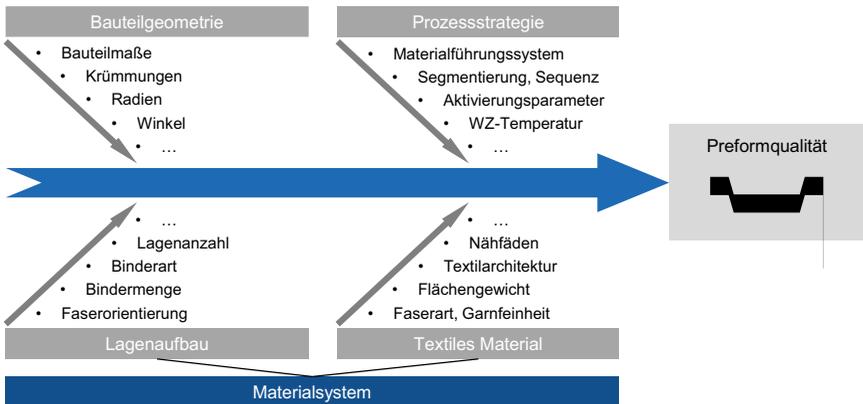


Abbildung 4-1: Einflussparameter beim Stempel-Preforming nach (Coutandin & Brandt et al. 2018, S. 780)

In diesem Kapitel werden zunächst die eingesetzten textilen Materialien und Bindersysteme (Kapitel 4.1) sowie die verwendete Anlagen- und Werkzeugtechnik vorgestellt (Kapitel 4.2). Anschließend werden die wichtigsten Material- und Prozessparameter für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem auf ihre Signifikanz und Wechselwirkungen mittels einer statistischen Versuchsplanung experimentell analysiert (Kapitel 4.3 und 4.4).

4.1 Eingesetzte Materialien

Für die experimentellen Analysen werden jeweils zwei textile Materialien und zwei Bindersysteme eingesetzt. Im Folgenden werden die Eigenschaften der Materialien detailliert beschrieben.

4.1.1 Textile Materialien

In dieser Arbeit werden das Leinwandgewebe SIGRATEx C W305-PL1/1 der Fa. SGL Carbon (LW-Gewebe) und das unidirektionale Gelege Panex35 UD300 der Fa. Zoltek (UD-Gelege) eingesetzt. Beide Materialien finden nach dem Stand der Technik eine breite Anwendung in der Industrie und besitzen ein vergleichbares Flächengewicht, während die Architektur des Flächengebildes unterschiedlich ist.

Das verwendete Gewebe mit einer Leinwandbindung besitzt ein Flächengewicht von 305 g/m^2 . Die Kett- und Schussfäden aus Kohlenstofffasern haben jeweils eine Garnfeinheit von 400 tex , was einer Anzahl von 6000 Filamenten pro Roving entspricht (6 k). Innerhalb des Gewebes wird die Breite der Rovings mit $2,1 \text{ mm}$ und die Dicke des Gewebes mit $0,36 \text{ mm}$ gemessen (A_Wurba 2017, S. 24).

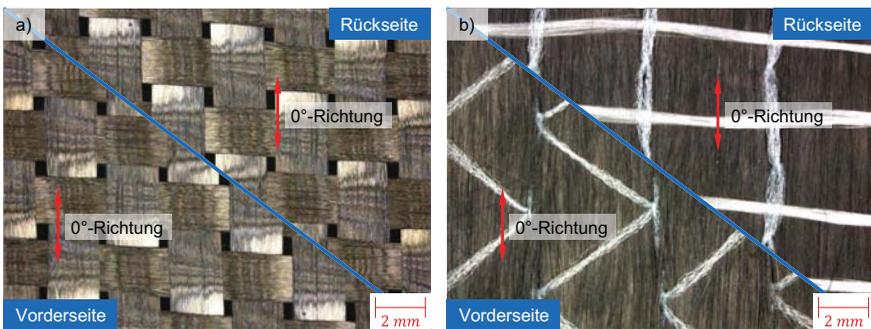


Abbildung 4-2: a) Leinwandgewebe SIGRATEx C W305-PL1/1 und
b) unidirektionales Gelege Panex35 UD300

Das unidirektionale Gelege besitzt ein Flächengewicht von 325 g/m^2 , wobei davon 309 g/m^2 den Verstärkungsfasern in 0° -Richtung zugeordnet sind. Das verbleibende Flächengewicht teilt sich in die Polyesterfäden für die Trikot-Bindung des Geleges und die verarbeitungsbedingten Glasfasern senkrecht zu den Verstärkungsfasern auf. Die Rovings bestehen aus Kohlenstofffasern mit einer Garnfeinheit von 50 k (3300 tex) und einer gemessenen Breite von $5,0 \text{ mm}$. Die gemittelte Dicke des Geleges wird zu

0,37 mm bestimmt (A_Mai 2018, S. 34). Die Vorder- und Rückseite der beiden textilen Materialien mit ihren eingezeichneten 0°-Richtungen sind in Abbildung 4-2 dargestellt.

4.1.2 Bindersysteme

In dieser Arbeit werden nicht-reaktive Bindersysteme analysiert und eingesetzt, da sie nach dem Stand der Technik einige Vorteile in der Prozessführung gegenüber reaktiven Bindersystemen mit sich bringen.

Das Bindersystem PA1203 der Fa. SPUNFAB liegt als Vlies mit einem Flächengewicht von 6 g/m^2 vor. Es handelt sich um ein Co-Polyamid, das zum Kleben unterschiedlicher Faserarten wie Glas-, Kohlenstoff- oder Nylonfasern eingesetzt wird. Laut Herstellerangaben ist ein Schmelzbereich von 85 bis 98 °C angegeben. Das Bindersystem EP05390 der Fa. HEXION ist ein Pulver mit einer maximalen Partikelgröße von $200 \mu\text{m}$. Im Gegensatz zum thermoplastischen Bindervlies handelt es sich bei dem Binderpulver um ein Epoxidharz ohne Härterkomponente, das aufgrund seiner langen Molekülketten als Feststoff vorliegt und wiederaufschmelzbar ist. Laut Herstellerangaben besitzt das Binderpulver eine Erweichungstemperatur zwischen 75 und 105 °C.

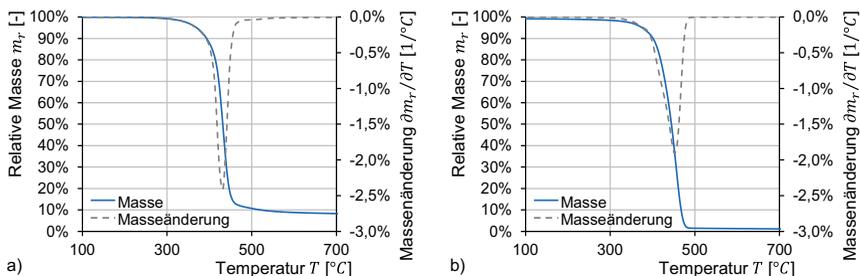


Abbildung 4-3: Ergebnisse der thermogravimetrischen Analyse für a) Binderpulver, und b) Bindervlies

Zur Eingrenzung des Temperaturbereichs für die weiteren Untersuchungen wird eine thermogravimetrische Analyse (TGA) für beide Bindersysteme durchgeführt. Mit Hilfe einer vakuumdichten Thermowaage TG 209 F1 Iris der Fa. Netzsch wird jeweils eine Probenmasse des Binderpulvers und -vlies in einen Aluminiumoxidtiegel eingewogen und bis zu einer Temperatur von 950 °C erhitzt. Die Heizrate beträgt dabei 5 K/min und die Durchflussrate des Stickstoffs 20 ml/min . Die Zersetzungskurven aus der TGA sind in Abbildung 4-3 dargestellt. Das Binderpulver ist bis zu einer Temperatur von

270 °C thermisch stabil. Danach folgt die Hauptzersetzungsstufe bis 480 °C, indem die Probe 88,82 % ihrer Masse verliert. Bis zur Endtemperatur von 950 °C folgt einer weiteren Masseverlust, sodass eine Restmasse von 7,60 % resultiert. Für das Bindervlies tritt bis zur Temperatur von 100 °C ein erster Masseverlust von ca. 0,8 % auf, indem das Co-Polyamid seinen gespeicherten Wasseranteil abgibt. Im Temperaturbereich von 300 bis 500 °C findet die Hauptzersetzung statt, indem ein Masseverlust von 97,7 % auftritt. Die Restmasse bis zum Ende der Analyse bei 950 °C beträgt 0,8 %. Aus der TGA wird ersichtlich, dass im erforderlichen Temperaturbereich der Preformingprozesskette bis 200 °C keine Zersetzung für beide Bindersysteme eintritt.

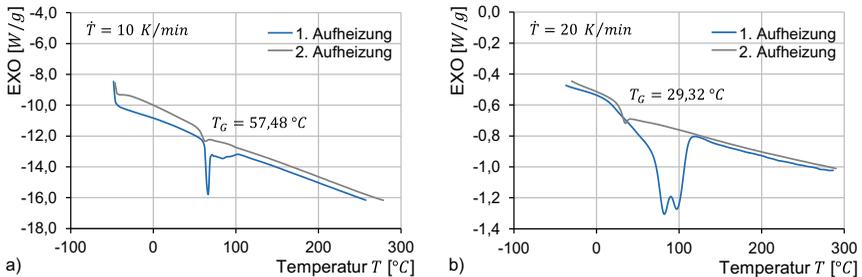


Abbildung 4-4: Ergebnisse der dynamischen Differenzkalorimetrie für a) Binderpulver und b) Bindervlies

Die dynamische Differenzkalorimetrie (DSC) ist ein Verfahren zur Messung der Wärmeströme zwischen einer Probe und einer Referenz während einer konstanten Heizrate, sodass Phasenumwandlungen sowie Schmelz- oder Glasübergangstemperaturen gemessen werden können. Für diese Messungen wird das Differenzkalorimeter DSC 1 der Fa. Mettler-Toledo eingesetzt. Das Binderpulver sowie das Bindervlies werden jeweils mit einer Masse von 10 mg in einen Aluminiumtiegel gefüllt und mit einem gelochten Deckel verschlossen, sodass die freiwerdende Feuchtigkeit entweichen kann. Das Aufheizen des Binderpulvers erfolgt zweimal von -50 auf 260 °C mit einer Heizrate von 10 K/min. Das Bindervlies wird hingegen von -30 auf 290 °C mit einer Heizrate von 20 K/min zweimal aufgeheizt. In Abbildung 4-4 sind die Ergebnisse der DSC dargestellt. Bei dem Binderpulver handelt es sich um ein amorphes Material, das eine Glasübergangstemperatur von 57,48 °C besitzt. Der Glasübergang wurde anhand der zweiten Aufheizung bestimmt, da es bei der ersten Aufheizung zu einer starken Enthalpielaxation in diesem Bereich gekommen ist. Das Bindervlies weist im Ausgangszustand

eine kristalline Struktur auf, was bei der ersten Aufheizung aus den zwei ausgeprägten Schmelzpeaks bei 81,57 und 96,55 °C geschlossen wird. Bei einer zweiten Aufheizung treten diese Schmelzpeaks nicht mehr auf, sodass auf eine verarbeitungsbedingte Kristallisation im Ausgangsmaterial geschlossen werden kann. Die Glasübergangstemperatur wird bei der zweiten Aufheizung zu 29,32 °C bestimmt.

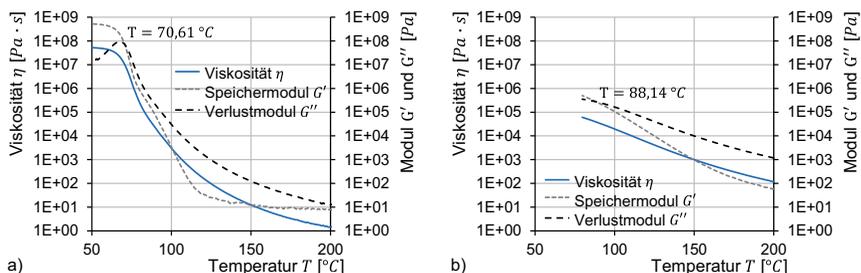


Abbildung 4-5: Ergebnisse der Platte-Platte Rheometrie für a) Binderpulver und b) Bindervlies

Wie im Stand der Forschung thematisiert, beeinflusst die Viskosität der aufgeschmolzenen Bindersysteme maßgeblich die Benetzung des textilen Materials und somit auch das Verformungsverhalten beider Materialien. In diesem Abschnitt wird die Messung der dynamischen Scherviskosität in einem Temperaturbereich von 50 bis 200 °C mit Hilfe des Platte-Platte-Viskosimeters MCR501 der Fa. Anton Paar beschrieben. Das Bindersystem wird zwischen die ebenen, kreisrunden Platten des Viskosimeters gegeben, die sich mit einer Kreisfrequenz von 10 *rad/s* zueinander verdrehen. Durch die Messung des resultierenden Drehmoments und der Phasenverschiebung lässt sich die komplexe, dynamische Viskosität η^* berechnen. Der Realteil der komplexen Viskosität wird als Speichermodul G' und der Imaginärteil als Verlustmodul G'' bezeichnet (Dallner & Ehrenstein 2006). Die Verläufe des Betrags der dynamischen Viskosität sowie der Speicher- und Verlustmodul sind in Abbildung 4-5 für beide Bindersysteme dargestellt. Die Sol-Gel-Übergangstemperatur, also der Schnittpunkt zwischen dem Speicher- und Verlustmodul, beträgt für das Binderpulver 70,61 °C, während der Sol-Gel-Übergang für das Bindervlies bei 88,14 °C liegt. Somit verhalten sich die Bindersysteme oberhalb dieser Temperaturen wie eine Flüssigkeit und unterhalb dieser Temperaturen wie ein Festkörper. Im Vergleich der dynamischen Viskosität zwischen den Bindersystemen weist das Bindervlies im Allgemeinen eine vielfach höhere Viskosität als das Binderpulver auf. Bei einer Temperatur von 100 °C besitzt das Bindervlies eine höhere Viskosität um

den Faktor 6,41, während bei 86,6 °C beide Bindersysteme die gleiche Viskosität von $4,33 \cdot 10^4 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ zeigen (A_Wurba 2017, S. 25–28).

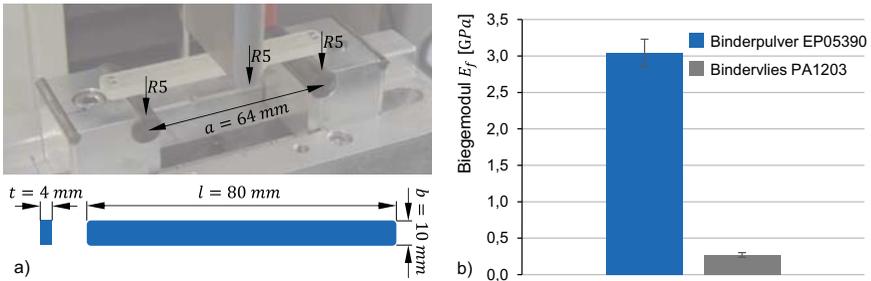


Abbildung 4-6: a) Versuchsaufbau und Probengeometrie sowie b) Ergebnisse der 3-Punkt-Biege-Versuche für das Bindermaterial

Für die Stabilität der Preforms nach der Entformung ist zusätzlich die mechanische Steifigkeit des Bindersystems von Relevanz, sodass 3-Punkt-Biegeversuche nach (DIN EN ISO 178) durchgeführt werden. Die Proben werden durch ein Schmelzverfahren in einer aufgeheizten Kavität, die der Probengeometrie entspricht, hergestellt. Für das Binderpulver wird die metallische Kavität auf 100 °C und für das Bindervlies auf 120 °C aufgeheizt und mit dem jeweiligen Bindermaterial gefüllt. Die hergestellten Proben besitzen die Grundmaße $80 \times 10 \text{ mm}^2$ mit einer Dicke von 4 mm und werden nach der Herstellung in einem Exsikkator zur Realisierung eines vergleichbaren Feuchtegehalts gelagert. In Abbildung 4-6 a) ist der Versuchsaufbau des 3-Punkt-Biegeversuchs dargestellt. Die Distanz zwischen den Auflagern mit einem Radius von 5 mm beträgt 64 mm. Die Biegung des Probekörpers erfolgt auf einer Universalprüfmaschine Zwicki 2,5 kN der Fa. ZwickRoell mit einer konstanten Geschwindigkeit der Druckfinne von 1 mm/min. Die Berechnung des Biegemoduls E_f erfolgt normgerecht als Tangentensteigung bei den Biegedehnungen 0,05 % und 0,25 %. Die Mittelwerte von jeweils fünf Proben sowie die dazugehörige Standardabweichung sind in Abbildung 4-6 b) dargestellt. Der mittlere Biegemodul des Binderpulvers beträgt 3,04 GPa mit einer Standardabweichung von 6,25 %. Die Steifigkeit des Bindervlies aus Co-Polyamid ist um eine Größenordnung kleiner als das Bindersystem auf Epoxidbasis und besitzt einen mittleren Biegemodul von 0,27 GPa und eine Standardabweichung von 11,67 %. Das Bruchverhalten des Binderpulvers ist hingegen sehr spröde mit einer geringen Bruchdehnung, während das Bindervlies ein duktileres Verhalten mit einer wesentlich größeren Bruchdehnung aufweist.

4.2 Anlagen- und Werkzeugtechnik

Die zugrundeliegende Prozesskette der Binder-Umformtechnik für ein nicht-reaktives Binder-System wird in Kapitel 2.1.1 im Überblick dargestellt. Sie umfasst die übergeordneten Prozessschritte Zuschnitt des zweidimensionalen textilen Materials, Lagenaufbau und Bebinderung, Aktivierung des Binders, Formgebung und Abkühlen (Abbildung 2-2). Im Folgenden werden die Anlagentechnik, das Materialführungssystem sowie die Werkzeugtechnik zur Fertigung der Preforms innerhalb dieser Arbeit beschrieben.

4.2.1 Anlagentechnik

Die Prozessschritte Aktivierung des Binders, Formgebung und Abkühlen erfolgen auf einer automatisierten Preformingstation, die in (Wagner 2016, S. 83–91) beschrieben wird. Dies ermöglicht eine reproduzierbare Fertigung der Preforms, sodass eine Vergleichbarkeit der unterschiedlichen Aktivierungsparameter, Werkzeugsegmentierungen und -sequenzen möglich ist. In Abbildung 4-7 wird die Preformingstation im Überblick dargestellt.

Im ersten Bereich der Preformingstation wird der textile Lagenaufbau in ein Spannsystem zu Induktion von in-plane Zugspannungen eingelegt, das aus acht umlaufenden Spannelementen besteht. Eine genaue Beschreibung des in dieser Arbeit entwickelten Spannsystems folgt in Kapitel 4.2.2. Nach dem Einlegen in das Materialführungssystem wird der bebinderte Lagenaufbau durch eine Strahlungsheizung aufgeheizt (Wagner 2016, S. 85). Die Dauer des Aufheizens und die Gesamtleistung der Strahlungsheizung werden eingestellt, sodass eine definierte Temperatur am Ende des Aufheizvorganges existiert, die als Aktivierungstemperatur bezeichnet wird.

Nach der Aktivierung des Bindersystems erfolgt die Formgebung des aufgeheizten Lagenaufbaus, indem das Spannsystem in vertikaler Richtung auf das untere Umformwerkzeug abgesenkt wird und die oberen Werkzeugsegmente in einer definierten Sequenz schließen. Die entwickelte Werkzeugtechnik für das segmentierte Oberwerkzeug sowie die eingesetzten Bauteilgeometrien werden im nächsten Absatz detailliert beschrieben. Die Stabilisierung des Preforms erfolgt beim verwendeten, nicht-reaktiven Bindersystem durch ein Abkühlen des Lagenaufbaus im geschlossenen Werkzeug.

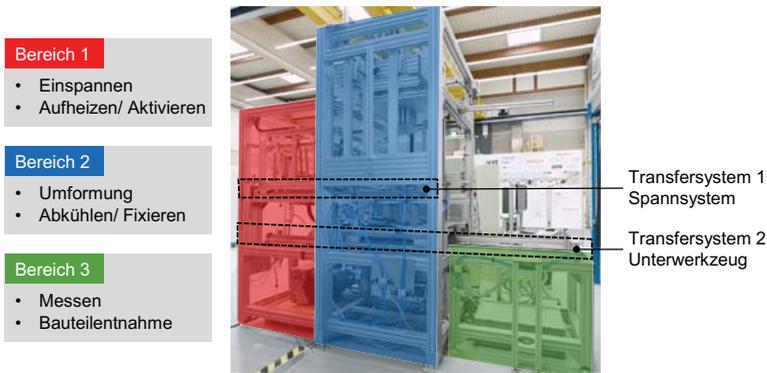


Abbildung 4-7: Preformingstation am wbk Institut für Produktionstechnik nach (Wagner 2016, S. 83–91)

4.2.2 Materialführungssystem

Das Spannsystem zur Induktion von in-plane Zugspannungen während der Umformung ist in Abbildung 4-8 a) dargestellt. Es besteht aus acht Spannelementen, die an einem starren Rahmen befestigt sind. In Abhängigkeit der Zuschnittgeometrie können die Spannelemente individuell am Rahmen montiert werden. In dieser Arbeit kommen rechteckige Zuschnitte zum Einsatz, sodass die Spannelemente in einem gleichmäßigen Abstand von 210 mm am Umfang angeordnet sind. Jedes Spannelement besteht aus einem doppelwirkenden Kompaktzylinder, sodass eine maximale Spannkraft von 51 N bei 6 bar Betriebsdruck und ein maximaler Federweg von 140 mm je Spannelement realisiert werden kann.

Abbildung 4-8 b) zeigt den Verlauf der Spannkraft über den Federweg bei Betriebsdrücken zwischen 1,1 und 3 bar, der mittels einer Zugprüfmaschine mit einer Auszugsgeschwindigkeit von 2 mm/s gemessen wird. Nach einem zunächst linearen Anstieg der Spannkraft bis zu einem Federweg von 6 bis 9 mm, resultiert bis zu einem Federweg von 80 mm eine nahezu konstante Spannkraft. Bei einem Betriebsdruck von 1,1 bar ergibt sich eine mittlere Spannkraft von 13,66 N, bei 2 bar eine mittlere Kraft von 24,42 N und bei 3 bar Betriebsdruck ein Mittelwert von 35,00 N. Ab einem Federweg von 80 mm verhalten sich die pneumatischen Federn progressiv mit einer linearisierten Federkonstante zwischen 0,038 N/mm bei 1,1 bar und 0,053 N/mm bei 3 bar Be-

triebsdruck, sodass sich eine maximale Spannkraft beim Federweg von 140 mm zwischen 15,68 und 38,34 N einstellt. Aufgrund der eingesetzten Bauteilgeometrien resultiert in dieser Arbeit ein Materialeinzug und somit Federweg im Bereich von 10 bis 80 mm, sodass eine konstante Spannkraft angenommen wird (A_Schmitz 2018, XVIII).

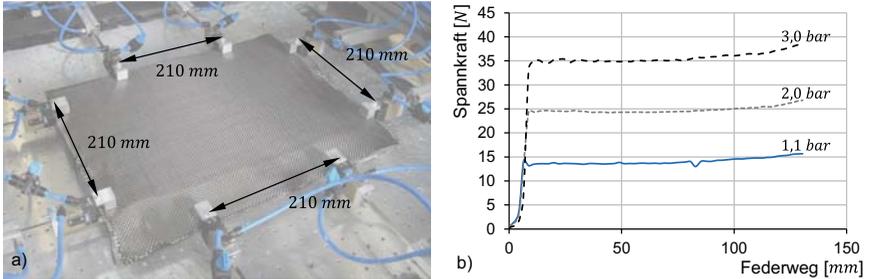


Abbildung 4-8: a) Spannsystem nach (Coutandin & Brandt et al. 2018, S. 781) und b) Kennlinien der Spannkraft nach (A_Schmitz 2018, XVIII)

4.2.3 Werkzeugtechnik

In Abbildung 4-9 sind die CAD-Modelle der entwickelten Werkzeugtechnik sowie die äquidistante Segmentierung des Oberwerkzeugs für die zwei Bauteilgeometrien Double-Dome (DD-Geometrie) und Stirnwand (SW-Geometrie) dargestellt. Die DD-Geometrie ist eine generische Benchmark-Geometrie nach (Lee & Cao 2009, S. 147) und (Chen & Harper et al. 2015, S. 12), die in dieser Arbeit zur Analyse der grundlegenden Wirkzusammenhänge und zur Erprobung der zu entwickelnden Methoden eingesetzt wird. Für den anschließenden Transfer der Ergebnisse und Validierung der Methoden wird zusätzlich ein Ausschnitt aus einer realen Bauteilgeometrie, einer automobilen Stirnwand, verwendet (Wagner 2016, S. 141). Die beiden Bauteilgeometrien unterscheiden sich maßgeblich in ihren Radien, Flächenneigungen und ihren globalen Maßen und stellen somit unabhängige Bauteilgeometrien dar.

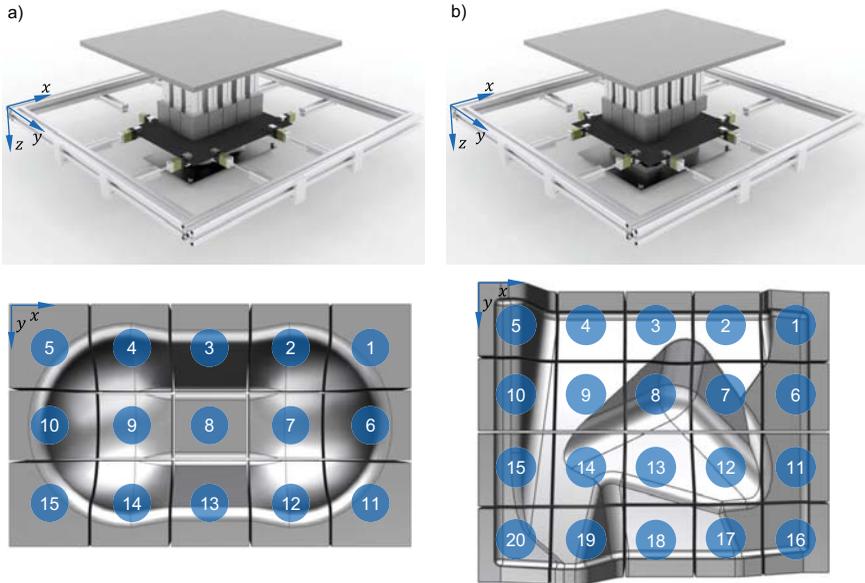


Abbildung 4-9: Segmentierte Werkzeugsysteme für die a) Double-Dome-Geometrie und b) Stirnwand-Geometrie

Das jeweilige Werkzeugsystem besteht aus einem unteren Umformwerkzeug, das über eine Basisplatte mit der Preformingstation verbunden ist. Mittels Wärmeleitung wird das Umformwerkzeug auf eine Temperatur von $35\text{ }^{\circ}\text{C}$ temperiert. Das obere Umformwerkzeug ist im Fall der DD-Geometrie in 15 Werkzeugsegmente mit je einer Grundfläche von $50 \times 60\text{ mm}^2$ und im Fall der SW-Geometrie in 20 Werkzeugsegmente mit je einer Grundfläche von $54 \times 55\text{ mm}^2$ unterteilt. Diese initiale Segmentierung basiert auf einer äquidistanten Unterteilung der Oberwerkzeuge, um die grundlegenden Wechselwirkungen von segmentierten Werkzeugsystemen zu analysieren. Eine systematische Segmentierung auf Basis von eindeutigen geometrischen Merkmalen wird in Kapitel 7.1.1 vorgestellt. Der Abstand zwischen den Werkzeugsegmenten beträgt 2 mm , sodass keine Berührung während der Umformung stattfindet. Die Innenkontur der einzelnen Stempel entspricht der jeweiligen Bauteilgeometrie mit einem Versatz zum Unterwerkzeug, der durch die Bauteildicke definiert ist. Die einzelnen Werkzeugsegmente sind jeweils starr mit einem doppelwirkenden Kompaktzylinder verbunden, die wiederum an einer gemeinsamen Werkzeugplattform fixiert sind. Die Pneumatikzylinder besitzen eine Verdrehsicherung durch zwei Führungsstangen, die ein Verkippen und Verdrehen

der einzelnen Werkzeugsegmente verhindern. Innerhalb dieser Arbeit wird ein Betriebsdruck von 3 bar gewählt, was in einer Presskraft pro Werkzeugsegment von 177 N resultiert. Die Geschwindigkeit der Werkzeugsegmente wird über Drosselventile an jedem Pneumatikzylinder individuell eingestellt, sodass sich eine Geschwindigkeit von 134 mm/s ergibt (Coutandin & Brandt et al. 2018, S. 781).

Zusammenfassend lässt sich mit der vorgestellten Anlagen- und Werkzeugtechnik ein breites Spektrum an Material- und Prozessparametern abbilden. Durch den automatisierten Fertigungsablauf wird eine reproduzierbare und vergleichbare Preformherstellung mit einem segmentierten Stempelsystem gewährleistet, was die Basis für die Untersuchungen in dieser Arbeit ist.

4.3 Faktorstufen und Versuchsdurchführung

In diesem Kapitel werden eine Versuchsreihe zum Bindersystem und eine Versuchsreihe zum Werkzeugsystem beschrieben (Abbildung 4-10). In der ersten Versuchsreihe werden die Faktoren Aktivierungstemperatur und Bindermaterial hinsichtlich der Zielgröße Formabweichung, also der geometrischen Abweichung des resultierenden Preforms von einer Referenzgeometrie, untersucht. Somit soll sichergestellt werden, dass für die zweite Versuchsreihe eine geeignete Kombination aus Aktivierungsparametern und Bindermaterial ausgewählt wird.

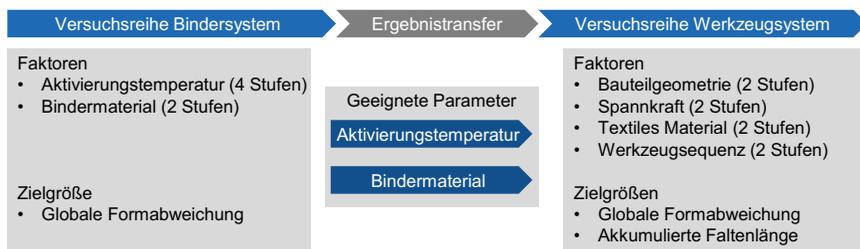


Abbildung 4-10: Zweistufige Versuchsreihe zur Analyse der Einflussparameter für ein segmentiertes Werkzeugsystem

Zur Analyse der Wechselwirkungen zwischen einem segmentierten Werkzeugsystem und den Bauteil- und Materialparametern werden in der zweiten Versuchsreihe vier Faktoren auf die Zielgrößen Faltenbildung und Formabweichung analysiert. Bei den Faktoren handelt es sich um die Bauteilgeometrie, die Spannkraft des Materialführungssystems, das textile Material und die Werkzeugsequenz eines äquidistant segmentierten Werkzeugs. Die genaue Definition der Faktorstufen, also die Festlegung der

genauen Werte für jeden einzelnen Faktor, wird in Kapitel 4.3.1 und 4.3.2 vorgestellt. Der Ablauf der Versuchsdurchführung sowie die Messung der Zielgrößen Formabweichung und Faltenbildung werden in Kapitel 4.3.3 erläutert.

4.3.1 Faktorstufen der Versuchsreihe Bindersystem

In der Versuchsreihe zum Bindersystem wird der Einfluss der Aktivierungstemperatur auf die Formabweichung in Abhängigkeit des Bindermaterials untersucht. Für das Bindermaterial werden das Binderpulver EP05390 und das Bindervlies PA1203 in Kombination mit dem LW-Gewebe eingesetzt (Kapitel 4.1). Aufgrund der unterschiedlichen Schmelztemperaturen werden die Aktivierungstemperaturen des Lagenaufbaus individuell für das jeweilige Bindersystem festgelegt. Im Fall des Binderpulvers wird ein Temperaturbereich für die Aktivierung zwischen 64 und 120 °C und für das Bindervlies zwischen 80 und 134 °C definiert. Mit dem Ziel einer detaillierten Untersuchung zum Einfluss der Aktivierungsparameter auf die Formabweichung werden vier Faktorstufen bestimmt. Als Bauteilgeometrie wird die DD-Geometrie mit einem ungeteilten Werkzeug und einem Spannsystem mit einer mittleren Spannkraft von 24,42 N eingesetzt.

Die gewählten Faktorstufen für die Versuchsreihe Bindersystem sind in Tabelle 4-1 im Überblick dargestellt. Der Versuchsplan besteht aus einer vollständigen Kombination aller Stufen der beiden Faktoren, sodass sich insgesamt acht Parameterkombinationen ergeben. Für eine statistische Absicherung der Versuchsauswertung werden jeweils drei Versuche pro Parameterkombination durchgeführt (A_Schmitz 2018, S. 38).

Tabelle 4-1: Faktorstufen für die Versuchsreihe Bindersystem

	Faktorstufe 1	Faktorstufe 2	Faktorstufe 3	Faktorstufe 4
Bindermaterial	Binderpulver EP05390	Bindervlies PA1203	-	-
Aktivierungstemperatur Binderpulver [°C]	64	80	102	120
Aktivierungstemperatur Bindervlies [°C]	80	102	120	134

4.3.2 Faktorstufen der Versuchsreihe Werkzeugsystem

In der zweiten Versuchsreihe Werkzeugsystem wird der Einfluss der Werkzeugsequenz auf die Formabweichung und Faltenbildung in Abhängigkeit der Bauteilgeometrie, des

textilen Materials und des Materialführungssystems analysiert. Für den Faktor Bauteilgeometrie werden zwei Faktorstufen definiert, die durch zwei unterschiedliche Werkzeugsysteme repräsentiert sind (Abbildung 4-9).

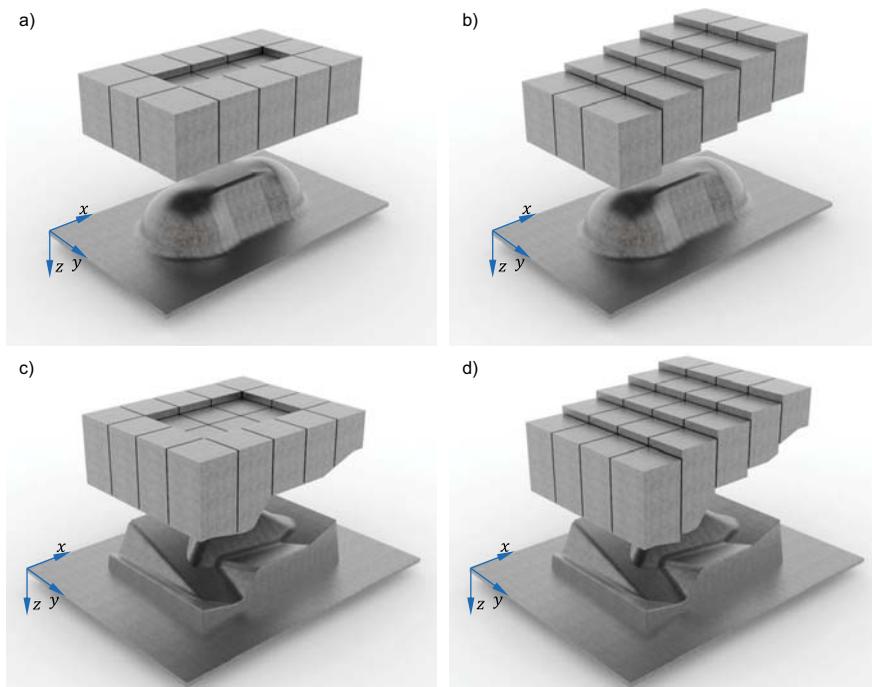


Abbildung 4-11: Werkzeugsequenzen: a) Innen-nach-Außen für DD-Geometrie, b) Links-nach-Rechts für DD-Geometrie, c) Innen-nach-Außen für SW-Geometrie und d) Links-nach-Rechts für SW-Geometrie nach (A_Schmitz 2018, S. 37)

In der Auslegung von segmentierten Werkzeugsystemen sind die Werkzeugsegmentierung und -sequenz die wichtigsten Parameter. Da eine optimale Unterteilung des Oberwerkzeugs für die verwendeten Bauteilgeometrien nicht bekannt ist, wird zur Analyse der Werkzeugsequenz innerhalb dieser Versuchsreihe eine äquidistante Segmentierung des Werkzeugs vorgenommen. Die segmentierten Werkzeugsysteme für die DD- und SW-Geometrie werden im vorausgegangenen Kapitel in Abbildung 4-9 beschrieben. In Abbildung 4-11 sind die konkreten Werkzeugsequenzen für die beiden Bauteilgeometrien dargestellt, die sich aufgrund der unterschiedlichen Anzahl an Werk-

zeugsegmenten differenzieren. Für jede Bauteilgeometrie werden jeweils zwei Faktorstufen definiert, die als Werkzeugsequenz Innen-nach-Außen (InA) und Links-nach-Rechts (LnR) bezeichnet werden. Im Fall der Werkzeugsequenz Innen-nach-Außen schließen zunächst die inneren drei bzw. sechs Werkzeugsegmente, bevor nach einer zeitlichen Verzögerung die äußeren 12 bzw. 14 Werkzeugsegmente schließen. In der Werkzeugsequenz Links-nach-Rechts werden jeweils drei bzw. vier Werkzeugsegmente zu einer Einheit zusammengefasst. Die Formgebung erfolgt durch ein sequentielles Schließen dieser Einheiten entlang der z-Achse in einem zeitlichen Abstand von 0,1 s. Die beiden Faktorstufen repräsentieren somit eine ausreichende Breite der Parameter eines segmentierten Werkzeugsystems, um die Wechselwirkungen mit der Bauteilgeometrie, dem textilen Material und der Spannkraft des Materialführungssystems zu analysieren.

Im Stand der Forschung (Kapitel 2.2.2) wird beschrieben, welchen Einfluss das textile Material auf die Deformationsmechanismen und somit auf die Faltenbildung und Formabweichungen beim Preforming haben. In dieser Versuchsreihe ist es somit essentiell, den Einfluss des segmentierten Werkzeugsystems anhand unterschiedlicher textiler Materialien zu untersuchen. Für das textile Material werden als Faktorstufen das LW-Gewebe und das UD-Gelege gewählt (Kapitel 4.1.1). Als Bindermaterial wird in dieser Versuchsreihe das Binderpulver EP05390 eingesetzt.

Materialführungssysteme stellen nach Kapitel 2.1.2.2 ein zentrales Element in der Realisierung einer hochqualitativen, dreidimensionalen Faserstruktur im Stempel-Preforming dar. Innerhalb dieser Versuchsreihe ist es somit wichtig, die Wechselwirkungen zwischen dem Materialführungssystem und der Werkzeugsequenz zu identifizieren. Hierfür wird der Faktor Spannkraft des in Kapitel 4.2 beschriebenen Materialführungssystems in zwei Faktorstufen variiert. Während für die zweite Faktorstufe eine Spannkraft von 24,42 N definiert ist, werden für die erste Faktorstufe die Spannelemente vor der Formgebung geöffnet, sodass keine Spannkraften in den textilen Lagenaufbau induziert werden. Diese Faktorstufe wird im Folgenden als Spannkraft mit 0 N bezeichnet.

Die definierten Faktorstufen für die Versuchsreihe Werkzeugsystem sind in Tabelle 4-2 im Überblick dargestellt. Aus der statistischen Versuchsplanung wird ein vollfaktorieller Versuchsplan ausgewählt, sodass aus den vier Faktoren mit jeweils zwei Faktorstufen 16 mögliche Parameterkombinationen resultieren. Für eine ausreichende statistische Absicherung werden jeweils drei Versuche durchgeführt (A_Schmitz 2018, S. 39).

Der Vollfaktorplan hat gegenüber einem teilfaktoriellen Versuchsplan den Vorteil, dass alle Haupteffekte und Wechselwirkungseffekte eindeutig bestimmt werden können, ohne dass es zu einer Verschmierung mit Effekten höherer Ordnung kommt (Siebertz & van Bebber et al. 2017).

Tabelle 4-2: Faktorstufen für die Versuchsreihe Werkzeugsystem

	Faktorstufe 1	Faktorstufe 2
Bauteilgeometrie	DD-Geometrie	SW-Geometrie
Textiles Material	LW-Gewebe C W305-PL1/1	UD-Gelege Panex35 UD300
Spannkraft Materialführungssystem [N]	0	24,42
Werkzeugsequenz	Innen-nach-Außen (InA)	Links-nach-Rechts (LnR)

4.3.3 Versuchsdurchführung und Auswertung

Die Versuche der dargestellten Versuchsreihen werden auf der in Kapitel 4.2 beschriebenen Anlagen- und Werkzeugtechnik durchgeführt. Für die DD-Geometrie wird ein Zuschnitt des textilen Materials von $350 \times 450 \text{ mm}^2$ und für die SW-Geometrie von $410 \times 410 \text{ mm}^2$ verwendet.

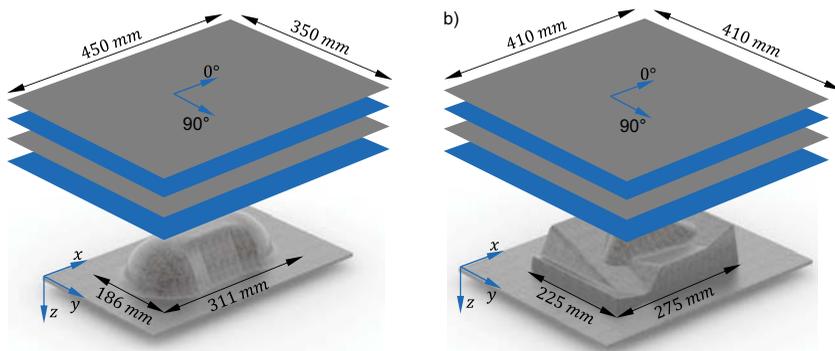


Abbildung 4-12: Lagenaufbau und Materialorientierung für
a) DD-Geometrie und b) SW-Geometrie

Der Lagenaufbau besteht jeweils aus vier Lagen des textilen Materials, das in 0° -Richtung entlang der x-Achse der Bauteilgeometrie orientiert wird (Abbildung 4-12). Das

Binderpulver wird manuell mittels eines Laborsiebs und einer Präzisionswaage mit einem Flächengewicht von $m_B = 12 \text{ g/m}^2$ zwischen die textilen Lagen aufgebracht, während das Bindervlies bereits als Flächengebilde mit dem entsprechenden Flächengewicht vorliegt.

Im nächsten Schritt wird der Lagenaufbau mit Hilfe einer Positionierhilfe exakt in das Spannsystem eingelegt. Somit ist sichergestellt, dass der Lagenaufbau reproduzierbar im Spannsystem positioniert und ungewollte Verformungen des textilen Materials vermieden werden. Der weitere Prozessablauf für das Preforming wird über ein Automatikprogramm der Preformingstation gesteuert. Entsprechend der Faktorstufen wird der komplette Lagenaufbau durch die Strahlungsheizung auf die definierte Aktivierungstemperatur erwärmt. Nach der Aktivierung wird das Spannsystem mit dem Lagenaufbau automatisiert über das untere Umformwerkzeug gefördert. Im Fall der Faktorstufe mit einer Spannkraft von 0 N wird das Spannsystem auf das untere Werkzeug abgesenkt und die Spannzylinder werden anschließend entlüftet und die Materialklemmung gelöst. Für die Faktorstufe mit einer Spannkraft von $24,42 \text{ N}$ werden vor dem Absenken die Spannzylinder mit dem entsprechenden Betriebsdruck beaufschlagt und dann auf das untere Umformwerkzeug heruntergefahren. Anschließend erfolgt die Formgebung durch das sequentielle Schließen der Werkzeugsegmente. Die Werkzeuggeschwindigkeit, -kraft und -temperatur werden in Kapitel 4.2 beschrieben. Nach dem vollständigen Schließen des Werkzeugs wird das Spannsystem geöffnet, sodass es nach dem Öffnen des Werkzeugs zu keiner weiteren Verformung des Preforms kommt. Die Verfahrensvarianten zur Realisierung des Preformings mit einer Spannkraft von 0 N und mit $24,42 \text{ N}$ sind in Abbildung 4-13 schematisch dargestellt.

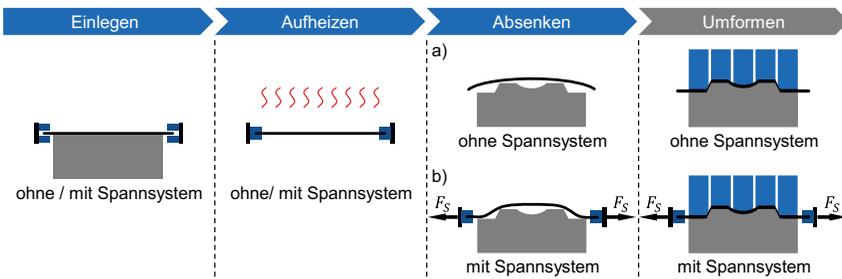


Abbildung 4-13: Prozessablauf für das Preforming
 a) ohne Spannsystem und b) mit Spannsystem

Die Messung der Formabweichung erfolgt nach dem Verfahren von (Vanclooster & van Goidsenhoven et al. 2009, S. 155) und (Wagner 2016, S. 94–97). Im ersten Schritt wird die Oberfläche des gefertigten Preforms mit Hilfe der Lasertriangulation vermessen. Hierzu wird der Laser ScanArmV3 der Fa. FARO eingesetzt. Es handelt sich um eine 7-achsige, serielle Kinematik mit einer maximalen Reichweite von 1,8 m, an dessen Ende eine Einheit für die Lasertriangulation angebracht ist. Das System aus Kinematik und Lasertriangulation besitzt nach Herstellerangaben eine summierte Messabweichung von $\pm 61 \mu\text{m}$. Das Ergebnis ist eine Punktwolke, die mittels der Software Geomagic Control 14 der Fa. 3D-SYSTEMS weiterverarbeitet wird. Nach einer Reduktion der Punktemenge, Interpolation fehlender Bereich und Löschung von Punkten außerhalb des Betrachtungsraums wird die Oberflächenkontur in ein Polygonformat umgewandelt. Zur Bestimmung der geometrischen Abweichung zwischen der gemessenen Oberflächenkontur und einer Referenzgeometrie werden beide Objekte exakt ausgerichtet. Dies erfolgt über drei Kugeln mit einem Durchmesser von 15,9 mm, die an der Basisplatte des Werkzeugsystems montiert sind (Abbildung 4-14). Durch die Erfassung der drei Kugeln mittels Lasertriangulation werden die beiden Koordinatensysteme des gemessenen Objekts und der Referenzgeometrie durch einen Optimierungsansatz in der Software Geomagic Control exakt und reproduzierbar ausgerichtet. Die geometrische Abweichung wird nachfolgend bestimmt, indem ausgehend von jedem Punkt des Messobjekts der kürzeste Vektor zur Referenzgeometrie ermittelt wird.

Im nächsten Schritt wird die Zielgröße Formabweichung aus den lokalen Geometrieabweichungen durch ein Auswertetool in der Programmiersprache Python berechnet (Abbildung 4-14). Nach der Entfernung von Datenpunkten außerhalb des betrachteten Bauteilbereichs wird die globale Formabweichung \bar{x} berechnet. Sie ist das quadratische Mittel des Betrags der lokalen Geometrieabweichung x_i zwischen dem Messobjekt und der Referenzgeometrie abzüglich der idealen Preformdicke x_0 für die Anzahl der Messpunkte m . Die ideale Preformdicke x_0 beschreibt die Differenz zwischen der Oberflächenkontur des Werkzeugsystems (Referenzgeometrie) und der Oberfläche des idealen Preforms. Im Fall des LW-Gewebes ergibt sich die ideale Preformdicke x_0 zu 1,44 mm und für das UD-Gelege zu 1,48 mm. Aus den drei Versuchen pro Parameterkombination werden abschließend der arithmetische Mittelwert und die Standardabweichung bestimmt (A_Schmitz 2018, S. 45).

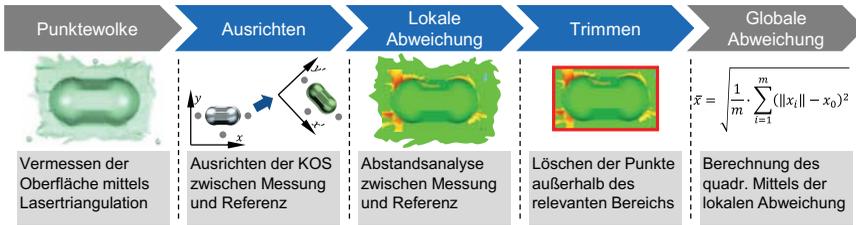


Abbildung 4-14: Berechnung der globalen Formabweichung nach (Wagner 2016, S. 92)

Die Bewertung der Faltenbildung erfolgt über die Messung der akkumulierten Faltenlänge in der obersten Lage des umgeformten Preforms. Zur Realisierung eines objektiven Vergleichs wird eine Falte als Aufwerfung des textilen Materials definiert, in der das Material lokal in dreifacher Materialstärke durch das Umklappen der Aufwerfung vorliegt (Abbildung 4-15). Zusätzlich können Preformingeffekte aufgrund der verwendeten Werkzeugtechnik entstehen, indem das Material zwischen den einzelnen Werkzeugsegmenten aufgeworfen wird, was im Folgenden als Quetschung bezeichnet wird. Es wird angenommen, dass dieser Effekt der Quetschung in einer steifen Werkzeugkinematik mit der Möglichkeit eng tolerierter Werkzeugsegmente nicht auftritt, sodass dieser Effekt in der Messung der Faltenbildung im Folgenden nicht berücksichtigt wird (A_Schmitz 2018, S. 44). Die Messung der Faltenlänge erfolgt mit Hilfe der gescannten Oberflächenkontur. Entlang der Mittellinie der Falten werden Splines in einem manuellen Vorgehen gelegt, deren Längen zur akkumulierten Faltenlänge pro Preform summiert werden. Aus den drei Versuchen der jeweiligen Parameterkombination werden der arithmetische Mittelwert und die Standardabweichung berechnet.

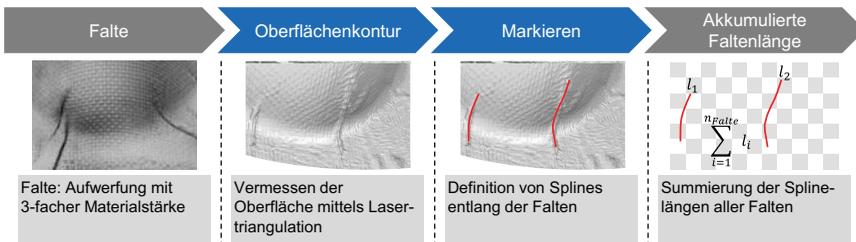


Abbildung 4-15: Ermittlung der akkumulierten Faltenlänge

Nach der Beschreibung der Messung und Auswertung der Zielgrößen Formabweichung und Faltenbildung wird im Folgenden auf die statistische Auswertung der Versuchsreihen eingegangen. Für den vollfaktoriellen Versuchsplan der Versuchsreihe Werkzeugsystem wird mit Hilfe der Software Minitab eine Varianzanalyse zur Bewertung der Signifikanz der Haupt- und Wechselwirkungseffekte durchgeführt. Das Signifikanzniveau, also die Wahrscheinlichkeit, mit der die Nullhypothese fälschlicherweise abgelehnt wird, wird mit $\alpha = 5,0 \%$ definiert. Daraus lässt sich der kritische Wert für die statistische Signifikanz ermitteln und mit den t-Statistiken der Haupt- und Wechselwirkungseffekte hinsichtlich ihrer Signifikanz überprüfen. Zur detaillierten Beurteilung des Einflusses der Faktoren und ihren Wechselwirkungen auf die jeweilige Zielgröße werden die signifikanten Haupt- und 2-Faktor-Wechselwirkungseffekte weiter analysiert. Wenn beispielsweise die Wechselwirkungseffekte signifikant sind, lassen sich die Haupteffekte nur unter Berücksichtigung dieser Wechselwirkungen richtig bewerten. Hierfür wird der Mittelwert der Zielgröße für jede Faktorstufe berechnet und in einem Haupteffektdiagramm eingetragen. Für die signifikanten 2-Faktor-Wechselwirkungseffekte wird jeweils der Mittelwert für jede Kombination der zwei Faktoren berechnet und in einem Wechselwirkungsdiagramm dargestellt (A_Schmitz 2018, S. 47; Minitab 2019).

4.4 Ergebnisse der experimentellen Analyse

In Kapitel 4.4.1 werden zunächst die Ergebnisse der Versuchsreihe Bindersystem mit der Variation der Aktivierungstemperatur und des Bindermaterials vorgestellt. Eine geeignete Kombination aus Aktivierungsparametern und Bindermaterial bildet die Basis für die zweite Versuchsreihe, indem die Wechselwirkungen zwischen einem segmentierten Werkzeugsystem und den Bauteil- und Materialparametern analysiert werden. Die Ergebnisse der Versuchsreihe Werkzeugsystem werden in Kapitel 4.4.2 vorgestellt. Die Ergebnisse der statistischen Versuchsplanung basieren in Teilen auf der angeleiteten Arbeit von (A_Schmitz 2018, S. 29–58) und werden im Folgenden zusammengefasst beschrieben.

4.4.1 Ergebnisse der Versuchsreihe Bindersystem

In der Versuchsreihe Bindersystem wird der Einfluss der Faktoren Aktivierungstemperatur und Bindermaterial auf die Formabweichung des gefertigten Preforms gegenüber einer Referenzgeometrie untersucht. In Abbildung 4-16 ist die Formabweichung in Abhängigkeit der Aktivierungstemperatur und der Bindermaterialien dargestellt. Es zeigt

sich, dass das Binderpulver gegenüber dem Bindervlies bei einer entsprechenden Aktivierungstemperatur zu einer geringen Formabweichung führt. Gemittelt über alle Faktorstufen der Aktivierungstemperatur ergibt sich für das Binderpulver eine mittlere Formabweichung von $1,40\text{ mm}$ und für das Bindervlies eine Abweichung von $2,02\text{ mm}$. In Abbildung 4-17 b) und d) wird deutlich, dass die Formabweichung aus einer Rückfederung des Preforms nach dem Öffnen des Umformwerkzeugs resultiert. Für das Binderpulver ist die Rückfederung wesentlich geringer ausgeprägt, was auf einen intra- und inter-laminaren Fixiermechanismus dieses Bindersystems zurückzuführen ist. Somit befindet sich sowohl Bindermaterial zwischen den einzelnen Lagen als auch innerhalb der Lagen, was zu einer höheren Steifigkeit des Preforms führt (Cherif 2013, S. 44). Das Bindervlies dringt kaum in die Lagen ein, sodass hauptsächlich eine inter-laminare Fixierung auftritt, die eine höhere Rückfederung des Preforms zulässt.

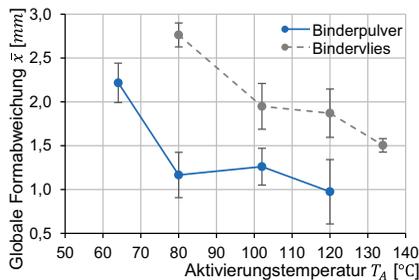


Abbildung 4-16: Formabweichung in Abhängigkeit der Aktivierungstemperatur für das Binderpulver EP05390 und das Bindervlies PA1203 nach (A_Schmitz 2018, S. 48)

Mit steigender Aktivierungstemperatur sinkt jeweils für das Binderpulver und das Bindervlies die Formabweichung. Während unterhalb der Sol-Gel-Übergangstemperatur der Bindermaterialien eine Formabweichung von $2,22\text{ mm}$ für das Binderpulver und von $2,76\text{ mm}$ für das Bindervlies gemessen wird, ergibt sich für eine Aktivierungstemperatur oberhalb des Sol-Gel-Übergangs eine nahezu konstante Formabweichung von gemittelt $1,13\text{ mm}$ für das Binderpulver und $1,78\text{ mm}$ für das Bindervlies. In der ersten Faktorstufe, also bei 64 bzw. 80 °C , ist das Bindermaterial nicht vollständig aufgeschmolzen, sodass es zu einer geringen inter- und intra-laminaren Fixierung der textilen Lagen kommt und folglich zu einer hohen Formabweichung. Mit steigender Aktivierungstemperatur dringt das Bindermaterial stärker in die Lagen ein und resultiert in einer höheren

intra-laminaren Fixierung, was zu einer geringen Formabweichung führt (A_Schmitz 2018, S. 48–49).

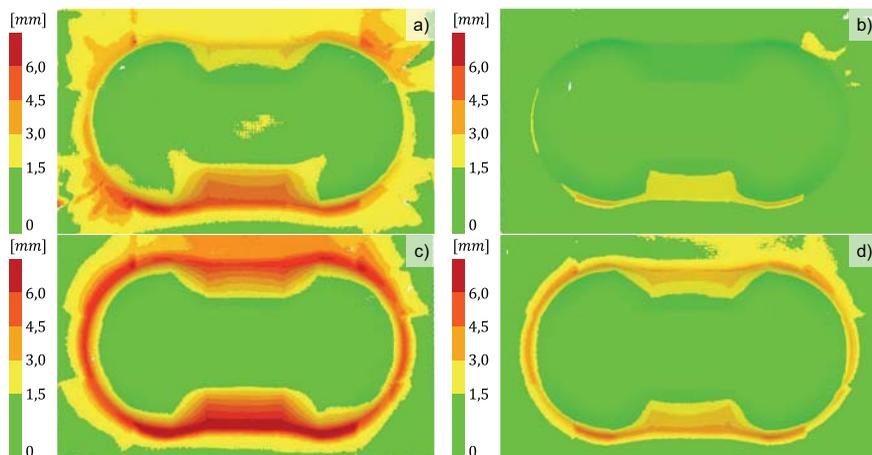


Abbildung 4-17: Lokale Formabweichung für Binderpulver bei a) 64 °C und b) 120 °C sowie für Bindervlies bei c) 80 °C und d) 134 °C nach (A_Schmitz 2018, S. 49)

Abbildung 4-17 verdeutlicht den signifikanten Einfluss der Aktivierungstemperatur und des Bindermaterials auf die Formabweichung. Die geringste Formabweichung von 0,97 mm innerhalb dieser Versuchsreihe zeigt das Binderpulver bei einer Aktivierungstemperatur von 120 °C. Mit dieser Kombination der Parameter wird folglich eine ausreichende intra- und inter-laminare Fixierung der einzelnen Lagen erreicht, sodass eine geringe Formabweichung realisiert wird. Für die nachfolgende Versuchsreihe zum Werkzeugsystem wird somit das Binderpulver bei einer Aktivierungstemperatur von 120 °C eingesetzt. Diese Versuchsreihe zum Bindersystem zeigt, dass die Definition der optimalen Aktivierungsparameter für eine ausgeglichene intra- und inter-laminare Fixierung stark abhängig vom Bindersystem ist. Aus diesem Grund wird das Eindringen des Bindermaterials in die textile Faserstruktur in Kapitel 5.3 durch eine experimentelle Analyse sowie eine analytische Modellierung des Eindringverhaltens detaillierter untersucht.

4.4.2 Ergebnisse der Versuchsreihe Werkzeugsystem

In der Versuchsreihe Werkzeugsystem werden die Wirkzusammenhänge zwischen einem segmentierten Werkzeugsystem und den Bauteil- und Materialparametern betrachtet. Dabei werden die Auswirkungen der vier Faktoren Bauteilgeometrie, Spannkraft des Materialführungssystems, textiles Material und Werkzeugsequenz sowie ihre Wechselwirkungen auf die Zielgrößen Faltenbildung und Formabweichung analysiert.

In Abbildung 4-18 sind die Ergebnisse der Varianzanalyse eines vollfaktoriellen Versuchsplans für die vier Faktoren und die sechs 2-Faktor-Wechselwirkungen in standardisierten Einheiten (t-Statistik) dargestellt. Für ein Signifikanzniveau von $\alpha = 5,0 \%$ ergibt sich ein kritischer Wert für die t-Statistik von 2,04. Somit sind für das betrachtete Signifikanzniveau alle Faktoren und 2-Faktor-Wechselwirkungen statistisch signifikant, deren zugehörige t-Statistik betragsmäßig größer ist als 2,04. Im dargestellten Diagramm wird dies durch eine gestrichelte Grenzlinie verdeutlicht. Für die Zielgröße Formabweichung weist der Faktor textiles Material die größte Signifikanz auf, gefolgt von der Spannkraft des Materialführungssystems, der Werkzeugsequenz und der Bauteilgeometrie (Abbildung 4-18 a). Bei den 2-Faktor-Wechselwirkungen zeigt hinsichtlich der Formabweichung lediglich die Kombination aus Spannkraft des Materialführungssystems und aus textilem Material eine statistische Signifikanz.

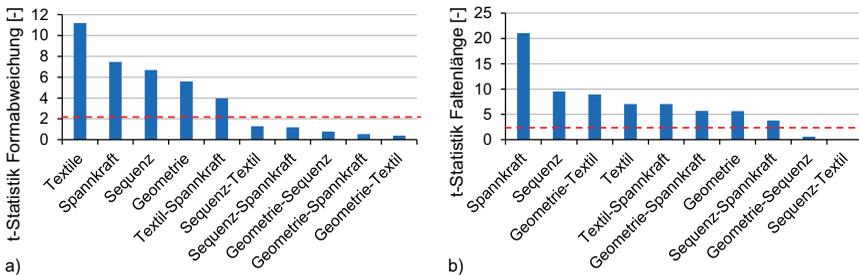


Abbildung 4-18: Ergebnisse der Varianzanalyse für die Zielgrößen
 a) Formabweichung nach (A_Schmitz 2018, S. 52) und
 b) Faltenlänge nach (A_Schmitz 2018, S. 55)

Für die Zielgröße Faltenlänge ergibt sich eine andere Verteilung der signifikanten Faktoren und 2-Faktor-Wechselwirkungen im Vergleich zur Zielgröße Formabweichung (Abbildung 4-18 b). Während die Zielgröße Formabweichung neben der Geometrieab-

weichung aufgrund von Faltenbildung auch weitere Preformingeffekte wie die Rückfederung, Brückenbildung (Bridging) oder Quetschungen infolge der segmentierten Werkzeugtechnik beinhaltet, bewertet die Zielgröße Faltenlänge fokussiert das Auftreten von Falten im textilen Preform. Wie im Stand der Forschung beschrieben, zeigt die Spannkraft des Materialführungssystems einen signifikanten Einfluss auf die Faltenbildung. Zusätzlich sind die Faktoren Werkzeugsequenz, textiles Material und Bauteilgeometrie sowie ihre Wechselwirkungen statistisch signifikant.

In dieser Arbeit steht die Ableitung einer geeigneten Prozessstrategie zur Minimierung der Faltenbildung im Fokus, sodass die Haupteffekte und die 2-Faktor-Wechselwirkungen für die Zielgröße Faltenlänge im Folgenden detaillierter betrachtet werden. Abbildung 4-19 stellt den Mittelwert der Faltenlänge für die jeweilige Faktorstufe eines Faktors in einem Haupteffektediagramm dar. Die Differenz der Mittelwerte beider Faktorstufen eines Faktors wird als Haupteffekt bezeichnet. In Abbildung 4-20 sind die Mittelwerte der Zielgröße für eine Faktorstufe der Kombination von zwei Faktoren graphisch in einem Wechselwirkungsdiagramm zusammengefasst. Folglich verlaufen bei einer Wechselwirkung von zwei Faktoren die Kurven innerhalb eines Wechselwirkungsdiagramms nicht parallel.

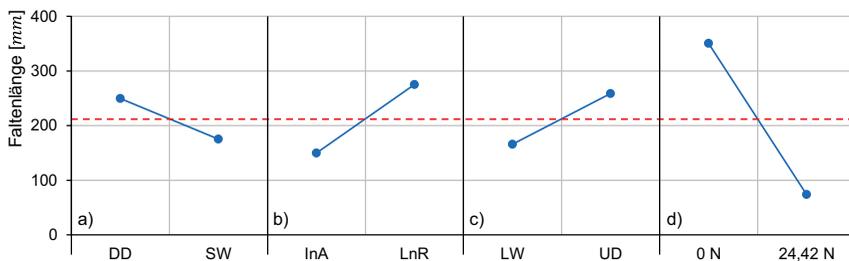


Abbildung 4-19: Haupteffektediagramm für a) Bauteilgeometrie, b) Werkzeugsequenz, c) textiles Material und d) Spannkraft nach (A_Schmitz 2018, S. 56)

Für die DD-Geometrie wird eine gemittelte Faltenlänge von 249,43 mm gemessen, während für die SW-Geometrie ein Wert von 175,18 mm erreicht wird (Abbildung 4-19 a). Aufgrund der signifikanten 2-Faktor-Wechselwirkungen lässt sich der Faktor Bauteilgeometrie nur unter Berücksichtigung Bauteilgeometrie-Textil-Wechselwirkung und Bauteilgeometrie-Spannkraft-Wechselwirkung richtig bewerten. In Abbildung 4-20 b) führt die SW-Geometrie für das UD-Gelege zu einer Verbesserung der Faltenbildung,

während für das LW-Gewebe eine Erhöhung der Faltenbildung beobachtet wird. In Wechselwirkung der Spannkraft des Materialführungssystems mit der Bauteilgeometrie zeigt sich, dass bei höherer Spannkraft von 24,42 N die Bauteilgeometrie keinen Einfluss hat. Ohne eine Spannkraft wird für die SW-Geometrie allerdings eine geringere Faltenbildung im Vergleich zur DD-Geometrie erreicht (Abbildung 4-20 c).

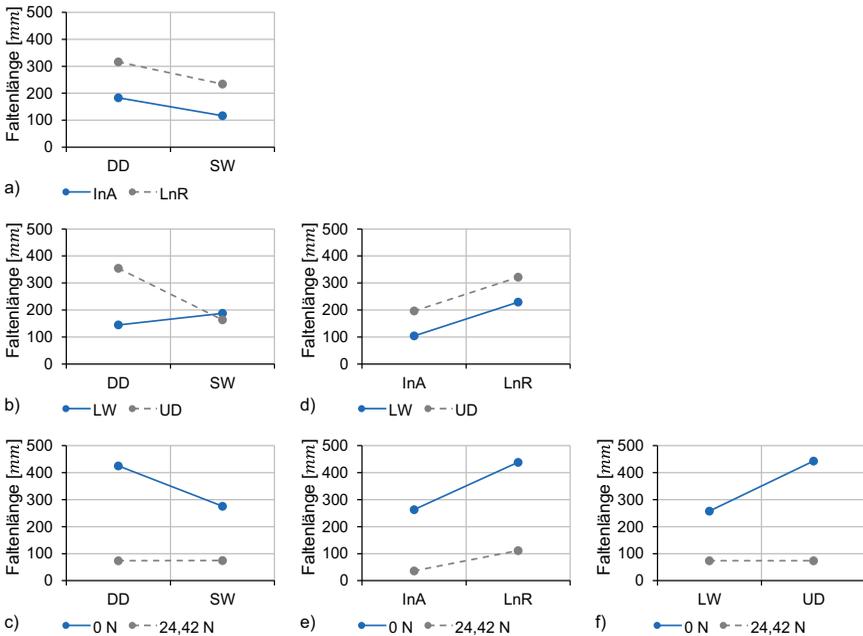


Abbildung 4-20: Wechselwirkungsdiagramm für a) Geometrie-Sequenz, b) Geometrie-Textil, c) Geometrie-Spannkraft, d) Sequenz-Textil, e) Sequenz-Spannkraft und f) Textil-Spannkraft nach (A_Schmitz 2018, S. 57)

Für den Faktor Werkzeugsequenz wird mit der Faktorstufe Innen-nach-Außen (InA) eine mittlere Faltenlänge von 149,63 mm beobachtet. Die Faktorstufe Links-nach-Rechts (LnR) führt allerdings zu einem größeren Wert von 274,98 mm, sodass ein großer Effekt des Faktors Werkzeugsequenz von 125,35 mm resultiert (Abbildung 4-19 b). Das Wechselwirkungsdiagramm in Abbildung 4-20 e) verdeutlicht, dass die Werkzeugsequenz bei einer geringen Spannkraft des Materialführungssystems einen deutlich größeren Effekt von 175,35 mm als bei einer höheren Spannkraft besitzt.

Der Faktor textiles Material besitzt einen vergleichsweise geringen Effekt von 92,63 *mm* (Abbildung 4-19 c). Grundsätzlich wird mit dem Material LW-Gewebe jedoch eine geringere Faltenbildung als mit dem UD-Gelege erreicht, was sich durch die Deformationsmechanismen der unterschiedlichen Faserarchitekturen der textilen Materialien erklären lässt. Aus Abbildung 4-20 f) wird deutlich, dass mit höheren Spannkraften des Materialführungssystems der Unterschied in der Faltenlänge zwischen den textilen Materialien geringer wird. Nach (Nezami 2015, S. 80) ändert sich das Scherverhalten von textilen Materialien infolge von in-plane Zugspannungen, was den geringeren Einfluss des textilen Materials bei höheren Spannkraften erklärt.

Wie bereits in einigen Wechselwirkungseffekten erwähnt, stellt der Faktor Spannkraft des Materialführungssystems den größten Effekt auf die Faltenbildung mit $-276,42 \text{ mm}$ dar. Die gemittelte Faltenlänge für die Faktorstufe 0 N beträgt $350,52 \text{ mm}$, während mit einer Spannkraft von $24,42 \text{ N}$ die mittlere Faltenlänge auf $74,1 \text{ mm}$ reduziert wird. Zusätzlich zeigen die Wechselwirkungsdiagramme (Abbildung 4-20 c, e, f) eine signifikante Wechselwirkung mit den weiteren drei Faktoren, wobei mit steigender Spannkraft die Wechselwirkungseffekte abgeschwächt werden (A_Schmitz 2018, S. 51–58).

Fazit

In der Versuchsreihe Bindersystem wird eine hohe Stabilität des textilen Preforms durch eine ausgeglichene intra- und inter-laminare Fixierung der einzelnen Lagen im Lagenaufbau erreicht. Der Fixiermechanismus wird dabei durch die Aktivierungsparameter und das eingesetzte Bindersystem beeinflusst, die das Eindringverhalten in die Faserstruktur beeinflussen.

In der Versuchsreihe Werkzeugsystem zeigen die Faktoren Bauteilgeometrie, Spannkraft des Materialführungssystems, textiles Material und Werkzeugsequenz sowie ihre Wechselwirkungen einen signifikanten Einfluss auf die Faltenlänge beim Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem.

In der Entwicklung einer systematischen Vorgehensweise zur Ableitung einer Prozessstrategie sind somit neben den Prozessparametern auch die Material- und Geometrieigenschaften zu berücksichtigen.

5 Verhalten bebindeter Textilie bei hohen Temperaturen

Wie im vorausgegangenen Kapitel analysiert, beeinflussen die Aktivierungsparameter in Abhängigkeit des Bindersystems signifikant die Qualität des Preforms. Zusätzlich hat die Aktivierungstemperatur direkte Auswirkungen auf die Umformtemperatur, die das Verformungsverhalten von bebinderten Textilien ändert. In Kapitel 5.1 wird zunächst ein vereinfachtes Temperaturmodell vorgestellt und validiert, das in Abhängigkeit der Werkzeugsegmentierung und -sequenz den Temperaturbereich für die Umformung ermittelt. Anschließend wird in Kapitel 5.2 der Einfluss der Umformtemperatur für unterschiedliche textile Materialien und Bindersysteme auf das Verformungsverhalten analysiert.

Neben einem geringen Widerstand der Verformung ist durch die Wahl der Aktivierungsparameter sicherzustellen, dass eine ausgeglichene intra- und inter-laminare Fixierung hinsichtlich einer guten Preformstabilität existiert. Hierfür wird in Kapitel 5.3 das Tränkungsverhalten des Bindersystems in die Faserstruktur experimentell analysiert und ein analytisches Modell zur Beschreibung des Eindringens des Bindersystems in Abhängigkeit der Aktivierungszeit vorgestellt.

5.1 Analyse und Modellierung der Textiltemperatur

Die Aktivierungstemperatur T_A beschreibt die Temperatur des textilen Lagenaufbaus am Ende des Aufheizvorgangs. Die Umformtemperatur T_U stellt dagegen die Temperatur des Lagenaufbaus während der Umformung dar, die aufgrund der Handhabung des Lagenaufbaus geringer als die Aktivierungstemperatur ist. Im Fall eines segmentierten Werkzeugsystems spannt sich die Umformtemperatur T_U durch das sequentielle Schließen der Werkzeugsegmente in einen Umformbereich auf, der durch eine Start-Umformtemperatur $T_{U,Start}$ und End-Umformtemperatur $T_{U,Ende}$ charakterisiert ist. Für eine ausreichende Preformqualität ist sicherzustellen, dass die Umformtemperatur für die gesamte Umformung, also vom ersten bis zum letzten Werkzeugsegment, höher ist als eine minimal zulässige Umformtemperatur.

Zur Vorhersage der Umformtemperatur des textilen Lagenaufbaus für ein segmentiertes Werkzeugsystem wird in Kapitel 5.1.1 ein vereinfachtes Temperaturmodell entwickelt. Anschließend wird in Kapitel 5.1.2 ein Versuchsaufbau zur experimentellen Bestimmung der Temperatur des textilen Lagenaufbaus über die gesamte Preformingprozesskette von der Einspannsituation bis zum finalen Preform vorgestellt, mit dem das

Temperaturmodell kalibriert und validiert wird. Abschließend wird in Kapitel 5.1.3 die Sensitivität der Materialparameter, Aktivierungstemperatur sowie der Werkzeugsegmentierung und Werkzeugsequenz auf die End-Umformtemperatur analysiert.

5.1.1 Modellierung der Textiltemperatur

Die thermische Prozesskette für die in Kapitel 4.2 dargestellte Anlagen- und Werkzeugtechnik sowie die in Kapitel 4.3.3 beschriebenen Prozessschritte ist in Abbildung 5-1 zusammengefasst abgebildet. Zu Beginn der Prozesskette liegt der textile Lagenaufbau eingespannt im Materialführungssystem bei Umgebungstemperatur vor (Phase 0). Anschließend folgt das Aufheizen des gesamten Lagenaufbaus mit einer Strahlungsheizung für eine Aktivierungsdauer t_1 bis eine definierte Aktivierungstemperatur erreicht ist (Phase 1). In Phase 2 wird der aufgeheizte Lagenaufbau, der sich weiterhin eingespannt im Materialführungssystem befindet, innerhalb der Preformingstation für eine Zeit t_2 transportiert und kühlt infolge der umgebenden Luft ab. In Phase 3 kommt es durch das Senken des Materialführungssystems zu einem partiellen Kontakt des textilen Lagenaufbaus mit dem temperierten Unterwerkzeug für eine Zeit t_3 . Die resultierende Kontaktfläche ist dabei abhängig von der betrachteten Bauteilgeometrie. In Phase 4 erfolgt der zentrale Umformvorgang mit einem oder mehreren Werkzeugsegmenten, indem die Werkzeugsegmente sequentiell eine Kontaktfläche zum textilen Lagenaufbau für eine Zeit $t_{4,n}$ ausbilden. Nach dem Schließen des letzten Werkzeugsegments kühlt der textile Lagenaufbau weiter im geschlossenen Werkzeug für eine Zeit $t_{4,n_{WZ}}$ ab bis eine ausreichende Entformungstemperatur erreicht ist.

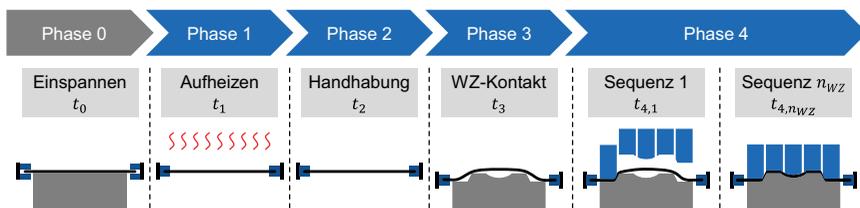


Abbildung 5-1: Thermische Prozesskette für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem

Die Modellierung der Temperatur des textilen Lagenaufbaus über die gesamte Prozesskette erfolgt mit Hilfe der Grundlagen aus der Wärmeübertragung, die den Transport von Wärme zwischen mehreren Systemen aufgrund einer Temperaturdifferenz beschreibt (Böckh 2017, S. 1). Nach (Böckh 2017, S. 3–4) werden zwei grundlegende

Mechanismen der Wärmeübertragung unterschieden: Wärmeleitung und Wärmestrahlung. Dabei wird die Konvektion als eine besondere Form der Wärmeleitung beschrieben. Die Wärmeleitung ist definiert als die Übertragung von Wärme zwischen Festkörpern und Fluiden, wobei nochmals in Wärmeleitung in ruhenden Stoffen und Wärmeleitung mit strömenden Fluiden differenziert wird. In dieser Modellierung wird der Fall einer Wärmeleitung in ruhenden Stoffen angenommen. Die Wärmestrahlung beschreibt die Wärmeübertragung durch elektromagnetische Strahlung von einer Oberfläche zu einer anderen Oberfläche.

Die Temperatur des textilen Lagenaufbaus ist im Allgemeinen ein instationäres Temperaturfeld $T = f(t, x, y, z)$, das abhängig von der Zeit und der Ortskoordinate ist. Zur Bestimmung des zeitlich veränderlichen Temperaturfelds T muss in der Regel mit numerischen Verfahren eine dreidimensionale partielle Differentialgleichung gelöst werden. Allerdings kann durch systemabhängige Annahmen die Differentialgleichung so vereinfacht werden, dass auch eine einfache Lösung möglich ist. Bei sehr kleinen Biotzahlen ist die Temperatur innerhalb eines Körpers unabhängig von der Ortskoordinate (x, y, z) , sodass die Temperatur des Körpers mit einer mittleren Temperatur $T = f(t)$ in Abhängigkeit der Zeit angegeben werden kann. Die Biotzahl Bi ist eine dimensionslose Kennzahl und berechnet sich aus der charakteristischen Länge s , der spezifischen Wärmeleitfähigkeit λ des betrachteten Körpers sowie dem spezifischen Wärmeübergangskoeffizienten α nach Gleichung 5-1. Nach (Böckh 2017, S. 69–81) kann für $Bi < 0,5$ mit einer hohen Genauigkeit angenommen werden, dass die Temperatur eines Körpers unabhängig von der Ortskoordinate ist. Für einen 6-lagigen textilen Aufbau aus LW-Gewebe mit einer minimalen Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 80 \text{ W/m} \cdot \text{K}$, einer charakteristische Länge $s = 2,16 \text{ mm}$ und einem Wärmeübergangskoeffizient zu Aluminium $\alpha = 273,0 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ergibt sich eine Biotzahl von $Bi = 0,007371$.

$$Bi = \frac{\alpha \cdot s}{\lambda} \quad 5-1$$

Somit ist die Bedingung einer ausreichend kleinen Biotzahl erfüllt und es ergibt sich eine vereinfachte Berechnung für den in ein System übertragenen Wärmestrom durch Wärmeleitung in ruhenden Stoffen $\dot{Q}_{\text{Konduktion}}$. Die Wärmeleitung berechnet sich nach Gleichung 5-2 mit Hilfe der Wärmeübergangszahl α zwischen dem Körper und dem umgebenden Medium, der Oberfläche des Körpers A , der zeitlich abhängigen Temperatur des Körpers $T(t)$ sowie der konstanten Temperatur des umgebenden Mediums T_M .

$$\dot{Q}_{\text{Konduktion}} = \alpha \cdot A \cdot (T_M - T(t)) \quad 5-2$$

Zusätzlich kann ein Wärmestrom durch Wärmestrahlung $\dot{Q}_{\text{Strahlung}}$ an den betrachteten Körper übertragen werden. Unter Vernachlässigung der Abstrahlung des betrachteten Körpers, berechnet sich der aufgenommene Wärmestrom durch die Strahlungsleistung des externen Strahlers $P_{\text{Strahler}}(t)$ und dem Absorptionskoeffizienten γ des Körpers.

$$\dot{Q}_{\text{Strahlung}} = \gamma \cdot P_{\text{Strahler}}(t) \quad 5-3$$

Unter der Annahme, dass keine Arbeit ins System übertragen wird, dass es eine konstante mechanische Energie besitzt und dass es sich um ein geschlossenes System ohne konvektiven Energietransport handelt, lässt sich der Erhaltungssatz vereinfachen (Herwig & Kautz et al. 2016, S. 32–33). Die Änderung der inneren Energie U eines Systems wird somit lediglich durch den Transport durch Wärme von außerhalb des Systems hervorgerufen. Nach Gleichung 5-4 steht die zeitliche Änderung der inneren Energie eines Körpers mit der Summe aller übertragenen Wärmeströme mit der Umgebung im Gleichgewicht (Herwig & Kautz et al. 2016, S. 42–43).

$$\frac{dU}{dt} = m \cdot c(T) \cdot \frac{dT}{dt} = \frac{dQ}{dt} \sum_i \dot{Q}_{\text{Konduktion},i}(t) + \sum_j \dot{Q}_{\text{Strahlung},j}(t) \quad 5-4$$

5.1.1.1 Herleitung des vereinfachten Temperaturmodells

Unter Berücksichtigung der getroffenen Annahmen im vorausgegangenen Kapitel lässt sich für jede Phase der thermischen Prozesskette mit Hilfe der Erhaltungsgleichung 5-4 eine Differentialgleichung für die mittlere Temperatur des textilen Lagenaufbaus ermitteln.

Zu Beginn des Aufheizvorgangs entspricht die mittlere Temperatur des Lagenaufbaus $T_0(t=0)$ der Umgebungstemperatur $T_{M,Umgebung}$ (Abbildung 5-2 a). Der textile Lagenaufbau besteht aus n_{Lagen} Lagen des textilen Materials, welcher als isotrope, homogene Platte mit einer Grundfläche A , Masse m und einer spezifischen Wärmekapazität c modelliert wird. Die umlaufenden Spannelemente des Materialführungssystems werden aufgrund der geringen Kontaktfläche zum textilen Material in diesem Temperaturmodell vernachlässigt. Ein Wärmeübergang an den Kanten des textilen Lagenaufbaus wird infolge der geringen Materialdicke nicht berücksichtigt.

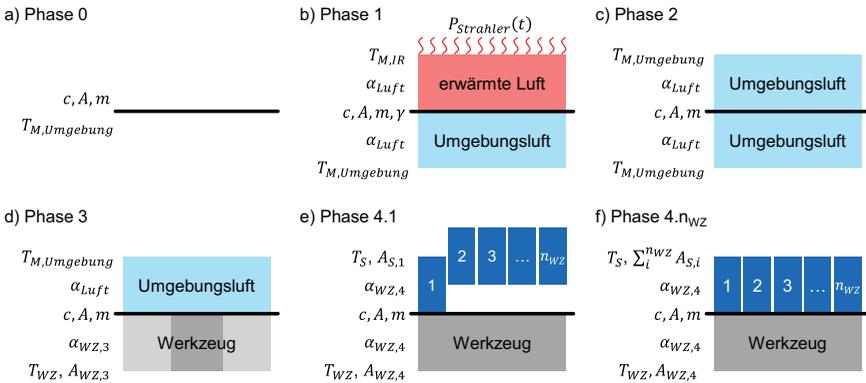


Abbildung 5-2: Modellierung der Textiltemperatur in der Binder-Umformtechnik

Abbildung 5-2 b) stellt den Aufheizvorgang des textilen Lagenaufbaus dar (Phase 1). Die Oberseite des Lagenaufbaus mit einem materialspezifischen Absorptionskoeffizienten γ wird durch eine Strahlungsheizung bestrahlt, welche eine zeitabhängige Strahlungsleistung $P_{Strahler}(t)$ besitzt. Zusätzlich gibt es einen Wärmetransport zwischen dem textilen Lagenaufbau und der Umgebung aufgrund von Wärmeleitung in ruhenden Stoffen. Für die Wärmeleitung an der Oberseite ergibt sich eine höhere Lufttemperatur $T_{M,IR}$ infolge der Erwärmung der Luft durch die Strahlungsheizung. Die Lufttemperatur an der Unterseite entspricht der Umgebungstemperatur $T_{M,Umgebung}$. Der Wärmeübergangskoeffizient zwischen dem textilen Material und der Luft α_{Luft} wird als konstant betrachtet. Es ergibt sich die folgende Differentialgleichung für den Temperaturverlauf $T_1(t)$ in Phase 1.

$$m \cdot c \cdot \frac{dT_1}{dt} = \alpha_{Luft} \cdot A \cdot (T_{M,IR} - T_1(t)) + \gamma \cdot P_{Strahler}(t) + \alpha_{Luft} \cdot A \cdot (T_{M,Umgebung} - T_1(t)) \quad 5-5$$

für $(0 \leq t \leq t_1)$

Die Randbedingung zum Lösen der Differentialgleichung ergibt sich durch folgende Gleichung.

$$T_1(t = 0) = T_{M,Umgebung} \quad 5-6$$

Die Strahlungsleistung des externen Strahlers $P_{Strahler}(t)$ ist abhängig von der Zeit und kann durch eine Sigmoidfunktion nach Gleichung 5-7 beschrieben werden. Die Funktion wird durch die maximale Leistung des Strahlers P_{max} , die initiale Leistung beim Einschalten P_0 und durch die Proportionalitätskonstante k beschrieben. Aufgrund der zeitabhängigen Strahlungsleistung lässt sich die resultierende Differentialgleichung nicht mehr analytisch lösen und wird folglich numerisch bestimmt.

$$P_{Strahler}(t) = \frac{P_{max}}{1 + e^{-k \cdot P_{max} \cdot t} \cdot \left(\frac{P_{max}}{P_0} - 1\right)} \quad 5-7$$

In Phase 2 der thermischen Prozesskette wird der aufgeheizte Lagenaufbau innerhalb der Preformingstation gehandhabt (Abbildung 5-2 c). In diesem Prozessschritt erfolgt eine Wärmeleitung aufgrund des Temperaturunterschieds zwischen der Umgebung mit der Temperatur $T_{M,Umgebung}$ und dem aufgeheizten Lagenaufbau an der Ober- und Unterseite. Die Abstrahlung des aufgeheizten Lagenaufbaus an die Umgebung wird aufgrund der geringen Temperaturdifferenz in dieser Modellbildung vernachlässigt. Dadurch ergibt sich folgende Differentialgleichung für den Temperaturverlauf $T_2(t)$ in Phase 2. Diese Differentialgleichung lässt sich durch die Separation der Veränderlichen analytisch lösen, indem der Temperaturverlauf durch eine Exponentialfunktion beschrieben wird.

$$m \cdot c \cdot \frac{dT_2}{dt} = \alpha_{Luft} \cdot 2A \cdot (T_{M,Umgebung} - T_2(t)) \quad 5-8$$

$$\text{für } t_1 < t \leq (t_1 + t_2)$$

Die Übergangsbedingung zum Lösen der Differentialgleichung ergibt sich durch folgende Gleichung.

$$T_2(t_1) = T_1(t_1) \quad 5-9$$

Phase 3 beschreibt den partiellen Kontakt des textilen Lagenaufbaus mit dem unteren Umformwerkzeug nach dem Senken des Materialführungssystems (Abbildung 5-2 d). Daraus resultiert eine Wärmeleitung über die Kontaktfläche $A_{WZ,3}$ zwischen dem unteren Werkzeug und dem Lagenaufbau mit einer Wärmeübergangszahl $\alpha_{WZ,3}$. Aufgrund der vergleichsweise hohen Masse und resultierenden Wärmekapazität kann die Temperatur des Werkzeugs T_{WZ} als konstant über die gesamte Prozesskette betrachtet werden. An der Oberseite des Lagenaufbaus kommt es zusätzlich zu einem Wärme-

übergang zwischen dem textilen Lagenaufbau und der Umgebungsluft mit der konstanten Temperatur $T_{M,Umgebung}$. Dadurch ergibt sich folgende Differentialgleichung für den Temperaturverlauf $T_3(t)$ in Phase 3.

$$m \cdot c \cdot \frac{dT_3}{dt} = \alpha_{Luft} \cdot A \cdot (T_{M,Umgebung} - T_3(t)) + \alpha_{WZ,3} \cdot A_{WZ,3} \cdot (T_{WZ} - T_3(t)) \quad 5-10$$

für $(t_1 + t_2) < t \leq (t_1 + t_2 + t_3)$

Die Übergangsbedingung zum Lösen der Differentialgleichung ergibt sich durch folgende Gleichung.

$$T_3(t_1 + t_2) = T_2(t_1 + t_2) \quad 5-11$$

In Phase 4 wird der textile Lagenaufbau umgeformt. Die Umformung erfolgt sequentiell durch mehrere Werkzeugsegmente oder durch ein globales Werkzeug in einem Umformschritt (Abbildung 5-2 e, f). Die Variable n definiert das betrachtete Werkzeugsegment und die Variable n_{WZ} die Gesamtanzahl der Werkzeugsegmente. Unabhängig vom betrachteten Werkzeugsegment findet eine Wärmeleitung zwischen dem unteren Werkzeug und dem Lagenaufbau über die Kontaktfläche $A_{WZ,4}$ mit einer Wärmeübergangszahl $\alpha_{WZ,4}$ statt. Gegenüber Phase 3 wird in dieser Phase ein vollständiger Kontakt zwischen dem Lagenaufbau und dem Werkzeug modelliert. Zusätzlich ist eine höhere Wärmeübergangszahl $\alpha_{WZ,4}$ als in Phase 3 aufgrund der aufbrachten Umformkraft anzunehmen. Für das Werkzeugsegment n resultiert eine Wärmeleitung zwischen den bereits geschlossenen Werkzeugsegmenten und dem textilen Lagenaufbau über die summierte Kontaktfläche der Werkzeugsegmente $A_{S,i}$ mit einer Wärmeübergangszahl $\alpha_{WZ,4}$. Die Temperatur der Werkzeugsegmente T_S wird aufgrund der großen gespeicherten Wärme in den metallischen Werkzeugen ebenfalls als konstant betrachtet. Die Zeiten $t_{4,n}$ mit $n = 1$ bis n_{WZ} entsprechen den Kontaktzeiten, wenn die einzelnen Werkzeugsegmente im Kontakt mit dem textilen Lagenaufbau sind. Für jedes Werkzeugsegment n ergibt sich somit folgende Differentialgleichung für den Temperaturverlauf $T_{4,n}(t)$ in Phase 4.

$$m \cdot c \cdot \frac{dT_{4,n}}{dt} = \alpha_{WZ,4} \cdot A_{WZ,4} \cdot (T_{WZ} - T_{4,n}(t)) + \sum_{i=1}^n \alpha_{WZ,4} \cdot A_{S,i} \cdot (T_S - T_{4,n}(t)) \quad 5-12$$

für $(t_1 + t_2 + t_3) < t \leq (t_1 + t_2 + t_3 + t_4)$

Die Übergangsbedingungen zum Lösen der Differentialgleichung ergeben sich durch folgende Gleichungen.

$$n = 1: T_{4,1}(t_1 + t_2 + t_3) = T_3(t_1 + t_2 + t_3)$$

5-13

$$n > 1: T_{4,n}(t_1 + t_2 + t_3 + \sum_{i=1}^{n-1} t_{4,i}) = T_{4,n-1}(t_1 + t_2 + t_3 + \sum_{i=1}^{n-1} t_{4,i})$$

Die Lösung der vorgestellten Differentialgleichungen erfolgt mit Hilfe des Standardsolvers für gewöhnliche Differentialgleichungen ode45 der Software MATLAB. Es ist somit möglich, den gesamten Temperaturverlauf $T(t)$ in Abhängigkeit der Material-, Kontakt- und Prozessparameter in wenigen Millisekunden zu berechnen und in einem Graphen zu visualisieren.

5.1.2 Validierung des Temperaturmodells

In diesem Kapitel wird die experimentelle Messung der Temperatur für den textilen Lagenaufbau über die gesamte Preformingprozesskette beschrieben (Kapitel 5.1.2.1). Anschließend werden in Kapitel 5.1.2.2 die Ergebnisse der Temperaturmessung für unterschiedliche Aktivierungstemperaturen vorgestellt. Anhand einer definierten Aktivierungstemperatur ist es somit möglich, die Material- und Kontaktparameter des Temperaturmodells zu kalibrieren. Die Validierung des Temperaturmodells erfolgt abschließend durch den Abgleich der Temperaturverläufe für weitere Aktivierungstemperaturen.

5.1.2.1 Messaufbau und -durchführung

Die experimentelle Messung des Temperaturverlaufs wird auf der in Kapitel 4.2 beschriebenen Anlagen- und Werkzeugtechnik durchgeführt. Anstelle des klassischen textilen Lagenaufbaus wird für die Temperaturmessung ein Lagenaufbau mit integrierten Thermoelementen eingesetzt. Dieser besteht nach Abbildung 5-3 a) aus sechs Lagen des LW-Gewebes mit den Abmessungen $350 \times 450 \text{ mm}^2$. Die Richtung der Kettfäden des LW-Gewebes (0° -Richtung) wird für alle sechs Lagen entlang der x-Achse der Bauteilgeometrie ausgerichtet. Zur Messung der Temperatur werden Draht-Thermoelemente vom Typ K mit einer geplatteten Messspitze der Fa. ES Electronic Sensor für einen Temperaturbereich von -100 bis $+285^\circ\text{C}$ eingesetzt. Die Messspitzen der 15 Temperatursensoren sind in einem gleichmäßigen Raster im Umformbereich des Lagenaufbaus mit den Abmessungen $186 \times 311 \text{ mm}^2$ angeordnet und mit einem PVC-Klebeband lokal fixiert (Abbildung 5-3 b). Die Aufzeichnung der Temperaturverläufe für

alle 15 Sensoren erfolgt mit einer Abtastrate von 10 Hz mit Hilfe des Daten-Akquisitiionsmoduls OMB-DAQ-2416 der Fa. OMEGA Engineering über die differentiellen Analogeingänge des Moduls. Für die Temperaturmessung wird die DD-Geometrie mit einem ungeteilten Werkzeugsystem abgebildet, indem alle Werkzeugsegmente des segmentierten Werkzeugsystems gleichzeitig herunterfahren. Die Temperatur der Umgebung $T_{M,Umgebung}$ betrug zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung 26 °C, was folglich der Temperatur der nicht temperierten Werkzeugsegmente T_S entspricht. Die Temperatur des unteren Werkzeugs T_{WZ} wird mit Hilfe von Heizmatten auf einer konstanten Temperatur von 35 °C gehalten. Die Geschwindigkeit der Werkzeugsegmente, die Position der Spannelemente sowie die Spannkraft des Materialführungssystems werden entsprechend der Angaben in Kapitel 4.2 eingestellt.

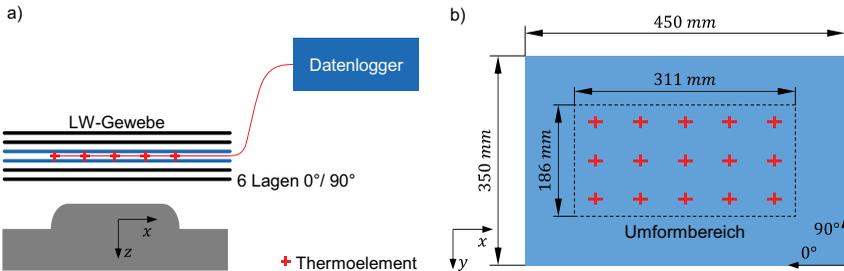


Abbildung 5-3: a) Messaufbau und b) Positionierung der Thermoelemente

Die Strahlungsleistung des externen Strahlers $P_{Strahler}(t)$, die den Aufheizvorgang des textilen Lagenaufbaus in Phase 1 maßgeblich beeinflusst, wird nach Gleichung 5-7 durch eine Sigmoidfunktion beschrieben. Mit Hilfe eines vereinfachten Modellversuchs, indem die Strahlungsheizung einen Körper mit bekannten Absorptionseigenschaften bestrahlt, werden die unbekannte initiale Leistung P_0 beim Einschalten und die Proportionalitätskonstante k ermittelt. Die ermittelten Parameter der Sigmoidfunktion sind in Tabelle 5-1 zusammengefasst und die resultierende Strahlungsleistung $P_{Strahler}(t)$ über der Zeit t nach dem Einschalten der Strahlungsheizung ist in Abbildung 5-4 dargestellt.

Tabelle 5-1: Parameter der Sigmoidfunktion

Variable	Wert
maximale Leistung P_{max} [W]	1400
initiale Leistung P_0 [W]	123,29
Proportionalitäts- konstante k [1/W · s]	$4,8886 \cdot 10^{-5}$

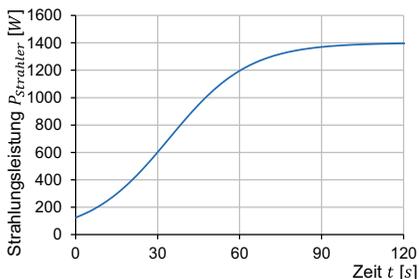


Abbildung 5-4: Modellierung der Strahlungsleistung mit einer Sigmoidfunktion

Die Messungen der Temperaturverläufe über die gesamte Prozesskette werden für drei unterschiedliche Aktivierungstemperaturen T_A durchgeführt. Die Aktivierungstemperatur wird in diesem Messaufbau über die Zeit eingestellt, sodass die Aktivierungstemperaturen $T_{A,1} = 89,63 \text{ °C}$, $T_{A,2} = 109,6 \text{ °C}$ und $T_{A,3} = 125,95 \text{ °C}$ resultieren. Die aufgezeichneten Temperaturverläufe der 15 Temperatursensoren werden während der Messung in einer CSV-Datei gespeichert. Zur Bestimmung der mittleren Temperatur des textilen Lagenaufbaus wird zu jedem Messzeitpunkt der Mittelwert der Temperaturwerte aller Sensoren gebildet. Zusätzlich wird die Aktivierungstemperatur T_A durch das Maximum im gemittelten Temperaturverlauf bestimmt. Die End-Umformtemperatur $T_{U,Ende}$ wird zu dem Zeitpunkt ermittelt, wenn das segmentierte Werkzeugsystem vollständig geschlossen ist.

5.1.2.2 Messergebnisse und Validierung des Temperaturmodells

Die zeitlichen Temperaturverläufe der Messungen für die drei Aktivierungstemperaturen sind in Abbildung 5-5 dargestellt. Für die Aktivierungstemperatur von $T_{A,1} = 89,63 \text{ °C}$ ergibt sich eine Temperatur nach der Handhabung innerhalb der Preformingstation von $T = 86,82 \text{ °C}$ infolge der Abkühlung des textilen Lagenaufbaus durch die Umgebung (Ende Phase 2). Durch den partiellen Kontakt mit dem unteren Werkzeug sinkt die Temperatur des Lagenaufbaus weiter auf $T = 75,11 \text{ °C}$, was der Start-Umformtemperatur $T_{U,start}$ entspricht (Ende Phase 3). Nach dem Schließen der Werkzeugsegmente ergibt sich eine End-Umformtemperatur von $T_{U,Ende} = 72,14 \text{ °C}$ (Abbildung 5-5 a). Für die Aktivierungstemperatur von $T_{A,2} = 109,6 \text{ °C}$ wird eine Start-Umformtemperatur $T_{U,start} = 90,28 \text{ °C}$ gemessen, die bis zum Ende der Umformung auf $T_{U,Ende} = 87,11 \text{ °C}$ sinkt (Abbildung 5-5 b). In Abbildung 5-5 c) erfolgt das Aufheizen des textilen Lagenaufbaus bis

zu einer Temperatur von $T_{A,3} = 125,95 \text{ }^\circ\text{C}$, sodass eine Start-Umformtemperatur von $T_{U,Start} = 102,02 \text{ }^\circ\text{C}$ und eine End-Umformtemperatur von $T_{U,Ende} = 100,18 \text{ }^\circ\text{C}$ resultiert. Bei einem globalen Umformwerkzeug, in dem alle Werkzeugsegmente eines segmentierten Werkzeugsystems gleichzeitig herunterfahren, ergibt sich folglich eine nahezu konstante Temperatur während der Umformung.

Zur Kalibrierung der Material- und Kontaktparameter des Temperaturmodells, das in Kapitel 5.1.1 vorgestellt wird, wird der Nelder-Mead-Algorithmus als Optimierungsverfahren eingesetzt. Durch das Lösen der Differentialgleichungen für unterschiedliche Modellparameter wird eine Fehlerfunktion, die durch die Summe der Quadrate der Residuen zwischen berechneter und gemessener Temperatur definiert ist, iterativ minimiert. Dabei werden Literaturwerte für die Materialparameter und die Wärmeübergangskoeffizienten zur Eingrenzung des Lösungsraums für die Kalibrierung verwendet. Als Referenzmessung für die Kalibrierung wird der Temperaturverlauf für eine Aktivierungstemperatur von $T_{A,2} = 109,6 \text{ }^\circ\text{C}$ eingesetzt. Die kalibrierten Material- und Kontaktparameter sind zusammengefasst in Anhang B dargestellt.

Die Validierung des Temperaturmodells erfolgt im Folgenden durch den Abgleich mit den gemessenen Temperaturverläufe mit einer Aktivierungstemperatur von $T_{A,1} = 89,63 \text{ }^\circ\text{C}$ und $T_{A,3} = 125,95 \text{ }^\circ\text{C}$. Die Eingabeparameter des Modells sind durch die kalibrierten Material- und Kontaktparameter und durch die Werkzeugeigenschaften in Anhang C definiert. Die Ergebnisse des direkten Vergleichs zwischen dem Temperaturmodell und der Messung sind zusätzlich in Abbildung 5-5 dargestellt. Zur Bewertung der Genauigkeit des Modells unter Berücksichtigung jedes Messpunkts der drei Temperaturverläufe wird die Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme (RMSE) berechnet. Für die Referenzmessung der Kalibrierung mit einer Aktivierungstemperatur von $T_{A,2} = 109,6 \text{ }^\circ\text{C}$ ergibt sich ein RMSE-Wert von $0,75 \text{ }^\circ\text{C}$. Hierbei weicht die modellierte Aktivierungstemperatur T_A um $0,65 \%$ und die End-Umformtemperatur $T_{U,Ende}$ um $0,18 \%$ von der Messung ab. Für die Aktivierungstemperatur $T_{A,3} = 125,95 \text{ }^\circ\text{C}$ resultiert weiterhin eine sehr hohe Genauigkeit des Temperaturmodells mit einem RMSE-Wert von $1,47 \text{ }^\circ\text{C}$. Dies zeigt sich zusätzlich in einer geringen Abweichung der Aktivierungstemperatur T_A um $2,82 \%$ und der End-Umformtemperatur $T_{U,Ende}$ um $0,64 \%$. Für die Aktivierungstemperatur $T_{A,1} = 89,63 \text{ }^\circ\text{C}$ stimmt das Temperaturmodell mit einem Fehlerwert von $1,03 \text{ }^\circ\text{C}$ mit der Messung überein. Die modellierte Aktivierungstemperatur weicht hierbei um $2,34 \%$ und die End-Umformtemperatur $T_{U,Ende}$ um $2,47 \%$ von der Temperaturmessung

ab. Der Vergleich zwischen dem Temperaturmodell und den Messergebnissen zeigt, dass sich der Temperaturverlauf mit seinen charakteristischen Temperaturgrößen wie die Aktivierungs- und die End-Umformtemperatur durch den vorgestellten Modellierungsansatz mit einer hohen Genauigkeit vorhersagen lässt. Im folgenden Kapitel wird auf Basis des vorgestellten Temperaturmodells der Einfluss unterschiedlicher Prozessparameter eines segmentierten Werkzeugsystems auf die Start- und End-Umformtemperatur des textilen Lagenaufbaus analysiert.

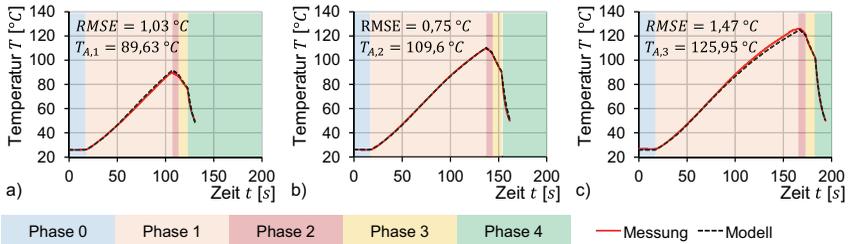


Abbildung 5-5: Vergleich der Messungen mit dem Modell für die Aktivierungstemperaturen a) $T_{A,1} = 89,63 \text{ °C}$, b) $T_{A,2} = 109,6 \text{ °C}$ und c) $T_{A,3} = 125,95 \text{ °C}$

5.1.3 Analyse der Einflussparameter auf das Temperaturmodell

Im vorausgegangenen Abschnitt wird vorgestellt, dass bei einem globalen Umformwerkzeug, indem alle Werkzeugsegmente simultan herunterfahren, ein geringer Temperaturunterschied zwischen dem Start und Ende der Umformung existiert. Für ein segmentiertes Werkzeugsystem, indem alle Werkzeugsegmente sequentiell schließen, verlängert sich die Dauer des Umformvorgangs, was die End-Umformtemperatur beeinflusst. Unter der Annahme, dass eine minimale Umformtemperatur aufgrund des definierten Materialsystems nicht unterschritten werden darf, wird mit Hilfe des entwickelten Temperaturmodells in diesem Kapitel der Einfluss der Prozessparameter eines segmentierten Werkzeugsystems auf die Umformtemperatur untersucht.

Im ersten Schritt wird das validierte Temperaturmodell eingesetzt, um die Sensitivität der Kontakt- und Materialparameter des textilen Lagenaufbaus auf die End-Umformtemperatur eines segmentierten Werkzeugsystems zu analysieren. Ausgehend von einer Referenz werden die Kontakt- und Materialparameter jeweils einzeln um 10 % in positiver und negativer Richtung geändert und die Änderung der End-Umformtemperatur beobachtet. Als Referenz wird die Umformung eines textilen Lagenaufbaus mit der

DD-Geometrie, wie in Kapitel 5.1.2 beschrieben, und einer Aktivierungstemperatur von $T_A = 151,42^\circ\text{C}$ betrachtet. Das Oberwerkzeug ist in dieser Analyse in zehn Werkzeugsegmente ($n_{WZ} = 10$) unterteilt, die in einem zeitlichen Abstand von $\Delta t = t_{4,n} = 0,1\text{ s}$ herunterfahren. Daraus ergibt sich für die Referenz eine End-Umformtemperatur von $T_{U,Ende} = 109,41^\circ\text{C}$. Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für die Material- und Kontaktparameter sind in Abbildung 5-6 a) dargestellt. Für die Wärmeübergangszahlen ergibt sich jeweils eine Reduktion der End-Umformtemperatur von $T_{U,Ende}$ mit steigender Übergangszahl, wobei die Beträge der Änderungen in positiver und negativer Richtung nahezu gleich sind. Den größten Einfluss auf die End-Umformtemperatur besitzt der Wärmeübergangskoeffizient α_{Luft} mit einer mittleren Änderung von 3,79 %, während der Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{WZ,4}$ mit 1,04 % am geringsten ist. Der Absorptionskoeffizient des textilen Lagenaufbaus γ besitzt einen deutlichen Einfluss auf die Umformtemperatur, indem bei einer Reduktion des Absorptionskoeffizienten um 10 % eine Reduktion der End-Umformtemperatur $T_{U,Ende}$ um 6,1 % resultiert. Die Wärmekapazität des Lagenaufbaus c hat hingegen mit einer mittleren Änderung von 0,3 % einen geringen Einfluss auf die Umformtemperatur.

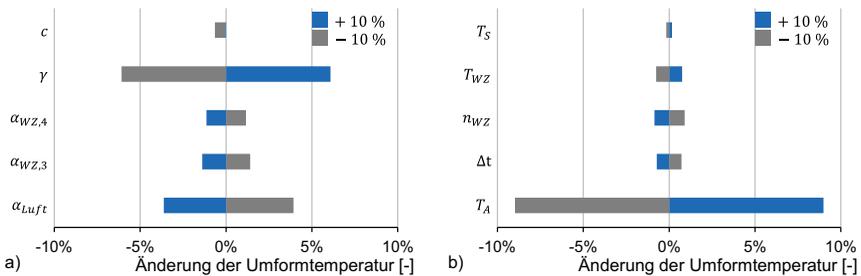


Abbildung 5-6: Sensitivitätsanalyse der a) Kontakt- und Materialparameter sowie b) Prozessparameter für ein segmentiertes Werkzeugsystem

Neben den Material- und Kontaktparametern haben die Prozessparameter einen direkten Einfluss auf die End-Umformtemperatur $T_{U,Ende}$, was in Abbildung 5-6 b) dargestellt ist. Die Aktivierungstemperatur T_A bewirkt bei einer Änderung um 10 % eine deutliche Änderung der End-Umformtemperatur um 9,01 %. Die Anzahl der Werkzeugsegmente n_{WZ} sowie der zeitliche Abstand $\Delta t = t_{4,n}$ zwischen den Werkzeugsegmenten führt bei einer Erhöhung um 10 % zu einer mittleren Reduktion der End-Umformtemperatur um

0,62 %. Während die Temperatur des Oberwerkzeugs T_S eine geringe Sensitivität von 0,13 % aufweist, führt eine Steigerung der Temperatur des Unterwerkzeugs T_{WZ} um 10 % zu einer um 0,76 % höheren Umformtemperatur im Vergleich zu Referenz. Die Sensitivitätsanalyse zeigt, dass sowohl die Material- als auch die Prozessparameter eines segmentierten Werkzeugsystems einen deutlichen Einfluss auf die End-Umformtemperatur besitzen, die unter Berücksichtigung einer minimal zulässigen Umformtemperatur des textilen Lagenausbaus richtig eingestellt werden müssen.

Im Folgenden wird der Einfluss der Aktivierungstemperatur, der Werkzeugsegmentierung sowie des zeitlichen Abstands der Werkzeugsegmente auf die Umformtemperatur detaillierter untersucht. In Abbildung 5-7 a) ist der Einfluss der Aktivierungstemperatur T_A auf die Start- und End-Umformtemperatur eines zehnteiligen Werkzeugsystems ($n_{WZ} = 10$) mit einem zeitlichen Abstand der Werkzeugsegmente von $\Delta t = t_{4,n} = 0,1$ s dargestellt. Im Temperaturbereich von 60 bis 180 °C ergibt sich ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der Aktivierungstemperatur und der End-Umformtemperatur mit einer Proportionalitätskonstante von 0,63. Für eine Aktivierungstemperatur oberhalb von $T_A = 125,37$ °C resultiert somit eine End-Umformtemperatur, die größer als 90 °C ist. Zusätzlich ist festzustellen, dass mit steigender Aktivierungstemperatur die Differenz zwischen der Start- und End-Umformtemperatur ansteigt. Bei einer Aktivierungstemperatur von 100 °C ergibt sich eine Differenz von 8,85 °C, während es bei einer Aktivierungstemperatur von 160 °C zu einem Unterschied von 15,65 °C kommt. Dies zeigt, dass die Umformung mit einem segmentierten Werkzeugsystem in einem deutlich breiteren Temperaturbereich als bei einem globalen Oberwerkzeug stattfindet.

In Abbildung 5-7 b) ist die End-Umformtemperatur in Abhängigkeit der Anzahl sowie des zeitlichen Abstands der Werkzeugsegmente bei konstanter Aktivierungstemperatur $T_A = 151,42$ °C dargestellt. Es wird deutlich, dass mit einer steigenden Anzahl an Werkzeugsegmenten n_{WZ} bei einem zeitlichen Abstand $\Delta t = 0,1$ s eine lineare Abnahme der End-Umformtemperatur resultiert. Während bei einem globalen Oberwerkzeug eine Umformtemperatur $T_{U,Ende} = 115,79$ °C berechnet wird, ergibt sich für eine Unterteilung in 20 Segmente eine geringere Umformtemperatur von $T_{U,Ende} = 102,88$ °C. Dies macht zusätzlich den Einfluss der Werkzeugsegmentierung auf die End-Umformtemperatur deutlich. Mit steigendem zeitlichen Abstand der Werkzeugsegmente wird der Effekt der Reduktion der End-Umformtemperatur durch die Anzahl der Werkzeugsegmente verstärkt. Bei $\Delta t = 0,5$ s und einer Anzahl der Werkzeugsegmente von $n_{WZ} = 5$ ergibt sich

bereits eine Umformtemperatur $T_{U,Ende} = 101,54 \text{ }^\circ\text{C}$. Somit führen eine Erhöhung der Anzahl an Werkzeugsegmenten sowie die Vergrößerung des zeitlichen Abstands zu einer geringeren End-Umformtemperatur, während die Start-Umformtemperatur unabhängig von diesen Prozessparametern ist.

Am Beispiel der Werkzeugsequenzen aus den experimentellen Untersuchungen mit einem segmentierten Werkzeugsystem in Kapitel 4 mit einer Aktivierungstemperatur von $T_A = 120,57 \text{ }^\circ\text{C}$ wird im Folgenden die End-Umformtemperatur mit Hilfe des Temperaturmodells berechnet. Bei der Werkzeugsequenz Innen-Nach-Außen ($n_{WZ} = 2$) resultiert eine End-Umformtemperatur von $T_{U,Ende} = 93,85 \text{ }^\circ\text{C}$, die nur geringfügig von der Umformtemperatur eines globalen Werkzeugs mit $T_{U,Ende} = 94,15 \text{ }^\circ\text{C}$ abweicht. Die Werkzeugsequenz Links-nach-Rechts führt bei einem konstanten zeitlichen Abstand von $\Delta t = 0,1 \text{ s}$ zu einer End-Umformtemperatur von $T_{U,Ende} = 92,00 \text{ }^\circ\text{C}$. Somit liegen die Umformtemperaturen für die unterschiedlichen Werkzeugsequenzen oberhalb der Temperatur für den Sol-Gel-Übergang des Bindersystems, sodass wie in Kapitel 4.4.1 beschrieben eine geringe Formabweichung infolge einer Rückfederung des Preforms resultiert.

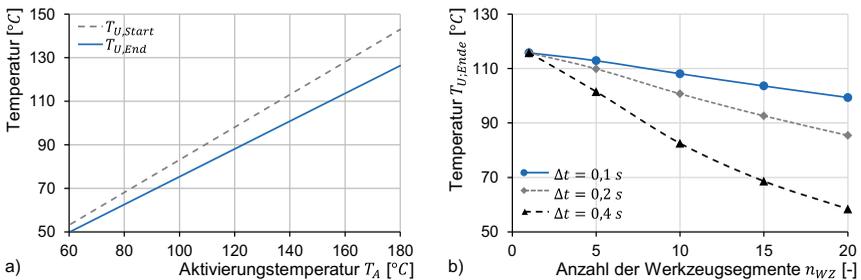


Abbildung 5-7: Einfluss der a) Aktivierungstemperatur sowie b) Anzahl und zeitlicher Abstand der Werkzeugsegmente auf die End-Umformtemperatur

Fazit

Der vorgestellte Modellierungsansatz für den Temperaturverlauf in der Binder-Umformtechnik zeigt, dass sich in Abhängigkeit des Materials, der Bauteilgeometrie sowie der Aktivierungstemperatur, Werkzeugsegmentierung und -sequenz die Start- und End-Umformtemperatur mit einer hohen Genauigkeit vorhersagen lassen.

5.2 Experimentelle Analyse des Verformungsverhaltens

In diesem Kapitel wird das Verformungsverhalten von bebinderten textilen Materialien bei unterschiedlichen Umformtemperaturen charakterisiert. Hinsichtlich des Preformings ist es wichtig die Umformtemperatur so einzustellen, dass ein geringer Widerstand des Materials gegen die Verformung existiert. Die wichtigsten Verformungsmechanismen stellen die Intra-Ply-Scherung, die Intra-Ply-Biegung und die Inter-Ply-Ver-schiebung dar. Die Intra-Ply-Dehnung wird durch das Bindersystem nur minimal beeinflusst, sodass dieser Deformationsmechanismus in den folgenden Untersuchungen nicht betrachtet wird. Die Ergebnisse der Materialcharakterisierung basieren in Teilen auf den angeleiteten Arbeiten von (A_Schmidt 2017, 38-57) und (A_Wurba 2017, S. 46–61) für das LW-Gewebe sowie von (A_Luft 2016, S. 68–88) und (A_Mai 2018, S. 55–83) für das UD-Gelege. Diese wurden bereits in Teilen in (Coutandin & Wurba et al. 2019) veröffentlicht und werden im Folgenden detailliert beschrieben.

5.2.1 Versuchsplan und Versuchsdurchführung

In dieser experimentellen Analyse wird der Einfluss des textilen Materials, des Bindersystems, der Bindermenge und der Umformtemperatur auf das Verformungsverhalten untersucht. In Tabelle 5-2 sind die Parameter des Versuchsplans zusammengefasst dargestellt. Als textiles Material und Bindersystem werden die bereits in Kapitel 4.1 beschriebenen Materialien eingesetzt. Für das Binderpulver werden die Bindermengen $m_B = 5$ und 15 g/m^2 verwendet. Das Bindervlies wird aufgrund des diskreten Flächen-gewichts des Halbzeugs für die Bindermengen $m_B = 6$ und 12 g/m^2 untersucht. Um den Einfluss des Bindesystems bei einer unterschiedlichen Viskosität zu untersuchen, werden die Umformtemperaturen T_U bei Raumtemperatur, im Bereich der Sol-Gel-Übergangstemperatur sowie oberhalb des Schmelzbereichs für das jeweilige Binder-material definiert. Die Aktivierung der einseitig bebinderten Textile erfolgt bei einer konstanten Aktivierungstemperatur von $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ für das Binderpulver und bei $T_A = 160 \text{ }^\circ\text{C}$ für das Bindervlies. Die Aktivierungszeit beträgt für beide Bindersysteme $t_A = 3 \text{ min}$. Nach der Aktivierung wird das textile Material in die bereits auf Umformtemperatur vortemperierte Versuchsvorrichtung eingesetzt und geprüft. Für jede Parameterkombination werden für eine statistische Absicherung mindestens drei Versuche durchgeföhrt. Für die Bezeichnung der Parameterkombinationen wird eine Nomenklatur ein-

geführt, indem die in Klammern stehenden Abkürzungen aus Tabelle 5-2 aneinandergereiht werden. Zusätzlich wird für die Aktivierungszeit von $t_A = 3 \text{ min}$ die Abkürzung „t3“ ergänzt (A_Wurba 2017, S. 29).

Tabelle 5-2: Versuchsplan zur Analyse des Verformungsverhaltens

	Stufe 0	Stufe 1	Stufe 2
Textiles Material	-	LW-Gewebe (LW)	UD-Gelege (UD)
Bindermaterial	-	Binderpulver (P)	Bindervlies (V)
Bindermenge m_B	0	5	15
Binderpulver [g/m^2]	(m0)	(m5)	(m15)
Bindermenge m_B	0	6	12
Bindervlies [g/m^2]	(m0)	(m6)	(m12)
Umformtemperatur T_U	23	70	100
Binderpulver [$^{\circ}C$]	(T23)	(T70)	(T100)
Umformtemperatur T_U	23	90	140
Bindervlies [$^{\circ}C$]	(T23)	(T90)	(T140)

Abbildung 5-8 a) zeigt die Grundkonfiguration des Versuchsaufbaus, mit dem die Intra-Ply-Scherung, die Intra-Ply-Biegung und die Inter-Ply-Verschiebung gemessen werden. Das zentrale Messmittel stellt eine Zugprüfmaschine mit einer Maximalkraft von 500 N und einem maximalen Verfahrensweg von 310 mm dar. Eine versetzbare Heizkammer sowie versuchsspezifische Zusatzaufbauten zur Messung der unterschiedlichen Deformationsmechanismen können flexibel an das Grundgestell montiert werden. Eine genaue Beschreibung der individuellen Versuchsaufbauten folgt in den nachfolgenden Kapiteln.

Die Temperatur innerhalb der Heizkammer lässt sich mit Hilfe einer Heizspirale und einer Luftumwälzung bis zu einer Temperatur von 200 °C regeln (A_Dolschenko 2018, S. 59). Die aktuelle Umformtemperatur im Bereich der textilen Probe wird durch das IR-Messsystem thermoMeter CT der Fa. Micro-Epsilon gemessen. Abbildung 5-8 b) zeigt die Aufheizkurven der Heizkammer für die Temperaturen $T_{Soll} = 70, 90$ und 120 °C mit einer mittleren Abweichung von $\pm 2,03$ °C.

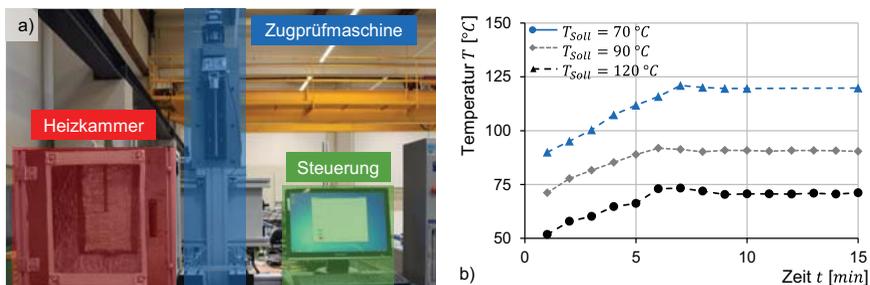


Abbildung 5-8: a) Versuchsaufbau zur Messung des Verformungsverhalten und b) Aufheizkurven der Heizkammer

5.2.1.1 Versuchsaufbau zur Messung der Intra-Ply-Scherung

Das Scherverhalten des bebinderten textilen Materials wird mit Hilfe des Picture-Frame-Tests nach (Long 2007, S. 37–40) gemessen. Aufgrund der Kinematik des Verfahrens wird die Messung einer reinen Schubbeanspruchung ermöglicht. In Abbildung 5-9 ist der Versuchsaufbau des Picture-Frame-Tests mit der Start- und Endposition des Rahmens dargestellt. Der verwendete Scherrahmen besitzt einen Gelenkabstand von $l_{Rahmen} = 130 \text{ mm}$ (A_Erler 2015, S. 50). Das textile Material hat eine quadratische Grundfläche von $170 \times 170 \text{ mm}^2$, während die Ecken ausgespart sind, sodass eine nicht eingespannte Fläche von $100 \times 100 \text{ mm}^2$ resultiert. Nach der Aktivierung des Materials wird das zu prüfende Textil mit Hilfe von Schnellspannern in den Scherrahmen eingespannt und verdrehsicher in der vorgeheizten Zugprüfvorrichtung montiert. Die Kett- und Schussfäden sind so orientiert, dass sie parallel zu den Schenkeln des Spannrahmens verlaufen. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 1 mm/s und der maximale Verfahrenweg des oberen Gelenks 70 mm . Als Ergebnis resultieren die gemessene Kraft am Rahmen F_{Rahmen} und der dazugehörige Verfahrenweg u_{Rahmen} . Auf Basis der geometrischen Zusammenhänge wird aus dem Verfahrenweg u_{Rahmen} und dem Gelenkabstand des Rahmens l_{Rahmen} mit der Gleichung 5-14 der dazugehörige Scherwinkel γ des textilen Materials berechnet.

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - \theta = \frac{\pi}{2} - 2 \arccos\left(\frac{\sqrt{2} \cdot l_{Rahmen} + u_{Rahmen}}{2 \cdot l_{Rahmen}}\right) \quad 5-14$$

Die Scherkraft F_S , die parallel zu den Schenkeln des Scherrahmens orientiert ist, lässt sich aus der am Gelenk angreifenden Kraft F_{Rahmen} und dem Rahmenwinkel θ berech-

nen. Für eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zwischen unterschiedlichen Rahmengrößen wird in Gleichung 5-15 die normierte Scherkraft $F_{S,N}$ mit Hilfe der Textilgröße l_{Textil} und der Rahmengröße l_{Rahmen} berechnet. Zur Bestimmung eines gemittelten Scherkraft-Scherwinkel-Verlaufs werden an jedem Messpunkt der Mittelwert und die Standardabweichung aus den Wiederholungen ermittelt (A_Wurba 2017, S. 30–34).

$$F_{S,N} = F_S \cdot \frac{l_{\text{Rahmen}}}{l_{\text{Textil}}^2} = \frac{F_{\text{Rahmen}} \cdot l_{\text{Rahmen}}}{2 \cdot \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cdot l_{\text{Textil}}^2} \quad 5-15$$

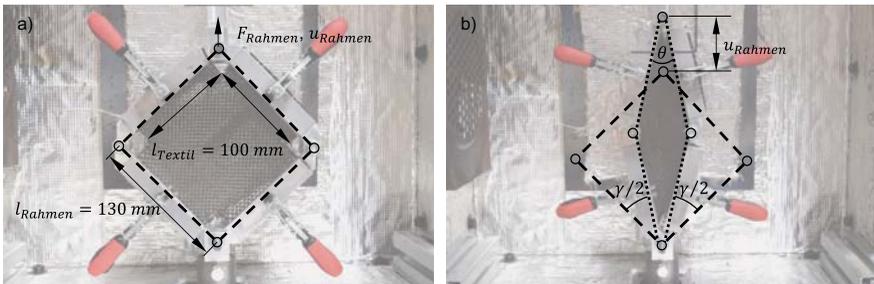


Abbildung 5-9: Picture-Frame-Test: a) vor der Scherung und b) nach der Scherung

5.2.1.2 Versuchsaufbau zur Messung der Intra-Ply-Biegung

Die Messung der Intra-Ply-Biegung erfolgt in Anlehnung an den Cantilever-Test nach (DIN 53362). In Abbildung 5-10 a) ist der Versuchsaufbau des adaptierten Cantilever-Tests dargestellt und zeigt die Durchbiegung des textilen Materials mit einer Überhanglänge l_0 . Die 0° -Richtung des UD-Geleges und des LW-Gewebes sind in Längsrichtung der textilen Probe orientiert, sodass die Biegeeigenschaften in Faserrichtung gemessen werden. Zur Reduktion der dynamischen Einflüsse bei der Messung der Durchbiegung wird das zu prüfende Material über ein Aramidseil mit der Zugprüfvorrichtung verbunden. Ausgehend von einer Überhanglänge von $l_0 = 0 \text{ mm}$ wird das textile Material mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/s bis zu einer Überhanglänge von $l_0 = 150 \text{ mm}$ über die Kante geschoben. Die maximale Durchbiegung w_{max} wird anschließend mit Hilfe einer Bildverarbeitungssoftware gemessen. Die Breite des textilen Materials für den Biegetest beträgt $b = 50 \text{ mm}$. Als Kenngröße für die Steifigkeit des bebinderten textilen Materials wird der Biegemodul E_f mit Hilfe des Modells eines einseitig eingespannten Balken unter Eigengewicht berechnet. Der Biegemodul E_f ergibt sich aus der Gleichung 5-16 mit einer Streckenlast q_0 , dem Flächenträgheitsmoment I_y , dem Flächengewicht

des Binders m_B und des Textils m_{Textil} , der Erdbeschleunigung g , der Überhanglänge l_0 , der maximalen Durchbiegung w_{max} sowie der Probendicke d . Die Streckenlast q_0 wird aus dem summierten Flächengewicht des textilen Materials m_{Textil} und des Bindersystems m_B sowie der Erdbeschleunigung g und der Probenbreite b ermittelt. Die Dicke der Probe d ergibt sich hingegen aus der Dicke des textilen Materials ohne Berücksichtigung des inter-laminaren Binderanteils. Aus den Wiederholungen pro Parametersatz werden jeweils der Mittelwert und die Standardabweichung bestimmt (A_Wurba 2017, 38-42).

$$E_f = \frac{q_0 \cdot l_0^4}{8 \cdot w_{\text{max}} \cdot l_y} = \frac{3 \cdot (m_B + m_{\text{Textil}}) \cdot g \cdot l_0^4}{2 \cdot w_{\text{max}} \cdot d^3} \quad 5-16$$

5.2.1.3 Versuchsaufbau zur Messung der Inter-Ply-Verschiebung

Die Inter-Ply-Verschiebung von bebinderten textilen Lagen bei unterschiedlichen Umformtemperaturen wird nach (DIN EN ISO 8295) analysiert. In Abbildung 5-10 b) ist der Reibungstest zur Bestimmung der statischen Reibkraft dargestellt.

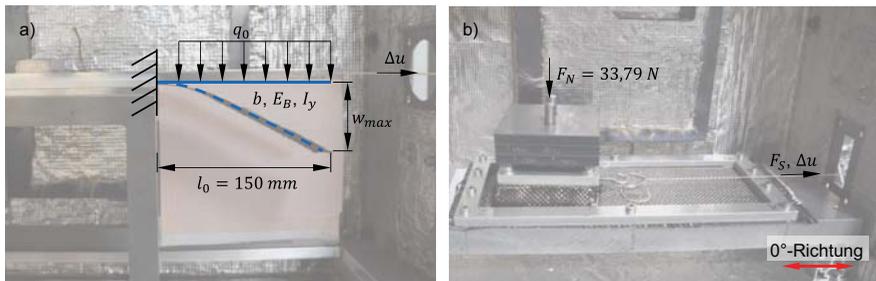


Abbildung 5-10: a) Adaptierter Cantilever-Test und b) Reibversuch mit einem ebenen Schlitten nach (DIN EN ISO 8295)

Der Versuchsaufbau besteht aus einer ortsfesten Grundplatte mit den Maßen $110 \times 320 \text{ mm}^2$ und einem beweglichen Schlitten mit den Maßen $105 \times 105 \text{ mm}^2$, der über eine Umlenkrolle und ein Aramidseil mit der Zugprüfvorrichtung verbunden ist. Unter Berücksichtigung des Eigengewichts des Schlittens und der Auflage von zusätzlichen Gewichtsplatten resultiert eine Normalkraft von $F_N = 33,786 \text{ N}$. Die Aktivierung des Bindermaterials erfolgt im Kontakt beider textiler Reibpartner, sodass eine Verklebung in der Kontaktzone ähnlich wie bei der Aktivierung in der Preformingprozesskette realisiert wird. Als Reibpaarung wird jeweils das gleiche textile Material mit einer glei-

chen Orientierung miteinander kombiniert. Zusätzlich wird die 0° -Richtung des LW-Gewebes und UD-Geleges parallel zum Geschwindigkeitsvektor der Schlittenbewegung ausgerichtet. Nach der Aktivierung werden beide textile Reibpartner an der auf Umformtemperatur vorgeheizten Grundplatte bzw. Schlitten montiert. Die Messung der Reibkraft erfolgt während der Relativbewegung des Schlittens mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/s bis zu einem Maschinenweg von 200 mm . Die statische Reibkraft F_S ist als maximale Kraft vor dem Beginn einer Relativbewegung zwischen den Reibpartnern definiert. Ausgehend von der gemessenen statischen Reibkraft wird der statische Reibkoeffizient μ_S mit der Gleichung 5-17 berechnet. Aus den Wiederholungen pro Parametersatz werden jeweils der Mittelwert und die Standardabweichung bestimmt (A_Wurba 2017, S. 34–38).

$$\mu_S = \frac{F_S}{F_N} \quad 5-17$$

5.2.2 Versuchsergebnisse zur Intra-Ply-Scherung

Die Ergebnisse des Picture-Frame-Tests für das LW-Gewebe mit Binderpulver bei Raumtemperatur sind in Abbildung 5-11 a) dargestellt. Bis zu einem Scherwinkel von $\gamma = 1,25^\circ$ für die Bindermenge $m_B = 5 \text{ g/m}^2$ und einem Scherwinkel von $\gamma = 4^\circ$ für die Bindermenge $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ kommt es zu einem linearen Anstieg der Scherkraft. Dies lässt sich durch eine hauptsächlich elastische Verformung des bebinderten LW-Gewebes erklären. Anschließend folgt ein weiterer Anstieg der Scherkraft mit geringerer Steigung bis zu einem lokalen Maximum, der durch ein irreversibles Aufbrechen der Verklebungen an den Kreuzungspunkten des Gewebes verursacht wird. Dieses Verhalten wird durch die hohe Steifigkeit sowie das spröde Bruchverhalten des Binderpulvers, das in Kapitel 4.1.2 beschrieben wird, begünstigt. Mit steigender Bindermenge steigt zusätzlich der inter-laminare Binderanteil, sodass für $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ eine maximale Scherkraft von $F_{S,N} = 13,01 \text{ N/mm}$ und für $m_B = 5 \text{ g/m}^2$ eine Scherkraft von $F_{S,N} = 3,15 \text{ N/mm}$ resultiert. Im weiteren Verlauf bis zu einem Scherwinkel von $\gamma = 20^\circ$ nimmt die Scherkraft bis zu einem lokalen Minimum ab, was durch die Rotation der Kett- und Schussfäden infolge des aufgebrochenen Binders erklärt wird. Mit steigender Bindermenge steigt der Widerstand gegen die Umorientierung der Rovings, sodass sich ein höherer Scherwiderstand für größere Bindermengen in dieser Phase ergibt. Nach dem lokalen Minimum folgt ein steiler Anstieg der Scherkraft, der aus der in-plane Kompaktierung des bebinderten Materials resultiert. Mit steigender Bindermenge liegt auch ein

höherer intra-laminarer Binderanteil vor, der die Rovings in Dickenrichtung versteift und somit einen zusätzlichen Widerstand gegen eine Kompaktierung darstellt (A_Wurba 2017, S. 48). Der starke Einfluss des inter- und intra-laminaren Binderanteils lässt vermuten, dass eine starke Abhängigkeit von den Aktivierungsparametern besteht, die in Kapitel 5.3.1 näher untersucht werden.

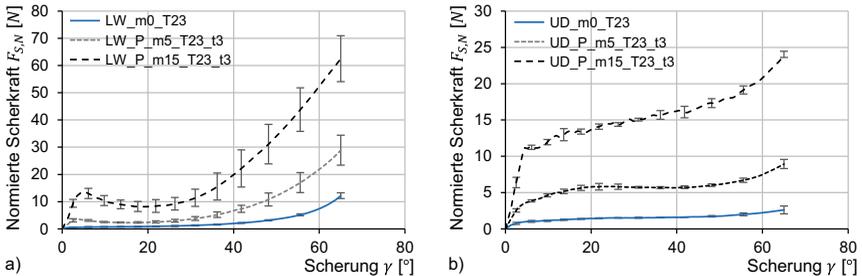


Abbildung 5-11: Normierte Scherkraft $F_{S,N}$ bei $T_U = 23\text{ °C}$ für unterschiedliche Bindermengen m_B : a) LW-Gewebe und Binderpulver, b) UD-Gelege und Binderpulver

Das Scherverhalten des UD-Geleges mit Binderpulver bei Raumtemperatur zeigt Abbildung 5-11 b). Grundsätzlich lässt sich ein wesentlich geringerer Widerstand gegen Scherung im Vergleich zum LW-Gewebe beobachten, der sich durch die unidirektionale Faserarchitektur zusammen mit einer Trikot-Bindung erklären lässt. Bis zu einem Scherwinkel von $\gamma = 2,52^\circ$ für die Bindermenge $m_B = 5\text{ g/m}^2$ und einem Scherwinkel von $\gamma = 4,45^\circ$ für die Bindermenge $m_B = 15\text{ g/m}^2$ steigt die Scherkraft linear an, indem sich das bebinderte textile Material linear elastisch verformt. Die maximale Scherkraft bei $m_B = 15\text{ g/m}^2$ ist mit $F_{S,N} = 11,15\text{ N/mm}$ um den Faktor 4,4 größer als für die Bindermenge $m_B = 5\text{ g/m}^2$. Danach folgt für die Bindermenge $m_B = 15\text{ g/m}^2$ ein sequentielles Aufbrechen des inter-laminaren Binderanteils bis zu einem Scherwinkel von $\gamma = 52,02^\circ$, was sich in einem sägezahnartigen Verlauf der Messkurve zeigt. Für die Bindermenge $m_B = 5\text{ g/m}^2$ ist dieses Verhalten bis zu einem Scherwinkel von $\gamma = 13,97^\circ$ ausgeprägt und wird gefolgt durch eine freie Scherung des UD-Geleges. Für das UD-Gelege wird das Aufbrechen des Bindermaterials zusätzlich mit dem Aufreißen der Trikot-Bindung überlagert. Insgesamt führt dies mit steigender Bindermenge zu einem höheren Scherwiderstand für das UD-Gelege. Am Ende der Scherung kommt es zu

einer in-plane Kompaktierung, die allerdings im Vergleich zum LW-Gewebe einen geringen Anstieg der Scherkraft aufgrund der Faserarchitektur des UD-Geleges hervorruft.

In Abbildung 5-12 a) und b) wird der Einfluss des Bindervlieses auf den Scherkraftverlauf des LW-Gewebes und UD-Geleges gezeigt. Das Bindervlies führt im Vergleich zum nicht bebinderten textilen Material zu einer proportionalen Erhöhung der Scherkraft über den gesamten Scherwinkelbereich. Aufgrund der geringen Steifigkeit und des duktilen Bruchverhaltens des Bindervlieses (Kapitel 4.1.2) werden die Schermechanismen des textilen Materials nicht beeinflusst. Es ist anzunehmen, dass das Bindervlies wie eine parallel geschaltete zweite Schicht wirkt und somit zu einer Superposition der Scherkräfte führt. Zusätzlich lässt sich für das Bindervlies ein vernachlässigender Einfluss der Bindermenge beobachten. Da mit steigender Umformtemperatur T_U der Einfluss des Bindervlieses auf die Intra-Ply-Scherung weiter sinkt, wird das Bindervlies in der weiteren Untersuchung des Scherverhaltens nicht detailliert betrachtet. Die vollständigen Messergebnisse für das Bindervlies bei hohen Umformtemperaturen befinden sich in Anhang D.

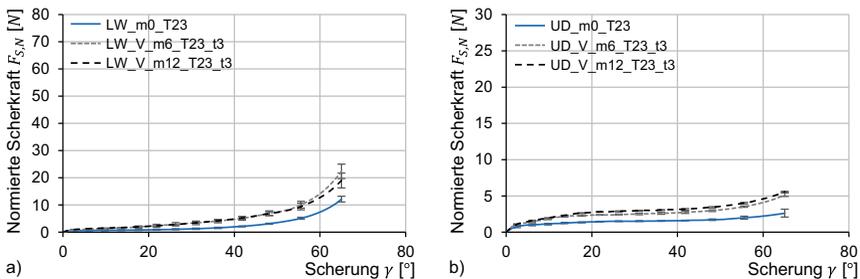


Abbildung 5-12: Normierte Scherkraft $F_{S,N}$ bei $T_U = 23 \text{ °C}$ für unterschiedliche Bindermengen m_B : a) LW-Gewebe und Bindervlies, b) UD-Gelege und Bindervlies

Abbildung 5-13 zeigt die normierte Scherkraft des LW-Gewebes und UD-Geleges mit Binderpulver bei einer Umformtemperatur von $T_U = 70 \text{ °C}$. Der Scherverlauf der bebinderten Materialien entspricht qualitativ dem Verlauf der nicht bebinderten Probe. Im Gegensatz zum Scherverlauf bei Raumtemperatur liegt das Bindermaterial im Bereich des Sol-Gel-Übergangs, sodass kein Aufbrechen des Bindermaterials während der Scherung notwendig ist. Folglich ist der linear elastische Bereich beim LW-Gewebe stark verkürzt und es tritt kein Kraftmaximum auf. Für das UD-Gelege ist der linear

elastische Bereich aufgrund der Trikot-Bindung stärker ausgeprägt, aber deutlich geringer als bei Raumtemperatur. Die hohe Viskosität von $\eta = 1,19 \cdot 10^7 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ führt bei einer Bindermenge von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ zu einer deutlichen Erhöhung des Scherwiderstands für das LW-Gewebe und das UD-Gelege. Bei einer reduzierten Bindermenge von $m_B = 5 \text{ g/m}^2$ resultiert für das LW-Gewebe ein geringer Einfluss auf die Scherkraft.

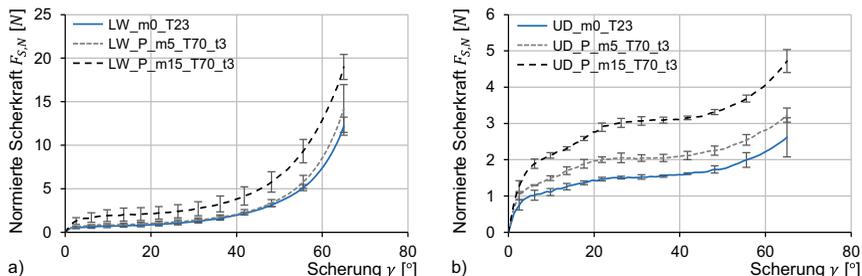


Abbildung 5-13: Normierte Scherkraft $F_{S,N}$ bei $T_U = 70 \text{ }^\circ\text{C}$ für unterschiedliche Bindermengen m_B : a) LW-Gewebe und Binderpulver, b) UD-Gelege und Binderpulver

In Abbildung 5-14 sind die Ergebnisse des Picture-Frame-Tests für das LW-Gewebe und UD-Gelege mit Binderpulver bei einer Umformtemperatur von $T_U = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ dargestellt. Der Scherkraft-Scherwinkel-Verlauf des bebinderten Materials stimmt innerhalb der Standardabweichung mit der nicht bebinderten Probe überein. Der Unterschied zu der Umformtemperatur $T_U = 70 \text{ }^\circ\text{C}$ resultiert aus der Änderung des viskosen Zustands des Binders. Bei der Umformtemperatur $T_U = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ besitzt das Binderpulver eine Viskosität von $\eta = 3,03 \cdot 10^3 \text{ Pa} \cdot \text{s}$, was einen Unterschied zur geringeren Umformtemperatur um den Faktor $3,92 \cdot 10^3$ bedeutet. Der Binder verliert mit abnehmender Viskosität seine versteifenden Eigenschaften, sodass bei einer Temperatur oberhalb von $100 \text{ }^\circ\text{C}$ der Einfluss des Binderpulvers auf das Scherverhalten vernachlässigt werden kann.

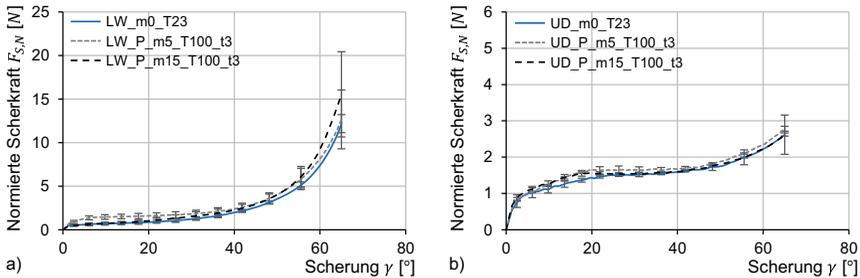


Abbildung 5-14: Normierte Scherkraft $F_{S,N}$ bei $T_U = 100\text{ °C}$ für unterschiedliche Bindermengen m_B : a) LW-Gewebe und Binderpulver, b) UD-Gelege und Binderpulver

5.2.3 Versuchsergebnisse zur Intra-Ply-Biegung

In Abbildung 5-15 sind die Ergebnisse des Cantilever-Tests unter Variation der Umformtemperatur und Bindermenge für das LW-Gewebe sowie das UD-Gelege dargestellt. Im Vergleich der textilen Materialien zeigt sich, dass das UD-Gelege insgesamt eine höhere Biegesteifigkeit als das LW-Gewebe um den Faktor 3,81 im nicht bebinderten Zustand aufweist. Bei Raumtemperatur steigt die Steifigkeit der bebinderten Materialien mit steigender Bindermenge, sodass für das LW-Gewebe ein Biegemodul von $E_f = 0,97\text{ GPa}$ und für das UD-Gelege ein Biegemodul von $E_f = 7,38\text{ GPa}$ bei einer Bindermenge von $m_B = 15\text{ g/m}^2$ resultiert. Die Durchbiegung eines textilen Materials folgt aus der Relativbewegung der einzelnen Filamente sowie der Rovingverschiebung innerhalb des Textils. Durch das Binderpulver bei Raumtemperatur wird diese relative Verschiebung der Filamente blockiert, sodass sich eine hohe Steifigkeit ergibt. Bei höherer Umformtemperatur geht das Bindermaterial in einen viskosen Zustand über, was eine Relativbewegung der Faserstruktur ermöglicht. Als Folge sinkt die Biegesteifigkeit der bebinderten Probe ab einer Umformtemperatur von $T_U = 70\text{ °C}$ auf das Niveau der nicht bebinderten Referenzprobe mit einem mittleren Biegemodul $E_f = 0,37\text{ GPa}$ für das LW-Gewebe und $E_f = 1,06\text{ GPa}$ für das UD-Gelege. Eine Variation der Bindermenge hat bei höherer Umformtemperatur ebenfalls keinen deutlichen Einfluss auf den Biegemodul. Somit kann oberhalb einer Umformtemperatur von $T_U = 70\text{ °C}$ der Einfluss des Binderpulvers auf die Biegesteifigkeit vernachlässigt werden.

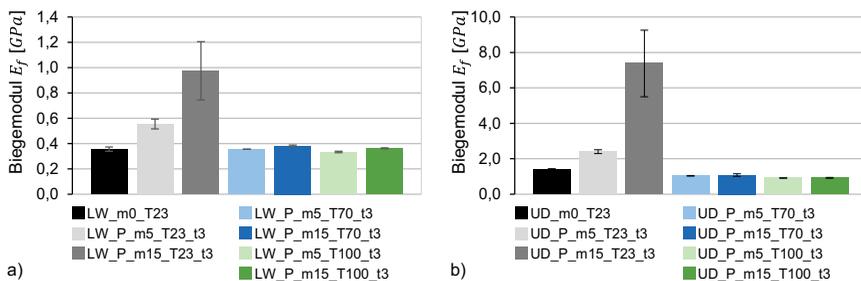


Abbildung 5-15: Biegemodul E_f für unterschiedliche Bindermengen m_B und Umformtemperaturen T_U : a) LW-Gewebe und Binderpulver, b) UD-Gelege und Binderpulver

In Abbildung 5-16 ist der Biegemodul für das Bindervlies bei unterschiedlichen Umformtemperaturen aufgetragen. Innerhalb der Standardabweichung lässt sich kein Einfluss des Bindervlieses auch bei hohen Bindermengen und geringen Umformtemperaturen auf die Biegesteifigkeit erkennen. Der Grund liegt auf der einen Seite an der geringen Steifigkeit des Co-Polyamids, die bereits in Kapitel 4.1.2 ermittelt wurde. Auf der anderen Seite ist der inter-laminare Binderanteil wesentlich größer als der intra-laminare Anteil, sodass sich das Bindermaterial vorwiegend an der Oberfläche des textilen Materials befindet. Als Folge wird die relative Bewegung der Filamente kaum beeinflusst und es resultiert ein geringer Biegemodul.

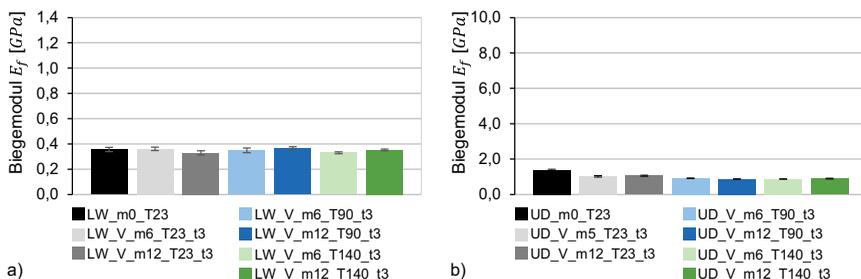


Abbildung 5-16: Biegemodul E_f für unterschiedliche Bindermengen m_B und Umformtemperaturen T_U : a) LW-Gewebe und Bindervlies, b) UD-Gelege und Bindervlies

5.2.4 Versuchsergebnisse zur Inter-Ply-Verschiebung

In Abbildung 5-17 ist der statische Reibkoeffizient in Abhängigkeit der Bindermenge und Umformtemperatur für das Binderpulver dargestellt. Der Reibkoeffizient zwischen

zwei nicht bebinderten textilen Materialien beträgt für das LW-Gewebe $\mu_s = 0,37$ und für das UD-Gelege $\mu_s = 0,44$. Für die Bindermenge von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ ergibt sich für das LW-Gewebe ein Reibkoeffizient von $\mu_s = 5,17$ und für das UD-Gelege $\mu_s = 4,06$. Dies verdeutlicht, dass infolge des Bindermaterials keine reine Festkörperreibung nach dem Coulomb'schen Gesetz wie bei trockenen textilen Materialien auftritt, sondern vermehrt Adhäsionseffekte einen Einfluss haben. Bei der Umformtemperatur $T_U = 70 \text{ }^\circ\text{C}$ befindet sich das Bindermaterial am Sol-Gel-Übergang mit einer hohen Viskosität, was den geringen Abfall der tangentialen Klebkraft mit einem Reibkoeffizienten von $\mu_s = 4,92$ für das LW-Gewebe begründet. Mit steigender Umformtemperatur sinkt die Viskosität des Binderpulvers, was sich in einem geringen Reibkoeffizienten und einem geringen Einfluss der Bindermenge bei $T_U = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ zeigt. Der Reibkoeffizient ist für das LW-Gewebe und einer Bindermenge von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ mit $\mu_s = 0,71$ nur geringfügig höher als das nicht bebinderte Material. Für das UD-Gelege ergibt sich ein Reibkoeffizient von $\mu_s = 0,76$ bei einer Umformtemperatur von $T_U = 100 \text{ }^\circ\text{C}$. Zusammenfassend lässt sich für das Binderpulver bei einer Umformtemperatur von $T_U = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ der Einfluss des Bindermaterials auf den statischen Reibkoeffizienten vernachlässigen. Unterhalb dieser Temperatur erhöht das Binderpulver mit steigender Bindermenge den statischen Reibwiderstand deutlich.

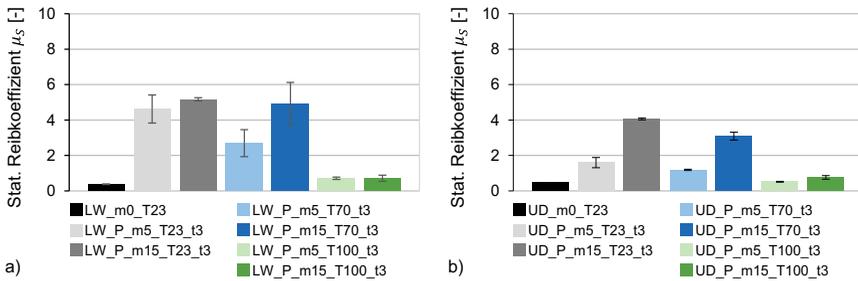


Abbildung 5-17: Statischer Reibkoeffizient μ_s für unterschiedliche Bindermengen m_B und Umformtemperaturen T_U : a) LW-Gewebe und Binderpulver, b) UD-Gelege und Binderpulver

Abbildung 5-18 zeigt die Ergebnisse der Reibversuche für das Bindervlies für unterschiedliche Bindermengen und Umformtemperaturen. Es lässt sich ein ähnliches Verhalten mit steigender Umformtemperatur wie für das Binderpulver beobachten. Allerdings führt das Bindervlies im Vergleich zum Binderpulver zu einem wesentlich größeren Reibkoeffizienten. Dies liegt auf der einen Seite an der besseren Adhäsion des Co-

Polyamids an der Faserstruktur und zum anderen am großen inter-laminaren Binderanteil des Bindervlies, der nicht in die Faserstruktur eindringt. Bei einer Bindermenge von $m_B = 12 \text{ g/m}^2$ resultiert bei Raumtemperatur für das LW-Gewebe ein Reibkoeffizient von $\mu_S = 19,79$ und für das UD-Gelege von $\mu_S = 6,83$. Mit steigender Temperatur sinkt auch die Viskosität des Bindervlieses, die allerdings bei einer Umformtemperatur von $T_U = 140 \text{ }^\circ\text{C}$ noch deutlich höher ist als die Viskosität des Binderpulvers. Der Reibkoeffizient bei $T_U = 140 \text{ }^\circ\text{C}$ liegt für das LW-Gewebe bei $\mu_S = 1,48$ und für das UD-Gelege bei $\mu_S = 1,14$ und somit deutlich oberhalb des mit Binderpulver bebinderten Materials. Das Reibverhalten von bebinderten textilen Materialien mit Bindervlies wird folglich auch bei hohen Umformtemperaturen beeinflusst.

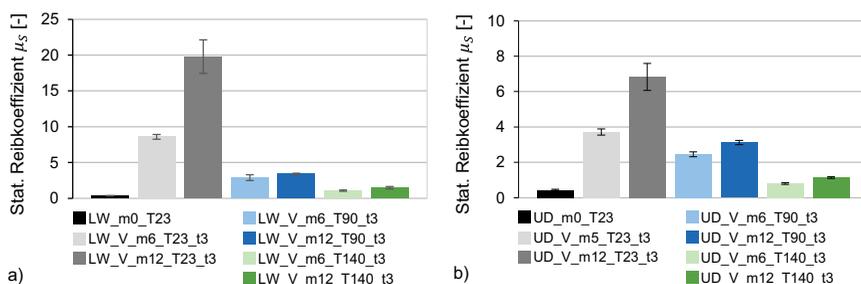


Abbildung 5-18: Statistischer Reibkoeffizient μ_S für unterschiedliche Bindermengen m_B und Umformtemperaturen T_U : a) LW-Gewebe und Bindervlies, b) UD-Gelege und Bindervlies

Fazit

Das Verformungsverhalten für die Intra-Ply-Scherung, Intra-Ply-Biegung und Inter-Ply-Verschiebung ist abhängig vom Materialsystem, der Bindermenge und der Umformtemperatur.

Für den Epoxid-Binder sinkt mit steigender Umformtemperatur der Widerstand gegen eine Verformung, sodass ab einer Umformtemperatur von $T_U = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ kein Einfluss auf das Verformungsverhalten messbar ist. Folglich ist für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem eine minimal zulässige Umformtemperatur von $T_U = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ für den Epoxid-Binder nicht zu unterschreiten.

Für den Co-Polyamid Binder ist der Widerstand gegen eine Intra-Ply-Scherung und Intra-Ply-Biegung oberhalb einer Umformtemperatur von $T_U = 140 \text{ }^\circ\text{C}$ vernachlässigbar. Die Inter-Ply-Verschiebung weist hingegen selbst bei hohen Umformtemperaturen einen höheren Verformungswiderstand auf. Somit sollte für das Co-Polyamid eine Umformtemperatur oberhalb von $T_U = 140 \text{ }^\circ\text{C}$ gewählt werden.

5.3 Analyse der Tränkung des textilen Materials

Wie bereits im vorausgegangenen Kapitel beschrieben wird, wird das Verformungsverhalten bei Raumtemperatur und somit die Stabilität des Preforms nach der Umformung stark von den inter- und intra-laminaren Binderanteilen beeinflusst. In Kapitel 5.3.1 wird zunächst der Einfluss der Aktivierungszeit bei konstanter Aktivierungstemperatur auf das Verformungsverhalten des textilen Materials untersucht. Anschließend folgt in Kapitel 5.3.2 eine experimentelle Analyse der Tränkung der Faserstruktur mit dem Bindersystem in Abhängigkeit der Aktivierungszeit. Um eine Vorhersage uber die intra- und inter-laminaren Binderanteile in Abhängigkeit der Materialeigenschaften zu treffen, wird in Kapitel 5.3.3 der Trankungsvorgang des Bindersystems mit Hilfe des Gesetzes von Darcy modelliert.

5.3.1 Einfluss der Aktivierungsparameter auf das Verformungsverhalten

In diesem Kapitel wird der Einfluss der Aktivierungszeit fur unterschiedliche textile Materialien und Bindersysteme auf die Intra-Ply-Scherung, Intra-Ply-Biegung sowie Inter-Ply-Verschiebung untersucht. Die Ergebnisse zur Analyse der Aktivierungszeit basieren in Teilen auf den angeleiteten Arbeiten von (A_Wurba 2017, S. 46–61) und (A_Mai 2018, S. 55–83), welche in diesem Kapitel zusammengefasst beschrieben werden.

5.3.1.1 Versuchsplan und Versuchsdurchfurung

Die variablen Versuchsparameter sind in Tabelle 5-3 zusammengefasst dargestellt. Die eingesetzten Materialien werden in Kapitel 4.1 und die Versuchsdurchfurung fur die unterschiedlichen Verformungsmechanismen in Kapitel 5.2.1 beschrieben. Während die Aktivierungszeit zwischen $t_A = 0,5 \text{ min}$ und $t_A = 15 \text{ min}$ variiert wird, wird die Aktivierungstemperatur innerhalb dieser Versuchsreihe mit $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ fur das Binderpulver und $T_A = 160 \text{ }^\circ\text{C}$ fur das Bindervlies konstant gehalten. Die Umformtemperatur $T_U = 23 \text{ }^\circ\text{C}$ sowie die Bindermenge $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ fur das Binderpulver und $m_B = 12 \text{ g/m}^2$ fur das Bindervlies werden fur diese Analyse ebenfalls nicht verändert. Die Nomenklatur der Parameterkombinationen ist entsprechend Kapitel 5.2.1.

Tabelle 5-3: Versuchsplan zum Einfluss der Aktivierungszeit

	Stufe 1	Stufe 2	Stufe 3
Textiles Material	LW-Gewebe (LW)	UD-Gelege (UD)	-
Bindermaterial	Binderpulver (P)	Bindervlies (V)	-
Aktivierungszeit t_A [min]	0,5 (t0.5)	3 (t3)	15 (t15)

5.3.1.2 Versuchsergebnisse zur Intra-Ply-Scherung

Die Ergebnisse des Picture-Frame-Tests für unterschiedliche Aktivierungszeiten sind für die Kombination aus LW-Gewebe und Binderpulver in Abbildung 5-19 a) dargestellt. Mit kleiner werdender Aktivierungszeit verschiebt sich das lokale Kraftmaximum zu einer höheren Scherkraft, während die Steigung der Kurvenverläufe im linear elastischen Bereich gleich bleibt. Für eine Aktivierungszeit von $t_A = 0,5 \text{ min}$ ergibt sich ein Kraftmaximum von $F_{S,N} = 16,92 \text{ N/mm}$ und für die Aktivierungszeit von $t_A = 15 \text{ min}$ eine maximale Scherkraft von $F_{S,N} = 11,01 \text{ N/mm}$. Dies lässt sich durch den höheren inter-laminaren Binderanteil bei kleinen Aktivierungszeiten erklären, der einen größeren Widerstand gegen das Aufbrechen der Verklebungen an den Gewebekreuzungen bewirkt. Zusätzlich verschiebt sich das lokale Kraftminimum mit steigender Aktivierungszeit zu kleineren Scherwinkeln. Für eine Aktivierungszeit von $t_A = 0,5 \text{ min}$ lässt sich das Kraftminimum bei einem Scherwinkel von $\gamma = 28,42^\circ$ ablesen, während sich das Minimum für eine Aktivierungszeit von $t_A = 15 \text{ min}$ bei $\gamma = 10,46^\circ$ befindet. Dieser Effekt lässt darauf schließen, dass infolge einer längeren Aktivierungszeit der intra-laminare Binderanteil steigt und somit eine frühere in-plane Kompaktierung des textilen Materials einsetzt. Im weiteren Verlauf der Materialscherung kommt es zu einem steileren Anstieg der Scherkraft für lange Aktivierungszeiten, was aus einer stärkeren Versteifung der Rovings in Dickenrichtung durch den intra-laminaren Binderanteil resultiert. Der Widerstand gegen eine in-plane Kompaktierung nimmt somit mit steigender Aktivierungszeit zu (A_Wurba 2017, S. 72–74).

Für das UD-Gelege in Abbildung 5-19 lässt sich ein ähnliches Verhalten beobachten. Mit steigender Aktivierungszeit sinkt das lokale Maximum der Scherkraft durch die geringere Menge an Bindermaterial an der Oberfläche. Für eine Aktivierungszeit von $t_A = 0,5 \text{ min}$ lässt sich für das UD-Gelege eine maximale Kraft von $F_{S,N} = 12,53 \text{ N/mm}$ und

für eine Aktivierungszeit von $t_A = 15 \text{ min}$ eine Kraftmaximum von $F_{S,N} = 10,21 \text{ N/mm}$ ermitteln. Zusätzlich führt das in die Faserstruktur eingedrungene Bindermaterial zu einer früher einsetzenden und stärkeren in-plane Kompaktierung des bebinderten Materials.

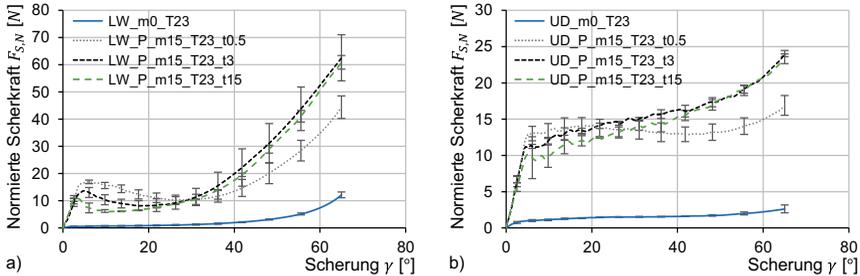


Abbildung 5-19: Normierte Scherkraft $F_{S,N}$ bei $T_U = 23 \text{ °C}$ für unterschiedliche Aktivierungszeiten t_A : a) LW-Gewebe und Binderpulver, b) UD-Gelege und Binderpulver

In Abbildung 5-20 sind die Scherkräfte für das LW-Gewebe und UD-Gelege mit Bindervlies für unterschiedliche Aktivierungszeiten dargestellt. Der Scherkraft-Scherwinkel-Verlauf der mit Bindervlies bebinderten Materialien entspricht qualitativ dem Verlauf von nicht bebinderten Textilien. Ein deutlicher Einfluss der Aktivierungszeit auf das Scherverhalten lässt sich innerhalb der Standardabweichung nicht beobachten.

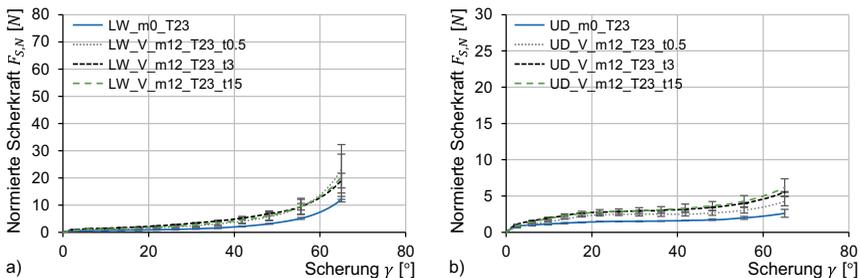


Abbildung 5-20: Normierte Scherkraft $F_{S,N}$ bei $T_U = 23 \text{ °C}$ für unterschiedliche Aktivierungszeiten t_A : a) LW-Gewebe und Bindervlies, b) UD-Gelege und Bindervlies

5.3.1.3 Versuchsergebnisse zur Intra-Ply-Biegung

In Abbildung 5-21 ist das Ergebnis des Biegeverhaltens von bebinderten LW-Gewebe und UD-Gelege in Abhängigkeit der Aktivierungszeit dargestellt.

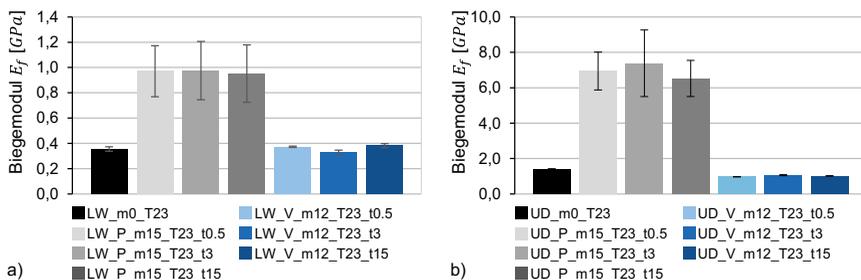


Abbildung 5-21: Biegemodul E_f für unterschiedliche Aktivierungstemperaturen t_A und Bindermaterialien: a) LW-Gewebe, b) UD-Gelege

Für die vier Kombinationen des textilen Materials mit dem Bindersystem lässt sich kein Einfluss der Aktivierungszeit auf den Biegemodul erkennen. Während das Bindervlies zu keiner Änderung der Biegesteifigkeit im Vergleich zum nicht bebinderten Material führt, besitzt das textile Material mit Binderpulver einen konstanten Biegemodul von gemittelt $E_f = 0,97 \text{ GPa}$ mit einer Standardabweichung von 1,24 % für das LW-Gewebe und von $E_f = 6,94 \text{ GPa}$ mit einer Standardabweichung von 6,14 % für das UD-Gelege. Das Biegeverhalten von bebinderten Materialien wird folglich nicht durch die inter- und intra-laminaren Binderanteile beeinflusst und ist unabhängig von den Aktivierungsparametern.

5.3.1.4 Versuchsergebnisse zur Inter-Ply-Verschiebung

Abbildung 5-22 zeigt den statischen Reibkoeffizient für die unterschiedlichen Bindersysteme in Abhängigkeit der Aktivierungstemperatur. Für das Binderpulver ist eine starke Abnahme des Reibkoeffizienten mit steigender Aktivierungszeit messbar. Während bei einer Aktivierungszeit von $t_A = 0,5 \text{ min}$ für das LW-Gewebe ein Reibkoeffizient von $\mu_s = 5,34$ ermittelt wird, ist der Reibkoeffizient mit $\mu_s = 0,48$ bei $t_A = 15 \text{ min}$ auf dem Niveau der nicht bebinderten Reibpaarung mit $\mu_s = 0,37$. Dieser Effekt ist auf die stärkere Tränkung der Faserstruktur mit dem Binderpulver mit zunehmender Aktivierungszeit zurückzuführen. Es resultiert ein zu vernachlässigender inter-laminarer Binderanteil in der Kontaktzone für hohe Aktivierungszeiten, sodass das Bindermaterial das Reibverhalten nicht beeinflusst. Ein anderes Verhalten zeigt das Bindervlies, das den statischen Reibkoeffizienten mit steigender Aktivierungszeit deutlich erhöht. Ausgehend von einer Aktivierungszeit von $t_A = 0,5 \text{ min}$ besitzt das UD-Gelege einen Reibkoeffizienten von $\mu_s = 3,80$, der mit einer Aktivierungszeit von $t_A = 15 \text{ min}$ auf $\mu_s =$

43,37 steigt. Während der Aktivierung weist das Bindervlies eine hohe Viskosität und schwache Benetzung der Faserstruktur auf, sodass es lediglich zu einer Benetzung der oberflächennahen Filamente kommt. Dies führt mit steigender Aktivierungszeit zu einer stärkeren Adhäsion, was einen deutlichen Anstieg des statischen Reibkoeffizienten für das Bindervlies zur Folge hat.

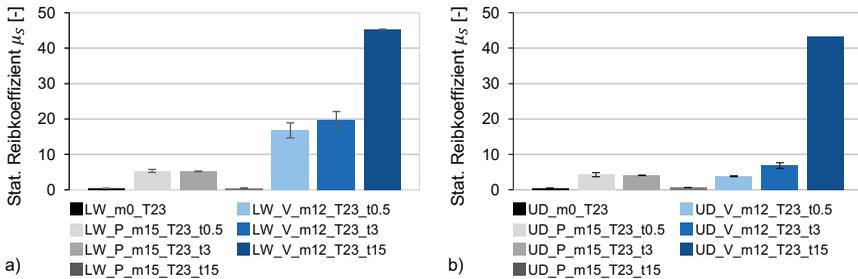


Abbildung 5-22: Statische Reibkoeffizient μ_s für unterschiedliche Aktivierungstemperaturen t_A : a) LW-Gewebe, b) UD-Gelege

5.3.2 Experimentelle Untersuchung der Tränkung des textilen Materials

Das Verformungsverhalten von bebinderten textilen Materialien bei unterschiedlichen Aktivierungszeiten wird im vorausgegangen Kapitel durch die inter- und intra-laminaren Binderanteile begründet. Diese Binderlokalisierung hängt mit dem Eindringen des Bindersystems in die Faserstruktur zusammen, sodass die Tränkung in diesem Kapitel in Abhängigkeit der Aktivierungszeit analysiert wird.

5.3.2.1 Messaufbau und -durchführung

Die Untersuchungen zum Eindringen des Bindermaterials in die Faserstruktur erfolgt mit Hilfe von lichtmikroskopischen Aufnahmen, indem die bebinderte Oberfläche des textilen Materials für unterschiedliche Aktivierungszeiten gemessen wird. Hierfür werden Zuschnitte des LW-Gewebes und des UD-Geleges in einer Größe von $10 \times 10 \text{ cm}^2$ entsprechend dem Vorgehen in Kapitel 4.3.3 bebindert. Für eine optische Detektion werden dem Bindermaterial rote Farbpigmente im Mischungsverhältnis 10: 1 zugesetzt. Nach der Bebindung erfolgt die Aktivierung des bebinderten Materials mit einer Aktivierungstemperatur von $T_A = 150 \text{ }^\circ\text{C}$ für das Binderpulver und $T_A = 160 \text{ }^\circ\text{C}$ für das Bindervlies. Die Aktivierungszeit wird in dieser Versuchsreihe zwischen $t_A = 0,5 \text{ min}$ und

$t_A = 15 \text{ min}$ variiert. Für eine statistische Absicherung werden pro Parameterkombination mindestens drei Proben untersucht.

Anschließend werden die Proben mit dem Stereomikroskop Stemi 508 der Fa. Zeiss in einer 3,25-fachen Vergrößerung nach unterschiedlichen Aktivierungszeiten aufgenommen. Der Bildausschnitt der lichtmikroskopischen Aufnahme zur Analyse der bebinderten Oberfläche beträgt $17 \times 13 \text{ mm}^2$. Abbildung 5-23 zeigt die Schritte der Bildbearbeitung, indem das Farbbild zunächst in ein Graustufenbild und mit Hilfe des Schwellenwertverfahrens nach (Otsu 1979) in ein Binärbild umgewandelt wird. Dabei entsprechen die weißen Bereiche der bebinderten Oberfläche und die schwarzen Bereiche dem textilen Material. Der Quotient aus der bebinderten Oberfläche und der Gesamtfläche der Probe ergibt den flächenbezogenen, inter-laminaren Binderanteil $\varphi_{B,inter,F}$. Aufgrund der thermischen Stabilität des Bindermaterials, die in Kapitel 4.1.2 beschrieben wird, ist im Bereich der Aktivierungstemperatur ein Masseverlust des Binders ausgeschlossen (A_Wurba 2017, S. 42–45).

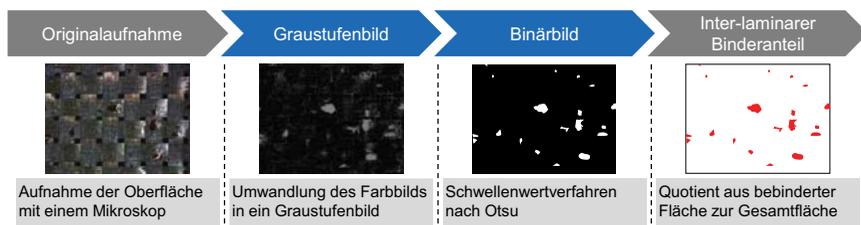


Abbildung 5-23: Bestimmung des flächenbezogenen inter-laminaren Binderanteils $\varphi_{B,inter,F}$ nach (A_Wurba 2017, S. 44)

5.3.2.2 Messergebnisse zum inter-laminaren Binderanteil

In Abbildung 5-24 a) sind die Ergebnisse der inter-laminaren Binderanteile für das Binderpulver über die Aktivierungszeit aufgetragen. Es zeigt sich ein exponentieller Abfall des inter-laminaren Binderanteils mit steigender Aktivierungszeit. Während bei einer Aktivierungszeit von $t_A = 0,5 \text{ min}$ ein gemittelter Binderanteil für beide textile Materialien von $\varphi_{B,inter,F} = 19,50 \%$ gemessen wird, sinkt der Binderanteil bei einer Aktivierungszeit von $t_A = 5 \text{ min}$ bereits auf $\varphi_{B,inter,F} = 0,11 \%$. Ab einer Aktivierungszeit von $t_A = 15 \text{ min}$ ist kein Binderpulver an der Oberfläche messbar, was durch die lichtmikroskopischen Aufnahmen in Abbildung 5-25 bestätigt wird. Folglich ist das Binderpulver vollständig in die Faserstruktur des LW-Gewebes und UD-Geleges eingedrungen.

Die Untersuchungen der Tränkung für das Binderpulver bestätigen die Effekte im Verformungsverhalten mit steigender Aktivierungszeit aus dem vorausgegangenen Kapitel 5.3.1. Der sinkende inter-laminare Binderanteil und somit stärkere intra-laminare Anteil führt zu einem stärkeren Widerstand gegen die in-plane Kompaktierung während der Scherung. Bei der statischen Reibung sinkt der Reibkoeffizient bei einer langen Aktivierungszeit auf das Niveau des nicht bebinderten Textils infolge des mangelnden Bindermaterials in der Fügezone.

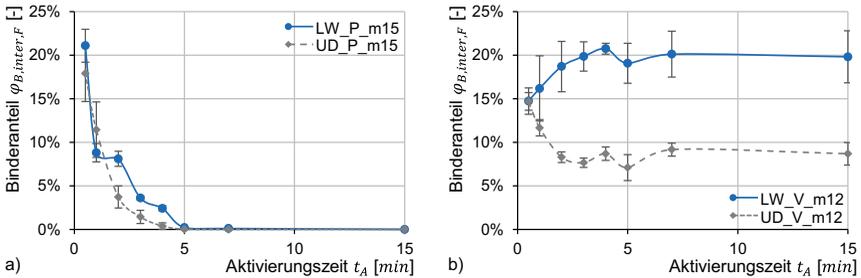


Abbildung 5-24: Inter-laminarer Binderanteil $\varphi_{B,inter,F}$ für a) Binderpulver und b) Bindervlies nach (A_Wurba 2017, S. 62) und (A_Mai 2018, S. 87)

Abbildung 5-24 b) stellt den inter-laminaren Binderanteil für das Bindervlies in Abhängigkeit der Aktivierungszeit dar. Hier zeigt sich ein deutlicher Unterschied zwischen dem LW-Gewebe und dem UD-Gelege. Während der inter-laminare Binderanteil für das UD-Gelege nach einer Aktivierungszeit von $t_A = 5$ min auf $\varphi_{B,inter,F} = 7,10$ % gesunken ist, steigt der Binderanteil für das LW-Gewebe bei gleicher Aktivierungszeit auf $\varphi_{B,inter,F} = 19,08$ % an. Unter Beruckichtigung der lichtmikroskopischen Aufnahmen in Abbildung 5-25 wird deutlich, dass sich das Bindervlies für das UD-Gelege aufgrund der schlechteren Benetzung agglomeriert und somit die bebinderte Oberfläche reduziert. Für das LW-Gewebe kommt es dagegen zu einer besseren Benetzung der textilen Oberfläche, was sich in einem Anstieg des inter-laminaren Binderanteils zeigt (A_Mai 2018, S. 96). In Kombination der lichtmikroskopischen Aufnahmen mit den Messergebnissen kann für das Bindervlies aus Co-Polyamid keine bzw. nur eine geringe Tränkung des textilen Materials nachgewiesen werden. Dies erklärt das Verformungsverhalten für die Intra-Ply-Scherung und Intra-Ply-Biegung mit Bindervlies, das weitestgehend unabhängig von der Aktivierungszeit ist.

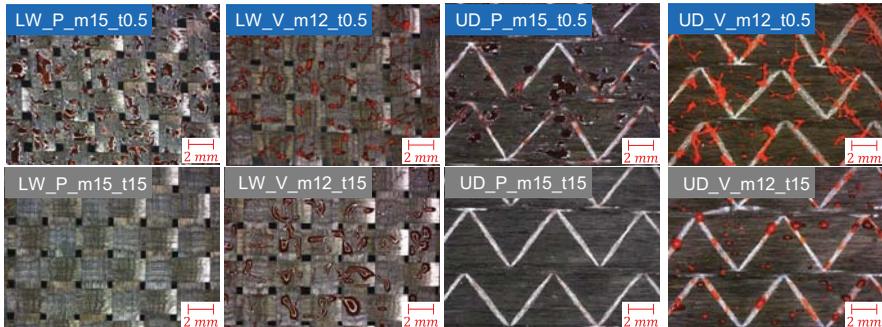


Abbildung 5-25: Mikroskopaufnahmen der bebinderten Oberfläche für die Aktivierungszeiten $t_A = 0,5 \text{ min}$ und $t_A = 15 \text{ min}$ nach (A_Mai 2018, S. 89–90)

5.3.3 Modellierung der Tränkung des textilen Materials

In diesem Kapitel wird die Tränkung des textilen Materials mit dem Bindersystem modelliert, um eine Aussage über die volumetrischen intra- und inter-laminaren Binderanteile für das Preforming zu treffen. In Abschnitt 5.3.3.1 wird mit Hilfe des Gesetzes von Darcy zunächst das Eindringen des Bindermaterials mit einem eindimensionalen Tränkungsmodell beschrieben. Danach folgt die messtechnische Bestimmung der Material- und Kontaktparameter für die jeweilige Materialpaarung in Kapitel 5.3.3.2, um das Modell in Kapitel 5.3.3.3 abschließend mit experimentelle Tränkungsversuchen zu validieren. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen basieren in Teilen auf der angeleiteten Arbeit von (A_Kempf 2018, 24–71), die im Folgenden zusammengefasst beschrieben werden.

5.3.3.1 Herleitung eines eindimensionalen Tränkungsmodells

Die Tränkung des textilen Materials basiert nach Abbildung 5-25 primär auf dem Eindringen des Binders in die Rovings, was als mikroskopische Tränkung bezeichnet wird. Aus diesem Grund wird das Modell auf eine eindimensionale Tränkung des Rovings in Dickenrichtung unter Vernachlässigung der Randeffekte reduziert. Die Modellierung erfolgt in Anlehnung an die Untersuchungen von (Ehleben 2002, S. 53–57) zum Tränkungsverhalten einer Thermoplastschmelze in eine Faserstruktur. Abbildung 5-26 zeigt eine schematische Darstellung des Tränkungsfortschritts für ein Roving im Querschnitt in Dickenrichtung. Der Tränkungsfortschritt $x(t_A)$ wird in dieser Arbeit als Position der Fließfront des Bindermaterials in Abhängigkeit der Aktivierungszeit t_A ausgehend von

der Oberfläche des Rovings definiert. Zu Beginn der Tränkung befindet sich das aufgeschmolzene Bindermaterial gleichverteilt mit einer Dicke $d_{0,real}$ vllstandig auf dem Roving. Aufgrund der Kapillarität der textilen Faserstruktur kommt es infolge des resultierenden Kapillardrucks zu einer Tränkung des textilen Materials mit dem Bindersystem (Abbildung 5-26 c). Nach einer prozess- und materialabhängigen Aktivierungszeit $t_{A,100\%}$ ist das Bindermaterial vllstandig in die Faserstruktur eingedrungen, sodass kein inter-laminarer Binderanteil verbleibt (Abbildung 5-26 d).

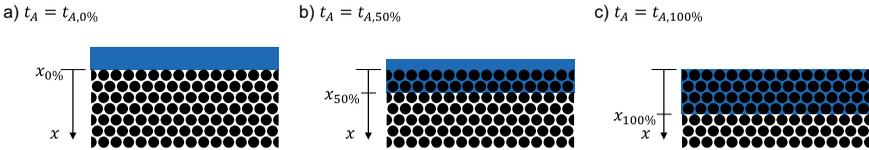


Abbildung 5-26: Eindimensionale Tränkung eines Rovings durch das Bindersystem

Die Basis für das Tränkungsmodell ist das Gesetz von Darcy im eindimensionalen Fall, mittels welchem die Strömungsgeschwindigkeit in Dickenrichtung v_x in Abhängigkeit des Druckgradienten ∇p , der temperaturabhängigen Fluidviskosität η und der transversalen Permeabilität S_{\perp} bestimmt wird. Die Gravitation ist hierbei gegenüber dem Kapillardruck zu vernachlässigen und wird im Folgenden nicht weiter betrachtet. Gleichung 5-18 stellt das vereinfachte, eindimensionale Gesetz von Darcy dar (Spurk & Aksel 2019, S. 278).

$$v_x = -\frac{S_{\perp}}{\eta} \cdot \left(\frac{\partial p}{\partial x}\right) \tag{5-18}$$

Unter der Annahme, dass es sich bei dem aufgeschmolzenen Bindermaterial um ein inkompressibles newtonsches Fluid handelt, lässt sich die Kontinuitätsgleichung für den eindimensionalen Fall nach Gleichung 5-19 vereinfachen (Spurk & Aksel 2019, S. 39). Durch Integration nach dem Weg x ergibt sich eine Integrationskonstante $C(t_A)$ für die Strömungsgeschwindigkeit v_x in Abhängigkeit der Aktivierungszeit t_A .

$$0 = -\nabla(\rho_B \cdot v) = \rho_B \cdot \nabla v = \frac{\partial v_x}{\partial x} \Rightarrow v_x = C(t_A) \tag{5-19}$$

Durch das Gleichsetzen der Gleichung 5-18 und Gleichung 5-19 ergibt sich eine Differentialgleichung, die mittels Trennung der Veränderlichen gelöst wird. Als Ergebnis resultiert die Integrationskonstante $C(t_A)$ und somit die Strömungsgeschwindigkeit v_x .

$$v_x = C(t_A) = \frac{S_{\perp}}{\eta} \cdot \frac{|\Delta p|}{x(t)} \tag{5-20}$$

Bei der Strömungsgeschwindigkeit v_x handelt es sich um die Geschwindigkeit des aufgeschmolzenen Bindermaterials außerhalb des textilen Materials. Diese Strömungsgeschwindigkeit steht über den mikroskopischen Faservolumengehalt φ direkt mit der Geschwindigkeit der Fließfront $\dot{x}(t_A)$ in Beziehung (Gleichung 5-21).

$$v_x = (1 - \varphi) \cdot \dot{x}(t_A) = (1 - \varphi) \cdot \frac{\partial x(t_A)}{\partial t_A} \quad 5-21$$

Durch Einsetzen der Strömungsgeschwindigkeit v_x aus Gleichung 5-21 in Gleichung 5-20 ergibt sich eine weitere Differentialgleichung, die mittels Trennung der Veränderlichen und Integration nach der Position der Fließfront $x(t_A)$ sowie der Zeit t_A gelöst wird.

$$\frac{(1-\varphi)}{2} \cdot x^2(t_A) = \frac{S_{\perp}}{\eta} \cdot |\Delta p| \cdot t_A \quad 5-22$$

Für das Preforming ist eine Aussage zu den volumetrischen inter- und intra-laminaren Binderanteilen von Interesse. Aus diesem Grund wird in Gleichung 5-23 der Zusammenhang zwischen der Position der Fließfront x und dem intra-laminaren Binderanteil $\varphi_{B,intra,V}$ über den Faservolumengehalt φ und die initiale Binderschichtdicke $d_{0,real}$ dargestellt. Die theoretische Binderschichtdicke $d_{0,th}$ lässt sich durch den Quotienten aus Bindermenge m_B und der Dichte des Bindermaterials ρ_B berechnen. In der Realität liegt das Bindermaterial allerdings nicht in einer gleichmäßigen Schicht vor, sondern in vereinzelten Anhäufungen, die zu einer lokal höheren Binderschichtdicke $d_{0,real}$ führen. Mit Hilfe lichtmikroskopischer Aufnahmen wird ein linearer Zusammenhang zwischen der theoretischen Binderschichtdicke $d_{0,th}$ und der realen Schichtdicke $d_{0,real}$ empirisch ermittelt. Aus diesem Grund wird in Gleichung 5-23 der gemessene, dimensionslose Proportionalitätsfaktor für das Binderpulver von $a = 14,288$ eingeführt.

$$x = d_{0,real} \cdot \frac{\varphi_{B,intra,V}}{(1-\varphi)} = a \cdot d_{0,th} \cdot \frac{\varphi_{B,intra,V}}{(1-\varphi)} = a \cdot \frac{m_B}{\rho_B} \cdot \frac{\varphi_{B,intra,V}}{(1-\varphi)} \quad 5-23$$

Durch das Zusammenführen der Gleichung 5-23 mit der Gleichung 5-22 ergibt sich als Ergebnis der Modellierung der intra-laminare Binderanteil $\varphi_{B,intra,V}$ in Abhängigkeit der Aktivierungszeit t_A , des Kapillardrucks Δp , der Permeabilität der Faserstruktur S_{\perp} , des mikroskopischen Faservolumengehalts φ sowie in Abhängigkeit der Dichte ρ_B , der Viskosität η und der Menge m_B des Bindermaterials.

$$\varphi_{B,intra,V}(t_A) = \sqrt{\frac{2 \cdot t_A \cdot S_{\perp} \cdot |\Delta p| \cdot (1-\varphi)}{\eta}} \cdot \frac{\rho_B}{a \cdot m_B} \quad 5-24$$

Der Kapillardruck Δp wird in dieser Arbeit durch den Ansatz nach (Connor & Toll et al. 1995, S. 291) bestimmt. Mit Hilfe des Benetzungswinkels θ zwischen der Faser und dem Bindematerial, der Oberflächenspannung σ des Bindematerials, des Faserradius r_{Faser} sowie des Faservolumengehalts φ lässt sich durch Gleichung 5-25 der Kapillardruck berechnen.

$$\Delta p = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos(\theta)}{r_{Faser}} \cdot \frac{\varphi}{1-\varphi} \quad 5-25$$

Die mikroskopische Permeabilität der Faserstruktur in transversaler Richtung wird maßgeblich durch die Anordnung der einzelnen Filamente innerhalb des Rovings bestimmt. Nach dem Ansatz von (Gebart 1992, S. 1109–1110) lässt sich die untere Grenze der Permeabilität durch eine quadratische Packung und die obere Grenze durch eine hexagonale Packung abschätzen. In Gleichung 5-26 ist die Permeabilität $S_{\perp,quad}$ für eine quadratische Anordnung der Filamente und in Gleichung 5-27 die Permeabilität $S_{\perp,hex}$ für eine hexagonale Packung in Abhängigkeit des Faserradius r_{Faser} und des Faservolumengehalts φ dargestellt.

$$S_{\perp,quad} = \frac{16 \cdot r_{Faser}^2}{9 \cdot \pi \cdot \sqrt{2}} \cdot \left(\sqrt{\frac{\pi}{4 \cdot \varphi}} - 1 \right)^{5/2} \quad 5-26$$

$$S_{\perp,hex} = \frac{16 \cdot r_{Faser}^2}{9 \cdot \pi \cdot \sqrt{6}} \cdot \left(\sqrt{\frac{\pi}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot \varphi}} - 1 \right)^{5/2} \quad 5-27$$

5.3.3.2 Experimentelle Bestimmung der Modellparameter

Für eine Vorhersage der volumetrischen intra- und inter-laminaren Binderanteile für unterschiedliche Bindermengen, Aktivierungszeiten und -temperaturen werden in diesem Kapitel die notwendigen Material- und Kontaktparameter für das Tränkungsmodell bestimmt. Da für das Bindervlies in Kapitel 5.3.2 kein Eindringen in die Faserstruktur beobachtet wird, werden im Folgenden lediglich die Modellparameter in Zusammenhang mit dem Binderpulver betrachtet. In der experimentellen Bestimmung der Parameter werden die Materialkombinationen aus dem LW-Gewebe und UD-Gelege mit dem Binderpulver verwendet, die einzeln in Kapitel 4.1 detailliert beschrieben sind.

Die relevanten Eigenschaften des textilen Materials für das Tränkungsmodell sind der Faserradius r_{Faser} und der Faservolumengehalt φ . Zur Messung dieser beiden Größen werden im ersten Schritt jeweils Platten aus dem LW-Gewebe und dem UD-Gelege mit

einem Epoxid-Harz im Vacuum-Assisted-Resin-Infusion-Verfahren (VARI-Verfahren) gefertigt. Die anschließend hergestellten Schliffproben werden mit dem Auflicht-Mikroskop Aristomet der Fa. Leica mit einer 1000-fachen Vergrößerung für die Bestimmung des Faserradius und mit einer 500-fachen Vergrößerung für die Bestimmung des Faservolumengehalts aufgenommen. Während der Faserradius direkt in der Software des Mikroskops gemessen wird, wird der Faservolumengehalt mit Hilfe des Schwellenwertverfahrens nach Otsu wie im vorausgegangenen Kapitel beschrieben ermittelt. Abbildung 5-27 zeigt die Schliffbilder für das LW-Gewebe und UD-Gelege. Die Bilder zeigen deutlich, dass die Fasern im UD-Gelege mit $r_{Faser} = 4,19 \mu\text{m}$ um 23,89 % größer sind als die Fasern des LW-Gewebes. Die mikroskopischen Faservolumengehalte sind bei beiden Materialien in einem ähnlichen Bereich und liegen für das LW-Gewebe bei 57,18 % und für das UD-Gelege bei 58,54 %. In einer qualitativen Analyse der Packungsart wird zusätzlich ersichtlich, dass sowohl hexagonale als auch quadratische Anordnungen der Fasern vorliegen.

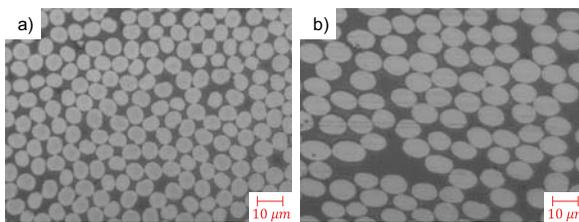


Tabelle 5-4: r_{Faser} und FVG nach (A_Kempf 2018, S. 42)

	r_{Faser} [μm]	φ [%]
LW	3,38	57,18
UD	4,19	58,54

Abbildung 5-27: Schliffbilder mit einer 1000-fachen Vergrößerung des a) LW-Gewebes und b) UD-Geleges nach (A_Kempf 2018, S. 38)

Der Benetzungswinkel θ zur Bestimmung des Kapillardrucks ist abhängig von der Paarung aus dem textilen Material und dem Binderpulver. In dieser Arbeit wird der Benetzungswinkel zwischen dem LW-Gewebe und dem Binderpulver sowie zwischen dem UD-Gelege und dem Binderpulver experimentell ermittelt. Die Ansätze von (Rebouillat & Letellier et al. 1999, S. 305) und (McHale & Newton 2002, S. 80) ermöglichen die Berechnung des Benetzungswinkels auf Basis des Faserdurchmessers d , der Tropfenhöhe h , der Länge des Tropfens L und dem Winkel im Wendepunkt θ_w des Tropfens. Das Verfahren des liegenden Tropfens wurde bereits erfolgreich in (Koch 2017, S. 160–161) eingesetzt und wird im Folgenden auch in dieser Arbeit verwendet. Im ersten Schritt wird aus dem Kohlenstoffaserveroving ein Filament herausgelöst und in eine Vor-

richtung zur Handhabung sowie reproduzierbaren Positionierung eingelegt. Die Benetzung des Filaments erfolgt durch das Eintauchen des Filaments in das aufgeschmolzene Binderpulver bei einer Temperatur von $T = 140\text{ }^{\circ}\text{C}$. Unter der Annahme von (Ehleben 2002, S. 89–90), dass der Benetzungswinkel unabhängig von der Temperatur im relevanten Bereich ist, wird die Tropfenform durch ein Abkühlen auf $T = 23\text{ }^{\circ}\text{C}$ auf dem Filament stabilisiert. Anschließend erfolgt die Aufnahme mittels dem Lichtmikroskop Axio Imager 2 der Fa. Zeiss mit einer 20-fachen Vergrößerung. Abbildung 5-28 zeigt eine repräsentative Aufnahme eines Tropfens, an dem die relevanten Größen zur Berechnung des Benetzungswinkels dargestellt sind. Der arithmetische Mittelwert wird aus jeweils 10 Einzelmessungen für jede Materialpaarung berechnet. Für die Kombination LW-Gewebe und Binderpulver ergibt sich ein mittlerer Benetzungswinkel von $\theta = 5,01^{\circ}$ und für die Paarung UD-Gelege und Binderpulver ein Winkel von $\theta = 4,20^{\circ}$.

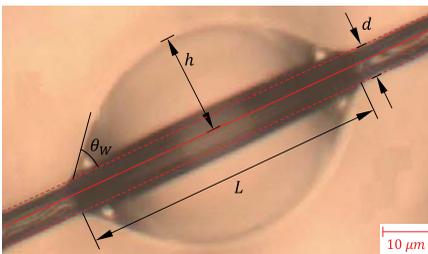


Tabelle 5-5: Benetzungswinkel bei $T = 23\text{ }^{\circ}\text{C}$ nach (A_Kempf 2018, S. 48)

Materialpaarung	Benetzungswinkel θ [°]
LW/ Binderpulver	5,01
UD/ Binderpulver	4,20

Abbildung 5-28: Lichtmikroskopische Aufnahme eines Tropfes des Binderpulvers an einem Kohlenstofffilament nach (A_Kempf 2018, S. 45)

Die Oberflächenspannung σ des Binderpulvers wird in dieser Arbeit durch eine Tropfenkonturanalyse am hängenden Tropfen ermittelt. Hierbei wird anhand des Schattenbilds eines hängenden Tropfens unter Schwerkraft die theoretische Tropfenform iterativ angenähert und somit die Oberflächenspannung ermittelt. Zur Sicherstellung einer genauen Einstellung der Prüftemperaturen von $T = 120\text{ }^{\circ}\text{C}$, $140\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $160\text{ }^{\circ}\text{C}$ wird die Temperierkammer TC21 mit dem Drop Shape Analyzer DAS100 der Fa. Krüss eingesetzt. Abbildung 5-29 zeigt ein Schattenbild des hängenden Tropfens bei $T = 120\text{ }^{\circ}\text{C}$ mit einer Oberflächenspannung $\sigma = 30,49\text{ mN/m}$. Mit steigender Temperatur nimmt die Oberflächenspannung stetig ab, sodass bei $T = 140\text{ }^{\circ}\text{C}$ eine Oberflächenspannung von $\sigma = 29,22\text{ mN/m}$ und bei $T = 160\text{ }^{\circ}\text{C}$ eine Oberflächenspannung von $\sigma = 29,13\text{ mN/m}$ resultiert.

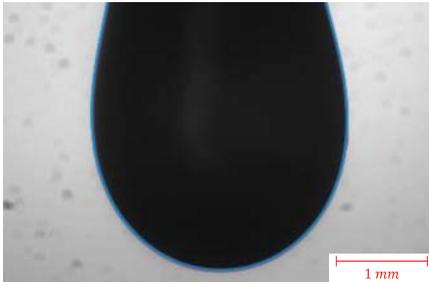


Tabelle 5-6: Oberflächenspannung des BINDERPULVERS nach (A_Kempf 2018, S. 36)

Temperatur T [°C]	Oberflächenspannung σ [mN/m]
120	30,49
140	29,22
160	29,13

Abbildung 5-29: Schattenbild eines hängenden BINDERPULVER-Tropfens bei einer Prüftemperatur $T = 120$ °C nach (A_Kempf 2018, S. 35)

Die Dichte des BINDERPULVERS bei den Temperaturen $T = 120$ °C, 140 °C und 160 °C wird durch das vollständige Befüllen eines Aluminiumtiegels mit einem bekannten Volumen und einer anschließenden Gewichtsmessung mit einer Präzisionswaage bestimmt. Die Ergebnisse der Dichtemessung für die unterschiedlichen Temperaturen sind in Tabelle 5-7 abgebildet. Mit steigender Temperatur sinkt die Dichte von $\rho_B = 1134,18$ kg/m³ bei $T = 120$ °C auf $\rho_B = 1110,68$ kg/m³ bei $T = 160$ °C. Die Messung der dynamischen Viskosität η des BINDERPULVERS für unterschiedliche Temperaturen wird in 4.1.2 beschrieben. In Tabelle 5-7 ist die Viskosität für die drei Temperaturen zusammenfassend dargestellt. Ausgehend von einer Viskosität $\eta = 6,81$ Pa · s bei $T = 160$ °C steigt die Viskosität um den Faktor 24,3 bei $T = 120$ °C an.

Tabelle 5-7: Dichte und Viskosität des BINDERPULVERS nach (A_Kempf 2018, S. 43)

Temperatur T [°C]	Dichte ρ_B [kg/m ³]	Viskosität η [Pa · s]
120	1134,18	165,54
140	1126,35	25,00
160	1110,68	6,81

5.3.3.3 Validierung des Tränkungsmodells

Nach der Herleitung des eindimensionalen Temperaturmodells und der Messung der Modellparameter in den vorausgegangenen Kapiteln wird in diesem Abschnitt das Temperaturmodell mit realen Tränkungsversuchen validiert. Es wird für unterschiedliche Ak-

tivierungstemperaturen die Aktivierungszeit bestimmt, in der das Bindermaterial vollständig in die Faserstruktur eingedrungen ist. Es handelt sich folglich um die Aktivierungszeit $t_{A,100\%}$ bei einem volumetrischen intra-laminaren Binderanteil von $\varphi_{B,inter,V} = 100\%$.

Hierfür werden jeweils Probenzuschnitte mit den Maßen $2 \times 5 \text{ cm}^2$ für die textilen Materialien LW-Gewebe und UD-Gelege verwendet. Das Binderpulver wird mittels eines Laborsiebs und einer Präzisionswaage mit einer Bindermenge von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ reproduzierbar aufgebracht. Anschließend erfolgt die Aktivierung der bebinderten Zuschnitte auf einer Laborheizplatte für die Aktivierungstemperaturen $T_A = 120^\circ\text{C}$, 140°C und $T_A = 160^\circ\text{C}$. Für die Bindermenge $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ resultiert nach Gleichung 5-23 eine initiale Binderschichtdicke von $d_{0,real} = 188,96 \mu\text{m}$ bei $T_A = 120^\circ\text{C}$ und bei $T_A = 160^\circ\text{C}$ eine Schichtdicke von $d_{0,real} = 192,96 \mu\text{m}$. Die Überwachung des Tränkungsfortschritts erfolgt mit einem Kamerasystem. Die Aktivierungszeit bis zum vollständigen Eindringen des Bindermaterials $t_{A,100\%}$ wird in dieser Versuchsreihe als Zeitpunkt definiert, wenn kein Bindermaterial an der Textiloberfläche sichtbar ist. Zur Bestimmung des arithmetischen Mittels werden für jede Kombination aus Aktivierungstemperatur und Material jeweils drei Einzelmessungen durchgeführt.

Die Ergebnisse der Tränkungsversuche sind zusammengefasst in Tabelle 5-8 dargestellt. Die Aktivierungszeiten für ein vollständiges Eindringen liegen für das LW-Gewebe und das UD-Gelege in einem ähnlichen Bereich, was durch die ähnlichen Materialparameter für den Faservolumengehalt, Faserradius und Benetzungswinkel aus dem vorherigen Kapitel begründet wird. Nach Gleichung 5-24 hängt die Aktivierungszeit bis zum vollständigen Eindringen des Bindermaterials linear von der Viskosität des Bindermaterials ab. Allerdings zeigen die rheometrischen Analysen in Kapitel 4.1.2 einen nicht linearen Zusammenhang zwischen der Temperatur und der dynamischen Viskosität, sodass folglich eine nicht lineare Beziehung zwischen der Aktivierungstemperatur T_A und der Aktivierungszeit t_A resultiert. Während sich von der Aktivierungstemperatur $T_A = 120^\circ\text{C}$ auf $T_A = 140^\circ\text{C}$ die gemittelte Aktivierungszeit um den Faktor 6,14 verringert, erfolgt das Eindringen des Binderpulvers bei $T_A = 160^\circ\text{C}$ um den Faktor 3,3 schneller als bei $T_A = 140^\circ\text{C}$. Die Untersuchungen zeigen, dass das Tränkungsverhalten bei den hier betrachteten textilen Materialien maßgeblich durch die Eigenschaften des Binderpulvers beeinflusst wird.

Tabelle 5-8: Aktivierungszeiten $t_{A,100\%}$ für das vollständige Eindringen bei einer Bindermenge von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$

Aktivierungstemperatur T_A [°C]	LW-Gewebe Aktivierungszeit $t_{A,100\%}$ [s]	UD-Gelege Aktivierungszeit $t_{A,100\%}$ [s]
120	3894,62	3739,73
140	613,39	630,33
160	183,15	193,69

Abbildung 5-30 zeigt den modellierten intra-laminaren Binderanteil in Abhängigkeit der Aktivierungszeit für unterschiedliche Aktivierungstemperaturen. Hierfür werden die ermittelten Modellparameter aus Kapitel 5.3.3.2 verwendet. Aus dem Kurvenverlauf wird ersichtlich, dass mit steigender Aktivierungszeit t_A die Geschwindigkeit der Tränkung abnimmt. Dies lässt sich durch Gleichung 5-24 erklären, indem der intra-laminare Binderanteil $\varphi_{B,inter,V}$ proportional zur quadratischen Wurzel der Aktivierungszeit t_A ist. Zusätzlich nimmt mit steigender Aktivierungstemperatur T_A die Steigung der Kurven deutlich zu, sodass mit höherer Temperatur und somit geringerer Viskosität eine wesentlich schnellere Tränkung erreicht wird. Im Vergleich der Kurvenverläufe für das LW-Gewebe in Abbildung 5-30 a) und das UD-Gelege in Abbildung 5-30 b) wird deutlich, dass zwischen den textilen Materialien nur ein geringer Unterschied im intra-laminaren Binderanteil vorliegt.

Neben den modellierten Kurven sind die Messergebnisse der Aktivierungszeit für $\varphi_{B,inter,V} = 100 \%$ in beiden Diagrammen eingetragen. Die Messergebnisse liegen zwischen den Kurven für eine quadratische und hexagonale Packung der Filamente. Dies lässt sich durch die Schliiffbilder in Abbildung 5-5 bestätigen, indem sowohl hexagonale als auch quadratische Anordnungen im betrachteten Ausschnitt existieren. Der Vergleich zwischen dem Tränkungsmodell und den Messergebnissen zeigt, dass sich auf Basis der messtechnisch erfassten Modellparametern für das textile Material und für das Bindersystem eine sehr gute Abschätzung zu den volumetrischen inter- und intra-laminaren Binderanteilen treffen lässt.

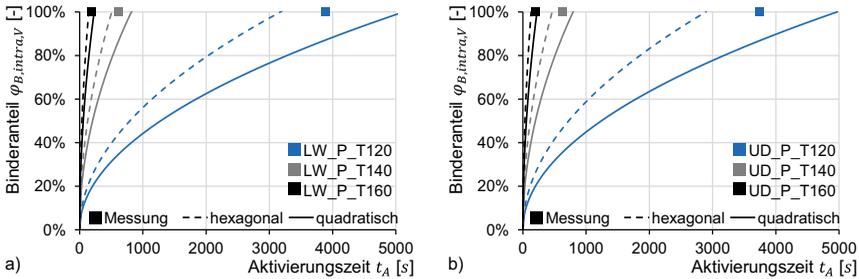


Abbildung 5-30: Intra-laminarer Binderanteil $\varphi_{B,inter,v}$ für eine Bindermenge $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ bei unterschiedlichen Aktivierungstemperaturen T_A für a) LW-Gewebe und b) UD-Gelege

Die experimentellen Untersuchungen zum Verformungsverhalten zeigen, dass die Stabilität des Preforms nach der Umformung durch eine ausgewogene Aufteilung der inter- und intra-laminaren Binderanteile sichergestellt werden kann. Mit dem Tränkungsmodell ist es somit möglich, die Aktivierungstemperatur und -zeit so einzustellen, dass ein geeigneter intra-laminarer Binderanteil von 50 % vorliegt. Durch Auflösen der Gleichung 5-24 nach der Bindermenge m_B und Einsetzen von $\varphi_{B,inter,v} = 50 \%$ für den intra-laminaren Binderanteil ergibt sich ein Zusammenhang zwischen der Bindermenge und der Aktivierungszeit $t_{A,50\%}$. In Abbildung 5-31 ist die Bindermenge m_B über die Aktivierungszeit $t_{A,50\%}$ für unterschiedliche Aktivierungstemperaturen T_A dargestellt. Die jeweiligen Kurven werden aus den gemittelten Materialparametern für das LW-Gewebe und UD-Gelege sowie der mittleren Permeabilität für eine Kombination aus hexagonaler und quadratischer Faseranordnung berechnet. Für eine Bindermenge von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ ergibt sich somit bei einer Aktivierungstemperatur von $T_A = 120^\circ\text{C}$ eine ideale Aktivierungszeit von $t_{A,50\%} = 1028,55 \text{ s}$. Durch eine Erhöhung der Aktivierungstemperatur auf $T_A = 160^\circ\text{C}$ wird der optimale intra-laminare Binderanteil bereits nach $t_{A,50\%} = 42,33 \text{ s}$ erreicht.

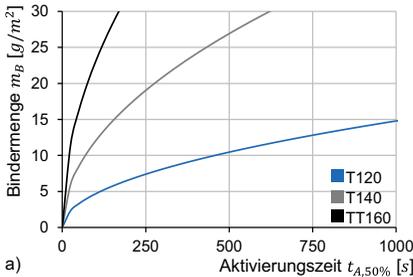


Tabelle 5-9: Aktivierungszeit $t_{A,50\%}$ bei Aktivierungstemperaturen T_A

T_A [°C]	$t_{A,50\%}$ [s] $m_B = 15 \text{ g/m}^2$
120	1028,55
140	155,31
160	42,33

Abbildung 5-31: Bindermenge m_B über die Aktivierungszeit $t_{A,50\%}$ bei unterschiedlichen Aktivierungstemperaturen T_A

Fazit

Die Aktivierungszeit und -temperatur haben einen signifikanten Einfluss auf das Eindringen des Bindermaterials in die Faserstruktur und somit auf die inter- und intralaminaren Binderanteile. Eine hohe Stabilität des Preforms wird durch eine ausgeglichene Aufteilung der inter- und intra-laminaren Binderanteile erreicht, indem die Hauptdeformationsmechanismen gleichermaßen eingeschränkt werden.

Für die Realisierung einer kurzen Prozesszeit und gleichzeitig einer hohen Stabilität des Preforms ist die gekoppelte Einstellung der Aktivierungstemperatur und -zeit notwendig. Das vorgestellte Tränkungsmodell bietet die Möglichkeit die Aktivierungsparameter optimal auf die eingesetzten Materialien und Prozessrandbedingungen abzustimmen.

6 Modellierung für ein segmentiertes Werkzeugsystem

Ziel dieses Kapitels ist die Entwicklung eines Simulationsmodells, das die Umformung von textilen Geweben mit einem segmentierten Werkzeugsystem beschreibt. In Abhängigkeit der Segmentierung des Oberwerkzeugs und der Sequenz der einzelnen Werkzeugsegmente soll eine Aussage über die Qualität der umgeformten Preforms getroffen werden. In Kapitel 6.1 wird hierfür der Aufbau des Modells in der Simulationssoftware ABAQUS vorgestellt sowie das Material- und Kontaktverhalten des textilen Materials beschrieben. Im Kapitel 6.2 werden anschließend experimentelle Umformversuche mit unterschiedlichen Werkzeugsequenzen durchgeführt und mit den Simulationsergebnissen hinsichtlich ihrer Scherung und Faltenbildung verglichen. Auf Basis der Erkenntnisse aus den Simulationen und experimentellen Untersuchungen werden abschließend Zielfunktionen entwickelt, mit denen eine Bewertung der Preformqualität für eine systematische Ableitung der Prozessstrategie in Kapitel 7 möglich ist.

6.1 Modellaufbau und Modellierung des Materialverhaltens

Wie bereits beschrieben, hat das Simulationsmodell das Ziel eine Aussage über die Preformqualität, also über die Faltenbildung, zu treffen. Neben einer ausreichenden Genauigkeit der Simulationsergebnisse wird eine vergleichsweise kurze Rechenzeit für die Einbindung des Modells in eine Optimierung der Werkzeugsequenz in Kapitel 7 angestrebt.

Für die Modellierung der Umformung gibt es nach dem Stand der Technik unterschiedliche Simulationsmethoden (Kapitel 2.1.3). Diese Methoden unterscheiden sich maßgeblich in der Berücksichtigung der Prozessrandbedingungen, im Detaillierungsgrad der Berechnungsergebnisse und den daraus resultierenden Rechenzeiten. In dieser Arbeit wird ein kinematisches Simulationsmodell ausgeschlossen, das auf der einen Seite sehr kurze Rechenzeiten ermöglicht, allerdings auf der anderen Seite die prozess- und materialtechnischen Randbedingungen nicht abbilden kann. Diskrete oder semi-diskrete Simulationsmodelle berücksichtigen hingegen das komplexe Deformationsverhalten von unterschiedlichen textilen Faserarchitekturen, resultieren aber in hohen Berechnungszeiten. Das in dieser Arbeit verwendete makroskopische Simulationsmodell für ein Gewebe stellt einen Kompromiss zwischen der Rechenzeit und Genauigkeit dar. Mit Hilfe dieses Modellierungsansatzes ist es möglich, die Prozessrandbe-

dingungen sowie das Materialverhalten in einem homogenisierten Materialmodell darzustellen (Döbrich & Gereke et al. 2016, S. 1). Gleichzeitig wird die für eine Optimierung notwendige kurze Rechenzeit ermöglicht.

In Kapitel 6.1.1 wird zunächst der automatisierte Modellaufbau des makroskopischen Simulationsmodells beschrieben. In Kapitel 6.1.2 wird anschließend ein homogenisiertes Materialmodell für textile Materialien vorgestellt, das eine Entkopplung der Intra-Ply-Scherung und -dehnung von der Intra-Ply-Biegung ermöglicht. Das Kontaktverhalten zwischen den textilen Lagen wird in Kapitel 6.1.3 durch ein Konstitutivgesetz beschrieben, das sowohl Reibung als auch Adhäsion in tangentialer Richtung ermöglicht.

6.1.1 Automatisierter Modellaufbau in ABAQUS

In diesem Kapitel wird der Aufbau des Modells zum Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem beschrieben. Die Modellierung erfolgt in dieser Arbeit mit dem Simulationsprogramm ABAQUS. Die Ergebnisse basieren in Teilen auf der angeleiteten Arbeit von (A_Brandt 2016, S. 32–46), die im Folgenden zusammengefasst beschrieben werden.

In Abbildung 6-1 ist der Aufbau des Simulationsmodells schematisch dargestellt. Das untere Werkzeug sowie die oberen Werkzeugsegmente werden über ein CAD-Austauschformat in ABAQUS importiert. Aufgrund der vergleichsweise geringen Umformkräfte treten bei den Werkzeugen aus Aluminium zu vernachlässigende elastische Verformungen auf, sodass die Werkzeuge als unabhängige Starrkörper angenommen werden. Für das untere Werkzeug werden alle translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade eingeschränkt, sodass das Werkzeug ortsfest im globalen Koordinatensystem definiert ist. Für die oberen Werkzeugsegmente werden alle rotatorischen Freiheitsgrade und die Freiheitsgrade in x- und y-Richtung eingeschränkt, sodass nur eine Bewegung in Umformrichtung (z-Richtung) möglich ist.

Der Lagenaufbau besteht im Simulationsmodell aus mehreren rechteckigen Lagen, die als unabhängige Körper modelliert sind. Somit ist sichergestellt, dass die Mechanismen in der Mehrlagenumformung durch Abgleiten der einzelnen textilen Lagen berücksichtigt werden (Chen & Endruweit et al. 2015, S. 144). Aufgrund des komplexen intra-ply Verformungsverhaltens von textilen Materialien kann kein standardisiertes Materialmodell eingesetzt werden. Die Modellierung des Materialverhaltens für textile Materialien sowie die Definition des Elementtyps erfolgen aus diesem Grund detailliert in Kapitel 6.1.2. Für die Vernetzung der textilen Lagen zeigen (Kärger & Galkin et al. 2018, S.

146), dass eine Orientierung der Elementkanten entlang der Faserrichtung vorteilhaft für die Qualität und Konvergenz der Simulationsergebnisse ist. Eine geeignete Kantenlänge der quadratischen Elemente wird in einer Netzkonvergenzanalyse in Kapitel 6.2.1 untersucht, sodass ein Kompromiss aus Rechenzeit und Detaillierungsgrad erreicht wird. In der Ausgangsposition befindet sich der textile Lagenaufbau mittig zwischen dem Werkzeug und den Werkzeugsegmenten.

Die Kontakte werden in dem Simulationsmodell mit Hilfe des General-Contact-Algorithmus in ABAQUS beschrieben. Dieser Algorithmus erlaubt eine Aufteilung der Kontakte in mehrere Subgebiete, sodass eine Parallelisierung der Berechnung möglich ist und erhebliche Rechenzeit eingespart wird. Für die Interaktion zwischen den Werkzeugen und dem textilen Lagenaufbau wird in normaler Richtung ein harter Kontakt und in tangentialer Richtung eine Coulomb'sche Reibung mit den bestehenden Kontaktmodellen in ABAQUS modelliert. Der Kontakt zwischen den textilen Lagen erfordert in tangentialer Richtung ein adhäsives Verhalten infolge der Beibinderung sowie eine Coulomb'sche Reibung für das Abgleiten. Dieses Kontaktverhalten wird in Kapitel 6.1.3 durch die Implementierung des gesamten Konstitutivverhaltens in der Subroutine VUINTERACTION modelliert.

Das Spannsystem besteht wie in Kapitel 4.2 beschrieben aus acht Spannelementen, die umlaufend am textilen Lagenaufbau angebracht sind. Der Abstand zwischen den Spannelementen an jeder Seite des textilen Lagenaufbaus beträgt 210 mm . Die Einspannung des textilen Materials in das Spannelement erfolgt im Simulationsmodell durch eine kinematische Kopplung der Knoten im Klemmbereich von $20 \times 20\text{ mm}^2$ mit einem externen Referenzpunkt. Dieser Referenzpunkt ist mit einem Konnektor in ABAQUS verbunden, der lediglich einen Freiheitsgrad senkrecht zur Materialkante in der Textilebene zulässt. In diese Richtung wird eine Krafrandbedingung vorgegeben, die den Widerstand gegen den Materialeinzug des Textils abbildet. Als Widerstandskraft über den Materialeinzug wird in dem Simulationsmodell die Kennlinie bei einem Betriebsdruck von 2 bar mit einer mittleren Spannkraft von $24,42\text{ N}$ aus Abbildung 4-8 b) verwendet.

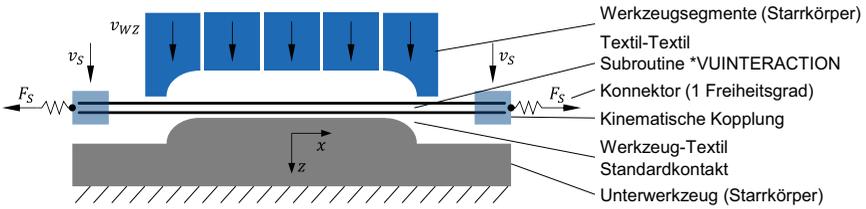


Abbildung 6-1: Modellaufbau in ABAQUS für ein segmentiertes Werkzeugsystem

Abbildung 6-2 zeigt die Simulationsschritte zur Abbildung des gesamten Preformingvorgangs. Im ersten Simulationsschritt werden alle acht Spannelemente, die mit dem textilen Lagenaufbau gekoppelt sind, weggesteuert mit einer konstanten Geschwindigkeit v_S in z-Richtung auf das untere Werkzeug heruntergefahren. Hierbei kommt es bereits zu einer Deformation des textilen Lagenaufbaus, die maßgeblich die folgenden Umformschritte beeinflusst und somit nicht vernachlässigt werden darf. Im nächsten Simulationsschritt erfolgt der zentrale Umformvorgang, indem die einzelnen Werkzeugsegmente mit einer konstanten Werkzeuggeschwindigkeit v_{WZ} in z-Richtung bis auf einen definierten Werkzeugspalt zum unteren Werkzeug schließen. Der Werkzeugspalt ist abhängig von der Dicke des textilen Materials sowie der Anzahl der Lagen im Lagenaufbau. Die Werkzeugsequenz ist durch die Startzeitpunkte für das Herunterfahren der einzelnen Werkzeugsegmente definiert.

Die Lösung des Simulationsmodells für den gesamten Preformingvorgang erfolgt mit Hilfe des expliziten Solvers ABAQUS/Explicit. Dieser ist besonders geeignet für komplexe Kontaktprobleme und große Umformungen, wie sie in diesem Simulationsmodell vorliegen. Die hohe Effizienz des expliziten Solvers ergibt sich aus der expliziten Zeitintegration der Bewegungsgleichung, sodass keine Iterationen zur Erreichung des dynamischen Gleichgewichts notwendig sind (Nasdala 2012, S. 244). Die Stabilität des Solvers ist allerdings im Gegensatz zu einem impliziten Solver an eine Bedingung geknüpft, sodass für die numerische Berechnung ein kritisches Zeitinkrement nicht überschritten werden darf. Nach (Nasdala 2012, S. 120) berechnet sich das kritische Zeitinkrement Δt_{krit} für ein Schalelement aus der Elementlänge L , der Dichte ρ , der Querkontraktionszahl ν sowie der Steifigkeit E (Gleichung 6-1).

$$\Delta t \leq \Delta t_{krit} = \frac{L \cdot \sqrt{\rho(1-\nu)}}{\sqrt{E}}$$

Da die Größe des Zeitinkrements direkt mit der Rechenzeit zusammenhängt, lässt sich durch eine Reduktion der Steifigkeit sowie Erhöhung der Dichte und Elementlänge eine Einsparung der Rechenzeit erreichen. Für beide Simulationsschritte wird eine halb-automatische Massenskalierung in ABAQUS eingesetzt, die durch eine adaptive Änderung der Dichte zu einer Erhöhung des kritischen Zeitinkrements und somit Reduktion der Rechenzeit führt. Für das Herunterfahren des Spannsystems wird ein Ziel-Zeitinkrement von $\Delta t = 10^{-5} s$ und für den Umformvorgang ein Ziel-Zeitinkrement von $\Delta t = 10^{-6} s$ gewählt. Hierbei sind die Zeitinkremente so gewählt, dass die kinetische Energie maximal 5 % der inneren Energie des Systems über die gesamte Analyse beträgt (Chen & McGregor et al. 2017a, S. 353). Somit kann trotz der Nutzung von reduziert integrierten Elementen ein Hourglassing des textilen Materials, also die energieäquivalente Verformung von Elementen, infolge der Massenskalierung ausgeschlossen werden. Aufgrund der hohen Anzahl an Zeitinkrementen wird für die Berechnung der Double-Precision-Modus von ABAQUS verwendet, der eine erhöhte Anzahl an Dezimalstellen nutzt und somit Rundungsfehler reduziert.

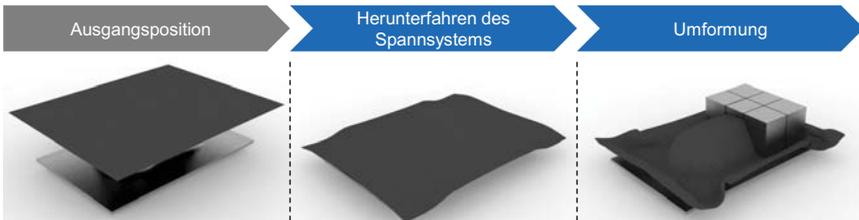


Abbildung 6-2: Schritte zur Umformung mit einem segmentierten Werkzeugsystem

In den folgenden Kapiteln soll das Simulationsmodell für eine Optimierung der Werkzeugsegmentierung und -sequenz genutzt werden. Hierfür ist es notwendig das Analysemodell mit einem Optimierungsalgorithmus zu koppeln, der iterativ die Designvariablen des Modells anpasst. Die Voraussetzung dafür ist ein automatisierter Modellaufbau, der definierte Schnittstellen zu den Optimierungsverfahren besitzt. Die Simulationssoftware ABAQUS bietet eine Python-Schnittstelle, über die alle Funktionalitäten der Software mittels Python-Skripten gesteuert werden können. Aus diesen Gründen wird für den automatisierten Modellaufbau die Programmiersprache Python Version 2.7 eingesetzt. Der prinzipielle Ablauf der Modellerstellung ist in Abbildung 6-3 beschrieben. Die relevanten Material- und Prozessparameter sowie die Informationen zum Lagenaufbau

werden zunächst in einem JSON-Datenformat zusammengefasst und gespeichert. Dieses Datenformat bietet den Vorteil, dass die strukturierten Daten in Textform für den Menschen transparent bleiben und auf der anderen Seite direkt in ein Dictionary-Datentyp in Python umwandelbar sind. Die strukturierten Eingabedaten im JSON-Format werden im ersten Schritt vom Modellgenerator eingelesen, sodass anschließend der automatisierte Modellaufbau ohne Öffnen der ABAQUS-Nutzeroberfläche erfolgt. Im Hintergrund wird über die Python-Schnittstelle das Simulationsmodell in ABAQUS generiert und das finale Simulationsmodell als Input-Datei für den Solver gespeichert. Durch die Python-Skripte können somit einzelne Eingabeparameter schnell angepasst und durch den automatisierten Modellaufbau ein aktualisiertes Simulationsmodell nach wenigen Sekunden erzeugt werden.

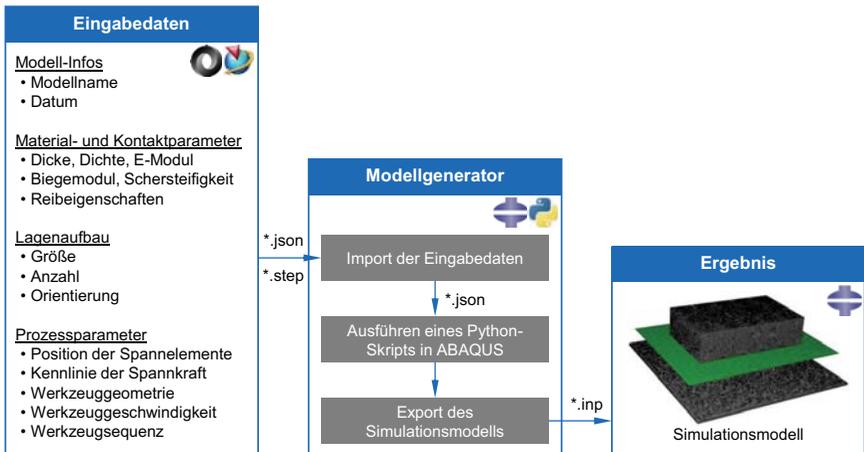


Abbildung 6-3: Automatisierter Modellaufbau für das Preforming mit einem segmentiertes Werkzeugsystem mittels ABAQUS und Python

6.1.2 Modellierung des Materialverhaltens

Ziel dieses Kapitels ist die Modellierung des Intra-Ply Verformungsverhaltens von textilen Geweben für die Simulation des Preformings mit einem segmentierten Werkzeugsystem. Die Umformung von gewebten Materialien besteht in der makroskopischen Betrachtungsebene aus drei Hauptdeformationsmechanismen, der Intra-Ply-Scherung, -dehnung und -biegung (Kapitel 2.1.3.1). Die Scherung des textilen Materials er-

folgt primär durch eine Starrkörperrotation der Kett- und Schussrovings um ihren Kontaktpunkt. Der Widerstand gegen diese Scherverformung ist vergleichsweise gering und kann hohe Scherungen annehmen. Das Biegeverhalten, also die Verformung transversal zur Textilebene, wird durch die Relativbewegung der Filamente innerhalb der Rovings gesteuert, sodass ebenfalls eine geringe Biegesteifigkeit resultiert. Die Steifigkeit in Faserrichtung des textilen Materials ist dagegen um Größenordnungen größer als bei den anderen Verformungsmechanismen.

Wie bereits beschrieben, unterliegen Gewebe bei der Verformung einer großen Scherdeformation. Dies hat zur Folge, dass die Kett- und Schussfäden im Verlauf der Umformung nicht mehr senkrecht zueinander stehen. In den meisten FE-Simulationen wird die resultierende Spannung auf die Verformung in einem mitdrehenden, orthogonalen Koordinatensystem bestimmt. Die Achsen eines mitdrehenden, orthogonalen Koordinatensystems stimmen somit nicht mehr mit den Faserorientierungen überein, die eine vergleichsweise hohe Steifigkeit aufweisen. Abbildung 6-4 illustriert die drei relevanten Koordinatensysteme im zweidimensionalen Fall. In der Ausgangskonfiguration ohne Scherung des textilen Materials stimmen die drei Koordinatensysteme überein. Nach einer Scherdeformation des Materials geht das ortsfeste, orthogonale Koordinatensystem $\{x, y\}$ durch eine Starrkörperrotation um den Winkel α in das mitdrehende, orthogonale Koordinatensystem $\{x', y'\}$ über. Im faserfesten, nicht-orthogonalen Koordinatensystem $\{\xi, \eta\}$ ergibt sich der Winkel zwischen den Achsen ξ, η infolge der Scherung durch den nicht-orthogonalen Faserwinkel θ , wobei die Achsen x' und ξ übereinstimmen. Die Abweichung zwischen den Achsen y' und η zeigt, dass es infolge eines orthogonalen Koordinatensystems zu einer falschen Abbildung der Materialrichtungen bei hohen Scherungen kommt. Das Umformverhalten des Gewebes wird folglich unzureichend abgebildet (Yu & Pourboghrat et al. 2002). Somit ist die Beschreibung des Materialverhaltens in einem nicht-orthogonalen Koordinatensystem mit einer nicht-orthogonalen Konstitutivgleichung essentiell für die genaue Modellierung der Umformung.

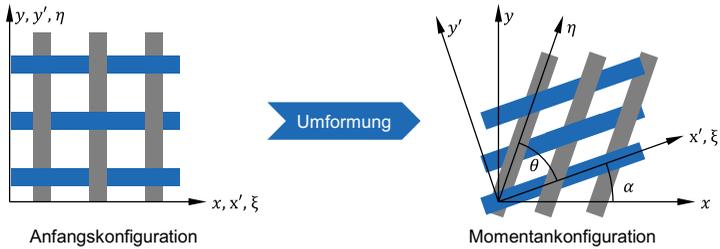


Abbildung 6-4: Gegenüberstellung des ortsfesten, orthogonalen KOS $\{x, y\}$, des mitdrehenden, orthogonalen KOS $\{x', y'\}$ sowie des nicht-orthogonalen KOS $\{\xi, \eta\}$ nach (Xue & Peng et al. 2003, S. 185–186)

Zur Beschreibung dieses Materialverhaltens für die Intra-Ply-Scherung und -dehnung wird in ABAQUS das Materialmodell *FABRIC bereitgestellt, das über die Keywords eingebunden wird. Es handelt sich um ein phänomenologisches Materialmodell, das das nicht lineare anisotrope Verformungsverhalten von ausgeglichenen Geweben mit zwei Faserrichtungen abbildet. Die Berechnung der Materialscherung und somit die resultierenden Materialorientierungen infolge von äußeren Umformkräften erfolgt mittels Messergebnissen aus dem Picture-Frame-Test. Mit Gleichung 6-2 wird die Schubspannung τ_{12} aus der Kraft am Picture-Frame F_{Rahmen} , der Schenkellänge des Rahmens l_{Rahmen} , der Dicke des Textils d_{Textil} sowie dem Rahmenwinkel θ berechnet (Engel & Graef 2015, S. 47). Die Scherung γ_{12} lässt sich direkt aus dem Rahmenwinkel θ ermitteln.

$$\tau_{12} = \left(\frac{F_{\text{Rahmen}} \cdot l_{\text{Rahmen}}}{d_{\text{Textil}}} \right) \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad 6-2$$

Das Zugverhalten des textilen Materials in Faserrichtung wird im *FABRIC-Materialmodell als unabhängig vom Scherverhalten betrachtet. Im Gegensatz zu dem nicht linearen Scherverhalten wird das in-plane Zugverhalten als ideal linear elastisch in beiden Faserrichtungen angenommen (Ma & Tudor et al. 2016, S. 2621). Dem Simulationsmodell werden somit jeweils ein Elastizitätsmodul für die Kettrichtung E_1 und Schussrichtung E_2 als Kenngrößen des Zugverhaltens übergeben. Als Elementtyp für das Scher- und Zugverhalten wird das Membranelement M3D4R in ABAQUS eingesetzt. Es handelt sich um ein dreidimensionales Membranelement mit jeweils vier Knoten und einer reduzierten Integration, das eine drei- bis fünfmal schnellere Rechenzeit als vollintegrierte Elemente ermöglicht (Nasdala 2012, S. 122).

Das *FABRIC-Materialmodell beschreibt sehr gut das in-plane Materialverhalten infolge von Scherung und Dehnung des textilen Materials. Allerdings wird durch diesen Membranansatz die Biegesteifigkeit des Textils vernachlässigt. Nach (Boisse & Hamila et al. 2011, S. 688) ist die Berücksichtigung des Biegeverhaltens essentiell für eine exakte Modellierung der out-of-plane Preformingdefekte, sodass eine genaue Anzahl und Größe der Falten vorhersagt werden kann. Aufgrund des großen Unterschieds zwischen der Biegesteifigkeit und der Zugsteifigkeit kann die klassische Plattentheorie nicht verwendet werden, da eine Kopplung zwischen dem Biege- und Membranverhalten angenommen wird (Boisse & Colmars et al. 2018, S. 236).

Für die Modellierung des kompletten Materialverhaltens werden in dieser Arbeit nach Abbildung 6-5 die Membranelemente zur Abbildung des Scher- und Zugverhaltens mit zusätzlichen Schalenelementen zur Berücksichtigung des Biegeverhaltens superpositioniert. Dieser Ansatz zur Entkopplung des in-plane Membranverhaltens von den out-of-plane Biegeeigenschaften durch Elementkopplung wird in (Dörr & Lipowsky et al. 2017, S. 326) und (Alshahrani & Hojjati 2017b, S. 204) vorgestellt. In ABAQUS erfolgt diese Superposition durch die Erzeugung eines zweiten FE-Netzes, dessen Knoten mit den Knoten des bestehenden Netzes übereinstimmen. Den zwei FE-Netzen lassen sich im Folgenden unterschiedliche Materialmodelle und Elementtypen zuordnen. Zur Abbildung des Biegeverhaltens wird dem zweiten FE-Netz ein isotropes, linear elastisches Materialverhalten zugewiesen. Dies führt gleichzeitig zu einer ungewollten Erhöhung der MembranstEIFigkeit, die aufgrund der großen Unterschiede zwischen der Biege- und Zugsteifigkeit vernachlässigt wird. Die Beschreibung des Biegeverhaltens in einem mitdrehenden, orthogonalen Koordinatensystems bewirkt im Gegensatz zum *FABRIC-Materialmodell, dass die Hauptrichtungen nicht mehr den Faserorientierungen entsprechen. Aufgrund des isotropen Materialmodells wird der Einfluss auf die Umformung des textilen Materials infolge der abweichenden Materialorientierung allerdings vernachlässigt (Kärger & Galkin et al. 2018, S. 146). Als Elementtyp für das Biegeverhalten wird das S4R Schalenelement mit vier Knoten und reduzierter Integration eingesetzt.

Die Untersuchungen zum Verformungsverhalten bedinderter Materialien im vorausgegangenen Kapitel zeigen, dass durch die Sicherstellung einer minimalen Umformtemperatur ein konstantes Material- und Kontaktverhalten vorliegt. Die Umformung des textilen Materials wird zur Reduktion der Rechenzeit im Simulationsmodell folglich als isotherm betrachtet.

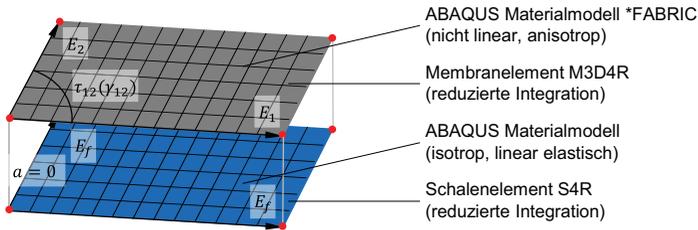


Abbildung 6-5: Entkopplung des Scher- und Zugverhaltens von den Biegeeigenschaften durch Superposition von Membran- und Schalenelementen nach (Kärger 2015)

6.1.3 Modellierung des Kontaktverhaltens

Neben dem beschriebenen Materialverhalten wird das Preforming eines mehrlagigen Lagenaufbaus durch die Interaktion der textilen Materialien beeinflusst. Die Analysen zum Abgleiten von bebinderten textilen Materialien zeigen, dass es neben der klassischen Coulomb'schen Reibung zu einer Adhäsion in tangentialer Richtung zwischen den Lagen kommt. In normaler Richtung wird keine Adhäsion beobachtet, sodass ein widerstandsfreies Lösen der Textilien senkrecht zur Kontaktfläche modelliert wird. Das Kontaktverhalten wird im Folgenden mit Hilfe von Konstitutivgleichungen für die normalen und tangentialen Kontaktspannungen beschrieben. Die Implementierung des Kontaktverhaltens erfolgt in der ABAQUS Subroutine VUINTERACTION mit der Programmiersprache FORTRAN. Die Ergebnisse basieren auf den Modellierungen von (Dörr & Joppich et al. 2016b, S. 2) und (Schirmaier 2017, S. 191), die im Rahmen dieser Arbeit auf die beschriebene Problemstellung adaptiert werden.

Vor der Beschreibung des Kontaktverhaltens ist es wichtig, die Funktionsweise der Subroutine VUINTERACTION im expliziten Solver zu verstehen. Zu jedem Zeitschritt übergibt der Solver der Subroutine die Penetration u_n der Kontaktpartner, die inkrementellen Relativverschiebungen $\Delta u_n, \Delta u_{t1}, \Delta u_{t2}$ des aktuellen Zeitschritts sowie die Kontaktspannungen σ_n, τ_1, τ_2 des vorherigen Zeitschritts an jedem Kontaktpunkt in der normalen und den zwei tangentialen Richtungen des lokalen Koordinatensystems. Innerhalb der Subroutine werden danach auf Basis der Konstitutivgleichungen die Kontaktspannungen $\sigma_n^*, \tau_1^*, \tau_2^*$ für den aktuellen Zeitschritt berechnet und an den Solver zurückgegeben. Für eine schnelle Kontaktberechnung in der Subroutine werden lediglich die Kontaktpunkte berücksichtigt, deren Penetration u_n größer als die Verfolgungsdicke u_0 (tracking thickness) ist (Abbildung 6-6).

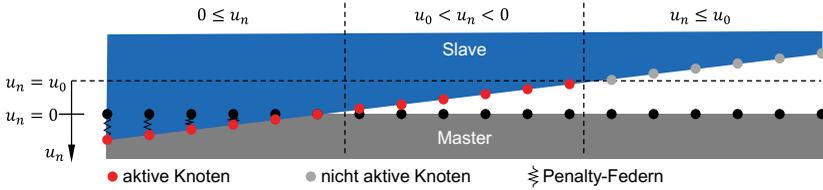


Abbildung 6-6: Darstellung des Master-Slave-Kontakts in ABAQUS nach (Schirmaier 2017, S. 192) und (Dassault Systemes 2017)

Das Verhalten senkrecht zur Kontaktfläche wird als harter Kontakt modelliert. Das heißt für eine Penetration $u_n < 0$ resultiert eine Kontaktspannung in normaler Richtung von $\sigma_n^* = 0$. Ist die Penetration $u_n \geq 0$ kommt es zu einem Eindringen des Slaveknotens in die Masteroberfläche. Unter der Verwendung der Penalty-Methode wird dieses Eindringen akzeptiert. Es wird zwischen die Master- und Slaveknoten eine Penaltysteifigkeit E_p eingeführt, die einem weiteren Eindringen entgegenwirkt (Nasdala 2012, S. 230). Zusätzlich wird eine zur Geschwindigkeit der Penetration \dot{u}_n proportionale Kontaktdämpfung mit dem Dämpfungswert η_D eingeführt, die zu einer höheren numerischen Stabilität in der Kontaktberechnung führt (Schirmaier 2017, S. 193–194). Die Berechnung der Kontaktspannung σ_n^* in normaler Richtung für den nächsten Zeitschritt ist zusammengefasst in Gleichung 6-3 dargestellt.

$$\sigma_n^* = \begin{cases} E_p \cdot u_n + \eta_D \cdot \frac{\Delta u_n}{\Delta t} & , u_n \geq 0 \\ 0 & , u_n < 0 \end{cases} \quad 6-3$$

Die klassische Coulomb'sche Reibung wird im tangentialen Kontaktverhalten um die Adhäsion infolge der Beibinderung erweitert. Hierzu werden im ersten Schritt die geschätzten Kontaktspannungen $\tau_{1,trial}^*, \tau_{2,trial}^*$ für beide tangentialen Richtungen mittels der elastischen Kontaktsteifigkeit E_t und den inkrementellen Relativverschiebungen $\Delta u_{t1}, \Delta u_{t2}$ nach Gleichung 6-4 berechnet.

$$\begin{aligned} \tau_{1,trial}^* &= \tau_1 + E_t \cdot \Delta u_{t1} \\ \tau_{2,trial}^* &= \tau_2 + E_t \cdot \Delta u_{t2} \end{aligned} \quad 6-4$$

Zur Überprüfung, ob ein Abgleiten der Kontaktpunkte eintritt oder ob weiterhin eine Adhäsion besteht, wird die geschätzte tangential Kontaktspannung mit einer kritischen Schubspannung τ_{krit} verglichen. Die kritische Schubspannung setzt sich nach Glei-

chung 6-5 aus einem statischen Schubspannungsanteil τ_0 und einem zur Normalspannung proportionalen Teil zusammen. Die Konstante $\mu_{D,Textil}$ stellt dabei den dynamischen Reibkoeffizienten der Coulomb'schen Reibung zwischen den textilen Lagen dar (Dörr & Joppich et al. 2016a, S. 3).

$$\tau_{krit} = \begin{cases} \tau_0 + \mu_{D,Textil} \cdot \sigma_n^* & , \sigma_n^* > 0 \\ \tau_0 & , \sigma_n^* \leq 0 \end{cases} \quad 6-5$$

Nach Gleichung 6-6 wird die statische Schubspannung in Abhängigkeit der Penetration u_n modelliert, sodass außerhalb der Verfolgungsdicke u_0 die statische Schubspannung $\tau_0 = 0$ ist. Innerhalb von der halben Verfolgungsdicke $u_0/2$ entspricht die Schubspannung der Klebespannung τ_B des Bindermaterials. Der Bereich zwischen u_0 und $u_0/2$ wird linear interpoliert (Schirmaier 2017, S. 195). Die Ergänzung der statischen Schubspannung τ_0 bewirkt, dass auch ohne Normalspannung eine Adhäsion in tangentialer Richtung vorliegt.

$$\tau_0(u_n) = \begin{cases} \tau_B & , \frac{u_0}{2} \leq u_n \\ \left(2 - \frac{2 \cdot |u_n|}{|u_0|}\right) \cdot \tau_B & , u_0 < u_n < \frac{u_0}{2} \\ 0 & , u_n \leq u_0 \end{cases} \quad 6-6$$

Die Gleitbedingung ist erfüllt, wenn nach Gleichung 6-7 der Betrag der geschätzten tangentialen Kontaktspannungen $\|\tau_{trial}^*\|$ größer ist als die kritische Schubspannung τ_{krit} .

$$\|\tau_{trial}^*\| = \sqrt{\tau_{1,trial}^* + \tau_{2,trial}^*} > \tau_{krit}(u_n, \sigma_n^*) \quad 6-7$$

Somit berechnen sich die tangentialen Kontaktspannungen τ_1^* und τ_2^* für den nächsten Zeitschritt entsprechend der folgenden Gleichung 6-8.

$$\tau_1^* = \begin{cases} \tau_1 + E_t \cdot \Delta u_{t1} & , \|\tau_{trial}^*\| \leq \tau_{krit} \\ \tau_{krit}(u_n, \sigma_n^*) & , \|\tau_{trial}^*\| > \tau_{krit} \end{cases} \quad 6-8$$

$$\tau_2^* = \begin{cases} \tau_2 + E_t \cdot \Delta u_{t2} & , \|\tau_{trial}^*\| \leq \tau_{krit} \\ \tau_{krit}(u_n, \sigma_n^*) & , \|\tau_{trial}^*\| > \tau_{krit} \end{cases}$$

Für den Kontakt zwischen dem Werkzeug und dem Textil wird in dieser Arbeit ein existierendes Kontaktmodell in ABAQUS gewählt, sodass lediglich der dynamische Reibkoeffizient $\mu_{D,WZ}$ als technologischer Eingabeparameter dem Simulationsmodell übergeben wird. Dieser Wert lässt sich aus Reibversuchen ermitteln. Die aufwändige Modellierung des Kontakts zwischen den textilen Lagen unter Berücksichtigung der

Coulomb'schen Reibanteile und der Adhäsion erfordert eine Vielzahl an numerischen und technologischen Eingabeparameter. Die numerischen Eingabeparameter sind keine physikalischen Größen des Umformprozesses, sondern werden für die numerische Berechnung der Kontaktprobleme eingeführt. Sie setzen sich aus der Penaltysteifigkeit E_p , der tangentialen Kontaktsteifigkeit E_t , dem Dämpfungswert η_D und der Verfolgungsdicke u_0 zusammen. In Tabelle 6-1 sind die angenommenen Werte für das Simulationsmodell dargestellt, die auf den Ergebnissen von (Schirmaier 2017, S. 213) basieren.

Tabelle 6-1: Numerische Eingabeparameter für die Subroutine VUINTERACTION

Penaltysteifigkeit E_p [N/mm^3]	Kontaktsteifigkeit E_t [N/mm^3]	Dämpfungswert η_D [$N \cdot s/mm^3$]	Verfolgungsdicke u_0 [mm]
ABAQUS-Variable <i>stiffDef(nBlock)</i>	10	0,001	-0,1

Die technologischen Eingabeparameter bestehen aus der Klebespannung τ_B infolge der Bebinderung und dem dynamischen Reibkoeffizienten $\mu_{D,Textil}$ zwischen den textilen Lagen. Die dynamischen Reibkoeffizienten für die unterschiedlichen Reibpaarungen lassen sich mit Hilfe von Reibversuchen nach (DIN EN ISO 8295) experimentell ermitteln (Kapitel 5.2). Die Klebespannung wird auf Basis des dynamischen Reibkoeffizienten mit einem Wert von $\tau_B = 0,0023 N/mm^2$ für das Binderpulver EP05390 berechnet. Die technologischen Eingabeparameter für das Kontaktverhalten zwischen dem Umformwerkzeug und dem Textil sowie zwischen den textilen Lagen sind zusammengefasst in Tabelle 6-2 dargestellt.

Tabelle 6-2: Technologische Eingabeparameter für das Kontaktverhalten

dyn. Reibkoeffizienten WZ-Textil $\mu_{D,WZ}$ [-]	dyn. Reibkoeffizienten Textil-Textil $\mu_{D,Textil}$ [-]	Klebespannung τ_B [N/mm^2]
Messung nach (DIN EN ISO 8295)	Messung nach (DIN EN ISO 8295)	0,0023 (EP05390)

6.2 Validierung des Modells für das Preforming

Ziel dieses Kapitels ist die Überprüfung des in Kapitel 6.1 beschriebenen Simulationsmodells anhand experimenteller Untersuchungen zur Umformung mit unterschiedlichen Werkzeugsequenzen. Die Ergebnisse dieses Kapitels basieren auf den angeleiteten Arbeiten von (A_Brandt 2016) und (A_Heinemann 2017), die in (Coutandin & Brandt et

al. 2018) zusammengefasst veröffentlicht wurden und im Folgenden detailliert dargestellt werden.

6.2.1 Versuchsaufbau und Simulationsparameter

Die Umformversuche für unterschiedliche Werkzeugsequenzen erfolgen mit der in Kapitel 4.2 beschriebenen Anlagen- und Werkzeugtechnik, sodass im Folgenden lediglich die Abweichungen oder Ergänzungen beschrieben werden. Als Bauteilgeometrie wird die generische DD-Geometrie eingesetzt, die sich aufgrund ihrer Symmetrie für eine Analyse der Ergebnisse bei unsymmetrischen Werkzeugsequenzen eignet. Abbildung 6-7 zeigt die drei untersuchten Werkzeugsequenzen. In der ersten Werkzeugsequenz fahren alle 15 Werkzeugsegmente der DD-Geometrie gleichzeitig herunter, sodass ein ungeteiltes Oberwerkzeug nachempfunden wird. Die Sequenz Links-nach-Rechts besteht aus fünf Werkzeugeinheiten, die in einem gleichmäßigen zeitlichen Abstand abgesenkt werden. Für die Überprüfung des Simulationsmodells für beliebige Werkzeugsequenzen wird mit Hilfe eines gleichverteilten Zufallsgenerators in Python eine zufällige Reihenfolge generiert (Abbildung 6-7 c). Für das Spannsystem wird ein Betriebsdruck von 2 bar eingestellt, sodass eine mittlere Spannkraft von 24,42 N resultiert.

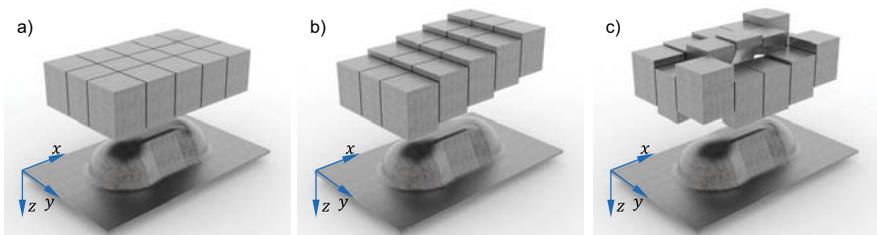


Abbildung 6-7: Werkzeugsequenzen a) Gleichzeitig, b) Links-nach-Rechts und c) Zufällig nach (Coutandin & Brandt et al. 2018, S. 782)

Wie auch in der Analyse der Prozessparameter in Kapitel 4.3.3 wird für diese Versuchreihe das LW-Gewebe mit einem Zuschnitt von $350 \times 450 \text{ mm}^2$ gewählt. Der Lagenaufbau besteht aus vier Lagen des LW-Gewebes mit einer Materialorientierung von 0° zur x-Achse der Bauteilgeometrie (Abbildung 4-12 a). Das Binderpulver EP05390 wird mit einem Flächengewicht von $m_b = 15 \text{ g/m}^2$ zwischen den Lagen aufgebracht.

Die Bewertung der Preforms erfolgt anhand der akkumulierten Faltenlänge nach Kapitel 4.3.3 und der Materialscherung entlang eines kritischen Pfades am Bauteil. Die Sche-

nung ist definiert als die betragsmäßige Abweichung zwischen dem initialen Gewebewinkel von 90° und dem resultierenden Winkel zwischen Kett- und Schussfaden nach der Umformung. Dieser Faserwinkel wird an jedem dritten Kreuzungspunkt des Pre-forms entlang eines definierten Pfads mit Hilfe von Prüflöhren bestimmt. Abbildung 6-8 zeigt die Definition des kritischen Pfads für die DD-Geometrie.

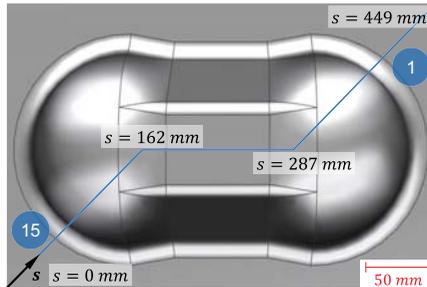


Abbildung 6-8: Kritischer Pfad für die DD-Geometrie nach (Coutandin & Brandt et al. 2018, S. 782)

Die Parameter für das Simulationsmodell entsprechen weitestgehend den Parametern des beschriebenen experimentellen Versuchsaufbaus. Aus Gründen der numerischen Stabilität wird die Werkzeuggeschwindigkeit um die Hälfte auf $v_{WZ} = 67 \text{ mm/s}$ reduziert, was für die beschriebenen Materialmodelle keinen Einfluss auf das Simulationsergebnis hat. Zur Einsparung von Rechenzeit wird der minimale zeitliche Abstand zwischen den einzelnen Werkzeugsegmenten auf $0,1 \text{ s}$ reduziert, was in Vorversuchen keinen Einfluss auf das Simulationsergebnis zeigt. Zusätzlich wird der Lagenaufbau auf zwei textile Lagen verringert, was mehr als die Hälfte der Rechenzeit einspart. Nach (Chen & Endrweit et al. 2015, S. 144) ist die Berücksichtigung jeder Materialorientierung im Lagenaufbau mit einer einzelnen Elementschicht wichtiger für die Aussagefähigkeit des Simulationsmodells als die genaue Abbildung der Lagenanzahl. Die kalibrierten Material- und Kontaktparameter für das Simulationsmodell sind zusammengefasst in Abbildung 6-9 dargestellt. Diese basieren auf den Messergebnissen aus Kapitel 5.2 für eine Bindermenge von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ und einer Umformtemperatur von $T_U = 100^\circ\text{C}$. Die gemessene Steifigkeit des textilen Materials in Zugrichtung beträgt $E = 20,2 \text{ GPa}$ (Anhang A). Für die Realisierung eines größeren, stabilen Zeitinkrements und somit kürzeren Rechenzeit wird der Elastizitätsmodul auf $E = 10 \text{ GPa}$ verringert. Dies ist nach (Alshahrani & Hojjati 2017b, S. 204) zulässig, da es aufgrund der geringeren Umformkräfte zu einer vernachlässigbaren Dehnung des Fasermaterials kommt.

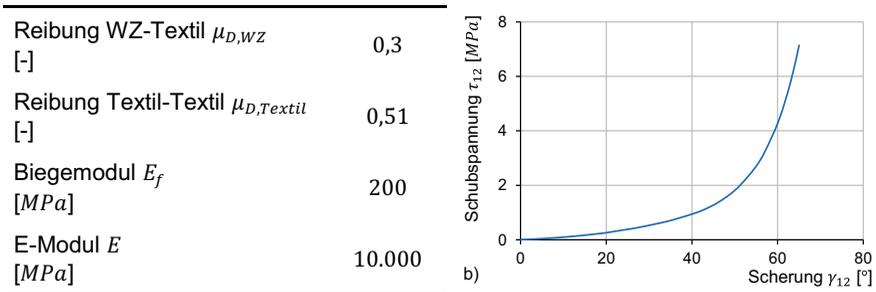
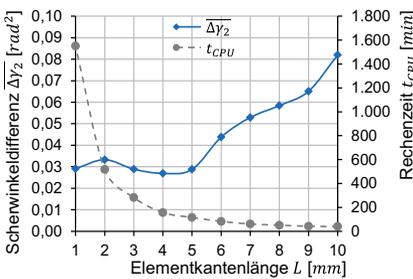


Abbildung 6-9: Kalibrierte Material- und Kontaktparameter für das Simulationsmodell

Die Bestimmung einer geeigneten Elementkantenlänge für einen ausreichenden Detaillierungsgrad bei geringer Rechenzeit erfolgt durch eine Netzkonvergenzanalyse. Hierfür werden mehrere Simulationen des beschriebenen Modells mit der Werkzeugsequenz Links-nach-Rechts für unterschiedliche Elementkantenlängen zwischen $L = 1 \text{ mm}$ und 10 mm durchgeführt. Die Bewertung der Rechenzeit erfolgt durch die direkte Messung der CPU-Zeit t_{CPU} für die jeweilige Simulation (8 CPUs à 4GB). Für die Ermittlung der Genauigkeit der Simulationsergebnisse in Abhängigkeit der Elementkantenlänge wird die Zielfunktion zur Scherwinkeldifferenz $\overline{\Delta\gamma}_2$ ausgewertet, die in Kapitel 6.2.3 detailliert vorgestellt wird. In Abbildung 6-10 sind die Ergebnisse der Netzkonvergenzanalyse dargestellt. Mit steigender Elementkantenlänge sinkt die Rechenzeit drastisch, was sich durch den direkten Zusammenhang zwischen der Anzahl an Elementen und der CPU-Zeit bei einem expliziten Solver begründet. Bei einer Halbierung der Elementkantenlänge kommt es beispielsweise bereits zu einer Erhöhung der Elementanzahl um den Faktor vier. Die Zielfunktion zeigt eine Abhängigkeit von der Elementgröße bis zu einer Länge von $L = 6 \text{ mm}$, sodass sich ab einer Elementlänge von $L = 5 \text{ mm}$ der Zielfunktionswert auf $\overline{\Delta\gamma}_2 = 0,029 \text{ rad}^2$ einpendelt. Somit wird für das beschriebene Simulationsmodell eine Elementkantenlänge von $L = 5 \text{ mm}$ gewählt, die einen Kompromiss zwischen der Rechenzeit und der Genauigkeit der Simulation darstellt.



L [mm]	t_{CPU} [min]	$\overline{\Delta\gamma_2}$ [rad ²]
1	1551	0,0291
3	282	0,0289
5	115	0,0287
7	60	0,0529
9	41	0,0651

Abbildung 6-10: Netzkonvergenzanalyse für das Simulationsmodell

6.2.2 Ergebnisse und Validierung des Modells

Die Simulations- und Versuchsergebnisse der Materialscherung entlang eines kritischen Pfades der DD-Geometrie sind in Abbildung 6-11 dargestellt. Es ist eine hohe Scherung des Materials im Bereich der doppelt gekrümmten Halbkugeln von bis zu 45° zu beobachten. Dies zeigt den Hauptdeformationsmechanismus durch Scherung, der eine Abbildung der komplexen Bauteilgeometrie ermöglicht. Der mittlere Bereich der DD-Geometrie beschreibt ein ebenes Plateau, indem das textile Material für alle drei Werkzeugsequenzen keine Scherung erfährt.

Für die globale Umformung zeigt Abbildung 6-11 a) einen symmetrischen Verlauf der Scherung von 40,66° im ersten Maximum und von 42,54° im zweiten Maximum, was sich durch die Symmetrie der Werkzeugsequenz begründen lässt. Die Sequenz Links-nach-Rechts führt im ersten Umformschritt zu einer geringen Materialscherung von 31,72° und im letzten Umformschritt zu einer hohen Scherung von 38,24°. Beim Schließen des letzten Werkzeugsegments befindet sich der Großteil des textilen Materials bereits eingeklemmt im Umformwerkzeug, sodass für die Umformung lediglich das Umformvermögen des restlichen Materials verbleibt. Dies resultiert in einer höheren Scherung des Materials zur Abbildung der doppelt gekrümmten Fläche im letzten Umformschritt. Für die zufällige Reihenfolge in Abbildung 6-11 c) ergibt sich eine geringere Scherung im Vergleich zu den beiden anderen Werkzeugsequenzen mit einer maximalen Scherung von 33,9°. Dies lässt sich durch das lokal wie auch zeitlich vereinzelte Schließen der Werkzeugsegmente erklären, die das Material folglich nicht kontinuierlich in einen Bauteilbereich verschiebt und schert. Es kommt vielmehr zu einer verteilten Scherumformung, die eine lokal geringere Scherung zur Folge hat.

Abschließend lässt sich im Vergleich der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Umformversuchen eine gute Übereinstimmung in der Materialscherung für alle drei Werkzeugsequenzen feststellen.

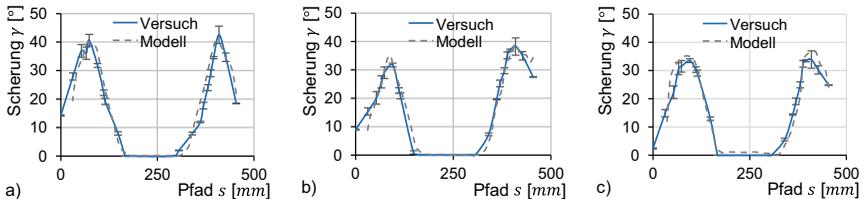


Abbildung 6-11: Materialscherung entlang des kritischen Pfads für die Sequenzen a) Gleichzeitig, b) Links-nach-Rechts und c) Zufällig nach (Coutandin & Brandt et al. 2018, S. 785–786)

Abbildung 6-12 stellt die Ergebnisse der Simulation und die Fotoaufnahmen der experimentellen Umformversuche gegenüber. Während in den Versuchen zur globalen Umformung eine Faltenbildung in den doppelt gekrümmten Bereichen beobachtet wird, zeigt sich in der Simulation kein Umklappen des textilen Materials infolge einer Biegeumformung. Die akkumulierte Faltenbildung beträgt für diese Werkzeugsequenz 196 mm . In der Simulation ist die Abbildung der komplexen Bauteilgeometrie durch eine reine Materialscherung möglich, sodass eine energetisch aufwändigere Faltenbildung nicht eintritt. Der Mechanismus der Faltenbildung lässt sich anhand der Werkzeugsequenz Links-nach-Rechts in Abbildung 6-12 b) veranschaulichen. In der Umformung der DD-Geometrie steht im ersten Umformschritt das Umformvermögen des kompletten textilen Materials zur Verfügung. Im letzten Umformschritt hingegen ein Bruchteil von diesem, sodass eine hohe lokale Materialscherung zur Abbildung der DD-Geometrie benötigt wird. Mit steigender Scherung beginnt die Kompaktierung des textilen Materials in der Textilebene, was zu einem höheren Widerstand gegen die Scherverformung führt. Ab einer bestimmten Scherung und Bauteilkrümmung ist das Umklappen des textilen Materials energetisch günstiger, sodass es zur Faltenbildung kommt. Im Fall der Werkzeugsequenz Links-nach-Rechts zeigt sich eine gute Übereinstimmung im Auftreten von lokalen Falten zwischen der Simulation und dem Versuch. Die Messung der akkumulierten Faltenlänge ergibt 109 mm und ist somit geringer als bei der globalen Umformung. Die zufällige Werkzeugsequenz führt nach Abbildung 6-12 c) in der Simulation sowie im Versuch zu mehreren lokalen Falten, die sich in den doppelt gekrümm-

ten Bauteilbereichen befinden. Die summierte Faltenlänge wird für diese Werkzeugsequenz zu 295 mm bestimmt. Unter Berücksichtigung der drei untersuchten Werkzeugsequenzen ist zu beobachten, dass in den experimentellen Umformversuchen mehrere, aber dafür kleinere Falten als in der Simulation identifiziert werden. Für den Einsatz des Simulationsmodells in einer Optimierung der Werkzeugsequenz sind somit weitere Größen zu berücksichtigen, die neben den ausgeprägten Falten auch eine Neigung zur Faltenbildung erfassen.

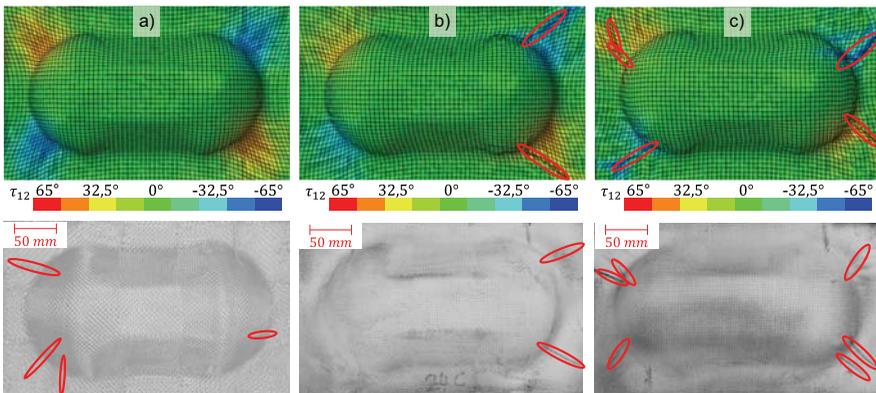


Abbildung 6-12: Vergleich der Umformversuche mit den Simulationsergebnissen für die Werkzeugsequenzen a) Gleichzeitig, b) Links-nach-Rechts und c) Zufällig (roter Bereich = Falte) nach (Coutandin & Brandt et al. 2018, S. 786)

6.2.3 Bewertung der Preformqualität anhand von Zielfunktionen

Die Qualität eines Preforms wird in den meisten Anwendungsfällen durch die strukturellen Eigenschaften des finalen Bauteils bewertet, welche wiederum deutlich durch Preformingdefekte beeinflusst werden. Nach (Lightfoot & Wisnom et al. 2013, S. 99) und (Brabandt 2018, S. 15) zählen die Faserdesorientierung, Welligkeit, Bridging und Faltenbildung zu den wichtigsten makroskopischen Defekten.

Die Faserdesorientierung stellt eine durch den Umformprozess bedingte Abweichung der tatsächlichen Faserorientierung von einer gewünschten Orientierung dar, während die Welligkeit eine Abweichung senkrecht zur Textilebene beschreibt (Abbildung 6-13). Das Bridging ist eine geometrisch ungenaue Abbildung einer Bauteilgeometrie durch das textile Material, das häufig in kleinen Innenradien auftritt. Die Faltenbildung stellt

eine out-of-plane Aufwerfung des textilen Materials dar, die maßgeblich die strukturmechanischen und optischen Eigenschaften des Bauteils sowie die weiteren Prozessschritte beeinflusst. Nach (Bloom & Wang et al. 2013, S. 457) ist die Faltenbildung der Hauptdefekt, der in einer Reduktion der Festigkeit von bis zu 40 % resultiert. Auch wenn die Falten außerhalb von beanspruchten Bereichen liegen, können diese zu einer Risinitierung führen und sich in strukturell relevante Bauteilbereiche ausbreiten. Die Aufwerfung hat zusätzlich eine Umlenkung des Kraftflusses zur Folge, was weitere strukturmechanische Einbußen darstellt. Neben der direkten Schwächung der mechanischen Eigenschaften führt die Faltenbildung zu einer Beeinflussung der nachfolgenden Prozessschritte wie beispielsweise der Infiltration. Durch die Faltenbildung können lokal unterschiedliche Faservolumengehalte entstehen, die sich zu harzreichen und harzarmen Bereichen ausbilden. Die Folgen sind Spannungsspitzen im Laminat, die zu einer Reduktion der Bauteilqualität führen (Skordos & Monroy et al. 2005).



Abbildung 6-13: Übersicht der wichtigsten makroskopischen Preformingdefekte nach (Brabandt 2018, S. 15)

Die auszugsweise dargestellten Auswirkungen von Falten zeigen, dass dieser Preformingdefekt eine sehr hohe Relevanz hinsichtlich der Preformqualität besitzt. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit die Faltenbildung genutzt, um die Qualität eines Preforms zu bewerten. Ein hochqualitativer Preform ist somit durch eine faltenfreie Struktur des umgeformten Lagenaufbaus gekennzeichnet. Im Folgenden werden Zielfunktionen identifiziert und entwickelt, die eine quantitative Aussage über die Faltenbildung ermöglichen.

Nach (Prodromou & Chen 1997, S. 492) besteht ein direkter Zusammenhang zwischen der Scherung des Materials und der Faltenbildung, indem sich ab einem kritischen Scherwinkel Falten ausbilden. Dieser kritische Scherwinkel wird als Grenzscherwinkel γ_{krit} bezeichnet und lässt sich aus den Ergebnissen des Picture-Frame-Tests ermitteln. Er stellt den Winkel dar, ab dem eine Kompaktierung des textilen Materials und somit ein steiler Anstieg der Scherkraft einsetzt. Die Zielfunktion auf Basis des Grenzscherwinkels ist in Gleichung 6-9 dargestellt (Long 2007, S. 129). Sie berechnet sich aus der

Summe der quadratischen Abweichungen über alle N Elemente, deren Scherwinkel γ betragsmäßig größer sind als der Grenzscherwinkel γ_{krit} .

$$\Delta\gamma_{krit} = \sum_{i=1}^N (|\gamma_i| - \gamma_{krit})^2 \quad , |\gamma_i| > \gamma_{krit} \quad 6-9$$

Eine weitere Zielfunktion für die Faltenbildung stellt der Mittelwert aus den potenzierten Beträgen der Scherung im gesamten textilen Material dar (Skordos & Sutcliffe et al. 2006). In diesem Fall wird für unterschiedliche Exponenten p nach Gleichung 6-10 der Mittelwert der potenzierten Scherung berechnet. Für $p = 1$ resultiert der arithmetische und für $p = 2$ der quadrierte, quadratische Mittelwert. Mit steigendem Exponenten werden hohe Scherwinkel stärker gewichtet, sodass sich Spitzen in der Materialscherung in einem höheren potenzierten Mittelwert ($p \geq 1$) im Vergleich zum arithmetischen Mittel zeigen.

$$\bar{\gamma}_p = \frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N |\gamma_i|^p \quad 6-10$$

In (Chen & Endrweit et al. 2015, S. 149) wird ein Maximalkriterium zur Vorhersage der Faltenbildung nach Gleichung 6-11 eingesetzt. Der Nachteil besteht darin, dass die Zielfunktion lediglich auf der Scherung eines einzelnen Elements des FE-Netzes basiert und somit sehr sensibel auf einzelne Ausreißer reagiert. Aus diesen Gründen wird diese Zielfunktion in dieser Arbeit nicht weiter berücksichtigt.

$$\gamma_{max} = \max_{i=1..N} \{|\gamma_i|\} \quad 6-11$$

Dass die absolute Größe des Scherwinkels nicht ausreichend ist zur Vorhersage einer Faltenbildung, zeigt (Allaoui & Boisse et al. 2011, S. 612) durch experimentelle Untersuchungen. Dabei können Falten in Bereichen mit einer geringen Scherung entstehen und in Bereichen mit hohen Scherwinkeln keine Falten auftreten. Nach (Lightfoot & Wisnom et al. 2013, S. 99) spielt die Relation zwischen der Biege- und Schersteifigkeit eine entscheidende Rolle, indem sich das Material unter den gegebenen Randbedingungen dem geringsten Verformungswiderstand beim Aufbringen einer externen Kraft beugt. Somit sind Zielfunktionen unter alleiniger Berücksichtigung der Scherung nicht geeignet zur Vorhersage von Falten.

Ein weiterer Indikator für die Faltenbildung sind nach (Alshahrani & Hojjati 2017b, S. 199) Druckspannungen in der Textilebene. Eine Aussage zur Preformqualität wird sogar möglich, wenn Falten kleiner als die Elemente des FE-Netzes sind. Gleichung 6-12 zeigt eine mögliche Zielfunktion, die den potenzierten Mittelwert über die Druckspan-

nungen in beide Hauptrichtungen σ_1, σ_2 berechnet. Die Voraussetzung für diese Zielfunktion ist allerdings ein Materialmodell, das eine exakte Aussage zu den resultierenden Spannungen zulässt.

$$\bar{\sigma}_{D,2} = \frac{1}{2 \cdot N} \cdot \sum_{i=1}^N (\sigma_{1,i}^2 + \sigma_{2,i}^2) \quad , \sigma_{1,i} \text{ und } \sigma_{2,i} < 0 \quad 6-12$$

Zur Berücksichtigung der Neigung zur Faltenbildung wird eine neue Zielfunktion auf Basis der angeleiteten Arbeit von (A_Brandt 2016, S. 50) entwickelt. Es wird in der Auswertung der Simulationsergebnisse eine weitere Größe eingeführt, die als Scherwinkeldifferenz $\Delta\gamma_i$ bezeichnet wird. Die Scherwinkeldifferenz eines Elements stellt die maximale Abweichung des Scherwinkels zu einem benachbarten Element im FE-Netz dar. Je größer die Differenz der Scherwinkel ist, desto höher ist die Neigung zu einer Faltenbildung. Die Zielfunktion ist in Gleichung 6-13 als potenzierten Mittelwert der Scherwinkeldifferenz dargestellt.

$$\overline{\Delta\gamma}_2 = \frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N |\Delta\gamma_i|^2 \quad 6-13$$

Neben der Neigung zur Faltenbildung müssen in einem Simulationsmodell auch die numerisch ausgeprägten Falten in einer Zielfunktion bewertet werden. In dieser Arbeit wird nach Gleichung 6-14 der Quotient aus der Anzahl an Knoten innerhalb einer Falte und der Gesamtanzahl N an Knoten im Modell berechnet, welcher als numerischer Faltenanteil φ_{Falte} bezeichnet wird. Die Anzahl der Knoten innerhalb einer Falte wird durch einen Vergleich des Abstands von benachbarten Knoten Δl_i mit einem kritischen Knotenabstand l_{krit} ermittelt. Der kritische Knotenabstand ist abhängig von der Elementkantenlänge L und berechnet sich auf Basis der trigonometrischen Beziehungen für ein quadratisches Element mit einer maximalen Scherung von 50° . Für die Elementgröße von $L = 5 \text{ mm}$ ergibt sich somit ein kritischer Knotenabstand von $l_{krit} = 3,5 \text{ mm}$.

$$\varphi_{Falte} = \frac{1}{N} \cdot \underset{i=1, \dots, N}{number}\{\Delta l_i \leq l_{krit}\} \quad 6-14$$

Zur Identifikation einer Zielfunktion, die eine Vorhersage der Faltenbildung ermöglicht, werden im Folgenden die vielversprechendsten Zielfunktionen mit Hilfe einer Korrelationsanalyse gegenübergestellt. Hierfür werden 2.000 Simulationen entsprechend dem Simulationsmodell und den Parametern in Kapitel 6.2.1 durchgeführt. Die Werkzeugsequenz der DD-Geometrie wird für jede Simulation mittels eines gleichverteilten Zufalls-generators in Python zufällig gewählt, sodass eine breite Variation von Sequenzen ab-

gedeckt wird. In der Analyse werden anschließend die Zielfunktionswerte für jede Werkzeugsequenz bestimmt und der empirische Korrelationskoeffizient als Maß für den linearen Zusammenhang zwischen den Funktionen ermittelt.

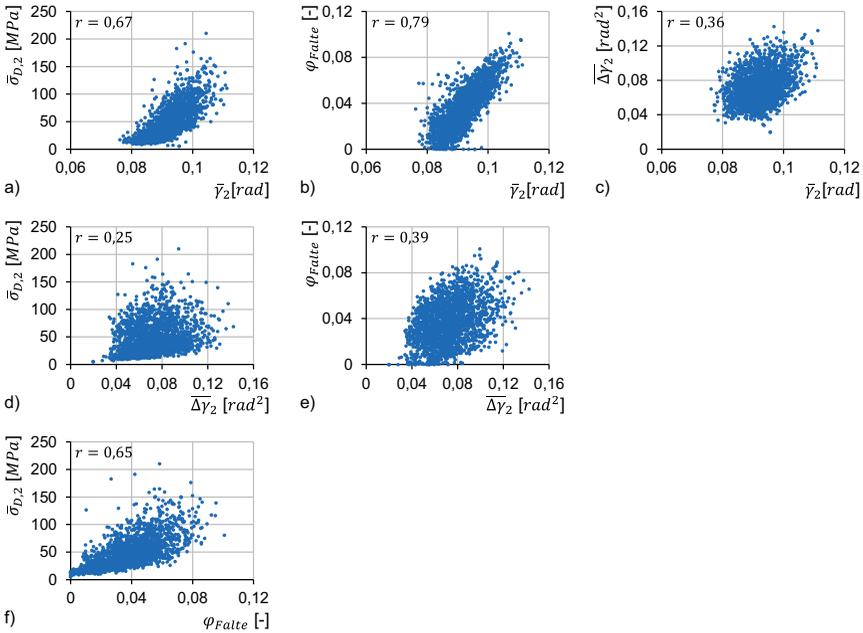


Abbildung 6-14: Zielfunktionswerte für den potenzierten Mittelwert der Scherung $\bar{\gamma}_2$, der Scherwinkeldifferenz $\overline{\Delta\gamma}_2$, der Druckspannung $\bar{\sigma}_{D,2}$ sowie der numerischen Faltenbildung φ_{Falte}

In Abbildung 6-14 sind die Zielfunktionswerte für den potenzierten Mittelwert der Scherung $\bar{\gamma}_2$, der Scherwinkeldifferenz $\overline{\Delta\gamma}_2$, der Druckspannung $\bar{\sigma}_{D,2}$ sowie der numerische Faltenanteil φ_{Falte} gegeneinander aufgetragen. Der potenzierte Mittelwert der Scherung $\bar{\gamma}_2$ zeigt gegenüber der numerischen Faltenbildung mit einem Korrelationskoeffizienten von 0,79 und gegenüber der Funktion für die Druckspannung mit einem Koeffizienten von 0,67 eine gute Übereinstimmung. Gleiches gilt für die Korrelation zwischen der numerischen Faltenbildung und der Druckspannung mit einem Korrelationskoeffizienten von 0,65. Die Zielfunktion $\overline{\Delta\gamma}_2$ weist hingegen eine geringe Korrelation zu den restlichen Zielfunktionen mit einem maximalen Wert von 0,39 auf. Dies lässt sich darin

begründen, dass die Scherwinkeldifferenz die Neigung zur Faltenbildung im Simulationsmodell abbildet und weniger die konkrete Ausprägung von numerischen Falten betrachtet.

Zur Bewertung der Faltenbildung im Simulationsmodell wird folglich eine bikriterielle Zielfunktion bestehend aus der Neigung zur Faltenbildung durch den Mittelwert der Scherwinkeldifferenz sowie der Funktion zum numerischen Faltenanteil bestimmt. Gleichung 6-15 zeigt die gewichtete Zielfunktion f mit den Komponenten $\overline{\Delta\gamma_2}$ und φ_{Falte} , die jeweils auf ihren Maximalwert normiert sind und zu gleichen Teilen gewichtet werden. Für eine Reduktion der Faltenbildung ist somit die Zielfunktion f zu minimieren.

$$f = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\overline{\Delta\gamma_2}}{\max_{i=1..N} \Delta\gamma_{2,i}} + \frac{\varphi_{Falte}}{\max_{i=1..N} \varphi_{Falte,i}} \right) \quad 6-15$$

Für eine angestrebte Optimierung der Werkzeugsequenz im nachfolgenden Kapitel ist neben einem automatisierten Modellaufbau auch eine automatisierte Auswertung der Simulationsergebnisse notwendig. Wie auch beim automatisierten Modellaufbau wird hier die Programmiersprache Python eingesetzt, die eine sehr gute Schnittstelle zu ABAQUS bietet.

Der Ablauf zur automatisierten Auswertung der Simulationsergebnisse ist in Abbildung 6-15 dargestellt. Zunächst werden die Modellinformationen im JSON-Datenformat sowie das Simulationsergebnis aus ABAQUS im Output-Database-Format in das Auswerteskript importiert. Hierbei wird geprüft, ob die Berechnung des Simulationsmodells erfolgreich beendet wurde. Wenn dies der Fall ist, werden die relevanten Größen wie die Spannungen, Dehnungen, Verschiebungen des letzten Zeitschritts sowie weitere Informationen zu den Knoten und Elementen in einem NUMPY-Array strukturiert gespeichert. Danach wird die Scherwinkeldifferenz $\Delta\gamma_i$ für jedes Element berechnet, was keinen direkten Output von ABAQUS darstellt. Der Beschnitt des textilen Lagenaufbaus erfolgt anschließend durch das Löschen der Knoten und Elemente inklusive ihrer Eigenschaften, die sich außerhalb des relevanten Umformbereichs befinden. Nach der Berechnung des Zielfunktionswerts f auf Basis der Gleichung 6-15 wird dieser zusätzlich in die JSON-Datei mit den Modellinformationen gespeichert.

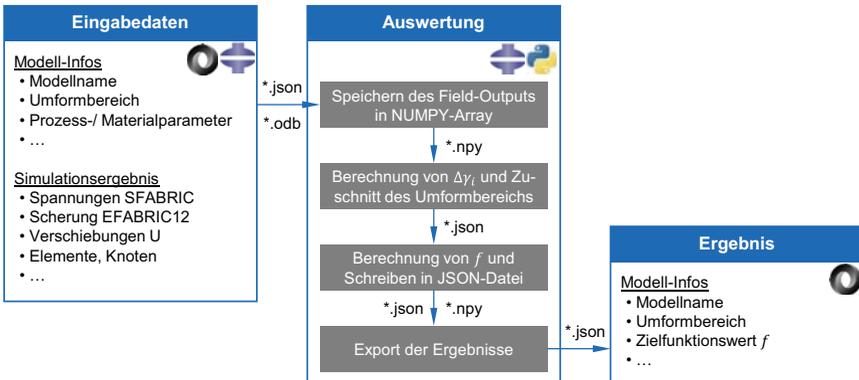


Abbildung 6-15: Automatisierte Auswertung der Simulationsergebnisse mittels ABAQUS und Python

Fazit

Es wird ein Simulationsmodell beschrieben, das das Verformungsverhalten von Geweben sowie das adhäsive Kontaktverhalten infolge des Bindermaterials für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem abbildet. Die Validierung zeigt eine sehr gute Übereinstimmung in der Materialscherung sowie in der Faltenbildung zwischen dem Modell und den experimentellen Umformversuchen.

Zur Bewertung der Faltenbildung für die Simulationsergebnisse wird eine Zielfunktion entwickelt, die neben den numerisch ausgeprägten Falten im Simulationsmodell auch eine Neigung zur Faltenbildung berücksichtigt.

7 Prozessstrategie für ein segmentiertes Werkzeugsystem

Ziel dieses Kapitels ist die systematische Ableitung einer Prozessstrategie für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem unter Berücksichtigung einer gegebenen Bauteilgeometrie und eines Materialsystems. Die Parameter der Prozessstrategie sind in dieser Arbeit als Werkzeugsegmentierung und -sequenz sowie als Aktivierungszeit und -temperatur definiert. Diese Parameter gilt es durch die systematische Vorgehensweise zu ermitteln, sodass eine hohe Preformqualität erreicht wird. In Kapitel 7.1 werden zunächst eine Geometrieanalyse und ein Optimierungsverfahren entwickelt, um eine optimale Werkzeugsegmentierung und -sequenz zu ermitteln. Zusammen mit den bereits vorgestellten Modellen zur Umformtemperatur und Tränkung werden diese in einer Vorgehensweise zu Ableitung der Prozessstrategie strukturiert und abschließend in Kapitel 7.2 anhand einer realen Bauteilgeometrie validiert.

7.1 Ermittlung der Werkzeugsegmentierung und -sequenz

In Kapitel 7.1.1 wird eine Methode entwickelt, mit der anhand von eindeutigen geometrischen Merkmalen der Bauteile eine Segmentierung des Werkzeugsystems ermittelt wird. Auf Basis des Simulationsmodells und der entwickelten Zielfunktion im vorausgegangen Kapitel wird mittels eines Optimierungsverfahrens eine optimale Werkzeugsequenz mit einer minimalen Faltenbildung in Kapitel 7.1.2 bestimmt. Das Ergebnis der Werkzeugsegmentierung und -sequenz wird abschließend in Kapitel 7.1.3 durch experimentelle Umformversuche validiert.

7.1.1 Geometrieanalyse zur Segmentierung des Werkzeugsystems

Die Herausforderung in der Segmentierung des Werkzeugsystems ergibt sich aus der infiniten Anzahl an Möglichkeiten zur Werkzeugunterteilung. Zur Eingrenzung des Lösungsraums für die Werkzeugsegmentierung wird in diesem Kapitel eine Methode vorgestellt, die auf Basis einer geometrischen Analyse eine Unterteilung des Werkzeugsystems ermittelt.

Ausgangspunkt für die geometrische Analyse des Oberwerkzeugs ist ein Oberflächenmodell des Werkzeugs in einem CAD-Austauschformat (*.stl, *.iges, *.step). Diese Formate können standardmäßig aus den unterschiedlichen CAD-Systemen exportiert werden und bilden somit eine vom CAD-System unabhängige Basis für die vorgestellte Methode. Abbildung 7-1 zeigt schematisch das Vorgehen ausgehend von einem CAD-

Modell des globalen Werkzeugsystems bis zur Erzeugung des CAD-Modells des geteilten Umformwerkzeugs. Auf die einzelnen Analyse- und Transformationsschritte, die in der Software MATLAB implementiert werden, wird im Folgenden detailliert eingegangen.

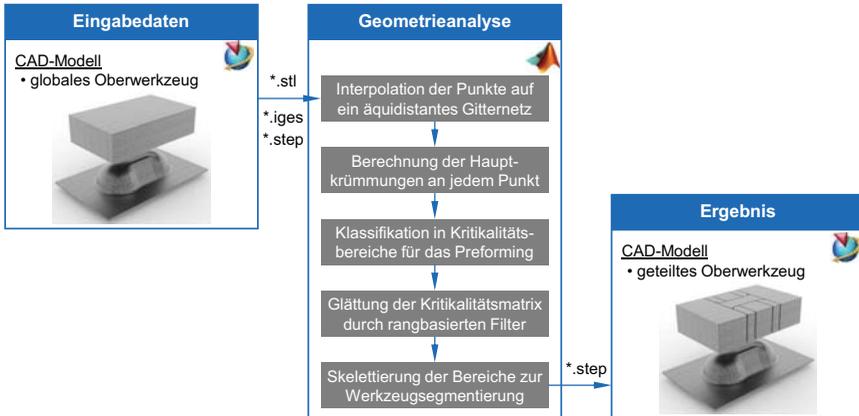


Abbildung 7-1: Geometrische Analyse zur Werkzeugsegmentierung mittels Siemens NX und MATLAB

Beim Import des CAD-Modells liegt das Oberflächenmodell des globalen Umformwerkzeugs in einer unstrukturierten Punktwolke (X, Y, Z) vor. Zur Weiterverarbeitung der Geometrieinformation ist es notwendig, die ungeordnete Punktwolke auf ein äquidistantes Gitternetz (X', Y') mit der Gitterkantenlänge l_G in der x-y-Ebene abzubilden. Die dazugehörigen Z' -Werte werden entsprechend der unstrukturierten Punktwolke in MATLAB interpoliert. Das Ergebnis ist eine geordnete Punktwolke (X', Y', Z') mit einem gleichmäßigen Gitternetz, die für die weitere Berechnung der Hauptkrümmungen genutzt wird (Abbildung 7-2). In dieser Arbeit wird eine Gitterkantenlänge von $l_G = 1,0 \text{ mm}$ verwendet, die einen guten Kompromiss zwischen Rechenzeit und Abbildungsgenauigkeit darstellt (Wagner 2016, S. 43).

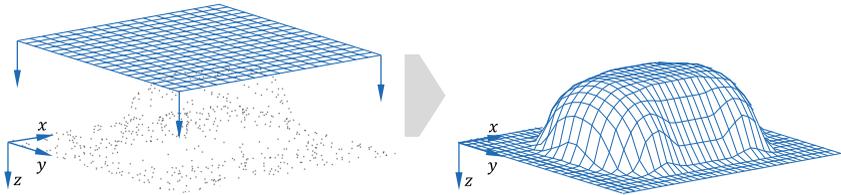


Abbildung 7-2: Transformation der ungeordneten Punktwolke (X, Y, Z) in eine geordnete Punktwolke (X', Y', Z')

Aufgrund des äquidistanten Gitters werden die X' - und Y' -Koordinaten des Gitternetzes mit Hilfe der Gitterkantenlänge l_G nach Gleichung 7-1 parametrisiert. Die Parameter u_1 und u_2 sind ganze Zahlen \mathbb{Z} und die Einheitsvektoren dieser Basis entsprechen den Einheitsvektoren e_x und e_y des kartesischen Koordinatensystems. Da es sich bei der Darstellung der Werkzeugoberfläche um eine diskrete Abbildung handelt, ist jedem Parameterpaar (u_1, u_2) eindeutig ein diskreter \hat{Z}' -Wert zugeordnet.

$$f(u_1, u_2) = (X'(u_1), Y'(u_2), Z'(u_1, u_2))$$

mit $u_1, u_2 \in \mathbb{Z}: u_{1,min} < u_1 < u_{1,max}$ und $u_{2,min} < u_2 < u_{2,max}$

$$X'(u_1) = l_G \cdot u_1$$

7-1

$$Y'(u_2) = l_G \cdot u_2$$

$$Z'(u_1, u_2) = \hat{Z}'(u_1, u_2)$$

Auf Basis der parametrischen Beschreibung der Werkzeugoberfläche lassen sich die Krümmungen in jedem Punkt mittels der ersten und zweiten Fundamentalform sowie der Gauß-Abbildung berechnen (Kühnel 2008, S. 49). Hierfür sind die partiellen Ableitungen der Parametrisierung f nach den Parametern u_1 und u_2 von essentieller Bedeutung. Während die partiellen Ableitungen der X' - und Y' -Komponenten trivial sind, erfolgt die Bestimmung der partiellen Ableitung der Z' -Komponente mit Hilfe des zentralen Differenzenquotienten nach Gleichung 7-2. Die zweifachen, partiellen Ableitungen von f nach den Parametern u_1 und u_2 erfolgen äquivalent, sodass diese nicht explizit vorgestellt werden.

$$\frac{\partial f}{\partial u_1} = \left(\frac{\partial X'}{\partial u_1}, \frac{\partial Y'}{\partial u_1}, \frac{\partial Z'}{\partial u_1} \right) = \left(l_G, 0, \frac{\partial Z'}{\partial u_1} \right)$$

$$\frac{\partial f}{\partial u_2} = \left(\frac{\partial X'}{\partial u_2}, \frac{\partial Y'}{\partial u_2}, \frac{\partial Z'}{\partial u_2} \right) = \left(0, l_G, \frac{\partial Z'}{\partial u_2} \right)$$

mit

7-2

$$\frac{\partial Z'}{\partial u_1}(u_1, u_2) = \frac{\bar{Z}'(u_1+1, u_2) - \bar{Z}'(u_1-1, u_2)}{(u_1+1) - (u_1-1)} = \frac{\bar{Z}'(u_1+1, u_2) - \bar{Z}'(u_1-1, u_2)}{2}$$

$$\frac{\partial Z'}{\partial u_2}(u_1, u_2) = \frac{\bar{Z}'(u_1, u_2+1) - \bar{Z}'(u_1, u_2-1)}{(u_2+1) - (u_2-1)} = \frac{\bar{Z}'(u_1, u_2+1) - \bar{Z}'(u_1, u_2-1)}{2}$$

Zu jedem Flächenpunkt $P(u_1, u_2)$ eines parametrisierten Flächenstücks gibt es nach der Gauß-Abbildung einen eindeutigen Einheitsnormalenvektor $v(u_1, u_2)$. Die Vektoren, die senkrecht auf dem Einheitsnormalenvektor $v(u_1, u_2)$ stehen, werden als Tangentialvektor τ in dem Punkt P bezeichnet. Aus dem Schnitt des Flächenstücks mit der aus v und τ aufgespannten Ebene ergibt sich eine ebene Kurve, der eine Normalkrümmung im Punkt P zugeordnet ist (Ballmann 2018, S. 130). Anschaulich wird die Normalkrümmung nach Abbildung 7-3 mit Hilfe eines Krümmungskreises dargestellt, der die ebene Kurve im Punkt P näherungsweise beschreibt (Ballmann 2018, S. 100–101). Die Krümmung κ ist der Kehrwert des Radius R des Krümmungskreises. Im Allgemeinen gibt es zwei zueinander orthogonale Tangentialvektoren $\tau_1(u_1, u_2)$ und $\tau_2(u_1, u_2)$, für die die Krümmungen $\kappa_1(u_1, u_2)$ und $\kappa_2(u_1, u_2)$ maximal bzw. minimal sind. Diese beiden Krümmungen werden als Hauptkrümmungen bezeichnet.

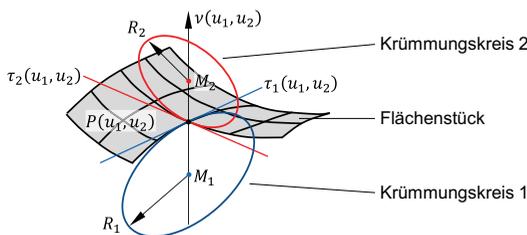


Abbildung 7-3: Krümmungskreise an einem Punkt P zur Bestimmung der Hauptkrümmungen nach (Nestler 2004)

Mathematisch lassen sich die Hauptkrümmungen κ_1 und κ_2 nach Gleichung 7-3 aus der Gauß-Krümmung $K(u_1, u_2)$ und der mittleren Krümmung $H(u_1, u_2)$ berechnen (Kühnel 2008, S. 49). Diese werden im ersten Schritt mit Hilfe der ersten und zweiten Fun-

damentalform aus der gegebenen Parametrisierung f bestimmt. Nach der Implementierung der mathematischen Beschreibung in MATLAB können zu jedem Punkt der geordneten Punktwolke (X', Y', Z') die Hauptkrümmungen κ_1 und κ_2 berechnet werden.

$$\begin{aligned}\kappa_1(u_1, u_2) &= H(u_1, u_2) + \sqrt{H^2(u_1, u_2) - K(u_1, u_2)} \\ \kappa_2(u_1, u_2) &= H(u_1, u_2) - \sqrt{H^2(u_1, u_2) - K(u_1, u_2)}\end{aligned}\tag{7-3}$$

Im Stand der Forschung gibt es bereits unterschiedliche Untersuchungen, die Gestaltungsrichtlinien für die Zerlegung der Bauteile in weniger komplexe Einheiten oder Regeln für die Zerlegung von Umformwerkzeugen beschreiben (Liebau 2013; Wagner 2016; Fleischer & Albers et al. 2016). Diese Ansätze haben gemeinsam, dass eine Zerlegung des Bauteils oder des Umformwerkzeugs durch eine Abgrenzung von unterschiedlichen Komplexitätsbereichen erfolgt. Im Folgenden wird ein systematisches Vorgehen beschrieben, das anhand der berechneten Krümmungsgrößen Kritikalitätsbereiche für eine Unterteilung des Umformwerkzeugs bestimmt. Grundsätzlich wird angenommen, dass eine Segmentierung unabhängig vom Vorzeichen der Hauptkrümmungen ist. Konvexe und konkave Flächen mit gleicher betragsmäßigen Hauptkrümmung werden somit gleich bewertet. Gleichung 7-4 zeigt die Berechnung der Kritikalitätsmatrix $K_{krit,i}$ für die maximalen ($i = 1$) und minimalen ($i = 2$) Hauptkrümmungen, die das Umformwerkzeug mit Hilfe der Grenzkrümmung κ_{max} in unterschiedliche Kritikalitätsbereiche einteilt. Abhängig vom Betrag der Hauptkrümmung $\kappa_i(u_1, u_2)$ wird jedem Punkt P der Werkzeugoberfläche ein Kritikalitätswert zugeordnet.

$$\begin{aligned}K_{krit,i}(u_1, u_2) &= 0 && \text{für } |\kappa_i(u_1, u_2)| = 0 \\ K_{krit,i}(u_1, u_2) &= 0,25 && \text{für } 0 < |\kappa_i(u_1, u_2)| \leq \kappa_{max} \\ K_{krit,i}(u_1, u_2) &= 1,0 && \text{für } |\kappa_i(u_1, u_2)| > \kappa_{max}\end{aligned}\tag{7-4}$$

Die dargestellten Kritikalitätsmatrizen für die maximalen Hauptkrümmungen $K_{krit,1}$ und für die minimalen Hauptkrümmungen $K_{krit,2}$ werden in einer Kritikalitätsmatrix K_{krit} durch eine elementweise Addition der beiden Matrizen nach Gleichung 7-5 zusammengefasst.

$$K_{krit}(u_1, u_2) = K_{krit,1}(u_1, u_2) + K_{krit,2}(u_1, u_2)\tag{7-5}$$

Somit lässt sich mit Hilfe der Kritikalitätsmatrix $K_{krit}(u_1, u_2)$ das Umformwerkzeug nach Tabelle 7-1 in unterschiedliche Kritikalitätskategorien einteilen. Die Unterteilung lehnt sich an die klassische Kategorisierung von Flächenpunkten nach (Kühnel 2008, S. 49)

an. Zusätzlich werden die Flächenpunkte hinsichtlich des Betrags der Hauptkrümmungen weiter differenziert. Die Grenzkrümmung wird anhand eines kritischen Radius von 40 mm berechnet, sodass sich für die Grenzkrümmung $\kappa_{max} = 0,025 \text{ 1/mm}$ ergibt.

Tabelle 7-1: Einteilung in Kritikalitätskategorien

Kritikalitätskategorie	Kritikalitätswert $K_{krit}(u_1, u_2)$	Beispiel
Ebener Punkt	0	
Einfacher, parabolischer Punkt	0,25	
Einfacher, hyperbolischer oder elliptischer Punkt	0,5	
Kritischer, parabolischer Punkt	1,0	
Kritischer hyperbolischer oder elliptischer Punkt	$\geq 1,25$	

Aufgrund der Diskretisierung der Werkzeuoberfläche kann es lokal zu Inkonsistenzen in der Zuordnung von Kritikalitätskategorien kommen. Aus diesem Grund wird nachfolgend eine Glättung der Kritikalitätsmatrix $K_{krit}(u_1, u_2)$ mit einem nicht linearen, zweidimensionalen Rangordnungsfiler durchgeführt. Somit wird sichergestellt, dass lokale Ausreißer benachbarter Punkte in der Kritikalitätsmatrix $K_{krit}(u_1, u_2)$ geglättet werden, ohne dass wichtige Informationen zu den Grenzbereichen verloren gehen (Beyerer & Puente León et al. 2016, S. 632–633). Innerhalb des Rangordnungsfilters beschreibt der zweidimensionale Vektor M die Menge der Flächenpunkte um den betrachteten Punkt P . Die Punktmenge wird im nächsten Schritt anhand ihrer Kritikalitätswerte K_{krit} rangbasiert sortiert. Dem Punkt P wird abschließend der ausgewählte Kritikalitätswert des Rangs R zugeordnet und somit eine Glättung erzielt.

Abbildung 7-4 stellt die Ergebnisse des rangbasierten Filters für unterschiedliche Ränge R bei einer konstanten Punktumgebung $M = (5,5)$ dar. Unter der Anwendung eines Minimalfilters ($R = 1$) werden schmale Übergangsbereiche zwischen den Kritikalitätskategorien hinsichtlich ihrer Kritikalität zu stark geglättet. Die Folge ist eine Unterschätzung der Kritikalitätsbereiche, die für eine Unterteilung des Umformwerkzeugs betrachtet werden. Im Gegensatz zum Minimalfilter werden bei einem Maximalfilter ($R =$

25) die Kritikalitätsbereiche überschätzt, sodass dies zu einer stärkeren Unterteilung des Umformwerkzeugs führen würde. Der Medianfilter ($R = 13$), also die Auswahl des mittleren Kritikalitätswerts der rangbasierten Sortierung, stellt einen sehr guten Kompromiss für die Glättung der Kritikalitätsmatrix K_{krit} dar und wird im Folgenden weiter betrachtet.

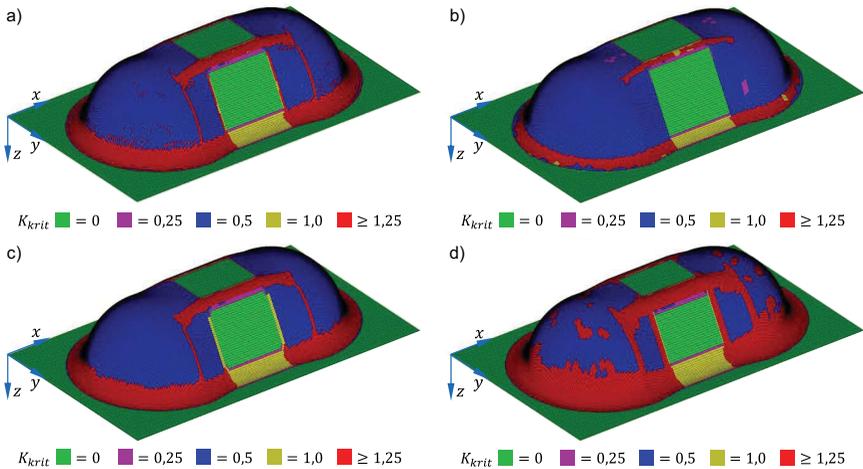


Abbildung 7-4: Kritikalitätsmatrix $K_{krit}(u_1, u_2)$ a) ohne Filter sowie mit rangbasiertem Filter für eine Punktemenge $M = (5,5)$ mit b) $R = 1$, c) $R = 13$ und d) $R = 25$

Ausgehend von der Kritikalitätsmatrix K_{krit} , die das betrachtete Umformwerkzeug in Kritikalitätsbereiche einteilt, werden im nächsten Schritt Pfade für eine Werkzeugsegmentierung generiert. Hierzu wird die Kritikalitätsmatrix K_{krit} mit einem Schwellwert von $K_{krit}^* = 1,0$ zunächst binarisiert. Anschließend folgt eine Skelettierung der binären Kritikalitätsmatrix K_{krit} mit Hilfe der morphologischen Bildverarbeitung, indem die kritischen, flächenhaften Bereiche in ein Punkt breite Pfade transformiert werden (Beyerer & Puente León et al. 2016, S. 775). Die Pfade für eine Werkzeugsegmentierung werden durch diskrete Punkte beschrieben, die in das CAD-System importiert werden. Im CAD-System werden die Punkte in Kurven auf dem Umformwerkzeug umgewandelt, die das globale Werkzeug in mehrere Werkzeugsegmente unterteilt. Der Ablauf und das Ergebnis der Skelettierung zur Ableitung von einzelnen Werkzeugsegmenten sind für die DD-Geometrie in Abbildung 7-5 dargestellt. Für diese Bauteilgeometrie ergibt sich nach dem beschriebenen Vorgehen eine Unterteilung des Werkzeugsystems in neun Werkzeugsegmente.



Abbildung 7-5: a) Binarisierte Kritikalitätsmatrix, b) skelettierte Kritikalitätsmatrix und c) Ergebnis der Segmentierung des Werkzeugsystems für die DD-Geometrie

7.1.2 Genetischer Algorithmus zur Optimierung der Werkzeugsequenz

Ausgehend von einer Segmentierung des Werkzeugsystems durch die vorgestellte Geometrieanalyse ist es Ziel dieses Kapitels, eine Reihenfolge der Werkzeugsegmente mit einer geringen Faltenbildung zu ermitteln. Aufgrund der hohen Anzahl an Möglichkeiten wird ein Optimierungsverfahren zur Definition der Werkzeugsequenz benötigt. Hierzu wird in Kapitel 7.1.2.1 ein genetischer Optimierungsalgorithmus vorgestellt, der mit dem parametrischen Simulationsmodell für ein segmentiertes Werkzeugsystem und der Zielfunktion für Faltenbildung gekoppelt wird. Anschließend wird in Kapitel 7.1.2.2 das Optimierungsverfahren mit der Programmiersprache Python in einen automatisierten Ablauf implementiert und geeignete Parameter für den Optimierungsalgorithmus definiert. Die Ergebnisse basieren in Teilen auf der angeleiteten Arbeit von (A_Chen 2018, S. 32–65), die im Folgenden zusammengefasst beschrieben werden.

7.1.2.1 Genetischer Optimierungsalgorithmus

Die Designvariablen der Optimierung sind definiert als die Startzeitpunkte $t_{D,i}$ für das Herunterfahren der einzelnen Werkzeugsegmente. Die Anzahl der Designvariablen ergibt sich aus der Anzahl der Werkzeugsegmente n_{WZ} , die in dem Designvektor t_D zusammengefasst sind. Innerhalb eines Werkzeugsystems können mehrere Werkzeuge gleichzeitig schließen, sodass die Designvariablen einen gleichen Startzeitpunkt besitzen können. Somit ist sichergestellt, dass mit dem Designvektor sowohl eine globale als auch eine sequentielle Umformung abgebildet werden kann. Zur Reduktion des Designraums werden die Startzeitpunkte in einem Zeitintervall $[0, t_{max}]$ mit einem minimalen zeitlichen Abstand von Δt diskretisiert. Dies ist in diesem Fall zulässig, da in Voruntersuchungen primär die Reihenfolge und weniger der genaue zeitliche Abstand als Einflussgröße identifiziert wird. Der letzte Startzeitpunkt t_{max} wird so gewählt, dass

die Anzahl an möglichen Startzeitpunkten der Dimension des Designvektor n_{WZ} entspricht. Der Designvektor t_D der Optimierung sowie der mögliche Designraum t_R sind in Gleichung 7-6 zusammengefasst dargestellt.

$$t_D = (t_{D,1}, t_{D,2}, \dots, t_{D,n_{WZ}})^T \quad \text{mit } t_{D,i} \in t_R = (0, \Delta t, \dots, \Delta t \cdot (n_{WZ} - 1))^T \quad 7-6$$

Bei der diskutierten Problemstellung handelt es sich um eine monokriterielle Optimierung mit einer skalaren Zielfunktion, die in Kapitel 6.2.3 vorgestellt wird. Die Zielfunktion f ist eine Aggregation der Zielfunktionen des numerischen Faltenanteils φ_{Falte} und des potenzierten Mittelwerts der Scherwinkeldifferenz $\overline{\Delta\gamma}_2$. Für eine Verbesserung der Preformqualität werden somit Lösungskandidaten gesucht, die die dargestellte Zielfunktion f in Gleichung 7-7 minimieren. Die Berechnung des Zielfunktionswerts für einen Lösungskandidaten erfolgt mit Hilfe des in Kapitel 6.1 vorgestellten finite-Element-basierenden Simulationsmodells, das vergleichsweise lange Rechenzeiten im Vergleich zu analytischen Modellen besitzt.

$$f(t_D) = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |\Delta\gamma_i|^2}{\max_{i=1..N} \overline{\Delta\gamma}_{2,i}} + \frac{\text{number}\{\Delta l_i \leq l_{krit}\}}{N \cdot \max_{i=1..N} \varphi_{Falte,i}} \right) \quad 7-7$$

Zusammengefasst handelt es sich um ein deterministisches, diskretes und kombinatorisches Optimierungsproblem, das zusätzlich lange Berechnungszeiten zur Ermittlung der Güte eines Lösungskandidaten benötigt. Eine vollständige Enumeration, in der die Lösungskandidaten systematisch im gesamten Designraum berechnet werden, ist für die dargestellte Problemstellung aufgrund des großen Designraums und der hohen Rechenzeit nicht effizient (Chen & Endrueit et al. 2015, S. 145). Kombinatorische Optimierungsprobleme besitzen im Allgemeinen keinen monotonen Verlauf in der Zielfunktion und können viele lokale Minima oder Maxima aufweisen. Aus diesem Grund sind ableitungsbasierte Verfahren wie beispielsweise das Gradientenverfahren für die dargestellte Problemstellung zum Finden von globalen Minima nicht geeignet (Gebhardt 2016, S. 102). In Backtracking-Verfahren wird für kombinatorische Probleme der Designraum in einen Entscheidungsbaum strukturiert und die Lösungskandidaten berechnet (Weicker 2015, S. 41). Das Optimierungsproblem zur Werkzeugsequenz lässt sich allerdings nicht geeignet strukturieren, sodass dieses Verfahren in der vorliegenden Arbeit nicht betrachtet wird. Genetische Algorithmen bieten das Potential zur Lösung von Problemen mit einer hohen Anzahl an Designvariablen. Im Fall der Optimierung der Werkzeugsequenz wird erwartet, dass mehrere gleichwertige Lösungskandidaten existieren, was mit einem genetischen Algorithmus berücksichtigt wird. Zusätzlich ist

die parallele Berechnung von mehreren Lösungskandidaten möglich, sodass trotz zeit- aufwändiger Simulationen eine kurze Rechenzeit der gesamten Optimierung erreichbar ist (Buttelmann & Lohmann 2004, S. 151). In dieser Arbeit wird ein genetischer Algorithmus zur Optimierung der Werkzeugsequenz eingesetzt, der im Folgenden näher beschrieben wird.

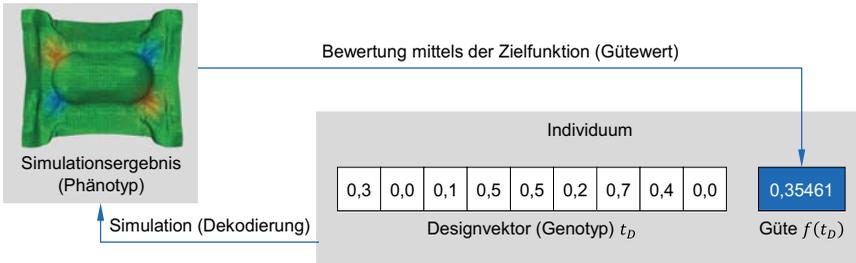


Abbildung 7-6: Dekodierung eines Individuums nach (Weicker 2015, S. 36)

Genetische Algorithmen basieren auf dem biologischen Grundprinzip der Evolution. Jedes Individuum wird nach Abbildung 7-6 durch einen Designvektor t_D kodiert, der die Informationen der Werkzeugsequenz enthält, was in Anlehnung an die Natur als Genotyp bezeichnet wird. Durch die Analyse des Simulationsmodells wird der Genotyp dekodiert und es resultiert der umgeformte Preform als äußerliche Repräsentation, was als Phänotyp bezeichnet wird. Mit Hilfe der Zielfunktion wird aus dem Simulationsergebnis ein Gütwert des Individuums ermittelt. Ein Individuum besteht folglich aus seinem Genotyp und seinem resultierenden Gütwert.

Ausgangspunkt für die Optimierung mittels einem genetischen Algorithmus ist eine initiale Population, die aus n_p Individuen besteht. Nach der Dekodierung der einzelnen Individuen durch Berechnung des individuellen Gütwerts wird mit Hilfe von genetischen Operatoren die nachfolgende Generation erzeugt. Ziel ist es, dass diese neue Generation bezüglich des Optimierungsproblems eine bessere Lösung darstellt. Die Erzeugung der nachfolgenden Generation erfolgt durch eine probabilistische, zur Güte proportionale Selektion von Individuen aus der vorherigen Generation. Diese werden im nächsten Schritt durch Rekombinationsoperatoren miteinander gekreuzt, sodass neue Individuen entstehen (Weicker 2015, S. 128). Um die Diversität der Generation nach der Selektion der besten Individuen weiter hoch zu halten, werden Mutationsoperatoren eingesetzt. Diese stellen sicher, dass der genetische Algorithmus nicht in einem lokalen Minimum hängen bleibt, sondern seinen bestehenden Suchraum diversifiziert

(Buttelmann & Lohmann 2004, S. 152). Die Berechnung der Gütewerte für die aktuelle Generation und die anschließende Erzeugung einer neuen Generation wird in mehreren Iterationen durchgeführt bis ein definiertes Abbruchkriterium erreicht ist. Dieses Abbruchkriterium kann aus einer maximalen Anzahl an Generationen $n_{G,max}$ oder einem Grenzwert für die Güte f_{Grenz} bestehen.

Für das Optimierungsproblem werden im Folgenden die in dieser Arbeit eingesetzten genetischen Operatoren vorgestellt. Die Selektion der Individuen erfolgt durch eine Kombination aus rangbasierter Selektion und stochastischem universellen Sampling, was den Selektionsdruck auf die Individuen erhöht. Die Selektionswahrscheinlichkeit $P_S(i)$ für ein Individuum i berechnet sich auf Basis seines Ranges $R(i)$ innerhalb der Generation durch eine nicht lineare Skalentransformation in Gleichung 7-8. Die Rangliste wird entsprechend der Güte der Individuen erstellt, sodass diese Wahrscheinlichkeitsberechnung große Güteunterschiede in der Population relativiert. Die Auswahl erfolgt anschließend mittels der Methode des stochastischen universellen Samplings, die im Vergleich zur fitnessproportionalen Selektion zu einer höheren Diversität der neuen Generation führt. Die Selektion lässt sich nach Abbildung 7-7 a) mit einem drehenden Rad vergleichen, dessen Größe der Segmente proportional zur Selektionswahrscheinlichkeit $P_S(i)$ ist. Die am Umfang äquidistant angeordneten Pfeile entsprechen der Anzahl an auszuwählenden Individuen n_S , die durch einmaliges Drehen des Rades bestimmt werden. Das Ergebnis ist eine Selektion von n_S Individuen aus der vorherigen Generation.

$$P_S(i) = \frac{\frac{1}{\sqrt{R(i)}}}{\sum_{i=1}^{n_P} \frac{1}{\sqrt{R(i)}}} \quad 7-8$$

Die Rekombination der selektierten Individuen wird im nächsten Schritt mit einem Ein-Punkt-Kreuzungsoperator durchgeführt, indem zusammenhängende Bereiche des Designvektors bestehen bleiben. In der Optimierung der Werkzeugsequenz wird erwartet, dass die relative Sequenz von benachbarten Werkzeugsegmenten wichtiger ist als ein einzelner Startzeitpunkt. Aus diesem Grund ist der Ein-Punkt-Kreuzungsoperator für dieses Optimierungsproblem besonders geeignet. Aus den selektierten Individuen werden im nächsten Schritt n_R Paare zufällig ausgewählt und mit einer Wahrscheinlichkeit von P_R anschließend rekombiniert. Das Prinzip der Ein-Punkt-Kreuzung ist in Abbildung 7-7 b) schematisch dargestellt. An einer zufälligen Stelle wird der Designvektor t_D der

beiden Individuen getrennt und nach Austausch der jeweiligen Teile wieder zu zwei Individuen zusammengefügt. Das Ergebnis der Rekombination sind $2 \cdot n_R$ Individuen.

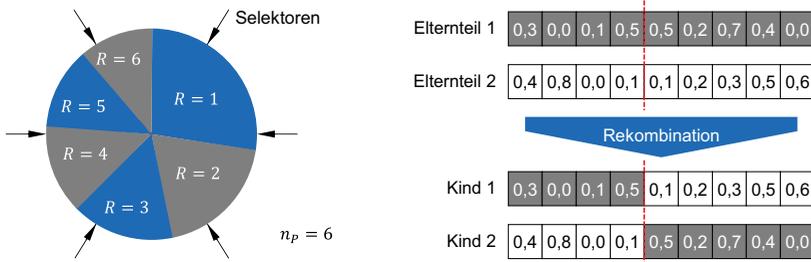


Abbildung 7-7: a) Stochastisches universelles Samplings nach (Weicker 2015, S. 76) und b) Ein-Punkt-Kreuzungsoperator nach (Weicker 2015, S. 86)

Die rekombinierten Individuen werden zusätzlich durch einen Gauß-Mutationsoperator verändert, sodass eine größere Diversität der Generation resultiert. Mit einer Wahrscheinlichkeit P_M werden zunächst Individuen für eine Mutation ausgewählt. Die einzelnen Komponenten $t_{D,i}$ des Designvektor werden anschließend zufällig bestimmt und mit einem Gauß-verteiltern Zufallswert addiert. Der Bereich des Zufallswerts wird durch die Gauß-Verteilung mit ihrem Mittelwert μ und Standardabweichung σ definiert. Abschließend wird überprüft, ob sich die mutierten Designvariablen innerhalb des Designraums der Optimierung befinden und werden gegebenenfalls angepasst. Das Ergebnis dieser Operation sind n_p Individuen, deren Designvariablen mit einer Wahrscheinlichkeit P_M zufällig mutiert sind.

Abbildung 7-8 zeigt ausgehend von der aktuellen Generation n_G die iterative Erzeugung der neuen Generation ($n_G + 1$), wie sie in dieser Arbeit in der Programmiersprache Python implementiert ist. Die Populationsgröße n_p wird mit 52 Individuen definiert, um eine angemessene Rechenzeit des Optimierungsalgorithmus zu gewährleisten. Im ersten Schritt werden zunächst Individuen entsprechend der Populationsgröße mit dem rangbasierten, stochastischen universellen Sampling selektiert. Danach erfolgt die Rekombination durch die Kreuzung von $n_R = n_p/2 = 26$ Paaren mit einer Wahrscheinlichkeit $P_R = 0,95$. Zur Erhöhung der Diversität werden alle Individuen mit der Wahrscheinlichkeit $P_M = 0,1$ mittels eines Gauß-Operators mutiert. Der Mittelwert der Gaußverteilung wird mit $\mu = 0$ und die Standardabweichung mit $\sigma = 0,33$ angenommen. Die Reproduktion der neuen Generation erfolgt abschließend durch die Auswahl der besten

$n_E = 2$ Individuen aus der aktuellen Generation, was als Elitismus bezeichnet wird, sowie einer zufälligen Auswahl von $(n_P - n_E) = 50$ gekreuzten und mutierten Individuen.

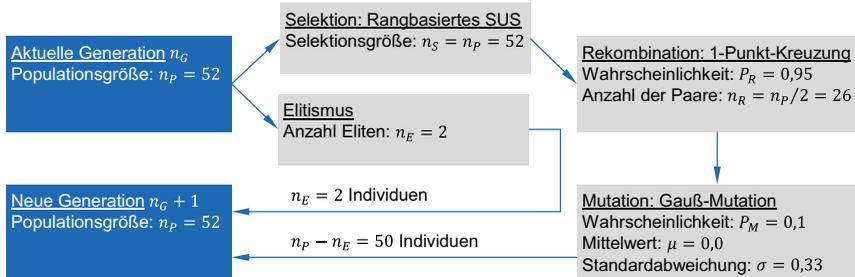


Abbildung 7-8: Genetischer Algorithmus nach (A_Chen 2018, S. 54)

7.1.2.2 Automatisierter Optimierungsablauf

Die komplette Optimierung der Werkzeugsequenz erfolgt durch ein automatisiertes Programm in der Programmiersprache Python, das in Abbildung 7-9 dargestellt ist. Ausgehend von einer JSON-Datei, die die notwendigen Modellinformationen und Optimierungsparameter zur Verfügung stellt, wird die initiale Population durch eine zufällige Wahl der Designvariablen erzeugt. Die Erzeugung des Simulationsmodells für jedes Individuum erfolgt anschließend mit Hilfe des Modellgenerators, der in Kapitel 6.1.1 vorgestellt wird. Die Modelle für die unterschiedlichen Werkzeugsequenzen werden auf dem Hochleistungsrechner bwUniCluster auf jeweils acht CPUs mit einem Arbeitsspeicher von 4 GB parallel berechnet. Zur Reduktion des Speicherplatzbedarfs wird das Simulationsergebnis direkt auf dem bwUniCluster mittels des Auswerteskripts aus Kapitel 6.2.3 ausgewertet und als JSON-Datei an den genetischen Algorithmus auf dem Desktop-Computer zurückgegeben. Ist das Abbruchkriterium einer maximalen Anzahl an Generationen von $n_{G,max} = 10$ nicht erfüllt, wird mit Hilfe des vorgestellten genetischen Algorithmus die nächste Generation berechnet. Vor der Erzeugung der neuen Simulationsmodelle wird zunächst überprüft, ob das jeweilige Individuum bereits existiert, sodass dieses zur Einsparung von Rechenzeit nicht nochmals berechnet wird. Wird nach mehreren Iterationen des genetischen Algorithmus das Abbruchkriterium erreicht, werden die Ergebnisse strukturiert in einer EXCEL-Tabelle gespeichert sowie die dazugehörigen JSON-Dateien exportiert. Zur Kontrolle des Optimierungsprogramms wird jede Aktion in einer Protokolldatei gespeichert, sodass bei Fehlern oder

Netzwerkunterbrechungen ein direkter Neustart ohne Informationsverlust erfolgen kann.

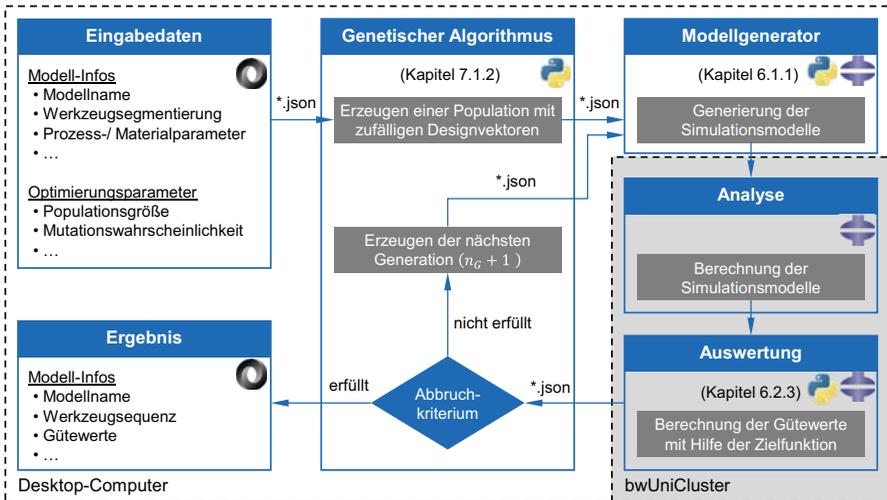


Abbildung 7-9: Optimierung der Werkzeugsequenz mit einem genetischen Algorithmus in Python und ABAQUS

7.1.3 Experimentelle Validierung des Optimierungsverfahrens

Ziel dieses Kapitels ist die Validierung des vorgestellten genetischen Optimierungsverfahrens zur Bestimmung der Werkzeugsegmentierung und -sequenz mit experimentellen Umformversuchen. Hierfür wird die Segmentierung auf Basis einer Geometrieanalyse sowie einer äquidistanten Unterteilung des Werkzeugsystems eingesetzt. Die Effizienz des genetischen Algorithmus wird gegenüber einer zufälligen Definition der Werkzeugsequenz mit dem Monte-Carlo-Verfahren bewertet.

7.1.3.1 Versuchsaufbau und Optimierungsparameter

Für die Validierung des Optimierungsverfahrens werden zwei unterschiedliche Werkzeugsegmentierungen der generischen DD-Geometrie eingesetzt. Abbildung 7-10 a) zeigt die äquidistante Unterteilung des oberen Umformwerkzeugs in 15 Werkzeugsegmente. Die zweite Werkzeugsegmentierung resultiert aus dem Vorgehen zur geometrischen Unterteilung aus Kapitel 7.1.1 und besteht aus neun Werkzeugsegmenten, was im Folgenden als geometrische Segmentierung bezeichnet wird (Abbildung 7-10 b).

Somit ergibt sich bei einem minimalen zeitlichen Abstand $\Delta t = 0,1 \text{ s}$ der Werkzeugsegmente ein Designraum für die äquidistante Segmentierung von $t = (0 \text{ s}; 0,1 \text{ s}; \dots; 1,4 \text{ s})^T$ und für die geometrische Unterteilung von $t = (0 \text{ s}; 0,1 \text{ s}; \dots; 0,8 \text{ s})^T$.

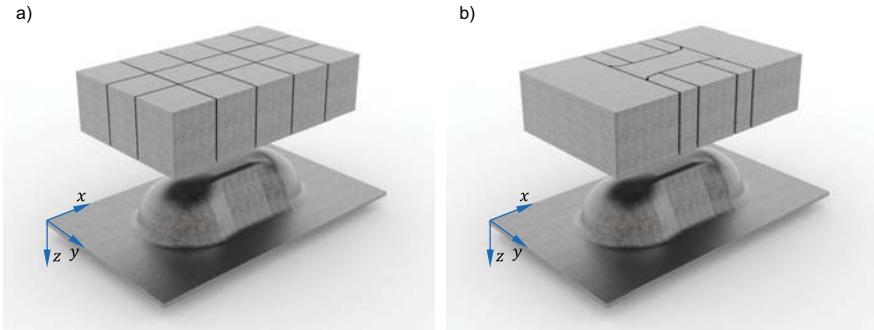


Abbildung 7-10: a) Äquidistante und b) geometrische Segmentierung

Das genetische Optimierungsverfahren wird nach Kapitel 7.1.2 mit den entsprechenden Optimierungsparametern eingesetzt. Die Parameter für das Simulationsmodell entsprechen den Angaben in Kapitel 6.2.1 für die Kombination aus LW-Gewebe und Binderpulver mit einem Binderanteil von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$. Die Aktivierungstemperatur wird so eingestellt, dass die minimale Umformtemperatur von $T_{U,min} = 100 \text{ °C}$ während der Umformung nicht unterschritten wird.

Neben der Optimierung der Werkzeugsequenz mit einem genetischen Algorithmus wird das Monte-Carlo-Verfahren eingesetzt. Es handelt sich hierbei um ein stochastisches Optimierungsverfahren, das zufällige Designvektoren im möglichen Designraum generiert und berechnet. Durch eine ausreichende Anzahl an Simulationen kann das globale Optimum somit approximiert werden, allerdings verursacht das Verfahren bei großen Designräumen einen hohen Rechenaufwand. In dieser Arbeit wird das Monte-Carlo-Verfahren eingesetzt, um das Erreichen eines Optimums sowie die Effizienz des genetischen Algorithmus zu überprüfen. Es werden dazu 2.000 unterschiedliche Werkzeugsequenzen mit einem gleichverteilten Zufallsgenerator in Python erzeugt und in ABAQUS berechnet.

Die experimentellen Umformversuche werden mit Hilfe der Anlagen- und Werkzeugtechnik in Kapitel 4.2 sowie der Prozessparameter in Kapitel 6.2.1 durchgeführt. Für die

Validierung wird jeweils die Werkzeugsequenz des besten Individuums aus der Optimierung mit einer äquidistanten und geometrischen Unterteilung verwendet. Zusätzlich werden als Referenzmessung Umformversuche mit einem globalen Werkzeugsystem durchgeführt. Aufgrund der geringeren Streuung der Versuchsergebnisse werden jeweils zwei Preforms pro Werkzeugsequenz hergestellt, die mit dem Verfahren in Kapitel 4.3.3 zur Bestimmung der akkumulierten Faltenlänge bewertet werden.

7.1.3.2 Ergebnisse der Optimierung und Validierung

Abbildung 7-11 zeigt die Ergebnisse der Optimierung mit dem Monte-Carlo-Verfahren (MC) und dem genetischen Algorithmus für eine äquidistante (GA-äquidistant) sowie geometrische Segmentierung (GA-geometrisch). Erwartungsgemäß ist der arithmetische Mittelwert aller Individuen innerhalb der Monte-Carlo-Optimierung mit $\bar{f} = 0,439$ wesentlich größer als im genetischen Algorithmus mit $\bar{f} = 0,305$ für eine äquidistante Segmentierung und $\bar{f} = 0,114$ für eine geometrische Segmentierung. Die breite Streuung des Monte-Carlo-Verfahrens manifestiert die Generierung von zufälligen Lösungskandidaten im gesamten Designraum. Das zufallsbasierte Verfahren mit 2.000 durchgeführten Simulationen erreicht einen minimalen Zielfunktionswert von $f = 0,069$. Das Minimum des Monte-Carlo-Verfahrens kann durch das genetische Optimierungsverfahren ausgehend von einer äquidistanten Unterteilung mit $f = 0,124$ nicht erreicht werden, während mit der geometrischen Unterteilung ein Zielfunktionswert von $f = 0,052$ erzielt wird.

Das Histogramm in Abbildung 7-11 b) stellt die prozentuale Häufigkeitsverteilung der Individuen dar, die innerhalb eines bestimmten Bereichs der Zielfunktion liegen. Es zeigt deutlich, dass durch die genetischen Optimierungsverfahren die Häufigkeit an Individuen mit einem kleinen Zielfunktionswert größer ist als beim Monte-Carlo-Verfahren. Durch das systematische Vorgehen zur Segmentierung des Werkzeugsystems mittels einer geometrischen Analyse wird der Designraum zielgerichtet verkleinert, so dass der genetische Algorithmus bereits nach wenigen Generationen und folglich einer geringen Anzahl an Simulationen bessere Werkzeugsequenzen liefert als das zufallsbasierte Verfahren.

Zusammenfassend wird die Reduktion von Falten durch die genetischen Optimierung in Kopplung mit einer geometrischen Segmentierung des Werkzeugsystems gegenüber einer zufallsbasierten Definition der Werkzeugsequenz und äquidistanten Unterteilung nachgewiesen.

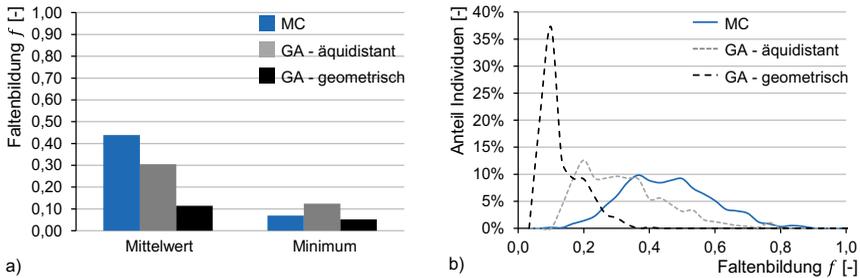


Abbildung 7-11: a) Mittelwert und Minimum der Zielfunktionswerte sowie b) Histogramm für das Monte-Carlo-Verfahren und die genetischen Optimierungsverfahren

Die Ergebnisse für die experimentellen Umformversuche mit der jeweils besten Werkzeugsequenz des genetischen Optimierungsverfahrens sowie für die Umformung mit einem gleichzeitigen Herunterfahren der Werkzeugsegmente sind in Abbildung 7-12 dargestellt. Die größte Faltenbildung wird durch das globale Umformwerkzeug mit einer akkumulierten Faltenlänge von 196 mm beobachtet (Abbildung 7-12 a). Neben der Faltenbildung treten weitere Preformingdefekte auf, die sich durch Gapping und Quetschung des textilen Materials zeigen. Beide Defekte resultieren aus der Segmentierung des Werkzeugsystems, indem das Material zwischen den einzelnen Werkzeugsegmenten aufgeworfen wird oder indem die Rovings durch die Kanten der Werkzeugsegmente verschoben werden. Die optimierte Sequenz für ein äquidistant geteiltes Oberwerkzeug ist in Abbildung 7-12 b) mit einer summierten Faltenlänge von $94,5 \text{ mm}$ dargestellt. Die Falten treten hauptsächlich im Bereich der Werkzeugteilung auf, die infolge der Werkzeugsequenz zusammengeschoben werden. Zusätzlich können Quetschungen und Gapping, wie auch in der globalen Umformung, beobachtet werden. Das Umformergebnis der optimierten Sequenz für eine geometrische Unterteilung des Werkzeugsystems zeigt die geringste Faltenbildung mit einer Faltenlänge von $11,5 \text{ mm}$ (Abbildung 7-12 c). Die Falte tritt dabei in der rechten oberen Ecke des Preforms auf, in der zusätzlich eine sehr hohe Scherung des Materials vorliegt. Während auch bei dieser Sequenz ein Gapping der Faserstruktur auftritt, wird im Gegensatz zu den anderen Werkzeugsequenzen keine Aufwerfung des textilen Materials infolge der Werkzeugteilung festgestellt.

Zusammenfassend wird die Faltenbildung durch die Werkzeugsequenz aus dem genetischen Optimierungsverfahren gegenüber einer globalen Umformung deutlich redu-

ziert. Dabei zeigt die geometrische Segmentierung gegenüber der äquidistanten Unterteilung einen klaren Vorteil in der Vermeidung von Falten sowie im Auftreten von werkzeugbedingten Defekten wie die Quetschung oder das Gapping. Da die entwickelte Zielfunktion und das Simulationsmodell auf die Identifikation von Faltenbildung spezifiziert sind, lassen sich weitere Preformingdefekte, die unter anderem eine Folge der Werkzeugsegmentierung sind, nicht reduzieren. Allerdings wird angenommen, dass die Quetschung durch eine steifere Werkzeugkinematik sowie das Gapping durch größere Kantenradien der Werkzeugsegmente vermieden werden können.

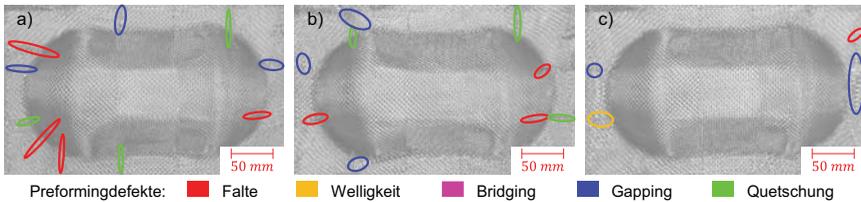


Abbildung 7-12: Umformversuche mit a) einem globalen Werkzeug, b) einer optimierten Sequenz mit äquidistanter Unterteilung und c) optimierter Sequenz mit geometrischer Unterteilung

7.2 Validierung der Prozessstrategie

Die in den vorausgegangenen Kapiteln entwickelten Modelle für die Definition der Werkzeugsegmentierung und -sequenz sowie für die Ermittlung der Aktivierungsparameter werden in diesem Kapitel in einer systematischen Vorgehensweise strukturiert, sodass die Prozessstrategie für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem abgeleitet werden kann. Im Folgenden wird die Definition der Prozessstrategie für eine reale Bauteilgeometrie in Kapitel 7.2.1 sowie die experimentelle Validierung dieser in Kapitel 7.2.2 vorgestellt.

7.2.1 Prozessstrategie für eine reale Bauteilgeometrie

Die systematische Vorgehensweise zur Ermittlung der Prozessstrategie ist zusammengefasst in Abbildung 7-13 dargestellt. Ausgangspunkt ist eine gegebene Bauteilgeometrie sowie ein Materialsystem bestehend aus einem textilen Material und einem Bindersystem. Die minimal zulässige Umformtemperatur, bei der ein geringer Widerstand gegen eine Verformung beim Preforming resultiert, wird mittels einer Materialcharakterisierung bestimmt und als bekannt vorausgesetzt. Zusätzlich werden relevante Pro-

zessparameter wie die Werkzeuggeschwindigkeit oder die Spannkraft des Materialführungssystems als bekannte Eingabedaten definiert. Im ersten Schritt wird das Oberwerkzeug mit Hilfe einer geometrischen Analyse in mehrere Werkzeugsegmente eindeutig unterteilt, was in Kapitel 7.1.1 detailliert beschrieben wird. Die Sequenz der Werkzeugsegmente wird anschließend mittels einem genetischen Algorithmus aus Kapitel 7.1.2 optimiert, sodass eine minimale Faltenbildung im Preform resultiert. Ausgehend von der zeitlichen Abfolge der Werkzeugsegmente wird die Aktivierungstemperatur mit dem vereinfachten Temperaturmodell aus Kapitel 5.1.1.1 bestimmt, sodass die minimal zulässige Umformtemperatur des Materialsystems nicht unterschritten wird. Neben einer geringen Faltenbildung ist durch die Prozessstrategie sicherzustellen, dass die Stabilität des Preforms ausreichend groß ist. Dafür wird die Aktivierungszeit mit Hilfe des analytischen Tränkungsmodells für das Bindersystem nach Kapitel 5.3.3 berechnet, sodass sich ein inter-laminarer Binderanteil von 50 % einstellt. Das Ergebnis der systematischen Vorgehensweise ist eine Prozessstrategie für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem, sodass eine geringe Faltenbildung und hohe Stabilität des Preforms erreicht wird.

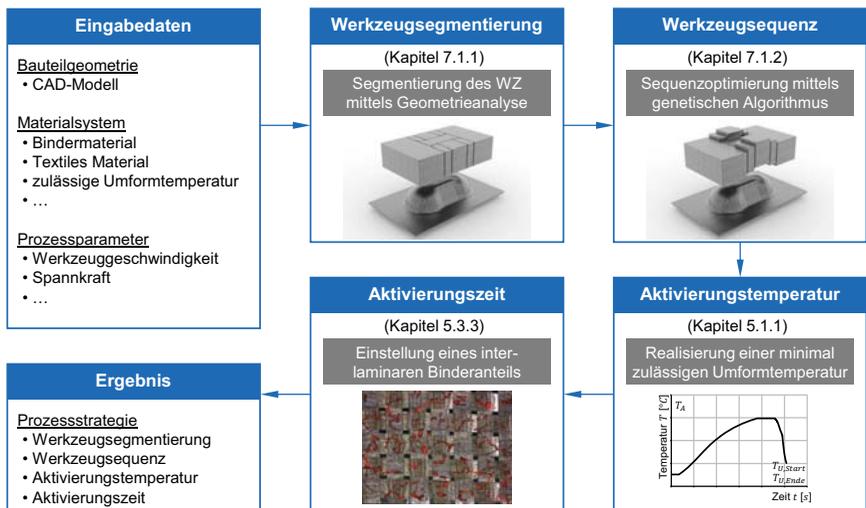


Abbildung 7-13: Systematisches Vorgehen zur Definition der Prozessstrategie für ein segmentiertes Werkzeugsystem

7.2.1.1 Werkzeugsegmentierung

Für die Validierung der Prozessstrategie wird ein Ausschnitt aus einer automobilen Stirnwand (SW-Geometrie) verwendet, die in Kapitel 4 zur Analyse der Prozessparameter eines segmentierten Werkzeugsystems eingesetzt wird. In Abbildung 7-14 b) ist das Ergebnis der geometrischen Segmentierung der SW-Geometrie nach dem Vorgehen aus Kapitel 7.1.1 dargestellt. Das Oberwerkzeug wird primär entlang seiner Flächenkanten unterteilt und besteht aus neun einzelnen Werkzeugsegmenten. Als Referenz ist in Abbildung 7-14 a) zusätzlich das Werkzeugsystem mit einer äquidistanten Unterteilung in 20 Werkzeugsegmente abgebildet.

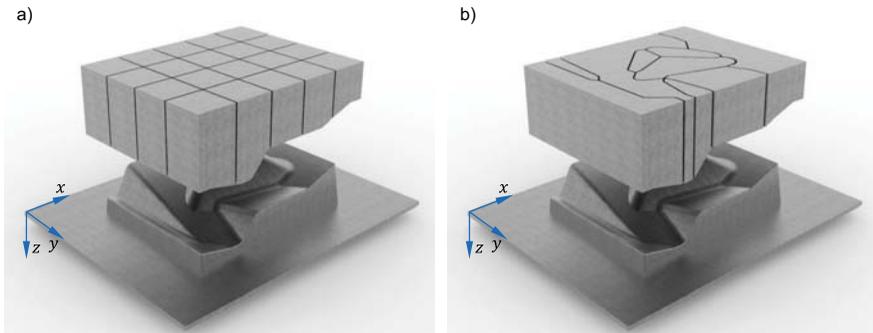


Abbildung 7-14: a) Äquidistante und b) geometrische Segmentierung

7.2.1.2 Werkzeugsequenz

Auf Basis der Segmentierung des Werkzeugsystems in neun Segmente und einem minimalen zeitlichen Abstand von $\Delta t = 0,1 \text{ s}$ resultiert für die Optimierung der Werkzeugsequenz ein Designvektor von $t = (0 \text{ s}; 0,1 \text{ s}; \dots; 0,8 \text{ s})^T$ für die SW-Geometrie. Zur Bestimmung der Werkzeugsequenz werden für den genetischen Optimierungsalgorithmus die Parameter aus Kapitel 7.1.2 verwendet. Die Material- und Kontaktparameter für das Simulationsmodell basieren auf der Kombination des LW-Gewebes und des Binderpulvers EP05390 mit einer Bindermenge von $m_B = 15 \text{ g/m}^2$ bei einer Umformtemperatur von $T_U = 100 \text{ }^\circ\text{C}$. Der Lagenaufbau besteht aus zwei Lagen des LW-Gewebes mit einem Zuschnitt von $410 \times 410 \text{ mm}^2$ und einer Materialorientierung von 0° zur x-Achse der Bauteilgeometrie. Die weiteren Simulationsparameter entsprechen den Angaben für die Optimierung der DD-Geometrie aus Kapitel 6.2.1.

Abbildung 7-15 zeigt die Ergebnisse der genetischen Optimierung der Werkzeugsequenz für die geometrische Unterteilung (GA-geometrisch), die äquidistante Unterteilung (GA-äquidistant) sowie die Optimierung mit dem Monte-Carlo-Verfahren als Referenz (MC). Mit dem Monte-Carlo-Verfahren wird ein arithmetischer Mittelwert über alle Individuen von $\bar{f} = 0,241$ und ein minimaler Zielfunktionswert von $f = 0,125$ erreicht. Durch den genetischen Algorithmus mit einer äquidistanten Segmentierung wird der Mittelwert auf $\bar{f} = 0,163$ und der Minimalwert auf $f = 0,120$ gesenkt. Eine weitere Verbesserung des Optimierungsergebnisses wird durch die geometrische Segmentierung des Werkzeugsystems mit einem Mittelwert von $\bar{f} = 0,131$ erreicht, sodass die beste Werkzeugsequenz einen Zielfunktionswert von $f = 0,111$ besitzt.

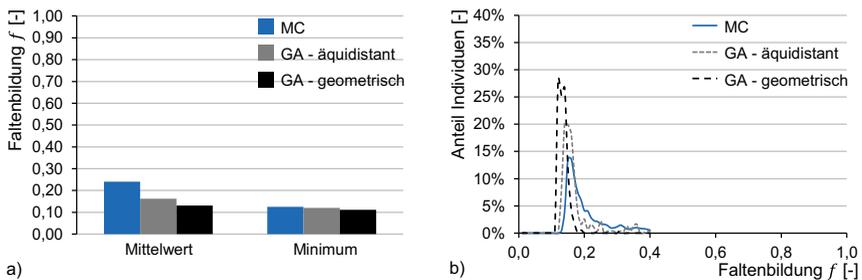


Abbildung 7-15: a) Mittelwert und Minimum der Zielfunktionswerte sowie b) Histogramm für das Monte-Carlo-Verfahren und die genetischen Optimierungsverfahren

Das Histogramm in Abbildung 7-15 b) verdeutlicht, dass die Anzahl von Individuen mit einem kleineren Zielfunktionswert mit Hilfe des genetischen Optimierungsverfahrens wesentlich größer ist als mit einer zufallsbasierten Bestimmung der Werkzeugsequenz. Die Kombination der geometrischen Segmentierung des Werkzeugsystems mit dem genetischen Optimierungsverfahren stellt eine effizientere Methode als die zufallsbasierte Bestimmung der Werkzeugsegmentierung und -sequenz dar. Die optimierten Werkzeugsequenzen für eine äquidistante und geometrische Segmentierung sind in Abbildung 7-16 dargestellt.

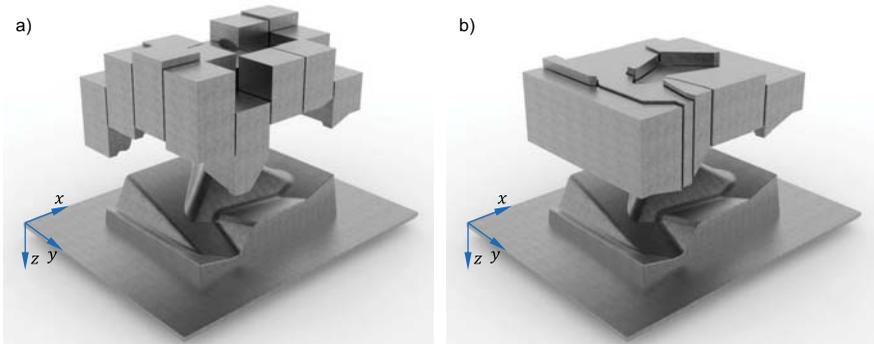


Abbildung 7-16: Optimierte Werkzeugsequenzen für a) eine äquidistante Unterteilung und b) eine geometrische Unterteilung des Werkzeugsystems

7.2.1.3 Aktivierungsparameter

Unter der Bedingung, dass die minimal zulässige Umformtemperatur $T_{U,min} = 100\text{ °C}$ während der Umformung mit einem segmentierten Werkzeugsystem nicht unterschritten wird, wird mit dem Temperaturmodell aus Kapitel 5.1.1 die Aktivierungstemperatur berechnet. Für die Werkzeugsequenz der äquidistanten Unterteilung wird eine Aktivierungstemperatur von $T_A = 148,53\text{ °C}$ ermittelt, sodass eine Start-Umformtemperatur von $T_{U,start} = 112,17\text{ °C}$ und eine End-Umformtemperatur von $T_{U,Ende} = 100,04\text{ °C}$ resultiert. Für die geometrische Unterteilung wird eine Aktivierungstemperatur von $T_A = 146,05\text{ °C}$ eingestellt, sodass sich eine Start-Umformtemperatur von $T_{U,start} = 110,46\text{ °C}$ und eine End-Umformtemperatur von $T_{U,Ende} = 100,14\text{ °C}$ ergibt.

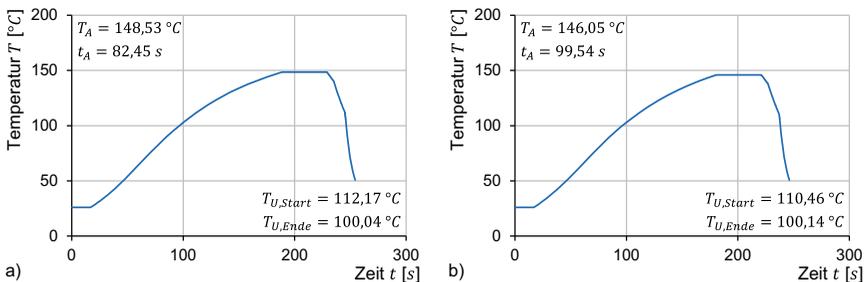


Abbildung 7-17: Aktivierungsparameter für a) eine äquidistante Unterteilung und b) eine geometrische Unterteilung des Werkzeugsystems

Ausgehend von der ermittelten Aktivierungstemperatur wird mit dem Tränkungsmodell aus Kapitel 5.3.3 die Aktivierungszeit für einen inter-laminaren Binderanteil von $\varphi_{B,inter,V} = 50\%$ eingestellt. Für die äquidistante Segmentierung ergibt sich eine Aktivierungszeit von $t_A = 82,45\text{ s}$ und für die geometrische Unterteilung eine Aktivierungszeit von $t_A = 99,54\text{ s}$. Die resultierenden Temperaturkurven für beide Werkzeugsequenzen sind zusammengefasst in Abbildung 7-17 dargestellt.

7.2.2 Experimentelle Validierung der Prozessstrategie

Die Ermittlung der optimierten Prozessparameter im vorausgegangenen Kapitel verifiziert die Übertragbarkeit der entwickelten Vorgehensweise auf eine komplexe, schalenförmige Bauteilgeometrie. Zur Validierung wird in diesem Kapitel die Prozessstrategie für die äquidistante Segmentierung der SW-Geometrie mit einer globalen Umformung durch experimentelle Umformversuche verglichen.

7.2.2.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Die experimentelle Validierung der Prozessstrategie erfolgt mit der in Kapitel 4.2 beschriebenen Anlagen- und Werkzeugtechnik. Als Umformwerkzeug wird die SW-Geometrie mit einer äquidistanten Unterteilung des Oberwerkzeugs eingesetzt. Die globale Umformung mit einem ungeteilten Werkzeug wird durch das gleichzeitige Herunterfahren aller 20 Werkzeugsegmente abgebildet. Die optimierte Werkzeugsequenz für eine äquidistante Segmentierung des Werkzeugsystems ist in Abbildung 7-16 a) dargestellt. Das Schließen der einzelnen Werkzeugsegmente erfolgt in einem zeitlichen Abstand von $0,1\text{ s}$, sodass die Umformzeit $1,3\text{ s}$ beträgt.

Der Lagenaufbau besteht aus vier Lagen des LW-Gewebes mit einer Materialorientierung von 0° zur x-Achse der Bauteilgeometrie (Abbildung 4-12 b). Die Größe des Zugschnitts beträgt $410 \times 410\text{ mm}^2$. Zur Formstabilisierung des Preforms wird das Binderpulver EP05390 eingesetzt, das mit einem Binderanteil von $m_B = 15\text{ g/m}^2$ zwischen die Lagen eingebracht wird. Die acht Spannelemente des Materialführungssystems sind in einem gleichmäßigen Abstand am Umfang des Lagenaufbaus angebracht und führen bei einem Betriebsdruck von 2 bar zu einer mittleren Spannkraft von $24,42\text{ N}$.

Für eine statistische Absicherung der Versuchsergebnisse werden jeweils drei Preforms pro Werkzeugsequenz hergestellt. Die Bewertung der Preformqualität erfolgt mittels der akkumulierten Faltenlänge, die in Kapitel 4.3.3 detailliert beschrieben wird. Aus

den Wiederholungen pro Werkzeugsequenz werden jeweils der Mittelwert und die Standardabweichung bestimmt.

7.2.2.2 Ergebnis der experimentellen Validierung

In Abbildung 7-18 sind die Ergebnisse der Umformversuche für das ungeteilte Umformwerkzeug und für die optimierte Werkzeugsequenz der äquidistanten Unterteilung dargestellt. Für das globale Umformwerkzeug wird eine akkumulierte Faltenlänge von 89 mm gemessen, die sich in der größten ebenen Fläche des unregelmäßigen Tetraeders befindet (Abbildung 7-18 a). Zusätzlich lässt sich eine starke Welligkeit zwischen den beiden größten Falten beobachten, was eine Vorstufe zur Faltenbildung darstellt. Dies weist auf ein Zusammenschieben des textilen Materials in diesem Bereich durch das ungeteilte Umformwerkzeug hin, was in den meisten Fällen in Falten und Welligkeit resultiert. Neben den genannten Preformingdefekten tritt ein ausgeprägtes Bridging auf, sodass der konkave Bauteilbereich überspannt und die Bauteilgeometrie nur ungenau abgebildet wird. Dies lässt auf ein mangelndes Nachgleiten des textilen Materials schließen.

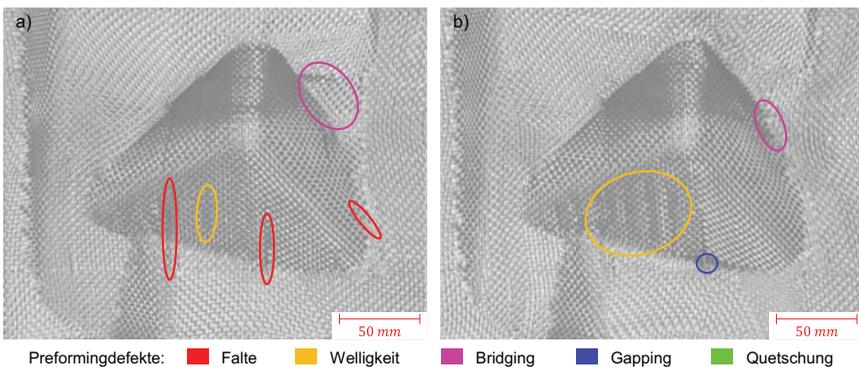


Abbildung 7-18: Umformversuche mit a) einem globalen Werkzeug und b) einer optimierten Sequenz mit äquidistanter Unterteilung

Die optimierte Werkzeugsequenz für eine äquidistante Segmentierung ist in Abbildung 7-18 b) ohne eine deutliche Faltenbildung mit einer summierten Faltenlänge von 0 mm dargestellt. Es lässt sich eine hohe Scherung des textilen Materials beobachten, was die bessere Ausnutzung des Umformvermögens durch die optimierte Werkzeugsequenz im Vergleich zur globalen Umformung zeigt. Allerdings tritt weiterhin eine ausgeprägte Welligkeit des textilen Materials auf, während das Bridging im konkaven Bereich

deutlich reduziert wird. Durch das sequentielle Herunterfahren der Werkzeugsegmente wird das textile Material weniger geklemmt, sodass ein besseres Nachgleiten des Materials möglich ist. Eine Rückfederung des Preforms infolge einer zu geringen Umformtemperatur oder eines zu geringen inter-laminaren Binderanteils lässt sich in den Umformversuchen nicht beobachten.

Die Validierung der Prozessstrategie zeigt, dass durch eine geeignete Wahl der Aktivierungsparameter für die Herstellung von Preforms mit einem segmentierten Werkzeugsystem eine ausreichende Stabilität des Preforms erreicht wird. Zusätzlich wird für die SW-Geometrie das Auftreten von Falten durch eine optimierte Werkzeugsequenz mit dem genetischen Optimierungsverfahren vermieden. Auf Basis der Simulationsergebnisse wird erwartet, dass durch eine geometrische Unterteilung des Oberwerkzeugs eine weitere Verbesserung der Preformqualität wie bei der DD-Geometrie in Kapitel 7.1.3 erreicht werden kann.

Fazit

Es wird eine systematische Vorgehensweise beschrieben, die auf Basis eines Materialsystems und einer Bauteilgeometrie die Prozessstrategie mit den Parametern Werkzeugsegmentierung und -sequenz sowie Aktivierungszeit und -temperatur bestimmt.

Durch die Kopplung der Methode zur geometrischen Segmentierung des Werkzeugsystems mit einem genetischen Optimierungsalgorithmus zur Bestimmung der Werkzeugsequenz wird eine Reduktion der Faltenbildung für unterschiedliche Bauteilgeometrien nachgewiesen. Eine ausreichende Stabilität des Preforms lässt sich anschließend durch eine geeignete Wahl der Aktivierungsparameter erreichen.

Mit dem beschriebenen Vorgehen zur Definition einer Prozessstrategie wird somit für komplexe Bauteilgeometrien eine Faltenbildung durch das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem gegenüber einem globalen Werkzeug reduziert.

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Innerhalb der Liquid-Composite-Moulding-Verfahren zur Herstellung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen bietet das Stempel-Preforming ein großes Potential zur Fertigung komplexer, schalenförmiger Preforms. Ein innovativer Ansatz zur Verbesserung der Preformqualität im Stempel-Preforming stellen segmentierte Werkzeugsysteme dar. Durch eine Segmentierung des Umformwerkzeugs können die einzelnen Werkzeugsegmente sequentiell schließen und die Verformung des Materials gezielt beeinflussen. Das Werkzeugsystem führt zu einer hohen Anzahl an Möglichkeiten für eine Werkzeugsegmentierung und -sequenz, sodass eine intuitive Definition der Werkzeugeinstellung nicht mehr möglich ist. Zusätzlich beeinflusst das sequentielle Schließen der Werkzeugsegmente den Temperaturbereich für die Umformung, sodass das Deformationsverhalten des bebinderten Lagenaufbaus bei unterschiedlichen Umformtemperaturen und Aktivierungsparametern stärker in den Fokus rückt.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung einer Methode, die ausgehend von einem Materialsystem und einer Bauteilgeometrie die Prozessstrategie für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem definiert. Die Prozessstrategie umfasst in dieser Arbeit die Werkzeugsegmentierung und -sequenz sowie die Aktivierungszeit und -temperatur.

Die experimentelle Analyse des Preformings mit einem segmentierten Werkzeugsystem in Kapitel 4 zeigt einen signifikanten Einfluss der Material- und Prozessparameter auf die Preformqualität. Eine hohe Stabilität des textilen Preforms wird maßgeblich durch eine ausgeglichene intra- und inter-laminare Fixierung der einzelnen Lagen im Lagenaufbau bestimmt. Der Fixiermechanismus ist dabei abhängig von den Aktivierungsparametern und dem eingesetzten Bindersystem, die die Benetzung der textilen Lagen und das Eindringverhalten in die Faserstruktur beeinflussen. Die Varianzanalyse der Material- und Prozessparameter für ein segmentiertes Werkzeugsystem zeigt einen signifikanten Einfluss des Materialführungssystems, der Werkzeugsequenz, des textilen Materials und der Bauteilgeometrie auf die Faltenbildung. Zusätzlich zeigen die Wechselwirkungen eine deutliche Signifikanz, sodass die Auswahl einer geeigneten Prozessstrategie nur unter Berücksichtigung der Material- und Prozessparametern getroffen werden kann.

Für eine gute Preformqualität ist sicherzustellen, dass die Temperatur des textilen Lagenaufbaus für die gesamte Umformung mit mehreren Werkzeugsegmenten höher als eine minimal zulässige Umformtemperatur ist. Es wird ein vereinfachtes Temperaturmodell für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem entwickelt und validiert. In Abhängigkeit der Material- und Kontaktparameter lässt sich für unterschiedliche Werkzeugsegmentierungen und -sequenzen die Start- und End-Umformtemperatur berechnen.

Das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem führt unter gleichen Randbedingungen gegenüber einer globalen Umformung zu einer geringeren Umformtemperatur des textilen Materials. Durch eine experimentelle Analyse in Kapitel 5.2 wird das Deformationsverhalten von bebinderten textilen Materialien bei unterschiedlichen Umformtemperaturen untersucht. Das Verformungsverhalten für die Intra-Ply-Scherung, Intra-Ply-Biegung und Inter-Ply-Verschiebung hängt deutlich vom Materialsystem sowie der Bindermenge und der Umformtemperatur ab.

Der eingesetzte Co-Polyamid Binder weist aufgrund seiner geringeren mechanischen Steifigkeit grundsätzlich einen geringeren Verformungswiderstand gegenüber dem mechanisch steiferen Epoxid-Binder auf. Oberhalb der Sol-Gel-Übergangstemperatur für das Co-Polyamid werden die Intra-Ply-Scherung und die Intra-Ply-Biegung vernachlässigbar beeinflusst. Der Widerstand der Inter-Ply-Verschiebung ist allerdings selbst bei hohen Temperaturen wesentlich größer als bei nicht bebinderten Materialien. Für den Epoxid-Binder reduziert sich der Einfluss auf das Verformungsverhalten mit steigender Umformtemperatur, sodass oberhalb einer Umformtemperatur von $T_U = 100 \text{ °C}$ kein zusätzlicher Verformungswiderstand messbar ist. Für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem ist somit sicherzustellen, dass diese minimal zulässige Umformtemperatur $T_U = 100 \text{ °C}$ für den Epoxid-Binder während der Umformung nicht unterschritten wird. Für das Co-Polyamid sollte aufgrund der Inter-Ply-Verschiebung eine Umformtemperatur oberhalb von $T_U = 140 \text{ °C}$ gewählt werden. Für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem sind die Auswahl eines geeigneten Bindersystems sowie das Sicherstellen einer ausreichenden Umformtemperatur somit essentiell.

Neben der Realisierung einer ausreichenden Umformtemperatur ist die Einstellung einer geeigneten Aktivierungszeit und -temperatur notwendig, was die Stabilität des Preforms nach der Umformung beeinflusst. Für eine hohe Stabilität des Preforms sind die Hauptdeformationsmechanismen gleichermaßen einzuschränken, sodass eine ausgeglichene Aufteilung der inter- und intra-laminaren Binderanteile gefordert ist. Mit Hilfe

des in Kapitel 5.3 entwickelten und validierten Tränkungsmodells ist eine Abschätzung der resultierenden inter- und intra-laminaren Binderanteile möglich.

Die Definition der Umformtemperatur sowie der Aktivierungszeit und -temperatur stellt einen wesentlichen Teil der Prozessstrategie für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem dar. Mit Hilfe der vorgestellten Berechnungsmodelle aus Kapitel 5 lassen sich eine minimale Umform- und Aktivierungstemperatur sowie eine kurze Aktivierungszeit zur Realisierung eines hochqualitativen Preforms identifizieren.

In Kapitel 6 wird ein Simulationsmodell beschrieben und validiert, das das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem abbildet. Die Modellierung des Leinwandgewebes erfolgt durch die Kopplung eines nicht linearen anisotropen Materialmodells zur Beschreibung der Intra-Ply-Scherung und -Dehnung mit einem linear elastischen Materialmodell zur Berücksichtigung der Biegeeigenschaften. Zusätzlich bedingt das Bindermaterial in einem mehrlagigen Aufbau, dass es neben einer klassischen Coulomb'schen Reibung zu einer Adhäsion in tangentialer Richtung zwischen den Lagen kommt. Senkrecht zur Kontaktfläche wird bei dem verwendeten Binderpulver keine Adhäsion beobachtet, sodass ein widerstandsfreies Ablösen in normaler Richtung modelliert wird. Die Validierung zeigt eine sehr gute Übereinstimmung in der Materialscherung und der Faltenbildung zwischen dem Modell und den Umformversuchen. In der Bewertung der Faltenbildung lassen sich in den Simulationsergebnissen im Allgemeinen weniger, aber dafür größere Falten als in den Experimenten beobachten.

Die Qualität des resultierenden Preforms bei unterschiedlichen Werkzeugsequenzen wird in dieser Arbeit indirekt mit einer geringen Faltenbildung bewertet. Basierend auf den Ergebnissen der Validierung wird eine Zielfunktion entwickelt, die sowohl die numerisch ausgeprägten Falten im Simulationsmodell als auch eine Neigung zur Faltenbildung berücksichtigt. Das vorgestellte Simulationsmodell sowie die entwickelte Zielfunktion zur Bewertung der Preformqualität bieten die Basis für eine Optimierung der Werkzeugsequenz für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem.

Die grundlegenden Untersuchungen und Modelle werden abschließend in Kapitel 7 in einer systematische Vorgehensweise zur Ableitung einer Prozessstrategie für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem strukturiert und validiert. Im ersten Schritt wird eine Segmentierung des Werkzeugsystems auf Basis einer geometrischen Analyse durchgeführt. Anschließend wird mit einem Optimierungsverfahren eine Werk-

zeugsequenz identifiziert, die eine geringe Faltenbildung aufweist. Die Optimierung erfolgt durch eine Kopplung des finite-Element-basierten Simulationsmodells mit einem auf das Problem angepassten genetischen Algorithmus. Zur Sicherstellung der Stabilität des Preforms werden ausgehend von der ermittelten Werkzeugsegmentierung und -sequenz geeignete Aktivierungsparameter bestimmt.

In der experimentellen Validierung für zwei unabhängige Bauteilgeometrien führen die Segmentierung des Werkzeugsystems und die Optimierung der Sequenz im Vergleich zum ungeteilten Werkzeugsystem zu einer geringeren Faltenbildung. Dabei zeigt der Einsatz des genetischen Optimierungsverfahrens eine wesentlich höhere Effizienz gegenüber einer zufallsbasierten Bestimmung der Werkzeugsequenz. Die Segmentierung des Werkzeugsystems auf Basis der Geometrieanalyse grenzt den Lösungsraum zielgerichtet ein, sodass in Kopplung mit dem Optimierungsverfahren eine Effizienzsteigerung zur Definition der Prozessstrategie erreicht wird.

Mit der vorgestellten Vorgehensweise in dieser Arbeit ist es somit möglich, für komplexe Bauteilgeometrien eine Faltenbildung durch die Definition einer Prozessstrategie für das Preforming mit einem segmentierten Werkzeugsystem im Vergleich zu einem globalen Umformwerkzeug zu reduzieren.

8.2 Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wird eine Methode zur Definition der Prozessstrategie für ein segmentiertes Werkzeugsystem entwickelt und validiert. Diese bietet das Potential auch komplexere Bauteilgeometrien zu betrachten, die durch konventionelle globale Umformwerkzeuge nicht realisierbar sind.

Das vorgestellte Simulationsmodell bietet die Möglichkeit, die Preformqualität durch die Umformung mit einem segmentierten Werkzeugsystem mit einer guten Genauigkeit vorherzusagen. In zukünftigen Arbeiten sollte das Modell weiterentwickelt werden, sodass kürzere Rechenzeiten und somit eine schnelle und ausgedehntere Optimierung ermöglicht wird. Dies kann beispielsweise durch neue Materialmodelle für ein finite-Element-basiertes Simulationsmodell erreicht werden, das neben einer exakten Abbildung der Umformung auch eine schnelle Berechnung erlaubt. Darüber hinaus wird in (Pfrommer & Zimmerling et al. 2018; Zimmerling & Dörr et al. 2018) das Potential von datenbasierten Ersatzmodellen beschrieben, die in Zukunft für die Optimierung der Werkzeugsequenz eingesetzt werden können. Aufgrund der oftmals geringen Rechenzeit dieser

Ersatzmodelle könnte sogar eine kombinierte Optimierung der Werkzeugsegmentierung und -sequenz erreicht werden.

Die in dieser Arbeit vorgestellte Zielfunktion zur Optimierung der Werkzeugsequenz eignet sich besonders für die Vorhersage von Faltenbildung. Um zusätzliche Preformingdefekte in der Auslegung eines segmentierten Werkzeugsystems zu berücksichtigen, sollten in weiterführenden Arbeiten neue Zielfunktionen für diese Defekte entwickelt werden. Darüber hinaus könnten durch eine Kopplung des Umformmodells mit einer Struktursimulation die direkten Auswirkungen des Preformings auf die Struktureigenschaften des infiltrierten Bauteils abgeschätzt werden.

Die Eignung des genetischen Optimierungsalgorithmus für die Definition der Werkzeugsequenz kann in dieser Arbeit gezeigt werden. In zukünftigen Arbeiten sollten die unterschiedlichen Varianten einer genetischen Optimierung weiter systematisch analysiert werden, sodass eine weitere Effizienzsteigerung möglich ist. In Kombination mit schnelleren Simulationsmodellen lassen sich größere und diversere Populationen betrachten, die somit auch größere Designräume für ein Werkzeugsystem mit einer größeren Anzahl an Werkzeugsegmenten abdecken.

Des Weiteren sollte in zukünftigen Arbeiten die Weiterentwicklung der segmentierten Werkzeugtechnik im Fokus stehen. In den experimentellen Untersuchungen werden Preformingdefekte wie Quetschungen oder Gapping beschrieben, die unter anderem aus der elastischen Verformung der Aktorik für die Werkzeugbewegung resultieren. Beispielsweise könnten diese Preformingdefekte durch eine steifere Werkzeugkinematik, durch größere Kantenradien der Werkzeugsegmente sowie durch enger tolerierte Werkzeuge vermieden werden.

Für den industriellen Einsatz der vorgestellten Methode zur Definition der Prozessstrategie ist die Integration in eine CAD/CAM-Kette von großer Wichtigkeit. Somit ließe sich frühzeitig im Konstruktionsprozess für eine entwickelte Bauteilgeometrie die Werkzeugsegmentierung und -sequenz ableiten. Durch ein iteratives Vorgehen zwischen der Produktentwicklung und der Produktion könnten mit Hilfe einer CAD/CAM-Software somit die Werkzeug- und Fertigungskosten bei gleichzeitiger Sicherstellung der Bauteilqualität reduziert werden.

Literaturverzeichnis

(A_Brandt 2016)

Brandt, D. , *Simulative Optimierung des sequentiellen Preformingprozesses durch Variation der Stempelreihenfolge*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Chen 2018)

Chen, W. , *Optimierung der Stempelreihenfolge für die Umformung von textilen Materialien mit Hilfe eines Simulationsmodells*. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Dolschenko 2018)

Dolschenko, W. , *Konstruktion und Inbetriebnahme einer Heizvorrichtung für die textile Materialcharakterisierung*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Erler 2015)

Erler, A. , *Analyse, Optimierung und Erweiterung des bestehenden Picture-Frame Prüfstandes*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Heinemann 2017)

Heinemann, P. , *Untersuchung der Einflussparameter bei der textilen Umformung mit einem segmentierten Stempelsystem*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Kempf 2018)

Kempf, S. , *Experimentelle Untersuchung und Modellierung des Eindringverhaltens von Bindermaterial in eine Faserstruktur*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Luft 2016)

Luft, A. , *Mechanische Charakterisierung des Scher-, Biege- und Reibverhaltens von textilen Halbzeugen*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Mai 2018)

Mai, P. T. , *Mechanische Charakterisierung des Scher-, Reib- und Biegeverhaltens von bebinderten unidirektionalen Kohlenstoffgelegen unter Einfluss der Temperatur*. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Schmidt 2017)

Schmidt, F. , *Mechanische Charakterisierung des Scher-, Biege- und Reibverhaltens von bebinderten Kohlenstoffgewebe unter Einfluss der Temperatur*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Schmitz 2018)

Schmitz, E. M. , *Untersuchung des Einflusses der Stempelsequenz bei der Umformung von textilen Materialien*. Masterarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(A_Wurba 2017)

Wurba, A.-K. , *Mechanische Charakterisierung des Scher-, Biege- und Reibverhaltens von bebinderten Kohlenstoffgeweben unter Einfluss der Temperatur*. Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe, wbk Institut für Produktionstechnik.

(Ahlers 2016)

Ahlers, M. (2016), „Carbon Core - die neue BMW 7er Karosserie“, *Karosseriebautage Hamburg 2016* , Hamburg, Deutschland, S. 125–135.

(Allaoui & Boisse et al. 2011)

Allaoui, S.; Boisse, P.; Chatel, S.; Hamila, N.; Hivet, G.; Soulat, D. & Vidal-Salle, E. (2011), „Experimental and numerical analyses of textile reinforcement forming of a tetrahedral shape“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 42 (6), S. 612–622.

(Allaoui & Cellard et al. 2015)

Allaoui, S.; Cellard, C. & Hivet, G. (2015), „Effect of inter-ply sliding on the quality of multilayer interlock dry fabric preforms“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 68 , S. 336–345.

(Allaoui & Hivet et al. 2014)

Allaoui, S.; Hivet, G.; Soulat, D.; Wendling, A.; Ouagne, P. & Chatel, S. (2014), „Experimental preforming of highly double curved shapes with a case corner using an interlock reinforcement“, *International Journal of Material Forming*, 7 (2), S. 155–165.

(Alshahrani & Hojjati 2017a)

Alshahrani, H. & Hojjati, M. (2017), „A new test method for the characterization of the bending behavior of textile prepregs“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 97, S. 128–140.

(Alshahrani & Hojjati 2017b)

Alshahrani, H. & Hojjati, M. (2017), „Experimental and numerical investigations on formability of out-of-autoclave thermoset prepreg using a double diaphragm process“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 101, S. 199–214.

(Angerer & Ehinger et al. 2010)

Angerer, A.; Ehinger, C.; Hoffmann, A.; Reif, W.; Reinhart, G. & Strasser, G. (2010), „Automated cutting and handling of carbon fiber fabrics in aerospace industries“, *IEEE International Conference on Automation Science and Engineering*, Toronto, Kanada, S. 861–866.

(Angerer & Ehinger et al. 2011)

Angerer, A.; Ehinger, C.; Hoffmann, A.; Reif, W. & Reinhart, G. (2011), „Design of an automation system for preforming processes in aerospace industries“, *IEEE International Conference on Automation Science and Engineering*, Trieste, Italien, S. 557–562.

(AVK 2010)

AVK (2010), *Handbuch Faserverbundkunststoffe. Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen ; mit 46 Tabellen*, Vieweg + Teubner, Wiesbaden. ISBN: 978-3-8348-0881-3.

(Ballmann 2018)

Ballmann, W. (2018), *Einführung in die Geometrie und Topologie*, Birkhäuser, Basel. ISBN: 978-3-0348-0985-6.

(Beyerer & Puente León et al. 2016)

Beyerer, J.; Puente León, F. & Frese, C. (2016), *Automatische Sichtprüfung. Grundlagen, Methoden und Praxis der Bildgewinnung und Bildauswertung*, Springer, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-662-47786-1.

(Bhattacharyya 1997)

Bhattacharyya, D. (1997), *Composite sheet forming*, Elsevier, Amsterdam. ISBN: 0-444-82641-6.

(Bloom & Wang et al. 2013)

Bloom, L. D.; Wang, J. & Potter, K. D. (2013), „Damage progression and defect sensitivity. An experimental study of representative wrinkles in tension“, *Composites Part B: Engineering*, 45 (1), S. 449–458.

(Böckh 2017)

Böckh, P. (2017), *Wärmeübertragung. Grundlagen und Praxis*, Springer, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-662-55480-7.

(Böhme & Girauskaite et al. 2010)

Böhme, R.; Girauskaite, L.; Jansen, I. & Krzywinski, S. (2010), „Reproduzierbare Preformfertigung für textilverstärkte Kunststoffe“, *Lightweight Design*, 3 (1), S. 55–60.

(Boisse & Colmars et al. 2018)

Boisse, P.; Colmars, J.; Hamila, N.; Naouar, N. & Steer, Q. (2018), „Bending and wrinkling of composite fiber preforms and prepregs. A review and new developments in the draping simulations“, *Composites Part B: Engineering*, 141, S. 234–249.

(Boisse & Hamila et al. 2011)

Boisse, P.; Hamila, N.; Vidal-Sallé, E. & Dumont, F. (2011), „Simulation of wrinkling during textile composite reinforcement forming. Influence of tensile, in-plane shear and bending stiffnesses“, *Composites Science and Technology*, 71 (5), S. 683–692.

(Brabandt 2018)

Brabandt, D. (2018), *Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels optischer Messtechnik*, Shaker, Herzogenrath. ISBN: 978-3-8440-6070-6.

(Bratzel 2019)

Bratzel, S. (2019), „Wie der Wandel zur Mobilität der Zukunft gelingt“, *Produktion - Technik und Wirtschaft für die deutsche Industrie*. <https://www.produktion.de/themen/mobilitaet-zukunft/wie-der-wandel-zur-mobilitaet-der-zukunft-gelinkt-104.html> [21.06.2019].

(Brecher & Emonts et al. 2012)

Brecher, C.; Emonts, M.; Ozolin, B.; Schnabel, A. & Greb, C. (2012), „Preform manufacturing and handling for the mass production of composites“, *6th Aachen-Dresden International Textile Conference*, Dresden, Deutschland, S. 116–118.

(Breuer 1997)

Breuer, U. P. (1997), *Beitrag zur Umformtechnik gewebeverstärkter Thermoplaste*, VDI-Verl., Düsseldorf. ISBN: 3-18-343302-8.

(Breuer & Neitzel et al. 1996)

Breuer, U.; Neitzel, M.; Ketzer, V. & Reinicke, R. (1996), „Deep drawing of fabric-reinforced thermoplastics. Wrinkle formation and their reduction“, *Polymer Composites*, 17 (4), S. 643–647.

(Brillowski & Zhang et al. 2017)

Brillowski, F.; Zhang, H.; Orlik, J. & Gries, T. (2017), „Anwendung evolutionärer Algorithmen bei Drapierprozessen“, *Lightweight Design*, 10 (6), S. 68–73.

(Brody & Gillespie 2005a)

Brody, J. C. & Gillespie, J. W. (2005), „Reactive and non-reactive binders in glass/vinyl ester composites“, *Polymer Composites*, 26 (3), S. 377–387.

(Brody & Gillespie 2005b)

Brody, J. C. & Gillespie, J. W. (2005), „The effects of a thermoplastic polyester preform binder on vinyl ester resin“, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 18 (3), S. 157–179.

(Brown & Rodenberg et al. 2010)

Brown, E.; Rodenberg, N.; Amend, J.; Mozeika, A.; Steltz, E.; Zakin, M. R.; Lipson, H. & Jaeger, H. M. (2010), „Universal robotic gripper based on the jamming of granular material“, *Proceedings of the National Academy of Sciences*, 107 (44), S. 18809–18814.

(Buttelmann & Lohmann 2004)

Buttelmann, M. & Lohmann, B. (2004), „Optimierung mit Genetischen Algorithmen und eine Anwendung zur Modellreduktion. Optimization with Genetic Algorithms and an Application for Model Reduction“, *Automatisierungstechnik* (52), S. 151–163.

(Capelle & Ouagne et al. 2014)

Capelle, E.; Ouagne, P.; Soulat, D. & Duriatti, D. (2014), „Complex shape forming of flax woven fabrics. Design of specific blank-holder shapes to prevent defects“, *Composites Part B: Engineering*, 62, S. 29–36.

(Carbon Composites e.V. 2018)

Carbon Composites e.V., *Voith Composites gewinnt den Leichtbau Award 2018*, Düsseldorf/Augsburg. <https://www.carbon-composites.eu/de/netzwerk/meldungen/voith-composites-gewinnt-den-leichtbau-award-2018/> [22.03.2019].

(Chen 2016)

Chen, S. (2016), *Fabric forming simulation and process optimisation for composites*, University of Nottingham. <http://eprints.nottingham.ac.uk/38522/> [12.10.2017].

(Chen & Backes et al. 1996)

Chen, J.; Backes, D. & Jayaraman, K. (1996), „Dynamics of binder displacement in liquid molding“, *Polymer Composites*, 17 (1), S. 23–33.

(Chen & Endruweit et al. 2015)

Chen, S.; Endruweit, A.; Harper, L. T. & Warrior, N. A. (2015), „Inter-ply stitching optimisation of highly drapeable multi-ply preforms“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 71, S. 144–156.

(Chen & Harper et al. 2015)

Chen, S.; Harper, L. T.; Endruweit, A. & Warrior, N. A. (2015), „Formability optimisation of fabric preforms by controlling material draw-in through in-plane constraints“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 76, S. 10–19.

(Chen & McGregor et al. 2017a)

Chen, S.; McGregor, O.P.L.; Endruweit, A.; Elsmore, M. T.; Focatiis, D.S.A. de; Harper, L. T. & Warrior, N. A. (2017), „Double diaphragm forming simulation for complex composite structures“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 95, S. 346–358.

(Chen & McGregor et al. 2017b)

Chen, S.; McGregor, O.; Harper, L. T.; Endruweit, A. & Warrior, N. A. (2017), „Optimisation of double diaphragm forming process through local adjustment of in-plane constraint“, *21st International Conference on Composite Materials*, Xi'an, China, Nr. 4392.

(Chen & McGregor et al. 2018)

Chen, S.; McGregor, O.P.L.; Harper, L. T.; Endruweit, A. & Warrior, N. A. (2018), „Optimisation of local in-plane constraining forces in double diaphragm forming“, *Composite Structures*, 201, S. 570–581.

(Cherif 2011)

Cherif, C. (2011), *Textile Werkstoffe für den Leichtbau. Techniken - Verfahren - Materialien - Eigenschaften*, Springer, Berlin. ISBN: 978-3-642-17992-1.

(Cherif 2013)

Cherif, C. (Hrsg.) (2013), *Leichtbau mit Textilverstärkung für Serienanwendungen. Bindematerialien - Textile Preforms - Verbundbauteile; Buch zum DFG-AiF-Clustervorhaben - Leichtbau und Textilien*, Verl. Wissenschaftliche Scripten, Auerbach/Vogtland. ISBN: 978-3942267816.

(Christ 2013)

Christ, M. (2013), *CFK Drapiereffektor zur automatisierten Fertigung anspruchsvoller Faserverbundstrukturen*, Berlin, Logos Verlag. ISBN: 978-3732281992.

(Connor & Toll et al. 1995)

Connor, M.; Toll, S. & Månson, J.-A. E. (1995), „On surface energy effects in composite impregnation and consolidation“, *Composites Manufacturing*, 6 (3-4), S. 289–295.

(Cornet & Deubener et al. 2019)

Cornet, A.; Deubener, H.; Dhawan, R.; Möller, T.; Padhi, A.; Schaufuss, P. & Tschiesner, A. , *RACE 2050 – a vision for the European automotive industry*. <https://www.mckinsey.com/industries/automotive-and-assembly/our-insights/a-long-term-vision-for-the-european-automotive-industry> [08.01.2020].

(Coutandin & Brandt et al. 2018)

Coutandin, S.; Brandt, D.; Heinemann, P.; Ruhland, P. & Fleischer, J. (2018), „Influence of punch sequence and prediction of wrinkling in textile forming with a multi-punch tool“, *Production Engineering*, 12 (6), S. 779–788.

(Coutandin & Wurba et al. 2019)

Coutandin, S.; Wurba, A.; Luft, A.; Schmidt, F.; Dackweiler, M. & Fleischer, J. (2019), „Mechanical characterisation of the shear, bending and friction behaviour of banded woven fabrics during the forming process“, *Materials Science and Engineering Technology*, 50 (12), S. 1573–1587.

(Daelemans & Van Der Heijden et al. 2015)

Daelemans, L.; Van Der Heijden, S.; De Baere, I.; Rahier, H.; Van Paepegem, W. & De Clerck, K. (2015), „Using a polyester binder for the interlaminar toughening of glass/epoxy composite laminates“, *20th International Conferences on Composite Materials* , Kopenhagen, Dänemark, Nr. 3110-4.

(Dallner & Ehrenstein 2006)

Dallner, C. & Ehrenstein, G. W. (2006), „Thermal limits of use of plastics Part II: Dynamic mechanical analysis under load“, *Journal of plastics technology* (4), S. 1–33.

(Dassault Systemes 2017)

Dassault Systemes , *SIMULIA User Assistance 2017*.

(Deden & Gänswürger et al. 2017)

Deden, D.; Gänswürger, P.; Buchheim, A. & Stefani, T. (2017), „Industrial concept for the automated production of small batch series preforms for Carbon Fiber Reinforced Plastic (CFRP) components“, *SAMPE Europe Conference 2017* , Stuttgart, Deutschland, S. 573-580.

(Deitzel & Heider et al. 2004)

Deitzel, J.; Heider, D.; Obaid, A. A.; Paesano, A.; Chatterjee, A.; Gillespie, J. W.; Robblee, G.; Brachos, V. & Walsh, S. (2004), „Effect of reactive and non-reactive binders on preform and composite properties“, *International SAMPE Technical Conference*, Long Beach, USA, S. 2129–2142.

(Delaloye & Niedermeier 1995)

Delaloye, S. & Niedermeier, M. (1995), „Optimization of the diaphragm forming process for continuous fibre-reinforced advanced thermoplastic composites“, *Composites Manufacturing*, 6 (3-4), S. 135–144.

(Dickert 2015)

Dickert, M. (2015), *Einfluss von Binder auf die Herstellung von Faserkunststoffverbunden*, Universitätsbibliothek Clausthal, Clausthal-Zellerfeld. ISBN: 978-3-946340-07-2.

(Dickert & Berg et al. 2012)

Dickert, M.; Berg, D. C. & Ziegmann, G. (2012), „Influence of binder activation and fabric design on the permeability of non-crimp carbon fabrics“, *11th International Conference on Flow Process in Composite Materials*, Auckland, Neuseeland, S. 10–17.

(Dickert & Ziegmann 2012)

Dickert, M. & Ziegmann, G. (2012), „Influence of binder on the mechanical properties and the permeability of a non-crimp carbon fabric preform“, *15th European Conference on Composite Materials -ECCM 2012*, Venedig, Italien, Nr. 843.

(DIN 53362)

DIN 53362 (2003), *Prüfung von Kunststoff-Folien und von textilen Flächengebilden (außer Vliesstoffe), mit oder ohne Deckschicht aus Kunststoff - Bestimmung der Biegesteifigkeit - Verfahren nach Cantilever*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

(DIN EN ISO 8295)

DIN EN ISO 8295 (2004), *Kunststoffe - Folien und Bahnen - Bestimmung der Reibungskoeffizienten*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

(DIN EN ISO 527-5)

DIN EN ISO 527-5 (2009), *Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

(DIN EN ISO 178)

DIN EN ISO 178 (2013), *Kunststoffe – Bestimmung der Biegeeigenschaften*, Beuth Verlag GmbH, Berlin.

(Döbrich & Gereke et al. 2016)

Döbrich, O.; Gereke, T. & Cherif, C. (2016), „Modeling the mechanical properties of textile-reinforced composites with a near micro-scale approach“, *Composite Structures*, 135, S. 1–7.

(Dörr & Joppich et al. 2016a)

Dörr, D.; Joppich, T.; Schirmaier, F.; Mosthaf, T.; Kärger, L. & Henning, F. (2016), „A method for validation of finite element forming simulation on basis of a pointwise comparison of distance and curvature“, *19th International ESAFORM Conference on Material Forming (1769)*, Nantes, Frankreich, S.170011-1 - 170011-6.

(Dörr & Joppich et al. 2016b)

Dörr, D.; Joppich, T.; Schirmaier, F.; Mosthaf, T.; Kärger, L. & Henning, F. (2016), „Sensitivity of material properties on wrinkling behavior and fiber reorientation of thermoplastic UD-Tape laminates during forming analyzed by Finite Element forming simulation“, *ECCM17 - 17th European Conference on Composite Materials*, München, Deutschland.

(Dörr & Lipowsky et al. 2017)

Dörr, D.; Lipowsky, L.; Schirmaier, F. J.; Kärger, L. & Henning, F. (2017), „An iterative approach for the determination of tailored blanks for waste-free composite forming by means of FE forming simulation“, *International Journal of Automotive Composites*, 3 (2/3/4), S. 323–338.

- (EG 2009) , *Verordnung (EG) Nr. 443/2009: Verringerung der CO₂-Emissionen von neuen Personenkraftwagen.*
- (Ehinger 2013)
Ehinger, C. A. (2013), *Automatisierte Montage von Faserverbund-Vorformlingen*, Utz, München. ISBN: 978-3-8316-4233-5.
- (Ehleben 2002)
Ehleben, M. (2002), *Herstellung von endlosfaserverstärkten Rohren mit thermoplastischer Matrix im Schleuderverfahren*, Shaker, Aachen. ISBN: 3-8322-0282-X.
- (Ehrenstein 2006)
Ehrenstein, G. W. (2006), *Faserverbund-Kunststoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften*, Hanser, München [u.a.]. ISBN: 978-3-446-22716-3.
- (Engel & Graef 2015)
Engel, B. & Graef, J. (2015), „Different material models for intra-ply shear and double-dome FE forming analysis“, *JEC Composites Magazine* (101), S. 44–49.
- (Ermanni 2007)
Ermanni, P. (2007), *Vorlesungsskript Composites Technologien*.
https://www1.ethz.ch/structures/education/master/intro/compulsory/composites/Skript/151-0307-00L-V4.0_Composites-Technologien.pdf [28.01.2015].
- (Estrada & Vieux-Pernon et al. 2002)
Estrada, G.; Vieux-Pernon, C. & Advani, S. G. (2002), „Experimental Characterization of the Influence of Tackifier Material on Preform Permeability“, *Journal of Composite Materials*, 36 (19), S. 2297–2310.
- (Evers & Breuer et al. 2016a)
Evers, J. F.; Breuer, M.; Ischtschuk, L. & Reinhold, R. (2016), „Industrialisierte Fertigung von CFK-Versteifungsprofilen“, *Lightweight Design*, 9 (4), S. 38–43.
- (Evers & Breuer et al. 2016)
Evers, J. F.; Breuer, M.; Reinhold, R. & Ischtschuk, L. (2016), *Industrialisierte Fertigung von CFK-Versteifungsprofilen*. <https://www.saertex.com/de/service/fachartikel/industrialisierte-fertigung-von-cfk-versteifungsprofilen> [01.04.2019].
- (Eyerer 2008)
Eyerer, P. (2008), *Polymer engineering. Technologien und Praxis ; mit 155 Tabellen*, Springer, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-540-72419-3.

(Fleischer & Albers et al. 2016)

Fleischer, J.; Albers, A.; Coutandin, S. & Spadinger, M. (2016), „Materialeffizienz im Resin-Transfer-Moulding-Prozess“, *VDI-Z*, 158 (1/2), S. 82–84.

(Fleischer & Förster et al. 2015)

Fleischer, J.; Förster, F. & Dackweiler, M. (2015), „Materialeffiziente hybride Preforms aus Lang- und Endlosfasern“, *Lightweight Design*, 8 (6), S. 14–19.

(Fleischer & Lanza et al. 2012)

Fleischer, J.; Lanza, G.; Brabandt, D. & Wagner, H. (2012), „Overcoming the challenges of automated preforming of semi-finished textiles“, *SAMPE Europe Symposium 2012*, München, Deutschland, S. 114–143.

(Fleischer & Wagner 2013)

Fleischer, J. & Wagner, H. (2013), „Automatische Herstellung von Preforms für schalenförmige CFK-Bauteile durch Anwendung einer featurebasierten Technologieplanung“ in *Verbundwerkstoffe. Tagungsband*, Hrsg. A. Wanner, Conventus Congressmanagement & Marketing, Jena, S. 944–959.

(Fleischer & Wagner 2013b)

Fleischer, J. & Wagner, H. (2013), „Technologieplanung zur automatisierten Fertigung von Preforms für CFK-Halbzeuge“, *Lightweight Design*, 6 (1), S. 30–33.

(Fleischer & Wagner 2016)

Fleischer, J. & Wagner, H. (2016), „Methodical identification of preforming technologies within the RTM process chain“, *10th CIRP ICME '16*, Neapel, Italien.

(Förster & Ballier et al. 2017)

Förster, F.; Ballier, F.; Coutandin, S.; Defranceski, A. & Fleischer, J. (2017), „Manufacturing of Textile Preforms with an Intelligent Draping and Gripping System“, *Procedia CIRP*, 66, S. 39–44.

(Gardiner 2018)

Gardiner, G. (2018), *Rear wall reboot: One-stop, tow to tape to CFRP part*.
<https://www.compositesworld.com/articles/rear-wall-reboot-one-stop-tow-to-tape-to-cfrp-part> [27.03.2019].

(Gebart 1992)

Gebart, B. R. (1992), „Permeability of Unidirectional Reinforcements for RTM“, *Journal of Composite Materials*, 26 (8), S. 1100–1133.

(Gebhardt 2016)

Gebhardt, J. (2016), *Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen Lasteinleitungselementen*, Shaker, Herzogenrath. ISBN: 978-3-8440-4680-9.

(Gereke & Döbrich et al. 2013)

Gereke, T.; Döbrich, O.; Hübner, M. & Cherif, C. (2013), „Experimental and computational composite textile reinforcement forming. A review“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 46 , S. 1–10.

(Girdauskaite & Krzywinski et al. 2010)

Girdauskaite, L.; Krzywinski, S.; Rödel, H.; Wildasin-Werner, A.; Böhme, R. & Jansen, I. (2010), „Local Structure Fixation in the Composite Manufacturing Chain“, *Applied Composite Materials*, 17 (6), S. 597–608.

(Graf 2012)

Graf, M. (2012), „DIEFFENBACHER Preform Technology. Advancements in the fully automated preform process for complex parts“, *12th Annual Automotive Composites Conference and Exhibition 2012 (ACCE 2012)* , Troy, Michigan, S. 622-632.

(Graf 2018)

Graf, M. (2018), *Entwicklung und Validierung einer neuen Methode zur Charakterisierung des Scherverhaltens von Carbonfasergewebe mit Binderauftrag unter Normalkraft und viskoser Reibung bei hohen Prozesstemperaturen*, KIT Scientific Publishing, Karlsruhe. ISBN: 978-3731508380.

(Grieser 2016)

Grieser, T. (2016), *Textiles Formgebungsverhalten beim kontinuierlichen Preforming*, Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern. ISBN: 978-3-944440-17-0.

(Grieser & Rieber et al. 2012)

Grieser, T.; Rieber, G. & Mitschang, P. (2012), „Production of continuously formed high performance preforms for FRPC profiles“, *15th European Conference on Composite Materials ECCM 2012* , Venedig, Italien, S. 1-8.

(Guzman-Maldonado & Wang et al. 2019)

Guzman-Maldonado, E.; Wang, P.; Hamila, N. & Boisse, P. (2019), „Experimental and numerical analysis of wrinkling during forming of multi-layered textile composites“, *Composite Structures*, 208 , S. 213–223.

(Hancock & Potter 2005)

Hancock, S. G. & Potter, K. D. (2005), „Inverse drape modelling - an investigation of the set of shapes that can be formed from continuous aligned woven fibre reinforcements“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 36 (7), S. 947–953.

(Härtel 2015)

Härtel, F. (2015), *Entwicklung eines Vorentwurfansatzes für die automatisierte Drapierung von Faserhalbzeugen*, Verlag Dr. Hut, München. ISBN: 978-3-843-92388-0.

(Henning & Moeller 2011)

Henning, F. & Moeller, E. (2011), *Handbuch Leichtbau. Methoden, Werkstoffe, Fertigung*, Hanser, München. ISBN: 978-3-446-42891-1.

(Henning & Thoma et al. 2015)

Henning, F.; Thoma, B.; Kärger, L.; Fürst, T. & Schirmaier, F. (2015), „Cost-efficient Preforming as leading process step to achieve a holistic and profitable RTM product development“, *1st International Composites Congress (ICC)* , Stuttgart, Deutschland.

(Herwig & Kautz et al. 2016)

Herwig, H.; Kautz, C. & Moschallski, A. (2016), *Technische Thermodynamik. Grundlagen und Anleitung zum Lösen von Aufgaben*, Springer Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-11888-4.

(Hillermeier & Seferis 2001)

Hillermeier, R. W. & Seferis, J. C. (2001), „Interlayer toughening of resin transfer molding composites“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 32 (5), S. 721–729.

(Hübner & Diestel et al. 2012)

Hübner, M.; Diestel, O.; Sennewald, C.; Gereke, T. & Cherif, C. (2012), „Simulation of the drapability of textile semi-finished products with gradient-drapability characteristics by varying the fabric weave“, *Fibres and Textiles in Eastern Europe*, 94 (5), S. 88–93.

(Hufenbach 2007)

Hufenbach, W. (Hrsg.) (2007), *Textile Verbundbauweisen und Fertigungstechnologien für Leichtbaustrukturen des Maschinen- und Fahrzeugbaus. SPP 1123, SDV - Die Medien AG, Dresden. ISBN: 978-3-00-022109-5.*

(Jehrke 1995)

Jehrke, M. (1995), *Umformen gewebeverstärkter thermoplastischer Prepregs mit Polypropylen- und Polyamid-Matrix im Pressverfahren. Stamp forming of fabric reinforced thermoplastic prepregs with polypropylene and polyamide matrix*, Verl. der Augustinus-Buchhandlung, Aachen. ISBN: 3860734415.

(Kärger 2015)

Kärger, L. , *Prozess- und Struktursimulation von Faserverbundbauteilen. Vorlesungsskript WS 2015/2016*, Karlsruhe, Fahrzeugsystemtechnik, Lehrstuhl für Leichtbautechnologie.

(Kärger & Bernath et al. 2015)

Kärger, L.; Bernath, A.; Fritz, F.; Galkin, S.; Magagnato, D.; Oeckerath, A.; Schön, A. & Henning, F. (2015), „Development and validation of a CAE chain for unidirectional fibre reinforced composite components“, *Composite Structures*, 132 , S. 350–358.

(Kärger & Galkin et al. 2018)

Kärger, L.; Galkin, S.; Zimmerling, C.; Dörr, D.; Linden, J.; Oeckerath, A. & Wolf, K. (2018), „Forming optimisation embedded in a CAE chain to assess and enhance the structural performance of composite components“, *Composite Structures*, 192 , S. 143–152.

(Kinsman & Potter 2008)

Kinsman, A. & Potter, K. (2008), „Effect of tackifying binders on matrix properties“, *SAMPE Europe International Conference 2008* , S. 415–420.

(Klinge 2014)

Klinge, J. (2014), *Produktorientierte Auswahl von Verfahren zur Vorfixierung textiler Preforms*, Shaker, Aachen. ISBN: 978-3-8440-2918-5.

(Klinge & Greb et al. 2011)

Klinge, J.; Greb, C.; Linke, M. & Gries, T. (2011), „Auftrag und Aktivierung von Bindern“, *Lightweight Design*, 4 (6), S. 54–61.

(Koch 2017)

Koch, S.-F. (2017), *Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren. Ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung*, Shaker, Aachen, Aachen. ISBN: 978-3-8440-5441-5.

(Kordi & Hüsing et al. 2007)

Kordi, M. T.; Hüsing, M. & Corves, B. (2007), „Development of a multifunctional robot end-effector system for automated manufacture of textile preforms“, *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, Zürich, Schweiz, S. 725-730.

(Krebs & Friedrich et al. 1998)

Krebs, J.; Friedrich, K. & Bhattacharyya, D. (1998), „A direct comparison of matched-die versus diaphragm forming“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 29 (1-2), S. 183–188.

(Kruckenberg & Paton 1999)

Kruckenberg, T. M. & Paton, R. (1999), *Resin transfer moulding for aerospace structures*, Kluwer, Dordrecht. ISBN: 0412731509.

(Kühnel 2008)

Kühnel, W. (2008), *Differentialgeometrie. Kurven - Flächen - Mannigfaltigkeiten*, Vieweg, Wiesbaden. ISBN: 978-3-8348-0411-2.

(Kunz & Löchte et al. 2015)

Kunz, H.; Löchte, C.; Dietrich, F.; Raatz, A.; Fischer, F.; Dröder, K. & Dilger, K. (2015), „Novel form-flexible handling and joining tool for automated preforming“, *Science and Engineering of Composite Materials*, 22 (2), S. 199–213.

(K-Zeitung online 2018)

K-Zeitung online (2018), *Leichtbau auch bei Elektromobilität unverzichtbar*.
<https://www.k-zeitung.de/leichtbau-auch-bei-elektromobilitaet-unverzichtbar/> 1/
[27.03.2019].

(Lässig & Eisenhut et al. 2012)

Lässig, R.; Eisenhut, M.; Mathias, A.; Schulte, R.; Peters, F.; Kühmann, T.; Waldmann, T. & Begemann, W. , *Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen. Perspektiven für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau*.
https://www.scope-online.de/upload_weka/Studie_894791.pdf [08.01.2020].

(Lee & Cao 2009)

Lee, W. & Cao, J. (2009), „Numerical simulations on double-dome forming of woven composites using the coupled non-orthogonal constitutive model“, *International Journal of Material Forming*, 2 (S1), S. 145–148.

(Lee & Hong et al. 2007)

Lee, J. S.; Hong, S. J.; Yu, W.-R. & Kang, T. J. (2007), „The effect of blank holder force on the stamp forming behavior of non-crimp fabric with a chain stitch“, *Composites Science and Technology*, 67 (3-4), S. 357–366.

(Liebau 2013)

Liebau, D. F. (2013), *Experimentelle und simulative Absicherung eines automatisierten Umformprozesses von Faserverbundpreforms*, Verl. Dr. Hut, München.
ISBN: 978-3-8439-1135-1.

(Lightfoot & Wisnom et al. 2013)

Lightfoot, J. S.; Wisnom, M. R. & Potter, K. (2013), „Defects in woven preforms. Formation mechanisms and the effects of laminate design and layup protocol“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 51 , S. 99–107.

(Lim & Ramakrishna 2002)

Lim, T. C. & Ramakrishna, S. (2002), „Modelling of composite sheet forming: a review“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33 (4), S. 515–537.

(Lin & Wang et al. 2007)

Lin, H.; Wang, J.; Long, A. C.; Clifford, M. J. & Harrison, P. (2007), „Predictive modelling for optimization of textile composite forming“, *Composites Science and Technology*, 67 (15-16), S. 3242–3252.

(Lionetto & Moscatello et al. 2017)

Lionetto, F.; Moscatello, A. & Maffezzoli, A. (2017), „Effect of binder powders added to carbon fiber reinforcements on the chemoreology of an epoxy resin for composites“, *Composites Part B: Engineering*, 112, S. 243–250.

(Löchte & Kunz et al. 2014)

Löchte, C.; Kunz, H.; Schnurr, R.; Langhorst, S.; Dietrich, F.; Raatz, A.; Dilger, K. & Dröder, K. (2014), „Form-Flexible Handling and Joining Technology (FormHand) for the Forming and Assembly of Limp Materials“, *Procedia CIRP*, 23, S. 206–211.

(Long 2007)

Long, A. C. (2007), *Composites forming technologies*, Woodhead, Cambridge. ISBN: 978-0-8493-9102-6.

(Long & Skordos et al. 2006)

Long, A.; Skordos, A.; Harrison, P.; Clifford, M. & Sutcliffe, M. (2006), „Optimisation of Sheet Forming for Textile Composites Using Variable Peripheral Pressure“, *27th International Conference SAMPE EUROPE*, Paris, Frankreich.

(Luca & Lefébure et al. 1998)

Luca, P. de; Lefébure, P. & Pickett, A. K. (1998), „Numerical and experimental investigation of some press forming parameters of two fibre reinforced thermoplastics. APC2-AS4 and PEI-CETEX“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 29 (1-2), S. 101–110.

(Ma & Tudor et al. 2016)

Ma, L.; Tudor, J. & Zawisza, J. (2016), „An Evaluation of the *FABRIC Material Model in ABAQUS/EXPLICIT for Composite Preforming Analysis Suitability“, *American Society of Composites-31st Technical Conference*, S. 2619–2630.

(Mack & Taylor 1956)

Mack, C. & Taylor, H. M. (1956), „The fitting of woven cloth to surfaces“, *Journal of the Textile Institute Transactions*, 47 (9), S. T477-T488.

(Mallick 2011)

Mallick, P. K. (2011), *Materials, design and manufacturing for lightweight vehicles*, CRC Press; Woodhead, Boca Raton [u.a.], Oxford [u.a.]. ISBN: 9781845697822.

(Marsh 2004)

Marsh, G. (2004), „Can composites get firmly on the rails?“, *Reinforced Plastics*, 48 (7), S. 26–30.

(McHale & Newton 2002)

McHale, G. & Newton, M.I. (2002), „Global geometry and the equilibrium shapes of liquid drops on fibers“, *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 206 (1-3), S. 79–86.

(Michaeli & Pöhler 2010)

Michaeli, W. & Pöhler, M. (2010), „3D-Faserspritzen mit Faserorientierung“, *Lightweight Design*, 3 (6), S. 57–62.

(Minitab 2019)

Minitab (2019), *Support für Minitab 18*. <https://support.minitab.com/de-de/minitab/18/> [12.07.2019].

(Molnár & Ogale et al. 2007)

Molnár, P.; Ogale, A.; Lahr, R. & Mitschang, P. (2007), „Influence of drapability by using stitching technology to reduce fabric deformation and shear during thermoforming“, *Composites Science and Technology*, 67 (15), S. 3386–3393.

(Nakamura & Ohata 1997)

Nakamura, Y. & Ohata, T. (1997), „The Effect of Newly Developed Blank Holder on Press Forming of Glass-Cloth Reinforced Thermo-Plastic Sheet“, *Key Engineering Materials*, 137, S. 40–46.

(Nasdala 2012)

Nasdala, L. (2012), *FEM - Formelsammlung Statik und Dynamik. Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*, Vieweg + Teubner, Wiesbaden. ISBN: 978-3-8348-2260-4.

(Neitzel 2014)

Neitzel, M. (Hrsg.) (2014), *Handbuch Verbundwerkstoffe. Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung*, Hanser, München. ISBN: 978-3-446-43697-8.

(Nestler 2004)

Nestler, K. (2004), *Klassifikation von Flächenpunkten. Vorlesungsskript Differentialgeometrie 2004*, TU Dresden, Institut für Geometrie. <http://www.math.tu-dresden.de/~nestler/diffgeo/Flpunkte/flpunkte.pdf> [15.12.2019].

(Nezami 2015)

Nezami, F. (2015), *Automatisiertes Preforming von Kohlefaserhalbzeugen mit aktiven Materialführungssystemen zur Herstellung komplexer Faserverbundstrukturen*, epubli GmbH, Berlin. ISBN: 9783737561853.

(Nezami & Fuhr et al. 2016)

Nezami, F.; Fuhr, J.-P.; Schierle, D.; Cherif, C. & Middendorf, P. (2016), „Hochqualitative CFK-Umformteile durch synchrone Bauteil- und Prozessentwicklung. Automatisiertes Preforming“, *Lightweight Design* (2), S. 52–58.

(Nezami & Gereke et al. 2014a)

Nezami, F.; Gereke, T.; Hübner, M.; Döbrich, O. & Cherif, C. (2014), „Factors of process robustness in multilayer preforming of carbon fibre reinforcements“, *16th European Conference on Composite Materials, ECCM 2014*, Sevilla, Spanien.

(Nezami & Gereke et al. 2014b)

Nezami, F. N.; Gereke, T. & Cherif, C. (2014), „Isothermal Multisection Tooling for the Automated Preforming of Carbon Fiber Composite Structures“, *Key Engineering Materials*, 611-612, S. 349–355.

(Nezami & Gereke et al. 2016)

Nezami, F.; Gereke, T. & Cherif, C. (2016), „Analyses of interaction mechanisms during forming of multilayer carbon woven fabrics for composite applications“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 84, S. 406–416.

(Nezami & Gereke et al. 2017)

Nezami, F.; Gereke, T. & Cherif, C. (2017), „Active forming manipulation of composite reinforcements for the suppression of forming defects“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 99, S. 94–101.

(n-tv.de 2018)

n-tv.de (2018), *Das Ende der Diät. Macht Leichtbau bei E-Autos keinen Sinn?* <https://www.n-tv.de/auto/Macht-Leichtbau-bei-E-Autos-keinen-Sinn-article20284912.html> [27.03.2019].

(Otsu 1979)

Otsu, N. (1979), „A Threshold Selection Method from Gray-Level Histograms“, *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, 9 (1), S. 62–66.

(Pantelakis & Baxevani 2002)

Pantelakis, S.G. & Baxevani, E.A. (2002), „Optimization of the diaphragm forming process with regard to product quality and cost“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33 (4), S. 459–470.

(Peng & Cao 2005)

Peng, X. Q. & Cao, J. (2005), „A continuum mechanics-based non-orthogonal constitutive model for woven composite fabrics“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 36 (6), S. 859–874.

(Pfrommer & Zimmerling et al. 2018)

Pfrommer, J.; Zimmerling, C.; Liu, J.; Kärger, L.; Henning, F. & Beyerer, J. (2018), „Optimisation of manufacturing process parameters using deep neural networks as surrogate models“, *Procedia CIRP*, 72, S. 426–431.

(Pickett & Creech et al. 2005)

Pickett, A. K.; Creech, G. & De Luca, P. (2005), „Simplified and advanced simulation methods for prediction of fabric draping“, *Revue Europeenne des Elements*, 14 (6-7), S. 677–691.

(Prodromou & Chen 1997)

Prodromou, A. G. & Chen, J. (1997), „On the relationship between shear angle and wrinkling of textile composite preforms“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 28 (5), S. 491–503.

(Purol 2011)

Purol, H. (2011), *Entwicklung kontinuierlicher Preformverfahren zur Herstellung gekrümmter CFK-Versteifungsprofile*, Logos Verlag, Berlin. ISBN: 978-3-8325-2844-7.

(Rebouillat & Letellier et al. 1999)

Rebouillat, S.; Letellier, B. & Steffenino, B. (1999), „Wettability of single fibres – beyond the contact angle approach“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 19 (4), S. 303–314.

(Rohatgi & Lee 1997)

Rohatgi, V. & Lee, L. J. (1997), „Moldability of tackified fiber preforms in liquid composite molding“, *Journal of Composite Materials*, 31 (7), S. 720–744.

(Sattler 2015)

Sattler, S. (2015), „Vollautomatisierte Preformherstellung für die Carbon-Bauteilfertigung“, *Lightweight Design*, 8 (1), S. 56–59.

(Schirmaier 2017)

Schirmaier, F. (2017), *Experimentelle Untersuchung und Simulation des Umformverhaltens nähgewirkter unidirektionaler Kohlenstofffasergelege*, KIT Scientific Publishing, Karlsruhe, Baden. ISBN: 978-3-7315-0620-1.

(Schmidt & Mahrholz et al. 2016)

Schmidt, S.; Mahrholz, T.; Kühn, A. & Wierach, P. (2016), „Powder binders used for the manufacturing of wind turbine rotor blades. Part 1. Characterization of resin-binder interaction and preform properties“, *Polymer Composites*, S. 708–717.

(Schürmann 2007)

Schürmann, H. (2007), *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Mit 39 Tabellen*, Springer, Berlin, Heidelberg, New York, NY. ISBN: 978-3-540-72189-5.

(Shanwan & Allaoui 2019)

Shanwan, A. & Allaoui, S. (2019), „Different experimental ways to minimize the preforming defects of multi-layered interlock dry fabric“, *International Journal of Material Forming*, 12 (1), S. 69–78.

(Shih & Lee 2001)

Shih, C. H. & Lee, L. J. (2001), „Tackification of textile fiber preforms in resin transfer molding“, *Journal of Composite Materials*, 35 (21), S. 1954–1981.

(Shih & Liu et al. 2001)

Shih, C. H.; Liu, Q. & Lee, L. J. (2001), „Vacuum-assisted resin transfer molding using tackified fiber preforms“, *Polymer Composites*, 22 (6), S. 721–729.

(Siebertz & van Bebber et al. 2017)

Siebertz, K.; van Bebber, D. & Hochkirchen, T. (2017), *Statistische Versuchsplanung. Design of Experiments (DoE)*, Vieweg, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-662-55743-3.

(Simon 2016)

Simon, D. D. (2016), *Automatisierte flexible Werkzeugsysteme zum Umformen und Spannen von Kunststoffscheiben und -schalen*, Herbert Utz Verlag, München. ISBN: 978-3831645480.

(Simon & Götz et al. 2014)

Simon, D.; Götz, G.; Dietrich, S.; Stich, P. & Reinhart, G. (2014), *Anpassungsfähige Werkzeuge zum Umformen von Kunststoff und CFK*. <https://www.maschinenmarkt.vogel.de/anpassungsfaeihige-werkzeuge-zum-umformen-von-kunststoff-und-cfk-a-456590/> [23.02.2020].

(Skordos & Monroy et al. 2005)

Skordos, A.; Monroy, C. & Sutcliffe, M. (2005), „Drape Optimisation in woven composite manufacturing“, *5th International Conference on Inverse Problems in Engineering*, Cambridge, UK.

(Skordos & Sutcliffe et al. 2006)

Skordos, A. A.; Sutcliffe, M. P. F.; Klintworth, J. W. & Adolfsson, P. (2006), „Multi-Objective Optimisation of Woven Composite Draping using Genetic Algorithms“, *27th International Conference SAMPE EUROPE*, Paris, Frankreich.

(Spurk & Aksel 2019)

Spurk, J. & Aksel, N. (2019), *Strömungslehre. Einführung in die Theorie der Strömungen*, Springer, Berlin, Heidelberg. ISBN: 978-3-662-58764-5.

(Stefani & Buchheim et al. 2017)

Stefani, T.; Buchheim, A.; Deden, D.; Gänswürger, P. & Larsen, L. (2017), „Drape Forming Methods for the Automated Preforming of Composite Helicopter Structures“, *SAMPE Europe Conference 2017*, Stuttgart, Deutschland, S. 833–841.

(Tanoğlu & Robert et al. 2001)

Tanoğlu, M.; Robert, S.; Heider, D.; McKnight, S. H.; Brachos, V. & Gillespie, J. W. (2001), „Effects of thermoplastic preforming binder on the properties of S2-glass fabric reinforced epoxy composites“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 21 (3), S. 187–195.

(Tanoğlu & Seyhan 2003)

Tanoğlu, M. & Seyhan, A.T. (2003), „Compressive mechanical behaviour of E-glass/polyester composite laminates tailored with a thermoplastic preforming binder“, *Materials Science and Engineering: A*, 363 (1-2), S. 335–344.

(Thoma 2015)

Thoma, B. (2015), *Methodische Umsetzung und Bewertung eines neuartigen Prozesses zur lokalen und automatisierten Fixierung von textilen Preformlingen*, Fraunhofer-Verl., Stuttgart. ISBN: 978-3-8396-0887-6.

(Thoma & Weidenmann et al. 2012)

Thoma, B.; Weidenmann, K. A. & Henning, F. (2012), „Chemical-Stitching, ein vielversprechender Ansatz für die automatisierte Preform-Fertigung. Chemical-Stitching as a promising approach for automated preforming of textiles“, *Journal of plastics technology* (5), S. 490–514.

(Timm 2018)

Timm, H. (2018), *Leichtbau ist in der E-Mobilität noch viel dringender*. Leichtbau-Gipfel 2018. <https://www.automobil-industrie.vogel.de/leichtbau-ist-in-der-e-mobilitaet-noch-viel-dringender-a-701766/> [04.04.2018].

(Tsotsis 2009)

Tsotsis, T. K. (2009), „Interlayer toughening of composite materials“, *Polymer Composites*, 30 (1), S. 70–86.

(Ufer & Cichisz et al. 2016)

Ufer, J.; Cichisz, C.; Stengel, C.; Mühlischlegel, H.; Göttinger, M.; Herbeck, L. & Drechsler, K. (2016), „Frictional behavior of dry fiber sheets manufactured by a direct fiber placement process“, *Journal of plastics technology*, 12 (4), S. 312–337.

(Vanclooster & van Goidsenhoven et al. 2009)

Vanclooster, K.; van Goidsenhoven, S.; Lomov, S. V. & Verpoest, I. (2009), „Optimizing the deepdrawing of multilayered woven fabric composites“, *International Journal of Material Forming*, 2 (S1), S. 153–156.

(Wagner 2016)

Wagner, H. (2016), *Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen*, Shaker, Herzogenrath. ISBN: 978-3844046038.

(Walczyk & Hosford et al. 2003)

Walczyk, D. F.; Hosford, J. F. & Papazian, J. M. (2003), „Using Reconfigurable Tooling and Surface Heating for Incremental Forming of Composite Aircraft Parts“, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 125 (2), S. 333.

(Walczyk & Lakshmikanthan et al. 1998)

Walczyk, D. F.; Lakshmikanthan, J. & Kirk, D. R. (1998), „Development of a reconfigurable tool for forming aircraft body panels“, *Journal of Manufacturing Systems*, 17 (4), S. 287–296.

(Wang & Hamila et al. 2014)

Wang, P.; Hamila, N.; Pineau, P. & Boisse, P. (2014), „Thermomechanical analysis of thermoplastic composite prepregs using bias-extension test“, *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 27 (5), S. 679–698.

(Weicker 2015)

Weicker, K. (2015), *Evolutionäre Algorithmen*, Springer Fachmedien, Wiesbaden. ISBN: 978-3-658-09957-2.

(Weinzierl 2018)

Weinzierl, S. (2018), *Wir wollen fliegen oder gefahren werden. Mobilitäts-Trends*. <https://www.produktion.de/technik/wir-wollen-fliegen-oder-gefahren-werden-123.html> [05.11.2019].

(Witten & Jahn 2011)

Witten, E. & Jahn, B. , *Composites-Marktbericht 2011. Marktentwicklungen, Trends, Herausforderungen und Chancen*. https://www.avk-tv.de/files/20110929_marktbericht_2011__deutsch.pdf [27.03.2019].

(Witten & Mathes et al. 2018)

Witten, E.; Mathes, V.; Sauer, M. & Kühnel, M. , *Composites-Marktbericht 2018. Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen*. https://www.avk-tv.de/files/20190118_avk_ccev__marktbericht_2018_final_2.pdf [27.03.2019].

(Xue & Peng et al. 2003)

Xue, P.; Peng, X. Q. & Cao, J. (2003), „A non-orthogonal constitutive model for characterizing woven composites“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 34 (2), S. 183–193.

(Yu & Pourboghrat et al. 2002)

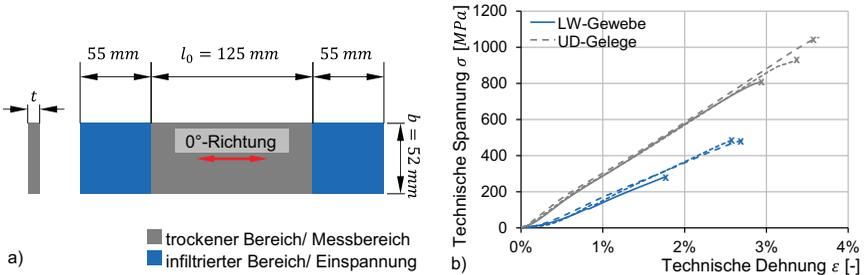
Yu, W. R.; Pourboghrat, F.; Chung, K.; Zampaloni, M. & Kang, T. J. (2002), „Non-orthogonal constitutive equation for woven fabric reinforced thermoplastic composites“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33 (8), S. 1095–1105.

(Zimmerling & Dörr et al. 2018)

Zimmerling, C.; Dörr, D.; Henning, F. & Kärger, L. (2018), „A meta-model based approach for rapid formability estimation of continuous fibre reinforced components“, *21th International ESAFORM Conference on Material Forming* (1960), Palermo, Italien, S.020042-1 - 020042-6.

Anhang

Anhang A: a) Probengeometrie und b) Ergebnisse der Intra-Ply-Dehnung nach (DIN EN ISO 527-5) für das LW-Gewebe und das UD-Gelege



Der E-Modul wird durch die Tangentensteigung an den Dehnungspunkten $\epsilon = 0,5\%$ und $\epsilon = 1,5\%$ berechnet. Die Zugprüfungen erfolgen bei einer konstanten Querschnittsgeschwindigkeit von 2 mm/min . Der gemittelte E-Modul für das LW-Gewebe beträgt $20,2 \text{ GPa}$ mit einer Standardabweichung von $7,48\%$. Für das UD-Gelege ergibt sich ein mittlerer E-Modul von $27,97 \text{ GPa}$ mit einer Standardabweichung von $2,31\%$.

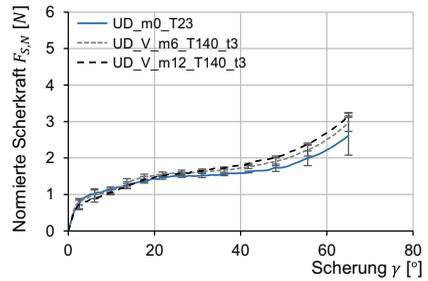
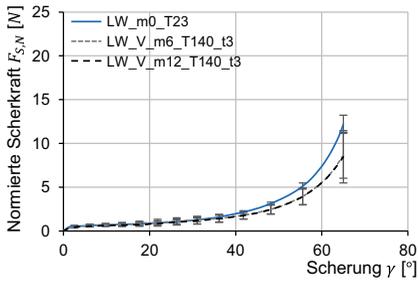
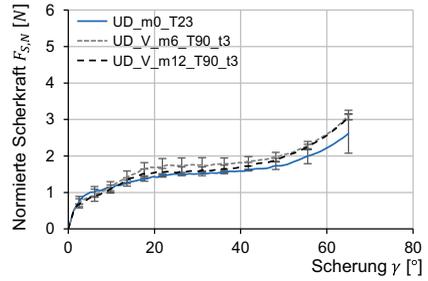
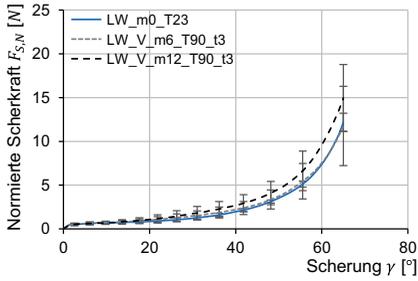
Anhang B: Kalibrierte Material- und Kontaktparameter für das Temperaturmodell

	Variable	Einheit	Kalibrierter Wert
Flächengewicht SIGRATEX C W305-PL1/1	ρ_{Textil}	$\frac{kg}{m^2}$	0,305
Spezifische Wärmekapazität des textilen Lagenaufbaus	c	$\frac{J}{(kg \cdot K)}$	805
Absorptionskoeffizient des textilen Lagenaufbaus	γ	-	0,1782
Wärmeübergangskoeffizient Luft-Lagenaufbau	α_{Luft}	$\frac{W}{m^2 \cdot K}$	6,1223
Wärmeübergangskoeffizient Werkzeug-Lagenaufbau unter Eigengewicht	$\alpha_{WZ,3}$	$\frac{W}{m^2 \cdot K}$	177,1471
Wärmeübergangskoeffizient Werkzeug-Lagenaufbau bei Umformkraft	$\alpha_{WZ,4}$	$\frac{W}{m^2 \cdot K}$	273,0026

Anhang C: Vorgegebene Parameter durch die Werkzeugtechnik und Lagenaufbau

	Variable	Einheit	Wert
Anzahl der Lagen im Lagenaufbau	n_{Lagen}	-	6
Anzahl der Werkzeugsegmente	n_{WZ}	-	1
Temperatur der Luft infolge IR-Strahlung	$T_{M,IR}$	°C	80
Temperatur der Umgebung	$T_{M,Umgebung}$	°C	26
Temperatur des Unterwerkzeugs	T_{WZ}	°C	35
Temperatur des Oberwerkzeugs	T_S	°C	26
Grundfläche des textilen Lagenaufbaus	A	m^2	0,1575
Partielle Kontaktfläche WZ-Lagenaufbau	$A_{WZ,3}$	m^2	0,0289
Kontaktfläche des Unterwerkzeugs	$A_{WZ,4}$	m^2	0,0578
Kontaktfläche des Oberwerkzeugs	A_S	m^2	0,0578

Anhang D: Normierte Scherkraft $F_{S,N}$ bei $T_U = 90\text{ }^\circ\text{C}$ und $T_U = 140\text{ }^\circ\text{C}$ für unterschiedliche Bindermengen m_B



Forschungsberichte aus dem wbk
Institut für Produktionstechnik
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Bisher erschienene Bände:

Band 0

Dr.-Ing. Wu Hong-qi

**Adaptive Volumenstromregelung mit Hilfe von drehzahleregelten
Elektroantrieben**

Band 1

Dr.-Ing. Heinrich Weiß

**Fräsen mit Schneidkeramik - Verhalten des System
Werkzeugmaschine-Werkzeug-Werkstück und Prozessanalyse**

Band 2

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Stierle

**Entwicklung und Untersuchung hydrostatischer Lager für die
Axialkolbenmaschine**

Band 3

Dr.-Ing. Herbert Hörner

Untersuchung des Geräuschverhaltens druckgeregelter Axialkolbenpumpen

Band 4

Dr.-Ing. Rolf-Dieter Brückbauer

**Digitale Drehzahlregelung unter der besonderen Berücksichtigung
von Quantisierungseffekten**

Band 5

Dr.-Ing. Gerhard Staiger

Graphisch interaktive NC-Programmierung von Drehteilen im Werkstattbereich

Band 6

Dr.-Ing. Karl Peters

**Ein Beitrag zur Berechnung und Kompensation von Positionierfehlern an
Industrierobotern**

Band 7

Dr.-Ing. Paul Stauss

Automatisierte Inbetriebnahme und Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit numerisch gesteuerter Fertigungseinrichtungen

Band 8

Dr.-Ing. Günter Möckesch

Konzeption und Realisierung eines strategischen, integrierten Gesamtplanungs- und -bearbeitungssystems zur Optimierung der Drehteilorganisation für auftragsbezogene Drehereien

Band 9

Dr.-Ing. Thomas Oestreicher

Rechnergestützte Projektierung von Steuerungen

Band 10

Dr.-Ing. Thomas Selinger

Teilautomatisierte werkstattnahe NC-Programmerstellung im Umfeld einer integrierten Informationsverarbeitung

Band 11

Dr.-Ing. Thomas Buchholz

Prozessmodell Fräsen, Rechnerunterstützte Analyse, Optimierung und Überwachung

Band 12

Dr.-Ing. Bernhard Reichling

Lasergestützte Positions- und Bahnvermessung von Industrierobotern

Band 13

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lesser

Rechnergestützte Methoden zur Auswahl anforderungsgerechter Verbindungselemente

Band 14

Dr.-Ing. Hans-Jürgen Lauffer

Einsatz von Prozessmodellen zur rechnerunterstützten Auslegung von Räumwerkzeugen

Band 15

Dr.-Ing. Michael C. Wilhelm

Rechnergestützte Prüfplanung im Informationsverbund moderner Produktionssysteme

Band 16

Dr.-Ing. Martin Ochs

Entwurf eines Programmsystems zur wissensbasierten Planung und Konfigurierung

Band 17

Dr.-Ing. Heinz-Joachim Schneider

Erhöhung der Verfügbarkeit von hochautomatisierten Produktionseinrichtungen mit Hilfe der Fertigungsleittechnik

Band 18

Dr.-Ing. Hans-Reiner Ludwig

Beanspruchungsanalyse der Werkzeugschneiden beim Stirnplanfräsen

Band 19

Dr.-Ing. Rudolf Wieser

Methoden zur rechnergestützten Konfigurierung von Fertigungsanlagen

Band 20

Dr.-Ing. Edgar Schmitt

Werkstattsteuerung bei wechselnder Auftragsstruktur

Band 21

Dr.-Ing. Wilhelm Enderle

Verfügbarkeitssteigerung automatisierter Montagesysteme durch selbsttätige Behebung prozessbedingter Störungen

Band 22

Dr.-Ing. Dieter Buchberger

Rechnergestützte Strukturplanung von Produktionssystemen

Band 23

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Rechnerunterstützte Technologieplanung für die flexibel automatisierte Fertigung von Abkantteilen

Band 24

Dr.-Ing. Lukas Loeffler

Adaptierbare und adaptive Benutzerschnittstellen

Band 25

Dr.-Ing. Thomas Friedmann

Integration von Produktentwicklung und Montageplanung durch neue rechnergestützte Verfahren

Band 26

Dr.-Ing. Robert Zurrin

Variables Formhonen durch rechnergestützte Hornprozesssteuerung

Band 27

Dr.-Ing. Karl-Heinz Bergen

Langhub-Innenrundhonen von Grauguss und Stahl mit einem elektromechanischem Vorschubsystem

Band 28

Dr.-Ing. Andreas Liebisch

Einflüsse des Festwalzens auf die Eigenspannungsverteilung und die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Zahnräder

Band 29

Dr.-Ing. Rolf Ziegler

Auslegung und Optimierung schneller Servopumpen

Band 30

Dr.-Ing. Rainer Bartl

Datenmodellgestützte Wissensverarbeitung zur Diagnose und Informationsunterstützung in technischen Systemen

Band 31

Dr.-Ing. Ulrich Golz

Analyse, Modellbildung und Optimierung des Betriebsverhaltens von Kugelgewindetrieben

Band 32

Dr.-Ing. Stephan Timmermann

Automatisierung der Feinbearbeitung in der Fertigung von Hohlformwerkzeugen

Band 33

Dr.-Ing. Thomas Noe

Rechnergestützter Wissenserwerb zur Erstellung von Überwachungs- und Diagnoseexpertensystemen für hydraulische Anlagen

Band 34

Dr.-Ing. Ralf Lenschow

Rechnerintegrierte Erstellung und Verifikation von Steuerungsprogrammen als Komponente einer durchgängigen Planungsmethodik

Band 35

Dr.-Ing. Matthias Kallabis

Räumen gehärteter Werkstoffe mit kristallinen Hartstoffen

Band 36

Dr.-Ing. Heiner-Michael Honeck

Rückführung von Fertigungsdaten zur Unterstützung einer fertigungsgerechten Konstruktion

Band 37

Dr.-Ing. Manfred Rohr

Automatisierte Technologieplanung am Beispiel der Komplettbearbeitung auf Dreh-/Fräszellen

Band 38

Dr.-Ing. Martin Steuer

Entwicklung von Softwarewerkzeugen zur wissensbasierten Inbetriebnahme von komplexen Serienmaschinen

Band 39

Dr.-Ing. Siegfried Beichter

Rechnergestützte technische Problemlösung bei der Angebotserstellung von flexiblen Drehzellen

Band 40

Dr.-Ing. Thomas Steitz

Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Werkzeugmaschinen mit Integration von funktionsbasierter Strukturierung und Kostenschätzung

Band 41

Dr.-Ing. Michael Richter

Wissensbasierte Projektierung elektrohydraulischer Regelungen

Band 42

Dr.-Ing. Roman Kuhn

Technologieplanungssystem Fräsen. Wissensbasierte Auswahl von Werkzeugen, Schneidkörpern und Schnittbedingungen für das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 43

Dr.-Ing. Hubert Klein

Rechnerunterstützte Qualitätssicherung bei der Produktion von Bauteilen mit frei geformten Oberflächen

Band 44

Dr.-Ing. Christian Hoffmann

Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmessgerätes

Band 45

Dr.-Ing. Volker Frey

Planung der Leittechnik für flexible Fertigungsanlagen

Band 46

Dr.-Ing. Achim Feller

Kalkulation in der Angebotsphase mit dem selbsttätig abgeleiteten Erfahrungswissen der Arbeitsplanung

Band 47

Dr.-Ing. Markus Klaiber

Produktivitätssteigerung durch rechnerunterstütztes Einfahren von NC-Programmen

Band 48

Dr.-Ing. Roland Minges

Verbesserung der Genauigkeit beim fünffachsigen Fräsen von Freiformflächen

Band 49

Dr.-Ing. Wolfgang Bernhart

Beitrag zur Bewertung von Montagevarianten: Rechnergestützte Hilfsmittel zur kostenorientierten, parallelen Entwicklung von Produkt und Montagesystem

Band 50

Dr.-Ing. Peter Ganghoff

Wissensbasierte Unterstützung der Planung technischer Systeme: Konzeption eines Planungswerkzeuges und exemplarische Anwendung im Bereich der Montagesystemplanung

Band 51

Dr.-Ing. Frank Maier

Rechnergestützte Prozessregelung beim flexiblen Gesenkbiegen durch Rückführung von Qualitätsinformationen

Band 52

Dr.-Ing. Frank Debus

Ansatz eines rechnerunterstützten Planungsmanagements für die Planung in verteilten Strukturen

Band 53

Dr.-Ing. Joachim Weinbrecht

Ein Verfahren zur zielorientierten Reaktion auf Planabweichungen in der Werkstattregelung

Band 54

Dr.-Ing. Gerd Herrmann

Reduzierung des Entwicklungsaufwandes für anwendungsspezifische Zellenrechnersoftware durch Rechnerunterstützung

Band 55

Dr.-Ing. Robert Wassmer

Verschleissentwicklung im tribologischen System Fräsen: Beiträge zur Methodik der Prozessmodellierung auf der Basis tribologischer Untersuchungen beim Fräsen

Band 56

Dr.-Ing. Peter Uebelhoer

Inprocess-Geometriemessung beim Honen

Band 57

Dr.-Ing. Hans-Joachim Schelberg

Objektorientierte Projektierung von SPS-Software

Band 58

Dr.-Ing. Klaus Boes

Integration der Qualitätsentwicklung in featurebasierte CAD/CAM-Prozessketten

Band 59

Dr.-Ing. Martin Schreiber

Wirtschaftliche Investitionsbewertung komplexer Produktionssysteme unter Berücksichtigung von Unsicherheit

Band 60

Dr.-Ing. Ralf Steuernagel

Offenes adaptives Engineering-Werkzeug zur automatisierten Erstellung von entscheidungsunterstützenden Informationssystemen

Band 62

Dr.-Ing. Uwe Schauer

Qualitätsorientierte Feinbearbeitung mit Industrierobotern: Regelungsansatz für die Freiformflächenfertigung des Werkzeug- und Formenbaus

Band 63

Dr.-Ing. Simone Loeper

Kennzahlengestütztes Beratungssystem zur Verbesserung der Logistikleistung in der Werkstattfertigung

Band 64

Dr.-Ing. Achim Raab

Räumen mit hartstoffbeschichteten HSS-Werkzeugen

Band 65,

Dr.-Ing. Jan Erik Burghardt

Unterstützung der NC-Verfahrenskette durch ein bearbeitungselementorientiertes, lernfähiges Technologieplanungssystem

Band 66

Dr.-Ing. Christian Tritsch

Flexible Demontage technischer Gebrauchsgüter: Ansatz zur Planung und (teil-)automatisierten Durchführung industrieller Demontageprozesse

Band 67

Dr.-Ing. Oliver Eitrich

Prozessorientiertes Kostenmodell für die entwicklungsbegleitende Vorkalkulation

Band 68

Dr.-Ing. Oliver Wilke

Optimierte Antriebskonzepte für Räummaschinen - Potentiale zur Leistungssteigerung

Band 69

Dr.-Ing. Thilo Sieth

Rechnergestützte Modellierungsmethodik zerspantechnologischer Prozesse

Band 70

Dr.-Ing. Jan Linnenbuerger

Entwicklung neuer Verfahren zur automatisierten Erfassung der geometrischen Abweichungen an Linearachsen und Drehschwenkköpfen

Band 71

Dr.-Ing. Mathias Klimmek

Fraktionierung technischer Produkte mittels eines frei beweglichen Wasserstrahlwerkzeuges

Band 72

Dr.-Ing. Marko Hartel

Kennzahlenbasiertes Bewertungssystem zur Beurteilung der Demontage- und Recyclingeignung von Produkten

Band 73

Dr.-Ing. Jörg Schaupp

Wechselwirkung zwischen der Maschinen- und Hauptspindelantriebsdynamik und dem Zerspanprozess beim Fräsen

Band 74

Dr.-Ing. Bernhard Neisius

Konzeption und Realisierung eines experimentellen Telemanipulators für die Laparoskopie

Band 75

Dr.-Ing. Wolfgang Walter

Erfolgsversprechende Muster für betriebliche Ideenfindungsprozesse. Ein Beitrag zur Steigerung der Innovationsfähigkeit

Band 76

Dr.-Ing. Julian Weber

Ein Ansatz zur Bewertung von Entwicklungsergebnissen in virtuellen Szenarien

Band 77

Dr.-Ing. Dipl. Wirtsch.-Ing. Markus Posur

Unterstützung der Auftragsdurchsetzung in der Fertigung durch Kommunikation über mobile Rechner

Band 78

Dr.-Ing. Frank Fleissner

Prozessorientierte Prüfplanung auf Basis von Bearbeitungsobjekten für die Kleinserienfertigung am Beispiel der Bohr- und Fräsbearbeitung

Band 79

Dr.-Ing. Anton Haberkern

Leistungsfähigere Kugelgewindetriebe durch Beschichtung

Band 80

Dr.-Ing. Dominik Matt

Objektorientierte Prozess- und Strukturinnovation (OPUS)

Band 81

Dr.-Ing. Jürgen Andres

Robotersysteme für den Wohnungsbau: Beitrag zur Automatisierung des Mauerwerkbaus und der Elektroinstallation auf Baustellen

Band 82

Dr.-Ing. Dipl.Wirtschaftsing. Simone Riedmiller

Der Prozesskalender - Eine Methodik zur marktorientierten Entwicklung von Prozessen

Band 83

Dr.-Ing. Dietmar Tilch

Analyse der Geometrieparameter von Präzisionsgewinden auf der Basis einer Least-Squares-Estimation

Band 84

Dr.-Ing. Dipl.-Kfm. Oliver Stiefbold

Konzeption eines reaktionsschnellen Planungssystems für Logistikketten auf Basis von Software-Agenten

Band 85

Dr.-Ing. Ulrich Walter

Einfluss von Kühlschmierstoff auf den Zerspansprozess beim Fräsen: Beitrag zum Prozessverständnis auf Basis von zerspantechnischen Untersuchungen

Band 86

Dr.-Ing. Bernd Werner

Konzeption von teilautonomer Gruppenarbeit unter Berücksichtigung kultureller Einflüsse

Band 87

Dr.-Ing. Ulf Osmers

Projektieren Speicherprogrammierbarer Steuerungen mit Virtual Reality

Band 88

Dr.-Ing. Oliver Doerfel

Optimierung der Zerspantechnik beim Fertigungsverfahren Wälzstossen: Analyse des Potentials zur Trockenbearbeitung

Band 89

Dr.-Ing. Peter Baumgartner

Stufenmethode zur Schnittstellengestaltung in der internationalen Produktion

Band 90

Dr.-Ing. Dirk Vossmann

Wissensmanagement in der Produktentwicklung durch Qualitätsmethodenverbund und Qualitätsmethodenintegration

Band 91

Dr.-Ing. Martin Plass

Beitrag zur Optimierung des Honprozesses durch den Aufbau einer Honprozessregelung

Band 92

Dr.-Ing. Titus Konold

Optimierung der Fünffachsfräsbearbeitung durch eine kennzahlenunterstützte CAM-Umgebung

Band 93

Dr.-Ing. Jürgen Brath

Unterstützung der Produktionsplanung in der Halbleiterfertigung durch risikoberücksichtigende Betriebskennlinien

Band 94

Dr.-Ing. Dirk Geisinger

Ein Konzept zur marktorientierten Produktentwicklung

Band 95

Dr.-Ing. Marco Lanza

Entwurf der Systemunterstützung des verteilten Engineering mit Axiomatic Design

Band 96

Dr.-Ing. Volker Hüntrup

Untersuchungen zur Mikrostrukturierbarkeit von Stählen durch das Fertigungsverfahren Fräsen

Band 97

Dr.-Ing. Frank Reinboth

Interne Stützung zur Genauigkeitsverbesserung in der Inertialmesstechnik: Beitrag zur Senkung der Anforderungen an Inertialsensoren

Band 98

Dr.-Ing. Lutz Trender

Entwicklungsintegrierte Kalkulation von Produktlebenszykluskosten auf Basis der ressourcenorientierten Prozesskostenrechnung

Band 99

Dr.-Ing. Cornelia Kafka

Konzeption und Umsetzung eines Leitfadens zum industriellen Einsatz von Data-Mining

Band 100

Dr.-Ing. Gebhard Selinger

Rechnerunterstützung der informellen Kommunikation in verteilten Unternehmensstrukturen

Band 101

Dr.-Ing. Thomas Windmüller

Verbesserung bestehender Geschäftsprozesse durch eine mitarbeiterorientierte Informationsversorgung

Band 102

Dr.-Ing. Knud Lembke

Theoretische und experimentelle Untersuchung eines bistabilen elektrohydraulischen Linearantriebs

Band 103

Dr.-Ing. Ulrich Thies

Methode zur Unterstützung der variantengerechten Konstruktion von industriell eingesetzten Kleingeräten

Band 104

Dr.-Ing. Andreas Schmälzle

Bewertungssystem für die Generalüberholung von Montageanlagen –Ein Beitrag zur wirtschaftlichen Gestaltung geschlossener Facility- Management-Systeme im Anlagenbau

Band 105

Dr.-Ing. Thorsten Frank

Vergleichende Untersuchungen schneller elektromechanischer Vorschubachsen mit Kugelgewindetrieb

Band 106

Dr.-Ing. Achim Agostini

Reihenfolgeplanung unter Berücksichtigung von Interaktionen: Beitrag zur ganzheitlichen Strukturierung und Verarbeitung von Interaktionen von Bearbeitungsobjekten

Band 107

Dr.-Ing. Thomas Barrho

Flexible, zeitfenstergesteuerte Auftragseinplanung in segmentierten Fertigungsstrukturen

Band 108

Dr.-Ing. Michael Scharer

Quality Gate-Ansatz mit integriertem Risikomanagement

Band 109

Dr.-Ing. Ulrich Suchy

Entwicklung und Untersuchung eines neuartigen Mischkopfes für das Wasser Abrasivstrahlschneiden

Band 110

Dr.-Ing. Sellal Mussa

Aktive Korrektur von Verlagerungsfehlern in Werkzeugmaschinen

Band 111

Dr.-Ing. Andreas Hühsam

Modellbildung und experimentelle Untersuchung des Wälzschälprozesses

Band 112

Dr.-Ing. Axel Plutowsky

Charakterisierung eines optischen Messsystems und den Bedingungen des Arbeitsraums einer Werkzeugmaschine

Band 113

Dr.-Ing. Robert Landwehr

Konsequent dezentralisierte Steuerung mit Industrial Ethernet und offenen Applikationsprotokollen

Band 114

Dr.-Ing. Christoph Dill

Turbulenzreaktionsprozesse

Band 115

Dr.-Ing. Michael Baumeister

Fabrikplanung im turbulenten Umfeld

Band 116

Dr.-Ing. Christoph Gönzheimer

Konzept zur Verbesserung der Elektromagnetischen Verträglichkeit (EMV) in Produktionssystemen durch intelligente Sensor/Aktor-Anbindung

Band 117

Dr.-Ing. Lutz Demuß

Ein Reifemodell für die Bewertung und Entwicklung von Dienstleistungsorganisationen: Das Service Management Maturity Modell (SMMM)

Band 118

Dr.-Ing. Jörg Söhner

Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite-Element-Methode

Band 119

Dr.-Ing. Judith Elsner

Informationsmanagement für mehrstufige Mikro-Fertigungsprozesse

Band 120

Dr.-Ing. Lijing Xie

Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method

Band 121

Dr.-Ing. Ansgar Blessing

Geometrischer Entwurf mikromechatronischer Systeme

Band 122

Dr.-Ing. Rainer Ebner

Steigerung der Effizienz mehrachsiger Fräsprozesse durch neue Planungsmethoden mit hoher Benutzerunterstützung

Band 123

Dr.-Ing. Silja Klinkel

Multikriterielle Feinplanung in teilautonomen Produktionsbereichen – Ein Beitrag zur produkt- und prozessorientierten Planung und Steuerung

Band 124

Dr.-Ing. Wolfgang Neithardt

Methodik zur Simulation und Optimierung von Werkzeugmaschinen in der Konzept- und Entwurfsphase auf Basis der Mehrkörpersimulation

Band 125

Dr.-Ing. Andreas Mehr

Hartfeinbearbeitung von Verzahnungen mit kristallinen diamantbeschichteten Werkzeugen beim Fertigungsverfahren Wälzstoßen

Band 126

Dr.-Ing. Martin Gutmann

Entwicklung einer methodischen Vorgehensweise zur Diagnose von hydraulischen Produktionsmaschinen

Band 127

Dr.-Ing. Gisela Lanza

Simulative Anlaufunterstützung auf Basis der Qualitätsfähigkeiten von Produktionsprozessen

Band 128

Dr.-Ing. Ulf Dambacher

Kugelgewindetrieb mit hohem Druckwinkel

Band 129

Dr.-Ing. Carsten Buchholz

Systematische Konzeption und Aufbau einer automatisierten Produktionszelle für pulverspritzgegossene Mikrobauteile

Band 130

Dr.-Ing. Heiner Lang

Trocken-Räumen mit hohen Schnittgeschwindigkeiten

Band 131

Dr.-Ing. Daniel Nesges

Prognose operationeller Verfügbarkeiten von Werkzeugmaschinen unter Berücksichtigung von Serviceleistungen

Im Shaker Verlag erschienene Bände:

Band 132

Dr.-Ing. Andreas Bechle

Beitrag zur prozesssicheren Bearbeitung beim Hochleistungsfertigungsverfahren Wälzschäl

Band 133

Dr.-Ing. Markus Herm

Konfiguration globaler Wertschöpfungsnetzwerke auf Basis von Business Capabilities

Band 134

Dr.-Ing. Hanno Tritschler

**Werkzeug- und Zerspanprozessoptimierung beim Hartfräsen
von Mikrostrukturen in Stahl**

Band 135

Dr.-Ing. Christian Munzinger

**Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung
von Werkzeugmaschinen**

Band 136

Dr.-Ing. Andreas Stepping

**Fabrikplanung im Umfeld von Wertschöpfungsnetzwerken und
ganzheitlichen Produktionssystemen**

Band 137

Dr.-Ing. Martin Dyck

**Beitrag zur Analyse thermische bedingter Werkstückdeformationen
in Trockenbearbeitungsprozessen**

Band 138

Dr.-Ing. Siegfried Schmalzried

**Dreidimensionales optisches Messsystem für eine effizientere
geometrische Maschinenbeurteilung**

Band 139

Dr.-Ing. Marc Wawerla

Risikomanagement von Garantieleistungen

Band 140

Dr.-Ing. Ivesa Buchholz

**Strategien zur Qualitätssicherung mikromechanischer Bauteile
mittels multisensorieller Koordinatenmesstechnik**

Band 141

Dr.-Ing. Jan Kotschenreuther

**Empirische Erweiterung von Modellen der Makrozerspannung
auf den Bereich der Mikrobearbeitung**

Band 142

Dr.-Ing. Andreas Knödel

Adaptronische hydrostatische Drucktascheneinheit

Band 143

Dr.-Ing. Gregor Stengel

Fliegendes Abtrennen räumlich gekrümmter Strangpressprofile mittels Industrierobotern

Band 144

Dr.-Ing. Udo Weismann

Lebenszyklusorientiertes interorganisationelles Anlagencontrolling

Band 145

Dr.-Ing. Rüdiger Pabst

Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung

Band 146

Dr.-Ing. Jan Wieser

Intelligente Instandhaltung zur Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen

Band 147

Dr.-Ing. Sebastian Haupt

Effiziente und kostenoptimale Herstellung von Mikrostrukturen durch eine Verfahrenskombination von Bahnerosion und Laserablation

Band 148

Dr.-Ing. Matthias Schlipf

Statistische Prozessregelung von Fertigungs- und Messprozess zur Erreichung einer variabilitätsarmen Produktion mikromechanischer Bauteile

Band 149

Dr.-Ing. Jan Philipp Schmidt-Ewig

Methodische Erarbeitung und Umsetzung eines neuartigen Maschinenkonzeptes zur produktflexiblen Bearbeitung räumlich gekrümmter Strangpressprofile

Band 150

Dr.-Ing. Thomas Ender

Prognose von Personalbedarfen im Produktionsanlauf unter Berücksichtigung dynamischer Planungsgrößen

Band 151

Dr.-Ing. Kathrin Peter

**Bewertung und Optimierung der Effektivität von Lean Methoden
in der Kleinserienproduktion**

Band 152

Dr.-Ing. Matthias Schopp

Sensorbasierte Zustandsdiagnose und -prognose von Kugelgewindetrieben

Band 153

Dr.-Ing. Martin Kipfmüller

Aufwandsoptimierte Simulation von Werkzeugmaschinen

Band 154

Dr.-Ing. Carsten Schmidt

**Development of a database to consider multi wear mechanisms
within chip forming simulation**

Band 155

Dr.-Ing. Stephan Niggeschmidt

**Ausfallgerechte Ersatzteilbereitstellung im Maschinen- und Anlagenbau
mittels lastabhängiger Lebensdauerprognose**

Band 156

Dr.-Ing. Jochen Conrad Peters

**Bewertung des Einflusses von Formabweichungen in der
Mikro-Koordinatenmesstechnik**

Band 157

Dr.-Ing. Jörg Ude

**Entscheidungsunterstützung für die Konfiguration
globaler Wertschöpfungsnetzwerke**

Band 158

Dr.-Ing. Stefan Weiler

Strategien zur wirtschaftlichen Gestaltung der globalen Beschaffung

Band 159

Dr.-Ing. Jan Rühl

Monetäre Flexibilitäts- und Risikobewertung

Band 160

Dr.-Ing. Daniel Ruch

Positions- und Konturerfassung räumlich gekrümmter Profile auf Basis bauteilimmanenter Markierungen

Band 161

Dr.-Ing. Manuel Tröndle

Flexible Zuführung von Mikrobauteilen mit piezoelektrischen Schwingförderern

Band 162

Dr.-Ing. Benjamin Viering

Mikroverzahnungsnormal

Band 163

Dr.-Ing. Chris Becke

Prozesskrafttrichtungsangepasste Frässtrategien zur schädigungsarmen Bohrungsbearbeitung an faserverstärkten Kunststoffen

Band 164

Dr.-Ing. Patrick Werner

Dynamische Optimierung und Unsicherheitsbewertung der lastabhängigen präventiven Instandhaltung von Maschinenkomponenten

Band 165

Dr.-Ing. Martin Weis

Kompensation systematischer Fehler bei Werkzeugmaschinen durch self-sensing Aktoren

Band 166

Dr.-Ing. Markus Schneider

Kompensation von Konturabweichungen bei gerundeten Strangpressprofilen durch robotergestützte Führungswerkzeuge

Band 167

Dr.-Ing. Ester M. R. Ruprecht

Prozesskette zur Herstellung schichtbasierter Systeme mit integrierten Kavitäten

Band 168

Dr.-Ing. Alexander Broos

Simulationsgestützte Ermittlung der Komponentenbelastung für die Lebensdauerprognose an Werkzeugmaschinen

Band 169

Dr.-Ing. Frederik Zanger

Segmentspanbildung, Werkzeugverschleiß, Randschichtzustand und Bauteileigenschaften: Numerische Analysen zur Optimierung des Zerspanungsprozesses am Beispiel von Ti-6Al-4V

Band 170

Dr.-Ing. Benjamin Behmann

Servicefähigkeit

Band 171

Dr.-Ing. Annabel Gabriele Jondral

Simulationsgestützte Optimierung und Wirtschaftlichkeitsbewertung des Lean-Methodeneinsatzes

Band 172

Dr.-Ing. Christoph Ruhs

Automatisierte Prozessabfolge zur qualitätssicheren Herstellung von Kavitäten mittels Mikrobahnerosion

Band 173

Dr.-Ing. Steven Peters

Markoffsche Entscheidungsprozesse zur Kapazitäts- und Investitionsplanung von Produktionssystemen

Band 174

Dr.-Ing. Christoph Kühlewein

Untersuchung und Optimierung des Wälzschälverfahrens mit Hilfe von 3D-FEM-Simulation – 3D-FEM Kinematik- und Spanbildungssimulation

Band 175

Dr.-Ing. Adam-Mwanga Dieckmann

Auslegung und Fertigungsprozessgestaltung sintergefügter Verbindungen für μ MIM-Bauteile

Band 176

Dr.-Ing. Heiko Hennrich

Aufbau eines kombinierten belastungs- und zustandsorientierten Diagnose- und Prognosesystems für Kugelgewindetriebe

Band 177

Dr.-Ing. Stefan Herder

Piezoelektrischer Self-Sensing-Aktor zur Vorspannungsregelung in adaptiven Kugelgewindetrieben

Band 178

Dr.-Ing. Alexander Ochs

Ultraschall-Strömungsgreifer für die Handhabung textiler Halbzeuge bei der automatisierten Fertigung von RTM-Bauteilen

Band 179

Dr.-Ing. Jürgen Michna

Numerische und experimentelle Untersuchung zerspanungsbedingter Gefügeumwandlungen und Modellierung des thermo-mechanischen Lastkollektivs beim Bohren von 42CrMo4

Band 180

Dr.-Ing. Jörg Elser

Vorrichtungsfreie räumliche Anordnung von Fügepartnern auf Basis von Bauteilmarkierungen

Band 181

Dr.-Ing. Katharina Klimscha

Einfluss des Fügspalts auf die erreichbare Verbindungsqualität beim Sinterfügen

Band 182

Dr.-Ing. Patricia Weber

Steigerung der Prozesswiederholbarkeit mittels Analyse akustischer Emissionen bei der Mikrolaserablation mit UV-Pikosekundenlasern

Band 183

Dr.-Ing. Jochen Schädel

Automatisiertes Fügen von Tragprofilen mittels Faserwickeln

Band 184

Dr.-Ing. Martin Krauß

Aufwandsoptimierte Simulation von Produktionsanlagen durch Vergrößerung der Geltungsbereiche von Teilmodellen

Band 185

Dr.-Ing. Raphael Moser

Strategische Planung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung von Wandlungsbedarf und Wandlungszeitpunkt mittels multikriterieller Optimierung

Band 186

Dr.-Ing. Martin Otter

Methode zur Kompensation fertigungsbedingter Gestaltabweichungen für die Montage von Aluminium Space-Frame-Strukturen

Band 187

Dr.-Ing. Urs Leberle

Produktive und flexible Gleitförderung kleiner Bauteile auf phasenflexiblen Schwingförderern mit piezoelektrischen 2D-Antriebselementen

Band 188

Dr.-Ing. Johannes Book

Modellierung und Bewertung von Qualitätsmanagementstrategien in globalen Wertschöpfungsnetzwerken

Band 189

Dr.-Ing. Florian Ambrosy

Optimierung von Zerspanungsprozessen zur prozesssicheren Fertigung nanokristalliner Randschichten am Beispiel von 42CrMo4

Band 190

Dr.-Ing. Adrian Kölmel

Integrierte Messtechnik für Prozessketten unreifer Technologien am Beispiel der Batterieproduktion für Elektrofahrzeuge

Band 191

Dr.-Ing. Henning Wagner

Featurebasierte Technologieplanung zum Preforming von textilen Halbzeugen

Band 192

Dr.-Ing. Johannes Gebhardt

Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen Lasteinleitungselementen

Band 193

Dr.-Ing. Jörg Bauer

Hochintegriertes hydraulisches Vorschubsystem für die Bearbeitung kleiner Werkstücke mit hohen Fertigungsanforderungen

Band 194

Dr.-Ing. Nicole Stricker

Robustheit verketteter Produktionssysteme

Robustheitsevaluation und Selektion des Kennzahlensystems der Robustheit

Band 195

Dr.-Ing. Anna Sauer

Konfiguration von Montagelinien unreifer Produkttechnologien am Beispiel der Batteriemontage für Elektrofahrzeuge

Band 196

Dr.-Ing. Florian Sell-Le Blanc

Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen

Ein Beitrag zur orthozyklischen Spulenwickeltechnik

Band 197

Dr.-Ing. Frederic Förster

Geregeltes Handhabungssystem zum zuverlässigen und energieeffizienten Handling textiler Kohlenstofffaserzuschnitte

Band 198

Dr.-Ing. Nikolay Boev

Numerische Beschreibung von Wechselwirkungen zwischen Zerspanprozess und Maschine am Beispiel Räumen

Band 199

Dr.-Ing. Sebastian Greinacher

Simulationsgestützte Mehrzieloptimierung schlanker und ressourceneffizienter Produktionssysteme

Band 200

Dr.-Ing. Benjamin Häfner

Lebensdauerprognose in Abhängigkeit der Fertigungsabweichungen bei Mikroverzahnungen

Band 201

Dr.-Ing. Stefan Klotz

Dynamische Parameteranpassung bei der Bohrungsherstellung in faserverstärkten Kunststoffen unter zusätzlicher Berücksichtigung der Einspannsituation

Band 202

Dr.-Ing. Johannes Stoll

Bewertung konkurrierender Fertigungsfolgen mittels Kostensimulation und stochastischer Mehrzieloptimierung

Anwendung am Beispiel der Blechpaketfertigung für automobiler Elektromotoren

Band 203

Dr.-Ing. Simon-Frederik Koch

Fügen von Metall-Faserverbund-Hybridwellen im Schleuderverfahren ein Beitrag zur fertigungsgerechten intrinsischen Hybridisierung

Band 204

Dr.-Ing. Julius Ficht

Numerische Untersuchung der Eigenspannungsentwicklung für sequenzielle Zerspanungsprozesse

Band 205

Dr.-Ing. Manuel Baumeister

Automatisierte Fertigung von Einzelblattstapeln in der Lithium-Ionen-Zellproduktion

Band 206

Dr.-Ing. Daniel Bertsch

Optimierung der Werkzeug- und Prozessauslegung für das Wälzschälen von Innenverzahnungen

Band 207

Dr.-Ing. Kyle James Kippenbrock

Deconvolution of Industrial Measurement and Manufacturing Processes for Improved Process Capability Assessments

Band 208

Dr.-Ing. Farboud Bejnoud

Experimentelle Prozesskettenbetrachtung für Räumbauteile am Beispiel einer einsatzgehärteten PKW-Schiebemuffe

Band 209

Dr.-Ing. Steffen Dosch

Herstellungsübergreifende Informationsübertragung zur effizienten Produktion von Werkzeugmaschinen am Beispiel von Kugelgewindetrieben

Band 210

Dr.-Ing. Emanuel Moser

Migrationsplanung globaler Produktionsnetzwerke

Bestimmung robuster Migrationspfade und risiko-effizienter Wandlungsbefähiger

Band 211

Dr.-Ing. Jan Hochdörffer

Integrierte Produktallokationsstrategie und Konfigurationssequenz in globalen Produktionsnetzwerken

Band 212

Dr.-Ing. Tobias Arndt

Bewertung und Steigerung der Prozessqualität in globalen Produktionsnetzwerken

Band 213

Dr.-Ing. Manuel Peter

Unwuchtminimale Montage von Permanentmagnetrotoren durch modellbasierte Online-Optimierung

Band 214

Dr.-Ing. Robin Kopf

Kostenorientierte Planung von Fertigungsfolgen additiver Technologien

Band 215

Dr.-Ing. Harald Meier

**Einfluss des Räumens auf den Bauteilzustand in der Prozesskette
Weichbearbeitung – Wärmebehandlung – Hartbearbeitung**

Band 216

Dr.-Ing. Daniel Brabandt

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels
optischer Messtechnik**

Band 217

Dr.-Ing. Alexandra Schabunow

**Einstellung von Aufnahmeparametern mittels projektionsbasierter Qualitäts-
kenngrößen in der industriellen Röntgen-Computertomographie**

Band 218

Dr.-Ing. Jens Bürgin

Robuste Auftragsplanung in Produktionsnetzwerken

Mittelfristige Planung der variantenreichen Serienproduktion unter Unsicherheit
der Kundenauftragskonfigurationen

Band 219

Dr.-Ing. Michael Gerstenmeyer

**Entwicklung und Analyse eines mechanischen Oberflächenbehandlungs-
verfahrens unter Verwendung des Zerspanungswerkzeuges**

Band 220

Dr.-Ing. Jacques Burtcher

**Erhöhung der Bearbeitungsstabilität von Werkzeugmaschinen durch
semi-passive masseneinstellbare Dämpfungssysteme**

Band 221

Dr.-Ing. Dietrich Berger

**Qualitätssicherung von textilen Kohlenstofffaser-Preforms mittels prozess-
integrierter Wirbelstromsensor-Arrays**

Band 222

Dr.-Ing. Fabian Johannes Ballier

Systematic gripper arrangement for a handling device in lightweight production processes

Band 223

Dr.-Ing. Marielouise Schäferling, geb. Zaiß

Development of a Data Fusion-Based Multi-Sensor System for Hybrid Sheet Molding Compound

Band 224

Dr.-Ing. Quirin Spiller

Additive Herstellung von Metallbauteilen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiformen

Band 225

Dr.-Ing. Andreas Spohrer

Steigerung der Ressourceneffizienz und Verfügbarkeit von Kugelgewindetrieben durch adaptive Schmierung

Band 226

Dr.-Ing. Johannes Fisel

Veränderungsfähigkeit getakteter Fließmontagesysteme

Planung der Fließbandabstimmung am Beispiel der Automobilmontage

Band 227

Dr.-Ing. Patrick Bollig

Numerische Entwicklung von Strategien zur Kompensation thermisch bedingter Verzüge beim Bohren von 42CrMo4

Band 228

Dr.-Ing. Ramona Pfeiffer, geb. Singer

Untersuchung der prozessbestimmenden Größen für die anforderungsgerechte Gestaltung von Pouchzellen-Verpackungen

Band 229

Dr.-Ing. Florian Baumann

Additive Fertigung von endlosfaserverstärkten Kunststoffen mit dem ARBURG Kunststoff-Freiform Verfahren

Band 230

Dr.-Ing. Tom Stähr

Methodik zur Planung und Konfigurationsauswahl skalierbarer Montagesysteme – Ein Beitrag zur skalierbaren Automatisierung

Band 231

Dr.-Ing. Jan Schwennen

Einbringung und Gestaltung von Lasteinleitungsstrukturen für im RTM-Verfahren hergestellte FVK-Sandwichbauteile

Band 232

Dr.-Ing. Sven Coutandin

Prozessstrategien für das automatisierte Preforming von bebinderten textilen Halbzeugen mit einem segmentierten Werkzeugsystem

