

IVW - Schriftenreihe Band 111

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

René Holschuh

**Lokal lastgerecht verstärkte
Multimaterialsysteme auf Basis
von Polypropylen-Polypropylen-
Hybriden**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

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

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

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

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

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2014

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

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.
ISSN 1615-021X
ISBN 978-3-944440-07-1

Lokal lastgerecht verstärkte Multimaterialsysteme auf Basis von Polypropylen-Polypropylen-Hybriden

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

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Wirtsch.-Ing. René Martin Holschuh

aus Kaiserslautern

Tag der mündlichen Prüfung:	22. August 2014
Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Paul Geiß
Referent:	Prof. Dr.-Ing. Peter Mitschang
Koreferent:	Prof. Dr.-Ing. Ralf Schledjewski

Für meine Familie.

„Die besten Dinge im Leben sind nicht die, die man für Geld bekommt.“

Albert Einstein (1879 – 1955)

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Verarbeitungstechnik an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH.

Mein herzlicher Dank gilt zunächst meinem Doktorvater Professor Dr.-Ing. Peter Mitschang, der die Erstbegutachtung meiner Arbeit übernahm und mir in den letzten Jahren die Gelegenheit gab, meine Fähigkeiten in einem sehr guten wissenschaftlichen Umfeld zu entwickeln. Er ermöglichte mir stets ein eigenständiges und selbstbestimmtes Arbeiten. Des Weiteren danke ich Professor Dr.-Ing. Paul Geiß für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission und meinem ehemaligen Gruppenleiter Professor Dr.-Ing. Ralf Schledjewski für die Zweitbegutachtung der Arbeit sowie für die Ermöglichung der Thematik.

Allen Kolleginnen und Kollegen des IVW danke ich für die Unterstützung und die gute Zusammenarbeit. Viele von Ihnen betrachte ich als gute Freunde. Ein besonderer Dank geht hierbei an Martina Hümbert für Ihre hervorragende Hilfestellung im Bereich der Spannungs-Dehnungs-Diagramme. Ebenso gebührt nicht weniger Dank Jovana Džalto für die herausragende Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit. An dieser Stelle möchte ich mich auch explizit bei David Becker für die unzähligen, fruchtbaren Diskussionen zum Thema Wirtschaftlichkeitsanalyse sowie für die Hilfe bei der Erstellung von Veröffentlichungen bedanken. Explizit erwähnen möchte ich an dieser Stelle auch Dr.-Ing. Michael Magin für ein jederzeit offenes Ohr und der damit verbundenen Hilfestellung im Bereich der Mechanik und Simulation. Steven Brogdon, Eric Schott und Michael Nast seien an dieser Stelle nochmal herzlich gedankt, da sie mir immer und ohne zu zögern geholfen haben. Des Weiteren danke ich Dr.-Ing. Luisa Medina, Andrea Hauck, Dr. Miro Duhovic, Klaus Hildebrandt, Marcel Christmann und Michael Pässler für ihre Freundschaft und vielfältige Unterstützung.

Ein ganz besonderer Dank geht auch an meine ehemaligen Kollegen Dr.-Ing. Lars Moser, Dr.-Ing. Markus Steeg und insbesondere Dr.-Ing. Thomas Bayerl und Dr.-Ing. Angelos Miaris für Ihre Hilfe, Unterstützung und die mir sehr wertvollen Freundschaften. In diesem Kontext möchte ich auch Herrn Jens Lichtner danken für eine nicht weniger wertvolle Freundschaft und für die Tatsache, dass er der beste Labor-

ingenieur ist, den ich mir vorstellen kann.

Ich danke meinen unermüdlichen, fleißigen Studenten Oliver Metz, Marc Wiehn, Philipp Neubert, Frank Baader, Mario Weiland, Jan Schäfer, Eric Dabrock, Daniel Grell, Sebastian Sauer, Astrid Schuster, Christian Gudd, Moritz Mathieu und Torsten Wellems für Ihren Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit. Mein „Edel-Knecht“ Carsten Degel sollte bereits wissen, wie dankbar ich für seine exzellente Arbeit, seine Freundschaft und den ständigen Kaffeenachschub bin.

Ich möchte mich bei meinen Eltern und bei meiner Oma auf das allerherzlichste Bedanken, die mir durch Ihre Unterstützung während meines ganzen Lebens all dies erst ermöglicht haben.

Zuletzt, aber von ganzem Herzen, danke ich meiner Frau Tatiana und meinen Kindern Anna und Jan, die jederzeit für mich da waren und mich immer gestärkt und unterstützt haben.

Ludwigshafen im August 2014

René Holschuh

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen.....	IV
Verzeichnis verwendeter Formelzeichen.....	V
Kurzfassung.....	X
Abstract.....	XI
1. Einleitung und Zielsetzung	1
1.1. Motivation	4
1.2. Aufgabenstellung und Zielsetzung.....	7
2. Stand der Technik.....	9
2.1. Prozesse	9
2.1.1. Statisches Pressen – Thermoformen	9
2.1.2. In-situ Tapelegeverfahren	11
2.1.3. Sandwichbauweise.....	14
2.2. Prozess- und Verfahrenskombinationen.....	17
2.2.1. Kunststoff-Metall-Hybride	17
2.2.2. Kunststoff-Kunststoff-Hybride.....	20
2.2.3. Kunststoff-Kunststoff-Hybridsandwich	22
2.2.4. HyBaTa-Verfahren	23
2.3. Zusammenfassung der relevanten Prozesstechnik.....	24
3. Materialien und Einsatzgebiet.....	26
4. Mechanische Charakterisierung der Einzelkomponenten.....	28
4.1. Ermittlung der Zugeigenschaften.....	28

4.2. Ermittlung des Schubmoduls	29
4.3. Ermittlung der Druckeigenschaften.....	30
5. Mechanische Charakterisierung der Multimaterialsysteme	33
5.1. Versuchsmethodik	35
5.2. Bestimmung optimaler Prozessparameter zum Tapelegen	41
5.2.1. Beeinflussung der Grenzschicht durch Faserwanderungsvorgänge	49
5.2.2. Auswirkung des Herstellungsprozesses auf den Kristallinitätsgrad.	52
5.2.3. Makromolekulare Diffusionsvorgänge in der Grenzschicht.....	55
5.2.3.1. Modell auf Basis der Einstein-Gleichung	55
5.2.3.2. Reptationmodell.....	57
5.2.3.3. Modell der Molekülver Streckung und –relaxation.....	60
5.3. Mechanische Kennwerte der Multimaterialsysteme.....	62
5.3.1. Ermittlung der Zugeigenschaften	62
5.3.2. Ermittlung der Biegeeigenschaften	70
5.3.3. Ermittlung der Biegeeigenschaften des Sandwichverbundes.....	72
6. Simulation.....	77
6.1. Simulation der Einzelkomponenten – Organoblech und Tape.....	77
6.2. Simulation des Druckversuchs	78
6.3. Simulation des Multimaterialsystems – Organoblech und Tape	79
6.4. Simulation des Multimaterialsystems – Sandwich	84
7. Ökonomische Prozessbetrachtung.....	89
7.1. Kosten- und Prozessmodelle beim Einsatz von FKV.....	89

7.1.1. Klassische Modelle.....	90
7.1.2. Erweiterte Modelle.....	91
7.1.3. Beschreibung des verwendeten Modells.....	92
7.2. Identifikation von Konkurrenzverfahren	95
7.3. Prozess- und Kostenanalyse der Verfahren	97
7.3.1. Thermoformen mit konstanter Dicke	97
7.3.2. Tailored Blank Technologie	101
7.3.3. HyBaTa-Verfahren	105
7.4. Wirtschaftlichkeitsanalyse am Fallbeispiel Sitzschale	108
8. Fazit.....	118
9. Literaturverzeichnis.....	121
10. Anhang.....	132
10.1. Herleitung Biege- und Schubsteifigkeiten für Sandwich mit dünnen, symmetrischen Deckschichten	132
10.2. Materialdaten.....	134
10.3. Ablaufdiagramme	139
10.4. Erläuterungen zur Zykluszeitabschätzung des in-situ TTL	142
10.5. Annahmen zur Wirtschaftlichkeitsbetrachtung.....	145

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
μCT	Mikro-Computertomograph
APDL	Ansys Parametric Design Language
ARALL	Aramid Reinforced Aluminium Laminate
BMC	Bulk Molding Compound
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DCB	Double-Cantilever Beam
DMS	Dehnungsmessstreifen
DSC	Dynamische Differenzkalorimetrie
EPP	Expandiertes Polypropylen
FEM	Finite Element Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GLARE	Glass Reinforced Aluminium
HyBaTa	Hybride Bauteile mittels Tapelegeverfahren
IVW	Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
KFZ	Kraftfahrzeug
KTL	Kathodische Tauchlackierung, Kataphorese
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
LFI	Long Fiber Injection, Lang-Faser Injektion
LFT	Langfaserverstärkter Thermoplast
μCT	Mikro-Computertomograph
min	Minute/n
MPa	Megapascal
OB	Organoblech
PBKM	Prozessbasierte Kostenmodellierung
PKW	Personenkraftwagen
PP	Polypropylen
REM	Rasterelektronenmikroskop
S	Schaum
SMC	Sheet Molding Compound
T	Tape
TGA	Thermogravimetrische Analyse
TLK	Tapelegekopf
TSG	Thermoplast-Schaumspritzgießen
TTL	Thermoplast-Tapelegeverfahren
UD	Unidirektional

Verzeichnis verwendeter Formelzeichen

Technische Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
a	[mm]	Rissslänge
a	[]	Anzahl der Fasern in Längsrichtung
A	[mm ²]	Fläche
∂A	[mm ²]	Rissfläche
b	[mm]	Breite
b	[]	Anzahl der Fasern in Querrichtung
B	[mm]	Breite der Verstärkungsschicht
B _y	[mm ⁴]	Biegesteifigkeit um die y-Achse
c	[N/m]	Federkonstante
c	[m/s]	Strömungsgeschwindigkeit
c _p	[J/kg*K]	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
c _{pt}	[J/kg*K]	Spezifische Wärmekapazität der Tapes
D	[m ² /s]	Diffusionskoeffizient
D	[mm]	Durchmesser der Einzelfaser
E	[MPa]	E-Modul
E _H	[MPa]	Zug-E-Modul der Häute
E _K	[MPa]	E-Modul des Kerns
E _{OB}	[MPa]	Zug-E-Modul des Organoblechs
E _T	[MPa]	Zug-E-Modul des Tapes
F _c	[N]	Kompaktierungs-, Konsolidierungskraft
G	[J]	Gibbs-Energie
G ₁₂	[MPa]	Schubmodul
G _K	[MPa]	Schubmodul des Kerns
G _m	[J/mm ²]	Energiefreisetzungsrate
G _{ic}	[J/mm ²]	Kritische Energiefreisetzungsrate
h	[mm]	Abstand der Schwerlinien der Deckhäute
h _K	[mm]	Höhe des Kerns
∂H	[J]	Potentielle Energie
H, H _a , h _a	[MJ/m ³]	Abgaswärme /-enthalpie
H	[mm]	Höhe der Verstärkungsschicht
H _f	[J/g]	Relative Schmelzenthalpie
I	[mm ⁴]	Flächenträgheitsmoment 2. Ordnung
J	[N/m ²]	Kriechnachgiebigkeit
l _G	[mm]	Länge eines vollständig gestreckten Moleküls
L _b	[mm]	Abstand zwischen Auflager und Biegestempel

L_c	[mm]	Kontaktlänge
\dot{m}	[kg/s]	Massenstrom
\dot{m}	[mol/s]	Massenstrom
m	[kg]	Masse
M	[g/mol]	Molekulargewicht
M	[Nm]	Biegemoment
n	[]	Anzahl
n_F	[]	Gesamtanzahl der Fasern in der Verstärkungsschicht
N_F	[]	Anzahl freier Kettenelemente
N_G	[]	Anzahl eindiffundierter Monomere
N_L	[1/mol]	Avogadrokonstante
P, p	[MPa]	Druck
\dot{Q}	[W]	Wärmeleistung, Wärmestrom
\dot{Q}_t	[W]	Wärmeleistung der Tapes
$\dot{Q}_{t,effektiv}$	[W]	Erforderliche Wärmeleistung
q_{xz}	[N]	Schubkraftkomponente in der x-z-Ebene
R	[mm]	Radius
R	[mm]	Endpunktabstand
R_G	[mm]	Trägheitsradius
s	[]	Standardabweichung
S_x	[N/mm]	Schubsteifigkeit
t	[mm]	Dicke
T	[s]	Diffusionszeit
t_t	[mm]	Dicke der Tapes
t_v	[°C]	Flammtemperatur
T	[°C]	Temperatur
∂U	[J]	Elastische Energie
v, v_t	[m/min]	Tapelegegeschwindigkeit
v	[K/s]	Lineare Heizrate
$v_{a,f}$	[m ³ /s]	Feuchte Abgasmenge
V	[%]	Faservolumengehalt
\dot{V}	[l/min]	Gasvolumenstrom
\bar{V}	[m ³ /mol]	Molvolumen
w	[mm]	Durchbiegung
$w_{theoretisch}$	[mm]	Kalkulierte Durchbiegung
w_t	[mm]	Breite der Tapes
W	[N]	Kraft pro Stempel
W	[Ws]	Arbeit
\bar{x}	[]	Mittelwert

Griechische Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
α	[%]	Kristallinitätsgrad
γ_{12}	[]	Schubverformung
ϵ_B	[]	Dehnung bis Bruch
ϵ_{quer}	[]	Querdehnung
$\epsilon_{längs}$	[]	Längsdehnung
η	[Pa*s]	Viskosität
ρ	[kg/m ³]	Dichte
ρ_S	[g/l]	Dichte des Ausgangsmaterials vor Schäumung
ρ_t	[kg/m ³]	Dichte der Tapes
σ	[MPa]	Spannung
σ_{10}	[N/mm ²]	Stauchung bei 10 %
σ_{25}	[N/mm ²]	Stauchung bei 25 %
σ_H	[N/mm ²]	Haftfestigkeit
σ_H	[MPa]	Normalspannung in den Sandwichhäuten
σ_K	[MPa]	Normalspannung im Kern
σ_{max}	[N/mm ²]	Maximale Zugfestigkeit
σ_{pl}	[kPa]	Grenzspannung hin zur plastischen Verformung des EPP
σ_y	[kPa]	Streckgrenze der Zellwände des EPP
τ_{ij}	[MPa]	Schubspannung in ij-Richtung
τ_R	[s]	Relaxationszeit
$\tau_{xz,Interface}$	[MPa]	Schubspannung in der Fügenschicht
φ	[%]	Luftfeuchte

Betriebswirtschaftliche Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
a	[m/s ²]	Beschleunigung der Maschine
A	[m ²]	Fläche
A_P	[]	Anzahl an Personal
AS	[€/a]	Abschreibung
AW	[€]	Anschaffungswert
d_{KR}	[m]	Durchmesser der Konsolidierungsrolle
EW	[€]	Einzelwert
i	[%]	Kalkulatorischer Zinssatz
j	[]	Produktionseinheit

k	[€]	Stückkosten
K	[€]	Gesamte Kosten für einen Prozess
k_A	[€]	Variable Abfallkosten
k_E	[€]	Variable Energiekosten
K_f	[€]	Fixkosten
K_{ges}	[€]	Gesamtkosten
k_M	[€]	Variable Materialkosten
k_P	[€]	Variable Personalkosten
k_S	[€]	Variable sonstige Kosten
k_V	[€]	Variable Stückkosten
K_V	[€]	Variable Kosten
l_{ad}	[m]	Adaptionsstrecke des Roboters
l_{ce}	[m]	Länge der Kantenüberquerung
L_0	[m]	Länge des Bauteils
m	[]	Häufigkeit
m_B	[]	Materialmenge
n	[]	Nutzungsjahre
n_s	[]	Anzahl der Bahnen
N_L	[]	Anzahl der Lagen
p	[]	Jahresproduktionsmenge
p_{Al}	[€]	Kostensatz für Produktionsabfälle
p_E	[€/kW]	Kostensatz für Energieverbrauch
p_m	[€]	Materialpreis
p_P	[%]	Personalkostensatz
P_S	[€/s]	Kostensatz für sonstige Kosten
q_{Aus}	[%]	Ausschussquote
q_P	[%]	Produktionsausfallquote
q_R	[%]	Recyclingquote
r_{ce}	[m]	Radius der überquerten Kante
$r_{ce\zeta_{grenz}}$	[m]	Grenzradius der im Winkel ζ überquerten Kante
r_{down}	[%]	Anteil der Maschinenstillstandszeit
rk	[€]	Raumkostensatz
RK	[€]	Raumkosten
RW	[€]	Restwert
s_a	[m]	Strecke für die Beschleunigung / Verzögerung
Δt_a	[h]	Prozessverspätung durch Beschleunigung / Verzögerung an der Kante im Winkel ζ
Δt_{ce}	[h]	Verzögerung durch die Kantenüberquerung
t_A	[h]	Bauteilfläche-bezogene Zykluszeit
t_{ad}	[h]	Zeit für die Adaptionsbewegung an der Kante

t_{ce}	[h]	Zeit zum Überqueren der Kante
$t_{ce\zeta}$	[h]	Zeit zum Überqueren der Kante im Winkel ζ
t_{dead}	[h]	Totzeit des Tapelegekopfes
t_{Heiz}	[h]	Anteil an Zykluszeit für Aufheizen der Halbzeuge
$t_{Kühl}$	[h]	Anteil an Zykluszeit für Abkühlen der Halbzeuge
$t_{Nacharbeit}$	[h]	Anteil an Zykluszeit für Nachbearbeitung
t_P	[h]	Zykluszeit für das Tapelegen
t_{Press}	[h]	Anteil an Zykluszeit bei der Druck gehalten wird
t_{TB}	[h]	Zykluszeit für Tailored Blank-Technologie
t_{TF}	[h]	Zykluszeit für Thermoformen
$t_{Transport}$	[h]	Anteil an Zykluszeit für Positionierung, Transport und Entnahme von Halbzeugen oder Bauteilen
$t_{zu/auf}$	[h]	Anteil an Zykluszeit für Schließen/Öffnen der Presse
v_0	[m/min]	Grundablegegeschwindigkeit
v_{ad}	[m/s]	Adaptionsgeschwindigkeit der Maschine
v_{ce}	[m/min]	Geschwindigkeit beim Überqueren der Kante
$v_{max\,Masch}$	[m/s]	Maximale Bahngeschwindigkeit der Maschine
W	[m]	Ablegebreite des Tapes
W_0	[m]	Breite des Bauteils
wk	[€]	Wartungskostensatz
W_A	[kW/s]	Energieverbrauch
WK	[€]	Wartungskosten
Z_{eff}	[s]	Effektive Zykluszeit
ZK	[€]	Zinskosten
θ_n	[°]	Out-of-plane-Winkel der Kante
ζ	[°]	Ablegewinkel in Abhängigkeit der Kantenorientierung
Ψ	[°]	Ablegewinkel

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde ein Prozess entwickelt, zur Realisierung lokal, lastgerecht verstärkter Thermoplast-Hybridbauteile im Einsatzgebiet struktureller Anwendungen im Automobilbereich. Hierzu wurde effektiv ein formgebender Schritt für gewebeverstärkte Halbzeuge mit dem in-situ Tapelegeverfahren zur Aufbringung unidirektional endlos faserverstärkter Bändchenmaterialien kombiniert.

Die durch die symbiotische Ausnutzung der Vorzüge der beiden Verfahren in Kombination mit Sandwichbauweise realisierten Bauteile, zeichnen sich einerseits durch eine Reduktion des Gesamtgewichts aus und weisen andererseits ein weit höheres mechanisches Eigenschaftsprofil auf, als mit rein singulären Prozessschritten möglich ist.

Im Rahmen des ganzheitlichen Prozessansatz wurden, ausgehend von einer experimentellen und theoretischen Ermittlung, optimale Prozessparameter für das in-situ Tapelegeverfahren in Bezug auf die interlaminaire Risszähigkeit zwischen den Materialpartnern, die Grenzschichtgüte beeinflussende Vorgänge ermittelt und diskutiert. Es konnte gezeigt werden, dass durch die gewählte Prozesskombination deutlich erhöhte Energiefreisetzungsraten realisiert werden können, verglichen mit Proben, welche im Autoklav hergestellt wurden. Im Rahmen umfangreicher mechanischer Charakterisierungsreihen konnte direkter Einfluss der unidirektionalen Verstärkungslagen auf das mechanische Eigenschaftsprofil der Multimaterialsysteme nachgewiesen werden. Darüberhinaus wurde das Hybridsystem erfolgreich in einer FE-Simulation abgebildet und validiert. Durch eine prozessbasierte, ökonomische Betrachtung konnte der Prozessansatz gegenüber Konkurrenzverfahren abgegrenzt und als kosteneffektiv bewertet werden.

Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen einen, sowohl unter mechanischen als auch ökonomischen Gesichtspunkten, sinnvollen und geeigneten Prozess zur Realisierung lokal verstärkter struktureller Faser-Kunststoff-Verbund-Bauteile mit inhomogener Lastverteilung auf.

Abstract

Nowadays, polymer-based materials play leading roles in the automotive industry. Fiber reinforced polymer composites (FRPC) based on thermoplastic matrix systems are commonly used in interior and semi-structural applications for the substitution of conventional materials like steel.

Faced to drivers for E-Mobility like austerity of resources, CO₂-legislation and among others change of ideals, the automotive industry is challenged to design products that can comply with environmental legislation in the future.

Textile as well as unidirectional endless fiber reinforced materials offer on the one hand an enormous lightweight potential and on the other hand outstanding mechanical properties to fulfill sustainable mobility concepts. Unfortunately, today, this material class plays a negligible role for mass production of semi- and structural applications due to economic reasons.

A key-driver for the successful implementation of endless fiber reinforced thermoplastics in the automotive is the reduction of the overall production- and part-costs. Traditional processes need to be adapted to fulfill the short-cycle times for large-scale production in the automotive industry. Therefore new process-routes have to be evolved. Recent developments are trying to combine two or more lightweight production methods for the realization of multi-material-systems to overcome the existing process and performance limitations.

The focus of this work is to describe a new process approach for the cost-effective build-up of hybrid structures by effectively combining a forming process of textile reinforced organic sheets with locally, load-related applied unidirectional endless fiber reinforced tapes by use of in-situ tape placement process. Compared to singular lightweight production methods, load- and at the same time weight-optimized FRPC-parts can be designed with the realized multi-material-systems. In order to optimize the bending behavior, the hybrid structure was performed as sandwich with integrated foam core.

Principal purpose of the process development presented in this thesis is a holistic approach. This includes experimental and theoretical determination of optimal process parameters, mechanical characterization as well as implementation into

finite element simulation. To justify the right to exist in terms of economic viewpoint a process-based cost evaluation was performed and compared to competing processes.

Mechanical properties of the pre-chosen, commercial available material partners TEPEX® dynalite 104-RG600(x)/47%, Celstran CFR-TP PP GF70-13 and Neopolen® P-9255 were performed.

Regarding the quality of the interface zone between the material partners the energy release rate G_{IC} was chosen as indicator. By use of in-situ tape placement process with experimental determined optimal process parameters (hot gas volume flow rate: 6 Nl/min; layup velocity: 6 m/min), an energy release rate of 4 J/mm² could be obtained, which was twice as high compared to specimens produced in the autoclave.

3 phenomena that influence the interface behavior were determined. According to the process characteristics of the in-situ tape placement process the absence of fiber migration in the interface, the crystallite structure and molecular stretching and relaxation processes, the interface is characterized by a more ductile behavior, which results in higher value of G_{IC} .

By combining thermoforming and in-situ tape placement with predetermined optimized parameters hybrid structures were performed and mechanical characterized by static testing. Significant increase of mechanical tensile and bending properties in dependency of unidirectional reinforcing layers could be detected.

A finite element simulation that was able to predict the behavior of the multi-material-system and the sandwich-structure was implemented and verified by mechanical testing. Within the FEM analysis the fiber orientations of the base materials and the locally applied endless fiber reinforcements have been taken into account as well as the boundary behavior based on molecule stretching and relaxation phenomena by use of modified interface and contact elements between the material partners.

To evaluate the economic potential of the process approach against competing concepts a transparent, process-based cost analysis was performed, comprising the stepwise differentiation of the processes involved, whereby the processes were divided in single macro-structural process-steps, which were further divided into activities. At last elements were assigned to the various activities. These elements are the

elementary modules of the comparisons, since they allow the association of costs through well-established methods and formulas of the cost and investment calculation. It has been shown that the process approach is cost-effective.

The holistic process approach developed in this study is suitable for the built-up of hybrid structures that are locally, load-related reinforced. Especially for parts showing large differences in local load situations the approach offers best mechanicals as well as economical results.

1. Einleitung und Zielsetzung

Als der Automobilbau noch in den Anfängen lag, betrug der Masseanteil von Stahl, dem konventionellen Konstruktionswerkstoff dieser Zeit, noch rund 80 %. Die Erwartungen der Kunden haben sich seither stark verändert und moderne Fahrzeuge müssen unter anderem hohen Sicherheits-, Umweltverträglichkeits-, Ressourcenschonungs- und Kostenanforderungen genügen. Um diesen gerecht zu werden, hat sich auch die Zusammensetzung der eingesetzten Werkstoffe stark verändert [1-4]. Leichtmetalle und Kunststoffe gehören heute zu den Standardwerkstoffen im Fahrzeugbau [2, 4, 5]. Durch einen sinnvollen Einsatz von klassischen metallischen Bauteilen und Kunststoffbauteilen können Gesamtgewichtsreduzierungen von bis zu 42 % im Gesamtfahrzeug erzielt werden [6]. Der Kunststoffanteil in modernen Fahrzeugen liegt in vielen Modellen ungefähr zwischen 15 und 17 %. Die meisten der hiervon erfassten Kunststoffe sind aber unverstärkt. Der Einsatz von faserverstärkten Kunststoffen ist in diesem Zusammenhang gesehen allerdings noch vergleichsweise jung [3]. Der Masseanteil an Faser-Kunststoff-Verbund (FKV) ist allgemein sehr gering (ca. 3 %), wobei eine mengenmäßige Betrachtung in diesem Falle insofern ungünstig ist, dass die Gewichtseinsparung gerade eines der Hauptziele des FKV-Einsatzes ist und Bauteile aus FKV tendenziell leichter sind als solche aus konventionellen Werkstoffen. Ein wirtschaftlicher Einsatz in der industriellen Großserie mit jährlichen Ausbringungsmengen von mehr als 50000 Stück und somit eine der Voraussetzungen für eine Substitution, ist momentan beispielsweise bei Frontends und Anhängerteilen, wie Kotflügel, Motorhauben und Heckklappen zu finden. Auch beim Unterboden oder bei Federung und Dämpfung sind faserverstärkte Kunststoffe in der Serienfertigung durchaus gebräuchlich. Hinzu kommen vor allem bei sportlichen und höherpreisigen Fahrzeugen Sichtcarbon-Anwendungen oder Crash-Elemente. Andere Anwendungen wie beispielsweise FKV-Felgen werden noch nicht industriell eingesetzt. Hauptgrund für den bisher relativ geringen Einsatz von FKV sind die damit verbundenen Kosten [7-10]. Auch bisher ungelöste produktionstechnische Herausforderungen und Schwierigkeiten bei der Anbindung der FKV-Strukturen an die Metallkarosserie stehen dem großflächigen Einsatz teilweise entgegen.

Der sinnvolle Einsatz von FKV im Automobilbau hängt immer auch mit der Substitution anderer, meist konventioneller, Werkstoffe zusammen. In einem einfachen Substi-

tutionsmodell, wie Schlimbach [11] es vorstellt, gibt es prinzipiell zwei Gründe von einer traditionellen Technologie auf eine fortschrittliche Technologie zu wechseln. Zum einen eine höhere Wirtschaftlichkeit und zum anderen die Erreichbarkeit eines höheren technischen Leistungsniveaus bei der neuen Technologie.

Mit dem Einsatz von FKV im Fahrzeugbau müssen das Ziel der Wirtschaftlichkeit, das Ziel der Erhöhung der technischen Leistungsfähigkeit oder im Optimalfall beide Ziele gleichzeitig verfolgt werden. Die zwei Hauptziele lassen sich in diverse Unterziele gliedern, die allerdings nicht getrennt zu betrachten sind, sondern vielmehr ein stark interdependentes Zielsystem darstellen. Einige der am häufigsten zu findenden Begründungen für die Verwendung von FKV sind nachfolgend aufgeführt.

Gewichtsreduktion gehört zu den Primärzielen bei der Verwendung von FKV. In den letzten Jahrzehnten ist bei Personenkraftwagen (PKW) durch die erhöhten Anforderungen an Design, Komfort, Sicherheit, Leistung etc. eine stetige Steigerung der Fahrzeugmassen festzustellen. Allerdings könnte mit einer Gewichtseinsparung um 100 kg bereits eine Treibstoffeinsparung von 0,4 l/100 km erreicht werden oder rund 10 g weniger Kohlendioxidemission [12]. Auch eine Reduktion der Schadstoffemissionen, deren Einforderung durch die Politik und den Markt vielfach als Grund für die zunehmende Verbreitung von Leichtbaumaterialien im Fahrzeugbau genannt wird, wäre so möglich. Somit lässt sich auch Umweltschutz als Ziel identifizieren. Durch Gewichtsreduktionen ergeben sich dabei immer auch weitere Einsparpotenziale. Ein leichteres Fahrzeug kommt unter anderem mit weniger stabilen Strukturen, kleiner dimensionierten Bremsen, einem schwächeren Motor, einem kleinerem Tank aus. Nicht zuletzt bietet eine Reduktion des Gewichts aber auch die Möglichkeit, das Handling und die Performance eines Fahrzeugs zu verbessern. FKV-Bauteile könnten hier eine Schlüsselposition einnehmen, denn durch ihren Einsatz könnte gegenüber Stahlkarosserien eine Gewichtsersparnis von bis zu 65 % erreicht werden. Dabei spielt nicht nur die geringe Dichte eine Rolle, sondern auch die Vielfalt der Formgebungsmöglichkeiten, die mit FKV realisiert werden können [13-15].

Diese Formgebungsmöglichkeiten führen auch zu der Möglichkeit der Funktionsintegration, einem häufig genannten Ziel beim Einsatz von FKV. Funktionsintegration und somit auch Prozesskettenverkürzung kann wiederum helfen, andere Ziele wie Gewichts- und Kostenersparnis zu erreichen. Beispielsweise kann mit einer realisier-

baren Monocoque-Bauweise die Anzahl der Bauteile gegenüber der Stahlbauweise um bis zu 70 % reduziert werden. So kann auch ein weiteres Ziel, die Verringerung von Fertigungsschritten, erreicht werden. Dazu können auch mehrere Teile in einem System kombiniert werden. In diesem Zusammenhang bergen FKV durch ihre spezifischen Eigenschaften großes Potenzial [14, 16, 17].

Durch Eigenschaften, wie beispielsweise eine hohe Korrosionsbeständigkeit, kann auch das Ziel einer Lebensdauererhöhung verfolgt werden. Durch den Einsatz von FKV sind aber auch beim Design neue Wege möglich. So können z.B. Radiowellen Kunststoffe durchdringen und ermöglichen es, Antennen im Innenraum zu platzieren [16].

FKV können aber auch in anderen Bereichen Vorteile gegenüber anderen Werkstoffklassen bieten. Als Beispiel sei hier die Umsetzung einer besseren Geräuschkämpfung genannt. Auch stellen z.B. Stahlblech-Sheet Molding Compound (SMC)-Kombinationen aufgrund ihrer thermischen Eigenschaften die ideale Partnerschaft im Hinblick auf die Maßhaltigkeit dar. Spalte vergrößern sich hier bei Erwärmung nur geringfügig [16].

Kostenreduktion ist einer der überzeugendsten Gründe einen Werkstoff durch einen anderen zu ersetzen. Die wirtschaftliche Vorteilhaftigkeit ist dabei unter anderem von den Kosten für Material und Fertigungsanlagen und von der zur Herstellung eines Bauteils benötigten Zykluszeit abhängig.

Der Einsatz von FKV im Automobilbau lässt sich demnach auf unterschiedlichste Zielsetzungen zurückführen, wobei neben dem ökonomischen Aspekt oft auch die technische Überlegenheit dieser Werkstoffgruppe gegenüber anderen ausschlaggebend ist.

FKV können im Karosseriebau als tragende und nicht tragende Strukturen Verwendung finden. Außenteile wie z.B. Stoßfänger, Motorhaube, Heckklappe, Kotflügel aber auch komplette Unterbodensysteme aus FKV bieten dabei neben geringem Gewicht beispielsweise auch den Vorteil einer möglichen Offline-Lackierung. Oft werden solche Anhängerteile aus SMC, Bulk Molding Compound (BMC) oder ähnlichen Halbzeugen gefertigt [1]. Gleichzeitig ist BMC ein Standardwerkstoff bei der Herstellung von Scheinwerferreflektoren. Bei den tragenden Strukturen sind hingegen langfaserverstärkte FKV mit definierter Faserorientierung von Vorteil, da diese

höhere Festigkeiten und Steifigkeiten aufweisen. So können Strukturmontageträger und komplette Frontends aus FKV gefertigt werden. Im Karosseriebau bieten faserverstärkte Kunststoffe besonders im Hinblick auf das Crashverhalten Potenzial. Während sich beispielsweise Anhängerteile wie Kotflügel bei Kollisionen unter 5 km/h rein elastisch und damit reversibel verformen, bieten Crash-Elemente aus komplexeren FKV ein hohes Energieaufnahmevermögen. So können z.B. ganze Längsträger in kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff (CFK)-Bauweise gefertigt werden. Auch sehr umfangreiche Karosseriestrukturen in Monocoquebauweise, wie sie z.B. im Rennsport zu finden sind, sind möglich. Dort übernehmen sie ebenfalls die Funktion einer Sicherheitszelle für den Fahrer [7, 14, 16-18].

Auch im Innenraum und Motorraum können FKV-Bauteile Anwendung finden, beispielsweise als Pedalerie in kurzglasverstärkter Spritzgussbauweise oder als Drosselklappen, Ventildeckel und Ölwannen in SMC oder BMC-Bauweise [1, 16, 17]. Weitere Anwendungsmöglichkeiten lassen sich in Antriebsstrang und Fahrwerk finden [17, 19].

1.1. Motivation

Der Begriff „Hybrid“ stammt aus dem Lateinischen, kann als „zwitterig, von zweierlei Herkunft“ ins Deutsche übersetzt werden; bedeutet also Mischung, beziehungsweise Gebilde aus zwei oder mehr Komponenten [20]. Demnach befasst sich die Hybridtechnik mit dem Verbinden von Technologien und/oder Materialien unterschiedlicher Arten mit der Absicht, die Eigenschaften des daraus resultierenden Bauteils zu verbessern. Aufgrund des gestiegenen Umweltbewusstseins der Gesellschaft und der gesetzlichen Vorgaben bezüglich der Emissionsgrenzen, ist das primäre Ziel des Einsatzes von Hybridbauteilen im Automobilbereich das Ersetzen von Stahlanteilen durch Kunststoff [21]. Dadurch wird zunächst eine Gewichtsreduzierung des gesamten Bauteils mit einer gleichzeitigen Optimierung der mechanischen Eigenschaften angestrebt. Darüber hinaus sollen die Wünsche und Forderungen der Anwender nach einer gleichbleibenden Qualität und Zuverlässigkeit des Automobils über die gesamte Fahrzeulebensdauer sowie die Erwartung ästhetischer Aspekte nicht in den Hintergrund treten.

Durch die effektive Kombination zweier oder mehrerer Materialien mit unterschiedlichem Eigenschaftsprofil können somit Hybridsysteme generiert werden, die symbiotisch die Eigenschaften der einzelnen Leichtbauweisen kombinieren. Durch diese Multimaterialsysteme lassen sich auf effektive Weise lastgerecht optimierte FKV-Bauteile generieren, welche gleichzeitig gewichtsoptimiert ausgelegt sind. Durch den Einsatz rein singulärer FKV-Herstellungsverfahren wären diese Bauteile nicht oder nur durch erhebliche Gewichtszunahme realisierbar.

Hybridbauteile können beispielsweise aus Metall-Metall-, Metall-Kunststoff- oder Kunststoff-Kunststoff-Verbindungen bestehen [22]. Eine häufige Materialkombination im Kraftfahrzeug-Bereich (KFZ) ist ein Verbund aus Metall und Kunststoff, wobei eine einfach umgeformte, dünnwandige Stahlblechstruktur ihre erforderlichen mechanischen Eigenschaften durch Umspritzen mit Kunststoff erhält [20]. Der Nachteil der fehlenden Haftung aufgrund der rein formschlüssigen Verbindung zwischen Metall und Kunststoff begrenzt die Anwendungsmöglichkeiten, besonders im Hinblick auf komplexere Geometrien. Neuere Entwicklungsarbeiten basieren jedoch auf einer stoffschlüssigen Verbindung durch Haftvermittler aus Copolyamiden, welche gleichermaßen eine Haftung auf Metall- und Kunststoffoberflächen ermöglichen.

Eine Erweiterung des Anwendungs- und Leistungsspektrums bietet die Hybridtechnik auf Basis von Organoblech [23]. Organobleche sind nicht fließfähige, thermoplastische, vollständig imprägnierte und konsolidierte, textilverstärkte, plattenförmige Halbzeuge. Sie werden überwiegend durch Thermoformen zu endlosfaserverstärkten Bauteilen verarbeitet [24]. Im Vergleich zu Metall-Kunststoff-Hybridbauteilen sind sie leichter und weisen eine höhere Festigkeit, sowie Flächensteifigkeit auf [23].

Hergestellt werden diese Multimaterialsysteme durch eine Kombination aus Tiefziehen und Spritzgießen. Dabei wird das Organoblech zunächst erwärmt und tiefgezogen. Anschließend erfolgt eine Erwärmung bis kurz unterhalb der Schmelztemperatur der Matrix, bevor das Bauteil in das Spritzgießwerkzeug eingelegt und umspritzt wird. Dadurch erhält das Blech an ausgesuchten Stellen Versteifungen und Verrippungen aus Thermoplast, welche ihm die nötigen mechanischen Eigenschaften verleihen. Aufgrund des vorherigen Aufwärmens des Organoblechs entsteht eine stoffschlüssige Verbindung, welche die mechanischen Kennwerte des fertigen Bauteils

ohne Haftvermittler deutlich erhöht. Besonders vorteilhaft wirkt sich auch die Anwendung einer Einstofflösung beim Umspritzen mit Thermoplast aus [23].

Neuere Aktivitäten befassen sich mit dem Integrieren des Tiefziehprozesses in das Spritzgießwerkzeug. Durch Entfall der erneuten Erwärmung des tiefgezogenen Blechs lässt sich die Prozesskette verkürzen [25].

Viele der erwähnten Prozesskombinationen zur Herstellung von Multimaterialsystemen benötigen jedoch aufgrund hoher Prozessdrücke ein werkzeugintegriertes Fixierungssystem der lokalen Verstärkung. Dies resultiert in erhöhten Werkzeugkosten. Ein weiterer Nachteil der zum Stand der Technik gehörenden Hybridsysteme ist, dass diese unflexibel hinsichtlich einer räumlichen Änderung der Verstärkungselemente sind. Durch die Fixierung ist bei einer geometrischen Änderung der Verstärkungsorientierung meist ein neues Press- beziehungsweise Spritzgußwerkzeug nötig. Wird auf die Fixierung verzichtet, kann es prozessbedingt zu einem Verschwimmen der Verstärkungselemente kommen. Dies muss durch einen erhöhten Sicherheitsfaktor in der Auslegung ausgeglichen werden.

Hier setzt der in der vorliegenden Arbeit entwickelte Ansatz der Herstellung reiner Polymerhybride an. Er ist charakterisiert durch die Kombination eines Halbzeugs, wie beispielsweise eines Organoblechs, mit einer lokalen, unidirektionalen (UD) Verstärkung, appliziert durch das Thermoplast-Tapelegeverfahren (TTL). Die rein lokale Verstärkung bietet eine gezielte Erhöhung der mechanischen Eigenschaften, die durch die Anzahl der Lagen beeinflusst werden kann. Verbesserungen aufgrund dieses Verfahrens ergeben sich hauptsächlich in der Zug-, Biege und Schlagfestigkeit [22, 26, 27]. Bei der Prozessumsetzung und Realisierung der Hybridbauteile sind jedoch auch Herausforderungen zu berücksichtigen. Eine einseitige Applikation von Verstärkungslagen auf die Grundkörper kann zu einer ungewollten Eigenspannungproblematik bis hinzu Verformungen des resultierenden Bauteils führen. Dies resultiert natürlich auch in unsymmetrischem Verformungsverhalten, welches im Auslegungsprozess berücksichtigt werden muss. Dies jedoch ist nicht Bestandteil der vorliegenden Arbeit, vielmehr zielt die Arbeit darauf ab eine neue Option zur sinnvollen Entwicklung einer Prozesstechnik zur Herstellung lokal, lastgerecht verstärkter Bauteile aufzuzeigen.

1.2. Aufgabenstellung und Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es die prozesstechnische Abbildung des lokalen lastgerechten Verstärkens von flächigen Bauteilen mit inhomogener Lastverteilung zu realisieren. Zur Herstellung dieser auch als Multimaterialsysteme bezeichneten Hybridbauteile muss eine integrative, ganzheitliche Herangehensweise gewählt werden, welche neben der eigentlichen Prozessbetrachtung unter Berücksichtigung des Einsatzgebietes auch Materialauswahl, Simulation und ökonomische Betrachtung abdeckt. Abbildung 1.1 visualisiert die Aufgabenstellung sowie Interdependenzen der Arbeit.

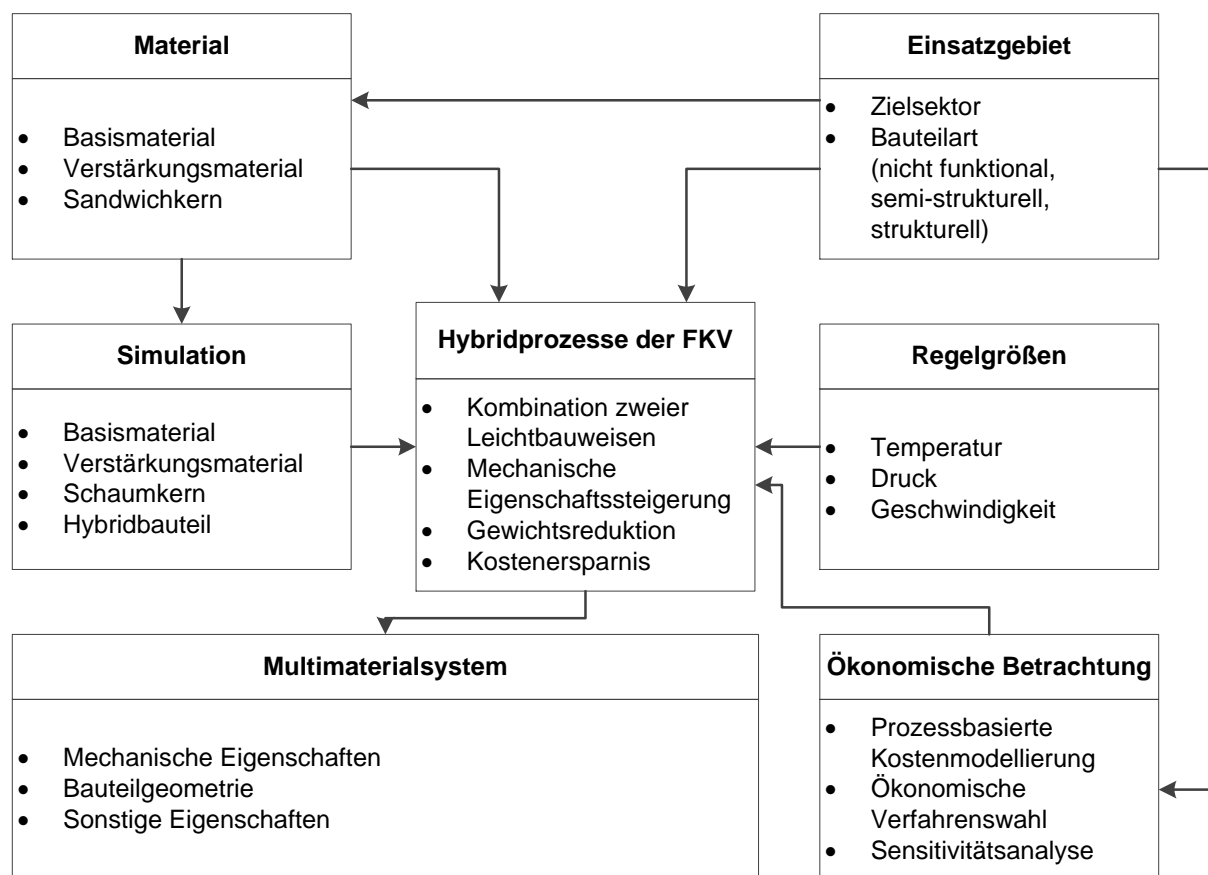


Abbildung 1.1: Allgemeine Aufgabenbeschreibung

Zur Realisierung werden zwei Herstellungsverfahren für FKV-Bauteile effektiv kombiniert. Als formgebendes Verfahren zur Herstellung des Basiskörpers wird im Rahmen dieser Arbeit das Thermoformen von Organoblechen ausgewählt. Als zweite Leichtbauweise zur Aufbringung der lokalen, lastgerechten Verstärkung mittels unidirektional, endlos faserverstärktem Bändchenmaterial wird das in-situ TTL betrachtet.

Eine mögliche Prozesskette zur Verknüpfung der beiden Leichtbauweisen ist in Abbildung 1.2 dargestellt.

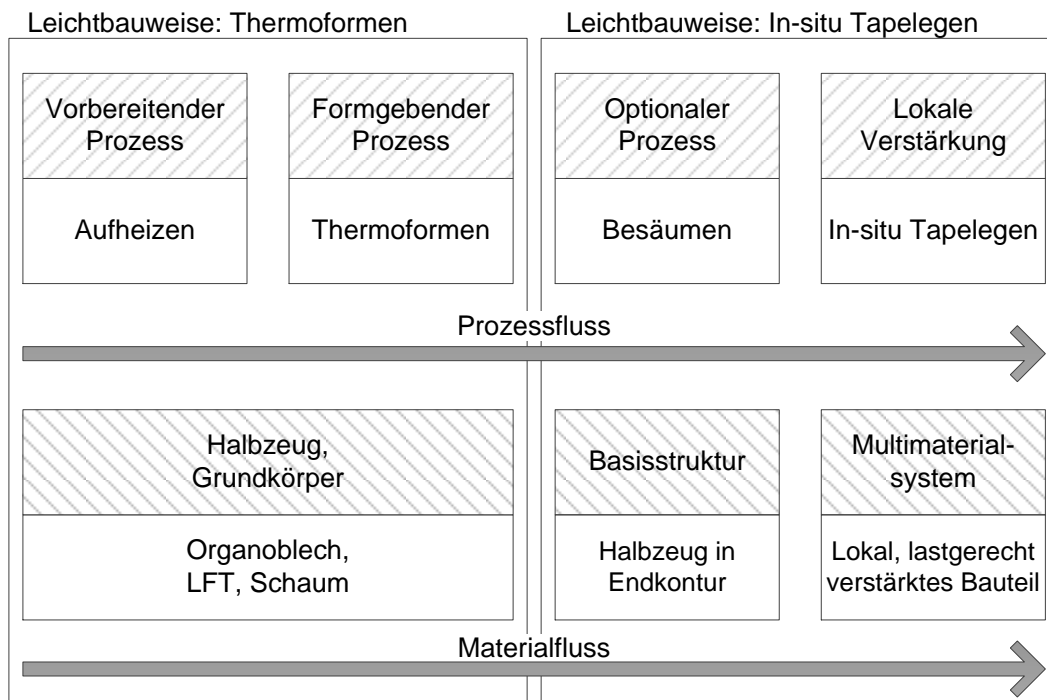


Abbildung 1.2: Mögliche Anwendung des Fertigungskonzepts in der Serienfertigung

Anhand der oben genannten Verfahrenskombination soll im Rahmen dieser Arbeit gezeigt werden, dass ein großserientauglicher, kosteneffizienter Hybridprozess zur Herstellung großflächiger struktureller und semi-struktureller Bauteile mit inhomogener Spannungsverteilung realisierbar ist. Einsatzgebiet dieser hierdurch hergestellten Multimaterialsysteme ist der Automobilsektor. Exemplarische Bauteile, für welche das vorgestellte Konzept geeignet ist die Gesamtdicke zu reduzieren und die mechanischen Eigenschaften zu steigern sind nachfolgend aufgeführt:

- Motorhaube
- Türinnenverkleidung
- Kofferraumboden
- Heckklappe
- Sitzstruktur

2. Stand der Technik

In Abhängigkeit des Einsatzgebietes, sowie der ausgewählten Materialien gibt es eine Vielzahl von möglichen Verarbeitungstechnologien für FKV. Der Stand der Technik beschränkt sich dabei in dieser Arbeit auf eine Auswahl wissenschaftlich gesicherter Erkenntnisse zur Herstellung von Multimaterialsystemen auf Basis thermoplastischer Polymer-Hybridsystemen.

2.1. Prozesse

Für die Herstellung von Bauteilen aus faserverstärktem Kunststoff werden dem variantenreichen Spektrum an Halbzeugen, Werkstoffen und Einsatzgebieten entsprechend viele unterschiedliche Verfahren verwendet. Ausführliche Beschreibungen unterschiedlichster Herstellungsverfahren für FKV-Bauteile sowie deren Historie werden beispielsweise in [28-35] aufgezeigt. Der Stand der Technik fokussiert nachfolgend daher nur relevante Herstellungsverfahren im Sinne des in dieser Arbeit entwickelten Hybridprozesses.

2.1.1. Statisches Pressen – Thermoformen

Unter Thermoformen versteht man das Umformen thermoplastischer Halbzeuge zu Formteilen bei erhöhter Temperatur. Die Ausformung der dreidimensionalen Bauteilgeometrie erfolgt hierbei ausschließlich durch das Drapieren der Verstärkungsstruktur [29]. Drei unterschiedliche Verarbeitungstechnologien bieten sich an um flächige Organobleche großserientauglich zu dreidimensionalen Formteilen zu verarbeiten. Dies sind das Vakuum-Thermoformen, das Druckluft-Thermoformen und das Mechanische Thermoformen. Das grundsätzliche Vorgehen, welches bei allen Methoden gleich ist, besteht aus vier Schritten. Es beginnt mit dem für das Thermoformen charakteristischen Erhitzen des Organoblechs auf dessen Umformtemperatur im elastoplastischen Bereich, anschließendem Umformen mittels eines Thermoformwerkzeuges, dem Abkühlen und Konsolidieren unter Formzwang und dem abschließenden Entformen [36].

Die drei Verfahren unterscheiden sich hauptsächlich hinsichtlich des Formgebungsprozesses. Während beim Vakuum-Thermoformen ein Unterdruck genutzt wird um das bereits erwärmte Organoblech in Form zu bringen, nutzt das Druckluft-

Thermoformen einen positiven Druck um das Halbzeug in die Kavität zu pressen. Wird das Halbzeug über eine Formhöhlung, also die Kavität gezogen wird (konkave Form der Kavität) bezeichnet man dies als Negativformen. Nimmt das Bauteil hingegen eine konvexe Form an spricht man von Positivformen. Beim Mechanischen- Thermoformen wird das Negativ- und Positivformen in Einklang gebracht. Dort wird das erwärmte Organoblech mithilfe eines Stempels in die Kavität gedrückt, wodurch beidseitig eine hohe Oberflächenqualität entsteht. In Abbildung 2.1 sind die angesprochenen drei Verfahren skizziert. Weitergehende Untersuchungen zu statische Pressverfahren zum Umformen von thermoplastischen FKV-Halbzeugen wurden bereits ausführlich in der Literatur behandelt [37-45].

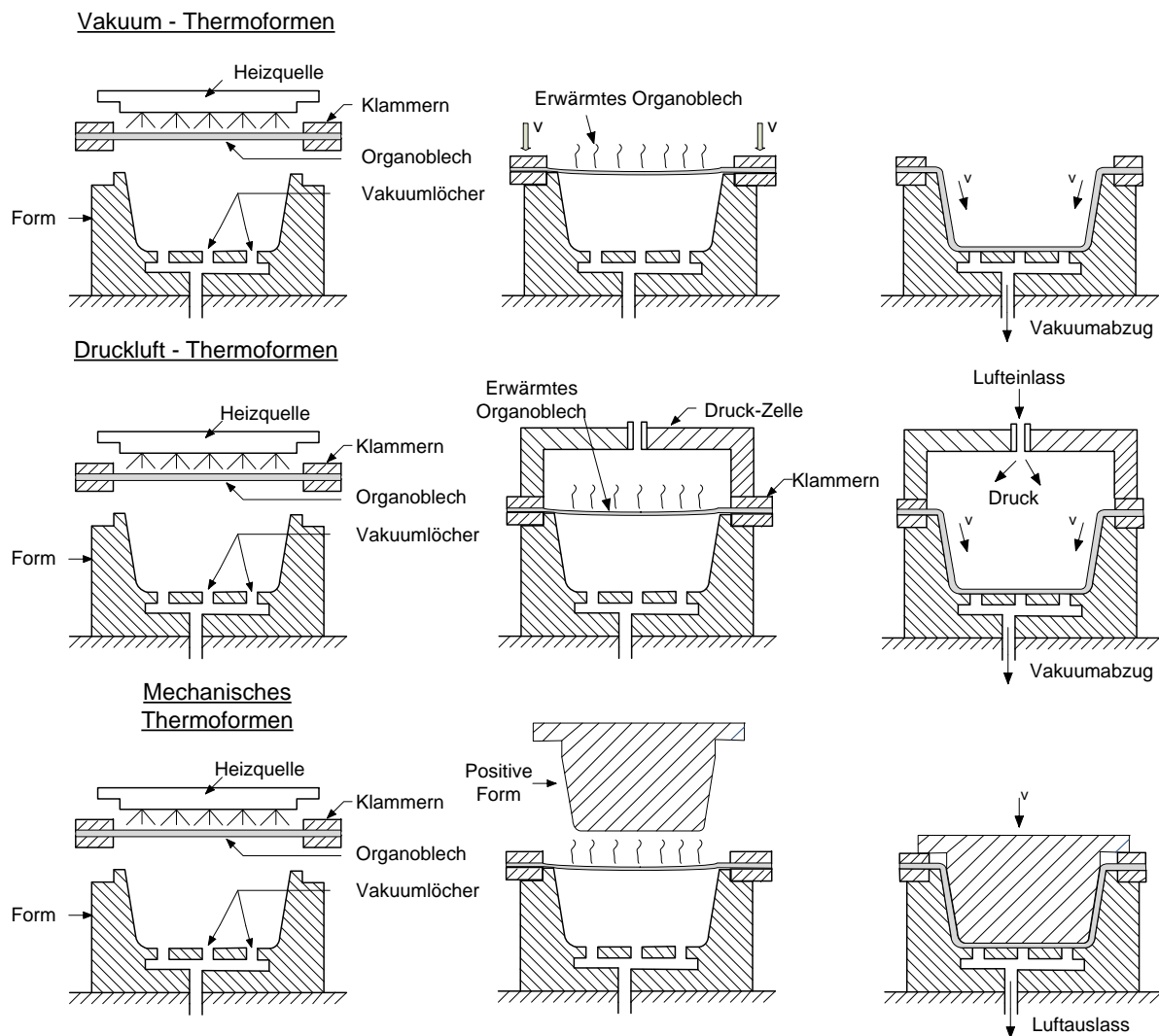


Abbildung 2.1: Varianten des Thermoformens nach [46]

2.1.2. In-situ Tapelegeverfahren

Das thermoplastische Tapelegeverfahren stellt ein diskontinuierliches Legeverfahren dar, das eine Bearbeitung ebener, aber auch gekrümmter Bauteilgeometrien zulässt. Wie die meisten automatisierten Legeverfahren, erlaubt auch das Thermoplast-Tapelegeverfahren (TTL) ein richtungs- und positionsvariables Ablegen unidirektional, endlos faserverstärkter Tapes mit Hilfe eines Tapelegekopfes (TLK) [47, 48]. Zur Positionierung und Führung des TLK ist dieser an einem Mehrachsportalsystem oder an einem Knickarm-Roboter angebracht. Beim Ablegen wird die Matrix der Tapes und des bereits abgelegten Substrats mit Hilfe einer Heizquelle (bspw. Heißgasdüse oder Dioden-Lasersystem) aufgeschmolzen. Durch Applikation von Kompaktierungsdruck werden die Materialpartner gefügt und konsolidiert. Während des Legeprozesses wird das Bändchenmaterial auf die benötigte Länge geschnitten. Ein flächiges Bauteil wird durch sukzessives Ablegen der Tapes neben- und übereinander generiert. Abbildung 2.2, links, stellt die Prozessskizze des TTL dar, sowie Abbildung 2.2, rechts, den in der vorliegenden Arbeit zum Einsatz kommenden, am Institut für Verbundwerkstoffe (IVW) entwickelten, TLK, angeflanscht an ein 6-Achs-Robotersystem. Da beim Ablegen jede beliebige Faserorientierung eingestellt werden kann, können lastgerecht verstärkte Komponenten automatisiert hergestellt werden. Aufgrund der Möglichkeit des genau definierten, lokalen Auftrags von Verstärkungen, ist das Verfahren für Leichtbaustrukturen hervorragend geeignet. Neben dem geringen Wartungsaufwand ist mit dem Tapelegen eine Kostenersparnis und Abfallreduktion zu erwarten [47]. Ein weiterer Vorteil ist die Möglichkeit, komplexe Bauteile lokal zu verstärken [22, 27, 49].

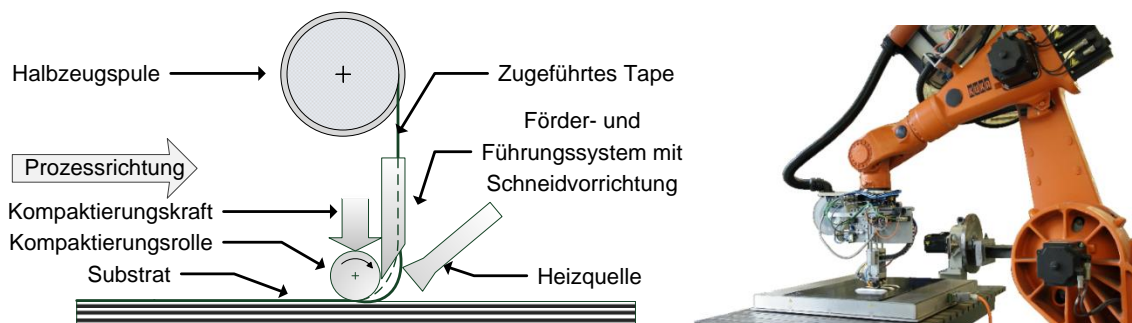


Abbildung 2.2: Skizze TLK (links), 6-Achs-Robotersystem mit IVW-TLK (rechts)

Das charakteristische Merkmal des in-situ TTL ist die Online-Konsolidierung. Hierdurch wird während des Herstellungsprozesses eine monolithische Struktur zwischen den einzelnen Tapelagen bei gleichzeitiger Minimierung von Lufteinschlüssen im Verbund realisiert [50]. Weitere zeit- und energieintensive Konsolidierungsschritte entfallen [51-53]. Komplexe Wechselwirkungen, wie beispielsweise den engen Kontakt zwischen den Lagen, Adhäsion, Fließen der Matrix, Faserverschiebung mit eventueller Ondulation und molekulare Interdiffusion der Makromoleküle, treten während des Konsolidierungsprozesses auf. Nach Advani und Sozer [50] sind Temperatur, Druck und Zeit die Schlüsselparameter, welche die Güte der Konsolidierung beeinflussen. Bei der Wahl des geeigneten Aufheizverfahrens ist zu berücksichtigen, dass ca. 20 % der Wärmeleistung \dot{Q}_t im Falle der Aufheizung mit Heißgasdüse an die Umgebung verloren gehen. Die erforderliche Wärmeleistung $\dot{Q}_{t,effektiv}$, welche die Wärmemenge, die von dem Tape transportiert wird repräsentiert, ergibt sich nach Gleichung 2.1 [50].

$$\dot{Q}_{t,effektiv} = \frac{\dot{Q}_t}{0,80} \quad (2.1)$$

Die Wärmeleistung hängt von der Ein- und Austrittstemperatur (T_1 und T_2) sowie der Geometrie der Tapes ab (vgl. Gleichung 2.2) [50].

$$\dot{Q}_t = \dot{m}c_{pt}(T_2 - T_1) \quad (2.2)$$

Mit $\dot{m} = \rho \cdot v \cdot A$ folgt:

$$\dot{Q}_t = \rho_t v_t w_t t_t c_{pt} (T_2 - T_1) \quad (2.3)$$

\dot{m}	Massenstrom
ρ_t	Dichte der Tapes
v_t	Tapelegegeschwindigkeit
w_t	Breite der Tapes
t_t	Dicke der Tapes
c_{pt}	Spezifische Wärmekapazität der Tapes

Gleichung 2.3 zeigt nicht nur eine Abhängigkeit der benötigten Wärmeleistung und der Temperatur, sondern auch einen Zusammenhang mit der Tapeablege-

geschwindigkeit. Eine hohe Ablegegeschwindigkeit benötigt eine höhere Wärmeleistung und umgekehrt. Gleichbleibende Leistung und niedrigere Geschwindigkeit bewirken also eine höhere Temperatur. Bei der Wahl der Prozessparameter ist es demnach wichtig, eine Kombination aus Leistung und Geschwindigkeit so zu wählen, dass die Temperatur zum Aufschmelzen des Thermoplasten ausreicht, ihn jedoch nicht degradiert.

Neben dem Aufheizverfahren hat auch die Rollentemperatur einen hohen Einfluss auf die Konsolidierungsqualität [47]. Diese ist gewöhnlich niedriger als die Glasübergangstemperatur des Thermoplasten, damit das Tape nicht an der Rolle, sondern am Laminat haften bleibt [50]. Das Werkzeug muss resistent gegenüber Oxidation sein und besteht im Allgemeinen aus Aluminium oder nichtrostendem Stahl. Es wird meistens beheizt um durch einen niedrigeren thermischen Gradienten zwischen Tape und Werkzeug einen Verzug zu minimieren, gleichzeitig die Wärme in vorher abgelegten Tapes zu erhalten [50] und die Erstlagenproblematik zu minimieren, sodass die erste Tapelage besser am Werkzeug haften bleibt [54].

Ein Modell von Advani und Sozer [50] zeigt die Abhängigkeit des Anpressdrucks unter der Konsolidierungsrolle von der Laminatdicke. Unter Weiterführung dieses Modells ergibt sich die benötigte Konsolidierungskraft F_c in Abhängigkeit vom Anpressdruck. Sie kann durch die Integration des Drucks P über die Kontaktlänge L_c und die Tapebreite w_t errechnet werden (vgl. Gleichung 2.4) [48].

$$F_c = 2 \int_0^{L_c} \int_0^{w_t} P(x, y) dx dy \quad (2.4)$$

Prozessbedingt ist die Verweildauer des Materials unter der Konsolidierungsrolle sehr kurz [48]. Um dennoch eine ausreichend gute Verbundgüte zu erreichen, wird die Konsolidierungsphase durch die Erhöhung der Lagenanzahl und damit auch Erhöhung der Überfahrvorgänge verlängert. Der Konsolidierungsgrad in den abgelegten Lagen wird mit jedem Überfahren der Verbundzone verbessert. Dieses Phänomen ist jedoch nicht für unendlich viele Lagen anwendbar, sondern wirkt sich nur für diejenigen Lagen aus, in denen der Thermoplast beim Überfahren mit der Rolle über die Schmelztemperatur aufgeheizt wird (bis ca. 6 Lagen) [48].

Das Tapelegen zur Herstellung der in dieser Arbeit betrachteten Proben erfolgt durch einen am Institut für Verbundwerkstoffe entwickelten Tapelegekopf mit Hilfe eines 6-Achsen-Industrieroboters der Marke KUKA vom Typ KR125/2. Der Roboter hat eine maximale Geschwindigkeit von 2 m/s, eine Traglast von 125 kg sowie einen Arbeitsradius von 360°. Die Bedienung erfolgt über eine angeschlossene PC-Steuerung, die es ermöglicht, beliebige Legepfade offline zu generieren. Für das Tapelegen sind zwei Werkzeuge der Größe 1000 x 1000 mm² sowie 700 x 700 mm² vorhanden.

Der am Roboterarm montierte Tapelegekopf enthält pneumatisch und elektrisch gesteuerte Vorschub-, Schneid-, und Anpresssysteme. Er ist durch den Roboter translatorisch und rotatorisch verstellbar, um auch bei kurvigen Pfaden einen senkrechten Druck auf die Auflagefläche zu gewährleisten. Die Tapes können sehr präzise mit einer Wiederholgenauigkeit von $\pm 0,2$ mm abgelegt werden. Die Erwärmung erfolgt mit Hilfe eines Diodenlasers oder einer Heißgasdüse mit elektrischer Zündung. Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist die Heißgasdüse mit einer H₂/O₂-Flamme. Der Norm-Gasvolumenstrom¹ beträgt zwischen 3 und 20 NI/min bei einer Ablegegeschwindigkeit von 3 - 10 m/min. Die wassergekühlte Konsolidierungsrolle wird innen bis zu 95 °C temperiert und kann in ihrem Durchmesser bauraumbedingt zwischen 25 und 75 mm, in Abhängigkeit des zu verarbeitenden Tapes, variieren. Die Anpresskraft beträgt 50 bis 220 N.

2.1.3. Sandwichbauweise

Im Gegensatz zur herkömmlichen Methode, dem Profilieren von Strukturen über Stege und Stringer, handelt es sich bei der Sandwichbauweise um eine im Querschnitt flächige und homogene Konstruktion. So lassen sich Flächenlasten aufnehmen, die Bauteile sind stabil gegenüber Formänderungen und besitzen hohe Drill- und Biegesteifigkeiten in allen Richtungen, wobei das Gewicht sehr niedrig bleibt [55].

¹ Normvolumenstrom: Auf Normbedingungen (T, p, φ) umgerechneter Volumenstrom.

Sandwich bezeichnet allgemein eine flächige Struktur, die aus mehreren Schichten aufgebaut ist. Die hier verwendete Nomenklatur bezieht sich jedoch explizit auf dreilagige Strukturen gemäß folgender, in [55] festgelegter Definition, wonach ein Sandwich aus den beiden Deckschichten oder Häute, welche die tragende Struktur bilden und dem Kern besteht. Dem Kern kommt die Aufgabe zu die Deckhäute zu stützen, Querschubkräfte zu übertragen und mit hohem spezifischem Volumen einen großen Abstand der Häute zu realisieren.

Das mechanische Wirkprinzip des Sandwichs ist mit dem eines Doppel-T-Profils zu vergleichen, die Häute übertragen Zug- und Druckkräfte während der Kern entsprechend einem Steg die Biegequerkraft überträgt [55]. Als Materialien finden sich Deckhäute aus Metall oder faserverstärktem Kunststoff und Kerne – homogen wie inhomogen - aus Holz, Metall- oder Kunststoffschäumen, Wabenstrukturen oder Faltblech.

Der Verbund zwischen Häuten und Kern erfolgt stoffschlüssig durch geeignete Klebverfahren oder durch das oberflächennahe Aufschmelzen mindestens eines der beiden Verbundpartner gefolgt von einem Pressvorgang. Da für eine gemeinsame, tragende Wirkung des Sandwichbauteils ein schub- und zugstarrer Verbund von Kern und Häuten nötig ist, stellt die erreichte Verbundgüte ein wichtiges Qualitätskriterium dar. Ein vorzeitiges Schubversagen der Verbundschicht bei Biegebelastung des Sandwichs würde ein Ausnutzen dessen hoher mechanischer Kennwerte unmöglich machen.

Neben sehr guten mechanischen Kennwerten bezogen auf das Bauteilgewicht bietet die Sandwichbauweise auch in akustischer und thermischer Hinsicht Vorteile, da in Abhängigkeit des gewählten Kernmaterials eine zusätzlich isolierende Wirkung durch den Sandwichverbund erzielt werden kann.

Zur Berechnung der mechanischen Kenngrößen Biegesteifigkeit, Schubsteifigkeit und Schubspannung eines Sandwich mit dünnen, symmetrischen Deckschichten werden analog zu [56] die folgenden Vereinfachungen angenommen:

- Elastisches Materialverhalten für Kern und Häute
- Vernachlässigbare Eigenbiegesteifigkeit der Häute. Ebenso deren Parallelität, Ebenheit, und geringe Dicke
- Die Kernschicht überträgt bevorzugt Schubkräfte aufgrund ihres geringen E-Moduls sowie einer angenommenen InkompRESSibilität

Die Biegesteifigkeit des Sandwichverbundes B_y mit dünnen, symmetrischen Deckschichten ist in Gleichung 2.5 dargestellt, die entsprechende Schubsteifigkeit S_x in Gleichung 2.6, sowie die Schubspannung in der Fügenschicht $\tau_{xz,Interface}$ in Gleichung 2.7.

Die Herleitung und Erläuterung der Gleichungen ist in Anhang 10.1 zu finden.

$$B_y = E_H \left(\frac{h^2 * t}{2} + \frac{t^3}{6} \right) + \frac{E_K * h_K^3}{12} \quad (2.5)$$

$$S_x = \frac{c * h_K^2}{dx} = \frac{G_K * dx}{h_K} * \frac{h_K^2}{dx} = G_K * h_K \quad (2.6)$$

$$\tau_{xz,Interface} = \frac{q_{xz}}{B_y} * E_H * \frac{h * t}{2} \quad (2.7)$$

Ein Sandwich mit dünnen Deckschichten und steifem Kern kann in seinem Biegeverhalten als ordinärer Balken angesehen werden. Unter einer Vier-Punkt Belastung ergibt sich folglich in dem Mittelteil zwischen den Stempeln die Biegelinie als Kreisabschnitt infolge des dann konstanten Biegemoments M . Durch Messung der Durchbiegung an drei verschiedenen Stellen, lässt sich der Radius der Kreisbahn R bestimmen und über diesen die effektive Biegesteifigkeit des Bauteils. Unter Zuhilfenahme des Satzes von Pythagoras ergibt sich die Beziehung (Gleichung 2.8) [57]:

$$\frac{1}{EI} = -\frac{1}{MR} = -\frac{2 \Delta}{M * AF^2} \quad (2.8)$$

Durch Einsetzen der experimentellen Werte $AF = x$, $M = -W * L_b$ und $\Delta = w$, lässt sich der reziproke Wert der effektiven Biegesteifigkeit $\frac{1}{(EI)'}$ gemäß Gleichung 2.9 bestimmen:

$$\frac{1}{(EI)'} = -\frac{2w}{W * L_b x^2} \quad (2.9)$$

W entspricht der Last des einzelnen Stempels, L_b bezeichnet den Abstand zwischen Auflager und Stempel, w die Durchbiegung des Sandwich-Mittelpunkts.

2.2. Prozess- und Verfahrenskombinationen

Die einzelnen zur Herstellung von FKV-basierten Bauteilen, beziehungsweise Halbzeugen existierenden Verarbeitungstechnologien lassen sich teilweise untereinander effektiv kombinieren. Hierdurch lassen sich Hybridprozesse realisieren, welche symbiotisch die Stärken der jeweiligen einzelnen Leichtbauweisen kombinieren und somit lastgerecht optimierte Strukturen realisieren können, deren Eigenschaftsprofile weit über denen der singulären liegen. Jedes dieser Hybridverfahren muss jedoch kritisch hinsichtlich Einsatzgebiet und Anwendungsfall betrachtet und hinterfragt werden. Allen Hybridverfahren gemein ist jedoch die gleiche Motivation: Gewichtsreduktion des realisierten Bauteils bei gleichzeitig gesteigertem mechanischem Eigenschaftsprofil unter Berücksichtigung ökonomischer Aspekte. Um das in dieser Arbeit zu bewertende Konzept einordnen zu können, werden nachfolgend unterschiedliche Prozess- und Verfahrenskombinationen zur Herstellung optimierter Multimaterialsysteme diskutiert.

2.2.1. Kunststoff-Metall-Hybride

Der Stand der Technik hinsichtlich Kunststoff-Metall-Hybriden beschreibt detailliert Anwendungsfelder für diese Art von Multimaterialsystem [20, 25, 58-74].

Beispielsweise wird die als GLARE (GLAss REinforced aluminium) bezeichnete Kombination von Aluminium und glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) zur Herstellung der Außenhaut des Airbus A380 eingesetzt. Sie besteht aus mehreren Lagen Aluminiumblechen, Klebefolien und Epoxidharz / Glasfaserlagen, wobei die einzelne Schichtdicke 0,3 mm beträgt. Durch verschiedene Orientierungen der Glasfaserlagen können die Eigenschaften des Laminats an die vorliegenden Belastungen angepasst werden. Die Herstellung von GLARE erfolgt in Handarbeit. Die einzelnen Lagen werden in Formen geschichtet und anschließend im Autoklav ausgehärtet. Die so entstandenen Paneele haben zwar ein ähnliches spezifisches Gewicht wie Aluminium

bei jedoch deutlich erhöhter Festigkeit. Dadurch kann der gesamte Materialeinsatz verringert werden [59, 63-65]. Als ein weiteres ähnliches Metall-Kunststoff-Hybridsystem ist ARALL (Aramid Reinforced ALuminum Laminate) zu nennen [64, 71].

Der als „Erlanger Träger“ bezeichnete Technologiedemonstrator ist ein typisches Beispiel für einen Metall-Kunststoff-Hybrid [20, 21, 58, 72]. Hierbei wird ein dünnwandiges, gelochtes Metallblech in einem ersten Schritt zu einem Metallprofil umgeformt und anschließend mit faserverstärktem Kunststoff umspritzt. Dadurch entsteht eine Versteifungsstruktur aus Kunststoff, welche die Torsions- und Biegesteifigkeit erhöht [73]. So kann die Wandstärke des Metalls deutlich reduziert werden. Durch eine solche Bauweise, welche die Vorteile der Einzelwerkstoffe ausnutzt, kann beispielsweise an einem Dachrahmen eines Automobils ein Gewicht zwischen 0,3 und 0,5 kg eingespart werden [74]. Da die Versteifung im Spritzguss-Verfahren hergestellt wird, können sehr komplexe Geometrien realisiert werden. Auch lassen sich hierbei einfach Funktionselemente im Fertigungsprozess in das Bauteil integrieren [72].

Die Firma Modular Molding Systems GmbH & Co. KG (MMS), Wöllersdorf, Österreich beschreibt einen ähnlichen, industrietauglichen Ansatz [75]. Hierbei wird eine modular aufgebaute Stanzmaschine mit einer Spritzgießeinheit erweitert um hierdurch Multimaterialsysteme basierend auf Metall und Kunststoff bei sehr niedrigen Zykluszeiten zu realisieren [75].

In der Praxis werden beispielsweise Metall-Kunststoff-Systeme großserientauglich als Hybrid-Frontendträger im Audi TT eingesetzt. Das im Spritzgießprozess realisierte Bauteil besteht hierbei aus Durethan BKV 30² und Aluminiumeinlegern. Der Hybrid-Frontendträger ist charakterisiert durch eine Gewichtseinsparung von 15 % gegenüber dem Stahlbauteil [76].

² Durethan BKV 30: für Spritzgußanwendungen optimiertes, leichtfließendes PA 6 mit 30 % Glasfasern der Firma LANXESS Deutschland GmbH

Als eine weitere Metall-Kunststoff-Bauweise ist die EASI-Technologie zu nennen. Hier werden kathodisch-tauchlackierungsfähige (KTL) Bauteile im Spritzgießprozess mit Stahlseil-Verstärkungen hergestellt. Die hierdurch generierten Produkte können sowohl als Anbauteile für KFZ als auch in der Rohkarosse eingesetzt werden. Durch die Kombination der verstärkenden Stahlseile mit dem formgebenden Spritzgießprozess können die für strukturelle Anwendungen erforderlichen Festigkeiten und Steifigkeiten mit der Duktilität hochfester Materialien kombiniert werden [12]. Zieleinsatzgebiet der mit dieser Verfahrenskombination realisierten Multimaterialsysteme sind crashrelevante Bauteile, da auch bei hoher dynamischer Belastung das Bauteil seine Integrität auf Grund der Stahlseilverstärkung behält und noch in der Lage ist Energie zu absorbieren und Kräfte weiterzuleiten. Somit wird einem potentiellen Trennbruch und Zerbersten des Bauteils entgegengewirkt [77].

Ein Nachteil der hier angesprochenen Hybridspritzgießprozesse sind jedoch die vergleichsweise hohen Werkzeugkosten, da die Wanddicke des zu realisierenden Bauteils durch zweiseitigen Formkontakt abgebildet werden muss. Daher eignet sich ein solches auf Spritzguß basierendes Verfahren nur für entsprechend hohe Stückzahlen [78].

Die Kombination der sehr unterschiedlichen Materialpartner Kunststoff und Metall kann auch aus prozesstechnischer Sichtweise zu Problemen führen. Es lässt sich nur ein form- bzw. kraftschlüssiger Verbund realisieren. Darüber hinaus kann die mechanische Belastbarkeit der Hybridträger durch werkstoffbedingte, thermische Spannungen beeinträchtigt werden [72, 79].

In Tabelle 2.1 sind aus Übersichtsgründen die Vor- und Nachteile der Kunststoff-Metall-Hybride gegenübergestellt.

Tabelle 2.1: Vor- und Nachteile Kunststoff-Metall-Hybride

Vorteile	Nachteile
Anpassbar an Lastfall	Komplexes Fertigungsverfahren
Funktionalisierbarkeit	Hohe Werkzeugkosten
Steigerung mechanischer Eigenschaften	Kein stoffschlüssiger Verbund
Gesamtmaterialeinsparung	Potentielle thermische Spannungen

2.2.2. Kunststoff-Kunststoff-Hybride

Ein Ansatz, die zuvor angeführten Probleme, welche bei Hybridbauteilen mit unterschiedlichen Werkstoffen entstehen können, zu umgehen, ist es neue Werkstoffkombinationen der gleichen Werkstoffgattung zu entwickeln. So werden durch Kunststoff-Kunststoff-Hybride besser aufeinander abgestimmte, stoffschlüssig verbundene Werkstoffsysteme realisiert.

Der oben beschriebene „Erlanger Träger“ wurde ebenfalls in [72] erfolgreich mit Organoblechen als Einlegeteil gefertigt. In einem ersten Schritt wird hierbei das Organoblech im Tiefziehverfahren umgeformt bzw. drapiert, wodurch ein Vorformling entsteht. Dieser wird bis kurz unter den Schmelzpunkt des jeweiligen Matrixmaterials erwärmt und in ein Spritzgießwerkzeug eingelegt, wo er gezielt mit Verrippungen verstärkt wird. Da diese Rippen aus dem gleichen Matrixmaterial bestehen, entsteht eine stoffschlüssige Haftung über die Kontaktflächen, welche die mechanische Leistungsfähigkeit des Gesamtbauteils erhöht [25, 72].

Ein ähnliches Fertigungskonzept zur Herstellung Kunststoff-Kunststoff-basierter Multimaterialsysteme stellt das mit dem Namen Spriform bezeichnete Fertigungskonzept dar. Ziel dieser Verfahrenskombination ist die großserientaugliche und wirtschaftliche Fertigung von thermoplastischen FKV mit optimiertem Leichtbau. Die beiden kombinierten Leichtbauweisen sind einerseits der thermoplastische Montagespritzguss (unter Verwendung von faserverstärkten Materialien) und das Thermoformen endlosfaserverstärkter Thermoplaste. Die Vorteile des Thermoformens von Organoblechen (hohe Steifigkeit und Festigkeit durch gerichtete Fasern) sowie des Spritzgießens (hohe Bauteilkomplexität) werden hierdurch in einem Fertigungsprozess kombiniert. Es lassen sich geometrisch komplexe, aber gleichzeitig steife Bauteile realisieren, welche ein hohes Energieabsorptionsvermögen aufweisen. Das Verfahren ist somit prädestiniert zum Aufbau von Strukturleichtbauteilen oder Crashbauteile wie Türaufprallträger [80-82].

Eine weitere großserientaugliche Verfahrenskombination zur Herstellung thermoplastischer Hochleistungs-Faserverbund-Bauteile stellt das im Rahmen des durch den Cluster „Neue Werkstoffe“ geförderten Forschungsprojektes entwickelte Ultralitec-Verfahren dar. Im Rahmen des Prozessansatzes werden hier dreidimensionale Vor-

Formlinge aus unidirektional verstärkten Tapes in einem Verfahrensschritt mit dem Spritzgießen von kurzfaserverstärkten Formmassen kombiniert. Hierdurch wird sowohl eine Funktionsintegration als auch gleichzeitig eine lokale mechanische Verstärkung ermöglicht [83].

Im Rahmen des Ultralitec-Prozesses wird zunächst das Ausgangsmaterial, also die thermoplastischen UD-Tapes, auf der Grundlage der vorher berechneten Geometriedaten zugeschnitten. Anfallender Verschnitt des Tapes kann über den späteren Spritzgießschritt dem Prozess zurückgeführt werden. Die Tapes werden anschließend schichtweise zu einer Preform mit gemäß der Lastpfade ausgerichteten Fasern verbunden. Die Konsolidierung der aufgeheizten 3D-Preform erfolgt im Press-/Spritzwerkzeug. Die Einzellagen der 3D-Preform werden zu einer kompakten Verbundstruktur konsolidiert. Außerdem wird das endlosfaserverstärkte Formteil mithilfe eines kurzfaserverstärkten Thermoplasts funktionalisiert. Dies geschieht durch ein Spritzguss-Aggregat, das an das Presswerkzeug angedockt wird und über einen Heizkanal die einzuspritzende Kunststoff-Schmelze zu den Angussteilen am Bauteil fördert. Haupteinsatzgebiet dieser Verfahrenskombination ist die Herstellung von geometrisch komplexen Strukturleichtbauteilen im Automobilbereich. Darüber hinaus ist auch ein Einsatz im Flugzeugbau und im Bereich erneuerbarer Energien beim Bau von Windkraftanlagen denkbar [83].

In Hufenbach et al. [84] ist eine weitere Verfahrenskombination zum Aufbau lokal, lastgerecht verstärkter Hybridbauteile beschrieben. Charakteristikum ist hierbei die Kombination von textilverstärkten Thermoplast-Hybridgarn-Halbzeugen mit langfaserverstärkten Thermoplast-Fließpressmassen (LFT). In einem einstufigen press-technischen Fertigungsprozess können beanspruchungsgerechte Bauteile mit variablen Wanddicken gefertigt werden. Hochbeanspruchte Bauteil- und Lasteinleitungsgebiete werden zusätzlich lokal durch Textilpatches verstärkt. Die Verfahrenskombination eignet sich bevorzugt für den Aufbau von crashrelevanten Tragstrukturen mittlerer Größe und mittlerer Komplexität [84].

Ein weiterer auf der Verarbeitung von LFT basierender Hybridprozess ist das UD-Plus-Verfahren. Hierbei wird die langfaserverstärkte, thermoplastische Pressmasse einstufig im Pressprozess mit kontinuierlich faserverstärkten UD-Profilen verpresst

und geformt. Neben der Prozesskettenverkürzung steht die stoffschlüssige, ideale Verbindung des Grundstoffs mit dem lokalen Verstärkungselement im Vordergrund des Verfahrens und ermöglicht eine stoffschlüssige Kraftübertragung über die gesamte Fläche der Faserverbund-Elemente. Durch die Verfahrenskombination wird eine wirtschaftliche Fertigung hochbelasteter, hoch komplexer Bauteile mit einer hohen Funktionsintegration, beispielsweise im Maschinenbau und Automobilbereich ermöglicht [85-87].

In Tabelle 2.2 sind aus Übersichtsgründen die Vor- und Nachteile der Kunststoff-Kunststoff-Hybride gegenübergestellt.

Tabelle 2.2: Vor- und Nachteile Kunststoff-Kunststoff-Hybride

Vorteile	Nachteile
Anpassbar an Lastfall	Aufwendige Prozesstechnik
Stoffschlüssiger Verbund möglich	Höhere Zykluszeiten
Steigerung mechanischer Eigenschaften	Stoffschlüssiger Verbund: nur bei mischbaren, kompatiblen Polymeren
Funktionalisierbarkeit	Höhere Investkosten
Gesamtmaterialeinsparung	

2.2.3. Kunststoff-Kunststoff-Hybridsandwich

Durch die Kombination einer Sandwichbauweise mit weiteren Leichtbauweisen lassen sich gezielt lastgerecht ausgelegte Leichtbaustrukturen realisieren. Dem Sandwichkern kommt hierbei wie in Kapitel 2.1.3 beschrieben die Aufgabe zu, die Decklagen schubsteif zu verbinden, wohingegen die Deckschichten die Übertragung von Zug- und Druckkräften als auch von Biegemomenten übernehmen.

Spitzer et al. beschreiben zwei effektive Herangehensweisen zur Realisierung eines solchen FKV-Sandwich-Hybridverbundes [88]. Durch das Thermopressen werden Sandwichverbunde direkt im Presswerkzeug erstellt und umgeformt. Der Vorteil hierbei ist, dass im Vergleich zu Spritzgießverfahren niedrigere Pressdrücke ausreichend sind. Dies resultiert in niedrigeren Werkzeugkosten. Nachteilig hierbei ist jedoch, dass ein formstabiler Schaumkern verwendet werden muss.

Ein Verfahren, welches der angesprochenen Problematik entgegen wirkt ist ebenfalls in [88] aufgezeigt. Das Thermoschäumen ist dadurch gekennzeichnet, dass aufge-

heizte und vorgeformte Organoblech-Halbzeuge in ein schließbares Partikel-schäumwerkzeug eingelegt werden. Anschließend werden gasbeladene Partikel-schäume injiziert und durch Zuführung von Dampf expandiert. Die hierdurch expandierenden Partikel füllen den Hohlraum zwischen den Organoblechen aus und verbinden die Decklagen miteinander [88].

Ein weiteres Verfahren zum Aufbau von Multimaterialsystemen basierend auf Sandwich-Strukturen wird von Roch et al. aufgezeigt [89]. Charakteristikum des Thermoplast-Schaumspritzgieß-Prozesses (TSG) ist, dass ein Treibmittel in die spritzgießfähige Thermoplastschmelze eingebracht, verteilt und expandiert wird. Durch Kombination mit endlosfaserverstärkten, textilen Halbzeugen wie Organobleche als Decklagen, lassen sich somit Kunststoff-Kunststoff-Hybridsandwiche realisieren [89].

2.2.4. HyBaTa-Verfahren

Ziel des dieser Arbeit zugrunde liegenden Hybride Bauteile mittels Tapelegeverfahrens (HyBaTa) ist es, technische und auch wirtschaftliche Ziele zu verfolgen, indem Strukturkomponenten an mechanisch besonders beanspruchten Stellen lokal lastgerecht verstärkt werden. Ausgangspunkt dieser Idee ist das Problem, dass bei Bauteilen mit konstanter Dicke, diese Dicke auf die Stellen maximaler Beanspruchung ausgelegt werden muss, um dort die gewünschte Steifigkeit und Festigkeit zu erreichen. In Bereichen geringerer Beanspruchung ist das Bauteil dann aber überdimensioniert. Bei den FKV entsteht außerdem das Problem, dass die Faserorientierung nicht auf die lokalen Beanspruchungen angepasst ist. Durch lokale Verstärkung kann hingegen Material und damit Gewicht und Kosten eingespart werden.

In einer Serienfertigung wird das Organoblech am Beginn der Fertigungsstraße auf eine Förderkette gelegt und durchläuft eine Aufheizstation. Anschließend wird es in eine Umformanlage befördert und in die gewünschte Form gepresst. Durch einen Knickarmroboter, beispielsweise mit einem Unterdruck-Greifer, kann das geformte Organoblech nach der Abkühlphase aus dem Umformwerkzeug entnommen und in einem Transportgestell auf einem Förderband positioniert werden. In diesem Gestell kann das Bauteil verbleiben, während es besäumt wird. Anschließend erfolgt das in-situ TTL zum lokal lastgerechten Verstärken.

Grenzen des Verfahrens sind allerdings hinsichtlich der Störkontur gegeben. Wäh-

rend des Legeprozesses muss der TLK für einen idealen Fügevorgang stets azimutal zur Tangente des Berührungspunktes stehen. Gleichzeitig erlauben die Maße der Konsolidierungsrolle das Befahren von konkaven Geometrien erst ab einem bestimmten Radius. Darüber hinaus ist die Bauteilgröße nach unten auch durch die Breite der verwendeten Tapes und die minimale Ablegelänge determiniert. Bauteile, die also durch Spritzgießen oder Pressen gefertigt werden können, müssen nicht zwangsläufig auf der gesamten Fläche für eine Verstärkung durch Tapelegen geeignet sein. Weiterer Untersuchungen zum Ablegeverhalten wurden durch Beresheim beschrieben [47]. Hinsichtlich der Bauteilkomplexität ist das Tapelegen bei der Fertigung der hybriden Struktur demnach klar der begrenzende Faktor. Da die Verstärkung allerdings nur lokal erfolgt, muss die Geometrie auch nur in diesem Bereich den geometrischen Anforderungen des Tapelegens entsprechen, weshalb durchaus auch komplexere Bauteile herstellbar sind. Abgesehen von der geometrischen Machbarkeit wird das Prinzip der lokalen Verstärkung sinnvollerweise dann angewendet, wenn die mechanischen Belastungen an verschiedenen Punkten eines Bauteils derart unterschiedlich sind, dass eine konstante Wanddicke zu bedeutenden Nachteilen durch unnötiges Gewicht und überhöhten Materialverbrauch führen würde. Dies kann vorrangig bei Strukturbauteilen und Anhängeteilen im Inneren und Äußeren eines Fahrzeugs und insbesondere bei Schalen der Fall sein. Damit bilden diese zwei Bereiche die potenziellen Anwendungsgebiete des Verfahrens.

2.3. Zusammenfassung der relevanten Prozesstechnik

Jede der in Kapitel 2.2 aufgeführten Verfahrenskombination zur Herstellung von Multimaterialsystemen auf Basis von thermoplastischen Matrixsystemen hat seine Daseinsberechtigung in Abhängigkeit des Einsatzgebietes und der geometrischen, mechanischen Randbedingungen. Jedes Verfahren offeriert Vorteile durch die Kombination zweier oder mehrerer Leichtbauweisen, jedoch muss im Einzelfall die Machbarkeit und Sinnhaftigkeit geprüft werden. Abbildung 2.3 gibt eine Übersicht zur Auswahl des geeigneten Verfahrens in Abhängigkeit der Materialien sowie der Prozesse.

Es ist erkennbar, dass keine adäquate Prozesskombination zur Herstellung von thermogeformten Organoblechen existiert, welche eine nach dem formgebenden Prozess aufbrachte, lokale und lastgerechte Verstärkung mit unidirektional endlos

faserverstärkten Bändchenmaterialien erlaubt.

Das in dieser Arbeit verfolgte HyBaTa-Konzept – die Kombination eines formgebenden Verfahrens (Thermoformen) mit dem in-situ TTL zur Applikation der lokalen Verstärkungselemente eignet sich zur Herstellung großflächiger semi- als auch struktureller Bauteilen mit inhomogener Lastverteilung bei mechanischer Eigenschaftssteigerung und gleichzeitiger Kostenreduktion durch Gesamtgewichtseinsparung und möglicher Automatisierung.

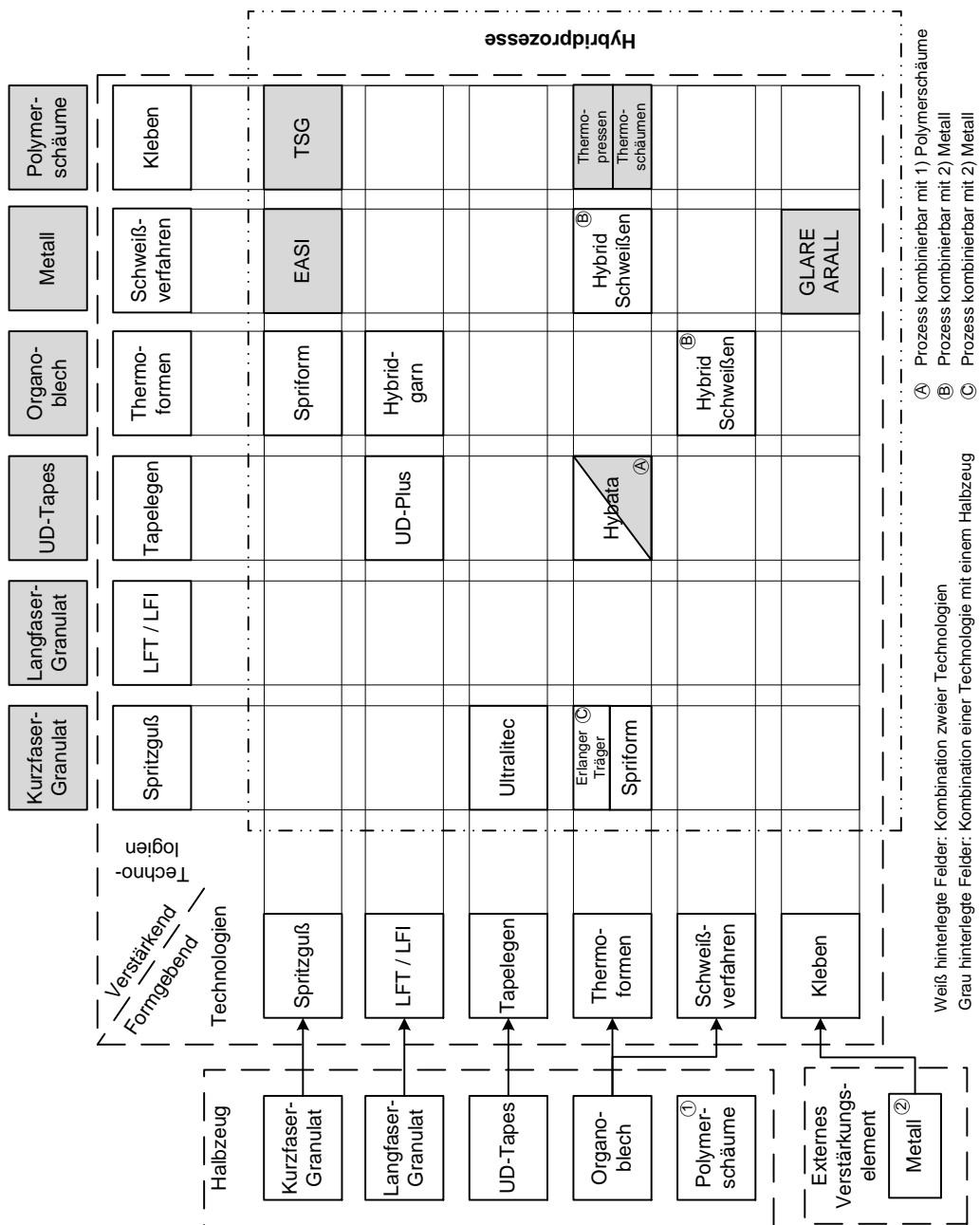


Abbildung 2.3: Unterschiedliche Hybridprozesse

3. Materialien und Einsatzgebiet

Fokus der vorliegenden Arbeit hinsichtlich des Einsatzgebietes ist die Substitution von strukturellen und semi-strukturelle Anwendungen im Automobilsektor. Wie in Kapitel 2.2.4 beschrieben eignet sich die Verfahrenskombination Thermoformen und in-situ TTL hervorragend zum Aufbau von flächigen Hybridstrukturen mit lokalen Lasten, die nicht in Faserrichtung des Basismaterials vorliegen. Bei Existenz einer inhomogenen Spannungsverteilung ist auch eine inhomogene Verstärkung des Bauteils sinnvoll (Abbildung 3.1).

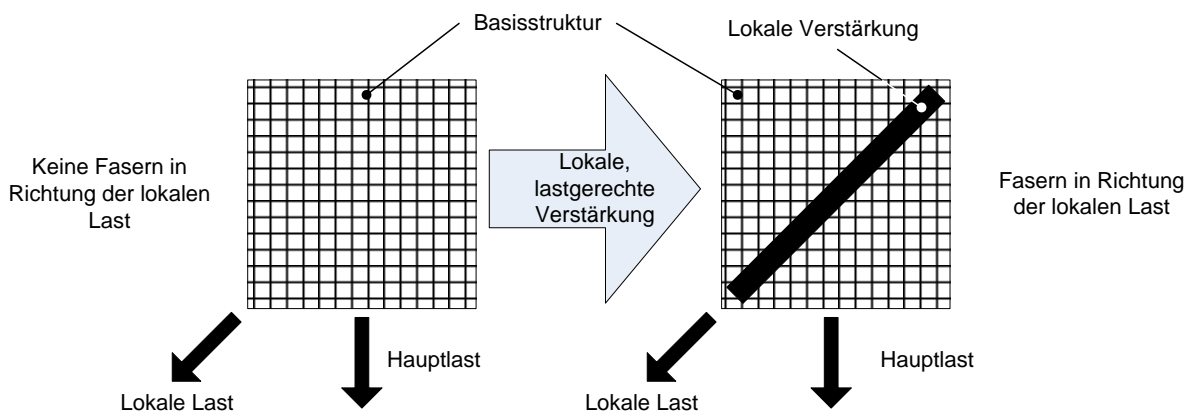


Abbildung 3.1: Prinzipskizze der lokalen, lastgerechten Verstärkung

Eine im Vorfeld der Arbeit durchgeführte Fallstudie im automobilen Segment diente dazu, potentielle Werkstoffe für ein Multimaterialsystem zu identifizieren. Als Matrixmaterial zur Realisierung des Polymer-Polymer-Hybridsystems wurde hier Polypropylen (PP) neben ökonomischen Aspekten auch aus Verfügbarkeitsgründen ausgewählt. Die nachfolgenden Ausführungen dieser Arbeit beziehen sich somit auf Multimaterialsysteme, bestehend aus marktüblichen Basismaterialien (Organoblech) mit PP-Matrix vom Typ TEPEX® dynalite 104-RG600(x)/47% des Herstellers Bond Laminates und als lokale Verstärkung endlos faserverstärktes Bändchenmaterial, Typ Celstran CFR-TP PP GF70-13 mit gleichfalls PP-Matrix des Herstellers Ticona, beide Halbzeuge sind glasfaserverstärkt. Zur Umsetzung eines Sandwichverbundes wird ein aus expandiertem PP bestehender Schaum, Typ Neopolen® P-9255 von BASF SE, verwendet.

In Tabelle 10.1 bis Tabelle 10.3 im Anhang sind die aus den Datenblättern der Hersteller zu entnehmenden, im weiteren Verlauf der Arbeit relevanten Parameter, zusammengefasst.

Ein potentielles Anwendungsgebiet für das HyBaTa-Verfahren sind beispielsweise lokal verstärkte Sitzschalen in Anlehnung an das in [90, 91] vorgestellte Konzept. Steffens [17] hat sich bereits umfangreich mit der Substitution einzelner Teile einer in Kleinserie gefertigte Sitzstruktur durch FKV beschäftigt. In diesem Zusammenhang fasst er auch die Belastungssituation zusammen. Demnach müssen Fahrzeugsitze zunächst dauerhaft die Gebrauchslasten, die im normalen Fahrzeugbetrieb auftreten, ertragen. Weiterhin müssen sie bei einem Unfall, zusammen mit den anderen Sicherheitseinrichtungen, bestmöglichen Schutz bieten. Für Heck, Seiten und Frontaufprall ergeben sich so extreme Lastfälle. Als besonders hoch belastet kennzeichnet Steffens die Rücklehnen der vorderen Sitze, da diese im Gegensatz zu den Fond-Sitzen nicht an der Fahrzeugstruktur abgestützt werden können. Deshalb müssen alle Kräfte, die auf die vordere Rückenlehnen-Struktur wirken, über die Schnittachse von Sitz und Lehne in die Bodenstruktur geleitet werden. Somit kann die Lehnenstruktur als sogenannter Kragträger bezeichnet werden, ein einseitig eingespannter Biegeträger [17].

Durch das in dieser Arbeit betrachtete Fertigungskonzept können beispielsweise bei Organoblechen, die durch Thermoformen in die entsprechende Kontur gebracht wurden, im lastkritischen Bereich Tapes aufgebracht werden, um so die mechanischen Eigenschaften gezielt zu verbessern. So kann im Vergleich zu einer Sitzschale mit konstanter Dicke deutlich an Gewicht und Material gespart werden. Der Prozess zur Herstellung einer solchen Sitzschale (ohne Polsterung, Befestigungsstrukturen, etc.) soll in Kapitel 7 als Fallbeispiel bei der Ermittlung der relativen Wirtschaftlichkeit des Verfahrens dienen.

Als weiteres Beispiel ist die Herstellung einer Motorhaube aus GFK denkbar. Hier ergeben sich besonders belastete Bereiche durch die Verbindungspunkte zur Fahrzeugstruktur. Auch eine bestimmte Steifigkeit zur Schwingungsreduktion ist notwendig. Beide Anforderungen führen dazu, dass eine konstante Wanddicke möglicherweise ineffizient wird. Dies gilt vor allem in Anbetracht der großen Fläche, die dieses Bauteil einnimmt.

4. Mechanische Charakterisierung der Einzelkomponenten

In den Datenblättern der Hersteller sind nicht alle für eine spätere FE-Simulation benötigten mechanischen Kennwerte aufgeführt. Um ausreichende Kenntnisse über das Materialverhalten zu gewinnen, müssen folgende Versuche durchgeführt werden:

- Bestimmung der Zugeigenschaften nach DIN EN ISO 527 [92]
- Bestimmung des Schubmoduls nach DIN EN ISO 14129 [93]
- Bestimmung der Druckeigenschaften nach DIN EN ISO 844 [94]

Alle Versuche wurden mit statischen Universalprüfmaschinen des Herstellers Zwick durchgeführt.

4.1. Ermittlung der Zugeigenschaften

Zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls, der Zugfestigkeit, der Bruchdehnung und der Querkontraktionszahl werden Zugversuche nach DIN EN ISO 527 durchgeführt. Hierzu werden Probenkörper präpariert, die sich gemäß Norm bei Tape und Organoblech unterscheiden. Die jeweiligen Maße befinden sich in Tabelle 10.6 im Anhang.

Die Längsachse der Probe liegt bei diesem Versuch immer parallel zur Faserrichtung. Da im Organoblech jeweils 50 % der Fasern in 0°- und 50 % in 90°-Richtung vorliegen, ist die Prüfung von 0°-Proben ausreichend. Die in die Zugprüfmaschine eingespannte Probe wird mit einer Geschwindigkeit von 2 mm/min gedehnt. Die Längsdehnung der Probe wird mit Hilfe von Wegaufnehmern gemessen, die Querdehnung mit Dehnmessstreifen (DMS). Die entstehenden Kräfte werden mit einer 250 kN Kraftmessdose erfasst. Als Krafteinleitungselemente werden normkonform nicht verklebte Reibbeilagen in Form von Sandpapier verwendet. Die ermittelten Versuchsergebnisse für Organoblech und Tape sind in Tabelle 4.1 und Tabelle 4.2 dargestellt.

Die geringere Bruchgrenze des Organoblechs kann mit gewebebedingten Ondulationsproblemen erklärt werden, da hier die Fasern gewellt vorliegen.

Tabelle 4.1: Zug-Elastizitätsmodul und Zugfestigkeit des Organoblechs

Serie n=5	E_{OB} MPa	s MPa	σ_{max} MPa	s MPa	ϵ_B %	s %	Dicke mm	Breite mm
\bar{x}	19166	370	399	19	2,61	0,14	1,975	25,02

Tabelle 4.2: Elastizitätsmodul und Zugfestigkeit des Tapes

Serie n=5	E_t MPa	s MPa	σ_{max} MPa	s MPa	ϵ_B %	s %	Dicke mm	Breite mm
\bar{x}	36951	1357	881	60	3,19	0,16	1,05	15,01

Mit \bar{x} : Mittelwert; s: Standardabweichung

4.2. Ermittlung des Schubmoduls

Die zur Ermittlung des Schubmoduls nach DIN EN ISO 14129 benötigten Proben für Organoblech und Tape haben normgemäß die gleichen Maße. Sie sind 250 mm lang, 25 mm breit und 2 mm dick (vgl. Tabelle 10.6). Bei diesem Versuch liegen die Fasern, unter Winkeln von $+45^\circ$ und -45° zur Probenlängsachse vor [93]. Die Querdehnung wird von einem DMS gemessen, die Längsdehnung von Wegaufnehmern. Aus diesen Werten wird mit der von der Kraftmessdose aufgezeichneten Kraft der Schubmodul bestimmt.

Zur Ermittlung des Schubmoduls G_{12} muss die Schubverformung nach Gleichung 4.1 berechnet werden [93].

$$\gamma_{12} = |\epsilon_{quer}| + |\epsilon_{längs}| \quad (4.1)$$

Mit γ_{12} : Schubverformung

ϵ_{quer} : Querdehnung

$\epsilon_{längs}$: Längsdehnung

Der Schubmodul wird nach Gleichung 4.2 folgendermaßen berechnet:

$$G_{12} = \frac{\tau''_{12} - \tau'_{12}}{\gamma''_{12} - \gamma'_{12}} \quad (4.2)$$

Mit τ'_{12} : gemessene Schubspannung bei Schubverformung von $\gamma'_{12} = 0,001$;

τ''_{12} : gemessene Schubspannung bei Schubverformung von $\gamma''_{12} = 0,005$.

Die ermittelten Schubmoduln betragen für das Organoblech 5990 MPa (Standardabweichung 258 MPa) und für das Tape 6362 MPa (Standardabweichung 173 MPa).

4.3. Ermittlung der Druckeigenschaften

Bei dem expandierten Polypropylen (EPP) Neopolen® P 9255 handelt es sich um einen geschlossenzelligen Schaum. Nichtsdestotrotz kommt es produktionsbedingt während des Schäumvorgangs aufgrund der Oberflächenspannung der Schmelze zu einer Konzentration des Materials in den Zellecken, sodass auf die Wände nur sehr wenig Material abfällt. Die meisten geschlossenzelligen Schäume lassen sich daher sehr gut mit den Formeln für offenzellige Schäume analysieren [95].

Das Materialverhalten unter Druckbelastung lässt sich auf die Struktur der Schaumzellen zurückführen. So zeigen viele Schäume eine dreigeteilte Stauchungs-Dehnungskurve (Abbildung 4.1), bestehend aus linear-elastisches Verhalten zu Beginn des Versuchs, gefolgt von einem Abfall des Elastizitätsmoduls im langgestreckten Plateau-Bereich sowie letztlich einem erneuten Anstieg bei starken Dehnungen infolge der hohen Kompression der Zellen im Verdichtungsbereich [95].

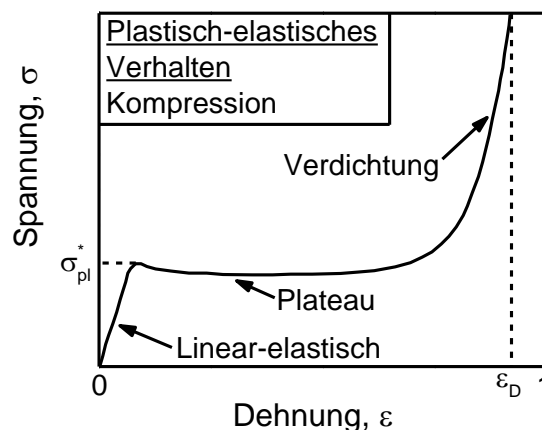


Abbildung 4.1: Plastisch elastisches Deformationsverhalten nach [95]

Der linear-elastische Bereich für geringe Stauchungen entsteht durch Biegen und Dehnen der Zellwände, während der Plateau-Bereich auf ein Kollabieren der Zellen zurückzuführen ist. Für elastomere Schäume zeigt sich dieses Kollabieren in Form von elastischem Beulen der Zellwände, sodass sich gegenüberliegende Zellwände annähern, das Volumen der Zelle kontinuierlich sinkt und das in den Zellen enthaltene Fluid komprimiert wird. Für plastifizierende Schäume wie der hier eingesetzte Neopolen® P 9255 hingegen ist der Plateau-Bereich nicht mehr elastisch, es treten also bereits irreversible plastische Verformungen direkt nach dem anfänglichen linearen Bereich auf [96]. Die Grenze zur plastischen Verformung lässt sich hierbei nach [96] berechnen gemäß:

$$\frac{\sigma_{pl}}{\sigma_y} = C_4 * \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^{3/2} \quad (4.3)$$

C_4 stellt hierbei eine dimensionslose Konstante dar, welche von Ashby in [96] für Schäume mit einem Dichteverhältnis $\frac{\rho}{\rho_s} < \frac{1}{3}$ bezogen auf die Dichte des Rohmaterials zu 0,3 ermittelt wurde. σ_y bezeichnet die Streckgrenze der Zellwände, σ_{pl} entspricht der Spannung, ab welcher der Schaum plastische Verformung aufweist, ρ entspricht der Dichte des Schaums und ρ_s entspricht der des Ausgangsmaterials vor der Schäumung. Die zur Berechnung benötigten Werte für die Streckgrenze von PP ($\sigma_y = 35$ MPa) und Dichte ($\rho_s = 0,91$ t/m³) wurden aus [95] übernommen. Berühren sich bei hohen Stauchungen letztlich die gegenüberliegenden Zellwände, so entspricht der Zustand einer Kompression von massivem Material, was den in [95] diskutierten steilen Anstieg der Kurve im letzten Bereich erklärt. Das Dichteverhältnis $\frac{\rho}{\rho_s}$ steigt also rapide an, bis es letztlich 1 erreicht.

Die Druckversuche wurden nach DIN EN ISO 844 auf einer Universalprüfmaschine des Herstellers Zwick, Typ 1474 durchgeführt. Die Reaktionskraft wurde mit einer 10 kN-Messdose erfasst, die zugehörige Stauchung wurde über den Verfahrensweg der Traverse gemessen. Die Probenwürfel wiesen normgerecht eine Kantenlänge von 50 mm auf (vgl. Tabelle 10.6). Um durch Setzvorgänge innerhalb des mechanischen Aufbaus entstehende Messfehler zu beseitigen wurde eine Ausgleichgerade durch eine Leerfahrt aufgenommen. Minimales Spiel in der Lagerung der Druckteller sowie etwaige Stauchungen innerhalb der Messdose oder des Druckplattenmaterials kön-

nen so erfasst und aus den späteren Ergebnissen der eigentlichen Drucktests herausgerechnet werden.

In Abbildung 4.2 sind die ermittelten Spannungs-Dehnungs-Diagramme dargestellt. Deutlich sind die drei in [95] aufgezeigten für Schäume typischen Teilbereiche zu erkennen.

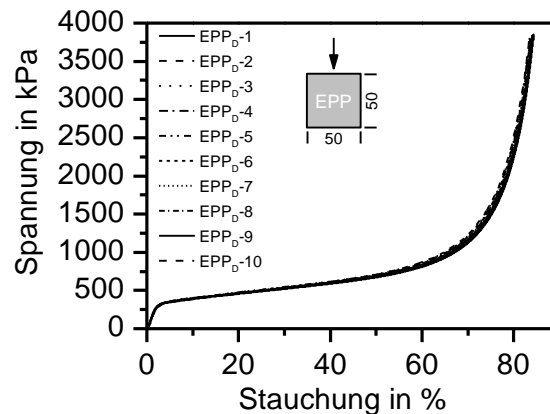


Abbildung 4.2: Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Druckproben des EPP

Verglichen mit den Angaben des Herstellers weichen die experimentell ermittelten Werte für σ_{10} und σ_{25} deutlich ab. Laut Datenblatt sollte sich bei 10 % Stauchung des EPP eine Spannung von 580 kPa ergeben, bei 25 % 650 kPa. Diese Werte konnten im Versuch nicht erreicht werden ($\sigma_{10} = 395$ kPa und $\sigma_{25} = 500$ kPa).

5. Mechanische Charakterisierung der Multimaterialsysteme

Zunächst werden optimale Prozessparameter für das in-situ TTL zur Aufbringungen der lokalen Verstärkung ermittelt um anschließend für die nachfolgenden Betrachtungen zunächst Organoblech und Tape zu einem Multimaterialsystem zu kombinieren. Hauptfokus der Untersuchung liegt hierbei auf matrixhomogenen, einseitig verstärkten Multimaterialsystemen. Hierzu werden hybride Probenkörper in verschiedenen Stärken hergestellt. Als Basis dienen PP-GF Organobleche in der Stärke 2 mm. Diese werden mit einer bis vier Lagen PP-GF-Tape voll-flächig verstärkt. Eine Übersicht über alle Probenkonfigurationen ist im Anhang in Tabelle 10.6 zu finden. Mit allen Konfigurationen werden Zug- und Biegeversuche durchgeführt und die Ergebnisse anschließend ausgewertet. Ergänzend werden Schliffproben hergestellt und mit einem Lichtmikroskop das Versagensbild analysiert.

Zur Realisierung des Sandwichverbundes werden in Analogie zum zuvor genannten einseitig lokal verstärkte Organobleche zweistufig in einer Presse mit EPP-Schaumkernen zu einem Sandwichverbund, bestehend aus 2 mm dicken Organoblech-Decklagen und 10 mm starkem Kern, mit einer resultierenden Gesamtdicke von 12 mm verpresst. Optionale lokale Tapeverstärkungen werden in unterschiedlicher Lagenzahl auf der dem Schaum zugewandten Seite in die Sandwichs eingearbeitet. Die Anzahl der eingearbeiteten Verstärkungslagen variiert zwischen einer und drei Lagen. Diese wurden sukzessive im Voraus mit einem 6-Achs-Industrieroboter vollflächig auf die Organobleche mittels in-situ TTL aufgebracht.

Als Umformanlage kam eine hydraulische Presse des Hersteller Press INO GmbH mit einer maximalen Presskraft von 800 kN zum Einsatz³.

Um ein Kollabieren des Schaums unter Drucklast zu verhindern wurde die Herstellung des Sandwichverbundes mittels Distanzfahrt realisiert. Ausstattungsbedingt er-

³ Tischgröße: 1000 mm x 1800 mm, Schließgeschwindigkeit: 2 bis 800 mm/s, Pressgeschwindigkeit: 0,5 bis 50 mm/s, Max. Werkzeugtemperatur: 300°C, Steuerung: Siemens SPS S5

folgt die Fertigung in zwei Schritten, wobei jede Decklage separat mit dem Schaumkern verbunden wird. Bei entsprechender Ausstattung ist jedoch ein einstufiges Verfahren ebenfalls möglich, sodass die Zykluszeiten deutlich reduziert werden können.

Ein an die Umformanlage integriertes Infrarotheizfeld⁴ mit Strahlerfeldern an Ober- und Unterseite dient der Erwärmung der Organobleche, welche zwischen den beiden Strahlerfeldern positioniert werden. Bei Erreichen der voreingestellten Temperatur werden sie automatisch in die Presse überführt. Der Schaumkern liegt bereits inklusive Distanzstücken auf dem nicht temperierten Unterwerkzeug während sich die Presse schließt. Der Kern wird hierbei definiert, beidseitig um jeweils 1 mm, plastisch gestaucht. Der Vorgang ist in Abbildung 5.1 schematisch dargestellt, die zum Einsatz kommenden Pressparameter in Tabelle 5.1.

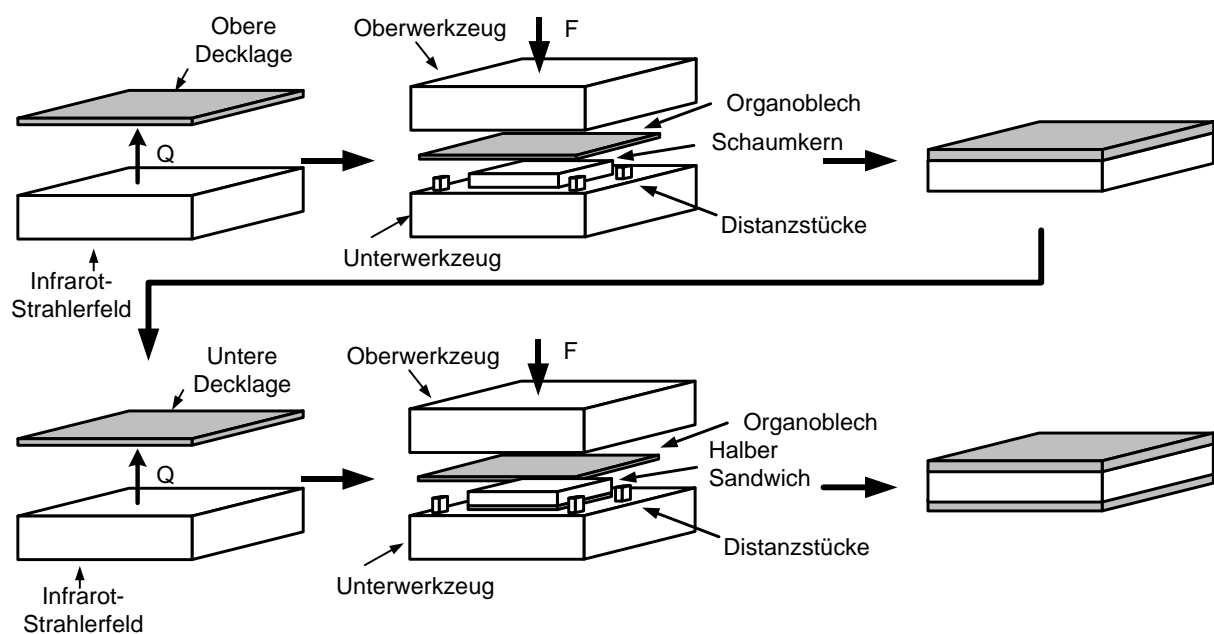


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung des Prozessablaufs beim Pressen der Sandwich-Platten

⁴ Hersteller: Maschinenfabrik Georg Geiss, Max. Plattengröße: 1 m x 1,7 m, Anschlussleistung: 80 kW, Integriert in Umformanlage mit automatischer Halbzeugführung, Digitale monitorgestützte Heizsteuerung (DMH), 174 Heizstrahler einzeln regelbar

Tabelle 5.1: Pressparameter

Schließzeit	40	s	Temperatur Strahlerfeld oben	Raum- temperatur	
Presskraft	80	kN	Temperatur Strahlerfeld unten	180-210	°C
Werkzeugtemperatur	Raum- temperatur		Abmessungen Probe	500/250/2	mm ³

5.1. Versuchsmethodik

Wie in Kapitel 2.1.2 erwähnt sind die beeinflussenden Parameter auf die Güte der Grenzschicht beim in-situ TTL, die Legegeschwindigkeit, die Temperatur und der Druck. Nachfolgend wird die Ermittlung optimaler Prozessparameter zur Realisierung einer bestmöglichen Grenzschicht zwischen PP-GF-Organoblech und PP-GF-Tapes dargestellt.

Werden Lamine in ihrer Dickenrichtung belastet, können kritische Delaminationen in der schwächsten Komponente, d.h. in der Grenzfläche, auftreten. Daher ist die Grenzfläche zwischen zwei Komponenten meist der begrenzende Faktor beim Einsatz von Verbundwerkstoffen [97]. Um die Grenzschicht hinsichtlich ihrer Festigkeit zu bewerten, werden spezielle Prüfmethode benötigt, welche entsprechend der Relativbewegung ihres Risses in drei Modi unterteilt werden [98].

- Modus I: Einfache Rissöffnung, symmetrisches Abheben der Rissufer
- Modus II: Längsscherung; Abgleiten der Rissoberflächen in der Rissebene
- Modus III: Querschermung; Verschiebung der Rissoberfläche quer zur Rissrichtung

Zur Charakterisierung des Delaminationsverhaltens wird die Energiefreisetzungsrates G_m unter der Modus-m-Belastung ($m = 1, 2, 3$) bestimmt. Sie ist ein Maß für den Risswiderstand und wird in der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) als Freisetzung an totaler potentieller Energie ∂H des Systems bei einer differentiellen Vergrößerung der Rissfläche ∂A definiert (vgl. Gleichung 5.1) [97].

$$G_m = - \frac{\partial H}{\partial A} \quad (5.1)$$

Die potentielle Energie des Systems ist definiert als die Differenz aus der Änderung der elastischen Energie ∂U und der durch äußere Belastung zugeführten Arbeit ∂W (vgl. Gleichung 5.2) [97]

$$\partial H = \partial U - \partial W \quad (5.2)$$

Wenn die Energiefreisetzungsrates einen kritischen Wert G_{mc} überschreitet, der auch als Risswiderstand oder Bruchzähigkeit bezeichnet wird, kommt es zum Risswachstum.

Zur experimentellen Bestimmung der interlaminaren Risszähigkeit, also dem Widerstand eines Materials gegenüber einer interlaminaren Rissausbreitung, wie sie beispielsweise in einer Grenzschicht auftreten kann, wurde im Rahmen der Arbeit der Double-Cantilever Beam (DCB) Test in Anlehnung an ASTM D5528 herangezogen. Der Test wurde ursprünglich für die Untersuchung von Klebverbindungen entwickelt, kann aber nach [98] genauso auf Laminat übertragen werden. Der DCB-Test ist ein Modus I-Versuch, bei dem die Normalspannung senkrecht zu den Rissflächen wirkt. Da sich die Rissflanken nicht berühren, entstehen keine Verluste durch Reibarbeit, der Versuch entspricht einem Trennbruch. In [98] wird zur Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsrates G_{Ic} von Verbundwerkstoffen die Flächenmethode vorgestellt, bei der die Kraft über den Traversenweg aufgetragen wird und die auch in dieser Arbeit angewandt wird (vgl. Gleichung 5.3 und Abbildung 5.2). Sie liefert keine Aussage über den Anfangs- G_{Ic} -Wert sowie die Delaminationswiderstandskurve (R-Kurve), bei der die Energiefreisetzungsrates über die jeweilige Rissfortschrittslänge bestimmt wird [99]. Sie hat jedoch den großen Vorteil, dass ihre Kraft-Verschiebungskurve mittels durch FE-Simulation erstellten Kurven verglichen werden kann und ein Absolutwert für G_{Ic} ermittelt wird, der eine Beurteilung der Materialien untereinander vereinfacht. Weitere Methoden zur Bestimmung von G_{Ic} sind in [99] aufgeführt.

$$G_{Ic} = \frac{\Delta A}{b(a_2 - a_1)} \quad (5.3)$$

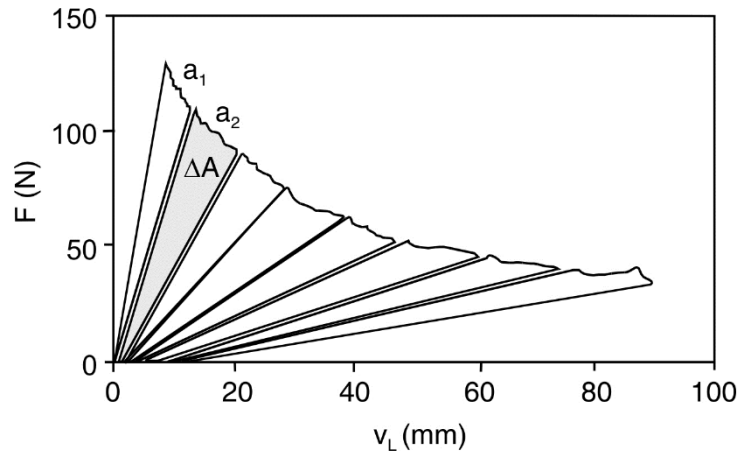


Abbildung 5.2: Bestimmung von G_{Ic} mit der Flächenmethode [98]

Zur Ermittlung der geometrieunabhängigen Energiefreisetzungsrate werden Probekörper mit definiertem Anfangsriss a_0 von 50 mm benötigt [99]. Für diesen Zweck wird vor der Fertigung der Platten aus Organoblech und Tape eine 50 mm breite Kapton-Folie der Firma DuPont eingelegt, welche verhindert, dass sich die zu fügenen Werkstoffe an dieser Stelle verbinden. Zur Kräfteinleitung werden Aluminium-Kräfteinleitungselemente an die rissbehaftete Seite mit Hilfe des 2-K-Epoxidharzklebers UHU plus Endfest 300 angebracht. Die Probekörper werden zur besseren Darstellung des Rissfortschritts mit weißer Sprühfarbe am Rand eingefärbt und anschließend die Länge in mm-Abständen markiert. Die Probekörper werden mit einer Traversengeschwindigkeit von 5 mm/min an einer statischen Materialprüfmaschine des Herstellers Zwick Roell Typ 1485 (Kraftmessdose: 5 kN) belastet, bis eine Gesamtrisslänge von 100 mm erreicht ist. In der Literatur sind symmetrische Probekörper vorgeschrieben, was bedeutet, dass sich die Trennfolie bei der Herstellung in der Mittelebene des Laminates befinden soll [99, 100]. Bei einer Organoblechdicke von 2 mm werden im Fall der oben genannten Materialien für einen symmetrischen Aufbau 8 Lagen Tape benötigt. Da jedoch das Tape aufgrund des höheren E-Moduls wesentlich biegesteifer als das Organoblech ist, kommt es zu einem Abknicken des Organoblechs, bevor ein Riss in der Grenzschicht auftritt (vgl. Abbildung 5.3, links). Halbiert man die Tapeanzahl auf 4 Lagen, ist das Organoblech biegesteifer und das Tape biegt sich zu stark durch, um sinnvolle Ergebnisse aus dem Delaminationsversuch zu ermitteln (vgl. Abbildung 5.3, rechts). Um dennoch einen Vergleich innerhalb der Serie vornehmen zu können, ist es sinnvoll, einen symmetrischen Aufbau der

DCB-Proben bezüglich ihrer Biegesteifigkeit zu wählen. Hierzu wird nachfolgend die Berechnung eines lastsymmetrischen Aufbaus erläutert.

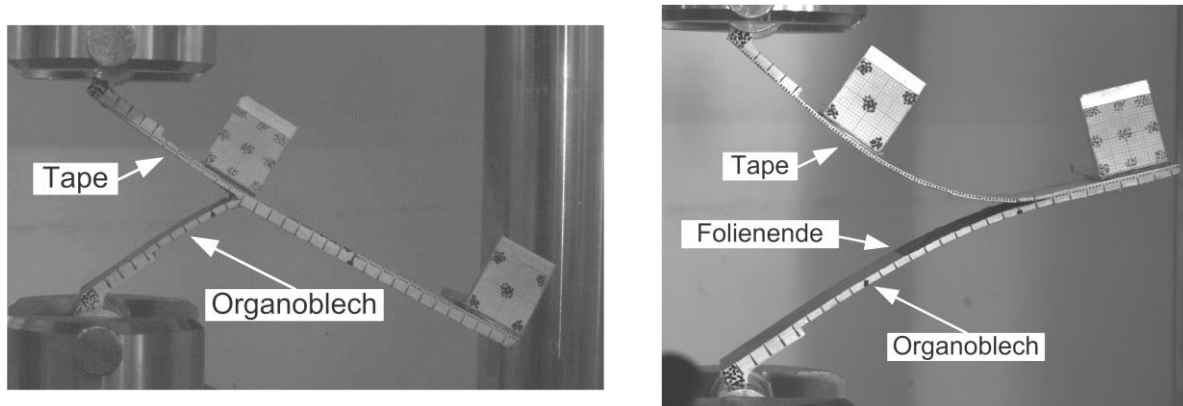


Abbildung 5.3: Abknicken des OB bei symmetrischem Langenaufbau (links); Durchbiegung der Tapes bei zu geringer Lagenanzahl (rechts)

Biegesteifigkeit ist das Produkt aus E-Modul E und Flächenträgheitsmoment I des Querschnitts, wobei das Flächenträgheitsmoment von der Dicke h und Breite b des Querschnitts abhängt (vgl. Gleichung 5.4):

$$I = \frac{h^3 b}{12} \quad (5.4)$$

Für eine symmetrische Biegesteifigkeit der DCB-Probekörper wird für die Dicke der Tapes folgende Berechnung zugrunde gelegt:

$$E_T I_T = E_{OB} I_{OB} \quad (5.5)$$

$$E_T \frac{h_T^3 b}{12} = E_{OB} \frac{h_{OB}^3 b}{12} \quad (5.6)$$

Die Indizes 'T' und 'OB' sind bezeichnend für Tape und Organoblech. Aufgrund der gleichen Querschnittsbreite von Tape und Organoblech bei DCB-Proben, kann b aus Gleichung 5.6 herausgekürzt werden. Die Dicke h_{OB} des Organoblechs ist vorgegeben und beträgt 2 mm. Die E-Moduln werden Tabelle 4.1 und Tabelle 4.2 entnommen und betragen für das Tape $E_T = 36.951$ MPa sowie für das Organoblech $E_{OB} = 19.166$ MPa. Daraus folgt:

$$h_T = \sqrt[3]{\frac{E_{OB}}{E_T} h_{OB}^3} \quad (5.7)$$

$$h_T = \sqrt[3]{\frac{19166 \text{ MPa}}{36951 \text{ MPa}} \cdot (2 \text{ mm})^3} \quad (5.8)$$

$$h_T = 1,61 \text{ mm} \quad (5.9)$$

Bei einer Tapedicke von 0,25 mm folgt für die Anzahl der Tapes:

$$x_T = \frac{1,61}{0,25} = 6,4 \text{ Lagen} \quad (5.10)$$

Halbe Lagen sind nicht realisierbar. Da die Platten bei der Herstellung aufgrund der unidirektionalen Verstärkung bereits ab der fünften Lage stark zum Verzug neigen, wird in diesem Fall für eine hinreichend symmetrische Biegesteifigkeit eine Lagenanzahl der Tapes von 6 gewählt. Zur Untersuchung des Einflusses des Wärmeeintrags im Material wurden verschiedene Herstellungsvarianten gewählt, die sich in der Ablegegeschwindigkeit unterscheiden. Für eine Beurteilung der Güte des Tapelegeprozesses im Allgemeinen wurde zusätzlich ein Vergleich mit Proben durchgeführt, welche im Autoklav hergestellt wurden. Tabelle 5.2 zeigt die verwendeten Varianten mit dazugehörigen Prozessparametern zur Herstellung der Probekörper. Bei allen Proben, welche mittels in-situ TTL hergestellt wurden, beträgt der Konsolidierungsdruck 4,5 bar und die Rollentemperatur (T_R) 45 °C. Abbildung 5.4 zeigt die Ergebnisse für die ermittelten Energiefreisetzungsraten.

Tabelle 5.2: Prozessparameter bei der Plattenherstellung für DCB-Proben

TTL-Proben	Lagenanzahl Tapes	Geschwindigkeit [m/min]	Gasvolumen- strom [NL/min]	
PP_GF_646	6	4	6	
PP_GF_666	6	6	6	
PP_GF_686	6	8	6	
Autoklav- Proben	Lagenanzahl	Druck [bar]	Zeit [min]	Temperatur [°C]
PP_GF_AK6	6	24	20	190

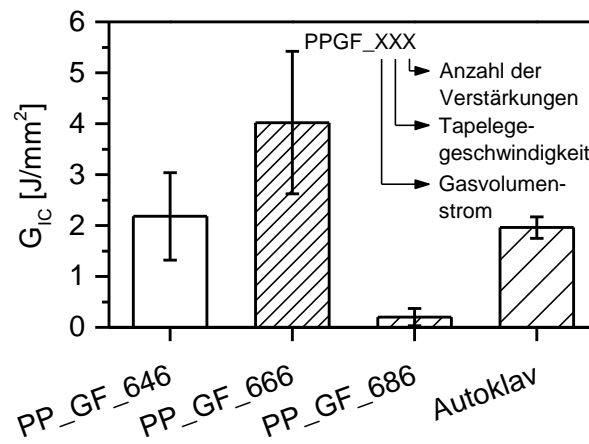


Abbildung 5.4: Energiefreisetzungsrate verschiedener Proben

Die höchsten Energiefreisetzungsraten konnten bei einer Kombination von 6 NI/min Gasvolumenstrom sowie 6 m/min Ablegegeschwindigkeit erzielt werden. Bei den PP_GF_666-Proben ist häufig zu beobachten, dass das Organoblech vor Erreichen der Endrisslänge abknickt obwohl die Biegesteifigkeiten beider Materialien ungefähr gleich groß sind. Die Schwachstelle des Organoblechs liegt in den ondulierten Fasern, welche der starken Biegung, besonders an Stellen von PP-Matrix-Anhäufungen, nicht standhalten können. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 5.5 dargestellt. Eine sinnvolle Kombination von Gasvolumenstrom und Geschwindigkeit führt dazu, dass die Grenzschicht nicht das schwächste Glied im Hybridbauteil darstellt.

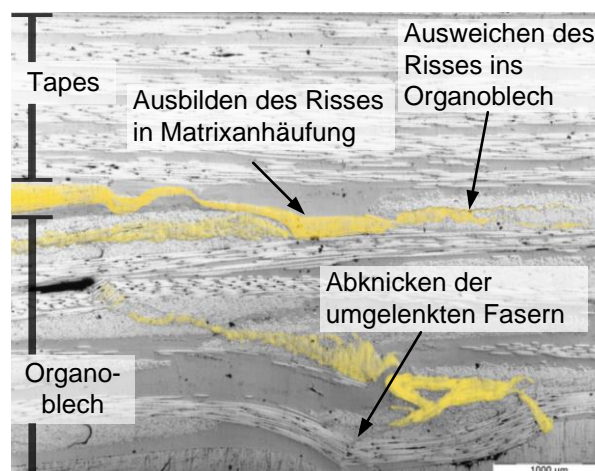


Abbildung 5.5: Abknicken des Organoblechs bei DCB-Versuchen

Bei den PP_GF_646-Proben kam es aufgrund des zu hohen Wärmeeintrags in Folge der geringen Ablegegeschwindigkeit im Material in den meisten Fällen zum Verbrennen der Kapton®-Folie⁵, so dass kein Anfangsriss zur Rissinitiierung entstehen konnte. Die Folie besteht aus dem hochtemperaturbeständigen Material Polyimid, welches bis 320 °C verwendet werden kann und kurzfristig auch Temperaturen von 500 °C standhält [101]. Daraus lässt sich schließen, dass der Wärmeeintrag bei einer solch geringen Ablegegeschwindigkeit in Verbindung mit einem hohen Gasvolumenstrom zu sehr hohen Temperaturen über 500 °C und schließlich auch zum Degradieren der PP-Matrix führt, was sich in einer niedrigeren Energiefreisetzungsrate zeigt.

Die PP_GF_686-Proben haben die geringsten Energiefreisetzungsraten, was darauf zurückzuführen ist, dass die Erwärmungszeit für die PP-Matrix nicht ausreichend lang ist und sie sich deswegen nicht vollständig im schmelzflüssigen Zustand befindet. Infolge dessen ist die Beweglichkeit der Makromoleküle sehr eingeschränkt, so dass sie nicht weit genug durch die Grenzschicht diffundieren können.

5.2. Bestimmung optimaler Prozessparameter zum Tapelegen

Die Wärmeleistung, welche benötigt wird, um ein Tape über die Schmelztemperatur der Matrix zu erwärmen, lässt sich mit Gleichung 2.3 aus Kapitel 2.1.2 bestimmen. Tabelle 5.3 beinhaltet die zur Berechnung benötigten Materialkonstanten des Tapes sowie die bei den DCB-Versuchen verwendeten Ablegegeschwindigkeiten.

Tabelle 5.3: Für Wärmeleistungsberechnung benötigte Materialeigenschaften

	Betrag	Einheit	Betrag	Einheit
ρ_t	1,63	g/cm ³	1630	kg/m ³
v_t	4; 6; 8	m/min	0,067; 0,100; 0,133	m/s
w_t	12	mm	0,012	m
t_t	0,25	mm	0,00025	m

⁵ Kapton® ist der registrierte Handelsname für Polyimidfolie von DuPont

Die Wärmekapazitäten von Tape und Organoblech setzen sich aus den Wärmekapazitäten von Polypropylen und Glasfasern zusammen. Zu ihrer Ermittlung sind drei Messungen notwendig:

1. Blindkurvenmessung mit leerem Tiegel
2. Referenzmessung mit einer Saphirscheibe
3. Messung mit interessierender Substanz, d. h. Tape oder Organoblech

Da während der Messung keine chemische Reaktion (z. B. Oxidation) stattfinden darf, wird als Spülgas Stickstoff mit 10 ml/min gewählt. Die Differenz der Wärmeströme der Referenzmessung mit der Blindkurvenmessung dient der Kalibrierung. Zur Berechnung der spezifischen Wärmekapazität der Messsubstanz wird zusätzlich die Differenz der Wärmeströme zwischen Blindkurve und Probe bestimmt. Die spezifische Wärmekapazität wird temperaturabhängig nach Gleichung 5.11 berechnet:

$$c_p = \frac{[\dot{Q}(Probe) - \dot{Q}(leerer\ Tiegel)]}{v \cdot m} \quad (5.11)$$

\dot{Q} ist der Wärmestrom, v die lineare Heizrate und m die Masse des Probekörpers. Da die Materialien in dieser Arbeit in einem Temperaturbereich zwischen Raum- und Schmelztemperatur der Matrix eingesetzt werden, ist in Abbildung 5.6 ihre spezifische Wärmekapazität im interessierenden Bereich zwischen 0 °C und 300 °C aufgetragen. Die Glasübergangstemperatur von Polypropylen bei ungefähr -20 °C ist nicht gezeigt. Die Schmelztemperatur ist im Bereich des Peaks bei ca. 162 °C zu erkennen. Die kleinen Peaks bei 100 °C und 200 °C sind durch isotherme, 5-minütige Haltephasen an beiden Temperaturen entstanden, welche zum Vergleich der Referenzisothermen des Leertiegels und der Saphirprobe herangezogen werden.

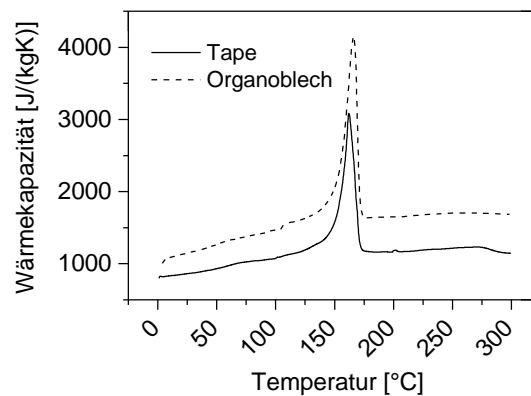


Abbildung 5.6: Wärmekapazität c_p von Tape und Organoblech

Die Wärmekapazität des Organoblechs ist etwas höher als die des Tapes, was vermutlich auf unterschiedliche Füllstoffe im Polypropylen zurückzuführen ist. Der Abfall der Kurven bei Temperaturen über 275 °C ist auf eine Degradierung der Matrix zurückzuführen ($T_{\text{deg}} \approx 300 \text{ °C}$) [102].

Die ermittelte Wärmekapazitätskurve wird für die Berechnung in 0,15 °C-Schritten in nahezu lineare Bereiche zwischen zwei Temperaturen unterteilt um einen Mittelwert der temperaturabhängigen Wärmekapazität für den jeweiligen Bereich zu erhalten. Aus den daraus berechneten Wärmeströmen (nach Gleichung 2.3), kann der Gesamtwärmestrom \dot{Q}_t , der für das Erwärmen des Tapes von 20 °C auf 275 °C benötigt wird, mit Hilfe der Gleichung 5.12 ermittelt werden.

$$\dot{Q}_t = \sum_{i=1}^{1700} \dot{Q}_i = \rho_t v_t w_t t_t \cdot \sum_{i=1}^{1700} c_{pi}(T_{i+1} - T_i) \quad (5.12)$$

Es bietet sich an, eine Endtemperatur des Tapes von 275 °C anzunehmen, weil bei den kurzen Prozesszeiten während des Tapelegens ein möglichst hoher Energieeintrag benötigt wird, jedoch ohne dass die Matrix dabei beschädigt wird. Abbildung 5.7 zeigt die berechneten Wärmeströme in Abhängigkeit der Ablegegeschwindigkeit, die für das Erwärmen des Tapes auf 275 °C benötigt werden.

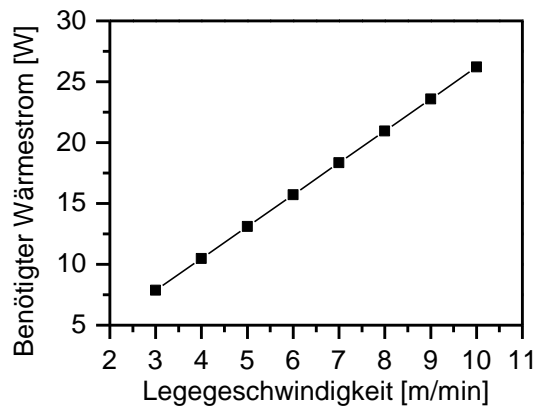


Abbildung 5.7: Wärmestrom in Abhängigkeit der Legegeschwindigkeit

Es ist deutlich zu erkennen, dass eine höhere Ablegegeschwindigkeit auch einen höheren Wärmestrom erfordert. Dieser hängt von der Wärmeleistung der Heißgasdüse sowie dem Volumenstrom des Brenngases ab. Der Wärmestrom \dot{Q} der Heißgasdüse wird mit Gleichung 5.13, bzw. 5.15 berechnet.

$$\dot{Q} = c_p \dot{m} \Delta T \quad (5.13)$$

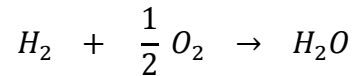
Mit $\dot{m} = \rho c A = \rho \dot{V}$ (5.14)

$$\Rightarrow \dot{Q} = c_p \rho \dot{V} \Delta T \quad (5.15)$$

\dot{Q}	Wärmestrom der Heißgasdüse
c_p	Wärmekapazität des Brenngases
\dot{m}	Massenstrom des Brenngases
ΔT	Temperaturunterschied zwischen Flammen- und Raumtemperatur
ρ	Dichte des Brenngases
c	Strömungsgeschwindigkeit
A	Querschnittsfläche des Flammrohrs
\dot{V}	Volumenstrom des Brenngases

Die Heißgasdüse besteht aus einem Brennereinsatz, auf welchen ein Flammrohraufsatz geschraubt ist. Der Brennereinsatz wird mit einem Wasserstoff- / Sauerstoffgemisch im Verhältnis 9:1 gespeist. Im Flammrohraufsatz ist ein Ventil für Luftzufuhr, um den Sauerstoffgehalt für eine vollständige Verbrennung zu erhöhen und ein Rückschlagen der Flamme zu verhindern. Die Reaktionsgleichung für das Brenngas-

gemisch, mit der man den erforderlichen Luftbedarf ermitteln kann lautet:



Bei einem Volumenstrom von 6 Nl/min betragen die Teilvolumenströme für Wasserstoff und Sauerstoff:

$$\dot{V}_{H_2} = 0,9 \cdot 6 \frac{Nl}{min} = 5,4 \frac{Nl}{min} \quad (5.16)$$

$$\dot{V}_{O_2} = 0,1 \cdot 6 \frac{Nl}{min} = 0,6 \frac{Nl}{min} \quad (5.17)$$

Den Luftvolumenstrom erhält man mit Reaktionsgleichung 5.18. Mit einem Sauerstoffgehalt von 21 % in der Luft, beträgt der Mindestluftbedarf $\dot{m}_{L,min}$:

$$\dot{m}_{L,min} = \frac{0,5 \dot{m}_{H_2} - \dot{m}_{O_2}}{0,21} \quad (5.18)$$

Nach der allgemeinen Gasgleichung (vgl. Gleichung 5.19) werden die Stoffmengenströme \dot{m} von H_2 und O_2 in Gleichung 5.20 und 5.21 berechnet.

$$p\dot{V} = \dot{m}RT \quad (5.19)$$

Der Normaldruck p beträgt 1013 hPa. Für \dot{V} wird der Volumenstrom des jeweiligen Gases eingesetzt, R ist die allgemeine Gaskonstante mit $R = 8,31 \text{ J}/(\text{molK})$ und T die Temperatur unter Normalbedingungen, d. h. $T = 293,15 \text{ K}$.

$$\dot{m}_{H_2} = \frac{p\dot{V}_{H_2}}{RT} = 3,74 \cdot 10^{-3} \frac{mol}{s} \quad (5.20)$$

$$\dot{m}_{O_2} = \frac{p\dot{V}_{O_2}}{RT} = 4,16 \cdot 10^{-4} \frac{mol}{s} \quad (5.21)$$

Damit betragen der Mindestluftbedarf sowie der Luftvolumenstrom:

$$\dot{m}_{L,min} = 6,92 \cdot 10^{-3} \frac{mol}{s} \quad (5.22)$$

$$\dot{V}_L = \frac{\dot{m}_{L,min}RT}{p} = 1,67 \cdot 10^{-4} \frac{m^3}{s} = 10,00 \frac{Nl}{min} \quad (5.23)$$

Die Luftvolumenströme für veränderte H₂/O₂-Gasvolumenströme können analog berechnet werden.

Für die Berechnung der Flammentemperatur t_v wird zunächst angenommen, dass die Verbrennung von H₂, O₂ und Luft zu Abgas bei Umgebungstemperatur (20 °C) abläuft. Die dabei freiwerdende Reaktionsenthalpie wird anschließend zur Erwärmung des Gases auf die Flammentemperatur benötigt. Da die Werte für die Wärmekapazität jedoch von der gesuchten Temperatur abhängen, wird t_v für die c_p -Werte durch lineare Interpolation ermittelt. Das erfolgt durch die Berechnung von Abgasenthalpien H_{a1} und H_{a2} zu zwei Schätztemperaturen t_{v1} und t_{v2} . Das Abgas besteht in diesem Fall aus H₂O und Stickstoff aus der Luft, der an der Verbrennung nicht beteiligt ist. Gleichung 5.24 liefert die Lösung für die Flammentemperatur. Dabei wird die Annahme gemacht, dass die Abgasbestandteile unter hoher Temperatur nicht dissoziieren. Eine solche Dissoziation, d. h. die Teilung der bei der Verbrennung beteiligten Moleküle wie H₂ und O₂ in ihre Atome, tritt ab Temperaturen von 1500 °C auf und senkt die theoretisch berechnete Flammentemperatur ab [103].

$$t_v = t_{v1} + \frac{(H_{u,n} + H_B + H_{O_2} + H_L) - H_{a1}}{H_{a2} - H_{a1}} \cdot (t_{v2} - t_{v1}) \quad (5.24)$$

Mit $H_{u,n} = \Delta H_{H_2} \cdot \dot{m}_{H_2} \quad (5.25)$

$$H_B = \dot{m}_{H_2} \cdot c_{p,H_2} \quad (5.26)$$

$$H_{O_2} = \dot{m}_{O_2} \cdot c_{p,O_2} \quad (5.27)$$

$$H_L = \dot{m}_L \cdot c_{p,L} \quad (5.28)$$

$$H_a = (c_{p,H_2O} \cdot \dot{m}_{H_2} + c_{p,N_2} \cdot \dot{m}_L \cdot 0,79) \cdot t_v \quad (5.29)$$

Tabelle 10.4 enthält die übrigen für die Berechnung benötigten Materialdaten.

Die mit Gleichung 5.24 berechnete Flammentemperatur ist unabhängig vom Gasvolumenstrom und beträgt 2511 °C.

Eine Methode, die Flammentemperatur unter Berücksichtigung der Dissoziation zu bestimmen, ist die Berechnung der Abgasenthalpie h_a mit Gleichung 5.30 sowie eine grafische Bestimmung der Abgastemperatur in Abbildung 5.8 [103, 104].

$$h_a = \frac{H_{u,n} + H_B + H_L}{v_{a,f}} \quad (5.30)$$

Dabei stellt $v_{a,f}$ die feuchte Abgasmenge dar, welche sich aus der Abgasmenge des Wassers H_2O sowie des Stickstoffs N_2 aus der Luft zusammensetzt. Es wird angenommen, dass das Luftverhältnis $\lambda = 1$ beträgt. Die Abgasenthalpie beträgt nach Gleichung 5.30 4,82 MJ/m³. Dementsprechend ist die Abgas-, bzw. Flammentemperatur nach Abbildung 5.8 etwas niedriger als die nach Gleichung 5.24 berechnete und ergibt ungefähr 2360 °C.

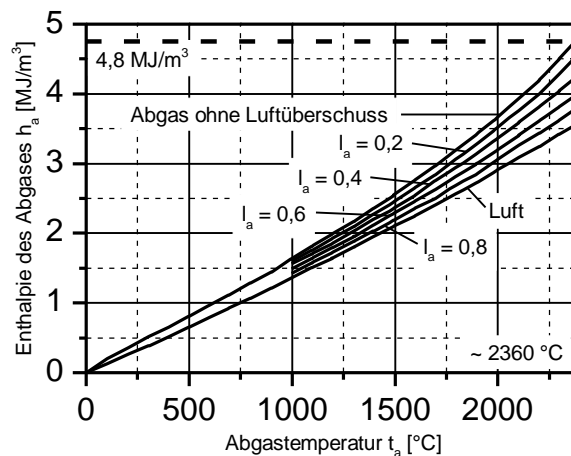


Abbildung 5.8: h_a - t - Diagramm zur Bestimmung der Flammentemperatur [103, 104]

Für die Berechnung des Wärmestroms der Flamme wie in Gleichung 5.31 wird eine Flammentemperatur von 2360 °C angenommen.

$$\dot{Q} = (c_{p,H_2} \rho_{H_2} \dot{V}_{H_2} + c_{p,O_2} \rho_{O_2} \dot{V}_{O_2} + c_L \rho_L \dot{V}_L)(t_v - T) \quad (5.31)$$

Bei einem H_2/O_2 -Gasvolumenstrom von 6 NI/min ergibt sich ein Wärmestrom von 869,5 W. Die Wärmeströme für andere Gasvolumenströme werden analog berechnet (vgl. Abbildung 5.9).

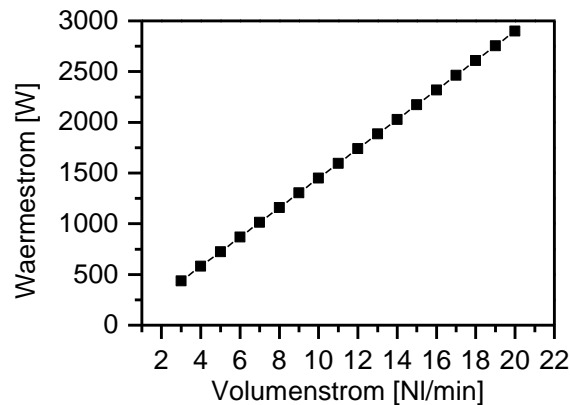


Abbildung 5.9: Wärmestrom des Brenners in Abhängigkeit des Gasvolumenstroms

In den DCB-Versuchen hat sich gezeigt, dass eine Kombination aus einem Gasvolumenstrom von 6 NI/min und einer Tapeablegegeschwindigkeit von 6 m/min die besten Ergebnisse für die Grenzschichtfestigkeit liefern (vgl. Abbildung 5.4). Daraus kann man schließen, dass ein Gasvolumenstrom von 6 NI/min das Tape tatsächlich auf ungefähr 275 °C erwärmt. Wenn man die dazugehörigen Wärmeleistungen vergleicht, d. h. 869,48 W von der Heißgasdüse und 15,72 W benötigte Wärmeleistung zum Aufwärmen, stellt man eine große Diskrepanz fest. Es ist davon auszugehen, dass ein großer Teil des Wärmestroms in der kurzen Zeit vom Tape gar nicht aufgenommen werden kann und an die Umgebung abgegeben wird. Die vom Tape aufgenommene Leistung beträgt:

$$\frac{15,72 \text{ W}}{869,48 \text{ W}} = 1,81 \% \quad (5.32)$$

Es besteht somit ein großer Unterschied zu Gleichung 2.1. Hier ist hinsichtlich der Düsengeometrie noch großes Optimierungspotential erkennbar. Beispielsweise kann durch eine strömungsoptimierte Düsengeometrie in Kombination mit Luftleitblechen der Wärmeeintrag deutlich effektiver ausgestaltet werden.

Auf Grundlage der vorigen Betrachtungen lässt sich ein grober Zusammenhang zwischen der Tapeablegegeschwindigkeit, dem zugeführten Gasvolumenstrom sowie der Grenzflächenqualität, d. h. der Energiefreisetzungsrates, bestimmen. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 5.10 dargestellt.

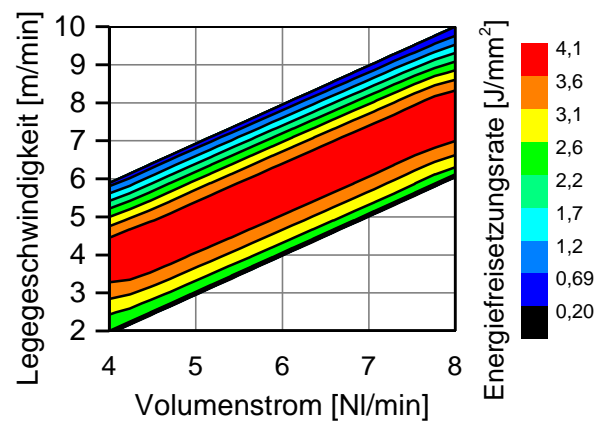


Abbildung 5.10: Abhängigkeit von Gasvolumenstrom, Ablegegeschwindigkeit und Energiefreisetzungsrates

Im Nachfolgenden werden die Phänomene analysiert, welche direkten Einfluss auf die Güte der Grenzschicht bei Multimaterialsystemen hinsichtlich der Energiefreisetzungsrates haben.

5.2.1. Beeinflussung der Grenzschicht durch Faserwanderungsvorgänge

Bei den Proben, die mit einer Ablegegeschwindigkeit von 4 und 6 m/min hergestellt sowie bei den Autoklav-Proben wurde bei den DCB-Versuchen beobachtet, dass einige Fasern den Riss in der Delaminationsebene von der einen Seite zur anderen überspannen. Dieser Effekt wird als Faserbrückenbildung [97] bezeichnet und ist schematisch sowie an einer PP_GF_666-Probe in Abbildung 5.11 dargestellt. Besonders ausgeprägt konnte die Faserbrückenbildung bei den Autoklav-Proben beobachtet werden.

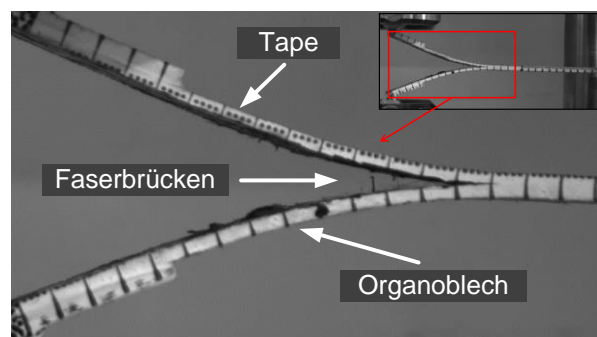


Abbildung 5.11: Faserbrückenbildung bei der DCB-Probe PP_GF_666_5

Abbildung 5.12 (links) zeigt eine REM-Aufnahme der aufgerissenen Grenzschicht

einer im Autoklav hergestellten Probe. Deutlich sind freigelegte Fasern am Organoblech erkennbar. An vielen Fasern haftet die PP-Matrix. Die Faserbrückenbildung kann also nicht auf die mangelnde Haftung zwischen Glasfasern und PP zurückgeführt werden.

Abbildung 5.12 (rechts) visualisiert in der Organoblech-Grenzfläche große plastische PP-Verformungen, die ein Indiz für die Zähigkeit der Matrix sind. Sie bestätigen erneut, dass der Bruch nicht aufgrund mangelnder Adhäsion zwischen Glasfasern und PP oder zwischen Tape und Organoblech zustande gekommen ist. Vielmehr erkennt man einen kohäsiven Bruch, bei dem die Matrix versagt hat.

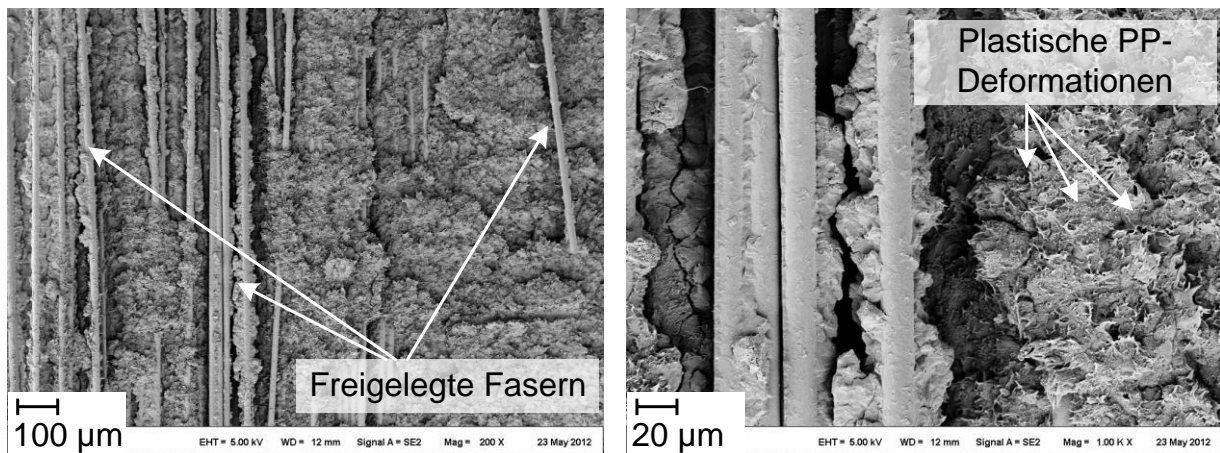


Abbildung 5.12: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahme der Organoblech-Grenzfläche in unterschiedlicher Vergrößerung

Die Ursache für die Faserbrücken ist eine transversale Wanderung der Fasern beim Herstellungsprozess des Hybridbauteils. Während des in-situ TTL befindet sich die Matrix nur für sehr kurze Zeit im schmelzflüssigen Zustand und aufgrund dessen sind die Fasern imstande, nur sehr kurze Wege zurückzulegen. In Abbildung 5.13 (links) ist deutlich eine mikroskopisch sichtbare PP-Schicht in der Grenzfläche zum Organoblech sowie zwischen den einzelnen Tapelagen erkennbar. Im Autoklav beträgt die Zeit, in der sich die Matrix im schmelzflüssigen Zustand befindet, 20 Minuten (vgl. Tabelle 5.2). Die Fasern sind in der Lage gänzlich transversal durch die Grenzschicht zu wandern.

In Abbildung 5.13 (rechts) ist zwischen den einzelnen Tapelagen und in der Grenzfläche zum Organoblech keine derart explizit ausgebildete PP-Schicht erkennbar.

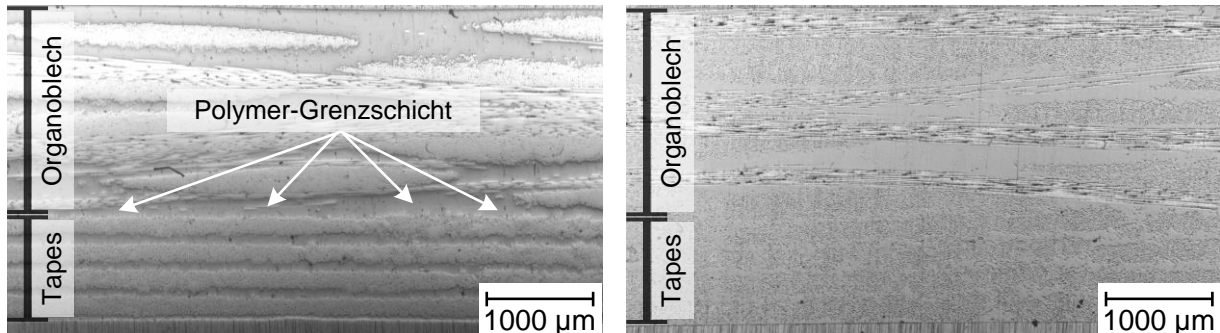


Abbildung 5.13: Mikroskopisches Schliffbild einer 4-lagigen TTL-Probe (links), mikroskopisches Schliffbild einer 4-lagigen Autoklav-Probe (rechts)

Dieser Sachverhalt ist durchgängig durch die gesamte Probe erkennbar und konnte mit Hilfe von computertomographischen Aufnahmen bestätigt werden. Zum Einsatz kam hierbei ein Mikro-Computertomograph (μ CT) des Herstellers Phoenix x-ray systems + services GmbH, Wunstorf vom Typ nanotom mit einer maximalen Auflösung von 500 nm sowie der Visualisierungssoftware Volume Graphics Studio Max zum Einsatz. Abbildung 5.14 (links) zeigt die deutlich erkennbare Polymergrenzschicht (gelb eingefärbt) für eine mit in-situ TTL hergestellte Probe. In Abbildung 5.14 (rechts) ist die im Autoklav prozessierte Probe dargestellt. Hier ist keine ausgeprägte Grenzschicht in der Trennebene zwischen den Materialpartnern erkennbar.

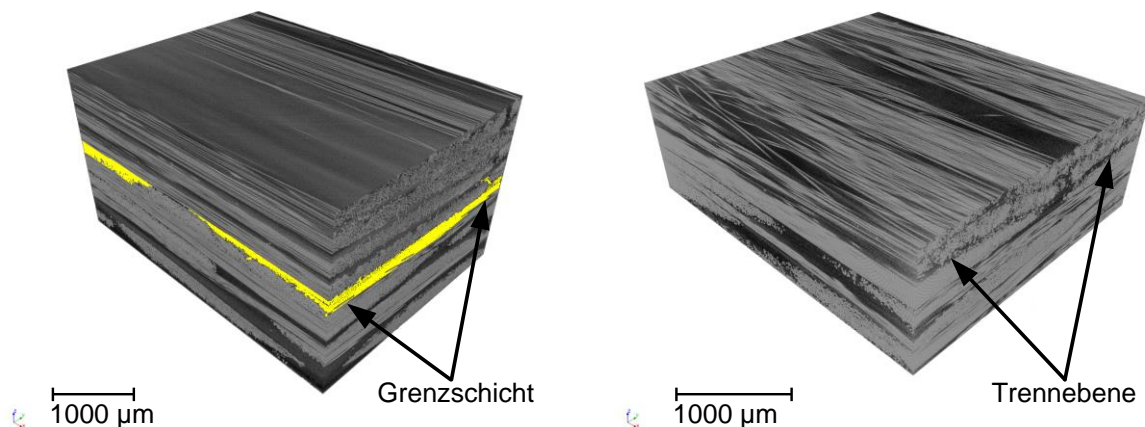


Abbildung 5.14: 3D- μ CT-Ansicht von lokal verstärkten Proben, die mittels in-situ TTL (links) beziehungsweise Autoklav (rechts) hergestellt wurden

Die Glasfasern in der Grenzschicht spielen eine große Rolle bei der Rissausbreitung, da sie das Spannungsfeld in der Umgebung der Risssspitze beeinflussen. Hohe Spannungen an der Rissfront führen bei Kunststoffen meist zu einer plastischen Deformation in der Umgebung der Risssspitze, die umso größer ist, je zäher der Kunststoff ist [105]. In unverstärkter Matrix kann sich die plastische Zone in der Rissspitzenumgebung ungehindert ausbilden. Im Verbundwerkstoff kommt es zu Wechselwirkungen mit den Fasern, durch die die plastische Zone in ihrer räumlichen Ausbreitung gehindert wird (vgl. Abbildung 5.2) [98].

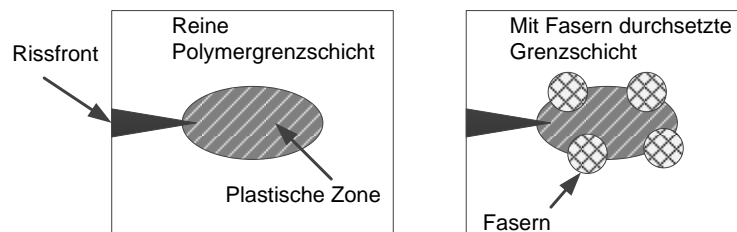


Abbildung 5.15: Beeinflussung der plastischen Zone vor der Risssspitze

Das Auftreten der Faserbrücken verursacht im Normalfall eine höhere Bruchenergie, die auf das Ablösen der Fasern von der Matrix zurückzuführen ist [97]. Dass die Autoklav-Proben dennoch niedrigere Energiefreisetzungsraten beim DCB-Versuch erzielen (vgl. Abbildung 5.4), lässt sich neben Faserwanderungsvorgängen und der damit verbundenen Beeinflussung der plastischen Zone des Risses durch die Glasfasern auf zwei weitere Phänomene zurückführen, die nachfolgend erläutert werden.

5.2.2. Auswirkung des Herstellungsprozesses auf den Kristallinitätsgrad

Aufgrund der Tatsache, dass wie in Kapitel 2.1.2 und Kapitel 5.2.1 erörtert beim in-situ TTL-Prozess das Matrixmaterial von Tape und Basismaterial sowohl räumlich als auch zeitlich nur sehr begrenzt in der Schmelze vorliegt und die thermische Energie durch Überfahren mit der Konsolidierungsrolle sehr schnell entzogen wird, lässt die Vermutung zu, dass sich bei diesem Prozess ein anderer Kristallinitätsgrad in der Grenzschicht einstellt als bei Proben, welche im Autoklav prozessiert wurden. Nachfolgend wird die Überprüfung dieser Vermutung erörtert.

Zur Bestimmung des Kristallinitätsgrades wurde zunächst eine Thermogravimetrische Analyse (TGA) mit den mit unterschiedlichen Verfahren hergestellten Proben und den Ausgangsmaterialien durchgeführt.

Zur Bestimmung der Schmelzenthalpie H wurde eine dynamische Differenzkalorimetrie (DSC) Analyse mit den entsprechenden Materialien und Multimaterialsystemen durchgeführt. Hierzu wurde eine DSC des Herstellers Mettler-Toledo mit einem Temperaturbereich von -170 °C bis 600 °C benutzt. 10 K/min wurden sowohl für Heiz- als auch Kühlrate festgelegt. In

Tabelle 5.4 sind die zur weiteren Bestimmung des Kristallinitätsgrades erforderlichen Ergebnisse hinsichtlich des Matrixnettogewichts dargestellt.

Tabelle 5.4: Ergebnisse TGA Analyse

Autoklav		TTL	
Start:	33,19 °C	Start:	32,18 °C
Gewichtsverlust	-3,37 mg -19,51 %	Gewichtsverlust	-4,45 mg -32,15 %
Tape		Organoblech	
Start:	44,50 °C	Start:	32,77 °C
Gewichtsverlust	-1,01 mg -23,10 %	Gewichtsverlust	-2,25 mg -24,79 %

Die mit Hilfe der TGA und DSC berechneten relativen Schmelzenthalpien (H_f) sind nachfolgend angegeben:

$$\Delta H_{f,Tape} = 106,21 \text{ J/g}$$

$$\Delta H_{f,Organic\ sheet} = 85,07 \text{ J/g}$$

$$\Delta H_{f,Autoclave} = 96,77 \text{ J/g}$$

$$\Delta H_{f,TTL} = 88,41 \text{ J/g}$$

Zur Berechnung des Kristallinitätsgrades (α) gemäß Gleichung 5.33 wurde ein aus der Literatur verfügbarer, theoretischer Referenzwert einer 100-prozentig kristallinen Probe ($\Delta H_{f100\%} = 209 \text{ kg/kJ}$) verwendet [106, 107].

$$\alpha = \frac{\Delta H_f}{\Delta H_{f100\%}} \quad (5.33)$$

5.2.3. Makromolekulare Diffusionsvorgänge in der Grenzschicht

Bei den beiden hier vorgestellten Füge-Methoden (Autoklav und in-situ TTL) für Multimaterialsysteme werden zwei Polymere im schmelzflüssigen Zustand in direkten Kontakt gebracht. Hierbei kommt es zu Diffusionsvorgängen der Makromoleküle. Nach Voyutskii [108] basiert die Diffusionstheorie auf der Annahme, dass zwei in Kontakt befindliche Polymere durch Diffusion ihrer Grund- oder Makromoleküle entlang der Grenzfläche aneinander haften. Die Voraussetzungen für eine stoffschlüssige Verbindung sind Polymere, die ineinander löslich sind und genügende Kettenmobilität besitzen, sich also im entropieelastischen Zustand oberhalb der Glasübergangstemperatur befinden.

Da Hochpolymere die einzigen Substanzen sind, die eine ausreichende kohäsive Festigkeit besitzen und die Fähigkeit, sich gegenseitig zu durchdringen, ist ihr Verhalten in der Grenzfläche bei Diffusion sehr komplex.

Kommt es zwischen zwei geschmolzenen Polymeren, die unabhängig von der Füge-technik in Kontakt gebracht werden, zur Absorption ihrer Makromoleküle, so treten zunächst eine Benetzung und ein enger molekularer Kontakt (van-der-Waals-Bindung) zwischen den Phasen auf. Darauffolgend setzt die Diffusion der Ketten-segmente durch die benetzte Grenzschicht ein. Nach einer Kontaktzeit t benötigt man zur Trennung der beiden Phasen eine mechanische Energie G , die von der Temperatur T , dem Kontaktdruck P und dem Molekulargewicht M abhängen kann (vgl. Gleichung 5.34).

$$G = F(t, T, P, M) \quad (5.34)$$

Darin ist F die sogenannte Schweißfunktion, sie kann jedoch auf die meisten Verfahren zur Kontaktbildung übertragen werden, bei denen eine Polymer-Polymer-Grenzfläche entsteht. Nach [109] gibt es unterschiedliche Modelle, welche sich mit der Bestimmung ihrer Lösung befassen.

5.2.3.1. Modell auf Basis der Einstein-Gleichung

Das Modell auf Basis der Einstein-Gleichung behandelt die Haftfestigkeit zwischen zwei gleichen Polymeren in optimalem Kontakt als Funktion von:

- der Anzahl der in die andere Schicht eindringenden Moleküle,
- der Anzahl der je Makromolekül eindiffundierten Grundmoleküle in der Zeit t ,
- der Größe der Kräfte, die auf jedes eindiffundierte Molekül wirken.

Zur Vereinfachung der Abschätzung des Diffusionskoeffizienten wird angenommen, dass nur freie Kettenenden durch die gemeinsame Grenzfläche diffundieren können. Dabei liegt das Molekül bei der Diffusion durch die Grenze vollkommen gestreckt vor und die Zahl der diffundierenden Moleküle wird nach einer Anlaufzeit konstant. Einsteins Überlegungen zur ungehinderten Diffusion liefern die mittlere Eindringtiefe der Moleküle $\sqrt{\Delta x^2}$ [110].

$$\sqrt{\Delta x^2} = \sqrt{2Dt} \quad (5.35)$$

Die Diffusionsrichtung wird mit Hilfe der Variablen x gegeben, während D der Diffusionskoeffizient und t die Diffusionszeit bedeuten. Die Eindringtiefe für ein vollständig gestrecktes Molekül der Länge l_G beträgt:

$$\sqrt{\Delta x^2} = N_G l_G \quad (5.36)$$

N_G ist die Anzahl der eindiffundierten Monomere eines Makromoleküls in der Zeit t und beträgt:

$$N_G = \frac{\sqrt{2Dt}}{l_G} \quad (5.37)$$

Unter Einbeziehung der Avogadro-Konstante N_L , welche die Anzahl der Moleküle pro Molvolumen \bar{V} darstellt und unter der Berücksichtigung, dass jedes Molekül zwei Kettenenden besitzt, sind pro Volumeneinheit $\frac{2N_L}{\bar{V}}$ freie Kettenenden vorhanden mit

$$\bar{V} = \frac{M}{\rho} \quad (5.38)$$

M bezeichnet die Molmasse und ρ die Dichte des Polymers. Damit ist die Anzahl der freien Kettenenden N_f durch folgende Beziehung gegeben:

$$N_f \sim \left(\frac{\rho}{M}\right)^{\frac{2}{3}} \quad (5.39)$$

Die Haftfestigkeit σ ist proportional zu der Anzahl der in 1 cm² Kontaktfläche diffundierenden Grundmoleküle, welche durch die Beziehung $N_G \cdot N_f$ gegeben ist. Das ist in Gleichung 5.40 ausgedrückt:

$$\sigma \sim \left(\frac{\rho}{M}\right)^{\frac{2}{3}} \sqrt{Dt} \quad (5.40)$$

Die Zeitabhängigkeit der Haftfestigkeit σ lässt sich experimentell nachweisen [111].

5.2.3.2. Reptationmodell

Makromoleküle bestehen aus vielen Teilen, die durch Hauptvalenzbindungen zusammengehalten werden. Diese Molekülsegmente sind um ihre C-C-Bindungen gegeneinander verdrehbar (mikrobrownsche Bewegung) und können beliebige Winkel annehmen. Demnach hat ein Molekül keine Gestalt, sondern kann unendlich viele Konformationen annehmen. Die meisten von ihnen sind knäuelartig und ihre Beschreibung erfolgt durch den Endpunktabstand R und den Trägheitsradius R_g . Abbildung 5.17 veranschaulicht diesen Zusammenhang [112].

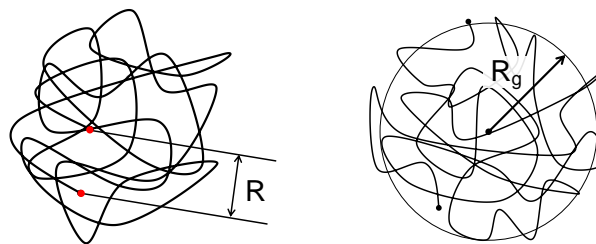


Abbildung 5.17: Endpunktabstand und Trägheitsradius eines Makromoleküls

Da die Berechnung beider Größen bei realen Molekülen nicht möglich ist, wird das statistische durch das Kuhnsche Knäuel ersetzt (vgl. Abbildung 5.18 (links)). Das vereinfachte Modell stellt das Molekül als Zusammenhang vieler gerader Molekülsegmente der Länge l dar. Ein Segment repräsentiert eine C-C-Bindung. Die räumliche Anordnung der Segmente innerhalb des Trägheitsradius R_g folgt annahm gemäß einer Gauß-Verteilung (vgl. Abbildung 5.18 (rechts)).



Abbildung 5.18: Kuhn'sches Modell (links), Gauß-Verteilung (rechts)

Dadurch lassen sich der Endpunktabstand und Trägheitsradius mit Hilfe der Anzahl der Segmente N und ihrer Länge l wie in Gleichung 5.41 und 5.42 angeben.

$$R = Nl^2 \quad (5.41)$$

$$R_g = \frac{1}{6} Nl^2 \quad (5.42)$$

Die vorangehenden Betrachtungen helfen, das Reptationmodell nach de Gennes zu verstehen. Der Begriff "reptation" entstammt dem Vergleich der Bewegungen der Moleküle mit denen eines Reptils [113]. Die Polymerketten können als knäuelartig bezeichnet werden und sind aufgrund von Wechselwirkungen mit umgebenden Nachbarketten in einem Netzwerk gefangen, welches als eine Röhre angenommen werden kann. Durch diese Röhre wird das reale Molekül begrenzt und hierdurch seine Bewegungsfreiheit eingeschränkt.

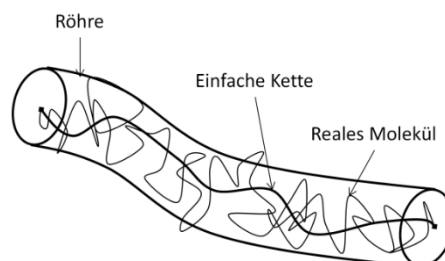


Abbildung 5.19: Einfache und reale Polymerkette in ihrer Röhre [111, 114]

Eine Befreiung aus der Röhre kann zum einen durch Rotations- und Transversalbewegungen der Polymerkette und zum anderen durch Longitudinalbewegungen und Schlauchdeformation erfolgen. Die Letzteren sind für die Bewegungen über größere Entfernungen relevanter und werden schematisch in Abbildung 5.20 gezeigt. Zum Zeitpunkt t_0 befindet sich das vereinfachte Molekül in seiner Ausgangsröhre und führt

mikrobrownsche Bewegungen durch. Dadurch kann sich das Kettenende in jede Richtung aus der Röhre herausbewegen (t_1). Der Teil der Kette, der die Anfangskonfiguration verlassen hat, wird als Kleinkette bezeichnet und ist in Abbildung 5.20 durch eine räumliche Umhüllung gekennzeichnet, in der er sich aufhalten kann. Die Erinnerung an die anfängliche Position der Röhre geht kontinuierlich verloren und die Kleinkette wird allmählich größer (t_2). Für $t < t_r$ behalten die schwer beweglichen Segmente der Kettenmitte ihre Bindung an die ursprüngliche Röhre, wobei t_r die Reptationzeit darstellt, nach der das Molekül die Erinnerung an die ursprüngliche Röhre komplett verloren hat.

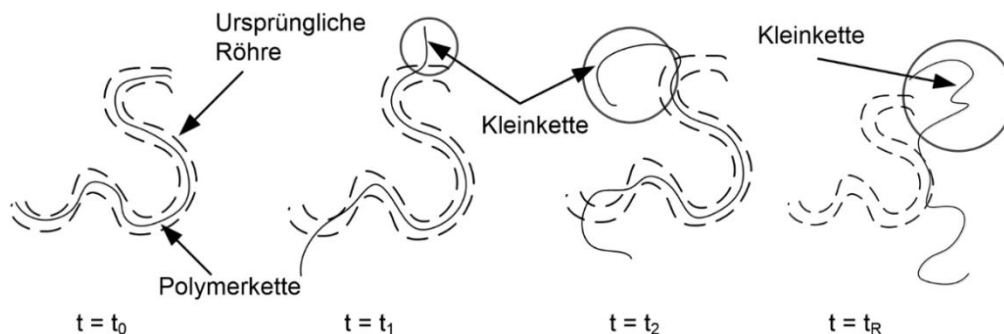


Abbildung 5.20: Reptation [109]

In einer Grenzfläche führt dieses Verhalten zu einer Interdiffusion der Polymerketten (vgl. Abbildung 5.21). In der Abbildung werden zur besseren Übersichtlichkeit nur die Moleküle auf einer Seite der Grenzfläche gezeigt. Zum Zeitpunkt t_0 besteht aufgrund der guten Benetzung ein intimer Kontakt der beiden Phasen. Die zufällig verteilten Kettenenden, welche gerade anfangen, sich aus ihrer Röhre heraus zu bewegen, werden als Punkte dargestellt. Diejenigen Teile, die zum Zeitpunkt t_1 aus ihrer Röhre ausbrechen, können zur Interdiffusion durch die Grenzschicht beitragen. Dabei bezeichnet x den durchschnittlichen Penetrationsabstand der Kleinketten auf der einen Seite der Grenzfläche. Zur Beschreibung dieser Größe ist nicht die exakte Lage der Polymerketten notwendig, sondern nur ihre kugelförmige Hülle. Mit fortschreitender Zeit wird die Hülle größer, was zu einer dickeren Grenzschicht $d = 2x$ führt ($t = t_2$).

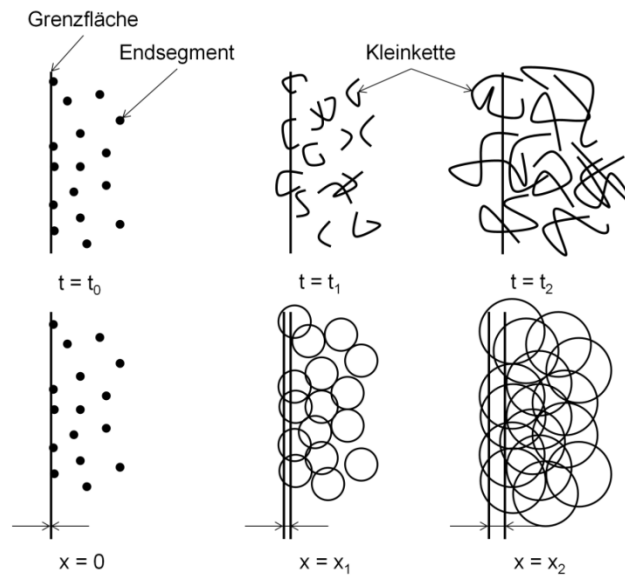


Abbildung 5.21: Diffusionsprozess an einer Grenzschicht [109, 111]

Die maximal erreichbare Grenzschichtdicke $2x_\infty$ wird bei $t = t_r$ erreicht. Für x_∞ gilt die Näherung $x_\infty \approx 0,8 R_g$.

Die Theorie eignet sich hervorragend zur Vorhersage der mechanischen Eigenschaften eines Verbunds. Für die Festigkeit σ während der Zeit $t < t_r$ gilt:

$$\sigma = \sigma_\infty \left(\frac{t}{t_r} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (5.43)$$

Dabei ist σ_∞ die Festigkeit für unendlich lange Zeit, d. h. die Grundmaterialfestigkeit. Im Fall von Multimaterialsystemen aus Tape und Organoblech ist σ_∞ die Festigkeit der thermoplastischen Matrix, da diese die Grenzschicht bildet. Bei Überschreitung von t_r ist eine Festigkeitssteigerung nicht daher mehr möglich. Die Anwendung kann auch auf kompatible und inkompatible amorphe Thermoplaste, inkompatible teilkristalline Thermoplaste sowie Polymer-Metall-Verbindungen übertragen werden [115].

5.2.3.3. Modell der Molekülverstretchung und –relaxation

Da beim in-situ TTL die Kontaktzeit des Kontaktbildungsprozesses so kurz ist, dass eine ausreichende Diffusions-, bzw. Reptationzeit t_r nicht erlangt wird, muss die hohe Festigkeit zwischen den Kontaktpartnern zusätzlich von anderen Mechanismen abhängen. In [116, 117] wird experimentell ein Zusammenhang zwischen der Fließge-

schwindigkeit der Schmelze in der Fügeebene und der Schlagzähigkeit und Korrosionsstandzeit der Verbindung gezeigt. Eine Erklärung hierfür liefert das Modell der Molekülver Streckung, welches besagt, dass beim Fügen durch die Dehnströmung der Schmelze die Moleküle zunächst stark gestreckt werden und nach dem Fügen wieder relaxieren. Abbildung 5.22 beschreibt diesen Vorgang.

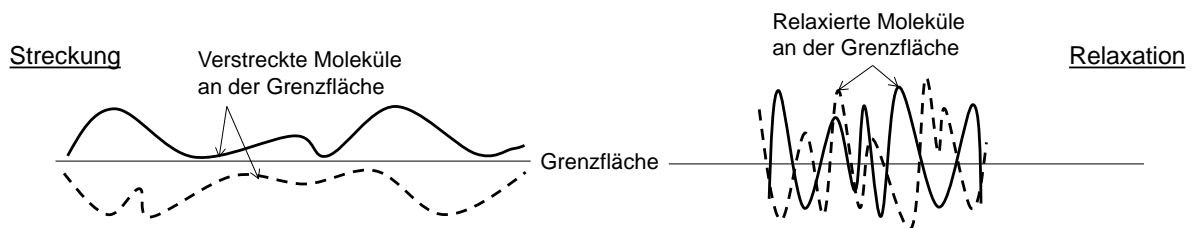


Abbildung 5.22: Molekülstreckung und -relaxation an der Fügeebene [111]

Bei der Relaxation kommt es zu Platzwechselfvorgängen in der Grenzfläche. Sie läuft viel schneller ab als die Selbstdiffusion, wobei die Relaxationszeit τ_R durch die Viskosität η der Schmelze und der Kriechnachgiebigkeit J folgendermaßen gegeben ist:

$$\tau_R = \eta \cdot J \quad (5.44)$$

Zusammenfassend betrachtet, beruht die Gesamthaftefestigkeit auf der Kontakthaftefestigkeit, Selbstdiffusion sowie Verstreckung und Relaxation beim Fügeprozess (vgl. Gleichung 5.45) [111]. Die Anteile unterscheiden sich je nach Fügeverfahren.

$$\sigma = \sigma_{Kontakt} + \sigma_{Diffusion} + \sigma_{Deformation/Relaxation} \quad (5.45)$$

Da Thermoplaste keine Eigenklebrigkeit besitzen und beim in-situ TTL die Verweildauer des Materials unter der Konsolidierungsrolle wie bereits beschrieben sehr kurz ist, hängt die Festigkeit der Grenzschicht hauptsächlich von der Molekülver Streckung und Relaxation ab. $\sigma_{Kontakt}$ kann somit vernachlässigt werden. Zur Diffusionsfestigkeit trägt beim in-situ TTL-Prozess lediglich das Überfahren der Lagen mit der Konsolidierungsrolle bei. Im Vergleich dazu hängt die Festigkeit bei Materialien, die im Autoklav hergestellt werden, hauptsächlich von der diffusionsbedingten Festigkeit ab. Das Zusammenspiel der drei genannten Phänomene (Faserwanderungsvorgänge, Kristallitstruktur und Molekülstreckungs- und Relaxationsvorgänge) beim in-situ TTL wirkt sich somit auf die Höhe der Energiefreisetzungsrates aus und korreliert somit

letztendlich mit Güte der resultierenden Grenzschicht bei bruchmechanischer Belastung (Mode I).

5.3. Mechanische Kennwerte der Multimaterialsysteme

5.3.1. Ermittlung der Zugeigenschaften

Die Durchführung der Zugversuche erfolgt in Anlehnung an DIN EN ISO 527-4, da die Probendicke unter Varianz der Anzahl der Verstärkungslagen zunimmt (vgl. Tabelle 10.6 im Anhang). Die Versuche wurden auf einer Universalprüfmaschine Typ Zwick 1485 mit hydraulischer Einspannung (Kraftmessdose: 250 kN, Vorschubgeschwindigkeit: 2 mm/min, Vorkraft von 20 N) ausgeführt. Die Erfassung der Dehnung erfolgte durch Wegaufnehmer (initialer Abstand: 50 mm).

Zur Herstellung der Prüfkörper wurden die in Kapitel 5.2 ermittelten optimalen Prozessparameter ($\dot{v} = 6 \frac{Nl}{min}$; $v = \frac{6m}{min}$; $T_R = 45^\circ C$; $p = 4,5 \text{ bar}$) verwendet.

Um die Ergebnisse bewerten zu können, werden die theoretischen Zugelastizitätsmoduln E_{th} und Zugfestigkeiten σ_{th} nach der Mischungsregel gemäß Formel 5.46 und 5.47 für alle Kombinationen berechnet.

$$E_{th} = \frac{E_{OB}t_{OB} + E_T t_T}{t_{OB} + t_T} \quad (5.46)$$

$$\sigma_{th} = \frac{\sigma_{OB}t_{OB} + \sigma_T t_T}{t_{OB} + t_T} \quad (5.47)$$

E_{OB} und E_T , sowie σ_{OB} und σ_T stellen hierbei die jeweiligen aus den Datenblättern entnommenen Zugelastizitätsmoduln und Zugfestigkeiten für Organoblech und Tape gemäß Tabelle 10.1 und Tabelle 10.2. t_{OB} und t_T repräsentieren die jeweiligen Dicken für Organoblech (2 mm) und Tape in Abhängigkeit der Lagenanzahl. Die beiden Komponenten werden hierbei als parallelgeschaltete Federn betrachtet.

Zusätzlich wurden unverbundene Probenkörper, bestehend aus Organoblech und Tape geprüft. Abbildung 5.23 stellt die Ergebnisse der gemittelten Werte hinsichtlich Zug-E-Modul (links) und Zugfestigkeit (rechts) in Abhängigkeit der Anzahl der Verstärkungslagen für ein Organoblech mit 2 mm Dicke dar.

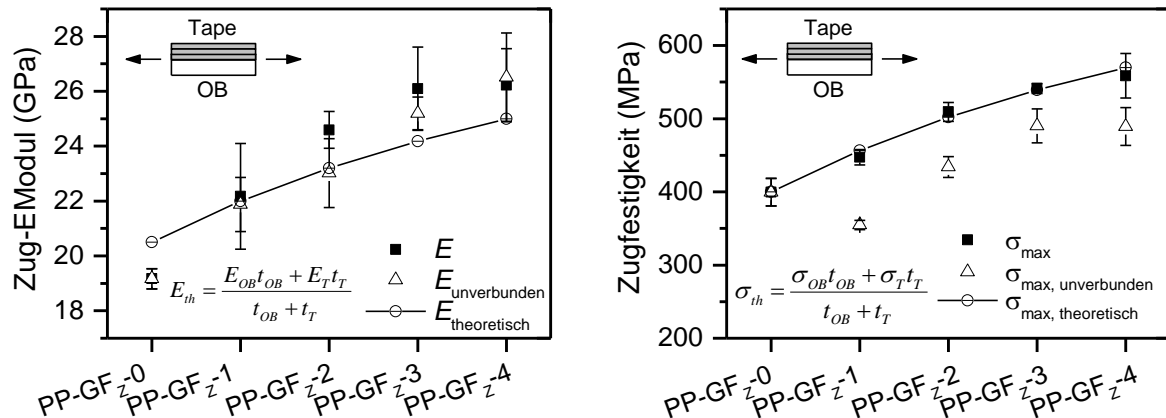


Abbildung 5.23: Vergleich Zug-E-Modul (links), Zugfestigkeit (rechts), in Abhängigkeit der Anzahl der Verstärkungslagen für ein Organoblech mit 2 mm Dicke

In diesem Diagramm kann man erkennen, dass die Versuchsergebnisse sehr gut mit den nach der Mischungsregel berechneten theoretischen Werten korrelieren. Der Elastizitätsmodul und somit die Steifigkeit übertrifft sogar die theoretischen Werte. Eine mögliche Erklärung ist, dass das Tape die Dehnung des Organoblechs behindert und so die Steifigkeit erhöht wird [118]. Der in-situ TTL-Prozess beeinflusst die Ergebnisse nicht negativ. Die Grenzschicht stellt keine Schwachstelle dar, da hierdurch sonst die Festigkeiten negativ beeinflusst würden.

Mit zunehmender Lagenzahl ist feststellbar, dass neben dem klassischen Zugversagen auch ein Schubversagen auftritt. Dieses kann sowohl in der Grenzschicht zwischen Tape und Organoblech als auch zwischen zwei Tapes oder im Organoblech beobachtet werden. Eine mögliche Erklärung für das hier auftretende Schubversagen ist, dass durch die unterschiedlichen Steifigkeiten von Tape und Organoblech eine Schubspannung in die Grenzschicht und die benachbarten Lagen induziert wird.

Die in Kapitel 5.2 ermittelten optimalen Prozessparameter konnten im Rahmen der Zugversuche bestätigt werden.

Abbildung 5.24 zeigt die Ergebnisse (links: Zugmodul, rechts: Zugspannung) für ein Organoblech (Dicke 2 mm), auf welches 1 – 4 Lagen Verstärkungstapes appliziert wurden. Für die Parameter (v ; T_R und p) wurden jeweils die als optimal identifizierten Werte eingestellt. Es ist erkennbar, dass mit einem Gasvolumenstrom von 6 NI/min innerhalb einer Serie mit gleicher Lagenanzahl die höchsten mechanischen

Kennwerte hinsichtlich Zugmodul und Zugspannung erzielt werden können.

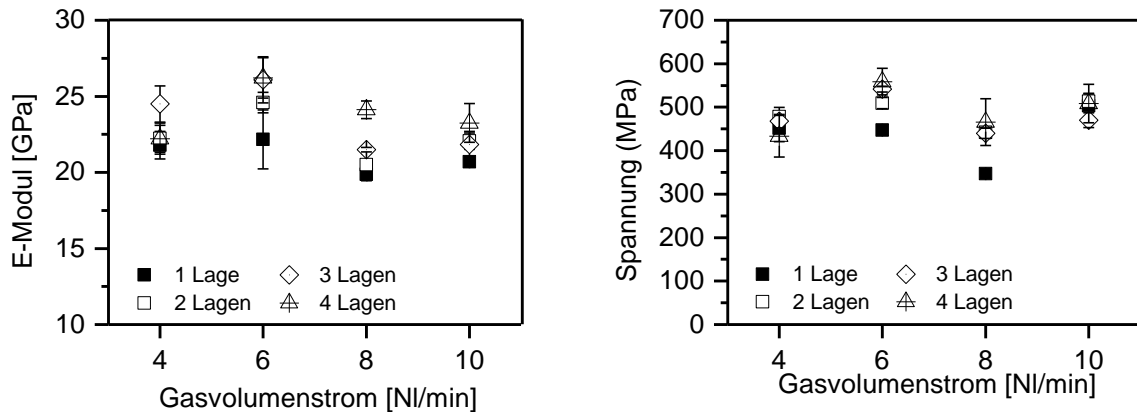


Abbildung 5.24: Vergleich der mechanische Kennwerte in Abhängigkeit des Gasvolumenstroms (Zugmodul, links; Zugfestigkeit, rechts)

Die Prüfkörper wurden anschließend lichtmikroskopisch hinsichtlich des Versagensverhaltens untersucht (Abbildung 5.25).

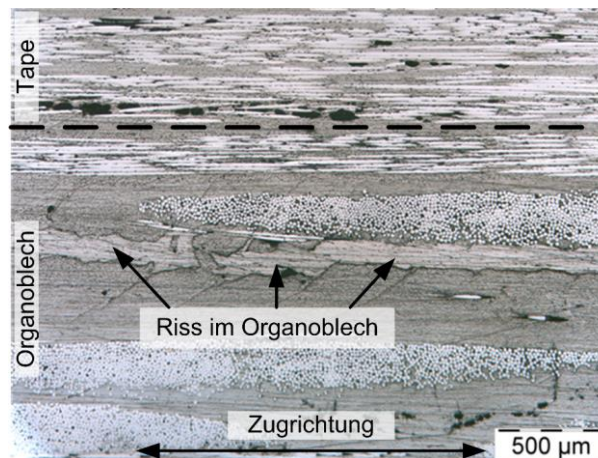


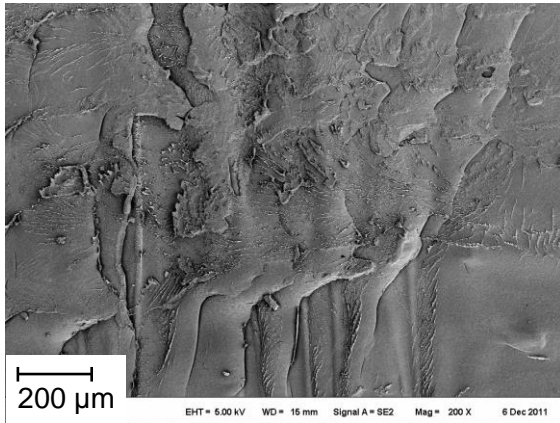
Abbildung 5.25: Schliffbild einer Probe mit Riss im Organoblech

Deutlich ist ein parallel zur Belastungsrichtung verlaufender Riss innerhalb des Organoblechs erkennbar, der somit nicht direkt durch die Zugbeanspruchung entstanden ist, sondern vielmehr auf eine Schubbelastung hindeutet. Jedoch ist feststellbar, dass ein Großteil der Proben nicht aufgrund von Rissen im Organoblech versagt. Proben mit einer oder zwei Lagen Tape weisen ein klassisches Zugversagen der Verstärkungstapes mit anschließender Ablösung in der Grenzschicht auf. Erst ab drei Lagen Tape kommt auch ein Schubversagen hinzu.

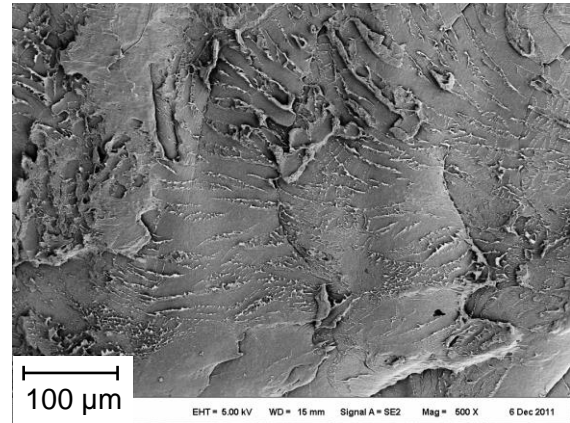
Um das Schubversagen in der Grenzschicht zu analysieren wurden Proben raster-elektronenmikroskopisch untersucht. Darüber hinaus soll festgestellt werden, ob sich Matrix- oder Faserreste des Tapes auf dem Organoblech befinden. Ist dies nicht der Fall, so liegt ein rein adhäsives Versagen vor, d. h. die beiden Fügepartner lösen sich wieder vollständig voneinander was auf eine nicht ausreichende Verbindungsgüte hindeutet.

Abbildung 5.26 (links oben) zeigt ein Organoblech, von dem sich im Zugversuch ein Tape gelöst hat. Der gezeigte Ausschnitt ist repräsentativ für die gesamte Oberfläche. Es ist erkennbar, dass sich Teile der Oberfläche plastisch verformt haben. Beim Ablösen des Tapes von der Oberfläche wurden Teile der Matrix deformiert. Diese sind in der Abbildung als feine Strukturen zu erkennen. Abbildung 5.26 (rechts oben) stellt die gleiche Stelle mit höherem Vergrößerungsfaktor zur Verdeutlichung dar. Diese Zonen plastischer Verformung treten stellenweise auch in größerem Rahmen auf, zu sehen in Abbildung 5.26 (links unten). Darüber hinaus sind vermehrt Faserreste auf dem Organoblech zu finden, dargestellt in Abbildung 5.26 (rechts unten).

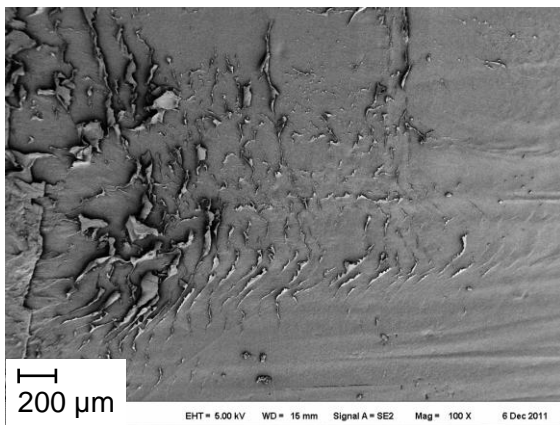
Die REM-Aufnahmen deuten ebenfalls darauf hin, dass es eine gute Anhaftung von Organoblech und Tape gibt. Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass eine deutliche Zunahme der mechanischen Zug-Eigenschaften in Folge der Anzahl der Verstärkungslagen feststellbar ist und dass die durch das in-situ Tapelegeverfahren ausgebildete Grenzschicht keine Schwachstelle darstellt.



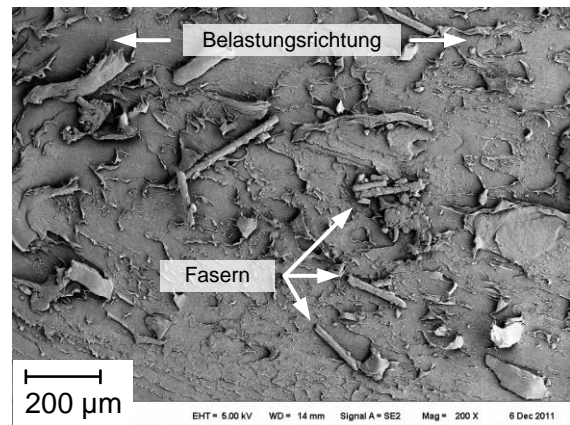
REM-Aufnahme des Organoblechs nach dem Ablösen des Tapes



REM-Aufnahme des Organoblechs nach dem Ablösen des Tapes



Plastische Verformung



Faserreste auf der Oberfläche eines Organoblechs

Abbildung 5.26: REM-Aufnahmen Grenzschicht

Auch die Ermittlung der Zugeigenschaften des Organoblechs $\pm 45^\circ$ zur Faserorientierung wurden in Übereinstimmung mit DIN EN ISO 527-4 durchgeführt (vgl. Tabelle 10.6). Das Organoblech wurde mit mehreren Lagen unidirektionalem Tape in Zugrichtung verstärkt. Die Tapes wurden dabei so orientiert, dass die Organoblechfasern bezogen auf die Tape- und Lastrichtung in $\pm 45^\circ$ liegen. Die Versuche wurden auf einer Universalprüfmaschine Typ Zwick 1485 (Kraftmessdose: 10 kN, Vorschubgeschwindigkeit: 2 mm/min, Vorkraft: 20 N) ausgeführt. In allen Prüffällen liegt die Zugrichtung bei 45° relativ zur Faserorientierung des Organoblechs.

Die Ergebnisse sind zur Verdeutlichung in Abbildung 5.27 zusammenfassend dargestellt, sowie aus Übersichtsgründen im Anhang in Tabelle 10.5 zu finden.

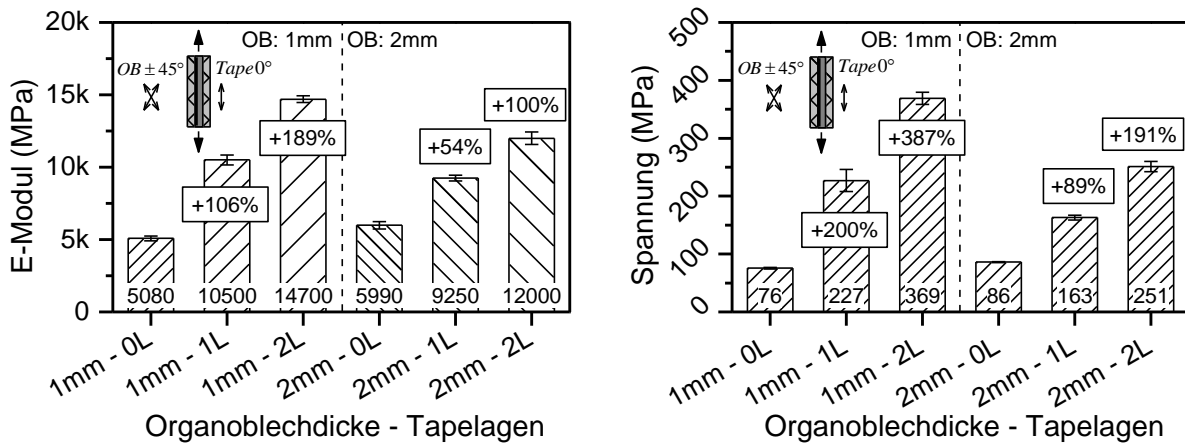


Abbildung 5.27: Verstärkungswirkung Zug 45° - E-Modul (links), Festigkeit (rechts)

Im Falle des unverstärkten 1 mm dicken Organoblechs beträgt die mittlere Zugfestigkeit ca. 76 MPa bei einer zugehörigen Dehnung von 14,1 %.

Bereits durch das Aufbringen von einer Verstärkungslage lässt sich die erreichbare Zugfestigkeit beträchtlich steigern auf 227 MPa, die Bruchdehnung geht dabei auf 3,2 % zurück, was der Bruchgrenze des Tapes entspricht. Die Verstärkungslage nimmt nun den Großteil der Last auf und dominiert daher das Verhalten des gesamten Bauteils. Dies ist möglich, da die Dicke der Verstärkungslage im Verhältnis zur Dicke des Organoblechs groß ist. Auch der E-Modul der Proben steigt aus diesem Grund mit an, von 5080 MPa auf 10500 MPa im verstärkten Zustand.

Auch der Verlauf der Spannung über die Dehnung ändert sich erwartungsgemäß von einem Matrix-dominierten Verlauf hin zu den typischen $\sigma - \epsilon$ Verläufen von Faserverbundwerkstoffen, die in Faserrichtung belastet werden.

Die Erhöhung der Anzahl der Verstärkungslagen auf zwei führt zu nur geringer Änderung der Bruchdehnung (3,2 %) bei einer Bruchspannung von 369 MPa. Der E-Modul der zweilagigen Proben beträgt 14,7 GPa.

Die Zugeigenschaften $\pm 45^\circ$ zur Faserorientierung des 2 mm dicken Organoblechs weisen im Vergleich zu vorgenannter Versuchskonfiguration bei dem unverstärkten,

aber dickeren Organoblech leicht höhere Werte für E-Modul und Zugfestigkeit auf, bei einer geringeren Bruchdehnung im Vergleich zu dem unverstärkten 1 mm-Organoblech. Der E-Modul beträgt etwa 6 GPa, die Zugfestigkeit ca. 86 MPa und die Bruchdehnung 9,8 %.

Eine einzelne Tape-Verstärkungslage hat hier nur geringen Einfluss auf die mechanischen Kennwerte und auch auf den prinzipiellen Verlauf des Spannungs-Dehnungs-Diagramms, da das Verhältnis von Dicke der Verstärkungsschicht zu Dicke des Grundmaterials kleiner ausfällt. Nichtsdestotrotz erhöhen sich die mechanischen Grenzwerte bezogen auf das unverstärkte Material auf eine Bruchspannung von 163 MPa und einem E-Modul von ca. 9 GPa.

Eine zweite Lage Verstärkungstape erhöht die Kennwerte wiederum, gemessen wurde eine Bruchspannung von 251 MPa bei einer Bruchdehnung von 3,3 %, der Elastizitätsmodul beträgt 12 GPa. Die Abweichung der Bruchdehnung von der Bruchgrenze des Tapes lässt sich auf eine nicht hinreichend genaue Detektion des Versagenspunktes der Prüfkörper zurückführen.

Infolge des unsymmetrischen Probenaufbaus unterliegen die verstärkten Proben nicht nur Zugkräften, sondern auch einer Biegebelastung. Die Fasern, welche die Zugkräfte aufnehmen, versagen letztlich infolge der Kombination aus Zug und Biegung. Es verbleiben jedoch Fasern in der Matrix des Organoblechs, was für eine gute Qualität der Verbindungsschicht spricht. Dieser Sachverhalt ist auch in Abbildung 5.28 erkennbar.

Die angesprochenen und dargestellten Ergebnisse müssen jedoch hinsichtlich der Probengeometrie kritisch hinterfragt werden. Im Falle der unverstärkten Proben kommt es aufgrund der $\pm 45^\circ$ Orientierung der Fasern des Basismaterials zu einer deutlichen Scherung im Verlaufe der Prüfung und somit auch zu einer drastischen Einschnürung im Versagensbereich. Bei den lokal verstärkten Probekörpern hingegen tragen die Verstärkungsfasern des Tapes die gesamte Last des Versuches und versagen daher einheitlich. Bei diesen Probekörpern ist keine vergleichbare Einschnürung im Versagensbereich erkennbar. Abbildung 5.28 zeigt diesen Sachverhalt für Probekörper mit einer Organoblechdicke von 1 mm (links), sowie 2 mm (rechts).

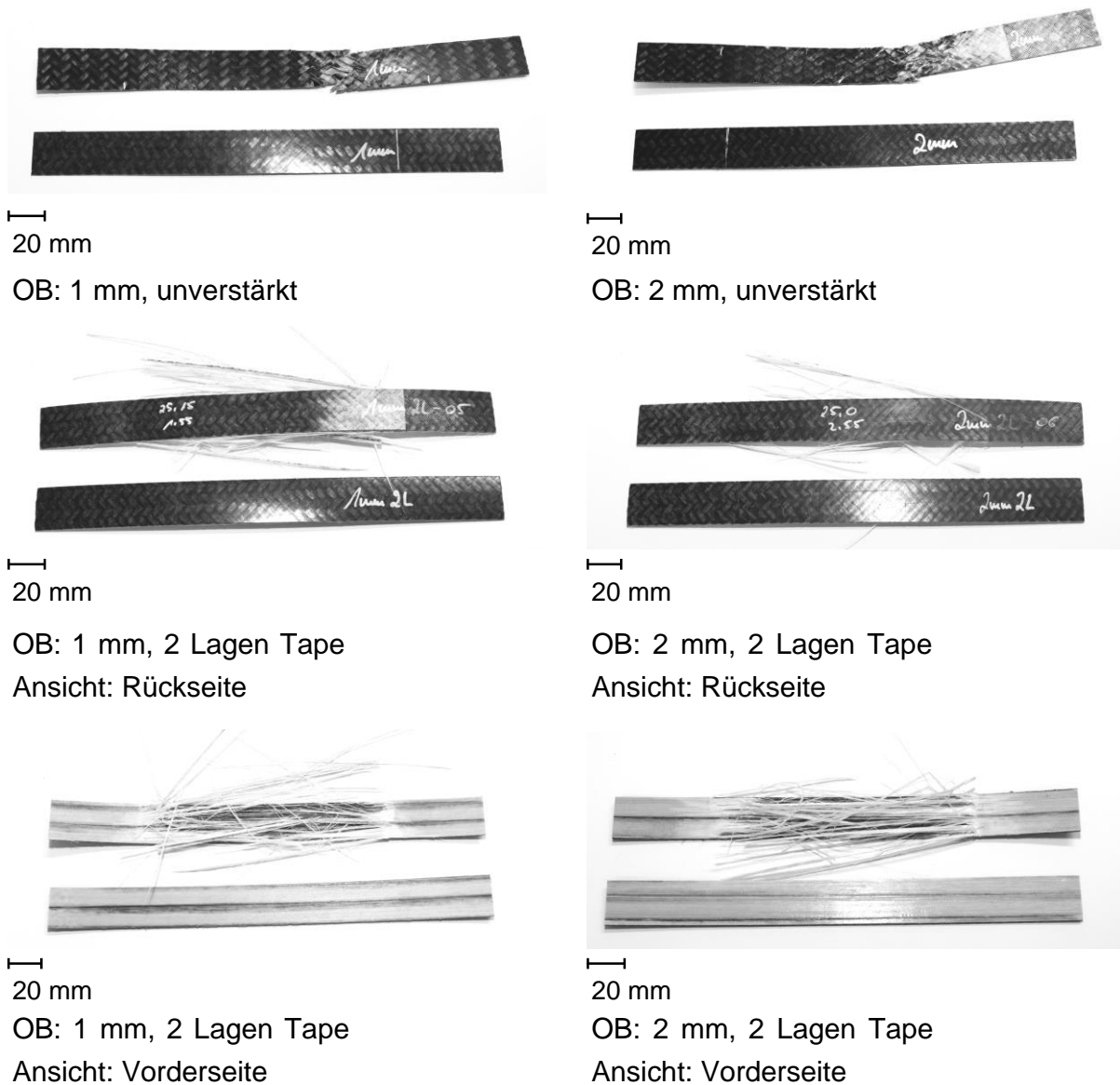


Abbildung 5.28: Versagensverhalten in Abhängigkeit der Verstärkung

Das in dieser Arbeit betrachtete Konzept des lokalen, lastgerechten Verstärkens mit Hilfe der in-situ TTL bietet sich somit als wirkungsstarke und leicht zu realisierende Möglichkeit der gezielten Verstärkung von Organoblechen an. Lokale Lasten, die nicht in Hauptrichtung der Fasern wirken, können somit effizient durch Applizieren von Tapes in entsprechender Richtung aufgenommen werden. Der Verstärkungseffekt ist dabei umso höher, je schlechter die mechanischen Kennwerte des Basismaterials sind und je dünner dieses bemessen ist.

5.3.2. Ermittlung der Biegeeigenschaften

Zur Bestimmung der Biegeeigenschaften wurden 3-Punkt-Biegeversuche nach DIN EN ISO 14125 [119] durchgeführt (vgl. Tabelle 10.6). Die Versuche wurden auf einer Universalprüfmaschine Typ Zwick 1474 (Kraftmessdose: 10 kN, Vorschubgeschwindigkeit: 2 mm/min, Vorkraft: 2 N) ausgeführt.

In Abhängigkeit der Anzahl der Verstärkungslagen werden jeweils zwei Versuchsreihen pro Konfiguration durchgeführt, Variante A mit Tapes auf der der Druckfinne zugewandten Seite, Variante B mit Tapes auf der den Auflagern zugewandten Seite. In Abbildung 5.29 sind exemplarisch die Spannungs-Durchbiegungsverläufe für 4-lagig verstärkte Probenkörper visualisiert (Variante A, links; Variante B, rechts).

Da der Spannungsverlauf innerhalb der Probe der eines Biegebalkens entspricht liegt unterhalb der neutralen Faser eine Zugbelastung vor, oberhalb hingegen Druck. Es ist erkennbar, dass die Biegefestigkeit höher ist, wenn das Tape auf der Oberseite ist. Sie beträgt 447 MPa gegenüber 364 MPa, wenn das Tape unten ist.

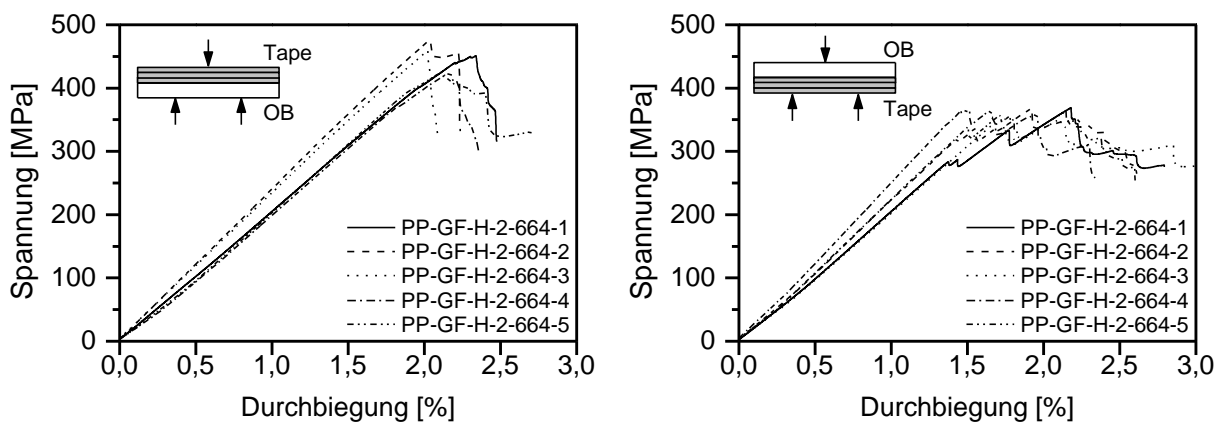


Abbildung 5.29: Spannungs-Durchbiegungsverlauf Variante A (links), Variante B (rechts)

Abbildung 5.30 stellt die gemittelten Ergebnisse hinsichtlich Biegemodul für Variante A (links oben) und Variante B (rechts oben) dar. Die entsprechenden Biegefestigkeiten sind ebenso für Variante A (links unten) und Variante B (rechts unten) dargestellt.

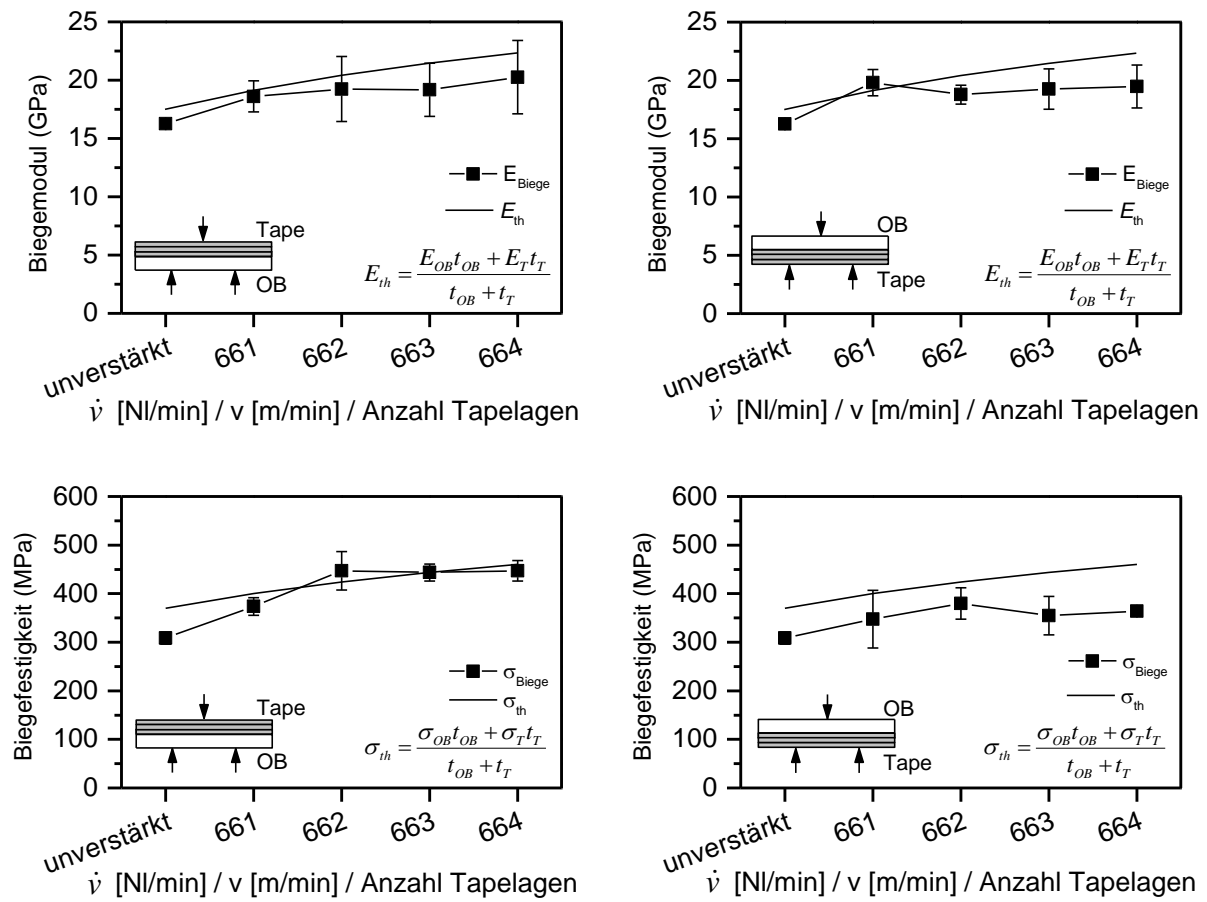


Abbildung 5.30: Vergleich Biegemodul Variante A (links oben), Variante B (rechts oben); Biegefestigkeit Variante A (links unten), Variante B (rechts unten)

Die theoretischen Werte wurden analog zu Kapitel 5.3.1 aus den Biegekenntwerten der Materialien berechnet.

Das Versagensverhalten aller Proben ist ähnlich, unabhängig von der Position des Tapes. In der der Druckfinne zugewandten obersten Lage ist ein Knicken der Fasern zu beobachten. Es ist feststellbar, dass die Biegefestigkeit generell höher ist, wenn sich das Tape auf der Oberseite befindet. Nur dann können die theoretisch berechneten Biegefestigkeiten erreicht werden. Die theoretischen Biegeelastizitätsmodul können außerdem nur bei Proben mit einer Tapelage erreicht werden.

Eine FE-basierte Analyse der Spannungen soll Hinweise darauf geben, warum Proben mit Tapes auf der Oberseite eine deutlich höhere Biegefestigkeit aufweisen. Dazu werden die Spannungen in der obersten Lage analysiert, die bei allen Druckversuchen zuerst versagt hat.

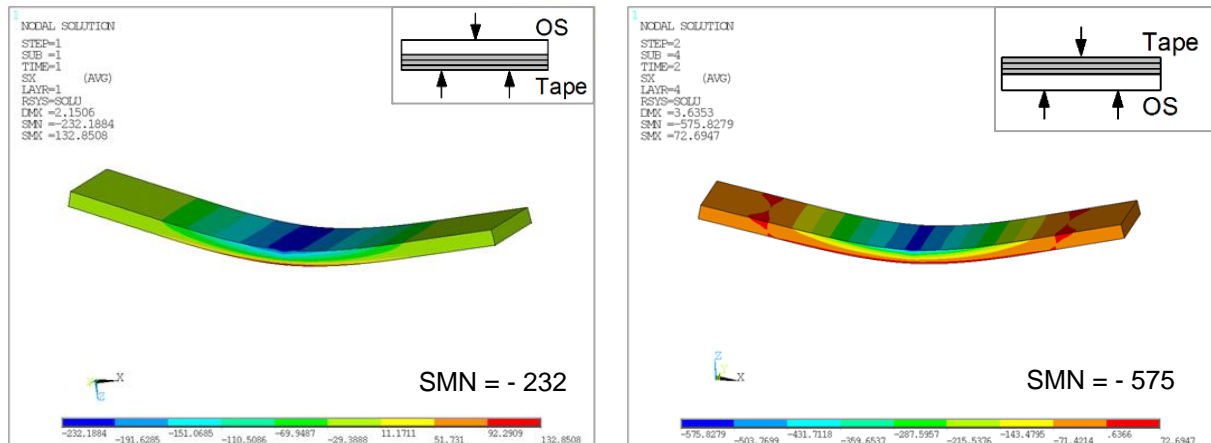


Abbildung 5.31: Spannungen in der obersten Lage einer 3-Punkt-Biegeprobe, Organoblech oben (links), Tape oben (rechts)

In Abbildung 5.31 (links) ist die Spannung dargestellt, die in der obersten Organoblech-Lage bei der Versagenslast vorliegt. Die Spannungen in der obersten Lage Tape bei der Versagenslast vorliegen sind in Abbildung 5.31 (rechts) zu sehen. Sie sind ca. 345 MPa höher als die im Organoblech, was die höhere Versagenslast erklärt. Nach [55] hat das unidirektionale Tape eine höhere Druckfestigkeit als das (0/90)-verstärkte Organoblech und kann somit höhere Lasten ertragen.

Das hier zu beobachtende Versagen zeigt, dass die Grenzschicht auch bei Biegung keine Schwachstelle darstellt.

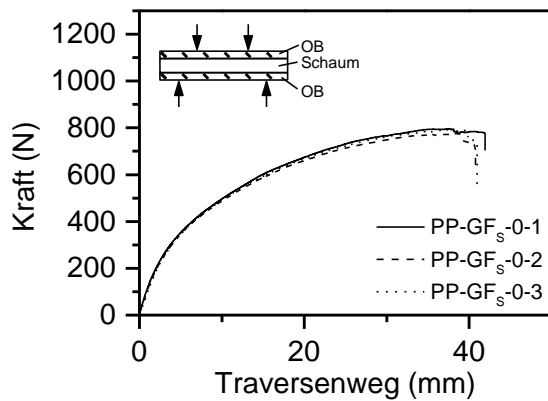
5.3.3. Ermittlung der Biegeeigenschaften des Sandwichverbundes

Zur Ermittlung der Auswirkung einer lokalen Verstärkung mit unidirektionalen Tapes auf das Biegeverhalten der Sandwichbauteile wurden Vier-Punkt Biegeversuche durchgeführt. Hierfür wurden Sandwichplatten mit unterschiedlicher Anzahl Verstärkungslagen hergestellt und in Anlehnung an DIN 53293 in rechteckige Probenkörper zugeschnitten [120]. Die entsprechenden geometrischen Abmaße der Proben sowie Aufbau findet sich in Tabelle 10.6 im Anhang. Abweichend von DIN 53293 wurden Auflager mit einem Durchmesser von 40 mm, sowie Stempel mit einem Durchmesser von 50 mm verwendet.

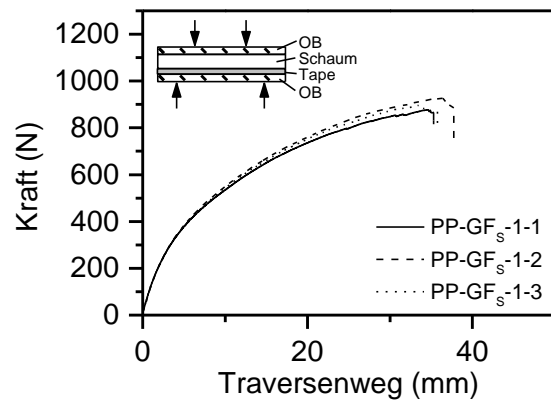
Alle Prüfungen wurden auf einer Universalprüfmaschine des Herstellers Zwick, Modell 1485 durchgeführt. Die Vorschubgeschwindigkeit betrug 20 mm/min, die Vor-

kraft 10 N. Bei den lokal verstärkten Proben wurden diese dabei so in die Prüfmaschine eingelegt, dass die Verstärkungsfasern der Tapes auf Zug belastet werden.

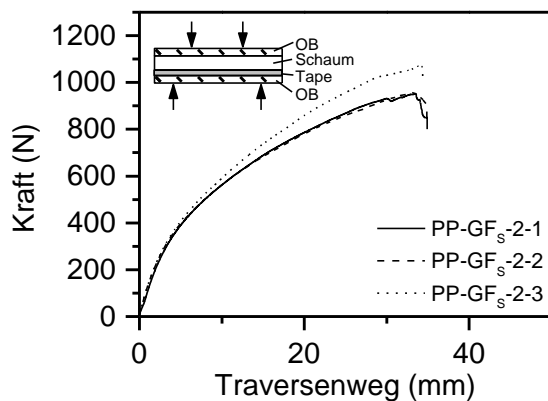
In Abbildung 5.32 sind die jeweiligen Verläufe der am Stempel gemessenen Kraft über den Traversenweg für die mit unterschiedlicher Lagenanzahl verstärkten Sandwichproben dargestellt.



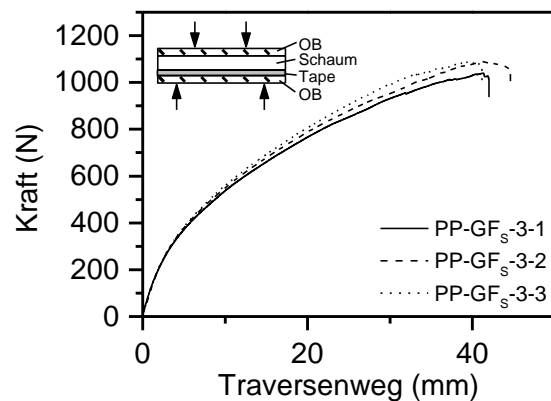
Tapeverstärkung: 0 Lagen



Tapeverstärkung: 1 Lage



Tapeverstärkung: 2 Lagen



Tapeverstärkung: 3 Lagen

Abbildung 5.32: Kraft-Weg-Diagramme der Sandwichbalken, jeweils 3 Messungen

Die Verläufe der Kraft-Weg-Kurven sind für die jeweilige Lagenanzahl ähnlich und stimmen gut überein, dies deutet auf eine Homogenität der hergestellten Proben hinsichtlich ihrer mechanischen Belastbarkeit und somit auf einen guten Verbund von Kern und Deckschicht hin.

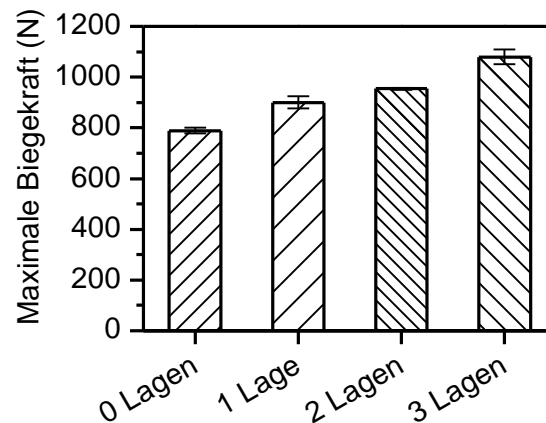


Abbildung 5.33: Maximale Biegekraft in Abhängigkeit der Lagenanzahl

Die maximal aufnehmbare Kraft in Abhängigkeit der Lagenanzahl nimmt stetig zu, so dass diese im Falle einer dreilagigen Verstärkung bereits 1080 N beträgt im Vergleich zu 789 N des Ausgangsmaterials. Dies entspricht einer Steigerung von ca. 37 %.

Um eine Aussage über den Ort der Versagensstelle und die Art des Bruchs geben zu können, wurden Schlibfbilder von den Bruchstellen der Biegebalken angefertigt. Hierzu wurden sowohl die Bruchseite als auch die gegenüberliegende Seite betrachtet.

Es konnte festgestellt werden, dass der Bruch immer in den Deckschichten stattfand, die Versagensstelle war stets dort, wo der Biegestempel in Kontakt mit der Probe tritt. Abbildung 5.34 zeigt eine solche Bruchstelle. Im unteren Teil des Bildes sind die ersten Schaumzellen und die Grenzschicht zum Organoblech hin zu erkennen. Es bilden sich kleine, vertikale Risse in der Grenzschicht aus, die durch ein lokales Versagen infolge der Biegespannungen begründet sind. Aufgrund des um ein vielfaches höheren E-Moduls der Deckschichten im Vergleich zu dem des Kerns vollzieht die Biegespannung beim Übergang von Kern zu Deckschicht einen Sprung, infolge dessen es zur Rissbildung kommt.

Am oberen Rand des Schlibfbilds ist deutlich der Bruch der Glasfasern in der obersten Gewebelage des Organoblechs zu erkennen. Dieser Bruch ist die Folge der lokalen Spannungsspitzen durch den Stempel, bedingt durch dessen sehr kleine Auflagefläche. Die Querkraft im Balkenquerschnitt weist an der Stelle der Krafteinleitung durch den Stempel einen Sprung auf, weshalb hier auch das Versagen der Deck-

schichten zu erwarten ist. Abbildung 5.35 skizziert den Verlauf der Querkraft.

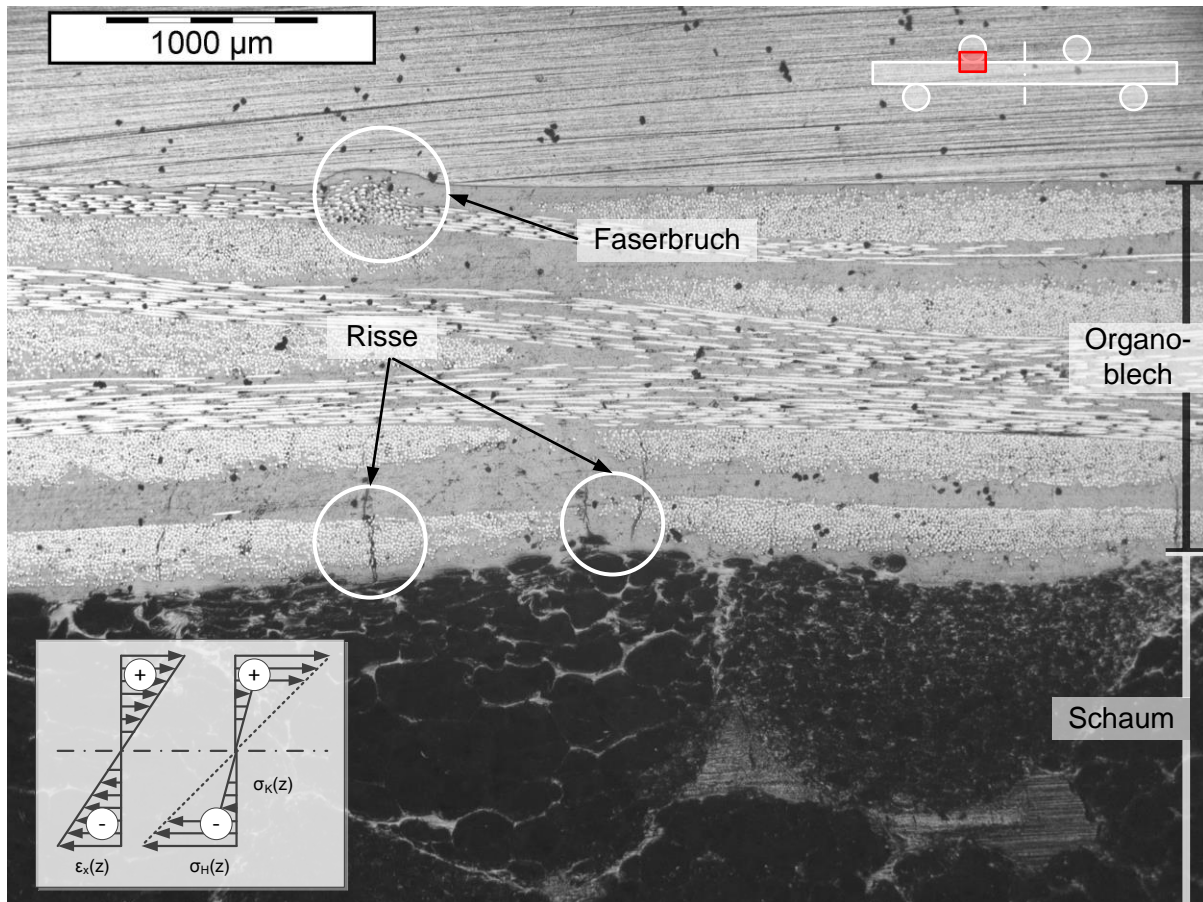


Abbildung 5.34: Versagensbild unter der Druckfinne

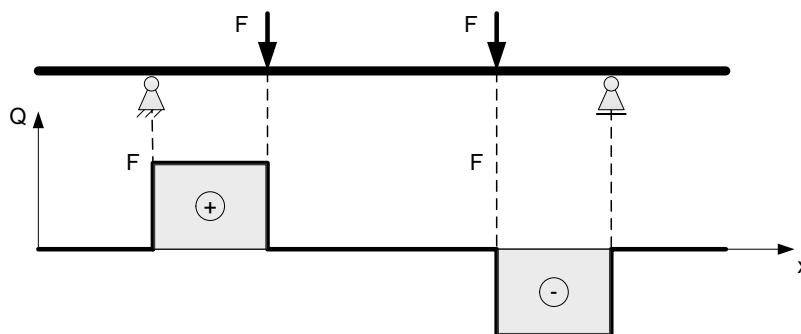


Abbildung 5.35: Querkraftverlauf im Balken bei einem Vier-Punkt Biegeversuch

In Abbildung 5.36 ist die dem Bruch gegenüberliegende Seite der gleichen Probe dargestellt, also die Seite, die nicht in direktem Kontakt mit dem Biegestempel steht. Auch hier zeigen sich vertikale Risse, allerdings nicht im Interface zum Kern hin sondern über die komplette Höhe des Organoblechs verteilt. Diese sind ebenfalls durch

die Biegespannungsverteilung zu erklären, da der Balken an seiner äußersten Faser die maximale Zugspannung erfährt. In Abbildung 5.34 und Abbildung 5.36 ist der Schubeinfluss in der schematischen Darstellung jeweils nicht berücksichtigt.

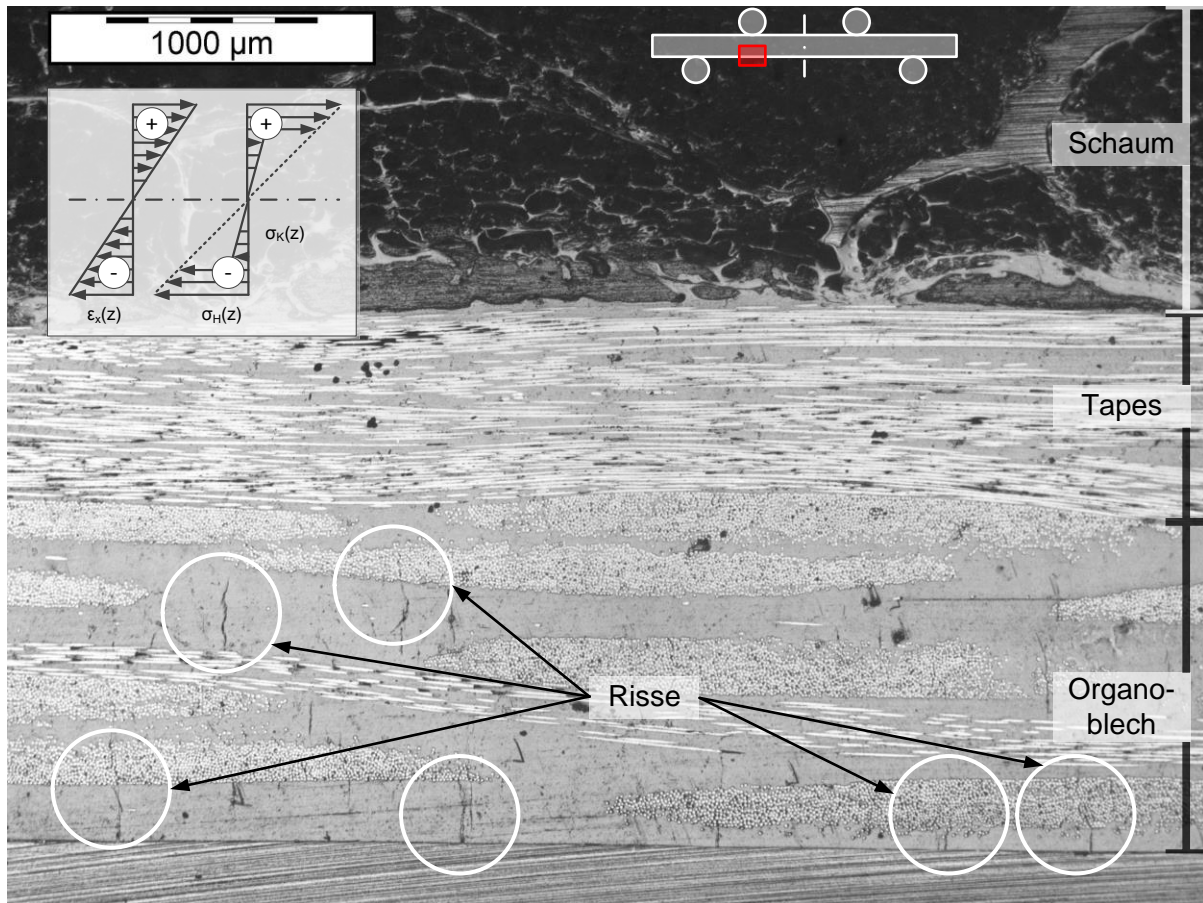


Abbildung 5.36: Versagensbild gegenüber der Druckfinne

6. Simulation

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden ausgewählte Versuche mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode computergestützt auf Basis von ANSYS 13 APDL simuliert.

Sämtliche Untersuchungen werden als quasi-statisch mit dreidimensionalen Modellen angesehen, da die Geschwindigkeit der Lastaufbringung sehr gering ist und sich der komplette Vorgang über längere Zeit erstreckt. Somit sind dynamische Effekte vernachlässigbar.

6.1. Simulation der Einzelkomponenten – Organoblech und Tape

Das Organoblech-Modell ist in seinem strukturellen Aufbau dem des realen Halbzeugs nachempfunden (vgl. Tabelle 10.6 im Anhang). Als Elementtyp wurde ein SOLID-SHELL-Element (SOLSH190) gewählt. Diese Elemente eignen sich zur Abbildung dünner, flächiger Strukturen und lassen einen schichtweisen Aufbau zu. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden zwei Organoblechdicken simuliert: 1 mm und 2 mm. Zur Modellierung der Tapes kommt derselbe Elementtyp wie für das Organoblech zum Einsatz. Im Falle der Tapes wurden zur Abbildung der 1 mm dicken, in Kapitel 4.1 geprüften Probekörper vier unidirektionale Lagen, je 0,25 mm Einzeldicke, übereinandergeschichtet, sämtlich in 0°-Richtung ausgerichtet. In Abbildung 6.1 sind die Skizzen der Modelle inklusive der Randbedingungen für Organoblech und Tape dargestellt.

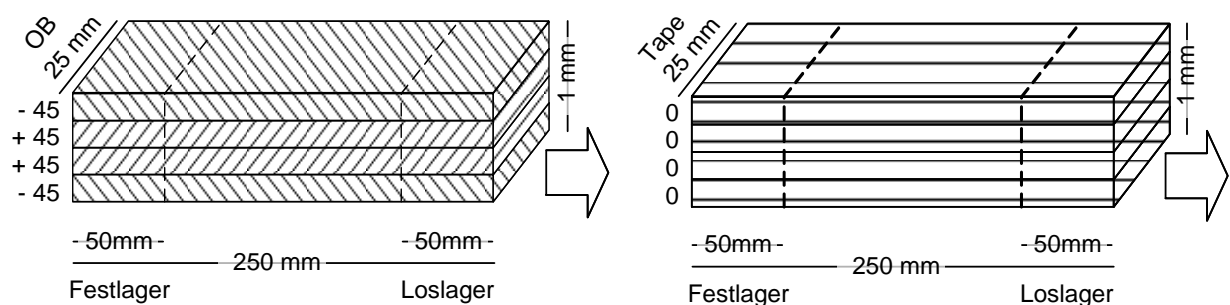


Abbildung 6.1: Skizze des FE-Modell, links: Organoblech 1mm, rechts: Tape 1mm

Die in Kapitel 4.1 bestimmten Materialkennwerte werden im Rahmen der Simulation verwendet und können Tabelle 4.1 und Tabelle 4.2 entnommen werden.

In der linken Bildhälfte von Abbildung 6.2 ist das Ergebnis der Simulation der Zugversuche für das Organoblech unter $\pm 45^\circ$ zur Faserrichtung gegenüber den Testverläufen aufgetragen. Rechtsseitig sind die Ergebnisse der Zugversuche in 0° Faserichtung für das Tape dargestellt. Es lässt sich eine sehr gute Übereinstimmung der simulierten Ergebnisse mit den experimentell ermittelten Werten feststellen. Das Materialmodell kann folglich als geeignet und funktionsfähig angesehen werden.

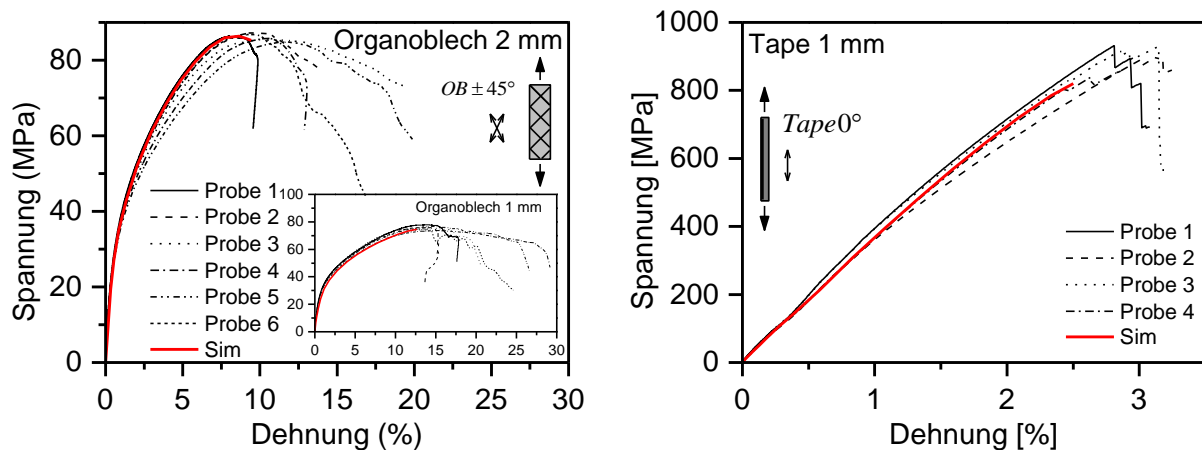


Abbildung 6.2: Vergleich Zugversuche Experiment und Simulation, Organoblech unter $\pm 45^\circ$ zur Faserrichtung (links), Tape 0° (rechts)

6.2. Simulation des Druckversuchs

Zur Simulation des Schaumverhaltens reicht ein einfaches, lineares Materialmodell nicht aus. Vielmehr muss das nicht-lineare Verhalten der Schaumstruktur mit einem entsprechenden Modell abgebildet werden. Die im Druckversuch ermittelte Spannungs-Dehnungskurve des EPP bei Stauchung wurde daher abschnittsweise linearisiert und in ANSYS in Form einer Tabelle implementiert. Das gewählte Materialmodell ist „Multilinear Elastic“. Die Werte müssen hierbei als „true stress“ und „true strain“ vorliegen. Dieses Materialmodell, welches entgegen seinem Namen zu den plastischen gehört, nutzt dieselbe Spannungs-Dehnungskurve sowohl bei Be- als auch bei Entlastung. Es gibt also keine Hysterese und der plastische Dehnungsanteil ist als „pseudo-plastisch“ zu werten, da er nach Abklingen der Last wieder auf null zurückgeht. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird der Entlastungsfall nicht berücksichtigt.

Die Vernetzung erfolgte mit einem regelmäßigen Netz mit hexaedrischen Elementen. Die Elementgröße beträgt $3 \times 3 \times 6 \text{ mm}^3$ (vgl. Tabelle 10.6). Als Elementtyp wurde ein 3D-Solid Element (SOLID65) gewählt.

Es wurde eine Verschiebung von 40 mm auf die obere Deckfläche aufgebracht, was etwa der maximalen Stauchung bei den realen Druckversuchen entspricht⁶. Ziel ist es, die Spannungs-Dehnungskurve des Druckversuchs mit der Simulation nachzubilden. Abbildung 6.3, rechts zeigt das vernetzte $\frac{1}{4}$ -Modell des Prüfwürfels.

Die Ergebnisse des simulierten Druckversuchs sind in Abbildung 6.3, links zusammen mit dem realen Spannungs-Dehnungs-Verlauf aufgetragen. Es ist ersichtlich, dass die simulierte Kurve über den gesamten Wertebereich deckungsgleich mit der realen Kurve ist. Das Materialmodell kann folglich ebenfalls als geeignet und funktionsfähig angesehen werden.

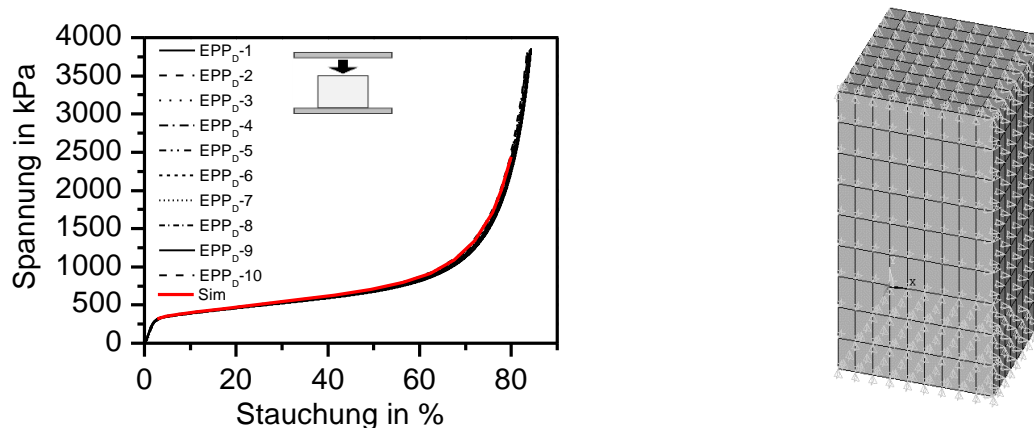


Abbildung 6.3: Vergleich Experiment und Simulation, Druckversuch EPP 90 g/L (links), vernetztes $\frac{1}{4}$ -Schaum-Modell mit Randbedingungen (rechts)

6.3. Simulation des Multimaterialsystems – Organoblech und Tape

In Übereinstimmung zu Kapitel 5.3.1 wurden die Zugeigenschaften des Organoblechs (Dicke: 1 mm sowie 2 mm) $\pm 45^\circ$ zur Faserorientierung mit null bis zwei Lagen

⁶ Der Schaum wurde bei den realen Druckversuchen um ca. 83% gestaucht, was bei 50 mm Probenhöhe einem Weg von ca. 40 mm entspricht.

unidirektionalem Tape in Zugrichtung simuliert (vgl. Tabelle 10.6 im Anhang).

Es bestehen unterschiedliche Modellierungsoptionen ein Multimaterialsystem bestehend aus Organoblech und Tape in ANSYS abzubilden.

Eine Herangehensweise ist die Definition einer eigenen Section für das Tape innerhalb des Organoblechmodells. Charakteristikum ist hierbei, dass keine zusätzlichen Elemente erzeugt werden, vielmehr wird das Tape als Teil des inneren Lagenaufbaus des Organoblechs betrachtet. Das komplette Hybridbauteil besteht nur aus einem Elementtyp. Die Ergebniskurve wird nachfolgend mit SEC bezeichnet.

Die zweite Option ist die Definition eines zusätzlichen Volumens, welches das Tape repräsentiert. Die Volumina von OB und Tape teilen sich die gemeinsamen Knotenpunkte in der Berührebene. Die im Zugversuch ermittelten mechanischen Eigenschaften werden den Elementen zugewiesen, mit denen das Zusatzvolumen vernetzt wird. Es bestehen also zwei eigenständig modellierte Körper für Organoblech und Tape, für welche jeweils eigene Elementtypen gewählt werden können. Die Ergebniskurve dieses Ansatzes wird im Folgenden mit VOL bezeichnet.

Als dritte Möglichkeit steht die Definition von Verstärkungsfasern und umgebender Matrix. Dies geschieht mittels der sogenannten Reinforcement-Option von ANSYS. Hierzu muss ein eigenes Volumen für das Tape definiert werden, welches beim Vernetzen mit den mechanischen Eigenschaften der Matrix verbunden wird. Über den EREINF-Befehl werden vorher definierte, unidirektionale Schichten von Verstärkungsfasern geometrisch definiert in die Matrix eingelassen. Diese Fasern können in dem angestrebten dreidimensionalen Modell ausschließlich über REINF265-Elemente vernetzt werden. Somit werden sowohl Organoblech als auch Matrix und Fasern getrennt voneinander modelliert und mit jeweils eigenen Elementen vernetzt. Die entsprechende Ergebniskurve wird nachfolgend mit REINF bezeichnet. Abbildung 6.4 stellt die angesprochenen Modellierungsoptionen grafisch gegenüber.

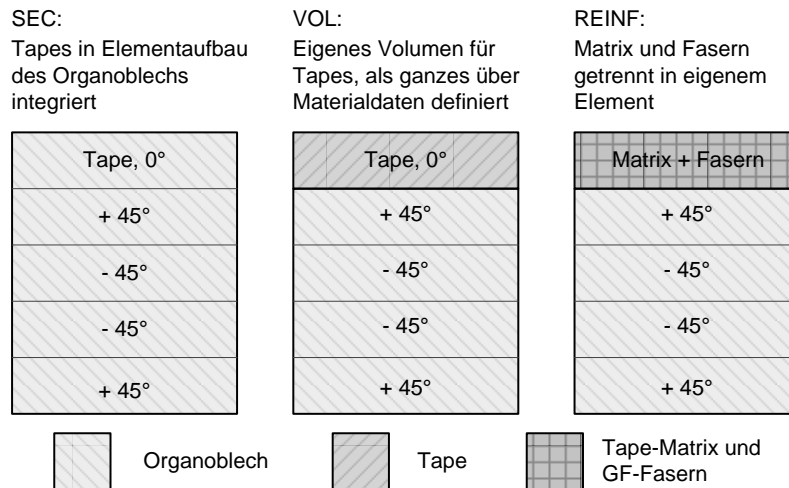


Abbildung 6.4: Übersicht über die verschiedenen Modellierungsoptionen der Verstärkungstapes

Die letztgenannte Methode modelliert definitionsgemäß grundlegend nur eine Schicht Fasern. Da jedoch zur Abbildung der Realität mehrere Lagen Fasern in einem Tape übereinander liegen, müssen diese idealisiert mit SECDATA integriert werden. Übergabeparameter sind hierbei der Abstand benachbarter Fasern zueinander, sowie der Flächeninhalt einer einzelnen Faser.

Der zur Bestimmung des Flächeninhalts einer Faser notwendige Faserdurchmesser wurde mittels mikroskopischer Schliffbildanalyse bestimmt und beträgt gemittelt $17 \mu\text{m}$. Der resultierende Faserflächeninhalt beträgt demnach $A_{Faser} = 2,270 * 10^4 \text{ mm}^2$.

Der Abstand zweier benachbarter Fasern wurde auf Basis des Faservolumengehalts unter Annahme einer homogenen Gleichverteilung der Fasern in der Tapematrix gemäß Gleichung 6.1 berechnet.

$$\frac{1}{4}(B - l) = n_F D^2 + l * (2n_F D + B) + l^2 * (n_F - 1)$$

$$\Leftrightarrow l_{1,2} = -\frac{\frac{1}{4} + 2n_F D + B}{2(n_F - 1)} \pm \sqrt{\left(\frac{\frac{1}{4} + 2n_F D + B}{2(n_F - 1)}\right)^2 - \frac{n_F D^2 - \frac{1}{4} B}{n_F - 1}} \quad (6.1)$$

Die Gesamtanzahl n der Verstärkungsfasern ergibt hierbei zu

$$n_F = \frac{A_{ges,Fasern}}{A_{Faser}} = \frac{4VBH}{\pi D^2} \quad (6.2)$$

Die Anzahl der Reihen und Spalten der Fasern ergibt sich wiederum zu

$$\begin{aligned} a &= \frac{B - l}{D + l} \\ b &= \frac{n_F * (D + l)}{B - l} \end{aligned} \quad (6.3)$$

Für Gleichung 6.1 bis 6.3 gilt:

a	Anzahl der Fasern in Längsrichtung (Spalten)
b	Anzahl der Fasern in Querrichtung (Reihen)
n_F	Gesamtanzahl der Fasern in der Verstärkungsschicht
V	Faservolumengehalt der Verstärkungsschicht
B	Breite der Verstärkungsschicht
H	Höhe der Verstärkungsschicht
D	Durchmesser der Einzelfaser

Mit dem zuvor bestimmten durchschnittlichen Faserdurchmesser von 17 μm bei einem Volumengehalt von 44 % ergibt sich l zu $5,460756 \cdot 10^{-3}$ mm und somit eine äquivalente Höhe der Verstärkungsschicht von $4,1565688 \cdot 10^{-2}$ mm.

Es ist in Abbildung 6.5 erkennbar, dass die Werte der Simulation mittels des REINF-Ansatzes über den realen Werten des Zugversuchs, als auch über den Werten der anderen beiden Simulationsansätze liegen. Ferner kam es bei der Anwendung der SEC-Methode zu Konvergenzproblemen, sodass die Simulation nur bis zu einer maximalen Dehnung von etwa 2,1% durchgeführt werden konnte.

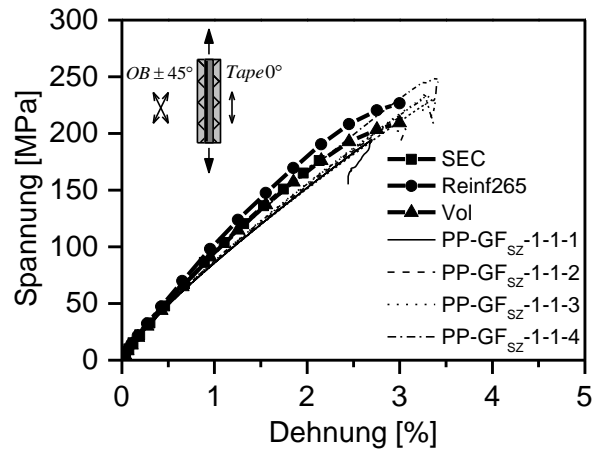


Abbildung 6.5: Vergleich Experiment und Simulation, OB 1 mm, 45°, Tape 1 Lage, 0°

Für die weiterführenden Simulationen werden die Tapes durch Definition eines zusätzlichen, eigenen Volumens (VOL) simuliert, da sich diese Methode gleichermaßen als stabil wie auch präzise erwiesen hat.

In Abbildung 6.6 sind die Ergebnisse für das Organoblech mit 1 mm Dicke aufgetragen, in Abbildung 6.7 die entsprechenden Ergebnisse für das Organoblech mit 2 mm Dicke.

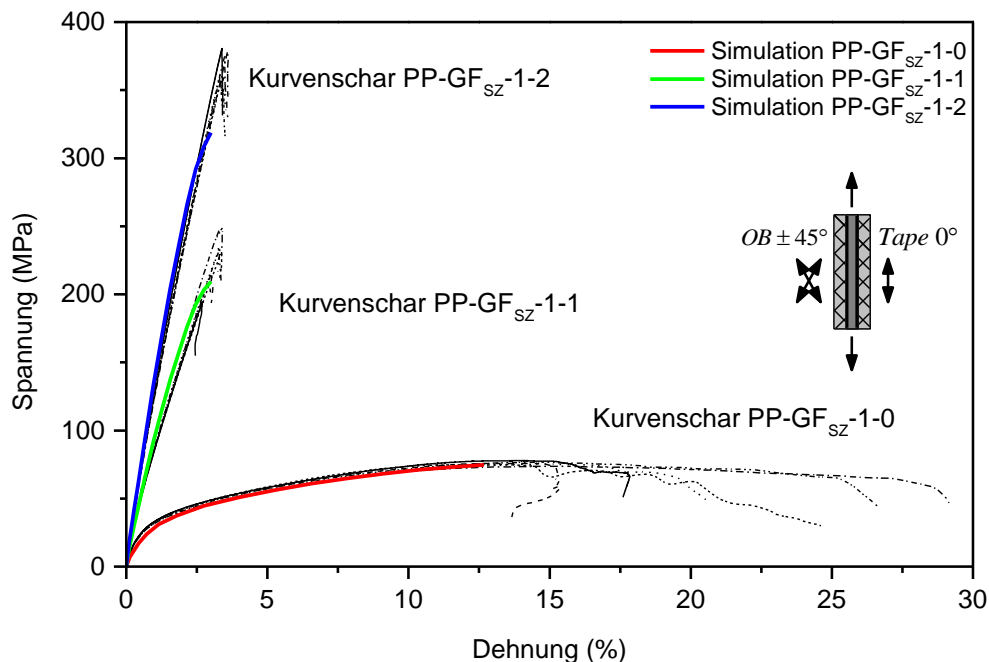


Abbildung 6.6: Vergleich Simulation und Experiment, Organoblechdicke 1 mm unter 45°-Belastung

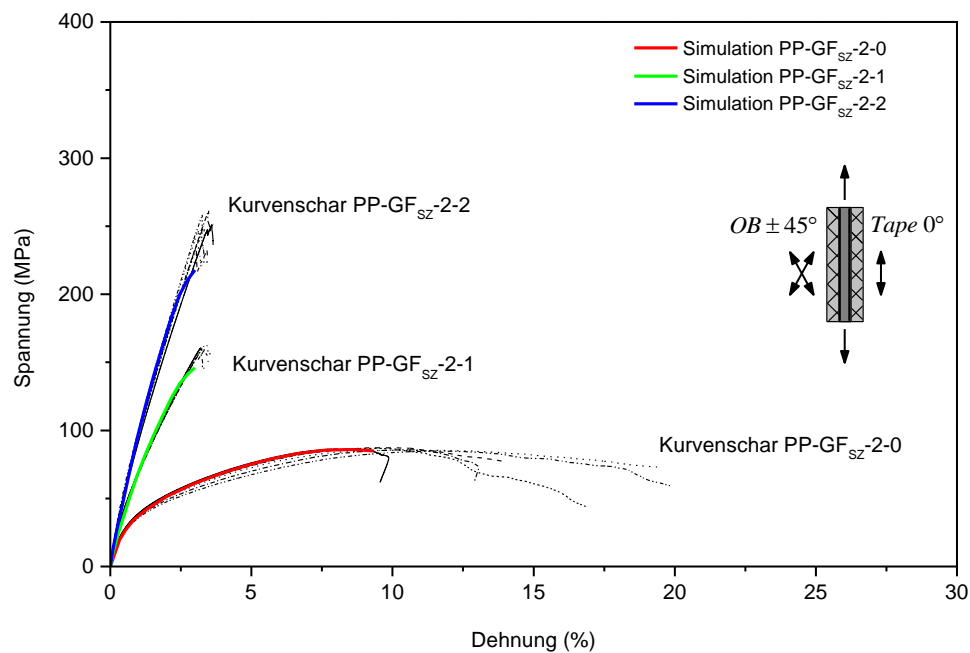


Abbildung 6.7: Vergleich Simulation und Experiment, Organoblechdicke 2 mm unter 45°-Belastung

Es ist erkennbar, dass sich die Ergebnisse der Simulation gut mit dem tatsächlichen Verlauf der Zugproben decken, auch für den Fall, dass mehreren Lagen Verstärkungstape aufgebracht werden. Das Materialmodell erscheint somit geeignet, Zugbelastungen auch quer zur Faser realistisch abzubilden und wird so für die Simulation der Sandwich-Biegebalken übernommen.

6.4. Simulation des Multimaterialsystems – Sandwich

Das Modell des Sandwichbalkens setzt sich aus den zuvor dargestellten Modellen der Einzelkomponenten zusammen (vgl. Tabelle 10.6). Um Zeit- und Rechenaufwand zu minimieren, wurde lediglich ein $\frac{1}{4}$ -Modell des Sandwichbalkens abgebildet.

In einem ersten Ansatz zur Simulation des Sandwichs wurden die entsprechenden Knoten des Modells auf Höhe der Auflager und des Stempels jeweils in ihren geometrischen Freiheitsgraden beschränkt, beziehungsweise die Verschiebungsrandbedingungen derart definiert. Die Elemente des Modells wurden jedoch im Laufe der Simulation sehr stark verformt, um den so aufgetragenen Randbedingungen Rechnung tragen zu können. Aufgrund der Beschränkung der translatorischen Verschiebungen der Knoten brach die Simulation vorzeitig und ergebnislos ab. Um der vorge-

gebenen Verschiebung des Stempels folgen zu können, wurden Auflager und Stempel in das Simulationsmodell miteinbezogen und über Kontakt-Elemente⁷ abgebildet. Detaillierte Information über die zuvor genannten Elementtypen lassen sich der Literatur entnehmen [121-124]. Über diese Elemente lassen sich im Verlauf der Simulation die Druckverteilung während des Kontakts, Spannungen infolge Reibung, eventuelles Gleiten der Kontaktpartner und ähnliches darstellen. Abbildung 6.8, links stellt das verwendete Modell zur Simulation des Vier-Punkt-Biegeversuchs dar.

Das Verformungsbild der Biegeprobe nach Durchlauf der Simulation weist eine starke Ähnlichkeit zu dem realen Verformungsbild auf. In Abbildung 6.8, rechts lässt sich die auf das Auflager aufgebrachte Verschiebung erkennen. Ferner lässt die linke Kante in dem rot markierten Feld (dem linken Ende des Balkens) auf eine erfolgte Simulation der Verbundwirkung schließen, da die Verdrehung der Querschnitte beider Deckschichten relativ zueinander unwesentlich ist, die des Kerns zu den Deckschichten jedoch groß. Es ergibt sich somit eine leicht z-förmige Kante. Dies lässt sich auf eine erfolgte Simulation der Schubwirkung zurückführen.

Darüber hinaus ist erkennbar, dass der Schaumkern im Einzugsbereich des Stempels komprimiert wird, was ebenfalls mit Beobachtungen aus dem realen Biegeversuch übereinstimmt. Auch biegt sich die Sandwichmitte am rechten Rand der Abbildung erwartungsgemäß leicht nach oben durch.

⁷ Zur Verfügung stehende Elementtypen sind CONTA174 und TARGE170.

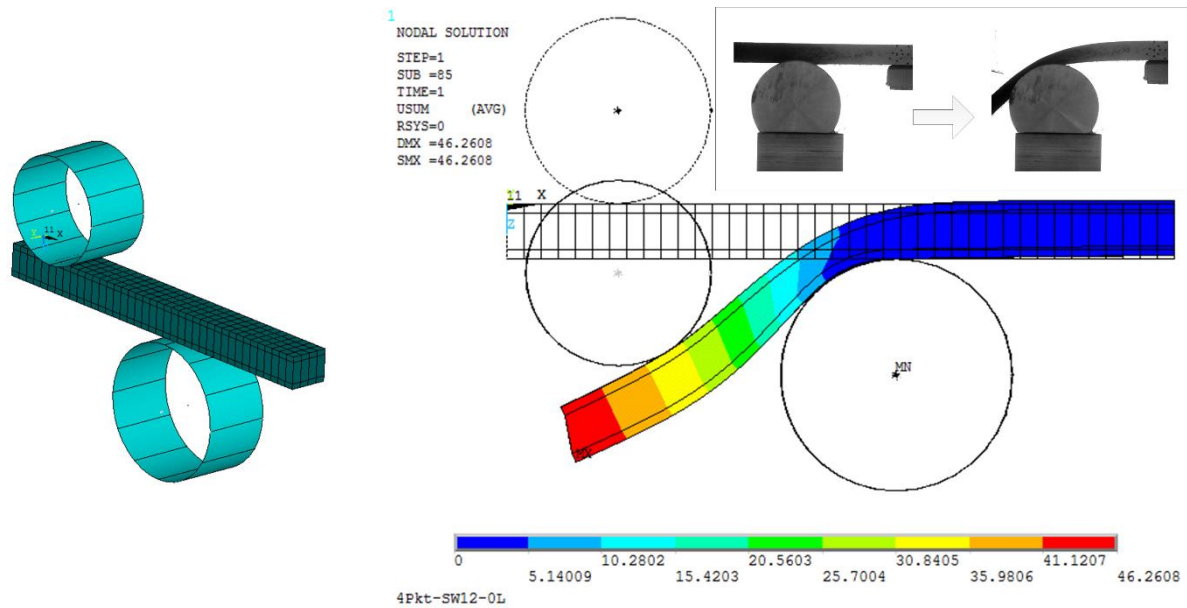


Abbildung 6.8: Modell Vier-Punkt-Biegeversuch (links), Verformungsbild (rechts)

Fokus der Simulation ist jedoch nicht nur die Verformungsanalyse des Sandwichbalkens, sondern die Rekonstruktion des Spannungs-Verformungs-Verlaufs der experimentellen Untersuchungen beziehungsweise dessen Vorhersage unter Biegebeanspruchung bei einem etwaigen Einsatz der Sandwichelemente in höheren Baugruppen. Hierfür wird im Folgenden die ermittelte Biegekraft auf die Balken-Querschnittsfläche bezogen, die Verformung wird als Quotient aus Traversenweg und Balkenlänge festgelegt. Es ergibt sich der in Abbildung 6.9 gezeigte Verlauf.

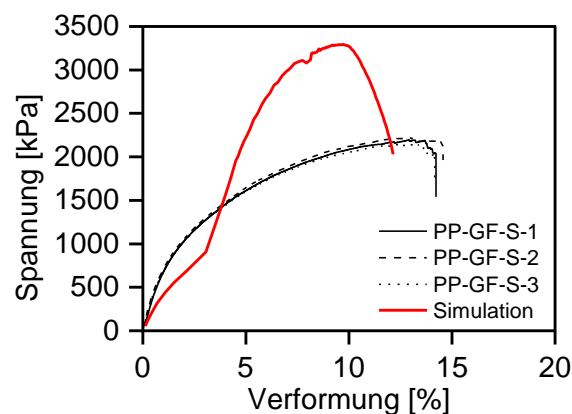


Abbildung 6.9: Vergleich Experiment und Simulation, Spannungs-Verformungs-Verlauf, Sandwich 12 mm

Eine deutliche Abweichung der simulierten Werte gegenüber den experimentell ermittelten Werten ist erkennbar. Eine mögliche Erklärung für die starken Abweichungen wäre eine zu grobe Vernetzung, sodass die Druckverteilung auf der Bauteiloberfläche einen zu hohen Gradienten pro Element aufweist. Auf die einzelnen Knoten entfallen dann viel zu hohe Kräfte. Eine zweite Erklärung könnte in der eventuellen Fehlfunktion der Kontaktelemente gesucht werden.

Um letzteres auszuschließen, werden die Contact-Elemente auf der Sandwichoberfläche hinsichtlich der von ihnen erhofften Funktion des Gleitens von Stempel und Sandwich aufeinander ausgewertet. Abbildung 6.10, links zeigt, dass ein Gleiten sehr wohl stattgefunden hat, und daher von einer Begründung der Abweichung der Ergebnisse durch eine Fehlfunktion des Kontaktmechanismus abgesehen werden kann.

In Abbildung 6.10, rechts hingegen ist die Totalität der auf die Contact-Elemente wirkenden Belastungen, resultierend aus Flächenpressung und Reibung infolge des Gleitens, abgebildet. Es wird ersichtlich, dass lediglich drei Elemente den Großteil der Last aufnehmen. Somit fällt pro Element beziehungsweise pro Knoten eine zu hohe Last ab, was wiederum zu verfälschten Ergebnissen führen kann.

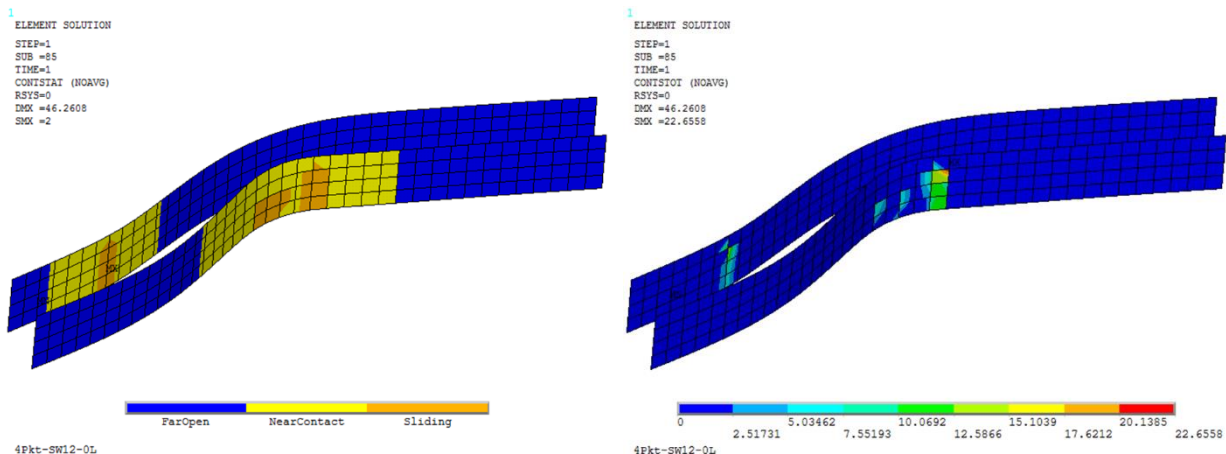


Abbildung 6.10: Status der Kontaktelemente auf Sandwichoberfläche (links), Flächenlast der Contact-Elemente (rechts)

Es wurde ein weiteres Modell mit angepasster, feinerer Vernetzung erstellt. Um wiederum Zeit- und Rechenaufwand zu minimieren, wurde lediglich lokal die Stempelregion engmaschiger vernetzt. Abbildung 6.11 (links) stellt das verwendete Modell dar.

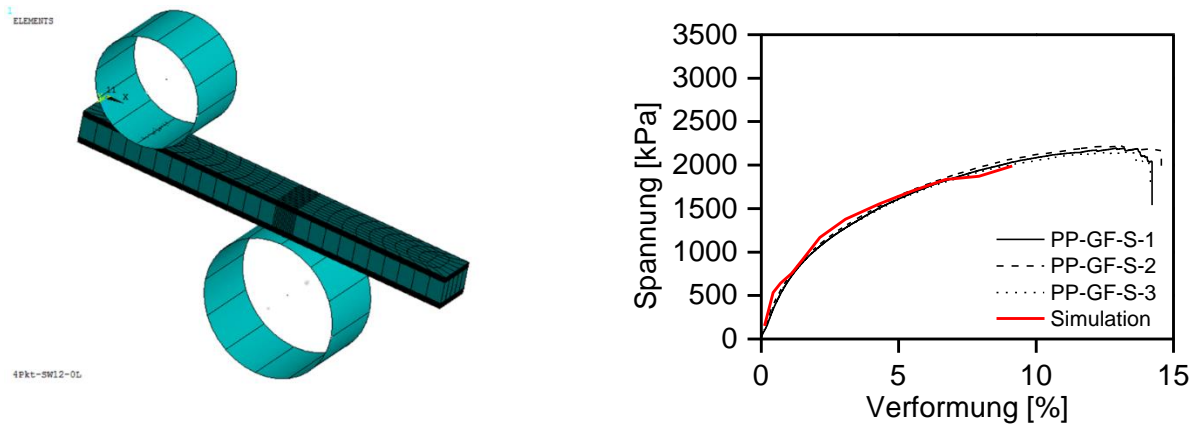


Abbildung 6.11: FE-Modell mit angepasster Vernetzung (links), Vergleich Experiment und Simulation mit angepasster Vernetzung, Spannungs-Verformungs-Verlauf, Sandwich 12 mm (rechts)

Das Ergebnis der Simulation ist in Abbildung 6.11 (rechts) aufgetragen. Eine gute Korrelation der simulierten Kurve mit den experimentell ermittelten Ergebnissen ist erkennbar. Das Modell erscheint als geeignet das Spannungs-Verformungs-Verhalten von Sandwichverbunden bis 9 % Verformung hinreichen genau abzubilden.

7. Ökonomische Prozessbetrachtung

In den vorangegangenen Kapiteln wurden die Einsatzmöglichkeiten des in dieser Arbeit betrachteten Lösungsansatzes zur Herstellung lokal, lastgerecht verstärkter Multimaterialsysteme aus prozesstechnischer Sichtweise ausgehend von der Prozessentwicklung, über die Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften, hin zur Implementierung einer FE-Simulation diskutiert. Folgerichtig steht nun die Fragestellung an: *Ist der hier dargestellte HyBaTa-Prozess unter ökonomischen Gesichtspunkten für einen großserientauglichen Einsatz im Automobilbereich sinnvoll realisierbar?*

Ziel ist es durch eine Prozess- und Kostenanalyse die Prozessstruktur und darauf basierend die kostenverursachenden Elemente des HyBaTa-Verfahrens gegenüber Konkurrenzverfahren, die ebenfalls zur Herstellung gleichartiger Multimaterialsysteme verwendet werden können, aufzudecken. An einem exemplarischen Bauteil werden eine Kostenberechnung, sowie die Identifikation der bestimmenden Komponenten der Zykluszeiten durchgeführt.

7.1. Kosten- und Prozessmodelle beim Einsatz von FKV

Wie bereits in Kapitel 1 erwähnt ist ein deutlicher Sprung des Einsatzes von FKV im Automobilsektor davon abhängig, ob es gelingt Fertigungsverfahren zu entwickeln, mit denen die Werkstoffe in Großserie wirtschaftlich verarbeitet werden können [125, 126].

Zur Bewertung der Wirtschaftlichkeit der Herstellungsverfahren für FKV-Bauteile muss zunächst die Frage gelöst werden, wie sich die Wirtschaftlichkeit definiert und wie sie sich für ein Verfahren bestimmen lässt.

„Wirtschaftlichkeit“ kann dabei als Quotient aus Ertrag und Aufwand bzw. Leistung und Kosten definiert werden. Letzteres wird auch als Kostenwirtschaftlichkeit bezeichnet. Ist diese größer oder gleich eins, so werden die Kosten gedeckt und ein Gewinn erwirtschaftet. Für die Fertigung von FKV bedeutet Kostenwirtschaftlichkeit, dass die Herstellkosten für die Bauteile kleiner bzw. gleich der durch sie erreichten Wertschöpfung sind [127, 128].

Eine Wirtschaftlichkeitsrechnung kann aber nicht nur absolut, sondern auch relativ erfolgen. Die Wirtschaftlichkeit definiert sich dann über die eventuelle kostenbezogene Vorteilhaftigkeit gegenüber anderen neuen Verfahren oder dem Stand der Technik. Auf den vorliegenden Fall bezogen wäre das neue Verfahren (A) gegenüber einem konventionellen Verfahren (B) relativ wirtschaftlicher, wenn bei gleicher Wertschöpfung gilt [129]:

$$\text{Kosten}(A) \div \text{Kosten}(B) < 1 \quad (7.1)$$

Zur Ermittlung der Kosten wurden diverse Modelle entwickelt.

7.1.1. Klassische Modelle

Hartmann unterscheidet basierend auf [130] drei Familien für Modelle zur FKV-Wirtschaftlichkeitsanalyse [14]:

- Parametrische, empirisch basierte Kostenmodelle
- Leistungsorientierte Kostenrechnungsmodelle (Activity-based Costing)
- Prozessanalytische Modelle

Parametrische Kostenmodelle⁸ sind aufgrund der in [14, 130] beschriebenen Charakteristika für FKV-Entwicklungsaufgaben ungeeignet.

Leistungsorientierten Kostenmodelle ermöglichen es, alle Inputs in einen bestimmten Prozess zu erfassen, um so die Kosten pro Einheit des Outputs dieses Prozesses zu bestimmen. Nachteilig ist hier vor allem der hohe Aufwand, der für die Generierung der Input-Daten anfällt. Ob die Berechnungsgenauigkeit, die theoretisch erzielt werden kann, bei Entwicklungsaufgaben tatsächlich erreicht wird, ist zweifelhaft. Problematisch ist vor allem die inhärente „Unschärfe“ der Inputdaten [14, 130, 131].

Bei der Abschätzung der Herstellkosten von FKV-Bauteilen fanden in der Vergangenheit vor allem auf betriebswirtschaftlichen Kostenrechnungsstandardmethoden

⁸ Diverse Modelle werden bspw. in [131] beschrieben

basierende prozessanalytische Kostenmodelle Anwendung, da der notwendige Dateninput hier relativ gering ist und die theoretischen Grundlagen transparent sind. Hierbei wird der Ressourcenverbrauch der einzelnen Prozessschritte eines Verarbeitungsprozesses ermittelt. Der abgeschätzte Ressourcenverbrauch wird monetär bewertet, um so die einzelnen Kosten, aufgeteilt nach Kostenarten, zu ermitteln. Es werden dabei alle Kosten erfasst, die mit einem Prozess zusammenhängen. Zu diesen Kosten gehören Materialkosten, Personalkosten, Gemeinkosten sowie Einmalkosten und wiederkehrende Kosten. Prozessanalytische Modelle ermöglichen genauere Kostenschätzungen, benötigen aber eine genaue Kenntnis der Prozesszeiten [14, 131, 132].

Für einen ausführlichen Überblick über Modelle, die in der Vergangenheit zur Kostenanalyse verwendet wurden sei auf [133] verwiesen.

7.1.2. Erweiterte Modelle

Die bei den klassischen Ansätzen verwendete Definition der Kosten als Summe von Materialkosten und sonstigen bei der Verarbeitung bzw. Fertigung anfallenden Kosten, ist nach Hartmann für die heutigen dynamischen und komplexen Marktbedingungen unzureichend [14]. Er entwickelte daher ein neues Konzept zur Wirtschaftlichkeitsanalyse, bei dem alle Kosten, die im Verlauf der Phasen eines Lebenszyklus eines technischen Systems entstehen, ganzheitlich abgeschätzt werden. Ein Kritikpunkt des Modells ist jedoch, dass langzeitliche Betrachtungen in den meisten Branchen, wie zum Beispiel dem Automobilbau, von geringem Interesse sind. Hier sind vor allem die Herstellkosten und deren Minimierung relevant [11].

Eine sich aus der Kritik an den klassischen Ansätzen entwickelte Erweiterung ist die prozessbasierte Kostenmodellierung (PBKM). Die PBKM arbeitet im Allgemeinen rückwärts, von den Kosten bis zu den veränderbaren technischen Parametern. So werden auch die Kostenauswirkungen von Prozessgrößen und ökonomischen Parametern berücksichtigt. Elemente, die die Kosten beeinflussen, werden dabei individuell von Ingenieurprinzipien und den technischen Parametern des Herstellungsprozesses abgeleitet. Weitere Vorteile der PBKM sind die Möglichkeiten eine Struktur aufzuerlegen, Wissen zu berücksichtigen, Annahmen zu implementieren und Technologie mit einzubeziehen. Der Kern der Modellierung ist die Ableitung der Kosten

zur Kostenmodellierung, bei der auch die Ableitung der Prozesszykluszeit erfolgt, welche für die Stückkosten maßgeblich ist. Kritisch kann angemerkt werden, dass bisher nicht beschrieben wurde, inwieweit sich die PBKM auf alle FKV-Fertigungsverfahren anwenden lässt und ob der Aufwand zur Modellierung durch aussagekräftige Ergebnisse gerechtfertigt wird [11].

Weitere erweiterte Modelle sind in [134] oder [135] aufgeführt.

Ein von Schlimbach [11] entwickeltes Kostentool, welches auf der Kombination von der ressourcenbasierten Berechnung der prozessanalytischen Modelle mit der prozessbasierten Kostenmodellierung aufbaut, soll aufgrund der überzeugenden Ergebnisse für diese Arbeit als Basis dienen.

7.1.3. Beschreibung des verwendeten Modells

Das Verfahren von Schlimbach basiert auf den Grundlagen der Investitions- und Kostenrechnung. Um die verfahrenstypischen Herstellkosten zu ermitteln, werden hier alle anfallenden Kosten, inklusive der Fixkosten, auf die Ausbringungsmenge umgelegt, um so eine Aussage über die Stückkosten treffen zu können. Die Gesamtkosten (K_{ges}) für die Jahresproduktion (p) eines Bauteils ergeben sich damit aus der Summe aller fixen und variablen Kosten (K_f bzw. K_v), die im Zusammenhang mit der Herstellung angefallen sind. Mathematisch formuliert lässt sich dieser Sachverhalt folgendermaßen ausdrücken:

$$K_{ges} = K_f + K_v \quad (7.2)$$

Für die Stückkosten gilt dann:

$$k = K_{ges}/p \quad (7.3)$$

Die fixen Kosten können unter der Annahme einer Vollausslastung der verwendeten Maschinen, auf die Jahresproduktionskapazität umgelegt werden.

Die fixen Kosten werden der Ausbringungsmenge demnach anteilig über die Zykluszeit zugerechnet. Die fixen Kosten setzen sich zusammen aus den Zinskosten für gebundenes Kapital (ZK_j), jährlichen Abschreibungen (AS_j), Raumkosten (RK_j) sowie Wartungskosten (WK_j) der verwendeten Produktionseinheit. Für die Berechnung der

fixen Kosten und ihrer Komponenten gilt demnach:

$$K_f = \sum_j (AS_j + ZK_j + RK_j + WK_j) \quad (7.4)$$

$$AS_j = \frac{AW_j - RW_{jn}}{n_j} \quad (7.5)$$

$$ZK_j = i \cdot \frac{AW_j + RW_{jn-1}}{2} \quad (7.6)$$

$$RK_j = rk \cdot A_j \quad (7.7)$$

$$WK_j = wk \cdot \frac{AW_j + RW_{jn-1}}{2} \quad (7.8)$$

Dabei steht AW_j für die Anschaffungskosten, n_j für die Anzahl der Nutzungsperioden, RW_{jn} für den Restwert am Ende der Nutzungsdauer, RW_{jn-1} für den Restwert vor dem letzten Nutzungsjahr und A_j für die nötige Fläche für eine Produktionseinheit j . i ist der kalkulatorische Zinssatz, mit dem das gebundene Kapital verzinst ist und rk bzw. wk stehen für den geltenden Raum- bzw. Wartungskostensatz. In diesem Ansatz werden dementsprechend keine interperiodischen Geldwerteffekte⁹ berücksichtigt und für die Kapitalkosten werden Durchschnittswerte herangezogen

Während die fixen Kosten von der Ausbringungsmenge unabhängig sind, steigen die variablen Kosten mit zunehmender Stückzahl. Es wird hier von konstanten variablen Stückkosten (k_v) ausgegangen. Somit steigen die Gesamtkosten mit jeder zunehmenden Einheit um k_v , das sich aus Kosten für Material (k_M), Personal (k_P), Energie (k_E), und sonstigen Betriebskosten (k_S) sowie den Produktionsabfällen (k_A) zusammensetzt. Die variablen Stückkosten und ihre Komponenten berechnen sich folgendermaßen:

⁹ Die Kosten die über die Lebensdauer eines Systems entstehen, können nicht einfach addiert werden. Dies ist in den Kapitalkosten begründet, die sich aus entgangenen Investitionen (Opportunitätskosten) bzw. zusätzlichen Kosten für nötig werdende Finanzmittel ergeben. Deswegen sind Kosten umso höher zu bewerten, je früher sie auftreten [11]. Diese Effekte werden bspw. bei der Lebenszyklusanalyse von Hartmann [14] berücksichtigt.

$$k_v = k_M + k_P + k_E + k_S + k_A \quad (7.9)$$

$$k_M = \sum_l m_{Bl} \cdot (1 + q_P + q_{Aus} - q_R) \cdot p_{Ml} \quad (7.10)$$

$$k_P = \sum_s z_{eff} \cdot A_{Ps} \cdot p_{Ps} \quad (7.11)$$

$$k_E = z_{eff} \cdot W_A \cdot p_E \quad (7.12)$$

$$k_S = z_{eff} \cdot P_S \quad (7.13)$$

$$k_A = \sum_l m_{Bl} \cdot (q_P + q_{Aus} - q_R) \cdot p_{Al} \quad (7.14)$$

Dabei ist m_{Bl} die für ein Bauteil benötigte Menge des Materials l und p_{Ml} der zugehörige Preis. q_P ist die Produktionsausfallquote, q_{Aus} die Ausschussquote und q_R die Recyclingquote. A_{Ps} ist die Anzahl an Personal s und p_{Ps} ist der Personalkostensatz für das Personal s . Der Energieverbrauch wird durch W_A ausgedrückt und p_E , p_{Al} sowie P_S stellen die Kostensätze für Energie, Produktionsabfälle und sonstige Kosten dar. z_{eff} ist die effektive Zykluszeit, welche für die Herstellungskosten maßgeblich ist. Zu deren Berechnung entwickelte [11] ein Zykluszeitmodell, mit dem die Zeiten hoch automatisierter Prozesse heuristisch ermittelt werden können.

Um nun fallspezifisch eine Kostenvergleichsrechnung durchführen zu können, muss die Kostenstruktur eines Fertigungsverfahrens aufgeschlüsselt werden, indem der Produktionsprozess zunächst entsprechend Abbildung 7.1 differenziert wird. Demnach besteht jeder Produktionsprozess (z.B. das in-situ TTL) aus mehreren Prozessschritten (z.B. Arbeitsvor- und Nachbereitung), die sich wiederum aus diversen Tätigkeiten (z.B. Rüsten oder Aufheizen) zusammensetzen. Zur Durchführung einer Tätigkeit sind verschiedene Elemente (z.B. Material oder Personal) nötig. Den Elementen kann schließlich ein Einzelwert (z.B. Material- oder Personalkosten) zugeordnet werden. Damit können die Gesamtkosten für einen Fertigungsprozess folgendermaßen berechnet werden:

$$K_i = \sum_P \sum_k \sum_l (m_P \cdot m_k \cdot m_l \cdot EW_{Pkl}) \quad (7.15)$$

Dabei stellt K_i die Gesamtkosten für den Prozess i , m_P die Häufigkeit des Prozess-

schritts P , m_k die Häufigkeit der Tätigkeit k , m_l die Häufigkeit des Elements l und EW_{pkl} den Einzelwert des Elements l der Tätigkeit k des Prozessschritts P dar [133].

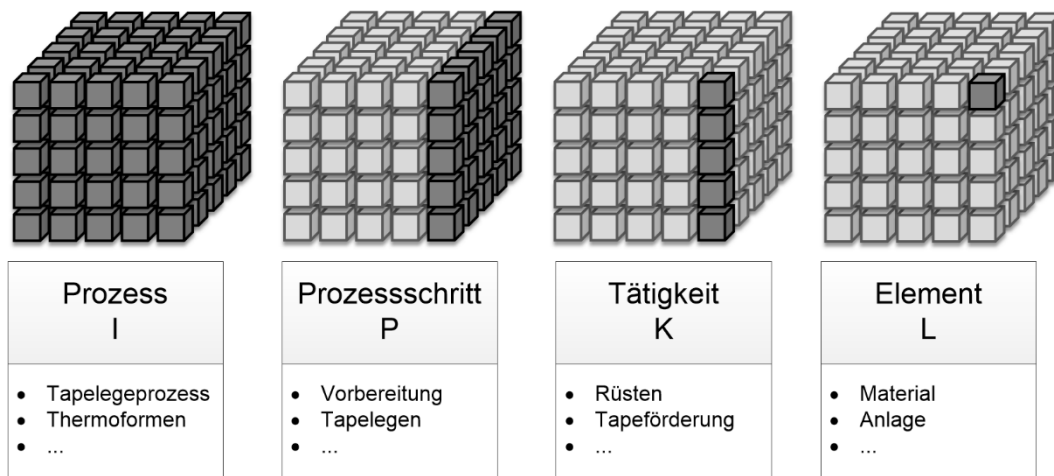


Abbildung 7.1: Prozesshierarchie und Datenstruktur des Modells

Die Herstellungskosten für ein einzelnes Bauteil können dann über die angegebenen Formeln und unter Verwendung der berechneten Einzelwerte berechnet werden. Somit liegt ein vollständiges Modell vor, mit dem die Fertigungsverfahren auf ihre Prozess- und Kostenstruktur hin überprüft werden können.

7.2. Identifikation von Konkurrenzverfahren

In Kapitel 2.2.4 wurde bereits auf die Restriktionen und Möglichkeiten des HyBaTa Fertigungskonzepts eingegangen. Direkte Konkurrenzverfahren sind nun solche, deren Restriktionen und Möglichkeiten ebenfalls die Herstellung entsprechender Bauteile erlaubt. Allerdings muss dabei auch berücksichtigt werden, dass die Herstellung nicht nur technisch, sondern auch wirtschaftlich sinnvoll möglich ist. Selbstverständlich sind für viele der Bauteile zahlreiche Ausführungen, basierend auf unterschiedlichsten Werkstoffen und Fertigungsverfahren, wie in Kapitel 2.2 beschrieben, denkbar. In der vorliegenden Betrachtung soll gezielt untersucht werden, ob das Fertigungskonzept HyBaTa wirtschaftlich mit anderen Verfahren und Konzepten zur Herstellung von FKV-Bauteilen konkurrieren kann. Vorteile, die sich durch die Substitution von konventionellen Werkstoffen durch FKV ergeben und kritische Fragestellungen bezüglich der Wirtschaftlichkeit von FKV im Vergleich zu anderen wurden in der Literatur bereits umfangreich diskutiert [7, 8, 10, 11, 13-19, 125, 136-138].

Einige der Verfahren, die dementsprechend im späteren Verlauf als Basis für die Ermittlung der relativen Wirtschaftlichkeit des neuen Konzepts dienen können, sollen nachfolgend vorgestellt werden. Wie bereits erwähnt, soll eine Sitzschale als Beispiel dienen, weshalb Verfahren aufgeführt werden sollen, die ebenfalls zur Herstellung dieses Bauteils geeignet sind.

Grundsätzlich könnte die Sitzschale durch Thermoformen von Organoblechen mit konstanter Dicke hergestellt werden. In diesem Falle müsste die Dicke des Bauteils überall auf die kritischsten Bereiche ausgelegt werden.

Als weiteres Konkurrenzverfahren ist das sogenannte dickenadaptive Umformen anzusehen. Charakteristisches Merkmal ist hierbei, dass lokale Verdickungen beziehungsweise Verstärkungen direkt beim Pressvorgang, also in einem Prozessschritt mit dem Umformen an das Organoblech angefügt werden. Eine andere Option ist die Anwendung der sogenannten Tailored Blank Technologie. Diese wird ausführlich in [139] erläutert, und soll hier für die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung als zweites Konkurrenzverfahren herangezogen werden und wird deshalb nachfolgend kurz erläutert.

Das Tailored Blank Verfahren kommt ursprünglich aus der Metallverarbeitung [140, 141] und besteht im FKV-Einsatzgebiet daraus, ein Organoblech an einzelnen Stellen mit weiteren Organoblechen als Verstärkungsbleche zu versteifen. Dazu müssen Grund- und Verstärkungsbleche gefügt werden, woraus sich die Definition der Tailored Blank Technologie als Umformen und Fügen von kontinuierlich faserverstärkten Thermoplasten in nur einem Prozessschritt ergibt [139]. Um diese Multimaterialsysteme herzustellen, wurden zwei Verfahren entwickelt, die sich hinsichtlich der gemeinsamen oder getrennten Erwärmung der Organobleche vor dem gemeinsamen Umformen unterscheiden. Bei Ersterem müssen die Verstärkungsbleche vor dem Erwärmen beispielsweise durch Kleben oder Punktschweißen auf der Grundstruktur fixiert werden, damit sie in Position bleiben. Beim separaten Aufheizen erübrigt sich die Positionierung, da die Verstärkungsbleche bereits in Kavitäten in der Form liegend erwärmt werden. In [142] ist ein analoges Verfahren zur Herstellung einer Bodengruppe aus textilverstärktem Thermoplast erläutert.

Zur Einordnung des in dieser Arbeit betrachteten HyBaTa-Verfahrens in den Stand der Technik sollen hier möglichst ähnliche Verfahren herangezogen werden, bei de-

nen die gleichen Materialien eingesetzt werden können. Daher werden für die weiteren Betrachtungen die Tailored Blank Technologie mit separatem Aufheizen sowie das Thermoformen mit konstanter Dicke als Konkurrenzverfahren gewählt und analysiert.¹⁰ Für das neue Konzept und die Konkurrenzverfahren soll dabei davon ausgegangen werden, dass die Grundstruktur durch Thermoformen eines Organo-blechs gefertigt wird.

7.3. Prozess- und Kostenanalyse der Verfahren

Um die Wirtschaftlichkeit des neuen Konzepts im Vergleich zu den Konkurrenzverfahren beurteilen zu können, muss zunächst die Prozess- und Kostenstruktur der Verfahren analysiert werden. Dazu wird im Wesentlichen auf die in Kapitel 7.1.3 erläuterte Vorgehensweise zurückgegriffen. Dementsprechend wird zunächst eine Prozessanalyse durchgeführt, um die Fertigungsprozesse in Prozessschritte und Tätigkeiten zu unterteilen. Diesen Tätigkeiten können dann im Rahmen der Kostenanalyse Elemente zugeordnet werden. Für diese Elemente ist es wiederum möglich, mit Hilfe der Formeln aus Kapitel 7.1.3 die Einzelwerte zu berechnen, aus denen sich letztlich die Fertigungskosten eines Bauteils zusammensetzen. Eine der für die Berechnung der Einzelwerte oft benötigten Größen ist die Zykluszeit, auf deren Abschätzung im Rahmen der Prozessanalyse eingegangen werden soll. Sowohl die Prozess- als auch die Kostenanalyse werden zunächst nur allgemein und für die jeweiligen Verfahren weitestgehend getrennt voneinander formuliert werden, um dann auf dieser Basis anschließend den direkten Vergleich durchführen zu können.

7.3.1. Thermoformen mit konstanter Dicke

Das Verfahren lässt sich in drei grundsätzliche Prozessschritte unterteilen: Arbeitsvorbereitung, Umformen und Arbeitsnachbereitung und ist schematisch in

¹⁰ In [139] wurde bereits ein Kostenvergleich zwischen der Tailored Blank Technologie und dem Induktions- beziehungsweise dem Vibrationsschweißen durchgeführt. Diese Ergebnisse bieten außerdem die Möglichkeit die Wirtschaftlichkeit des neuen Verfahrens in einem noch breiteren Kontext zu betrachten.

Abbildung 10.1 im Anhang dargestellt. Jeder dieser Prozessschritte umfasst mehrere Tätigkeiten, denen wiederum diverse Elemente zugeordnet werden können. An der vertikalen Position und den Pfeilverbindungen der einzelnen Tätigkeiten lässt sich außerdem erkennen, welche Tätigkeiten parallel ausgeführt werden können, oder müssen und welche Tätigkeiten in ihrer Reihenfolge voneinander abhängig sind.

Zur Prozessbeschreibung und –analyse ist vor allem die Zykluszeit von Interesse. Dominierender Faktor hierbei ist die Tätigkeit „Blech aufheizen“, wohingegen der Kernprozess des Umformens relativ wenig Zeit in Anspruch nimmt. Die Zykluszeit umfasst dabei die Zeiten für

- das Positionieren des Blechs in der Aufheizvorrichtung,
- die Aufheizung des Blechs,
- den Transport des Blechs in das Umformwerkzeug,
- das Schließen des Werkzeugs,
- das Abkühlen des Werkzeugs/Blechs,
- das Öffnen des Werkzeugs,
- die Entnahme des Werkzeugs,
- sowie etwaige Nachbearbeitungsvorgänge.

Die genannten Vorgänge müssen aber nicht zwingend seriell ablaufen, sondern können in der Serienfertigung teilweise auch parallelisiert werden. Außerdem ist gegebenenfalls eine Anpassung der Zykluszeiten durch die Parallelschaltung mehrfach vorhandener Einrichtungen möglich. Beispielsweise könnten mehrere Bleche gleichzeitig aufgeheizt werden, wenn mehrere Heizvorrichtungen zur Verfügung stehen. Auf diese Weise ist eine Senkung der Zykluszeiten möglich [140, 143].

Bei Anwendung der prozessbasierten Kostenermittlung ergibt sich die Zykluszeit beim Thermoformen zu:

$$t_{TF} = t_{Heiz} + t_{Transport} + t_{zu/auf} + t_{Kühl} + t_{Nacharbeit} \quad (7.16)$$

$t_{Transport}$ steht hierbei für den Zeitbedarf aller Vorgänge bei denen das Halbzeug beziehungsweise das Bauteil bewegt, positioniert oder entnommen wird und kann auf Basis von Erfahrungswerten festgelegt werden. In dieser Arbeit soll eine Berücksich-

tigung der Transportvorgänge durch die Multiplikation der Anzahl an Transportvorgängen mit einem Pauschalwert erfolgen. $t_{zu/auf}$ erfasst die für das Öffnen und Schließen der Presse benötigte Zeit und ist entweder durch die Maximalgeschwindigkeiten der verwendeten Anlage oder durch maximale Umformgeschwindigkeit vom Organoblech bzw. der Umformanlage begrenzt. Wird davon ausgegangen, dass die bekannten Maximalgeschwindigkeiten der Anlage ausschlaggebend sind, muss der Verfahrensweg der Presse ermittelt werden, um diesen Vorgang zeitlich zu erfassen. Der Verfahrensweg ist wiederum abhängig von der Verformungstiefe¹¹ des herzustellenden Bauteils und der Öffnungshöhe die zur Bauteilentnahme notwendig ist. t_{Heiz} und $t_{Kühl}$ repräsentieren die Aufheiz- und die Abkühlphase und können über eine entsprechende thermodynamische Modellierung oder über Erfahrungswerte abgeschätzt werden. Der Druck der Presse wird erst verringert und die Presse geöffnet, wenn die Abkühlphase und damit die Solidifikation hinreichend abgeschlossen sind. Dabei sind die Zeiten auch von der Leistungsfähigkeit der Aufheiz- und gegebenenfalls der Abkühlvorrichtung abhängig. Eine eventuelle Nachbearbeitung wird mit $t_{Nacharbeit}$ erfasst, wobei diese vom Umfang der Arbeiten und der Leistungsfähigkeit der eingesetzten Maschinen etc. abhängig ist. Hier bietet sich eine Abschätzung über Erfahrungswerte an. In der vorliegenden Arbeit wird die Nutzung einer Fräsmaschine mit zugehöriger Zykluszeit basierend auf [139] gewählt.

Zur Kostenanalyse muss zunächst die Kostenstruktur des Verfahrens genauer differenziert werden, wofür wiederum auf die identifizierten Tätigkeiten des Prozesses zurückgegriffen wird. Es muss zwingend darauf geachtet werden, dass Doppelbewertungen vermieden werden. Da die Kosten eines Bauteils in der Serienfertigung ermittelt werden sollen, werden einzelne Tätigkeiten der Arbeitsvorbereitung und -nachbereitung vernachlässigt, wie bspw. die Vortemperierung und die Werkzeugreinigung. Diese Vorgänge, die zu Maschinenstillständen führen, werden bei allen Ver-

¹¹ Die Verformungstiefe entspricht der Strecke die der Metallstempel von der ersten Berührung des Organoblechs bis zum Umkehrpunkt zurücklegt. Es wird weiterhin angenommen, dass das Bauteil nur aus der Presse entnommen werden kann, wenn die Presse beim Öffnen ab dem Umkehrpunkt eine von der Verformungstiefe abhängige Strecke zurücklegt.

fahren pauschal durch einen Prozentwert erfasst, um den die Zykluszeiten erhöht werden. Außerdem bleibt in dieser Arbeit die Option mit aktiver Bauteilkühlung unberücksichtigt. Der Zusammenhang zwischen den Tätigkeiten und den jeweils notwendigen Elementen könnte dann entsprechend Tabelle 7.1 dargestellt werden.

Tabelle 7.1: Elemente des Thermoform-Prozesses

Tätigkeit	Elemente
Organoblech in Heizgerät	Organoblech, Heizgerät 1, <i>Arbeiter</i>
Organoblech aufheizen	Organoblech, Heizgerät 1
Organoblech in Position	Organoblech, Umformwerkzeug, <i>Arbeiter</i>
Formen temperieren	Umformwerkzeug, Heizgerät 2
Presse in Ausgangsposition	Umformanlage, Umformwerkzeug
Umformen durch Druck	Organoblech, Umformanlage, Umformwerkzeug
Abkühlen des Organoblechs	Geformtes Organoblech
Bauteilentnahme	Geformtes Organoblech, <i>Arbeiter</i>
Bauteil besäumen	Fräsmaschine, <i>Arbeiter</i>

(Arbeiter ist abhängig vom Automatisierungsgrad)

Die Kosten für das *Organoblech* sind abhängig von den Materialpreisen, der Geometrie und sonstigen Charakteristika (z.B. Faservolumenanteil oder Gewebeart) des zu fertigenden Bauteils, wobei notwendige Überstände und Ausschuss- sowie eventuelle Recyclingquoten zu berücksichtigen sind. In dieser Arbeit werden aktuelle Marktpreise für die in der automobilen Serienproduktion üblichen Abnahmemengen zugrunde gelegt.

Als *Heizgerät 1* zur Erwärmung der Organobleche kann beispielsweise ein Strahlerfeld verwendet werden. Zur monetären Bewertung dieses Investitionsmittels müssen dann zunächst Anschaffungswert, Nutzungsdauer, ein eventueller Restwert am Ende der Nutzungsdauer sowie der kalkulatorische Zinssatz bekannt sein, um die Abschreibungskosten ermitteln zu können. Hinzu kommen neben den Zinskosten für gebundenes Kapital außerdem Raum- und Wartungskosten, die über Raum- und Wartungskostensätze berechnet werden können. So können die durch das Investitionsmittel verursachten Fixkosten erfasst werden. Es sind aber auch die variablen Nutzungskosten z.B. durch Energieverbrauch zu bewerten. Dies kann über einen entsprechenden (Energie-)Kostensatz und einen Verbrauchsfaktor bewertet werden. Ist der Verbrauchsfaktor zeitabhängig (z.B. kW/h) kann zur Quantifizierung die Zyk-

luszeit beziehungsweise eine ihrer Einzelzeiten verwendet werden. Weiterhin können bei den Anlagen sonstige Betriebskosten durch Hilfs- und Betriebsstoffe entstehen. Diese werden in dieser Arbeit gegebenenfalls durch pauschale Zuordnung zu den Fixkosten berücksichtigt.

Für das *Heizgerät 2*, das zur Temperierung der Formen dient, kann analog vorgegangen werden.

Die *Umformanlage* stellt ebenfalls ein Investitionsmittel dar und kann deshalb analog zu den Heizgeräten bewertet werden.

Zur Umformung werden auch entsprechende *Werkzeuge*, in diesem Fall zwei Formhälften, benötigt. Da sie sich innerhalb der Umformanlage befinden, treten keine Raumkosten auf. Ansonsten sind die Werkzeuge als Investitionsmittel zu behandeln und dementsprechend zu bewerten. Die Möglichkeit zur Temperierung wird durch die zusätzliche Anlage „Heizgerät 2“ vorgenommen. Sie muss hier also nicht nochmals betrachtet werden.

Auch die *Fräsmaschine* kann analog zu den anderen Fertigungsanlagen bewertet werden.

Die notwendige *Arbeitskraft* kann über einen festgelegten Personalkostensatz und die Zykluszeit monetär bewertet werden. Der Zusammenhang zwischen Zykluszeit und Einsatzzeit des Arbeiters ist dabei auch vom Automatisierungsgrad abhängig. Je nach Anlage kann auch die Anzahl der gleichzeitig benötigten Arbeitskräfte variieren, ebenso wie das notwendige Qualifikationsniveau der Arbeitskraft. Im Rahmen dieser Arbeit wird unterstellt, dass bei jedem der Prozesse nur eine Arbeitskraft benötigt wird. Auf diese wird bei allen Verfahren der gleiche Personalkostensatz angewendet, da weiterhin angenommen wird, dass das gleiche Qualifikationsniveau erforderlich ist.

7.3.2. Tailored Blank Technologie

Da die Tailored Blank Technologie wie in Kapitel 7.2 beschrieben eine Weiterentwicklung des Thermoformens darstellt, stimmt das Ablaufdiagramm (Abbildung 10.2) weitestgehend mit dem des „gewöhnlichen Thermoformens“ überein. Es wird aller-

dings um die Tätigkeiten rund um die Verstärkungsstruktur erweitert. Die hinzugekommenen Tätigkeiten müssen sinnvoll in den Thermoform-Prozess integriert werden, wobei speziell die Reihenfolgebeziehungen zwischen den vorhandenen und den neuen Tätigkeiten berücksichtigt werden müssen. So kann beispielsweise das Organoblech für die Grundstruktur erst in Position gebracht werden, wenn die Strahler zum Aufheizen der Organobleche für die Verstärkungsstruktur entfernt wurden.

Die hier gezeigte Vorgehensweise basiert auf [139] und stellt die Alternative mit separatem aufheizen der Halbzeuge dar. Darüber hinaus wird angenommen, dass die Verstärkungsbleche im Werkzeug aufgeheizt werden, wofür eine entsprechende Heizvorrichtung nötig ist.

Die Zykluszeit lässt sich grundsätzlich von den Ausführungen zum Thermoformen mit konstanter Dicke ableiten (Gleichung 7.16) und wird um die hinzugekommenen neuen Schritte erweitert:

$$t_{TB} = t_{Heiz} + t_{Transport} + t_{zu/auf} + t_{Füge} + t_{Kühl} + t_{Nacharbeit} \quad (7.17)$$

Die Gesamtzykluszeit ergibt sich demnach aus den folgenden Einzelzeiten:

- das Positionieren des Blechs in der Aufheizvorrichtung,
- die Aufheizung des Blechs,
- das Positionieren der Verstärkungsbleche in den Kavitäten im Werkzeug,
- das Positionieren der Heizvorrichtung über den Verstärkungsblechen,
- die Aufheizung der Verstärkungsbleche,
- das Entfernen der Heizvorrichtung,
- der Transport des Blechs in das Umformwerkzeug,
- das Schließen des Werkzeugs,
- die Füge-/ Presszeit,
- das Abkühlen des Werkzeugs/Blechs,
- das Öffnen des Werkzeugs,
- die Entnahme des Werkzeugs,
- die Nachbearbeitung.

Die Reduktion der Zykluszeit durch Parallelschaltung mehrfach vorhandene Einrichtungen gestaltet sich schwierig, da hier nicht nur die Bleche sondern auch die Verstärkungsbleche aufgeheizt werden müssen, welche bereits im Werkzeug liegen. Die Trennung des Aufheizvorgangs von der Umformanlage ist daher nicht möglich. Liegen die Aufheizeiten für Organoblech und Verstärkungsbleche in der gleichen Größenordnung, können auf diese Weise also keine Zeitersparnisse erzielt werden.¹² Es wäre denkbar den Tailored Blank Prozess mit separatem Aufheizen anzupassen, indem auch die Verstärkungsbleche außerhalb des Werkzeugs aufgeheizt werden. Allerdings müssten dann alle aufgeheizten Verstärkungsbleche und das Grundblech nach dem Aufheizprozess aus den Öfen entnommen und in das Werkzeug transportiert werden. Dies würde wiederum einen hohen zeitlichen Aufwand bedeuten, wobei zusätzlich zu beachten wäre, dass die Einzelteile nicht zu stark abkühlen dürfen. Diese Alternative wäre also nur bedingt sinnvoll. Sie soll hier deshalb nicht beachtet werden.

In Gleichung 7.17 stellt t_{Heiz} hierbei die längere der beiden Aufheizeiten für Organoblech, respektive Verstärkungsbleche dar, die durch eine entsprechende thermodynamische Modellierung oder über Erfahrungswerte abgeschätzt werden kann. $t_{Transport}$ umfasst jegliche Zeiten für Transport, Positionierung und Entnahme der Organobleche, Verstärkungsbleche oder des fertigen Bauteils und ist, wie beim gewöhnlichen Thermoformen, aus Erfahrungswerten abzuleiten. $t_{zu/auf}$ bezeichnet wieder die Zeit für das Schließen und Öffnen der Presse. Hier gelten die Ausführungen aus Kapitel 7.3.1 analog. $t_{Füge}$ ist die Füge-/ Presszeit und muss in Abhängigkeit von anderen Prozessparametern (wie Füge-temperatur und Fügedruck), den Materialeigenschaften, der Geometrie und anderen Bauteileigenschaften gewählt werden. Auch eine gewisse Füge-temperatur muss eingehalten werden, die sich wiederum auf Aufheiz- und Abkühlzeiten auswirkt. Die Presszeit soll in dieser Arbeit in Anlehnung an [139] pauschal festgelegt werden. $t_{Kühl}$ bezieht sich auf das fertige Bauteil und ist

¹² Die parallele Aufheizung von Organoblechen wäre bspw. nur dann sinnvoll, wenn das Aufheizen der Verstärkungsbleche und der Umformprozess zusammen bedeutend weniger Zeit in Anspruch nehmen würde als das Aufheizen der Organobleche.

wiederum durch thermodynamische Modellierung oder über Erfahrungswerte abzuschätzen. Im Gegensatz zum reinen Thermoformen können Presszeit und Abkühlzeit hier, in einer Annäherung, getrennt betrachtet werden, da sie aufgrund der einzuhaltenen Fügetemperatur großteils nacheinander ablaufen. $t_{Nacharbeit}$ bezieht sich wieder auf eventuelle Nacharbeiten und kann über Erfahrungswerte abgeschätzt werden.

In Analogie zu 7.3.1 werden für die Kostenanalyse den Tätigkeiten zugehörige Elemente identifiziert, welche monetär bewertet werden können. Tabelle 7.2 zeigt eine mögliche Aufschlüsselung:

Tabelle 7.2: Elemente der Tailored Blank Technologie

Tätigkeit	Elemente
Presse in Ausgangsposition	Umformanlage, Umformwerkzeug
Verstärkungsbleche in Position	Verstärkungsbleche, Umformwerkzeug, <i>Arbeiter</i>
Heizgerät in Ausgangsposition	Heizgerät 3, <i>Arbeiter</i>
Heizgerät über Verstärkungsbleche	Heizgerät 3, <i>Arbeiter</i>
Verstärkungsbleche aufheizen	Verstärkungsbleche, Heizgerät 3 ¹³
Blech in Heizgerät	Organoblech, Heizgerät 1, <i>Arbeiter</i>
Blech aufheizen	Organoblech, Heizgerät 1
Blech in Position	Organoblech, Umformwerkzeug, <i>Arbeiter</i>
Formen temperieren	Umformwerkzeug, Heizgerät 2
Abkühlen des gefügten Bauteils	Organoblech, Verstärkungsbleche, Umformanlage, Umformwerkzeug
Bauteilentnahme	Organoblech, Verstärkungsbleche, Umformwerkzeug
Bauteil besäumen	Organoblech, <i>Arbeiter</i>

Die Bewertung der *Umformanlage*, *dem Heizgerät 1*, *dem Heizgerät 2*, *der Fräsmaschine* und des *Arbeiters* entspricht den Ausführungen in Kapitel 7.3.1.

¹³ Heizgerät 3 ist dabei das Heizgerät, welches zur Erwärmung der schon im Werkzeug liegenden Verstärkungsbleche genutzt wird. Im Gegensatz zum Aufheizprozess der Organobleche wird hier das Heizgerät und nicht das aufzuheizende Objekt bewegt. Das Heizgerät muss also beweglich sein.

Der Einzelwert des *Organoblechs* wird durch die möglichen Materialeinsparungen im Vergleich zum gewöhnlichen Thermoformen geringer, worin die Hauptersparnis liegt. Da es sich bei den *Verstärkungsblechen* auch um Organobleche handelt, kann deren Bewertung analog zu diesen erfolgen. Auch hier sind deshalb die Materialkosten, die Geometrie sowie der strukturelle Aufbau die wichtigsten Faktoren. Auch hier werden aktuell marktübliche Preise, bei Stückzahlenbereichen, die der automobilen Serienproduktion entsprechen, zu Grunde gelegt. Als *Heizgerät 3* sind beispielsweise Infrarotstrahler denkbar. Ihre Bewertung kann ebenfalls entsprechend der Bewertung der anderen Investitionsmittel erfolgen. Die Kostenbetrachtung der *Umformwerkzeuge* unterscheidet sich von derjenigen beim gewöhnlichen Thermoformen nur durch die höhere Komplexität der Werkzeuge, da Kavitäten für die Verstärkungsbleche vorgesehen werden müssen. Sie sind deshalb tendenziell teurer.

Insgesamt kann also festgestellt werden, dass sich im Vergleich zum Thermoformen mit konstanter Dicke teilweise Mehrkosten ergeben, denen aber auch das Potenzial von Kostenreduktionen durch einen insgesamt reduzierten Materialeinsatz gegenübersteht.

7.3.3. HyBaTa-Verfahren

Wie in Kapitel 2.2.4 beschrieben besteht das dieser Arbeit zu Grunde liegende Verfahren prinzipiell aus der Kombination zweier unterschiedlicher Leichtbauweisen. Die Grundstruktur wird zunächst mittels Thermoformen von Organoblechen hergestellt und dann im zweiten Prozess durch thermoplastisches in-situ Tapelegen lokal lastgerecht verstärkt.

Für das Thermoformen gelten bezüglich der Prozessanalyse grundsätzlich die in Kapitel 7.3.1 getroffenen Aussagen. Aufgrund der reduzierten Bauteildicken sind jedoch etwas kürzere Zykluszeiten zu erwarten, da beispielsweise Aufheiz- und Abkühlvorgänge durch die Materialeinsparungen tendenziell weniger Zeit in Anspruch nehmen. Bezüglich der Struktur der Zykluszeit und der Bauteilkosten gelten die Erkenntnisse aber analog.

Der zweite Prozess, dargestellt in Abbildung 10.3, lässt sich zunächst ebenfalls in drei Prozessschritte aufteilen: Die Arbeitsvorbereitung und die Arbeitsnachbereitung als Rahmen sowie das Tapelegen als Kern des Prozesses. Bei der Betrachtung des

Ablaufdiagramms fällt vor allem die Option der Zirkulation auf, die sich aus der Möglichkeit ergibt, mehrere Bahnen zu legen. Der Prozess ist demnach diskontinuierlich. Generell gilt auch hier wieder, dass bestimmte Tätigkeiten miteinander in Reihenfolgebeziehungen zueinander stehen.

Die Zykluszeit-Abschätzung basiert auf dem komplexitätsbezogenen Modell¹⁴ von [47].

In [47] gelten folgende Annahmen:

- Die Bauteilgröße ist der Hauptskalierungsparameter für die Zykluszeit.
- Die Bauteilformkomplexität hat einen Einfluss auf die Zykluszeit.
- Die Bauteilformkomplexität ist relativ und muss unter Berücksichtigung des gesamten Fertigungssystems betrachtet werden.
- Der Informationsgehalt der Bauteilgeometrie ist ein Maß für die Komplexität.
- Ein Drehen des TLK aufgrund gekrümmter Ablegebahnen bewirkt keine Reduzierung der Legegeschwindigkeit.
- Die folgenden Prozessparameter sind zu berücksichtigen: Ablegewinkel, Geschwindigkeit, Bedingungen am Bahnanfang und -ende, Ablegbreite, Bauteilformkomplexität und die möglichen Beschleunigungen/Verzögerungen der Maschine.
- Die externe Rotationsachse wird nicht berücksichtigt.
- Die Steuerung der Heizquelle erfolgt geschwindigkeitsabhängig.
- Das Schneiden des Tapes erzeugt keine Verzögerung der Legegeschwindigkeit durch Verwendung eines Schneidpuffers.
- Der Anfangspunkt der nächsten Bahn liegt neben dem Endpunkt der vorangegangenen Bahn.¹⁵

¹⁴ Beresheim [47] geht davon aus, dass die Komplexität der Geometrie durch eine notwendige Reduktion der Tapelege-Geschwindigkeit bei stärkeren Geometrieänderungen, wie zum Beispiel Kanten, direkte Auswirkung auf die Zykluszeit hat.

¹⁵ In dieser Arbeit soll abweichend davon angenommen werden, dass alle Bahnen aus der gleichen Richtung gelegt werden und der Anfangspunkt der nächsten Bahn deshalb neben dem Anfangspunkt der vorhergehenden Bahn liegt. Deshalb muss der TLK eine Strecke entsprechend der Bahnlänge zurücklegen.

- Es wird eine geometrie-adaptive Konsolidierungsrolle verwendet.
- Es gibt eine maschinenspezifische maximale Bahngeschwindigkeit, die unabhängig von der Bahn im Raum und der Anzahl der bewegten Achsen erreicht wird.

Für die komplexitätsbezogene Zykluszeit des in-situ TTL gilt nach [47]:

$$t_p = \sum_{i=1}^{N_L} \frac{A}{w \cdot v_0} + \frac{\sum_j \left(N_{ce_j} \cdot \left(\Delta t_{ce\zeta, ges_j} + 2 \cdot \Delta t_{a_j} \right) \right) + n_s \cdot \left(t_{dead} + \frac{v_0}{a} \right)}{1 - r_{down}} \quad (7.18)$$

Die detaillierte Herleitung dieses Modells sowie eine Beschreibung der Anwendung finden sich in [47]. Eine Verifikation wurde von Schlimbach in [11] vorgenommen. Eine Erläuterung des Modells ist im Anhang 10.4 zu finden.

Sind die Zykluszeiten zur Herstellung der Grundstruktur und für das Tapelegen bekannt, müssen diese sinnvollerweise addiert werden, wobei auch die Transportzeit zwischen den Fertigungsanlagen berücksichtigt werden muss. Auf diese Weise würde sich die Zykluszeit zur Herstellung einer einzelnen fertigen hybriden Struktur ergeben. Allerdings muss beachtet werden, dass sich in der Serienfertigung ein hohes Parallelisierungspotenzial ergibt, da beide Prozesse unabhängig voneinander durchgeführt werden können und sich keine Ressourcen teilen. Beide Prozesse können somit parallel durchgeführt werden.

Im Zuge der Kostenanalyse werden den Tätigkeiten wieder Elemente zugeordnet. Da dies für das Thermoformen schon in Kapitel 7.3.1 durchgeführt wurde, sollen hier nur die neuen Tätigkeiten im Prozess des Tapelegens betrachtet werden. Außerdem werden, wie bei den anderen Verfahren auch, nur die für die Serienfertigung relevanten Tätigkeiten berücksichtigt

Tabelle 7.3: Elemente des Tapelege-Prozesses

Tätigkeit	Elemente
Grundstruktur in Position	Fertig geformtes Organoblech, <i>Arbeiter</i>
Grundstruktur fixieren	Fixiervorrichtung: Bspw. beheizte Vorrichtung, Unterdruckanlage oder Klammern
Tape-Transport	TLK (Vorschubvorrichtung), Tape

Tape vorheizen	TLK (Vorheizvorrichtung), Tape
Bandpuffer ausbilden	TLK (Vorschubvorrichtung), Tape
Schneiden	TLK (Schneidvorrichtung), Tape
Aufheizen (Tape)	TLK (Heizvorrichtung), Tape
TLK zum Startpunkt fahren	Industrieroboter, TLK
Legepfad abfahren	Industrieroboter, TLK (Ablegevorrichtung)
Tape ablegen	TLK (Vorschubvorrichtung), Tape
Konsolidierung	Tape, TLK (Konsolidierungsrolle)
Bauteilentnahme	Geformtes Organoblech+Tape, <i>Arbeiter</i>
Bauteil besäumen	Fräsmaschine, <i>Arbeiter</i>

(Arbeiter ist abhängig vom Automatisierungsgrad)

Der Einzelwert des *geformten Organoblechs* sowie der *Fräsmaschine* und des *Arbeiters* ergibt sich aus einer Analyse entsprechend Kapitel 7.3.1.

Dem *Tape* sind als Halbzeug die Materialkosten als Einzelwert zuzuordnen, wobei auch hier wieder Ausschuss- und Recyclingquote etc. zu beachten sind.

Der *TLK* stellt als Teil der Fertigungsanlage ein Investitionsmittel dar, weshalb die Bewertung analog zu den anderen erfolgen kann.

Als *Industrieroboter* kann beispielsweise ein Knickarmroboter oder eine Portalanlage zum Einsatz kommen. In beiden Fällen ist die Anlage als Investitionsmittel zu behandeln und entsprechend zu bewerten.

Die Kosten der *Fixiervorrichtung* sind derweil stark von ihrer Ausführung abhängig. Bei einer verschleißarmen Ausführung, z.B. über Klammern fallen zunächst einmalige Investitionskosten an. Außerdem fallen gegebenenfalls Verbrauchskosten beispielsweise für Strom zur Unterdruckerzeugung oder Aufheizung an. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Fixiervorrichtung nicht einzeln, sondern zusammen mit der Tapelege-Anlage erfasst.

7.4. Wirtschaftlichkeitsanalyse am Fallbeispiel Sitzschale

Grundlage des Wirtschaftlichkeitsvergleichs bildet das herzustellende Bauteil, in diesem Falle eine GFK-Sitzschale. Die abstrahierten geometrischen Rahmenbedingungen sind in Abbildung 7.2 dargestellt. Da die ökonomische Vorteilhaftigkeit nur an-

hand der Kostenseite betrachtet werden soll, sollte die gefertigte Sitzschale, unabhängig vom verwendeten Verfahren, den gleichen Wert haben. Allerdings ist ein absolut gleicher Wert schon aufgrund der Tatsache nicht möglich, dass die dickenadaptiven Verfahren zu einem geringeren Gewicht führen, was tendenziell zu einem höheren Erlös führt. Da in dieser Arbeit eine reine Kostenbetrachtung durchgeführt werden soll, werden solche Unterschiede aber nur qualitativ in die Bewertung mit einfließen.

Für die Fertigung der Sitzschalen ist vor allem von Bedeutung, dass sie über die gleiche Knickstabilität im kritischen Bereich verfügen sollen. Dabei wird unterstellt, dass die Verstärkungsstruktur durch eine an die Belastung angepasste Faserorientierung eine mechanische Verbesserung bringt. Dieser Effekt wird abgeschätzt und berücksichtigt, indem die Verstärkungsstruktur nur einen Teil der Fläche innerhalb des last-kritischen Bereichs (Übergang Sitzfläche – Lehne) abdecken muss.

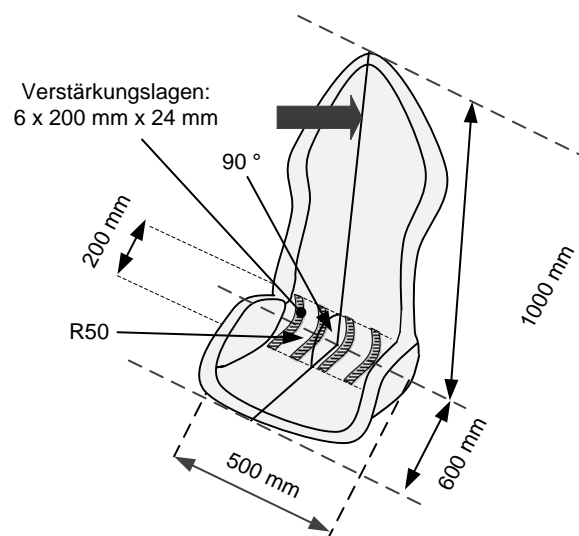


Abbildung 7.2: Schematischer Aufbau der Sitzschale

Generell gelten für die drei zu vergleichenden Verfahren die folgenden Prämissen:

- Die eingesetzten Materialien entsprechen den Angaben in Tabelle 10.7 im Anhang.
- Die Struktur soll für eine Belastung entsprechend Abbildung 7.2 ausgelegt werden, weshalb beim gewöhnlichen Thermoformen die Wanddicke auf den kritischen Bereich auszulegen ist. Bei den anderen Verfahren ist an dieser

Stelle eine Verstärkungsstruktur entsprechend den Angaben in Tabelle 10.7 und der Darstellung in Abbildung 7.2 anzubringen.

- Die Abmessungen der fertigen Sitzschale bzw. der Halbzeuge etc. Abbildung 7.2 und den Angaben in Tabelle 10.7 entsprechen.
- Es ist von einer Serienfertigung auszugehen

Mit Hilfe der Formeln 7.16 bis 7.18 werden die in Kapitel 7.3 identifizierten Einzelwerte für das Thermoformen (Variante A), die Tailored Blank Technologie (Variante B) und das HyBaTa- Fertigungskonzept (Variante C) für das Fallbeispiel berechnet werden. Zur Durchführung der Berechnungen wurden die Formeln und Zusammenhänge in einer Tabellenkalkulation zusammengefasst. Die Ausgangswerte finden sich in der Tabelle 10.7 im Anhang.

Einer der wichtigsten Kostenfaktoren bei der Herstellung der Sitzschale sind die Materialkosten. Ziel der Tailored Blank Technologie als auch des HyBaTa-Konzepts ist es durch die Substitution konstanter Wanddicken durch lokale lastgerechte Verstärkungen Kosten einzusparen. Trotz der vergleichsweise günstigen eingesetzten Materialien aus glasfaserverstärktem Polypropylen wird der Kostenvorteil durch diese Vorgehensweise deutlich. Dies ist in Abbildung 7.3, links zu sehen, wo ein Vergleich der variablen Kosten bei einer Jahresproduktion von 25.000 Stück für die drei Verfahren dargestellt wird.

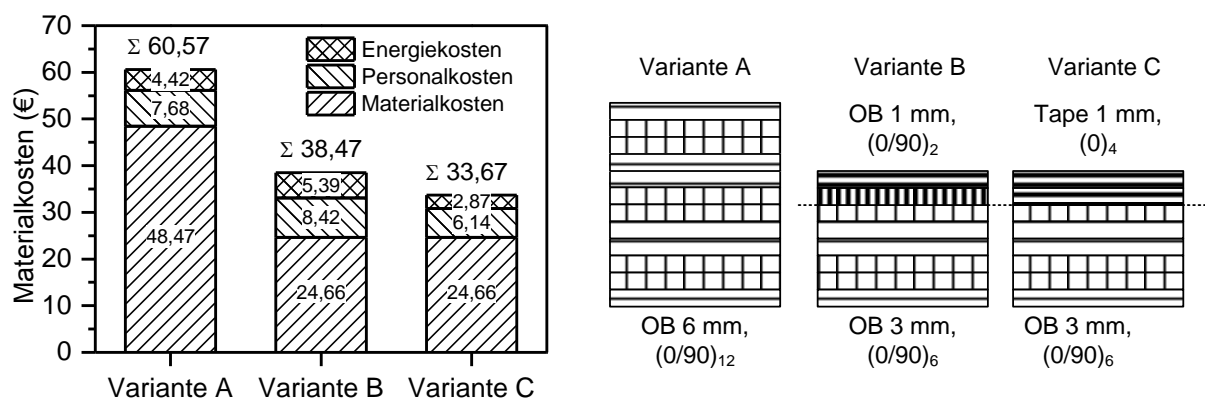


Abbildung 7.3: Variable Kosten bei der Herstellung (links), Skizze Aufbau der Varianten (rechts)

Die Kalkulation erfolgt unter der Annahme, dass die Dicke im kritischen Bereich bei Variante A 6 mm betragen muss. Bei den beiden anderen Verfahren wird die Schale aus 3 mm dicken Organoblechen geformt, die eine 1 mm dicke Verstärkung erhalten. Die drei Varianten sind in Abbildung 7.3, rechts schematisch dargestellt. Die Materialkosten bei der Herstellungsvariante B und C werden als gleich angenommen, da die Grundstruktur den gleichen geometrischen Randbedingungen genügt und die Verstärkungsbleche und Tapes aus dem gleichen Material bestehen und beide unidirektional aufgebaut sind. Es wird daher angenommen, dass die durch sie erzeugten Verbesserungen der mechanischen Eigenschaften gleichwertig sind.

In Abbildung 7.3, links ist erkennbar, dass die Personal- und Energiekosten bei Variante C am geringsten sind. Die Energiekosten sind von den Zykluszeiten und dem Energiebedarf der Anlagen abhängig. Die Personalkosten hängen vor allem von den Zykluszeiten ab. Deren Berechnung erfolgte durch Multiplikation des Personalkostensatzes mit der Summe der Zykluszeiten aller Prozesse eines Fertigungsverfahrens. Der Energiebedarf hingegen wurde für jeden Prozess einzeln durch Multiplikation des Energiebedarfs der beteiligten Anlagen und der jeweiligen Zykluszeit berechnet und dann aufsummiert. Die in Abbildung 7.4 aufgeführten Zykluszeiten wurden bei allen Prozessen analog zu Formel 7.18 um die geschätzten Maschinenstillstandszeiten erhöht, wodurch die zeitlichen Unterschiede zwischen den Verfahren noch mehr Gewicht bekommen. Obgleich Formel 7.18 von Beresheim [47] für das Tapelegen entwickelt wurde, treten solche Stillstandszeiten bei allen Verfahren auf. Aufgrund mangelnder Erfahrungswerte und um einer ungewollten Bevorzugung eines der Verfahren entgegenzuwirken wird bei allen Prozess der gleiche Faktor entsprechend Tabelle 10.7 veranschlagt.

Abbildung 7.4 zeigt einen Vergleich von Energiebedarf und Zykluszeiten der drei Verfahrensvarianten. Durch den relativ geringen Energiebedarf der Tapelege-Anlage weist Variante C den niedrigsten Energieverbrauch auf. Hinzu kommt, dass bei Variante B eine zusätzliche Presszeit die Zykluszeit beim energieintensiven Thermoformen im Vergleich zu Variante C verlängert. Die langen Aufheiz- und Abkühlzeiten, die bei Variante A für das dickere Organoblech nötig sind, führen hier zu hohen Energiekosten. Obgleich die Zykluszeiten bei Prozessvariante B und C in Summe identisch sind, weist Variante B 25% höhere Personalkosten auf. Dies lässt sich

durch einen Schichtzuschlag begründen, da die für den Vergleich gewählte Stückzahl von 25.000 Stk. mit Variante B nur im Zwei-Schicht-Betrieb realisierbar ist. Bei Variante A sind die Personalkosten durch die längere Zykluszeit höher als bei den beiden anderen Verfahren. Hinzu kommt auch hier der Schichtzuschlag.

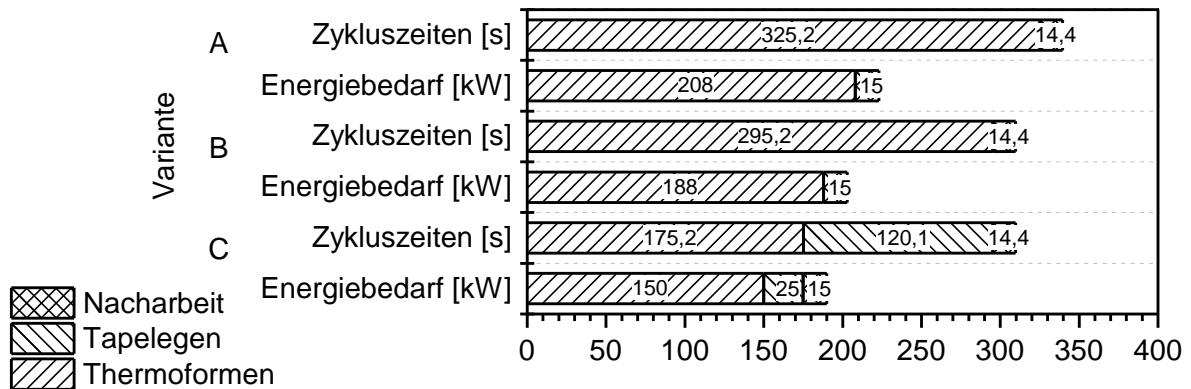


Abbildung 7.4: Zykluszeiten und Energiebedarfe der Verfahren

Daher hat bei der betrachteten Produktionsmenge Prozessvariante C die geringsten variablen Kosten. Allerdings ist das Verfahren auch mit den höchsten fixen Kosten verbunden, da neben der Umformanlage auch die Tapelege-Anlage benötigt wird. Die Auswirkungen sind in Abbildung 7.5 für zwei verschiedene Jahresproduktionsmengen dargestellt.

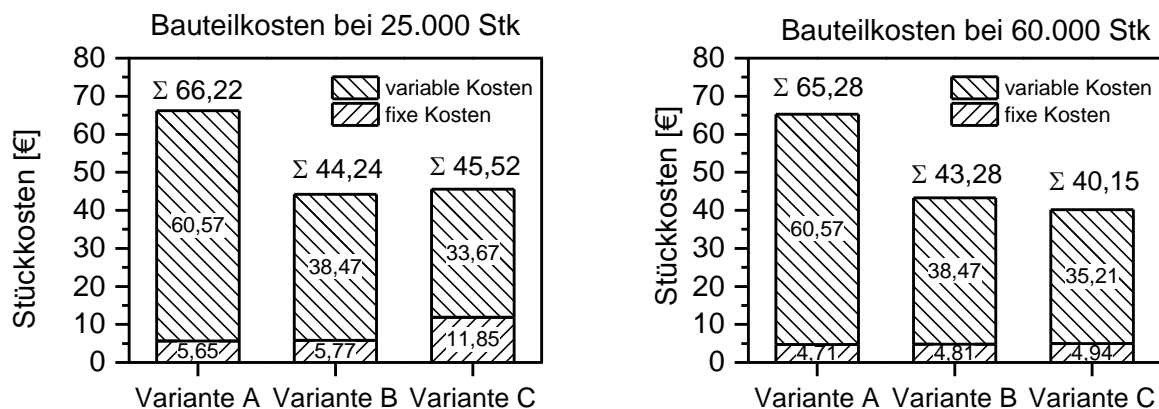


Abbildung 7.5: Variable und fixe Kosten der Verfahrensvarianten

Eine Ausbringungsmenge von 25.000 Stk. kann mit allen drei Varianten mit jeweils einer Anlage jeden Typs realisiert werden. Hier zeigt sich, dass die hohen Fixkosten ein Hauptnachteil der Prozessvariante C sind. Trotz der geringeren variablen Kosten

ist hier das Variante B die kostengünstigste Alternative. Eine Erhöhung der Jahresproduktionsmenge auf 60.000 Stk. führt allerdings dazu, dass bei Variante A und B zusätzliche Produktionsanlagen nötig werden, da eine Erhöhung der Jahresproduktionszeit durch Drei-Schicht-Betrieb nicht mehr ausreicht. Eine jährliche Ausbringungsmenge von 60.000 liegt bei Variante C hingegen unterhalb der ersten Kapazitätsgrenze. Da sich die Fixkosten bei Variante C deshalb auf eine höhere Produktionsmenge aufteilen, sind die fixen Stückkosten dann auf einem Niveau mit denen der anderen Verfahren. Durch die geringeren variablen Kosten wird Variante C dann zur wirtschaftlichen Alternative. Weiterhin lässt sich hier erkennen, dass die Gesamtbaukosten überwiegend von den variablen Kosten bestimmt werden. Dennoch können die fixen Kosten für die Wirtschaftlichkeit eines Verfahrens ausschlaggebend sein. Allgemein lässt sich feststellen, dass steigende Produktionsmengen das neue Konzept gegenüber den anderen tendenziell begünstigen.

Der Grund, warum die Kapazitätsgrenzen der Verfahren bei unterschiedlichen Produktionsmengen liegen, ist in den unterschiedlichen Zykluszeiten begründet. Sie begrenzen dabei die maximal in einer Schicht beziehungsweise in einem Jahr produzierbare Menge. Wie in Kapitel 7.3 erwähnt, kann in der Serienproduktion der Output durch Parallelisierung von Prozessen erhöht werden. Deswegen wird die Jahresproduktionsmenge bei jedem Verfahren nur durch den Prozess determiniert, der die meiste Zeit beansprucht. Abbildung 7.6 ist zu entnehmen, dass sich dieser Umstand vorrangig bei Variante C auswirkt, da der Umform- und der Tapelege-Prozess unabhängig voneinander sind. Bei den anderen Verfahren können in der Serienfertigung lediglich der Hauptprozess und die Nacharbeit parallelisiert werden.

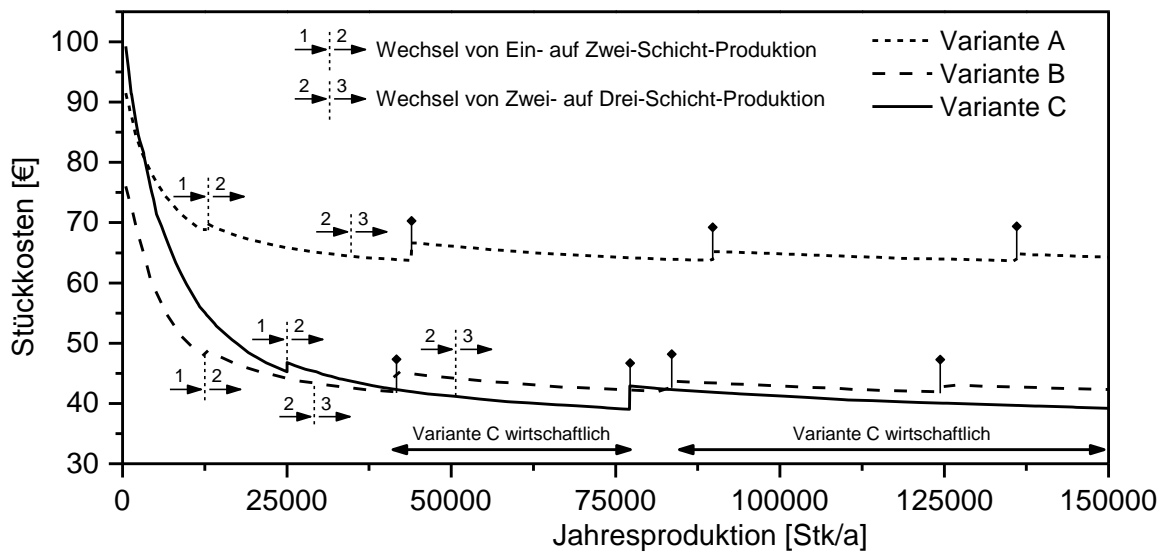


Abbildung 7.6: Stückkostenentwicklung nach Verfahren

Der formgebende Prozess nimmt Variante C weit weniger Zeit in Anspruch als bei den beiden anderen Verfahren. Hier ist ein deutlich früherer Wechsel von Ein- auf Zwei-Schicht-Produktion nötig. Dies geht aufgrund des Schichtzuschlags bei den Personalkosten mit der erkennbaren stufenförmigen Erhöhung der Stückkosten einher. Es wird dabei davon ausgegangen, dass der Zuschlag auf den Personalkostensatz für alle Bauteile zu entrichten ist. Beim Wechsel von der Zwei- zur Drei-Schicht-Produktion fallen hingegen keine weiteren Zuschläge an. Im Vergleich zu Variante C wird auch die Kapazitätsgrenze bei Variante A und B früher erreicht. Ab der Kapazitätsgrenze kann die Jahresproduktionsmenge nicht mehr durch weitere Schichten erhöht werden, sondern es müssen weitere Produktionsanlagen eingesetzt werden. Die dadurch erhöhten Fixkosten, spiegeln sich in Unstetigkeiten in der Kurve wieder.

Die Herstellung der Sitzschale durch Variante A wird schon bei niedrigen Stückzahlen unwirtschaftlich, was vor allem in den hohen Materialkosten zu begründen ist. Zudem sind geringere Erlöse zu erwarten, da die Sitzschale aufgrund der Dickenkonstanz mit einem Gewicht von 8,16 kg fast doppelt so schwer ist, wie die mit den dickenadaptiven Verfahren hergestellten Sitzschalen (4,13 kg).

Wie in Abbildung 7.5 erkennbar ist, führen die hohen Fixkosten der Variante dazu, dass diese bei kleinen Stückzahlen unwirtschaftlich ist. Diese Betrachtung hat allerdings nur eine begrenzte Gültigkeit, weil die Fertigungsanlagen in diesem Falle nicht

ausgelastet wären. Aufgrund der Flexibilität der Tapelege-Anlage ist aber zu erwarten, dass sie auch bei der Fertigung anderer Bauteile zum Einsatz kommt und dadurch besser ausgelastet werden kann. Unabhängig davon führen vor allem die Materialkosten schnell dazu, dass Variante A unwirtschaftlich wird und deshalb mit den beiden anderen Verfahren nicht mehr konkurrieren kann.

Durch die frühzeitige Notwendigkeit von neuen Produktionsmitteln bei Variante B, wechselt die Vorteilhaftigkeit. Wird schließlich die Kapazitätsgrenze der Prozessvariante C erreicht, ist für einen kleinen Ausbringungsbereich Variante B wieder im Vorteil. Die Daten erlauben den Schluss, dass Variante C bei allen Stückzahlen, die über den in Abbildung 7.6 dargestellten Bereich hinausgehen, gegenüber den anderen beiden Verfahren relativ wirtschaftlich ist.

Im Rahmen einer Sensitivitätsanalyse wurden weitere kostenbeeinflussende Parameter der Verfahrensvariante C für eine volla ausgelastete Ein-Schicht-Produktion (Ausbringungsmenge: 25855 Stück) untersucht. In Abbildung 7.7 ist erkennbar, dass Veränderungen bei Energie-, Personal- und Zinssatz einen proportionalen Zusammenhang zeigen, wobei die Abweichungen hinsichtlich Personalkosten die größten Auswirkungen auf die Fertigungskosten haben. Zur Realisierung einer kosteneffizienten Serienfertigung sollte daher ein hoher Automatisierungsgrad angestrebt werden.

Darüber hinaus ist ein bedeutender Zusammenhang zwischen Maschinenstillstandszeit und Stückkosten erkennbar. Die Stillstandszeit hat starke Auswirkungen auf die Personal- und Energiekosten, da diese direkt durch die Zykluszeiten determiniert sind und somit bei einer positiven Abweichung des Maschinenstillstandsanteils ansteigen. Weiterhin resultieren erhöhte Zykluszeiten in einer Verringerung der maximalen jährlichen Ausbringungsmenge, so dass sich die Fixkosten bei Vollausslastung auf eine kleinere Stückzahl verteilen. Die Bauteilkosten werden demnach von einer Variation dieses Parameters stark beeinflusst.

In Abbildung 7.7 ist eine Unstetigkeit im Kurvenverlauf des Maschinenstillstandsanteils erkennbar. Sie erklärt sich durch die Reduktion der im Ein-Schicht-Betrieb maximal herstellbaren Bauteile. Zur Herstellung der betrachteten Menge (25885 Stk.) ist der Ein-Schicht-Betrieb bei einem Anstieg des Maschinenstillstandsanteil nicht mehr ausreichend.

Durch die hierdurch bedingte nötige Zusatzschicht steigen die Personalkosten sprunghaft um den Schichtzuschlag an.

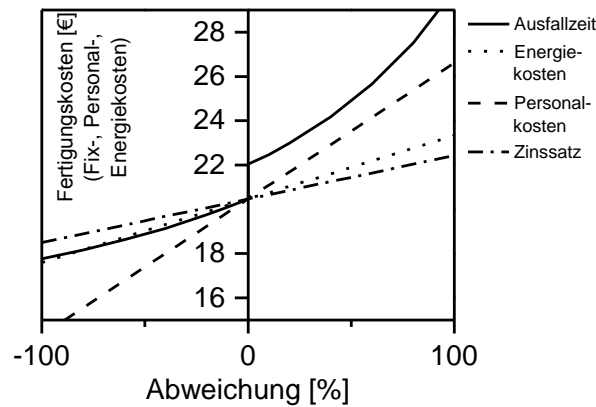


Abbildung 7.7: Kostensensitivität unterschiedlicher Parameter

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass Prozessvariante C bei der Herstellung der Sitzschale wirtschaftlich mit den identifizierten Konkurrenzverfahren mithalten kann. Bei serienoptimierter Fertigung ist Variante C, den in dieser Arbeit berechneten Ergebnissen zufolge, vor allem bei hohen Produktionsmengen kosteneffizient. Allerdings ist die Kenntnis der Vor- und Nachteile sowie der in dieser Arbeit erarbeiteten Kostenstruktur des Konzepts nötig, um es optimal einsetzen zu können.

Aufgrund der relativ kurzen Gesamtzykluszeit bietet Variante C vor allem im Bereich der Produktionskapazitäten Vorteile gegenüber den Konkurrenzverfahren.

Auf der anderen Seite sind Nachteile insbesondere durch die vergleichsweise hohen Fixkosten gegeben, die aus der Notwendigkeit der zwei unabhängigen Anlagen entstehen. Aus unterschiedlichen Zykluszeiten entsteht hier das Problem, alle am Prozess beteiligten Anlagen voll auszulasten. Dies ist für eine Minimierung des Fixkostenanteils an den Stückkosten von hoher Bedeutung. Die zusätzlichen Anlagen führen auch zu höheren Raumkosten. Zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit müssen die Auswirkungen dieser Nachteile reduziert werden.

Neben der bereits angesprochenen kurzen Gesamtzykluszeit sind als wichtigste Vorteile der Variante C die durch die lokale Verstärkung erreichte Gesamtmaterialeinsparung, die flexiblen Einsatzmöglichkeiten¹⁶ der Tapelege-Anlage und die deshalb vereinfachte Vollauslastung sowie die Parallelisierbarkeit von Umform- und Verstärkungsprozess zu nennen.

Abbildung 7.8 zeigt die Vorteilhaftigkeit von Variante C gegenüber Variante A im Rahmen einer Auftragung von normierten Kosten über normiertem Gewicht in Abhängigkeit der Ausbringungsmenge.

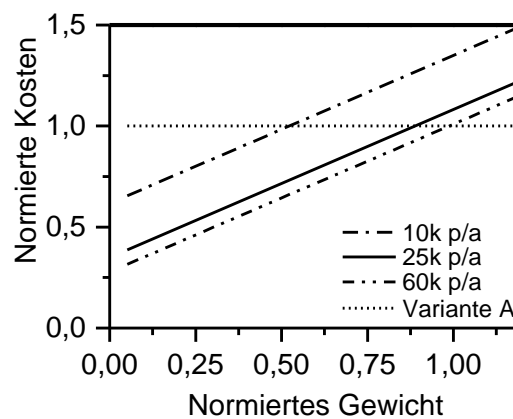


Abbildung 7.8: Vorteilhaftigkeit von Variante C gegenüber Variante A in Bezug auf eingespartes Gewicht

¹⁶ Durch die Flexibilität ist es einfacher, die Tapelege-Anlage auch zur Herstellung anderer Bauteile zu nutzen. So könnte sie besser ausgelastet werden und die hohen Fixkosten würden sich auf mehr Output verteilen.

8. Fazit

Faserkunststoffverbunde werden bereits seit langem in Automobilssektor für nicht-strukturelle und semi-strukturelle Bauteile eingesetzt. Im Zuge steigender Energieanforderungen und CO₂-Reduktionen ist die Automobilindustrie gezwungen neue Fertigungskonzepte für die Herstellung verbrauchsoptimierter Fahrzeuge zu entwickeln und einzusetzen. Hierzu müssen auch strukturelle Bauteile in Leichtbauweise substituiert werden. Diese Bauteile können zumeist nicht mit einer singulären Leichtbauweise generiert werden, sondern nur durch die effektive Kombination zweier oder mehrerer Prozessansätze. Viele der bisher existierenden Herangehensweisen zur Herstellung faserverstärkter Kunststoff-Kunststoff-Hybridsysteme benötigen einerseits aufgrund prozessbedingter hoher Verarbeitungsdrücke ein kostenintensives, werkzeugintegriertes System zur Fixierung der lokalen Verstärkung und sind andererseits unflexibel hinsichtlich einer räumlichen Änderung der Verstärkungselemente.

In der vorliegenden Arbeit wurde ein ganzheitlicher Prozessansatz zur Realisierung lokal, lastgerecht verstärkter Multimaterialsysteme für den Einsatz im Automobilssektor entwickelt, abgegrenzt von den bisher verfügbaren Hybridbauweisen. Darüber hinaus wurde das Multimaterialsystem in eine FE-Simulation umgesetzt und die Herangehensweise ökonomisch bewertet.

Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte HyBaTa-Konzept ist charakterisiert durch die symbiotische Kombination eines formgebenden Verfahrens wie beispielsweise dem Thermoformen von Organoblechen und dem thermoplastischen in-situ Tapelegeverfahren zur Applikation unidirektional endlos-faserverstärkter Bändchenmaterialien in den lastkritischen Bereichen des Bauteils. Durch diese Herangehensweise wird eine Überdimensionierung des Bauteils in den weniger stark beanspruchten Bereichen vermieden und ein kostenintensives Werkzeugkonzept mit integrierten Kavitäten oder Fixierungseinheiten zur Aufnahme der lokalen Verstärkung vermieden. Auch ein Verschwimmen der Verstärkungstapes durch die Applikation von Pressdruck wird vermieden.

Aufgrund des in-situ Tapelegeverfahrens ist es prozesstechnisch einfach und kostengünstig lastangepasste Verstärkungspfade zu belegen. Eine Neuentwicklung des

Werkzeugkonzeptes entfällt hierdurch.

Ausgehend von einer im Vorfeld durchgeführten Marktanalyse wurden Materialien und Anwendungsfelder für das Konzept definiert.

Die entsprechenden Materialien wurden zunächst mechanisch charakterisiert und anschließend zu Hybridsystemen im Sinne dieser Herangehensweise gefertigt. Hinsichtlich des in-situ Tapelegeverfahrens wurden optimale Prozessparameter bestimmt und verifiziert.

Die, die Grenzschicht zwischen den Materialpartnern beeinflussende Faserwanderungsvorgänge, Kristallinitätsgrad, sowie makromolekulare Diffusionsvorgänge wurden untersucht und kritisch betrachtet.

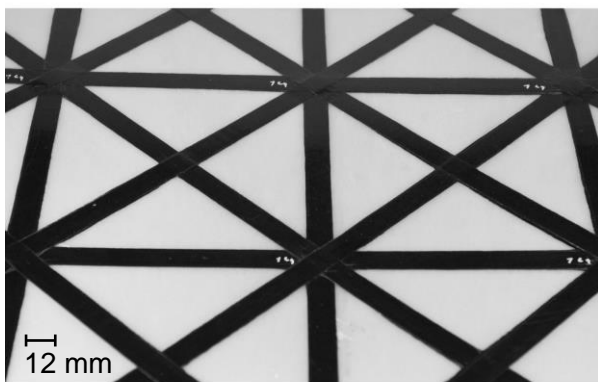
Ausgehend von den Erkenntnissen der mechanischen Charakterisierung der Multimaterialsysteme wurde das Materialverhalten in einer FE-Simulation basierend auf ANSYS implementiert. Eine gute Konvergenz zwischen Simulation und Experiment konnte gefunden werden.

In einer detaillierten ökonomischen Betrachtung konnte das Prozesskonzept gegenüber Konkurrenzverfahren abgegrenzt und bewertet werden. Es konnte gezeigt werden, dass die HyBaTa-Herangehensweise für definierte Bauteile und Anwendungsfelder konkurrenzfähig gegenüber anderen Produktionsweisen ist. Die ökonomische Analyse und Bewertung wurde zudem in einem transparenten Softwaretool umgesetzt, welches eine leicht zu handhabende Änderung aller relevanten Randbedingungen und Bauteilgeometrien erlaubt und direkten Überblick über die Auswirkungen gibt.

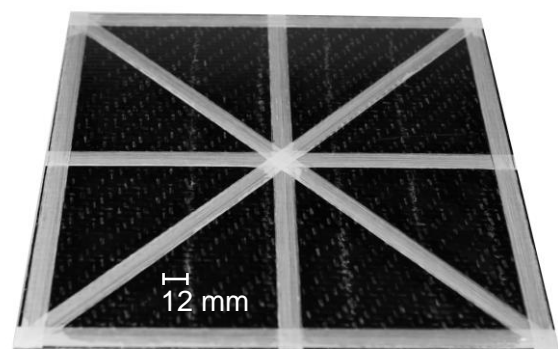
Das hier vorgestellte Konzept des Aufbringens lokaler unidirektional endlosfaserverstärkter Bändchenmaterialien mittels in-situ TTL auf ein vorgeformtes Basismaterial findet aufgrund der symbiotischen Ausnutzung der beiden in Abgrenzung zu den anderen Hybridbauweisen seine Daseinsberechtigung in der Welt der Verbundwerkstoffe. Prädestiniert zeigt sich das Prozesskonzept zur Herstellung großflächiger Multimaterialsysteme mit inhomogener Spannungsverteilung.

Über die Grenzen des Automobilssektors hinaus, ist das Verfahren eine sinnvolle Herangehensweise, wenn nur eine einseitige Zugänglichkeit des Bauteils gegeben ist oder inhomogene Lasten anliegen. Darüber hinaus kann das Verfahren eingesetzt werden um Krafteinleitungselemente zu fixieren, die Torsionssteifigkeit zu erhöhen und das Schwingungsverhalten eines flächigen Bauteils anzupassen.

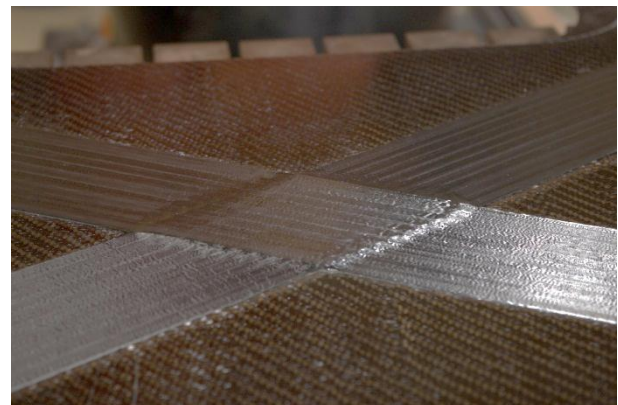
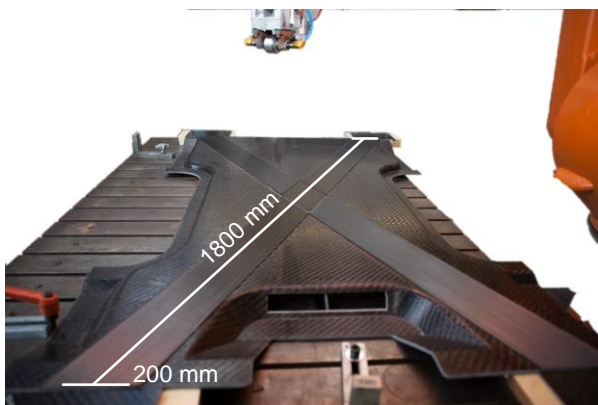
Beispielsweise kann eine kreuzlagige Verstärkung eines Seitenwandbauteils eines verwindungsanfälligen Fahrzeuges sinnvoll sein. Abbildung 8.1 zeigt exemplarisch Bauteile auf, welche im HyBaTa-Verfahren realisiert wurden.



Lokal verstärktes LFT-Bauteil



Lokal verstärktes OB-Bauteil



Kreuzlagig verstärktes flächiges Bauteil

Abbildung 8.1: Realisierte Bauteile im HyBaTa-Verfahren

9. Literaturverzeichnis

1. Witik, R.A., Payet, J., Michaud, V., Ludwig, C., Månson, J.-A.E.: Assessing the life cycle costs and environmental performance of lightweight materials in automobile applications. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 42(11), 2011, S. 1694-1709
2. Stauber, R.: Werkstoffe im Automobilbau - Anforderungen und Trends. In: Cluster „Neue Werkstoffe in Bayern“, München-Perlau, 26.10.2006
3. Stauber, R., Vollrath, L.: *Plastics in Automotive Engineering - Exterior Applications*. Carl Hanser Verlag, München, 2007
4. Stauber, R., Baur, M.: Advanced Material Technologies Meeting the Challenges of Automotive Engineering. In: *proc. of FISITA World Automotive Congress Seoul, Korea, 12. – 15. Juni*
5. Duflou, J.R., De Moor, J., Verpoest, I., Dewulf, W.: Environmental impact analysis of composite use in car manufacturing. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 58(1), 2009, S. 9-12
6. o.V.: Lotus Engineering Inc.: An Assessment of Mass Reduction Opportunities for a 2017 - 2020 Model Year Vehicle Program. The International Council on Clean Transportation, 2010
7. Industrie.de. Flechten und nähen – so baut man hochsteife Teile. Aktualisierungsdatum: 13.06.2005 [Aufrufdatum: 11.10.2011]. URL: http://www.industrie.de/industrie/live/index2.php?set=goarticle&object_id=30456563
8. Stauber, R.: Revolution im Automobilbau: Technologien und Trends – Der Siegeszug des Kunststoffes im Automobilbau. In: 5. Österreichischer Kunststofftag, Wien, 10. Mai 2011
9. o.V.: Firmenschrift - Prius-Werbekatalog: Prius. Nachhaltigkeit und Umwelt. Toyota, 2009
10. o.V.: Viavision Volkswagen Group - Nachrichten aus der mobilen Zukunft. Materialmix Das Potenzial der Werkstoffe, 04/2011. Verlag Rommerskirchen GmbH&Co.KG, Remagen, 2011
11. Schlimbach, J.: Ökonomische Prozessanalyse und Modellintegration zur Kostenberechnung von Faser-Kunststoff-Verbunden. Als Ms. gedr. IVW-Schriftenreihe, Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern, 2006
12. Dallner, C., Schnorr, J., Wollny, A., Radtke, A., Henningsen, M., Vandermeulen, G., Wolf, A., Sandler, J.K.W.: Composites: Werkstoffe für die Zukunft des Leichtbaus. *Kunststoffe*, 03/2012, 2012, S. 60-67
13. Himmel, N.: Faserkunststoffverbund-Bauweisen. Als Ms. gedr. IVW-

- Schriftenreihe, Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern, 2003
14. Hartmann, A.: Lebenszyklusberechnung als strategisches oder operatives Bewertungs- und Planungsinstrument für die Technologie der Faser-Kunststoffverbunde. Band 11. IVW Schriftenreihe, Kaiserslautern, 2000
 15. Lovins, A.B., Brylawski, M.M., Cramer, D.R., Moore, T.C.: Hypercars: Materials, Manufacturing and Policy Implications. Rocky Mountain Institute, 1996
 16. Sommer, M.: Chancen für SMC und BMC im Automobilbau. In: 10. Internationale AVK-Tagung für verstärkte Kunststoffe und technische Duroplaste, Stuttgart, 5.-6. November 2007
 17. Steffens, M.: Zur Substitution metallischer Fahrzeug-Strukturbauteile durch innovative Faser-Kunststoff-Verbundbauweisen. Band 14. IVW Schriftenreihe, Kaiserslautern, 2000
 18. Schemme, M.: Langfaserverstärkte Thermoplaste (LFT) – Entwicklungsstand und Perspektiven. In: 10. Internationale AVK-Tagung für verstärkte Kunststoffe und technische Duroplaste, Stuttgart, 5. – 6. November 2007
 19. LBF®-Community: Leichtbaufelge mit Antrieb – Fraunhofer LBF erfindet das Rad neu. Aktualisierungsdatum: 19.09.2011 [Aufrufdatum: 11.10.2011]. URL: http://www.lbf.fraunhofer.de/leichtbaufelge-mit-antrieb_compositeseurope.html
 20. Jäschke, A., Dajek, U.: Dachrahmen in Hybridbauweise. VDI-Tagungsband, 4260, 2004, S. 25-45
 21. Risthaus, M.: Eine dauerhafte Verbindung. Kunststoffe, 3, 2010, S. 85-88
 22. Holschuh, R., Mitschang, P., Schledjewski, R.: Controlled Influence of Component Properties using Hybrid Techniques by Combining different Lightweight Structures. In: 18th International Conference on Composite Materials, Jeju Island, Korea, 21th - 26th August 2011
 23. o.V.: Organoblech – die Innovation in der Hybridtechnik. Business Unit Semi-Crystalline Products, 25.02.2009. Lanxess, 2009
 24. Diestel, O., Hausding, J., Vorimprägnierte textile Halbzeuge (Prepregs), In: Textile Werkstoffe für den Leichtbau, Springer, 2011
 25. Ehrenstein, G.W.: Prozessoptimierte Herstellung flächiger Hybrid-strukturen: In Teilprojekt B3. Erlangen, 2006
 26. Holschuh, R., Mitschang, P.: Impact of the Manufacturing Process of Locally Load-related Reinforced Composites on the Interface Behavior. In: 19th International Conference on Composite Materials, Montréal, Canada, July 28 - August 2, 2013
 27. Groupe, W.J.B.: Weld strength of laser-assisted tape-placed thermoplastic

- composites. University of Twente, 2012
28. Ehrenstein, G.W.: Faserverbund-Kunststoffe : Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften. 2., völlig überarb. Aufl. München u.a., Hanser, 2006
 29. Neitzel, M., Mitschang, P.: Handbuch Verbundwerkstoffe. Hanser, München, Wien, 2004
 30. Witten, E.: Handbuch Faserverbundkunststoffe. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2010
 31. Cherif, C., Diestel, O., Engler, T., Hufnagel, E., Weiland, S., Weiterverarbeitungsaspekte und Anwendungsbeispiele, In: Textile Werkstoffe für den Leichtbau, Cherif, C.H. (Hrsg.), Springer-Verlag, Heidelberg, 2011
 32. Gutowski, T.G.P.: Advanced composites manufacturing. John Wiley & Sons, 1997
 33. Flemming, M., Ziegmann, G., Roth, S.: Faserverbundbauweisen: Halbzeuge und Bauweisen. Springer DE, 1996
 34. Ermanni, P.: Composites Technologien. Skript zur ETH-Vorlesung 151-0307-00L, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Zürich, 2007
 35. Niu, M.C.-Y.: Composite Airframe Structures, Practical Design Information and Data. Conmilit Press Ltd, Hong Kong, 1992
 36. Brinkmann, T., Polymerstoffe und deren Verarbeitung, In: Kunststoff-Bauteile werkstoffgerecht konstruieren, Micheali, W., Brinkmann, T., Lessenich-Henkys, V. (Hrsg.), Carl Hanser Verlag, München, 1995
 37. Hou, M., Friedrich, K.: 3-D stamp forming of thermoplastic matrix composites. Applied Composite Materials, 1(2), 1994, S. 135-153
 38. Okine, R.K.: Analysis of forming parts from advanced thermoplastic composite sheet materials. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 2(1), 1989, S. 50-76
 39. Friedrich, K., Hou, M.: On stamp forming of curved and flexible geometry components from continuous glass fiber/polypropylene composites. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 29(3), 1998, S. 217-226
 40. Cabrera, N., Reynolds, C., Alcock, B., Peijs, T.: Non-isothermal stamp forming of continuous tape reinforced all-polypropylene composite sheet. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 39(9), 2008, S. 1455-1466
 41. Tam, A.S., Gutowski, T.G.: Ply-slip during the forming of thermoplastic composite parts. Journal of composite materials, 23(6), 1989, S. 587-605
 42. Hou, M., Friedrich, K.: Adjustable forming of thermoplastic composites for

- orthopaedic applications. *Journal of Materials Science: Materials in Medicine*, 9(2), 1998, S. 83-88
43. Breuer, U., Neitzel, M.: High speed stamp forming of thermoplastic composite sheets. *Polymer and Polymer Composites*, 4(2), 1996, S. 117-123
44. Nowacki, J., Fujiwara, J., Mitschang, P., Neitzel, M.: Deep drawing of fabric reinforced thermoplastics: Maximum drawing depth and mechanisms of wrinkle formation. *Polymer and Polymer Composites*, 6(4), 1998, S. 215-222
45. Hou, M., Friedrich, K.: Stamp forming of continuous carbon fibre/polypropylene composites. *Composites Manufacturing*, 2(1), 1991, S. 3-9
46. o.V. Tutorial: The Thermoforming Process. Aktualisierungsdatum: 17.05.2013. URL: <http://www.sinotech.com/thermoforming.html>
47. Beresheim, G.: Thermoplast-Tapelegen: ganzheitliche Prozessanalyse und -entwicklung. IVW-Schriftenreihe, Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern, 2002
48. Khan, M.A.: Experimental and simulative description of the thermoplastic tape placement process with online consolidation. Als Ms. gedr. IVW-Schriftenreihe, Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern, 2010
49. Holschuh, R., Schledjewski, R.: Gezielte Beeinflussung von Bauteileigenschaften durch Einsatz von Hybridtechnik. In: IVW-Kolloquium 2010, Kaiserslautern, 2010
50. Advani, S.G., Sozer, E.M.: *Process Modeling in Composites Manufacturing*. Marcel Dekker Inc., New York, 2003
51. Sonmez, F.O., Akbulut, M.: Process optimization of tape placement for thermoplastic composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 38(9), 2007, S. 2013-2023
52. Schledjewski, R.: Thermoplastic tape placement process - in situ consolidation is reachable. *Plastics Rubber and Composites*, 38(9-10), 2009, S. 379-386
53. Lamontia, M., Gruber, M.: Remaining developments required for commercializing in situ thermoplastic atp. In: *Proceedings of the 2007 SAMPE Conference and Exhibition*, Baltimore, MD, June 2007
54. Beresheim, G., Korn, J., Lichtner, J.: DE000010129514A1 - Verfahren zur Anhaftung von Thermoplastbändchen auf einer Werkzeugplattform. Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2007
55. Wiedemann, J.: *Leichtbau – Elemente und Konstruktion*. 3. Auflage. Springer Verlag, 2006
56. Klein, B.: *Leichtbau-Konstruktion*. 9. Auflage. Vieweg+Teubner, 2011

57. Allen, H.G.: Analysis and Design of structural Sandwich Panels. first edition. Pergamon Press, 1969
58. o.V.: Firmenschrift - Press Release 17.03.2010. Evonik Degussa GmbH, Essen, 2010
59. Mock, W. Das neue Dach des Airbus A380. VDI Nachrichten. Aktualisierungsdatum: 02.07.2004. URL: <http://www.vdi-nachrichten.com/artikel/Das-neue-Dach-des-Airbus-A380/17215/2>
60. Eckstein, L., Ickert, L., Goede, M., Wutscherk, S.: Belastungsgerechte Leichtbaustrukturen im Automobil aus Faserverbundkunststoffen. LightweightDesign, 2010-06, 2010, S. 41-47
61. Endemann, U., Glaser, S., Völker, M.: Kunststoff und Metall im festen Verbund. Kunststoffe, 11, 2002, S. 110-113
62. Ickert, L., Matheis, R., Seidel, K., Eckstein, L.: Thermoplastic FRP for Automotive Applications — A Strong Competitor in the Material Range. In: SAMPE Fall Technical Conference Proceedings: Navigating the Global Landscape for the New Composites, Charleston, SC, October 22-25, 2012
63. Woerden, H., Sinke, J., Hooijmeijer, P.: Maintenance of GLARE structures and GLARE as riveted or bonded repair material. Applied Composite Materials, 10(4-5), 2003, S. 307-329
64. Vlot, A., Gunnink, J.W.: Fibre metal laminates: an introduction. Springer, 2001
65. Bagnoli, F., Bernabei, M., Figueroa-Gordon, D., Irving, P.E.: The response of aluminium/GLARE hybrid materials to impact and to in-plane fatigue. Materials Science and Engineering: A, 523(1-2), 2009, S. 118-124
66. Janda, R.: Kunststoffverbundsysteme. VHC Verlagsgesellschaft, Weinheim, 1990
67. Michaeli, W., Brock, C., Pohl, C.: Endlosverstärkte Teile durch Umspritzen. Plastverarbeiter, 49(1), 1998, S. 37-39
68. Koch, B., Knözinger, G., Pleschke, T., Wolf, H.-J.: Hybrid-Frontend als Strukturbauteil. Kunststoffe, 89(3), 1999, S. 82-85
69. Ehrenstein, G.W., Drummer, D., Jenninger, W., Zhao, G.: Mehrkomponentenspritzgießen flächiger Kunststoffverbunde - Berichtskolloquium des SFB 396 „Robuste, verkürzte Prozessketten für flächige Leichtbauteile“. 2000
70. Hopmann, C., Böttcher, A., Fischer, K.: Untersuchungen von Haftverbundansätzen und Haftfestigkeit zur intrinsischen Herstellung flächig verbundener Hybride aus endlosverstärktem Thermoplast und Metall. Zeitschrift Kunststofftechnik / Journal of Plastics Technology, 9/2013, 2013, S. 253-274

71. Vlot, A., Vogelesang, L.B., De Vries, T.J.: Towards application of fibre metal laminates in large aircraft. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, 71(6), 1999, S. 558-570
72. Ehrenstein, G.W., Amesöder, S., Díaz, L.F., Niemann, H., Deventer, R., Werkstoff- und prozessoptimierte Herstellung flächiger Kunststoff-Kunststoff und Kunststoff-Metall-Verbundbauteile, In: *Robuste, verkürzte Prozessketten für flächige Leichtbauteile* - Tagungsband zum Berichts- und Industriekolloquium 2003 des SFB 396, Geiger, M., Ehrenstein, G.W. (Hrsg.), Meisenbach Bamberg, 2003
73. Zhao, G.: *Spritzgegossene, tragende Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen*. LKT, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2002
74. Lauter, C., Frantz, M., Tröster, T.: Großserientaugliche Herstellung höchstfester Hybridwerkstoffe durch Prepregpressen. *LightweightDesign*, 2011-04, 2011, S. 48-54
75. o.V.: *Hybridtechnik: Stanzmaschine mit Spritzgießmodul*. *Kunststoffe*, 07/2011, 2011, S. 24-25
76. Malek, T., Calasan, R.: Einsatzmöglichkeiten von Kunststoffhybrid-Bauteilen in der Automobilentwicklung. In: *Kunststofftrends im Automobil*, Wolfsburg, 29.-30. September 2009
77. Radtke, A.: EASI-Bauteile: Mit Stahlseilen verstärken. *Kunststoffe*, 11/2012, 2012, S. 67-71
78. Naumann, T., Krämer, M., Stommel, M.: Hybridtechnik: Funktionen integrieren. *Kunststoffe*, 08/2012, 2012, S. 60-63
79. Pongratz, S., Laich, H.: Kunststoff/Kunststoff-Hybride: Es muss nicht immer Stahl sein. *Kunststoffe*, 94(7), 2004, S. 106-110
80. Schuck, M.: Kombination von Materialleichtbau mit konstruktivem Leichtbau. *Lightweightdesign*, 5(2), 2012, S. 54-59
81. Schuck, M.: Herstellung funktionsintegrierter leichter Strukturbauteile durch Verfahrens-kombination. In: *IVW-Kolloquium*, Kaiserslautern, 2010
82. Schuck, M.: *Kunststoffe als Leichtbauwerkstoffe*. In: 5. Wissenschaftstag der Europäischen Metropolregion Nürnberg "Mensch - Natur - Technik: Für unsere Welt von morgen", Ansbach, 15.07.2011
83. Altstädt, V., Spörrer, A., Mühlbacher, M., Michel, P., Seidel, S.: Großserientauglicher Hochleistungsleichtbau mit UD-Tapes. *LightweightDesign*, 2012-02, 2012, S. 18-25
84. Hufenbach, W.A., Modler, N., Krahl, M., Hornig, A., Ferkel, H., Kurz, H., Ehleben, M.: *Integrales Bauweisenkonzept: Leichtbausitzschalen im Serientakt*. *Kunststoffe*, 05/2010, 2010, S. 56-59

85. Funck, R., Steffens, M.: Hybridstrukturen aus Thermoplasten. Kunststoffe, 94(Heft 9), 2004, S. 264-267
86. Funck, R., Schiffmacher, A.: Starke Basis – Kontinuierlich faserverstärkte Thermoplaste im Automotive-Bereich. Plastverarbeiter, 7(12), 2006, S. 54-55
87. Azzam, H.A., Schledjewski, R.: Thermoplastic UD reinforced profiles - Mechanical properties of locally formed parts. In: ICCM 17 17th International Conference on Composite Materials, Edinburgh, UK, 27.-31.07. 2009
88. Spitzer, S., Bürkle, E., Hufenbach, W.: FKV-Sandwichstrukturen beflügeln den Leichtbau. Kunststoffe, 09/2013, 2013, S. 162-165
89. Roch, A., Menrath, A., Huber, T.: Faserverstärkte Thermoplaste in Sandwichbauweise: Hohes Leichtbaupotenzial für zukünftige großserienfähige Anwendungen des Schaumspritzgießens. Kunststoffe, 10/2013, 2013, S. 183-189
90. Philipp, S.: Sportlich, gesund – und am Computer entstanden. BASF SE - Kommunikation Kunststoffe, Ludwigshafen, 2009
91. Philipp, S.: Die Kunst der Verstärkung. BASF SE - Communication Performance Polymers, Ludwigshafen, 2012
92. DIN EN ISO 527-1: Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften. Teil 1: Allgemeine Grundsätze, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2010
93. DIN EN ISO 14129: Faserverstärkte Kunststoffe - Zugversuch an $\pm 45^\circ$ -Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungs-Kurve, des Schubmoduls und der Schubfestigkeit in der Lagenebene. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 1997
94. DIN EN ISO 844: Harte Schaumstoffe - Bestimmung der Druckeigenschaften. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2009
95. Gibson, L.J., Ashby, M.F.: Cellular Solids: Structure and Properties (Cambridge Solid State Science Series). Cambridge University Press, Cambridge, 1997
96. Ashby, M.F., Medalist, R.M.: The mechanical properties of cellular solids. Metallurgical Transactions A, 14(9), 1983, S. 1755-1769
97. Starke, C., Beckert, W., Lauke, B.: Charakterisierung des Delaminationsverhaltens von Schichtverbunden unter Mode I- und Mode II-Belastungen. Materialwissenschaften und Werkstofftechnik, Vol. 27(Heft 2), 1996, S. 80 – 89
98. Grellmann, W., Seidler, S.: Kunststoffprüfung. Carl Hanser Verlag, München, 2011
99. International, A.: Designation: D5528 – 01, Standard Test Method for Mode I

- Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites. 2005
100. DIN EN 6033: Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe – Bestimmung der interlaminaren Energiefreisetzungsrate Mode I, Glc. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 1996
 101. Ortner, Hensler: Beurteilung von Kunststoffbränden. Bayerisches Landesamt für Umwelt, 1995
 102. Karger-Kocsis, J.: Polypropylene: An A-Z Reference. Kluwer, 1999
 103. Zimmer, A.: Formelsammlung zur Vorlesung: Verbrennungslehre. FH Köln, 1998
 104. Rosin, P., Fehling, R.: Das It-Diagramm der Verbrennung. VDI-Verlag, 1929
 105. Frick, A., Stern, C.: Praktische Kunststoffprüfung. Carl Hanser Verlag, München, 2011
 106. Schubnell, M.: Bestimmung der Kristallinität bei Polymeren aus DSC-Messungen. UserCom, 1/2001, 2001, S. 12-13
 107. Quirk, R.P., Alsamarrarie, M.A.A., Physical constants of poly(propylene), In: Polymer Handbook - 3rd Edition, Brandrup, J., Immergut, E.H. (Hrsg.), Wiley and Sons, New York, 1989
 108. Voyutskii, S.S.: Autohesion and adhesion of high polymers. Wiley, 1963
 109. Wool, R.P., Yuan, B.L., McGarel, O.J.: Welding of polymer interfaces. Polymer Engineering & Science, 29(19), 1989, S. 1340-1367
 110. Paul, W.: Brownsche Molekularbewegung – Was hat Einstein daraus gemacht? Johannes Gutenberg Universität, Mainz, 2005
 111. Potente, H.: Fügen von Kunststoffen: Grundlagen, Verfahren, Anwendung ; mit 31 Tabellen. Hanser Fachbuchverlag, 2004
 112. Waßner, E., Der Aufbau von Polymerwerkstoffen, In: SKZ – ConSem GmbH, Einführung in die Werkstoffkunde der Thermoplaste, Seminar: Physik der Polymerwerkstoffe – Grundlagen für die Praxis, Würzburg, 2008
 113. Batzer, H.: Polymere Werkstoffe, Chemie und Physik. Band I,. Georg Thieme Verlag, Stuttgart, 1985
 114. Doi, M., Edwards, S.F.: The theory of polymer dynamics. Clarendon Press, Oxford, 1986
 115. Ageorges, C., Ye, L.: Fusion bonding of polymer composites. Springer Verlag, London, 2002

116. Zeeuw, K.d.: Untersuchungen zur Qualitätssicherung von Kunststoffrohrschweißnähten. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen zur Erlangung, 1978
117. Potente, H.: Zur Theorie des Heizelement-Stumpfschweißens. *Kunststoffe*, 67(2), 1977, S. 98
118. Schürmann, H.: *Konstruieren Mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, 2008
119. DIN EN ISO 14125: Faserverstärkte Kunststoffe – Bestimmung der Biegeeigenschaften. DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Berlin, 2011
120. DIN 53293: Prüfung von Kernverbunden - Biegeversuch. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 1982
121. Senalp, A.Z., Kayabasi, O., Kurtaran, H.: Static, dynamic and fatigue behavior of newly designed stem shapes for hip prosthesis using finite element analysis. *Materials & Design*, 28(5), 2007, S. 1577-1583
122. Caliskan, M.: Evaluation of bonded and bolted repair techniques with finite element method. *Materials & Design*, 27(10), 2006, S. 811-820
123. Yorgun, C., Dalci, S., Altay, G.A.: Finite element modeling of bolted steel connections designed by double channel. *Computers & Structures*, 82(29-30), 2004, S. 2563-2571
124. Sezer, S., Sinclair, G.B.: An assessment of ANSYS contact elements. In: *Twelfth ANSYS Conference*, 2007
125. Witten, E., Jahn, B.: *Composites-Marktbericht 2011: Marktentwicklung, Trends, Herausforderungen und Chancen*. Carbon Composites e.V. und AVK – Industrievereinigung verstärkte Kunststoffe, 2011
126. Goede, M., Ferkel, H., Stieg, J., Dröder, K.: Mischbauweisen Karosseriekonzepte - Innovationen durch bezahlbaren Leichtbau. In: *14. Aachener Kolloquium Fahrzeug- und Motorentechnik 2005*, Aachen, 4.-6. Oktober 2005
127. Bardmann, M.: *Grundlagen der Allgemeinen Betriebswirtschaftslehre*. Gabler Verlag / Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Wiesbaden, 2011
128. Corsten, H.: *Produktionswirtschaft – Einführung in das industrielle Produktionsmanagement*. 12. Auflage. Oldenbourg Wissenschaftsverlag GmbH, München, 2009
129. Warnecke, H.J., Bullinger, H.J., Hichert, R., Voegele, A.: *Wirtschaftlichkeitsrechnung für Ingenieure*. Hanser Verlag, München, 2003
130. Eaglesham, M.A., Deisenroth, M.P.: Advanced Composites Manufacturing Cost Estimation Decision Support System. In: *Proceedings 6th Industrial Engineering Research Conference*, 1997

131. Eaglesham, M.A.: A Decision Support System for Advanced Composites Manufacutring Cost Estimation. Blacksburg, 1998
132. Neitzel, M., Hartmann, A.: Sensitivitätsanalyse der Wirtschaftlichkeit von Bauteilen aus faserverstärkten thermoplastischen Kunststoffen. Projektbericht zum DFG-Projekt Ne 546/4-1. Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern, 1998
133. Busch, J.V., Field, F.R., Technical cost modeling, In: Blow molding handbook: technology, performance, markets, economics: the complete blow molding operation, Rosato, D.V., Rosato, A.V., Alberghini, A.C. (Hrsg.), Hanser Verlag, München, 1998
134. Uebersax, H.-P.: Entwicklung und Beherrschung von Prozessketten der Faserverbundfertigung. Zürich, 1998
135. Brand, C.: Beitrag zur Kostenanalyse für fortschrittliche Flugzeugstrukturen. Logos Verlag, Berlin, 2002
136. Stauber, R.: Advanced Material Technologies Meeting the Challenges of Automotive Engineering. In: FISITA World Automotive Congress Korea, Seoul, 10.-15. Juni 2000
137. Audi AG und Voith GmbH schließen Entwicklungspartnerschaft. Aktualisierungsdatum: 16.02.2011 [Aufrufdatum: 02.10.2011]. URL: http://www.volkswagenag.com/vwag/vwcorp/info_center/de/news/2011/02/Partnership.html
138. Ritthoff, M., Liedtke, C., Merten, T.: Verbesserung von Rohstoffproduktivität und Ressourcenschonung. In: Zukunftsdialog Rohstoffproduktivität und Ressourcenschonung, Düsseldorf, 2007
139. Nowacki, J.: Prozessanalyse des Umformens und Fügens von gewebeverstärkten Thermoplasten. IVW Schriftenreihe Band 24. M. Neitzel, Kaiserslautern, 2001
140. Sommer, M., Edelmann, K., Lahr, R., Pressverfahren, In: Handbuch Verbundwerkstoffe – Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung, Neitzel, M., Mitschang, P. (Hrsg.), Carl Hanser Verlag, München, 2004
141. Hamm, L., Rau, S., Karosserie Stahlleichtbau-Studien, In: Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik, Braess, H.-H., Seiffert, U. (Hrsg.), Vieweg & Sohn Verlag | GMV Fachverlage GmbH, Wiesbaden, 2007
142. Werner, J.: Stahl-CFK-Hybridverbunde: Elektrofahrzeug ultraleicht gebaut. Kunststoffe, 09/2012, 2012, S. 97-101
143. Breuer, U.P.: Beitrag zur Umformtechnik gewebeverstärkter Thermoplaste - Forschungsbericht VDE-2/433. VDI Verlag, Düsseldorf, 1997
144. o.V.: Firmenschrift - Datenblatt Tepex dynalite 104-RG600 PP. Bond

- Laminates, Brilon, 2009
145. o.V.: Firmenschrift - Datenblatt Celstran CFR-TP PP-GF70. Ticona, Kelsterbach, 2010
 146. o.V.: Firmenschrift - Neopolen P Designed for New Ideas. BASF SE, Ludwigshafen, 2012
 147. Verpoest, I., Lomov, S.V., Swolfs, Y., Jacquet, P., Michaud, V., Manson, J.A.E., Hobdell, J.: Advanced Materials Enabling High-Volume Road Transport Applications of Lightweight Structural Composite Parts. *Sampe Journal*, 50(3), 2014, S.
 148. Evans, D.O.: Design considerations for fiber placement. In: 38th SAMPE Symposium, 10.-13. Mai 1993
 149. Verrey, J., Wakeman, M.D., Michaud, V., Manson, J.A.E.: Manufacturing cost comparison of thermoplastic and thermoset RTM for an automotive floor pan. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 37(1), 2006, S. 9-22
 150. Schmitt, S., Business Case 3 - Floor Pan, In: AZL Market Study - Business Case Overview, Aachener Zentrum für integrativen Leichtbau, Aachen, 2014
 151. Stender, S., Business Case 2 - Front Seat, In: AZL Market Study - Business Case Overview, Aachener Zentrum für integrativen Leichtbau, Aachen, 2014
 152. Holschuh, R., Becker, D., Mitschang, P.: Verfahrenskombination für mehr Wirtschaftlichkeit des FVK-Einsatzes im Automobilbau. *Lightweight Design*, 2012-04, 2012, S. 14-19
 153. Holschuh, R., Becker, D., Mitschang, P.: Cost Competitiveness of Hybrid Structures Based on Thermoplastic In-Situ Tape-Placement Process. In: SAMPE Fall Technical Conference Proceedings: Navigating the Global Landscape for the New Composites, Charleston, SC, October 22-25, 2012

10. Anhang

10.1. Herleitung Biege- und Schubsteifigkeiten für Sandwich mit dünnen, symmetrischen Deckschichten

Im Folgenden wird anhand eines vereinfachten Modells eines Sandwichelements analytisch die Biege- und Schubsteifigkeit hergeleitet. Es gelten die in Kapitel 2.1.3 aufgezählten Vereinfachungen:

- Elastisches Materialverhalten für Kern und Häute
- Vernachlässigbare Eigenbiegesteifigkeit der Häute. Ebenso deren Parallelität, Ebenheit, und geringe Dicke
- Die Kernschicht überträgt bevorzugt Schubkräfte aufgrund ihres geringen E-Moduls sowie einer angenommenen InkompRESSibilität

Die Durchbiegung w eines Sandwichs setzt sich aus zwei Anteilen zusammen, einer reinen Biegeverformung $w_b(x)$ und einem Anteil infolge des Schubs $w_s(x)$ [56]. Gemäß [56] ergibt sich aus dem auf die Sandwichbreite b normierten Lastfall eine in Kern und Häuten unterschiedliche lokale Spannungsverteilung mit den herrschenden Spannungen

$$\sigma_H(z) = E_H * z * w'' \quad (10.1)$$

$$\sigma_K(z) = E_K * z * w'' \quad (10.2)$$

Biegesteifigkeit

$$\begin{aligned} B_y &= 2 \int_0^{\frac{h+t}{2}} E * z^2 dz = 2E_H \int_{\frac{(h-t)}{2}}^{\frac{h+t}{2}} z^2 dz + 2E_K \int_0^{\frac{h_K}{2}} z^2 dz \\ &= 2E_H \left[\frac{z^3}{3} \right]_{\frac{h-t}{2}}^{\frac{h+t}{2}} + 2E_K \left[\frac{z^3}{3} \right]_0^{\frac{h_K}{2}} \\ &= \frac{E_H}{12} [(h+t)^3 - (h-t)^3] + \frac{E_K}{12} h_K^3 \end{aligned} \quad (10.3)$$

$$B_y = E_H \left(\frac{h^2 * t}{2} + \frac{t^3}{6} \right) + \frac{E_K * h h_K^3}{12} \quad (10.4)$$

Unter Zuhilfenahme der Annahme, dass die Dicke der Häute sehr viel kleiner ist als die des Kerns und andererseits der E-Modul des Kerns bedeutend kleiner ist als der der Häute, ergibt sich folgender Zusammenhang, welcher als hinreichend gute Näherung für Verhältnisse $t/h < 1/4$ gilt:

$$B_y \approx E_H \frac{h^2 * t}{2} \quad (10.5)$$

Die Schubsteifigkeit lässt sich nach [56] aufbauend aus folgender proportionalen Feder-gesetzbeziehung

$$n_x = c * u, \quad (10.6)$$

dem aus der Verformungsgeometrie gewonnenen Zusammenhang

$$u = h_K * \gamma_K, \quad (10.7)$$

dem Momentengleichgewicht am unverformten Element

$$q_{zx} * h_K = q_{xz} * dx \quad (10.8)$$

sowie der Erkenntnis, dass $q_{zx} \equiv n_x$ folgt für die Schubkraftkomponente

$$q_{xz} = \frac{n_x * h_K}{dx} = \frac{c * h_K^2}{dx} \gamma_K \equiv S_x * \gamma_K \quad (10.9)$$

S_x bezeichnet hierbei die Schubsteifigkeit. Zur Bestimmung der Federkonstanten c wird das Schubspannungsgesetz herangezogen:

$$\tau_{zx} = \frac{Q}{l * dx} = \frac{q_{zx}}{dx} = \frac{n_x}{dx} \equiv G_K * \gamma_K \quad (10.10)$$

Wird hier die bereits oben genannte Beziehung $u = h_K * \gamma_K$ eingesetzt, nach n_x aufgelöst und in die obige Formel für die Schubspannung eingesetzt, so ergibt sich für die Federkonstante

$$c = \frac{G_K * dx}{h_K} \quad (10.11)$$

Und somit letztlich für die Schubsteifigkeit

$$S_x = \frac{c * h_K^2}{dx} = \frac{G_K * dx}{h_K} * \frac{h_K^2}{dx} = G_K * h_K \quad (10.12)$$

Nach [56] lässt sich der Schubspannungsverlauf mit Gleichung 10.13 beschreiben:

$$\tau_{zx} = -\frac{q_{xz}}{m_y} \int_0^z \sigma_x dz + C = -\frac{q_{xz}}{B_y} E * \int_0^z z dz + C \quad (10.13)$$

Für die Schubspannung in der Klebe- beziehungsweise Fügenschicht ($z = h_K/2$) ergibt sich somit:

$$\tau_{xz, Interface} = \frac{q_{xz}}{B_y} * E_H * \frac{h * t}{2} \quad (10.14)$$

10.2. Materialdaten

Tabelle 10.1: Materialdaten des PP-GF Organoblechs, Quelle [144]

TEPEX® dynalite 104-RG600(x)/47%				
Hersteller	Bond Laminates GmbH			
		längs	quer	Prüfnorm
Fasern	Glas-Rovings			
Gewebe	Köper 2/2			
Flächengewicht	g/m ²	600		
Garn	tex	1200	1200	
Gewichtsverhältnis	%	50	50	
Polymer	PP			
Dichte	g/cm ³	1,69		
Fasergehalt	vol.-%	47		
Dicke pro Lage	mm	0,5		
Zugmodul	GPa	20,5	20,1	527-4/5
Zugfestigkeit	MPa	400	390	527-4/5
Biegemodul	GPa	17,5	17	178
max. Spannung	MPa	370	365	178
relativer Temperaturindex (20 000 h)	°C	90	IEC 216/1	

Tabelle 10.2: Materialdaten des PP-GF-Tapes, Quelle [145]

Celstran CFR-TP PP GF70-13			
Hersteller	Ticona		
			Prüfnorm
Polymer		PP	
Fasern		E-Glas	
Dichte	g/m ²	1,67	
Fasergehalt	gew.-%	70	
Faservolumen	vol.-%	44	
Tapedicke	mm	0,25	
Tape Flächengewicht	g/m ²	435	
Zugfestigkeit	MPa	910	D638
Zugmodul	GPa	34	D638
Bruchdehnung	%	2,9	D638
Biegefestigkeit	MPa	730	D790
Biegemodul	GPa	31,5	D790
Schmelztemperatur	°C	173	
Glasübergangstemperatur	°C	-10	

Tabelle 10.3: Materialdaten des Neopolen P-9255 Schaumes, Quelle [146]

Neopolen® P-9255 expandiertes Polypropylene			
Hersteller	BASF SE		
			Prüfnorm
Dichte	g/cm ³	90	
Zugfestigkeit	kPa	1280	
Bruchdehnung	%	21	
Kompressionsmodul	kPa	17600	
Druckspannung bei:			
10% Stauchung	kPa	580	
25% Stauchung		650	
50% Stauchung		950	
Druckverformungsrest (50%, 22h, 23°C), 24h nach Entspannung	%	25	
Statische Flächenbelastung, 5%, 100d	kPa	/	
Wärmeformstabilität (Lineare Maßänderung nach 4d, 110°C)	%	<2	
Wärmeleitfähigkeit	W*m ⁻¹ *K ⁻¹	0,045	

Tabelle 10.4: Materialdaten für die Berechnung der Flammentemperatur [103]

	Betrag	Einheit
ΔH_{H_2}	241,8	[kJ/mol]
cp,H ₂ bei 0 °C	28,62	[J/(molK)]
cp,H ₂ bei 2200 °C	31,93	[J/(molK)]
cp,H ₂ bei 3000 °C	33,22	[J/(molK)]
cp,O ₂ bei 0 °C	29,26	[J/(molK)]
cp,O ₂ bei 2200 °C	35,48	[J/(molK)]
cp,O ₂ bei 3000 °C	36,62	[J/(molK)]
cp,Luft bei 0 °C	29,08	[J/(molK)]
cp,Luft bei 2200 °C	33,93	[J/(molK)]
cp,Luft bei 3000 °C	34,84	[J/(molK)]
cp,N ₂ bei 0 °C	29,09	[J/(molK)]
cp,N ₂ bei 2200 °C	33,55	[J/(molK)]
cp,N ₂ bei 3000 °C	34,40	[J/(molK)]
ρ_{H_2}	0,089	[kg/m ³]
ρ_{O_2}	1,429	[kg/m ³]
ρ_{Luft}	1,293	[kg/m ³]

Tabelle 10.5: Übersicht der Verstärkungswirkung der Tapes bei Belastungen unter $\pm 45^\circ$ zur Faserrichtung des Organoblechs

	1 mm-0L	1 mm-1L	1 mm-2L	2 mm-0L	2 mm-1L	2 mm-2L
E-Modul [MPa]	5080	10500	14700	5990	9250	12000
Zugfestigkeit [MPa]	75,7	227	369	86,1	163	251
Bruchdehnung [%]	14,1	3,17	3,40	9,83	3,37	3,29
Verstärkungswirkung auf E-Modul	/	+106%	+189%	/	+54%	+100%
Verstärkungswirkung auf Zugfestigkeit	/	+200%	+387%	/	+89%	+191%
Verstärkungswirkung auf Bruchdehnung	/	-78%	-76%	/	-66%	-66%

Tabelle 10.6: Probenkonfiguration

Namenskonvention						
Typ	Bezeichnung	Material			Verweis	
Organoblech	OB	Tepex dynalite 104-RG600			Tabelle 10.1	
Tape	T	Celstran CFR-TP-PP			Tabelle 10.2	
Schaum	S	Neopolen P9255			Tabelle 10.3	
Vollflächige Verstärkung	VF					
Kapitel 4.1		Zugeigenschaften		Prüfnorm: DIN EN ISO 527		
Probenbezeichnung	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Aufbau °	
PP-GF _Z -X	OB	250	25	2	OB (0/90) ₂	
PP-GF-T _Z -X	T	250	15	1	T (0) ₄	
Kapitel 4.2		Schubeigenschaften		Prüfnorm: DIN EN ISO 14129		
Probenbezeichnung	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Aufbau °	
PP-GF _S -X	OB	250	25	2	OB (45/-45) ₂	
PP-GF-T _S -X	T	250	25	2	T (45/-45) ₄	
Kapitel 4.3		Druckeigenschaften		Prüfnorm: DIN EN ISO 844		
Probenbezeichnung	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm		
EPP _D -X	S	50	50	50		
Kapitel 5.1		DCB		Prüfnorm: ASTM D5528		
Probenbezeichnung	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Aufbau °	VF j/n
PP-GF-646	OB / T	250	25	3,5	OB (0/90) ₂ , T (0) ₆	ja
PP-GF-666	OB / T	250	25	3,5	OB (0/90) ₂ , T (0) ₆	ja
PP-GF-686	OB / T	250	25	3,5	OB (0/90) ₂ , T (0) ₆	ja
PP-GF-AK6	OB / T	250	25	3,5	OB (0/90) ₂ , T (0) ₆	ja
Kapitel 5.3.1		Zugeigenschaften		Prüfnorm: DIN EN ISO 527-4		
Probenbezeichnung	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Aufbau °	VF j/n
PP-GF _Z -0	OB	250	25	2	OB (0/90) ₂	ja
PP-GF _Z -1	OB / T	250	25	2,25	OB (0/90) ₂ , T (0)	ja
PP-GF _Z -2	OB / T	250	25	2,5	OB (0/90) ₂ , T (0) ₂	ja
PP-GF _Z -3	OB / T	250	25	2,75	OB (0/90) ₂ , T (0) ₃	ja
PP-GF _Z -4	OB / T	250	25	3	OB (0/90) ₂ , T (0) ₄	ja

Kapitel 5.3.1		Zugeigenschaften $\pm 45^\circ$			Prüfnorm: DIN EN ISO 527-4		
Probenbezeichnung	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Aufbau °	VF j/n	
PP-GF-1-0	OB	250	25	1	OB (45/-45)		
PP-GF-1-1	OB / T	250	25	1,25	OB (45/-45), T (0)	ja	
PP-GF-2-0	OB / T	250	25	2	OB (45/-45) ₂		
PP-GF-2-1	OB / T	250	25	2,25	OB (45/-45) ₂ , T (0)	ja	
PP-GF-2-2	OB / T	250	25	2,5	OB (45/-45) ₂ , T (0) ₂	ja	
Kapitel 5.3.2		Zugeigenschaften			Prüfnorm: DIN EN ISO 14125		
Probenbez.	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Stützweite mm	Aufbau °	VF j/n
PP-GF _B -0	OB	60	15	2	40	OB (0/90) ₂	
PP-GF _B -1	OB / T	67,5	15	2,25	45	OB (0/90) ₂ , T(0)	ja
PP-GF _B -2	OB / T	75	15	2,5	50	OB (0/90) ₂ , T(0) ₂	ja
PP-GF _B -3	OB / T	82,5	15	2,75	55	OB (0/90) ₂ , T(0) ₃	ja
PP-GF _B -4	OB / T	90	15	2,5	60	OB (0/90) ₂ , T(0) ₄	ja
Kapitel 5.3.3		4-Punkt-Biege			Prüfnorm: DIN 53293		
.		Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Stützweite mm	Abstand Druckfinnen mm	
		288	30	12	240	120	
Probenbezeichnung	Typ	Aufbau			VF		
PP-GF _S -0	OB / S / OB	OS (0/90) ₂ , S, OS (0/90) ₂			ja		
PP-GF _S -1	OB / T / S / OB	OS (0/90) ₂ , T(0), S, OS (0/90) ₂			ja		
PP-GF _S -2	OB / T / S / OB	OS (0/90) ₂ , T(0) ₂ , S, OS (0/90) ₂			ja		
PP-GF _S -3	OB / T / S / OB	OS (0/90) ₂ , T(0) ₃ , S, OS (0/90) ₂			ja		
PP-GF _S -3	OB / T / S / OB	OS (0/90) ₂ , T(0) ₄ , S, OS (0/90) ₂			ja		
Kapitel 6.1		Simulation Zug					
Probenbez.	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Aufbau °	Elementtyp	
OB 1 mm	OB	250	25	1	OB (45/-45)	SOLSH190	
OB 2 mm	OB	250	25	2	OB (45/-45) ₂	SOLSH190	
Tape	T	250	25	1	T (0) ₄	SOLSH190	
Kapitel 6.2		Simulation Druck					
Probenbez.	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Aufbau °	Elementtyp	
EPP	S	50	50	50	S	SOLID65	

Kapitel 6.3 Simulation Zug Multimaterialsystem

Probenbezeichnung	Typ	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Aufbau °	VF j/n
PP-GF _{SZ} -1-0	OB	250	25	1	OB (45/-45)	
PP-GF _{SZ} -1-1	OB / T	250	25	1,25	OB (45/-45), T (0)	ja
PP-GF _{SZ} -2-0	OB	250	25	2	OB (45/-45) ₂	
PP-GF _{SZ} -2-1	OB / T	250	25	2,25	OB (45/-45) ₂ , T (0)	ja
PP-GF _{SZ} -2-2	OB / T	250	25	2,5	OB (45/-45) ₂ , T (0) ₂	ja

Kapitel 6.4 Simulation 4-Pkt-Biege Multimaterialsystem Sandwich

	Länge mm	Breite mm	Höhe mm	Stützweite mm	Abstand Druckfinnen mm	
.	288	30	12	240	120	

Probenbezeichnung	Typ	Aufbau	VF
PP-GF-S	OB / T / S / OB	OS (0/90) ₂ , T(0), S, OS (0/90) ₂	ja

10.3. Ablaufdiagramme

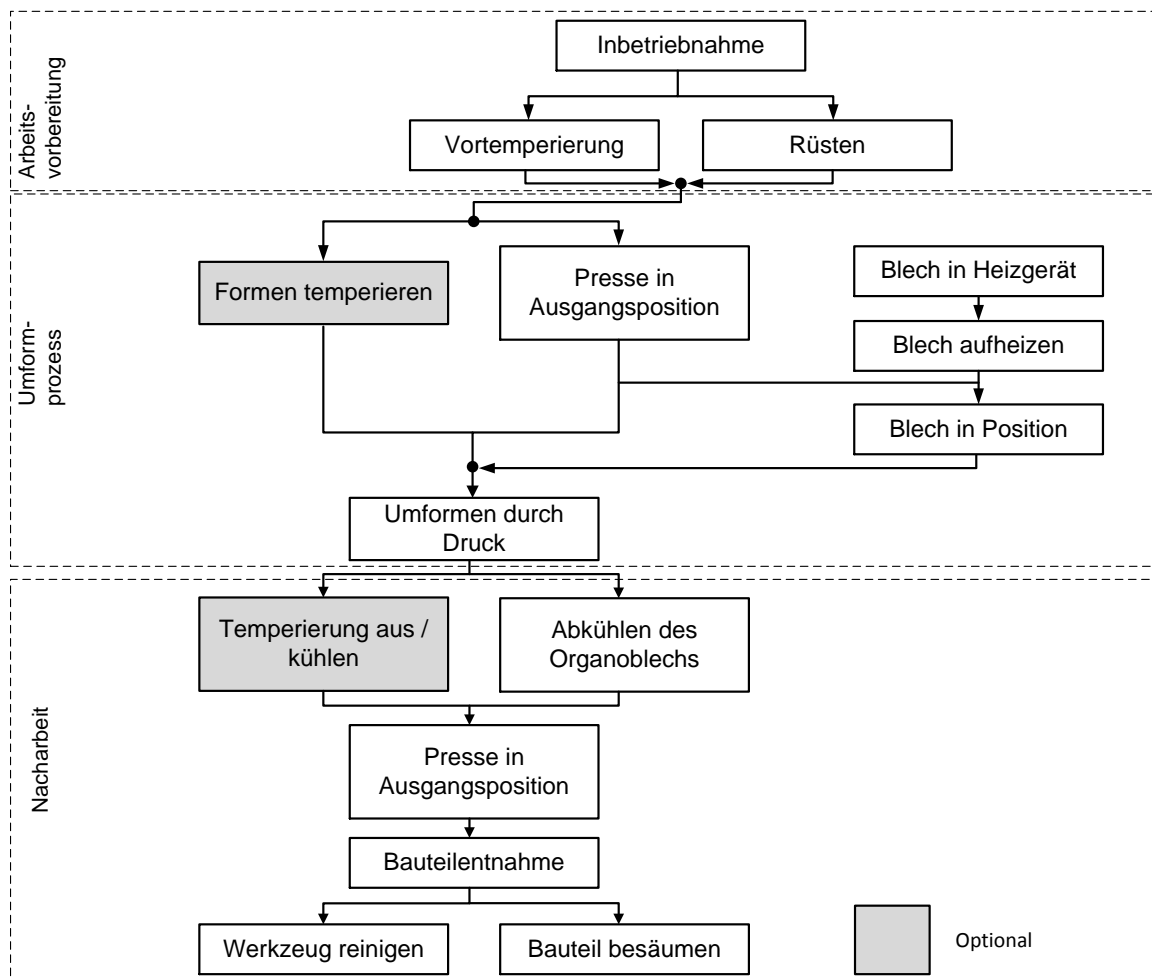


Abbildung 10.1: Ablaufdiagramm für das Thermoformen

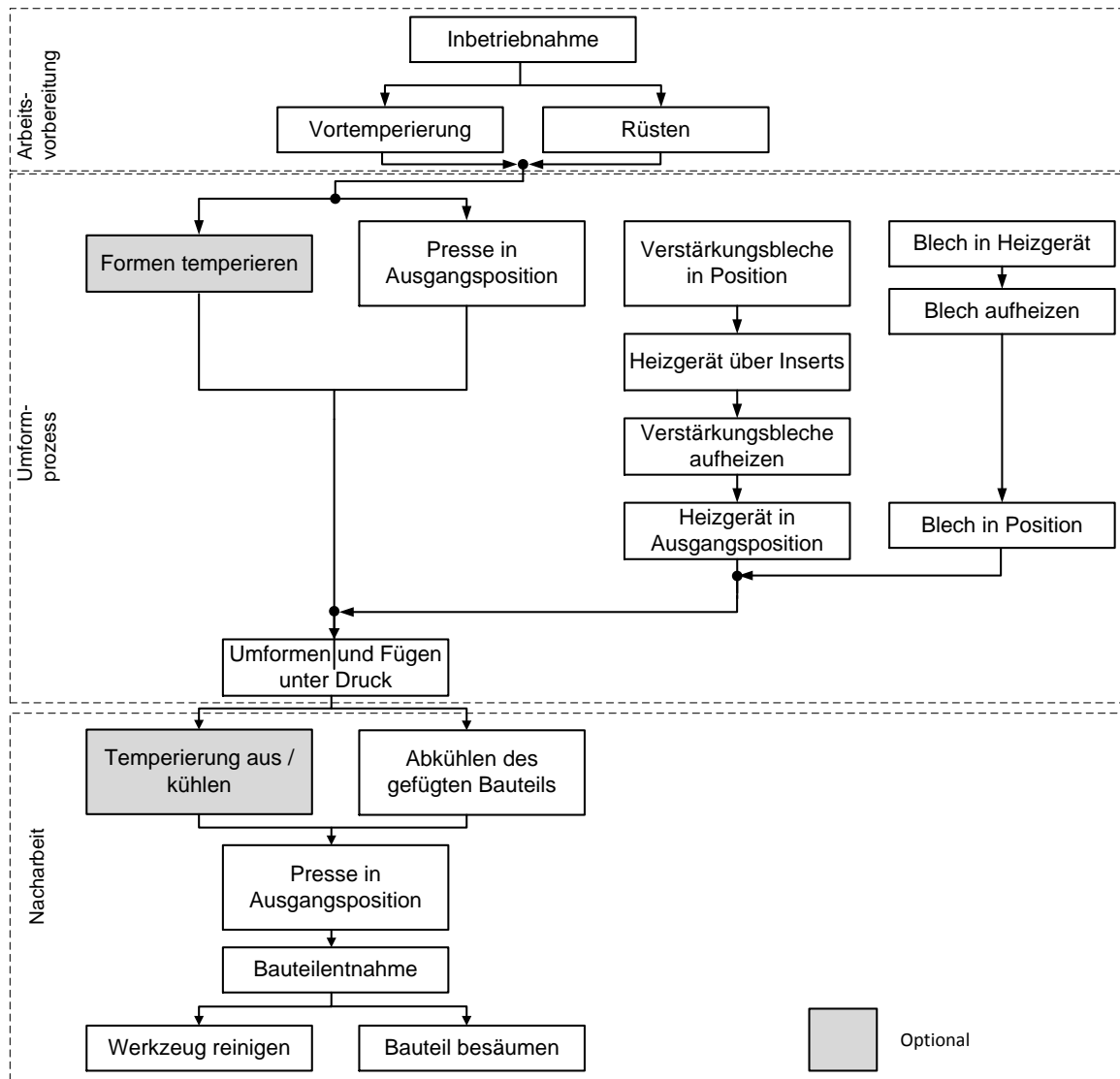


Abbildung 10.2: Ablaufdiagramm für die Tailored Blank Technologie

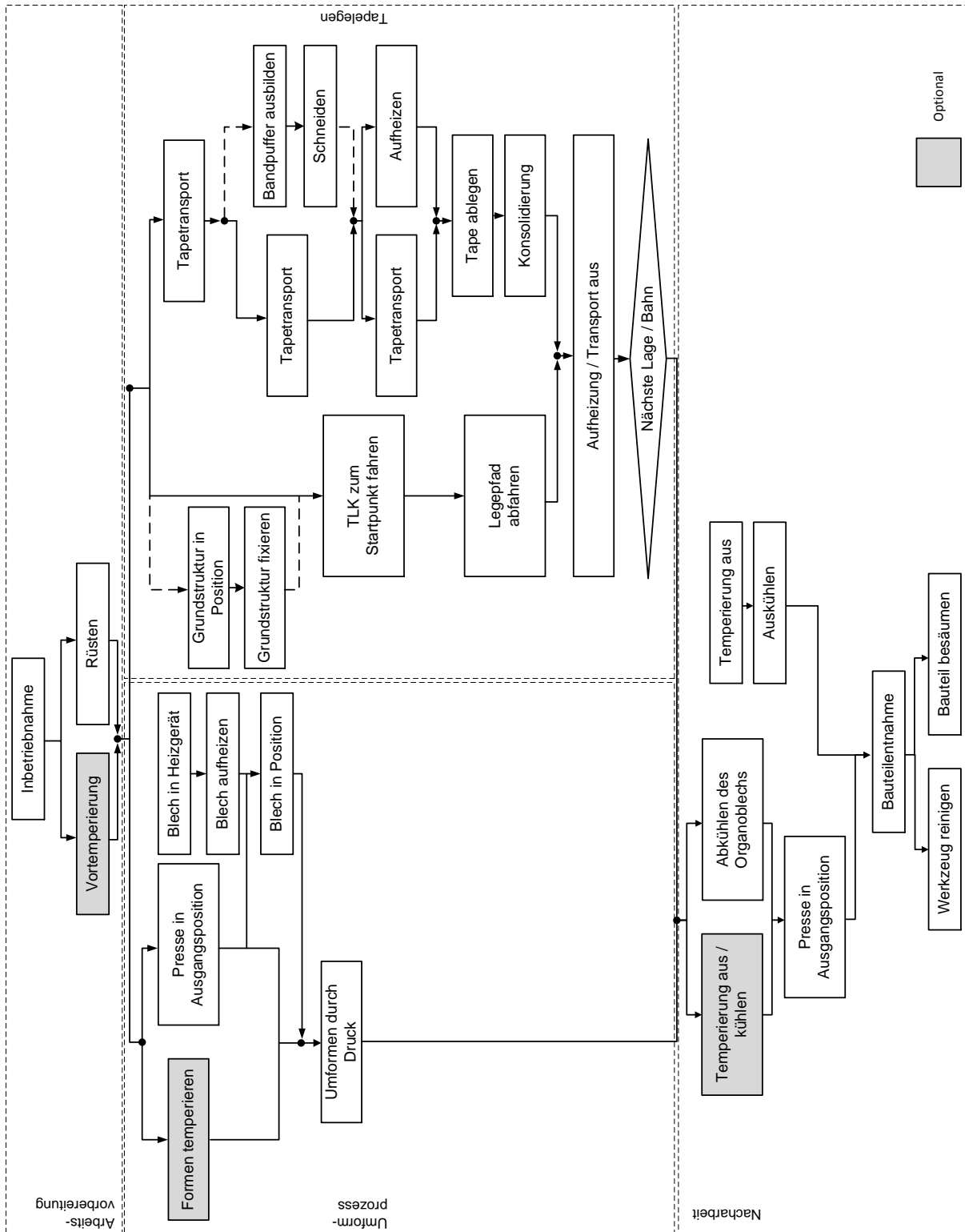


Abbildung 10.3: Ablaufdiagramm für das thermoplastische in-situ Tapelegen in Anlehnung an [11]

10.4. Erläuterungen zur Zykluszeitabschätzung des in-situ TTL

Das Zykluszeit-Modell ist komplexitätsbezogen, denn es geht davon aus, dass die Komplexität der Geometrie sich durch eine notwendige Reduktion der Tapelege-Geschwindigkeit bei stärkeren Geometrieänderungen direkt auf die Zykluszeit auswirkt. Demnach kann durch eine Kante eine Unterbrechung des ungestörten Prozesses bezüglich der Grundablegegeschwindigkeit verursacht werden. Dabei gilt, dass die Konsolidierungsrolle des TLK eine Kante mit dem Radius r_{ce} und der Länge l_{ce} in Abhängigkeit vom out-of-plane-Winkel θ_n mit der Geschwindigkeit v_{ce} in der Zeit t_{ce} durchfahren muss. Das Führungssystem des TLK muss dabei die Strecke l_{ad} abfahren, um die Orientierung zu adaptieren und den TLK immer senkrecht zur Ablegebahn zu positionieren. Die maximale Maschinengeschwindigkeit $v_{\max\text{Masch}}$ begrenzt die Geschwindigkeit dieser Adaptionbewegung v_{ad} , welche die Zeit t_{ad} in Anspruch nimmt. Dabei muss $t_{ad} = t_{ce}$ gelten. Diese Zusammenhänge werden Abbildung 10.4, links verdeutlicht.

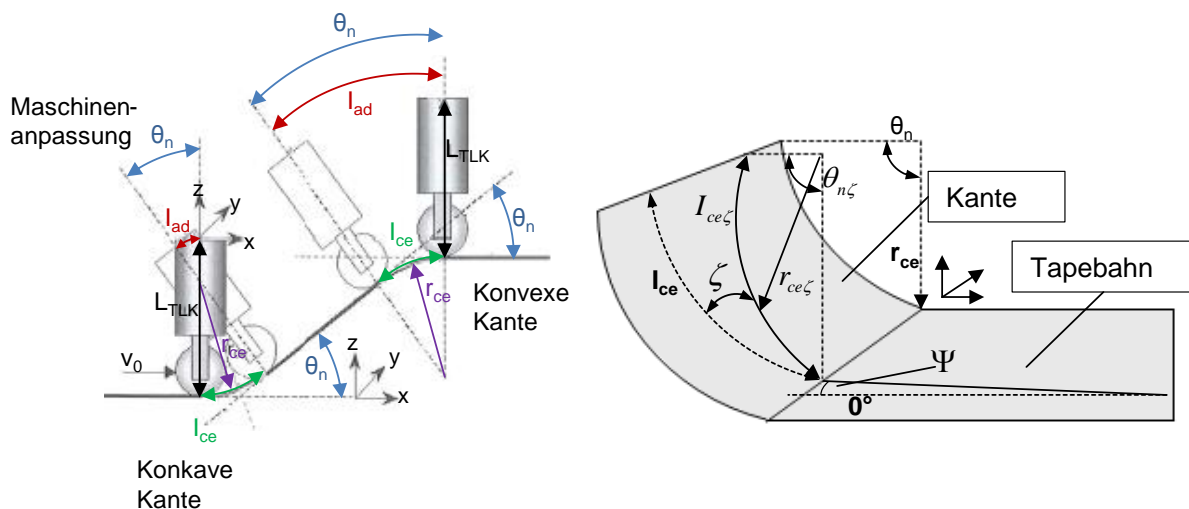


Abbildung 10.4: Tapelegen an Kanten nach [47]

Die Abbildung und die aufgeführten Annahmen gelten nur, wenn das Tape senkrecht zur Kante gelegt wird, die Kante also in einem 90° -Winkel überquert wird. Ist dies nicht der Fall muss der Überquerungswinkel (ζ) mit einbezogen werden. Er ist abhängig von der Orientierung der Kante (Ψ) und der Tapelegebahn relativ zur 0° -Linie. In Abbildung 10.4, rechts wird dies dargestellt. Eine Verzögerung des Prozesses tritt genau dann auf, wenn nicht die Ablegegeschwindigkeit, sondern die maschinenspe-

zifische Adaptionsgeschwindigkeit, der begrenzende Faktor ist. Dementsprechend lässt sich über die Kanten- und Maschinenspezifikationen ein Grenzradius ermitteln. Die hierzu von Beresheim [47] hergeleitete Formel lautet:

$$r_{ce\zeta, \text{grenz}} = \frac{v_0 \cdot L_{TLK}}{v_{\max \text{Masch}} \pm v_0 - v_0 \cdot \sin\zeta} \quad (10.15)$$

Dabei muss für konkave Kanten „+“ und für konvexe Kanten „-“ eingesetzt werden. Ist der Radius einer Kante größer als der Grenzradius, kann die Kante mit der Grundablegegeschwindigkeit abgefahren werden. Ist dies nicht der Fall, kommt es durch die Kante zu Verzögerungen. Es gilt dann für die komplexitätsbezogene Zykluszeit des Thermoplast-Tapelegens nach Beresheim [47]:

$$t_p = \frac{\text{flächenbez. Ablegezeit} + \Delta t \text{ Kantenüberquerung} + \Delta t \text{ Verz./Beschl.} + \text{Totzeit}}{1 - \text{Maschinenstillstand}} \quad (10.16)$$

Die flächenbezogene Ablegezeit t_A wird über die Annahme berechnet, dass eine Fläche A ohne Unterbrechungen und Verzögerungen mit einer Ablegegeschwindigkeit v_0 und einer Ablegebreite w belegt wird. Es gilt:

$$t_A = \frac{A}{(v_0 \cdot W)} \quad (10.17)$$

Die Verzögerung durch die Kantenüberquerung ergibt sich aus der Zeit, die für das Überqueren der Kante benötigt wird, abzüglich der Zeit, die für die gleiche Strecke bei einer Geschwindigkeit von v_0 benötigt würde. Als Formel ausgedrückt:

$$\Delta t_{ce} = \left(w \cdot \tan\zeta + \frac{2 \cdot \pi \cdot \theta_{nj} \cdot r_{cej}}{360^\circ \cdot \cos\zeta} + d_{KR} \right) \cdot \left(\left(\frac{(L_{TLK} + r_{ce} \cdot \sin\zeta \pm r_{cej})}{v_{\max \text{Masch}} \cdot r_{cej}} \right) - \frac{1}{v_0} \right) \quad (10.18)$$

Dabei entspricht „+“ einer konvexen und „-“ einer konkaven Kante.

Eine weitere Zeitverzögerung ergibt sich durch die Verzögerung bzw. Beschleunigung vor und nach einer Kante, die von der maschinenspezifischen Beschleunigung/Verzögerung a abhängig ist. Sie ergibt sich, indem die Differenz zwischen der Verzögerungsdauer und der Zeit, die für das Zurücklegen der Strecke s_a mit v_0 benötigt würde, gebildet wird. Zur Berechnung kann folgende Formel verwendet werden,

wobei L_{TLK} der Länge des Tapelegekopfes und ζ dem Ablegewinkel in Abhängigkeit von der Kantenorientierung entspricht:

$$\Delta t_a = \frac{v_0^2 - v_{ce}^2}{2 \cdot a \cdot v_0} = \frac{v_0^2 - \left(\frac{v_{\max Masch} \cdot r_{ce}}{L_{TLK} + r_{ce} \cdot \sin \zeta \pm r_{ce}} \right)^2}{2 \cdot a \cdot v_0} \quad (10.19)$$

Die gesamte Verspätung, die sich beim Prozessablauf durch Kantenüberquerungen ergibt, muss durch Summierung der Verspätungen für jede Kante j berechnet werden, da die Einzelwerte von den jeweiligen Charakteristika der Kante abhängig sind.

Die Totzeit t_{dead} setzt sich aus den Einzelzeiten für Tape fördern und Positionieren/Orientieren des TLK zusammen. Da der TLK, am Bahnende angekommen, anahmegemäß wieder zum Anfang zurückkehren muss, falls die Verstärkungsstruktur mehrlagig ist, oder mehrere Tapes nebeneinander abgelegt werden müssen, lässt sich die Totzeit, die hierfür benötigt wird, über die maximale Verfahrgeschwindigkeit der Tapelege-Anlage und die jeweiligen Bahnlänge abschätzen. Wird mehr als eine lokale Verstärkung auf die Grundstruktur aufgebracht, so muss außerdem die Summe der Fahrwege zwischen dem Ende einer vorhergehenden Struktur und dem Anfang der nächsten Struktur zeitlich bewertet werden. Dies kann über die maximale Verfahrgeschwindigkeit der Anlage erfolgen. Es muss dabei aber beachtet werden, dass auch hier die Beschleunigung und Verzögerung der Anlage an Anfang und Ende der Strecke berücksichtigt werden muss. In diesem Zusammenhang sollte darauf geachtet werden, die einzelnen Verstärkungen in einer Reihenfolge zu legen, die die Verbindungsstrecke minimiert.

Sowohl für die Totzeit als auch für die Verspätung durch Verzögerung bzw. Beschleunigung an Anfang und Ende einer Bahn gilt dabei, dass sie direkt durch die Anzahl der Bahnen determiniert sind. Die Totzeit fällt dabei einmal pro Bahn, die Verspätung durch Verzögerung/Beschleunigung zweimal pro Bahn an. Die Anzahl der Bahnen n_s für ein Bauteil wird wie folgt berechnet:

$$n_s = \frac{L_0 \cdot \sin\Psi + W_0 \cdot \cos\Psi}{w} \quad (10.20)$$

L_0 und W_0 sind dabei die maximalen Kantenlängen.

Die Maschinenstillstandszeit r_{down} wird ursächlich durch Rüstvorgänge, die Beseitigung von Material-/Maschinenfehlern und Reinigungs- bzw. Wartungsarbeiten hervorgerufen. Sie muss als Pauschal- bzw. Erfahrungswert einfließen, wobei Beresheim die Werte 30% und 44% aus der Literatur extrahiert [47].

10.5. Annahmen zur Wirtschaftlichkeitsbetrachtung

Tabelle 10.7: Annahmen für das Fallbeispiel Sitzschale

	Bezeichnung	Einheit	Wert	Quelle, Bemerkung	
Betriebswirtschaftlich	Kalkulatorischer Zinssatz	[%/a]	8	Werte gewählt entsprechend [11] und [147]	
	Raumkostensatz	[€/m ² /a]	90		
	Wartungskostensatz	[%/a]	7		
	Energiekostensatz	[€/kWh]	0,1		
	Personalkostensatz	[€/h]	50		
	Schichtzuschlag	[%]	25		
	Arbeitsstunden	[h/a]	1800	Nach [139]	
	Auslastung	[%/a]	100	Nach [11]	
	Maschinenstillstandszeit	[%]	30	[148] nach [47]. Wert usprgl. Für das Tapelegen. Hier auf alle Prozesse angewendet.	
Investitionsmittel	Heizgerät 1	Typ	-	Infrarotstrahler	Entsprechend den Ausführungen von [149].
		Anschaffungswert	[€]	68000	
		Nutzungsdauer	[a]	8	
		Restwert	[€]	0	
		Platzbedarf	[m ²]	15	
		Energieverbrauch	[kW]	150	
		sonstige Betriebskosten	[€/a]	0	
	Heizgerät 2	Typ	-	Ölheizgerät	Nach [139] und [150]; Für jede Werkzeughälfte wird ein Gerät benötigt, weshalb die Werte für die Rechnung
		Anschaffungswert	[€]	2x10000	
		Nutzungsdauer	[a]	8	
		Restwert	[€]	0	
		Platzbedarf	[m ²]	2x3	

		Energieverbrauch	[kW]	48	teilweise verdoppelt werden müssen.	
		sonstige Betriebskosten	[€/a]	0		
	Heizgerät 3		Typ	-	Infrarotstrahler	Entsprechend den Ausführungen von [139]. Einsatz eines Keramikstrahlerfelds.
			Anschaffungswert	[€]	4650	
			Nutzungsdauer	[a]	8	
			Restwert	[€]	0	
			Platzbedarf	[m ²]	4	
			Energieverbrauch	[kW]	20	
			sonstige Betriebskosten	[€/a]	0	
	Umformanlage		Typ	-	mech. Presse	Entsprechend den Ausführungen von [139, 149, 150]. Einsatz einer Umformanlage zum mechanischen Umformen mit einem Metallstempel.
			Anschaffungswert	[€]	375000	
			Nutzungsdauer	[a]	8	
			Restwert	[€]	0	
			Platzbedarf	[m ²]	20	
			Energieverbrauch	[kW]	60	
			sonstige Betriebskosten	[€/a]	2000	
			$v_{\max, \text{schlie\ss}}$	[m/s]	0,8	
			$v_{\max, \text{Umform}}$	[m/s]	0,05	
			Verfahrweg zum Öffnen Schließen	[m]	2xBauteiltiefe	
			Maximale Kraft	[kN]	800	
	Tapelege-Anlage		Anschaffungswert	[€]	300000	Entsprechend [11, 150, 151], Beispielsweise könnte der am IVW entwickelte TLK Evo I an einem 6-Achsigen Knickarmroboter der 125kg Klasse verbaut werden. Zusätzlich wird ein Aufлагewerkzeug mit einer Fixiervorrichtung benötigt. Die Fixierung könnte mechanisch erfolgen.
			Nutzungsdauer	[a]	5	
			Restwert	[€]	0	
			Platzbedarf	[m ²]	40	
			Energieverbrauch	[kW]	25	
			sonstige Betriebskosten	[€/a]	0	
			Beschleunigung	[m/s ²]	10	
			v_{\max}	[m/s]	2	
		Grundablegegeschw.	[m/min]	6		
		Länge des TLK	[m]	0,7		
		Durchmesser Rolle	[m]	0,02		
UmformWZ TF&TL		Typ	-	Metall	In Anlehnung an [139]. Das Werkzeug muss durch Heizgerät 2 temperierbar sein, wofür Heizkanäle vorzusehen sind. Es unterscheidet sich von dem WZ für das gewöhnliche Thermoformen nur durch	
		Anschaffungswert	[€]	45000		
		Nutzungsdauer	[a]	8		
		Restwert	[€]	0		
		Platzbedarf	[m ²]	0		
		Energieverbrauch	[kW]	0		
		sonstige Betriebskosten	[€/a]	0		

Material	UmformWZ				eine geringere Dicke des Formspalts.	
		TF	Typ	-	Metall	Entsprechend [139]. Das Werkzeug muss durch Heizgerät 2 temperierbar sein, wofür Heizkanäle vorzusehen sind.
			Anschaffungswert	[€]	45000	
			Nutzungsdauer	[a]	8	
			Restwert	[€]	0	
			Platzbedarf	[m ²]	0	
			Energieverbrauch	[kW]	0	
			sonstige Betriebskosten	[€/a]	0	
		TB	Typ	-	Metall	Entsprechend [139]. Das Werkzeug muss durch Heizgerät 2 temperierbar sein, wofür Heizkanäle vorzusehen sind. Da zusätzliche Kavitäten für die Verstärkungsstruktur vorzusehen sind wird der Preis im Vergleich zum gewöhnlichen Thermoformen erhöht.
			Anschaffungswert	[€]	50000	
			Nutzungsdauer	[a]	8	
			Restwert	[€]	0	
			Platzbedarf	[m ²]	0	
			Energieverbrauch	[kW]	0	
	sonstige Betriebskosten		[€/a]	0		
	Fräsmaschine	Anschaffungswert	[€]	200000	Entsprechend [139].	
		Nutzungsdauer	[a]	8		
		Restwert	[€]	0		
		Platzbedarf	[m ²]	10		
		Energieverbrauch	[kW]	15		
		sonstige Betriebskosten	[€/a]	4000		
Grundstruktur	Fasern	-	Glas Roving	Beispiel in Anlehnung an [22, 26, 152, 153]; z.B. TEPEX dynalite 104-RG600 Materialkosten marktüblich für Seriengrößen in der Automobilbranche		
	Gewebe	-	Köper 2/2			
	Flächengewicht	[g/m ²]	600			
	Garn	[tex]	längs: 1200 / quer:1200			
	Gewichtsanteile	[%]	längs: 50 / quer:50			
	Polymer	-	PP			
	Dichte	[g/m ³]	1,69			
	Faseranteil	[vol.-%]	47			
	Dicke pro Schicht	[mm]	0,5			
	Zugfestigkeit	[MPa]	400			
	Biegefestigkeit	[MPa]	370			
	Kosten	[€/kg]	5,5			
	Verstärkungsbleche	Fasern	-		Glass Roving	Beispiel in Anlehnung an [22, 26, 152, 153]; z.B.
		Gewebe	-		Köper 2/2	
Flächengewicht		[g/m ²]	600			

Bauteil		Garn	[tex]	1200	TEPEX dynalite 104-RG600 Materialkosten marktüblich für Seriengrößen in der Automobilbranche
		Gewichtsanteile	[%]	längs: 50 / quer:50	
		Polymer	-	PP	
		Dichte	[g/m ³]	1,69	
		Faseranteil	[vol.-%]	47	
		Dicke pro Schicht	[mm]	0,5	
		Zugfestigkeit	[MPa]	400	
		Biegefestigkeit	[MPa]	370	
		Kosten	[€/kg]	5,5	
	Tapes	Fasern	-	Glas, Unidirektional	Beispiel in Anlehnung an [22, 26, 152, 153]; z.B. CELSTRAN CFR-TP PP-GF70 Materialkosten marktüblich für Seriengrößen in der Automobilbranche
		Faseranteil	[vol.-%]	45	
		Matrix	-	PP	
		Breite	[mm]	12	
		Dicke	[mm]	0,25	
		Dichte	[g/cm ³]	1,63	
Kosten		[€/kg]	5,5		
Bauteil	Grundstruktur	Minstdicke kritischer Bereich	[mm]	6	Die Fläche wird aus den Maßen aus Abbildung 7.2 abgeleitet. ¹⁷ Die Verformungstiefe lässt sich ebenfalls ableiten ¹⁸ Die Abfallquote ist nach [11] festgelegt. Die Kanteneigenschaften ergeben sich ebenfalls aus den Geometrieforderungen aus Abbildung 7.2.
		Fläche der Sitzschale	[mm ²]	800.000	
		Verformungstiefe	[mm]	372	
		Abfallquote bei Produktion	[%]	8	
	Verstärkungsstruktur	Dicke der Verstärkung	[mm]	1	
		Länge einer Verstärkung	[mm]	200	
		Breite einer Verstärkung	[mm]	24	
		Anzahl Verstärkungen	[]	6	
		Abfallquote bei Produktion	[%]	8	
		Kantentyp	-	konkav	
		Kantenradius	[mm]	50	
		Überquerungswinkel	[°]	0	
	Neigungswinkel Theta	[°]	90		

¹⁷ Eventuell für das Thermoformen notwendige Überstände werden pauschal über die Abfallquote erfasst.

¹⁸ Die Verformungstiefe entspricht der Strecke, die der Metallstempel von der ersten Berührung des Organoblechs bis zum Umkehrpunkt zurücklegt. Es wird angenommen, dass das Bauteil nur aus der Presse entnommen werden kann, wenn die Presse beim Öffnen ab dem Umkehrpunkt die doppelte Verformungstiefe zurücklegt.

Zykluszeiten	Variante A	Aufheizzeit	[s]	240	Geschätzt nach Erfahrungswerten
		Transportzeit	[s]	270	Geschätzt, jew. 5s für jede Entnahme, Positionierung etc.
		Abkühlzeit	[s]	20	Geschätzt nach Erfahrungswerten
		Nacharbeit	[s]	14,4	In Anlehnung an [139]
	Variante B	Aufheizzeit	[s]	120	Geschätzt nach Erfahrungswerten
		Transportzeit	[s]	25	Geschätzt, jew. 5s für jede Entnahme, Positionierung etc.
		Presszeit	[s]	20	In Anlehnung an [139]
		Abkühlzeit	[s]	150	Geschätzt nach Erfahrungswerten
		Nacharbeit	[s]	14,4	in Anlehnung an [139]
	Variante C	Aufheizzeit	[s]	120	Geschätzt nach Erfahrungswerten
		Transportzeit	[s]	10+20 (TL+TF)	Geschätzt, jew. 5s für jede Entnahme, Positionierung etc.
		Abkühlzeit	[s]	150	Geschätzt nach Erfahrungswerten
		Nacharbeit	[s]	14,4	In Anlehnung an [139]

Liste betreuter Seminar-, Studien- und Diplomarbeiten

Metz, O.: Ermittlung einer rechnergestützten, automatischen, vollständigen Kanten-typ-Erkennung von thermoplastischen Bändchenmaterialien, IVW-Bericht 10-020, 2010

Degel, C.: Erweiterung einer bestehenden Qualitätssicherungsanlage zur Onlinekontrolle bändchenförmiger Halbzeuge, IVW-Bericht 10-025, 2010

Wiehn, M.: Optimierung der geometrischen Randbedingungen der Heißgasdüse beim Erwärmen thermoplastischer Tapematerialien, IVW-Bericht 10-036, 2010

Hümbert, M.: Entwicklung eines Tapelegekopfes mit integrierter Laser-Halterung für das Thermoplast- Tapelegen, IVW-Bericht 10-044, 2010

Neubert, P.: Erarbeitung einer Außenkühlung der Konsolidierungsrolle beim Thermoplast Tapelegen, IVW-Bericht 11-007, 2011

Baader, F., Weiland, M.: Auswirkungen lokaler Verstärkungen auf hybride Bauteile, IVW-Bericht 11-035, 2011

Kaiser, S.; Christ, A.; Knoll, K.: Konstruktion und Dokumentation eines Tape-Umspül- und Prüfsystems, Projektarbeit, Meisterschule für Handwerker Kaiserslautern, 2011

Becker, D.: Vergleich des Stand der Technik mit einem neuartigen Fertigungskonzept zur Herstellung hybrider Strukturen auf Basis des thermoplastischen Tapelegens, IVW-Bericht 12-003, 2012

Hümbert, M.: Vergleich von Versuch und Simulation bei hybriden Bauteilen basierend auf Organoblechen mit lokaler, lastgerechter Verstärkung, IVW-Bericht 12-014, 2012

Schäfer, J.: Untersuchungen des Imprägnierverhaltens von textilen Halbzeugen mit Caprolactam, IVW-Bericht 12-027, 2012

Džalto, J.: Grenzschichtbetrachtung bei Polymer-Polymer-Hybriden, IVW-Bericht 12-035, 2012

Dabrock, E.; Grell, D.: Konstruktion eines Tape-Umspul- und Prüfsystems, IVW-Bericht 12-038, 2012

Sauer, S.: Neukonstruktion eines Tapelegekopfes für Industrieroboter - Untere Funktionsgruppe – Teil 1, IVW-Bericht 13-012, 2013

Schuster, A.: Hybridbauteile: Tapelegen zur lokalen Verstärkung von Organoblechen in Sandwichbauweise, IVW-Bericht 13-013, 2013

Sauer, S.: Neukonstruktion eines Tapelegekopfes für Industrieroboter - Obere Funktionsgruppe, IVW-Bericht 13-030, 2013

Gudd, C.: Neukonstruktion eines Tapelagekopfes für Industrieroboter - Untere Funktionsgruppe - Teil 2, IVW-Bericht 13-031, 2013

Wellems, T.: Abgrenzung eines neuartigen Verfahrens zum lokalen, lastgerechten Verstärken von semi-strukturellen Bauteilen vom Stand der Technik, IVW-Bericht 13-062, 2013

Gudd, C.: Neukonstruktion eines Tapelagekopfes für Industrieroboter - Zusammenbau und Inbetriebnahme, IVW-Bericht 13-079, 2013

Mathieu, M.: Untersuchung der Auswirkung unterschiedlicher Herstellungsverfahren auf die Grenzschichtfestigkeit lokal, lastgerecht verstärkter Bauteile, IVW-Bericht 13-089, 2013

Degel, C.: Lokal lastgerecht verstärkte Hybridbauteile in Sandwichbauweise, IVW-Bericht 13-088, 2013

Liste der Publikationen

Holschuh, R.; Becker, D.; Mitschang, P.: „Techno-economic feasibility study of new concept for built-up of locally load specific reinforced hybrid structures“ Applied Polymer Composites, (eingereicht), 2014

Holschuh, R.; Džalto, J.; Mitschang, P.: „Impact of the manufacturing process of locally load-related reinforced composites on the interface behavior“ 19th International Conference on Composite Materials (ICCM 19), 28.07. – 02.08. 2013, Montreal, Canada

Holschuh, R.; Becker, D.; Mitschang, P.: „Cost competitiveness of hybrid structures based on thermoplastic in-situ tapeplacement process“ SAMPE Tech Conference, 22.-25.10. 2012, Charleston, USA

Holschuh, R.; Mitschang, P.: „Continuous Compression Molding Process for Production of Transport Infrastructures“ CECOM, 21.-23. 11. 2012, Krakau, Polen

Christmann, M.; Didi, M.; Holschuh, R.; Mitschang, P.: „Entwicklung von Leichtbauteilen in Multimaterialbauweise für die Nutzfahrzeugindustrie“ Tagungsband, 2. CVT Symposium 2012, 13.-15.03. 2012, S. 210-218, Kaiserslautern

Christmann, M.; Holschuh, R.; Mitschang, P.: „Großserientaugliches Herstellverfahren für faserverstärkte thermoplastische Bauteile in strukturellen Anwendungen“ Fachtagung CCeV, 07.09. 2012, Augsburg

Holschuh, R.; Mitschang, P.; Schledjewski, R.: „Controlled Influence of Component Properties Using Hybrid Techniques by Combining Different Lightweight Structures“ 18th International Conference on Composite Materials (ICCM 18), 21.-26.08.2011, Jeju, Korea

Mitschang, P.; Christmann, M.; Didi, M.; Hildebrandt, K.; Holschuh, R.; Mack, J.: „Herausforderungen bei der Verarbeitung kontinuierlich faserverstärkter Thermoplaste“ 20. Leobener Kunststoff-Kolloquium, Schriftenreihe Kunststofftechnik Leoben, Band 1, Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ralf Schledjewski (Hrsg.), 10.-11. November 2011, S. 1-11, Leoben, Österreich

Holschuh, R.; Schledjewski, R.: „Gezielte Beeinflussung von Bauteileigenschaften durch Einsatz von Hybridtechnik“ IVW-Kolloquium 2010, Technische Universität Kaiserslautern, 16.-17.11.2010, Kaiserslautern

Brzeski, M.; Holschuh, R.; Khan, A.; Schledjewski, R.: „Modelling and phenomena investigation of velocity depending laminate quality for thermoplastic tape placement by means of diode laser heating“ 14th European Conference on Composite Materials (ECCM 14), 07.-10.06.2010, Budapest, Hungary

Brzeski, M.; Holschuh, R.; Schledjewski, R.: „Effect of Tool Temperature on Laminate Properties During In-situ Consolidation Placement Process“ SAMPE 2010, 17.-20.05.2010, Seattle, USA

Holschuh, R.; Mack, J.: „Ökonomische Bewertung der FKV-Verarbeitungstechnologien“ in: Neitzel, M.; Mitschang, P.; Breuer, U. (Hrsg.), Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung, Carl Hanser Verlag, München, 2013 (im Druck)

Holschuh, R.: „Verfahrenskombinationen mit Thermoformen“ in: Neitzel, M.; Mitschang, P.; Breuer, U. (Hrsg.), Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung, Carl Hanser Verlag, München, 2013 (im Druck)

Holschuh, R.; Džalto, J.; Becker, D.; Mitschang, P.: „Load-related locally reinforced hybrid structures“ JEC Composites Magazine 82

Holschuh, R.; Becker, D.; Mitschang, P.: „Verfahrenskombination für mehr Wirtschaftlichkeit des FKV-Einsatzes im Automobilbau durch effiziente Verfahrenskombination“ Lightweight Design, 4/2012, S.14-19

Duhovic, M.; Fakirov, S.; Holschuh, R.; Mitschang, P.; Bhattacharyya, D.: „Micro- and Nanofibrillar Single Polymer Composites“ in: Bhattacharyya, D.; Fakirov, S. (Hrsg.), Synthetic polymer-polymer composites, Carl Hanser Verlag, München, 2012, S. 643-667

Patente

R. Holschuh, M. Christmann, J. Lichtner: DE 10 2011 055 263 A1 - Verfahren zur Herstellung eines Faserverbundhalbzeuges, ein nach dem Verfahren hergestelltes Faserverbundhalbzeug, ein Verfahren zur Herstellung eines Faserverbundbauteiles sowie ein nach dem Verfahren hergestelltes Faserverbundbauteil. Im Mai 2013 veröffentlicht vom Deutschen Patent- und Markenamt .

R. Holschuh, M. Christmann, J. Lichtner: WO 2013 13 9834 - Verfahren zum thermoplastischen Tapelegen, die Verwendung eines Tapes sowie ein Tape. Im September 2013 als Internationale Patentanmeldung veröffentlicht.

R. Holschuh, M. Magin, M. Hümbert: DE 10 2013 014 224 - Werkstoff aus einem mehrschichtigen Faserkunststoffverbund sowie Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung eines solchen Werkstoffs. Im September 2013 zum Patent beim Deutschen Patent- und Markenamt angemeldet und Prüfungsantrag gestellt.