

Leichtbaupotenzial langfaser- verstärkter Thermoplaste (LFT) in Integralschaumbauweise hergestellt durch Schaumspritz- gießen mit Dekompressionshub

Alexander Roch

Wissenschaftliche Schriftenreihe
des Fraunhofer ICT
Band 65

Fraunhofer-Institut
für Chemische Technologie ICT

Alexander Roch

Leichtbaupotenzial langfaser-
verstärkter Thermoplaste (LFT)
in Integralschaumbauweise
hergestellt durch Schaumspritz-
gießen mit Dekompressionshub

Wissenschaftliche Schriftenreihe
des Fraunhofer ICT
Band 65

FRAUNHOFER VERLAG

Herausgeber:

Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT
Joseph-von-Fraunhofer-Straße 7
76327 Pfinztal (Berghausen)
Telefon 0721 4640-0
Fax 0721 4640-111

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.
ISBN (Print): 978-3-8396-1005-3

D 90

Zugl.: Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Diss., 2015

Druck: Mediendienstleistungen des
Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB, Stuttgart

Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© FRAUNHOFER VERLAG, 2016

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB
Postfach 80 04 69, 70504 Stuttgart
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart
Telefon 07 11 9 70-25 00
Telefax 07 11 9 70-25 08
E-Mail verlag@fraunhofer.de
URL <http://verlag.fraunhofer.de>

Alle Rechte vorbehalten

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die über die engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes hinausgeht, ist ohne schriftliche Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie die Speicherung in elektronischen Systemen. Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften. Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

Leichtbaupotenzial langfaserverstärkter Thermoplaste (LFT) in Integralschaumbauweise hergestellt durch Schaumspritzgießen mit Dekompressionshub

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

der Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

angenommene

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Alexander Thomas Roch

aus Speyer

Hauptreferent:

Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner

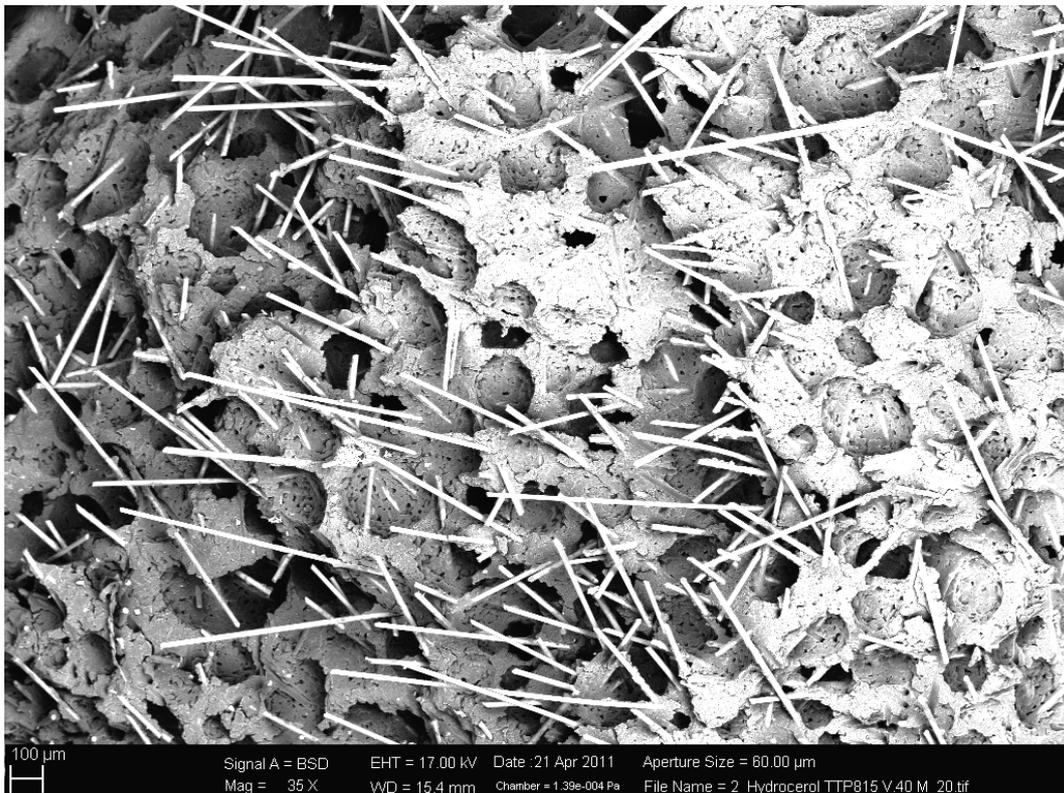
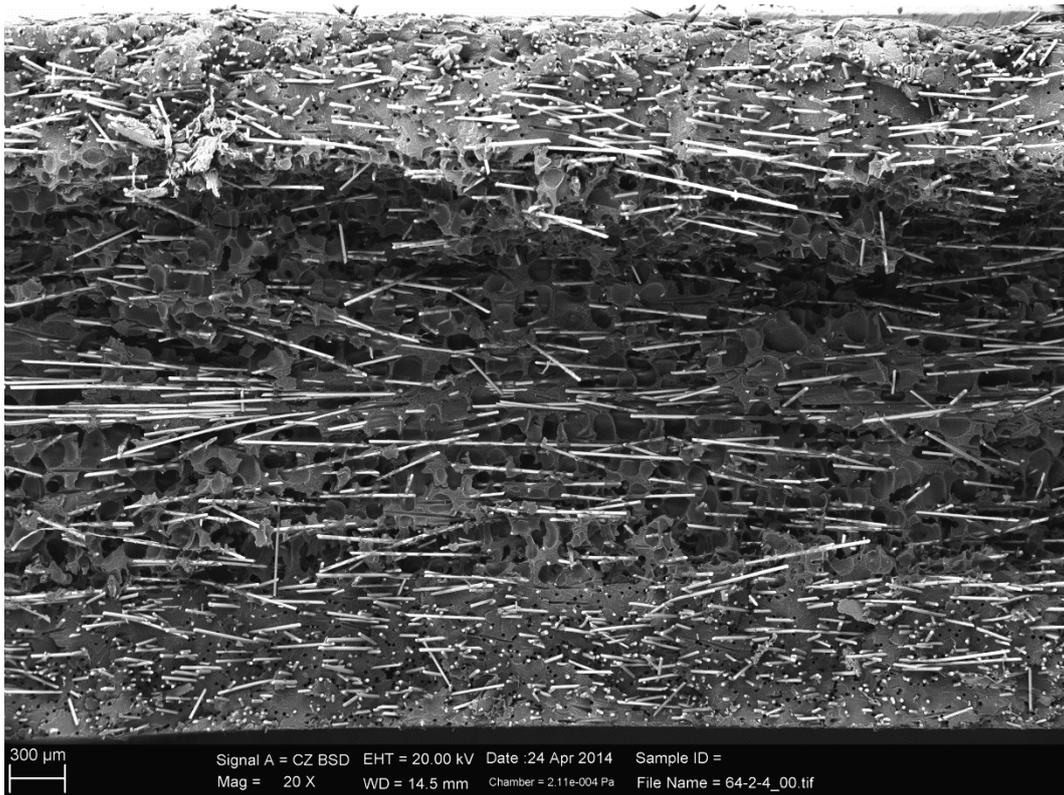
Korreferenten:

Prof. Dr.-Ing. Dietmar Drummer

Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

Tag der mündlichen Prüfung:

30.11.2015



*Ausgewählte REM-Aufnahmen von
spritzgegossenen LFT-Integralschäumen
(PP-LGF30)*

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2010 - 2015 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Produktbereich Polymer-Engineering am Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT, Pfinztal. An dieser Stelle bedanke ich mich herzlich bei allen Kollegen, die mich während dieser Zeit stets freundlich und hilfsbereit unterstützt haben.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner für die kritische Durchsicht meiner Arbeit, die vielen wertvollen Anregungen sowie die großzügig gewährten Freiräume, welche maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Herrn Prof. Dr.-Ing. Dietmar Drummer sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Frank Henning danke ich vielmals für die Übernahme des Korreferats, das Interesse an dieser Arbeit sowie die fachliche Unterstützung.

Herzlicher Dank für das Engagement und die erbrachten Leistungen gilt denjenigen Studentinnen und Studenten, die durch ihre Diplom-, Bachelor- und Masterarbeiten einen wertvollen Beitrag zum Gelingen dieser Dissertation beigetragen haben: Raphael Jauch, Lara Kehret, Andreas Menrath, Dominik Gatz, Timo Kirste und Natascha Honecker.

Darüber hinaus danke ich all meinen Kollegen der Fachgruppe Thermoplastverarbeitung, die mir stets mit Rat und Tat zur Seite standen und durch konstruktive Anregungen und hochwertige Ideen für ein wissenschaftlich hervorragendes und professionelles Arbeitsumfeld gesorgt haben. Herrn Christian Anselment, der besonders durch seine technische Unterstützung im praktischen Teil einen wichtigen Anteil zum Gelingen dieser Arbeit beigesteuert hat, hebe ich an dieser Stelle besonders hervor. Weiterhin gilt mein Dank meinen beiden zwischenzeitlichen Zimmerkollegen Herrn Dr.-Ing. Timo Huber und Herrn Volker Heinzle für die stets freundschaftliche Zusammenarbeit und den permanent konstruktiven fachlichen Austausch.

Abschließend bedanke ich mich herzlichst bei meiner Familie, insbesondere meiner Verlobten, die mich während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit stets mit viel Geduld und Verständnis begleitet und in allen Belangen unterstützt haben.

Lustadt, Juli 2015

Alexander Roch

Kurzfassung

Diese Arbeit beschäftigt sich mit langfaserverstärkten, thermoplastischen (LFT) Integralschäumen, hergestellt durch Schaumspritzgießen mit Dekompressionshub (Negativprägen). Neben dem gegenüber der Kompaktbauweise erzielbaren Leichtbaupotenzial, steht die mathematische Beschreibung des mechanischen Eigenschaftsprofils und die Strukturauslegung von Integralschaumformteilen im Fokus dieser Untersuchungen. Durch den Einsatz drei unterschiedlicher Schaumspritzgießverfahren gewährt diese Arbeit einen umfangreichen technologischen Einblick in die gängige Verfahrens- und Prozesstechnik und erarbeitet außerdem ein tiefgreifendes Verständnis des grundlegenden Schäumverhaltens langfaserverstärkter, thermoplastischer Werkstoffe.

Durch Untersuchungen mit PP-LGF und PA6-LGF konnte gezeigt werden, dass der wesentliche Schaumaufbau und die daraus resultierenden mechanischen Eigenschaften durch beherrschbare Fertigungsparameter gezielt eingestellt werden können. Die Versuchswerkstoffe wurden zu Integralschäumen mit unterschiedlicher Dichtereduktion und Integralschaumaufbauten überführt und anschließend charakterisiert. Dabei konnte im Vergleich zum Kompaktwerkstoff generell eine Abnahme der Festigkeit, des Elastizitätsmoduls und der Bruchdehnung festgestellt werden. Da die Biegesteifigkeit und das Maximalbiegemoment jedoch signifikant vom Flächenträgheitsmoment und dadurch von der Wandstärke des Formteils abhängen, kann trotz der genannten Kennwertminderung ein deutlicher Strukturleichtbaueffekt für vorwiegend biegebeanspruchte Formteile erzielt werden. Um Werkstoff und Gewicht einzusparen, muss bei einem möglichst kleinen Werkzeugspalt eingespritzt und die gasbeladene Formmasse anschließend auf eine gegenüber der Kompaktbauweise höhere Endwandstärke expandiert werden. Im Gegensatz zu unverstärkten Thermoplasten zeigten die LFT-Werkstoffe in Integralschaumbauweise bei schlagartiger Beanspruchung keine verminderte Bruchenergie. Gegenüber dem Kompaktwerkstoff konnte teilweise sogar ein höheres Energieabsorptionsvermögen gemessen werden. Grund dafür ist das größere Flächenträgheitsmoment, welches beim schlagartigen Durchstoßen des Integralschaumes zu einer erhöhten Maximalkraft und infolgedessen zu einer größeren Bruchenergie führt.

Zur mathematischen Beschreibung des mechanischen Verhaltens wurden Struktur-Eigenschaftsbeziehungen experimentell ermittelt und anschließend in einen makromechanischen Modellansatz überführt. Dabei wird dem Integralschaum ein quasi-homogener Querschnitt zugesprochen und mechanische Kennwerte zugewiesen. Das Modell beschreibt die Minderung einer mechanischen Eigenschaft gegenüber der Kompaktbauweise als Funktion der *relativen Dichte*. Es konnte gezeigt werden, dass auch die Kennwertabnahme senkrecht zur Fließrichtung diesem mathematischen Zusammenhang folgt und durch einen Shift-Faktor f_s in Relation zum Verhalten in Fließrichtung gesetzt werden kann. Dadurch ist die Vorhersagbarkeit des mechanischen Verhaltens einer bestimmten Integralschaumarchitektur und infolgedessen die Möglichkeit einer strukturellen Auslegung von Integralschaumformteilen gegeben. Vor diesem Hintergrund spielen Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen den Fertigungsparametern und der sich im Formteil ausbildenden Schaumstruktur eine bedeutende Rolle und stellen einen weiteren Schwerpunkt dieser Arbeit dar. Theoretische Betrachtungen auf Basis eines dreischichtigen Sandwichmodells

beschäftigen sich eingehend mit dem mechanischen Verhalten in Abhängigkeit des jeweiligen Integralschaumaufbaus und insbesondere mit der Relevanz der Randschichtdicke.

Bei den Untersuchungen konnte ein signifikant positiver Einfluss der Außenhautdicke auf die Biege- und Stoßabsorptionseigenschaften der Integralschäume nachgewiesen werden. Längere Verzögerungszeiten bis zum Dekompressionshub führten zu einer deutlich dickeren Außenhaut und zu einer verbesserten mechanischen Belastbarkeit. Bei identischen Fertigungsbedingungen konnten mit chemischen Treibmitteln generell dickere Außenhäute als mit physikalischen Treibmitteln erzielt werden. Zwischen CO₂ und N₂ als physikalisches Treibmittel wurden hinsichtlich resultierender Schaumstruktur und mechanischer Eigenschaften keine wesentlichen Unterschiede festgestellt. Beim Schäumen mit Dekompressionshub ist in vielen Fällen die Kombination aus Spritzprägen und Negativprägen technisch realisierbar und aufgrund einer qualitativ geringeren Scherbeanspruchung beim Einspritzen hinsichtlich einer faserschonenden Verarbeitung von LFT-Materialien (Faserlänge ↑) empfehlenswert.

Lightweight potential of long-fiber-reinforced thermoplastics (LFT) in integral foam design manufactured by foam injection molding with decompression stroke of the mold

Abstract

This thesis is concerned with long-fiber-reinforced thermoplastic (LFT) integral foams manufactured using foam injection molding with a decompression stroke of the mold (foaming with decompression). Beside the lightweight potential that can be achieved in comparison to the compact material, the focus of these investigations is the mathematical description of the mechanical properties and the structural design of integral foam components. Through the use of three different foaming processes this work provides a thorough technological insight into the current processing technique and furthermore develops a deep understanding of the basic foaming behavior of LFT materials.

Investigations using PP-LGF and PA6-LGF demonstrated that the essential foam design and the corresponding mechanical properties can be tailored directly by manageable processing parameters. The test materials were processed to integral foams with different density reductions and foam architectures, and subsequently characterized. In general a reduction in strength, Young's modulus and fracture strain could be observed. As the flexural rigidity and the maximum bending moment show a significant dependence on the second moment of inertia, and hence on the wall thickness of the part, an obvious structural lightweight effect can be achieved, particularly for parts exposed to bending loads. In order to save raw material and weight, the gas-laden molding compound needs to be injected into a small cavity gap and subsequently expanded to a final wall thickness higher than that of the compact part. In contrast to unfilled polymers, the LFT integral foams showed no reduction in fracture energy under impact load. Compared to the compact material, even an increase in energy absorption capacity could be measured in some cases. The reason for this is the higher second moment of inertia, which increases the maximum force and therefore the fracture energy during an impact penetration of integral foams.

For mathematical description of the mechanical behavior, structure-property relationships were determined experimentally and finally transferred into a macro-mechanical model approach. Here mechanical properties were assigned to a homogenous cross-section attributed to the integral foam. The model describes the reduction of a mechanical property (compared to the compact material) as a function of the relative density. It could also be shown that the reduction perpendicular to the direction of flow also follows this mathematical relationship and can be set by a factor f_s in relation to the behavior in the direction of flow. This allows the prediction of the mechanical behavior of a certain integral foam architecture, and hence the possibility to structurally interpret integral foam parts. Against this backdrop, investigations into the interaction between the manufacturing parameters and the resulting mechanical properties play an important role and represent a further key focus of this work. Theoretical discussions based on a three-layered sandwich model thoroughly examine the mechanical behavior as a function of the integral foam design and in particular the relevance of the skin layer thickness.

The investigations showed a significant positive influence of the skin layer thickness on the bending and impact absorption properties of integral foams. Longer delay times until the mold was opened led to significantly thicker skins and to an improved mechanical performance. Under equivalent processing conditions, chemical blowing agents generally gave rise to thicker skins than physical blowing agents. No significant differences could be observed between the physical blowing agents CO₂ and N₂ in terms of the resulting foam structure and the mechanical properties. In many cases the combination of injection compression molding and foaming with decompression is technically feasible. Due to qualitatively lower shear stress on the fibers during injection, this method can be recommended for LFT materials as a means of preserving fibers during processing (fiber length ↑).

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	I
Abstract	III
Inhaltsverzeichnis.....	V
Abkürzungsverzeichnis	VII
Formelzeichen und Indices.....	VIII
1 Einleitung.....	1
1.1 Motivation	2
1.2 Zielsetzung.....	3
2 Stand der Forschung und Technik.....	5
2.1 Langfaserverstärkte Thermoplaste (LFT)	5
2.1.1 Prozessinduzierte Fließorientierung	7
2.1.2 Langfaserverstärkte Thermoplaste im Spritzgießdirektverfahren (LFT-D-IM).....	9
2.1.3 Spritzprägen	10
2.2 Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG).....	11
2.2.1 Physikalische Treibmittel (PBA)	12
2.2.1.1 MuCell-Prozess	15
2.2.1.2 Verfahrensvarianten mit physikalischem Treibmittel	17
2.2.2 Chemische Treibmittel (CBA).....	17
2.2.3 Physikalische Zusammenhänge beim TSG	19
2.2.4 TSG im Niederdruck- und Hochdruckverfahren.....	20
2.2.5 Vor- und Nachteile beim TSG	23
2.2.6 Klassifizierung von Integralschäumen	27
2.2.7 Mechanisches Verhalten von Integralschäumen.....	29
2.2.8 Modellansatz zur Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von Integralschäumen	33
3 Experimentelles	35
3.1 Versuchsaufbau	35
3.1.1 LFT-D-Schaum-Verfahren	36
3.1.2 CBA / MuCell.....	37
3.2 Versuchsmaterialien	38
3.3 Versuchsdurchführung.....	40
3.3.1 Prozessparameter.....	41
3.3.2 Probenentnahme	43
3.3.3 Dichtebestimmung.....	43

3.3.4	Mikroskopie	43
3.3.5	Faserlängenanalyse	44
3.3.6	Thermische Eigenschaften	44
3.3.7	Mechanische Prüfungen.....	44
4	Ergebnisse und Diskussion.....	46
4.1	Integralschaumaufbau.....	46
4.2	Mechanische Prüfung.....	50
4.2.1	Faserlängenverteilung	51
4.2.2	Zugeigenschaften	52
4.2.3	Biegeeigenschaften.....	55
4.2.4	Energieaufnahmevermögen unter stoßartiger Beanspruchung.....	62
4.3	Verfahrensvergleich.....	65
4.4	Spritzprägen und Dekompression.....	68
4.5	Einfluss der Verzögerungszeit.....	69
4.6	Art und Konzentration des physikalischen Treibmittels	74
4.7	Verhalten senkrecht zur Fließrichtung.....	78
4.8	Thermische Eigenschaften	82
4.9	Kantendefekt	83
5	Modellbildung.....	85
5.1	Maximale Biegesteifigkeit bei gegebenem Flächengewicht	86
5.2	Maximale Biegesteifigkeit bei gegebenem Expansionsgrad	89
5.3	Leichtbaupotenzial der Integralschaumbauweise	90
5.4	Bestimmung des Exponenten n	94
5.5	Auslegung von Integralschaumbauteilen	96
6	Zusammenfassung	102
	Abbildungsverzeichnis	105
	Tabellenverzeichnis.....	109
	Literaturverzeichnis.....	110
	Anhang.....	118
	Eigene Publikationen zum Thema	121
	Wissenschaftliche Paper und Zeitschriftenaufsätze	121
	Vorträge	122
	Betreute Abschlussarbeiten	123
	Lebenslauf.....	124

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Erklärung
ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
ADC	Azodicarbonamid
CBA	chemical blowing agent
CM	compression molding
CO ₂	Summenformel von Kohlenstoffdioxid
D-Rovings	Direkt-Rovings (Endlosfasergarne)
DSC	dynamische Differenzkalorimetrie
DSE	Doppelschneckenextruder
EATC	European Alliance for Thermoplastic Composites
FILO	first in last out
Gew.-%	Gewichtsprozent
GGT	Gasgedruckttechnik zur Vermeidung von Oberflächenschlieren
GMT	glasmattenverstärkter Thermoplast
GWP	global warming potential
H ₂ O	Summenformel von Wasser
IM	injection molding
IMC	injection molding compounding
KGF	kurzglasfaserverstärkt
KS	Kompaktspritzgießen
LFT	langfaserverstärkter Thermoplast
LFT-D	langfaserverstärkter Thermoplast im Direktverfahren
LFT-D-CM	langfaserverstärkter Thermoplast im Pressdirektverfahren
LFT-D-IM	langfaserverstärkter Thermoplast im Spritzgießdirektverfahren
LFT-G	langfaserverstärkter Thermoplast als Stäbchengranulat
LGF	Langglasfaser
MFI	melt flow index
N ₂	Summenformel von Stickstoff
NaHCO ₃	Summenformel von Natriumhydrogencarbonat
ODP	ozone depletion potential
PA	Polyamid
PA6	Polyamid-6
PA6-LGF50	Polyamid-6 verstärkt mit 50 Gew.-% Langglasfasern
PBA	physical blowing agent
PBT	Polybutylenterephthalat
PP	Polypropylen
PP-GF20	Polypropylen verstärkt mit 20 Gew.-% Glasfasern
PP-GF40	Polypropylen verstärkt mit 40 Gew.-% Glasfasern
PP-LGF	langglasfaserverstärktes Polypropylen
PP-LGF30	Polypropylen verstärkt mit 30 Gew.-% Langglasfasern
Pull-out	Herausziehen der Faser aus dem Verbund
p-T-Diagramm	Druck-Temperatur-Phasendiagramm
p-v-T-Diagramm	Druck-Volumen-Temperatur-Zustandsdiagramm
RT	Raumtemperatur
SCF	supercritical fluid
TGA	thermogravimetrische Analyse
TSG	Thermoplast-Schaumspritzgießen
Vol.-%	Volumenprozent

Formelzeichen und Indices

Index	Einheit(en)	Erklärung
α	°	Neigungswinkel zur Dekompressionsrichtung
$\Delta\rho$	%	Dichtereduktion
Δm	%	Gewichtreduktion, Gewichtseinsparung
ε_S	-	Dehnung des Integralschaums
ε_K	-	Dehnung des Kompaktwerkstoffes
φ	%	relative Luftfeuchte
λ	W/mK	spezifische Wärmeleitfähigkeit
ρ	g/cm ³	Dichte
ρ_o	g/cm ³	Dichte des Kompaktwerkstoffes
ρ_c	g/cm ³	kritische Dichte
ρ_K	g/cm ³	Dichte des Kompaktwerkstoffes
ρ_{Kern}	g/cm ³	Kernschichtdichte
$\rho_{\text{Kern,rel}}$	-	relative Kernschichtdichte
ρ_R	g/cm ³	Dichte der Randschicht (kompakte Außenhaut)
ρ_{rel}	-	relative Dichte
ρ_{Roh}	g/cm ³	Rohdichte
ρ_S	g/cm ³	Dichte des Integralschaums
σ	N/mm ²	Festigkeit
σ_b	N/mm ²	Biegespannung
$\sigma_{b,\text{max}}$	N/mm ²	maximale Biegespannung
σ_{fM}	N/mm ²	Biegefestigkeit
$\sigma_{fM,K}, \sigma_{fM,0}$	N/mm ²	Biegefestigkeit des Kompaktwerkstoffes
$\sigma_{fM,S}$	N/mm ²	Biegefestigkeit des Integralschaums
σ_K	N/mm ²	Festigkeit des Kompaktwerkstoffes
σ_S	N/mm ²	Festigkeit des Integralschaums
ψ	°	Drehwinkel
A	mm ² , cm ²	Fläche, Querschnittsfläche
b	mm	Breite
d_F	µm	Faserdurchmesser
E	N/mm ² , MPa	Elastizitätsmodul, Elastizitätskoeffizient, E-Modul
E_B	N/mm ² , MPa	Biegeelastizitätskoeffizient, Biegemodul
E_K, E_0	N/mm ² , MPa	Elastizitätsmodul des Kompaktwerkstoffes
E_{Kern}	N/mm ² , MPa	Elastizitätsmodul des Schaumkerns
E_M	J	Durchstoßenergie bei F_{max}
E_p	J	Durchstoßenergie bei F_p
E_R	N/mm ² , MPa	Elastizitätsmodul der Randschicht (kompakte Außenhaut)
E_Z	N/mm ² , MPa	Zug-Elastizitätsmodul
F	N	Kraft
F_M, F_{max}	N	Maximalkraft
F_p	N	Hälfte der Maximalkraft F_{max}
f_S	-	Shift-Faktor
h	mm	Probenhöhe, Wandstärke
h_o	mm	Einspritzspalt
h_K	mm	Wandstärke der Kompaktbauweise
h_{Kern}	mm	Höhe des geschäumten Kerns
h_R	mm	Höhe der kompakten Randschicht
h_{rel}	-	relative Wandstärke, Expansionsgrad

h_s	mm	Wandstärke des Integralschaums
h_{soll}	mm	Sollwert der Probenhöhe / Wandstärke
I_y	m^4	Flächenträgheitsmoment
j_Q	W/m^2	Wärmestromdichte
k	-	Kernschichtanteil
k_e	-	effektiver Kernschichtanteil
l	m, cm, mm	Länge, Faserlänge
L	mm	Stützlänge, Stützweite
l_c	mm	kritische Faserlänge
l_m	mm	Verformung bei Maximalkraft F_{max}
l_p	mm	Verformung bei $\frac{1}{2} F_{max}$
m	kg, g	Masse
m_F	kg/m^2	Flächengewicht
M_B, M_b, M	Nm	Biegemoment
$M_{B,max}$	Nm	maximales Biegemoment, Maximalbiegemoment
$M_{B,max,K}$	Nm	Maximalbiegemoment der Kompaktbauweise
$M_{B,max,S}$	Nm	Maximalbiegemoment der Integralschaumbauweise
p	bar, N/mm^2 , psi	Druck
p_c	bar	kritischer Druck
p_{HD}	bar	Forminnendruck beim Hochdruckverfahren
p_{ND}	bar	Forminnendruck beim Niederdruckverfahren
r	mm	Dicke der kompakten Randschicht an umlaufender Tauchkante
r_c	m	kritischer Radius
R_{th}	K/W	thermischer Widerstand
s	mm	Abstand von der Tauchkante bis zum Erreichen von h_{soll}
S_B	MPa	Biegesteifigkeit
$S_{B,K}$	MPa	Biegesteifigkeit der Kompaktbauweise
$S_{B,rel}$	-	relative Biegesteifigkeit
$S_{B,rel*}$	-	relative Biegesteifigkeit (berechnet)
$S_{B,rel,K}$	-	relative Biegesteifigkeit der Kompaktbauweise
$S_{B,rel,S}$	-	relative Biegesteifigkeit der Integralschaumbauweise
$S_{B,S}$	MPa	Biegesteifigkeit der Integralschaumbauweise
T	$^{\circ}C, K$	Temperatur
T_c	$^{\circ}C$	kritische Temperatur
T_g	$^{\circ}C$	Glasübergangstemperatur
T_m	$^{\circ}C$	Kristallisationstemperatur
t_p	s	Prägeverzögerungszeit
t_{vZ}	s	Verzögerungszeit
V	m^3, cm^3, mm^3	Volumen
v, V_s	cm^3/g	spezifisches Volumen
V_{Poren}	m^3, cm^3, mm^3	Volumen der Schaumporen
$V_{Werkstoff}$	m^3, cm^3, mm^3	Volumen des Werkstoffes
x	mm	Öffnungshub
X_0	-	Eigenschaft des Kompaktwerkstoffes
X_s	-	Eigenschaft des Integralschaums

1 Einleitung

Der Aufbau eines menschlichen Knochens zeigt, dass sich integralschaumartige Strukturen in der Natur nach einem millionenjahrelangen Evolutions- und Optimierungsprozess als Leichtbaulösung etabliert haben, Abb. 1. Die Integralschaumbauweise kann somit als eine *bionische* Leichtbautechnologie aufgefasst und im Allgemeinen dem Form- bzw. Strukturleichtbau zugeordnet werden.

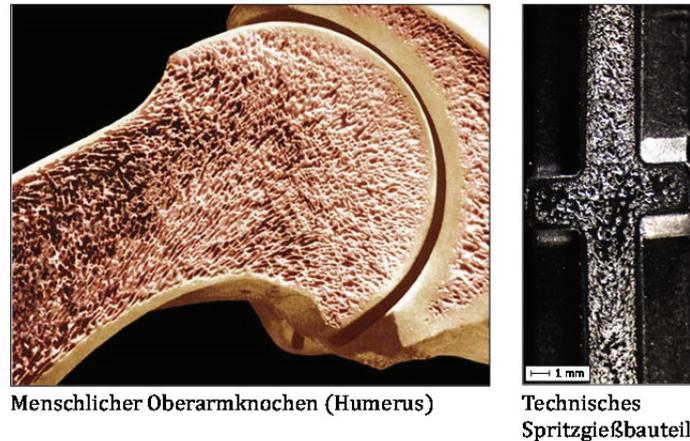


Abb. 1: Längsschnitt eines menschlichen Oberarmknochens (links) [Enc15], Querschnitt eines spritzgegossenen Integralschaumbauteils (PP-LGF30, rechts)

Unter einer Biege- und Torsionsbeanspruchung bietet die Integralschaumbauweise eine wesentlich höhere Steifigkeit und Tragfähigkeit als der identische Kompaktwerkstoff gleicher Masse. Durch eine bestimmte, räumliche Anordnung des Werkstoffes werden eine günstigere Kraftverteilung und dadurch eine gleichmäßige Materialausnutzung erzielt. Wie auch bei der Sandwichbauweise oder einem Doppel-T-Träger führt eine möglichst große Distanz zwischen den lasttragenden Deckschichten zu einem hohen axialen Flächenträgheitsmoment und infolgedessen zu einer hohen Biegesteifigkeit und einem hohen Maximalbiegemoment [Hen11].

Durch Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG) können komplexe Integralschaumbauteile werkzeugfallend, in großer Stückzahl und meist mit kurzen Zykluszeiten gefertigt werden. Dazu wird ein Treibgas unter Druck in der Polymerschmelze gelöst. Beim Einspritzvorgang in die Kavität kommt es zu einem Druckabfall der Polymer-Treibgas-Lösung. Beim Unterschreiten des Sättigungsdruckes führt dies zur Nukleierung, zur Bildung von stabilen Zellkeimen, zum Zellwachstum und somit zur Expansion der Formmasse. Unabhängig von der Bauteilkomplexität kommt es dabei immer zur Bildung einer ungeschäumten Außenhaut und in der *plastischen Seele* des Formteils zu einer zelligen Struktur. Da die Temperatur und dadurch die plastische Verformbarkeit der Formmasse zum Formteilinneren zunehmen, kann meist ein zur Querschnittmitte wachsender Zelldurchmesser beobachtet werden. Aus diesem Grund kommt es, von außen nach innen betrachtet, zu einem kontinuierlich abnehmenden Dichteverlauf [Alt10].

Durch die Verarbeitung von LFT-Werkstoffen mit dem Spritzgießsondervorverfahren TSG lassen sich langfaserverstärkte, thermoplastische (LFT) Integralschäume herstellen. Langfaserverstärkte Thermoplaste (LFT) wurden zunächst lediglich als Abdeckungen oder im Nicht-Sichtbereich eingesetzt. In den vergangenen Dekaden haben sie sich jedoch als Konstruktionswerkstoffe in Semistrukturanwendungen, insbesondere in der Automobilindustrie, etabliert. Sie zeichnen sich

durch ein günstiges Preis-Leistungsverhältnis, hohe gewichtsspezifische mechanische Eigenschaften und eine hohe Produktivität aus. Gegenüber Faserverbundkunststoffen mit einer duromeren Matrix, gewinnen LFT aufgrund ihrer unproblematischen Rezyklierbarkeit zunehmend an Bedeutung. Typische Anwendungsbeispiele im Automobilbau sind Front-Ends, Instrumenten-tafelträger, Türmodule, Sitzschalen, Ersatzradmulden oder Unterbodenstrukturen [Sch03b].

1.1 Motivation

Durch Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG) lassen sich zahlreiche Vorteile für das Formteil und den Formgebungsprozess erzielen. Neben der Material- und Gewichtsersparnis führen eigenspannungsärmere Formteile zu weniger Verzug und insgesamt zu einer verbesserten Maßhaltigkeit. TSG ermöglicht im Allgemeinen eine große Gestaltungsfreiheit und ein funktionelles Bauteildesign, da die beim Kompaktspritzgießen üblichen Fertigungsrestriktionen bei der Konstruktion weniger stark berücksichtigt werden müssen. Prozessseitig führt der auftretende Plastifiziereffekt des gelösten Treibmittels zu qualitativ geringeren Spritzdrücken, längeren Fließwegen und zu niedrigeren Masse- oder Werkzeugtemperaturen. Darüber hinaus kann von kürzeren Kühlzeiten, geringeren Forminnendrücken und Schließkräften profitiert werden (vollständige Auflistung der Vorteile in Abschnitt 2.2.5).

Grundsätzlich lassen sich nahezu alle Thermoplaste mittels TSG verarbeiten, jedoch kommt es ohne entsprechende Gegenmaßnahmen zur Bildung von Oberflächendefekten (z.B. Schlieren), welche die optische Formteilqualität deutlich reduzieren und einen Einsatz in Sichtanwendungen meist ausschließen [Zsc07; Mic06; Das03]. Aus diesem Grund werden geschäumte Spritzgießbauteile bisher hauptsächlich im nicht-Sichtbereich eingesetzt. In diese Kategorie fallen viele technische, semistrukturale Komponenten, die wiederum oftmals aus faserverstärkten Polymerwerkstoffen gefertigt werden. Für solche Bauteile ist eine mechanische Strukturauslegung meist zwingend erforderlich. Es muss rechnerisch nachgewiesen werden können, dass das Bauteil alle funktions- und sicherheitsrelevanten mechanischen Anforderungen erfüllt. Insbesondere deshalb, weil die notwendigen Spritzgießformwerkzeuge mit erheblichen Fertigungskosten verbunden sind.

Bisher gestaltet sich die Strukturauslegung bzw. -simulation für Integralschaumformteile als problematisch, vor allem, da mit der derzeit bestehenden Prozesssimulationssoftware keine abgesicherte Vorhersage der entstehenden Schaumstruktur (z.B. Randschichtdicke oder Zellgrößenverteilung sowie -orientierung) möglich ist. Beim konventionellen TSG mit einer Teilfüllung der Kavität (Niederdruckverfahren) sind die Schaumstruktur und demnach die mechanischen Eigenschaften meist von der Fließwegposition abhängig, was eine erfolgreiche Auslegung des Formteils äußerst kompliziert gestaltet. Im Gegensatz dazu kann beim Schaumspritzgießen mit Dekompressionshub (Hochdruckverfahren) eine mehr oder weniger fließwegunabhängige Schaumstruktur mit einstellbaren Randschichtdicken und infolgedessen mit einem homogenen Eigenschaftsprofil realisiert werden [Spö10]. Während sich die mechanischen Eigenschaften beim Niederdruckverfahren im Vergleich zum ungeschäumten Kompaktbauteil generell verschlechtern, kann beim Schäumen mit Dekompression durch die Wandstärkenvergrößerung eine deutliche Steigerung des axialen und polaren Flächenträgheitsmoments und daher ein Leichtbaueffekt erzielt werden. Aus diesem Grund liegt der Fokus in dieser Arbeit auf dem Hochdruckverfahren.

In der Fachliteratur wird überwiegend auf das Schäumverhalten von unverstärkten Thermoplasten eingegangen. Wesentlich seltener beschäftigt man sich in diesem Zusammenhang mit kurzfaserverstärkten und insbesondere langfaserverstärkten Werkstoffen. Vorarbeiten an unverstärkten Integralschäumen aus Polypropylen (PP), welche im Hochdruckverfahren hergestellt wurden, haben gezeigt, dass

- sich die Außenhautdicke und dadurch der wesentliche Schaumaufbau im Hochdruckverfahren mit beherrschbaren Prozessparametern gezielt steuern lassen [Spö10]
- das mechanische Materialverhalten solcher Schaumstrukturen mathematisch mit hinreichender Genauigkeit beschrieben werden kann [Mül04; Sem75; Cra08; Mül06]

Dadurch kann für das Hochdruckverfahren grundsätzlich eine Strukturauslegung von Integralschaumformteilen vorgenommen werden. Zu diesem Zweck sind jedoch experimentell ermittelte, mechanische Kennwerte in Abhängigkeit des Schaumaufbaus und der jeweiligen Dichtereduktion notwendig. Bisherige Studien in diesem Themenfeld haben gezeigt, dass es bei ursprünglich zähen Werkstoffen (wie z.B. ungefülltem oder talkumgefülltem Polypropylen) nach der Expansion zu einer merklichen Abnahme der Duktilität und infolgedessen zu einer deutlich verminderten Bruchenergie kommt [Spö10; Mül06; Cra08]. Da das Energieabsorptionsvermögen, insbesondere bei einer stoßartigen mechanischen Beanspruchung, für eine Vielzahl technischer Anwendungen jedoch ein kritisches Anforderungskriterium darstellt, erscheinen unverstärkte Integralschäume vor diesem Hintergrund nur begrenzt einsatzfähig.

Das Bruchverhalten von unverstärkten Polymeren ist durch eine vergleichsweise geringe Maximalkraft und eine hohe Bruchdeformation mit einem ausgeprägten Fließbereich gekennzeichnet, vgl. Abb. 21. Für das Verhalten von faserverstärkten Materialien sind eine hohe Bruchkraft, eine geringe Deformation sowie ein fehlender Fließbereich charakteristisch. Beim Schäumen unverstärkter Polymere ist der Fließbereich durch die Kerbwirkung der Schaumporen weniger stark ausgeprägt (Abb. 21), wodurch Bruchdehnung und Bruchenergie deutlich reduziert sind. Bei faserverstärkten Integralschäumen dagegen nehmen Maximalkraft, Bruchdehnung und demgemäß Bruchenergie wesentlich geringfügiger ab. Faserverstärkte Thermoplaste zeigen, auch nach der Überführung in eine geschäumte Struktur, einen stark faserdominierten Bruchmechanismus. Ausgehend von den Ergebnissen von [Spö10] wird daher vermutet, dass das Duktilitätsverhalten von faserverstärkten Werkstoffen gegenüber ungefüllten Thermoplasten im Allgemeinen weniger empfindlich auf eine Verschäumung reagiert, vgl. Abb. 21 in Kap. 2.2.7.

1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

Viele technische Spritzgießformteile werden aus kurz- und langfaserverstärkten Werkstoffen hergestellt. Da Langfasern grundsätzlich einen positiven Einfluss auf das schaumkritische Merkmal Energieabsorptionsvermögen ausüben [Tho02; Sch08a; Sch03b], erscheint deren Einsatz bei Integralschaumformteilen vielversprechend. In der einschlägigen Fachliteratur liegen jedoch bis dato nur unzureichende, experimentelle Daten und keine eingehenden Untersuchungen zu dieser Werkstoffart vor. Es ist daher das erklärte Ziel der vorliegenden Arbeit diese Lücke zu schließen.

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit langfaserverstärkten, thermoplastischen (LFT) Integralschäumen hergestellt durch Schaumspritzgießen mit Dekompressionshub. Neben dem gegenüber der Kompaktbauweise erzielbaren Leichtbaupotenzial, steht zudem die mathematische Beschreibung des mechanischen Eigenschaftsprofils und die Strukturauslegung von Integralschaumformteilen im Fokus der Untersuchungen. Durch den Einsatz drei unterschiedlicher Schaumspritzgießprozesse wird ein umfangreicher technologischer Einblick in die gängige Verfahrens- und Prozesstechnik gewährt und außerdem ein tiefgreifendes Verständnis des grundlegenden Schäumverhaltens langfaserverstärkter Thermoplaste erarbeitet.

Da bei industriellen LFT-Anwendungen die Kombination Polypropylen-Glasfaser aufgrund ihres guten Preis-Leistungsverhältnisses klar dominierend ist [Sch08a], wird auch in der vorliegenden Arbeit der Fokus auf dieses Materialsystem gelegt. Zum Vergleich, jedoch mit untergeordneter Priorität, wird ebenso auf die Materialkombination Polyamid-Glasfaser eingegangen. Neben chemischen Treibmitteln und dem MuCell-Prozess, soll die am Fraunhofer ICT vorhandene LFT-D-Anlagentechnik im Rahmen dieser Arbeit derart modifiziert werden, dass LFT-Integralschäume mittels Direktprozess und dem damit verbundenen Faserlängenvorteil hergestellt werden können.

Zur mathematischen Beschreibung des mechanischen Verhaltens werden Struktur-Eigenschaftsbeziehungen experimentell ermittelt und anschließend in einen makromechanischen Modellansatz überführt. Dabei wird dem Integralschaum ein quasi-homogener Querschnitt zugesprochen und mechanische Kennwerte zugewiesen. Das Modell beschreibt die Minderung einer mechanischen Eigenschaft (z.B. Festigkeit oder Elastizitätsmodul) gegenüber der Kompaktbauweise als Funktion einer makroskopischen Größe, der *relativen Dichte* [Gib99; Thr96; Sem75]. Wesentliches Ziel hierbei ist die Vorhersagbarkeit des mechanischen Verhaltens eines bestimmten Schaumaufbaus und dadurch die Möglichkeit einer strukturellen Auslegung von Integralschaumformteilen. Vor diesem Hintergrund spielen Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen den Fertigungsparametern und der sich im Formteil ausbildenden Schaumstruktur eine besondere Rolle und stellen einen weiteren Schwerpunkt dieser Arbeit dar. Theoretische Betrachtungen in diesem Kontext diskutieren den Zusammenhang zwischen Schaumaufbau und den korrespondierenden mechanischen Eigenschaften. Dazu wird die Betrachtungsweise des ansonsten als quasi-homogen angenommenen Integralschaumquerschnitts durch ein einfaches, dreischichtiges Sandwichmodell verfeinert.

Die Versuchsdurchführung im Experimententeil erfolgt unter Variation des LFT-Werkstoffes, des Schäumverfahrens, der Dichtereduktion / Expansionsgrad, der Art und Konzentration des eingesetzten physikalischen Treibmittels sowie der Verzögerungszeit vor dem Dekompressionshub. Dabei sind der resultierende Schaumaufbau sowie das mechanische Verhalten in Fließrichtung und senkrecht dazu unter Zug- und Biegebeanspruchung sowie unter stoßartiger Beanspruchung von vorrangigem Interesse. Des Weiteren werden weitere Integralschaumeigenschaften, wie z.B. das thermische Isolationsvermögen sowie der auftretende Kantendefekt beim Schäumen mit Dekompressionshub analysiert.

2 Stand der Forschung und Technik

2.1 Langfaserverstärkte Thermoplaste (LFT)

Zunächst lediglich als Abdeckungen oder im Nicht-Sichtbereich eingesetzt, haben sich LFT in den vergangenen Dekaden als Konstruktionswerkstoffe in Semistrukturanwendungen, insbesondere in der Automobilindustrie, etabliert. Sie zeichnen sich durch ein sehr günstiges Preis-Leistungsverhältnis, hohe gewichtsspezifische mechanische Eigenschaften und eine hohe Produktivität aus. Zu letzterem zählen beispielsweise kurze Zykluszeiten, eine konstante Materialqualität sowie ein hohes Integrationspotenzial. Auch aufgrund ihrer unproblematischen Rezyklierbarkeit gegenüber Faserverbundkunststoffen mit duromerer Matrix, gewinnen LFT zunehmend an Bedeutung. Typische Anwendungsbeispiele im Automobilbau sind Instrumententafelträger, Frontends, Türmodule, Sitzschalen, Ersatzradmulden und zunehmend komplette Unterbodenstrukturen [Sch03b; Bür03].

Die LFT-Verarbeitung beim Spritzgießen erfolgt entweder halbzeugbasierend durch die Verwendung von *Stäbchengranulaten* (LFT-G) oder durch *Direktprozesse* (LFT-D). Beim Fließpressen kommen darüber hinaus GMT-Halbzeuge zum Einsatz, die ebenso in die Gruppe der LFT-Werkstoffe einzuordnen sind [Bas02; Ehr06; Sch03b]. Aufgrund fehlender Relevanz für diese Arbeit wird auf GMT jedoch nicht weiter eingegangen.

LFT-G sind mit einem Thermoplast imprägnierte und konsolidierte, unidirektionale Glasfaserstränge, die in der Regel über Pultrusionsprozesse in Längen von 8 mm bis zu 25 mm produziert werden. Die Hersteller bieten jedoch auch ummantelte Systeme an, siehe Abb. 2 rechts. Kurzfasercompounds sind mit Faserlängen zwischen 0,1-1 mm erhältlich [Bür03; Ehr06; Sch05]. Der gebräuchliche Verstärkungsanteil liegt zwischen 15-60 Gew.-%. Unterhalb von 15 Gew.-% kann kaum eine Verstärkungswirkung erzielt werden. Oberhalb von 50-60 Gew.-% ist die gleichmäßige Benetzung der Fasern kritisch und das Compound verhält sich äußerst abrasiv [Ehr06; Sch05]. Die maximale Faserlänge bei LFT-G ist auf die Länge der Stäbchen begrenzt, siehe Abb. 2 rechts. Bei der Herstellung durch Pultrusion werden die Fasern zunächst durch ein Schmelzbad mit Thermoplastmatrix imprägniert und dann zu Bündeln zusammengefasst. Dadurch ist eine gleichmäßige Imprägnierung der einzelnen Faserfilamente möglich. Ummantelte Faserstäbchen werden gemeinsam mit der Thermoplastmatrix coextrudiert. Die Faservereinzelung und die eigentliche Imprägnierung finden während der Verarbeitung (beim Plastifizierung und Einspritzen) statt [Bür03].

Beim LFT-D-Spritzgießverfahren (LFT-D-IM) werden Endlosfaserrovings in die Thermoplastschmelze eingearbeitet und durch die Drehbewegung der Schnecken in vergleichsweise lange Fragmente gebrochen. Dadurch sind in der aufgeschmolzenen Formmasse sowie im finalen Bauteil qualitativ längere Fasern als durch LFT-G erzielbar [Bür03; Sch03b]. Auf diese Verfahrensvariante wird in Abschnitt 2.1.2 bzw. 3.1.1 näher eingegangen.

Die mechanischen Eigenschaften eines LFT-Formteils werden durch mehrere Faktoren bestimmt. Insbesondere muss eine gute Haftung an der Grenzfläche zwischen Matrix und Verstärkungsfaser vorhanden sein. Dies wird durch entsprechende Additive, zum einen über die bei der Herstellung

auf die Faser aufgetragene Faserschicht und zum anderen durch sog. Haftvermittler (Faser-Matrix-Koppler), gewährleistet. Insbesondere bei den unpolaren Polypropylen-Makromolekülen sind solche Additive notwendig, da hier funktionelle Gruppen fehlen [AVK09].

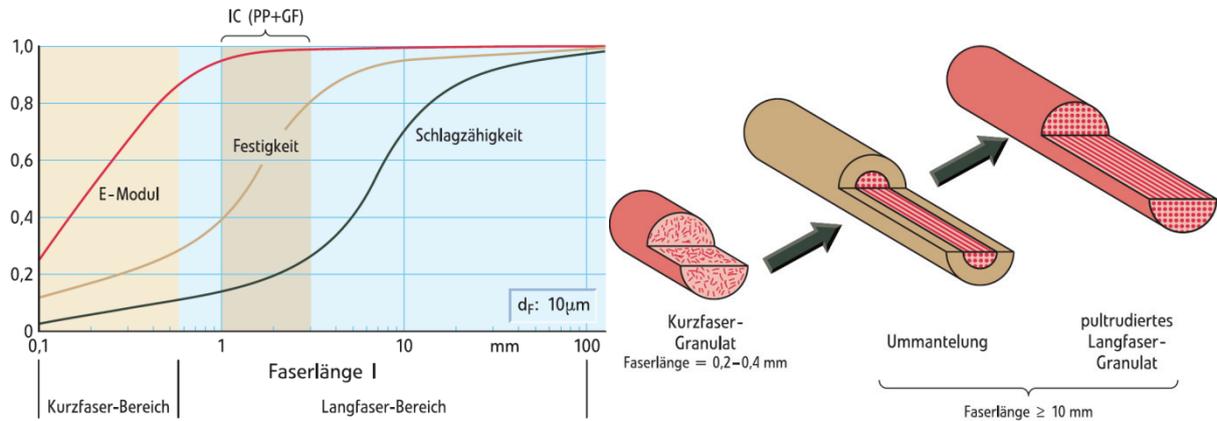


Abb. 2: Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der mittleren Faserlänge, PP-GF40 ([Bür03], vgl. mit [Tho02; Sch08a; Sch03b]), Kurzfaserganulat und Langfaserganulat LFT-G (rechts) [Bür03]

Die Festigkeit der Verstärkungsfasern liegt qualitativ etwa 2 Größenordnungen oberhalb der des Matrixmaterials [Met00]. Eine Verstärkungswirkung wird erzielt, indem äußere Lasten über die Matrix in die Faser eingeleitet und aufgenommen werden. Um die Festigkeit und damit die Verstärkungswirkung der Faser voll auszuschöpfen, muss deren Länge über der sog. kritischen Faserlänge l_c liegen. Beim Anlegen einer entsprechend hohen Last, kommt es unterhalb dieser Länge zum Herausziehen der Faser aus dem Verbund (*fiber pull-out*), oberhalb zum Bruch der Faser. Erst im zweitgenannten Fall wird die Verstärkungswirkung der Faser voll genutzt. In der Literatur findet man für die Kombination PP-LGF l_c -Werte zwischen 1,3 und 3,1 mm. Mit speziellen Haftvermittlern ist gar ein Wert von 0,9 mm erreichbar, vgl. Abb. 2 links [Met00; AVK09; Bür03].

Dominierend in LFT-Anwendungen ist die Materialkombination Polypropylen / Glasfaser aufgrund ihres guten Preis-Leistungsverhältnisses [Sch08a; AVK09]. Untersuchungen zu diesem Materialsystem zeigen einen signifikanten Einfluss der mittleren Faserlänge l (im Formteil) auf die mechanischen Eigenschaften. Abb. 2 links veranschaulicht den Zusammenhang zwischen der Faserlänge und dem normierten, mechanischen Eigenschaftsprofil eines mit 40 Gew.-% Glasfasern versetzten Polypropylens. Danach genügt bereits eine relativ kleine Faserlänge von etwa 1 mm, um das Ziel von 95 % der maximalen Steifigkeit zu erreichen. Um das Leistungspotenzial eines LFT-Werkstoffes hinsichtlich Festigkeit und insbesondere Schlagzähigkeit gänzlich auszuschöpfen, sind Faserlängen von 8-10 mm bzw. mind. 40 mm notwendig. Detaillierte Informationen zum Einfluss der mittleren Faserlänge können der einschlägigen Fachliteratur, insbesondere aus [Sch03b; Tho02; Tho04; Tho07; Tho96b; Tho96c; Tho96a; Tho97; Bür03] entnommen werden. Bei der Spritzgießverarbeitung faserverstärkter Thermoplaste spricht man laut [Bür03] ab mittleren Faserlängen von etwa 0,6 mm von einer Langfaserverstärkung. Gegenüber einer Kurzfaserverstärkung zeichnen sich LFT besonders durch höhere Crash- bzw. Impacteigenschaften sowie durch Vorteile im Langzeitverhalten und im Verhalten bei erhöhten Einsatztemperaturen aus [Haf200; Wäb97].

Für die Auslegung von LFT-Formteilen sind hauptsächlich mechanische Kennwerte (wie z.B. Festigkeit, Steifigkeit und Schlagzähigkeit) von Bedeutung. Insofern handelt es sich bei der mittleren Faserlänge um keine konstruktionsrelevante Kenngröße. Die mechanischen Eigenschaften werden zwar von der mittleren Faserlänge beeinflusst, die entsprechende Korrelation ist allerdings sehr komplex. Deshalb ist eine isolierte Betrachtung der im Formteil verbleibenden Faserlänge zur Strukturauslegung nur begrenzt zielführend und vielmehr als tendenzielles Indiz zu betrachten [Bür03; AVK09].

Um das Verstärkungspotenzial der Langfaser gänzlich auszuschöpfen, ist es bei der Verarbeitung von langglasfaserverstärktem Polypropylen das wesentliche Ziel, die Fasern während des Plastifizier- und Einspritzvorganges nicht zu schädigen und somit möglichst lange Fasern in das Formteil einzubringen [Haf200]. Von Vorteil sind große Schneckendurchmesser sowie faserschonende Schneckengeometrien und Rückstromsperrern. Die qualitativ größte Faserschädigung findet bei der Kavitätsfüllung statt [Bür03]. Aus diesem Grund kommt einer fasergerichten Gestaltung des Formwerkzeuges (z.B. große Querschnitte der Strömungskanäle und der Nadelverschlussdüsen) eine bedeutende Rolle zu [Bür03; Sch08a; Haf200; Met00].

2.1.1 Prozessinduzierte Fließorientierung

Beim Einspritzen in die Kavität kommt es durch komplexe Strömungsvorgänge zu Orientierungen der Makromolekülketten und der Verstärkungsstoffe. Man unterscheidet zwischen Scherströmungen (Scherfließen) und Dehnströmungen (Streckfließen). Bei einer reinen Scherströmung bewegt sich die Fließfront lediglich in eine Richtung. In Kombination mit einer zusätzlichen Dehnströmung breitet sich die Fließfront, wie in Abb. 3 dargestellt, in zwei Raumrichtungen gleichzeitig aus. Durch die damit verbundenen Dehnkräfte ordnen sich sowohl Makromoleküle als auch Glasfasern in Richtung der Dehnströmung und somit senkrecht zur Fließrichtung an. Gleichzeitig beeinflussen Scherkräfte der Scherströmung ebenso die Faserausrichtung. Die Faserorientierung in technischen Spritzgießformteilen bildet sich in der Regel durch eine Überlagerung aus Scher- und Dehnströmungen aus [Els12; Els11; Met00]. Neben dem Fasergehalt und der Faserlänge sind Fließorientierungen der Fasern für das mechanische Verhalten von entscheidender Bedeutung. Durch die genannten Scher- und Dehnströmungen entsteht ein anisotropes Formteil mit richtungs- und fließwegabhängigen Faserorientierungen und mechanischen Eigenschaften [AVK09; Met00; Men82].

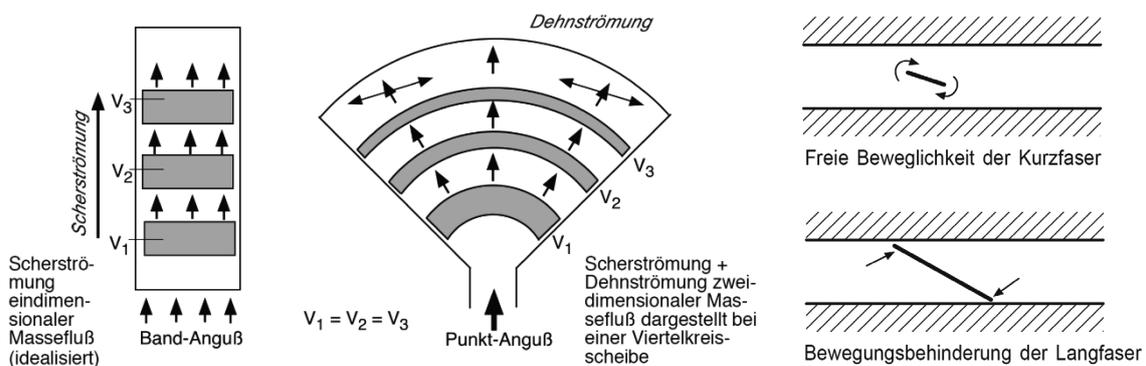


Abb. 3: Scherströmung und Dehnströmung (links) [Eye08], Beweglichkeit der Fasern im Fließkanal (rechts) [Met00]

In der Literatur finden sich zahlreiche Untersuchungen, die sich mit dem Zusammenhang zwischen Strömungsprofil und den resultierenden Orientierungsvorgängen beschäftigen [Men82; Heg86; Pfl01; Ngu08; Aka91; Kar93]. Sowohl für Kurz- als auch für Langglasfasern werden unterschiedliche Modelle mit einem drei-, sieben- oder neunschichtigem Aufbau vorgeschlagen. Gegenüber kurzfaserverstärkten Werkstoffen ist die Faserbeweglichkeit bei LFT-Werkstoffen jedoch reduziert, da Langfasern ähnliche Dimensionen aufweisen wie die Wandstärke typischer technischer Bauteile, Abb. 3 rechts [Met00]. Dadurch sind die in der Literatur beschriebenen Kurzglasfasermodelle zur Faserausrichtung nur bedingt auch zur Beschreibung von LFT-Werkstoffen übertragbar [Roh11]. Für die Betrachtungen im Rahmen dieser Arbeit ist der Detailgrad eines dreischichtigen Modells ausreichend, vgl. Abb. 62.

Beim Einspritzvorgang von thermoplastischen Schmelzen kommt es zu einem strukturviskosen (oder auch pseudoplastischen) Fließverhalten. Im Gegensatz zu einem Newtonschen Fließen, bei dem zwischen Schubspannung und Schergeschwindigkeit ein linearer Zusammenhang besteht, kommt es bei einem strukturviskosen Verhalten mit ansteigender Schergeschwindigkeit zu einer degressiven Zunahme der Schubspannung [Els11; Els12].

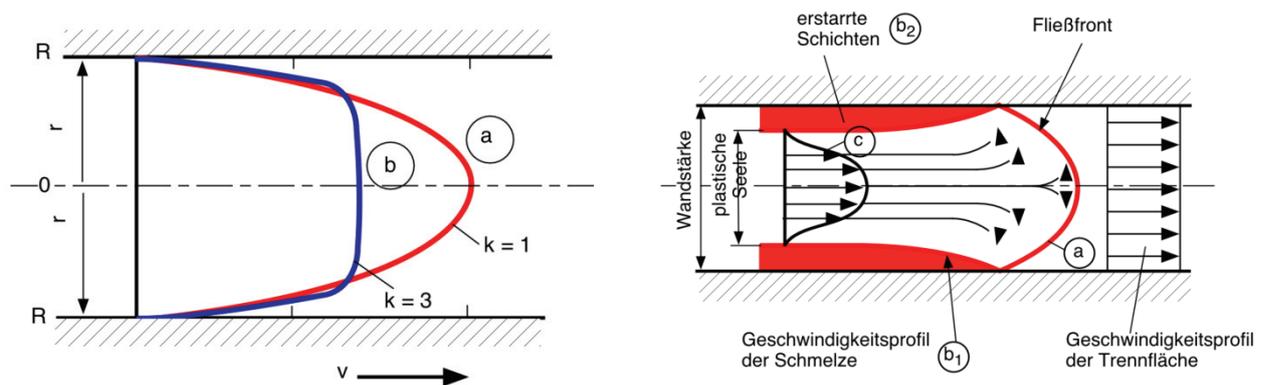


Abb. 4: Geschwindigkeitsprofil eines Newtonschen (rot a) und eines strukturviskosen Fluids (blau b, links) [Eye08]; unterschiedliche Geschwindigkeitsprofile durch Reduzierung des Strömungsquerschnitts beim Abkühlen der Formmasse (rechts) [Eye08]

Wie in Abb. 4 links am Beispiel einer einfachen Rohrströmung dargestellt, bestehen bei einem Newtonschen (rot) und einem strukturviskosem (blau) Fluid im Querschnitt unterschiedliche Geschwindigkeitsprofile. Durch Viskositätsmessungen an mit CBA versetzten PP-GF20 konnte [Zha05] eine Erhöhung der Pseudoplastizität durch den Plastifiziereffekt des gelösten Treibmittels nachweisen. Infolgedessen wird im Querschnitt ein kleinerer Scherbereich und infolgedessen weniger Faserbruch vermutet.

Qualitativ betrachtet ergibt sich beim Einspritzen in die Kavität das in Abb. 4 rechts dargestellte Geschwindigkeitsprofil. Durch Wärmeabfuhr nimmt der Anteil des erstarrten Materials (b_2) am Querschnitt während der Einspritzphase stetig zu. Der freie Strömungsquerschnitt zwischen den eingefrorenen Rändern wird demnach kleiner und verändert dadurch das Strömungs- und Scherprofil [Met00].

2.1.2 Langfaserverstärkte Thermoplaste im Spritzgießdirektverfahren (LFT-D-IM)

Beim LFT-D-Spritzgießverfahren (LFT-D-IM) werden die beiden Stufen Compoundieren und Formgebung zu einem einzigen Prozess zusammengeführt. Die Ausgangsstoffe Thermoplast, Additive, Füll- und Verstärkungsstoffe werden unmittelbar vor ihrer Formgebung compoundiert und direkt (→ Direktprozess) zum fertigen Bauteil verarbeitet. Dieses Verfahrensschema, zunächst ausschließlich beim Fließpressen eingesetzt (LFT-D-CM), gehört seit einigen Jahren auch beim Spritzgießen zum Stand der Technik [Sch08a; Sch03b].

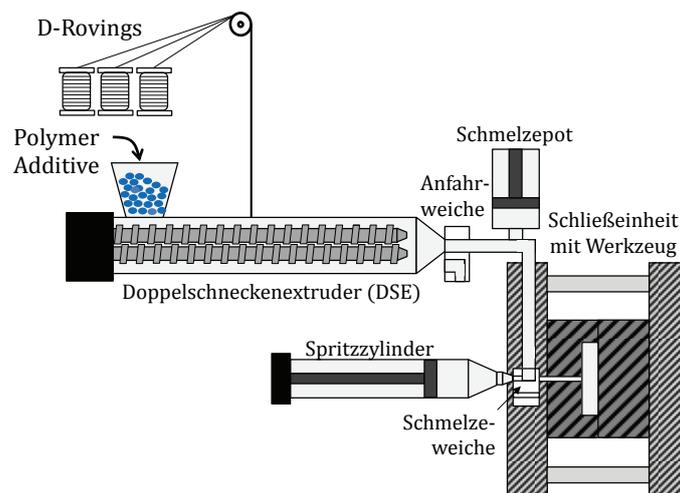


Abb. 5: Verfahrensschema des LFT-D-IM-Prozesses

Wie in Abb. 5 verdeutlicht, werden Endlosfasergarne (sog. Direkt-Rovings) über den offenen Zylinderabschnitt eines Doppelschneckenextruders (DSE) faserschonend in die thermoplastische Schmelze eingearbeitet und dabei statistisch gebrochen. Gegenüber der Verarbeitung von LFT-G lassen sich im plastifizierten Material durch die Direktverarbeitung qualitativ größere Faserlängen erzielen. Außerdem wird die Formmasse durch diesen einstufigen Prozess nur einmal aufgeschmolzen und infolgedessen *in einer Wärme* verarbeitet. In den meisten Fällen liegen die mechanischen Eigenschaften deutlich über denen der LFT-G-Verarbeitung. Der Spritzgießverarbeiter profitiert außerdem von deutlichen Materialersparnissen, da relativ preiswerte Ausgangsmaterialien verarbeitet werden. Innerhalb der Wertschöpfungskette ergibt sich zudem ein verringerter logistischer Aufwand. Verglichen mit der Pressverarbeitung (LFT-D-CM), bei dem nur eine eingeschränkte Designfreiheit (z.B. keine Hinterschnitte möglich) besteht, können beim hochautomatisierten LFT-D-IM komplexe Geometrien werkzeugfallend und vor allem ohne Nacharbeit gefertigt werden. Allerdings kommt es aufgrund höherer Scherbeanspruchung durch den Einspritzvorgang vermehrt zur Faserschädigung und daher zu niedrigeren mechanischen Eigenschaften als beim Fließpressen [Sch08a].

Das vom Extruder diskontinuierlich ausgetragene LFT-Compound wird durch eine beheizte Schmelzeleitung zur Spritzeinheit transportiert. Ist das Dosiervolumen erreicht, wird durch Schalten einer Schmelzeweiche das Werkzeug mit der Spritzeinheit verbunden und es kann eingespritzt werden. Damit der DSE auch während der Einspritzphase kontinuierlich weiterarbeiten kann, wird das Plastifikat in einem Schmelzepuffer (Schmelzepot), bestehend aus einem beheizten Zylinder mit Kolben, zwischengespeichert und beim nächsten Dosierzyklus dem übrigen Compound zugeführt. Weitere Informationen sowie eine detaillierte Beschreibung dieses Prozesses kann der Fachliteratur

[Sch08a; McL10; Roh11; Bür00; Bür05; Bür03; Sie05; Wob08; Wob01; Göt03] oder dem Versuchsaufbau in Kap. 3.1.1 entnommen werden.

2.1.3 Spritzprägen

Beim Spritzgießsondervverfahren Spritzprägen wird die exakt vordosierte Formmasse in das um einen definierten Prägespalt geöffnete Werkzeug eingespritzt. Dabei handelt es sich meist um Tauchkantenwerkzeuge, es können aber auch Werkzeuge mit integriertem, hydraulischen Hub oder einer Federvorspannung zum Einsatz kommen [Joh04]. Anschließend, meist auch überlagert, um den Schmelzestrom nicht zu stoppen, wird das Werkzeug geschlossen und der Schmelzekuchen gleichmäßig im Formnest verteilt.

Der Verfahrensablauf beim Spritzprägen kann in einem p-v-T-Phasendiagramm (Druck p – spezifisches Volumen v – Temperatur T) dargestellt werden: eine Teilfüllung (Abb. 6 rechts) ins geöffnete Werkzeug erfolgt nahezu drucklos (1+2) [Joh04]. Wird die Kavität vollständig in Kombination mit einem Nachdruck gefüllt (Abb. 6 links), kommt es zwischen Punkt 1 und 2 zu einem Druckanstieg. Während einer Prägeverzögerungszeit (t_p) erfolgt durch Abkühlung eine isobare Volumenkontraktion bis die Prägekraft (3) einsetzt, das Material kompaktiert (3*) und auf ein deutlich höheres Druckniveau (4) anhebt. Wird die Prägeposition gehalten, kommt es zu einer isochoren Abkühlung (5). Die Volumendifferenz (ΔV_{556}) zwischen Punkt 5 und 6 bestimmt die Verarbeitungsschwindigkeit.

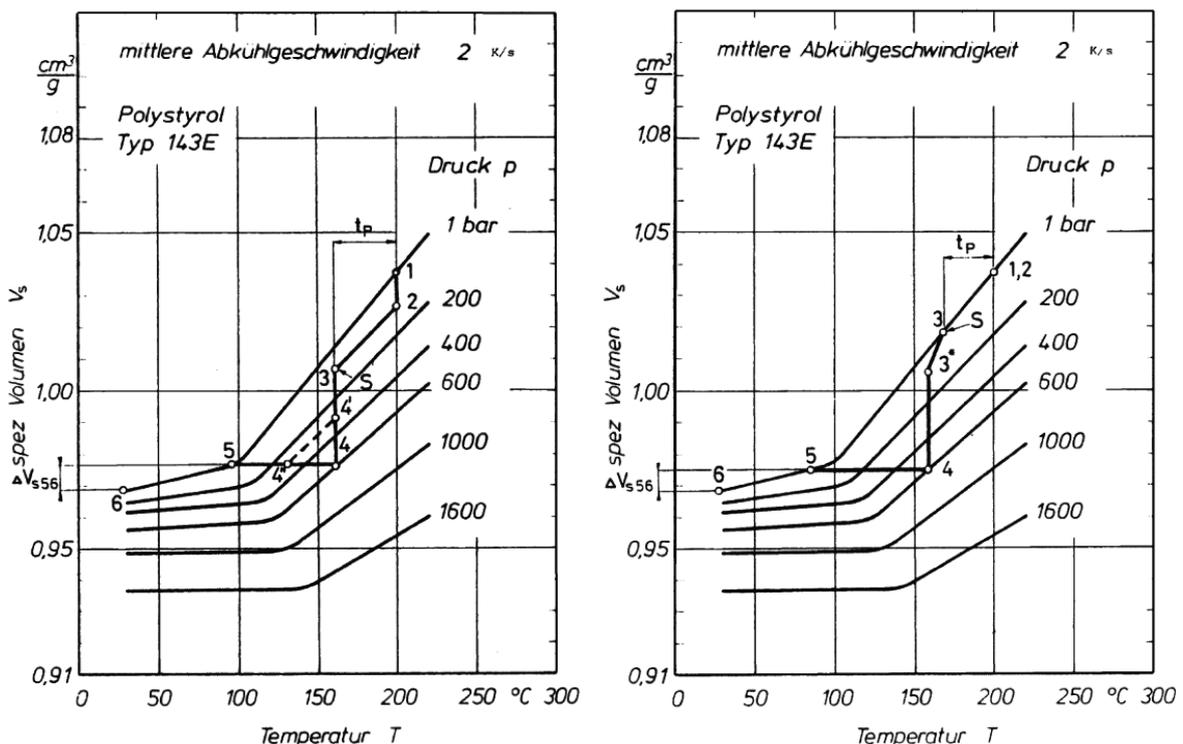


Abb. 6: Verfahrensablauf beim Spritzprägen bei einer Teilfüllung (rechts) und einer vollständigen Füllung (links) dargestellt im p-v-T-Diagramm [Joh04]

Dieses Verfahren ist sowohl für besonders dick- als auch dünnwandige Formteile geeignet. Dabei wird auf das gesamte Formteil ein homogener Druck ausgeübt, der zu einer gleichmäßigeren und schnelleren Abkühlung (kürzere Zykluszeit) führen kann [Joh04]. Gegenüber einem

Schwindungsausgleich durch Nachdruck kommt es während der Abkühlphase beim Spritzprägen zu einem quasi vom Fließweg unabhängigen Druckniveau in der Schmelze. Dies führt zu deutlich weniger Eigenspannungen und somit zu weniger Verzug, insbesondere auch bei großflächigen Formteilen [Bür99; Joh04; Die08].

Durch die wesentlich geringeren Forminnendrucke kann mit einer erheblichen Reduzierung des Schließkraftbedarfs gerechnet werden. In vielen Fällen werden nur etwa 35-60 % des üblichen beim Spritzgießen mit Nachdruck benötigten Druckniveaus benötigt [Joh04]. Durch den größeren Prägespalt sind die Schergeschwindigkeiten beim Einspritzvorgang sowie prozessinduzierte Fließorientierungen (Molekülketten, Fasern) deutlich reduziert. Um dieses Verfahren zur Fertigung einsetzen zu können, müssen hohe Investitionskosten für Maschinen- und Werkzeugtechnik berücksichtigt werden [Bür99; Joh04; Die08].

2.2 Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG)

Das Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG) ist ein Spritzgießsondervfahren, welches die Herstellung thermoplastischer Formteile mit einem Integralschaumaufbau ermöglicht. Ein Treibmittel, welches in die Thermoplastschmelze eingearbeitet wird, führt infolge des beim Einspritzen resultierenden Druckabfalles zum Aufschäumen der gasbeladenen Schmelze. Da die Formmasse in der Kavität durch die vergleichsweise kalte Formnestwand abrupt von außen nach innen erstarrt, kommt es lediglich im noch plastischen Anteil der Schmelze zur Ausbildung eines geschäumten Kerns, der von einer kompakten, ungeschäumten Außenhaut umschlossen wird, siehe Abb. 7. Der Übergang von Randschicht zur Querschnittsmittte hinsichtlich lokaler Dichte und lokaler Steifigkeit ist in den meisten Fällen fließend. Nach dem Vorbild der Natur wird unter einer Biegebeanspruchung durch den geschäumten Kern im Bereich der neutralen Faser Material eingespart und die lasttragenden, ungeschäumten Randschichten auf Abstand gehalten, ähnlich wie bei einem menschlichen Knochen, siehe Abb. 1. Ebenso kann die mechanische Wirkungsweise eines solchen Aufbaus vereinfachend mit der eines Sandwichbauteils oder eines Doppel-T-Trägers verglichen werden, Abb. 7 rechts [Alt10; Moo74; Mül06; Spö10; Wu94].

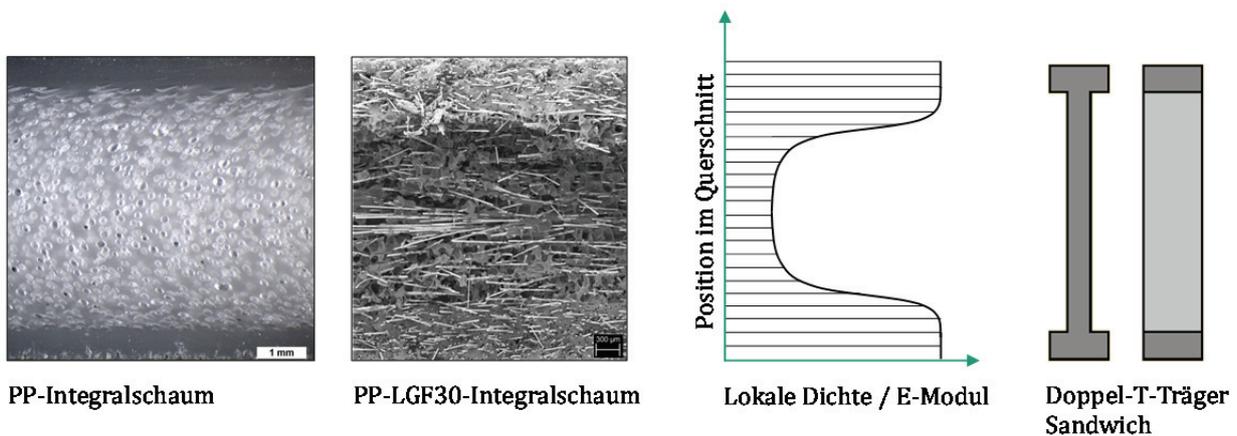


Abb. 7: Querschnitt eines PP- und PP-LGF30-Integralschaums (links), lokale Dichte und E-Modul (schematisch, mittig), Doppel-T-Träger / Sandwich (rechts)

Die Anfänge des Schaumspritzgießens gehen zurück in die Mitte des letzten Jahrhunderts als Backpulver als chemisches Treibmittel beim Spritzgießen erstmals eingesetzt wurde, um der Bildung von Einfallstellen entgegenzuwirken. Seither wurden die Rezepturen für chemische Treibmittel stetig optimiert und weiterentwickelt, so dass in der heutigen Serienproduktion auf spezielle Masterbatches zurückgegriffen werden kann, siehe Kapitel 2.2.2 [Alt10; Sch12].

Obwohl die Direktbegasung in der kontinuierlich ablaufenden Extrusion wesentlich früher etabliert werden konnte, gelang es erst gegen Ende der 90er Jahre, die Direktbegasung mit physikalischem Treibmittel auch beim diskontinuierlichen Spritzgießen prozesstechnisch zu beherrschen. Dabei nimmt das *Massachusetts Institute of Technology (MIT)* in Boston eine Pionierrolle ein, welches die erste Direktbegasungstechnologie zum Spritzgießen von mikrozellulären Thermoplasten entwickelte [Alt10]. Fa. *Trexel Inc.* (ehemals *Axiomatics Corp.*) sicherte sich die Exklusivlizenzen dieser patentierten Technologie und vertreibt diese seither unter dem Markennamen MuCell®, siehe Kapitel 2.2.1.1. Anschließend und teilweise zeitgleich wurden weitere Schäumverfahren mit physikalischem Treibmittel entwickelt, die in Kapitel 2.2.1.2 kurz vorgestellt werden.

Zum TSG können sowohl chemische (CBA) als auch physikalische (PBA) Treibmittel eingesetzt werden. Bei bestimmten Anwendungen ist auch eine Kombination sinnvoll. Dieser Abschnitt geht kurz auf beide Treibmittelarten ein und gibt einen Überblick über die jeweils benötigte Prozess- und Anlagentechnik. Weitere Informationen über chemische und physikalische Treibmittel können der Fachliteratur entnommen werden [ISm11; Pir14; Rap12; Rap14; Rap13; Rap10; Sch12].

2.2.1 Physikalische Treibmittel (PBA)

Physikalische Treibmittel (PBA, *engl. physical blowing agents*) sind Fluide, entweder komprimierte Gase oder leichtflüchtige Flüssigkeiten, die der Thermoplastschmelze zugegeben werden und ein Aufschäumen der Formmasse bewirken. Da im Gegensatz zu chemischen Treibmitteln keine Zersetzungsreaktion stattfindet, sondern das Treibgas direkt in der Formmasse gelöst wird, spricht man in diesem Zusammenhang von einer *Direktbegasung* der Schmelze. Aufgrund des hohen Treibhauspotenzials (GWP¹) scheidet inzwischen viele Fluorkohlenwasserstoffe als mögliche Treibmittel aus. Die am meisten für die Kunststoffverarbeitung relevanten physikalischen Treibmittel sind in Tabelle 1 aufgelistet.

Tabelle 1: Überblick über physikalische Treibmittel [Lüb02b; Alt10]

PBA	Summenformel	Molekulargewicht [g/mol]	Siedepunkt bei 1 bar [°C]	brennbar	ODP ²	GWP ¹	T _c [°C]	p _c [bar]	ρ _c [g/cm ³]
Kohlenstoffdioxid	CO ₂	44,0	-78,4	nein	0	1	31	74	0,47
Stickstoff	N ₂	28,0	-195,8	nein	0	0	-147	34	0,31
Isobutan	C ₄ H ₁₀	58,1	-11,7	ja	0	ca. 3			
Isopentan	C ₅ H ₁₂	72,1	28	ja	0	ca. 3			
Cyclopentan	C ₅ H ₁₀	70,1	49	ja	0	ca. 3			

¹ Global Warming Potential (GWP) beschreibt das Treibhauspotenzial einer Substanz (CO₂-Äquivalent) [Alt10]

² Ozone Depletion Potential (ODP) ist ein Maß für die Fähigkeit einer Substanz, Ozon abzubauen [Alt10]

Zur TSG-Verarbeitung kommen nahezu ausschließlich die beiden inerten Gase Stickstoff (N_2) und in selteneren Fällen Kohlenstoffdioxid (CO_2) zum Einsatz [Alt10]. Zur Direktbegasung der Schmelze ist eine spezielle Anlagentechnik (Gasdosierstation, Gasinjektor, spezielle Schnecke und Zylinder) erforderlich, siehe Kap. 2.2.1.1 und 2.2.1.2. Damit lassen sich zwar gegenüber CBA qualitativ größere Gasmengen in das Polymer einbringen, jedoch fallen höhere Investitionskosten als bei einer üblichen Standardspritzeinheit an. Die laufenden Kosten sind für physikalische Treibmittel dagegen deutlich geringer einzustufen als für CBA [Alt10].

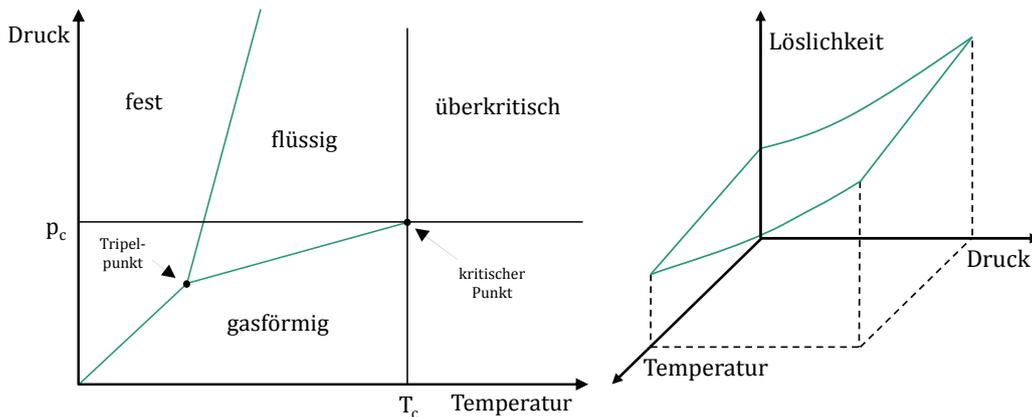


Abb. 8: p-T-Phasendiagramm (schematisch) eines physikalischen Treibmittels (links), Einfluss von Temperatur und Druck auf die Löslichkeit (schematisch) eines Gases im Polymer (rechts), vgl. mit [Bal94]

Das Verhalten eines physikalischen Treibmittels in Abhängigkeit des Druckes p und der Temperatur T kann mit einem p-T-Phasendiagramm beschrieben werden, Abb. 8 links. Oberhalb einer bestimmten kritischen Temperatur T_c und eines kritischen Druckes p_c (siehe Tabelle 1) zeigen Gase ein besonders vorteilhaftes Lösungs- und Diffusionsverhalten. In diesem sog. *überkritischen Zustand* ist eine weitere Verflüssigung durch Druckerhöhung nicht mehr möglich und das Fluid lässt sich prozesssicher und in exakter Konzentration der Thermoplastschmelze zudosieren [Mic02; Alt10; Mü06]. Eine spezielle Gasdosiereinheit verdichtet das Treibgas und gibt es dem Prozess als *überkritisches Fluid* (SCF, engl. *supercritical fluid*) zu.

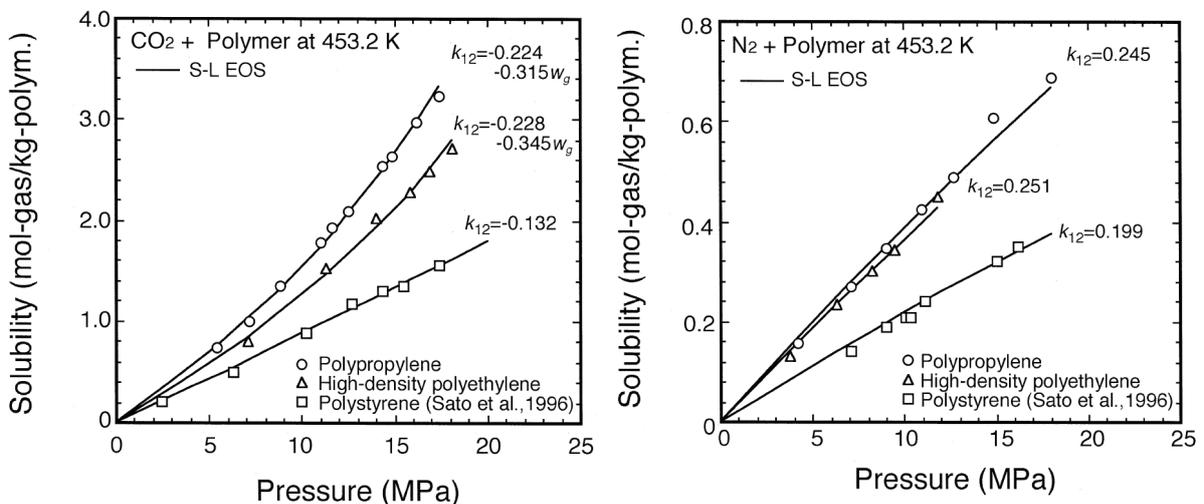


Abb. 9: Löslichkeit von CO_2 und N_2 in unterschiedlichen Polymeren [Sat99]

Die Löslichkeit eines Treibmittels beschreibt die Gasmenge, die in Abhängigkeit vom Systemdruck und der Temperatur in einem bestimmten Polymer gelöst werden kann, Abb. 8 rechts. In der Literatur findet man für CO₂ durchweg höhere Löslichkeiten in den meisten Polymeren verglichen mit N₂, siehe Abb. 9.

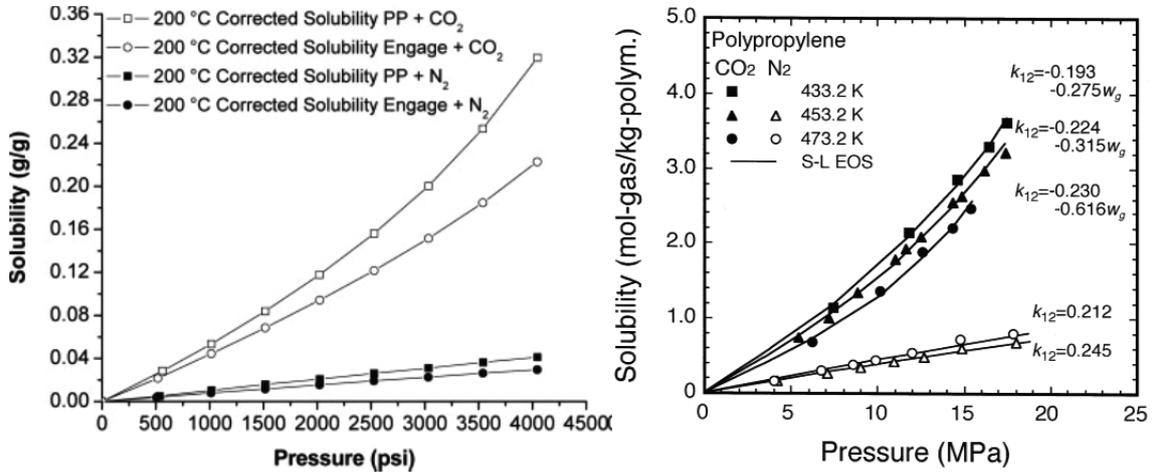


Abb. 10: Löslichkeit von CO₂ und N₂ in unterschiedlichen Polypropylen-Typen [Li07; Sat99]

Im Allgemeinen zeigt sich die Löslichkeit wesentlich stärker vom Systemdruck beeinflusst als von der Temperatur. Ein größerer Druck führt stets zu einer höheren Löslichkeit. Die Temperatur jedoch kann sowohl einen positiven als auch negativen Einfluss auf die Löslichkeit des Treibgases ausüben: während eine steigende Temperatur z.B. in Polypropylen einen Abfall der CO₂-Löslichkeit bewirkt, verhält es sich bei N₂ genau umgekehrt, siehe Abb. 10 rechts [Sat99].

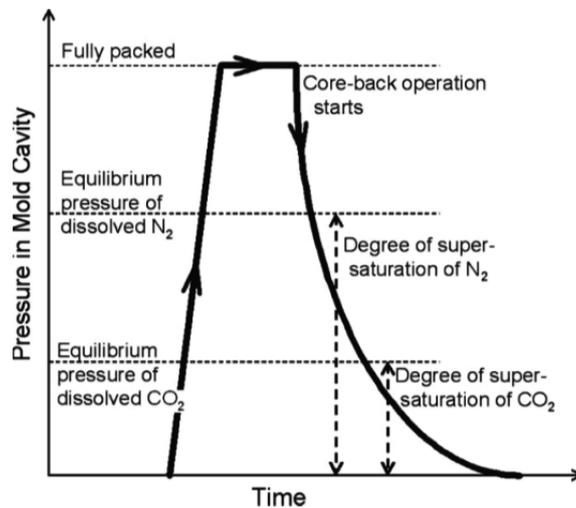


Abb. 11: Grad der Übersättigung beim Hochdruckverfahren für CO₂ und N₂ [Ish11]

Auf das Gewicht bezogen weist CO₂ gemäß Abb. 10 bei gleichem Druck und bei gleicher Temperatur eine etwa 5 Mal so große Löslichkeit auf als N₂ [Sat99; Li07]. Um die gleiche Menge N₂ wie CO₂ in Polypropylen lösen zu können, wird demzufolge der etwa fünffache Druck benötigt. Umgekehrt betrachtet bedeutet dies, dass man bei gegebenem Druck die ca. 5-fache Menge CO₂ im Vergleich zu Stickstoff in der Schmelze lösen kann. Der jeweilige Systemdruck, der mindestens notwendig ist, um eine bestimmte Menge Treibmittel vollständig im gelösten Zustand zu halten, wird als Sättigungsdruck (engl. *saturation pressure* oder *equilibrium pressure*) bezeichnet. Um beim

TSG eine bestimmte PBA-Konzentration vollständig in Lösung zu bringen bzw. zu halten, muss der Staudruck folglich oberhalb des jeweiligen Sättigungsdruckes entsprechend Abb. 10 gewählt werden.

Kommt es mit gleicher Treibmittelkonzentration bei einer Teilfüllung oder durch einen Dekompressionshub der Kavität (siehe Kap. 2.2.4) zum Druckabfall in der Schmelze, wird der Sättigungsdruck von N_2 durch dessen geringere Löslichkeit wesentlich früher unterschritten als der von CO_2 , Abb. 11. Durch den höheren *Grad der Übersättigung* resultieren nach [Ish11] eine höhere Nukleierungsdichte und qualitativ kleinere Zellen gegenüber dem Schäumen mit CO_2 . Ebenso wirkt sich die Öffnungsgeschwindigkeit durch eine höhere Nukleierungsdichte positiv auf die Schaumstruktur aus [Ish11; Mic09].

2.2.1.1 MuCell-Prozess

Der MuCell-Prozess geht auf Verfahrensentwicklungen zur Herstellung mikrozellulärer Schäume Ende der 80er, Anfang der 90er Jahre des letzten Jahrhunderts am *Massachusetts Institute of Technology (MIT)* zurück [Hei13]. 1995 kam es zur Übertragung der Patentrechte an Fa. *Trexel Inc.* mit dem Ziel der globalen Vermarktung, Weiterentwicklung und Kommerzialisierung dieser Technologie. Das MuCell-Verfahren wurde 1998 auf der K-Messe in Düsseldorf erstmalig präsentiert. Auf der darauffolgenden K-Messe im Jahre 2001 wurde die erste MuCell-Spritzgießmaschine in Kooperation mit Fa. *Engel Austria GmbH* vorgestellt [Oka03; Hei13].

Beim Schäumen mit chemischen Treibmitteln muss das Treibmittelsystem auf den zu verarbeitenden Thermoplasten abgestimmt sein. Beim MuCell-Prozess werden wahlweise die inerten Gase Stickstoff (N_2) oder Kohlenstoffdioxid (CO_2) als physikalische Treibmittel verwendet. Da CBA nur bis zu einer begrenzten Verarbeitungstemperatur erhältlich sind, wird bei PBA das Anwendungsgebiet beispielsweise auch auf Hochtemperaturkunststoffe (z.B. PPS, PEEK) [Ste99; Alt10] oder auf solche Materialien erweitert, die auf die Abbauprodukte chemischer Treibmittel (z.B. Wasser) empfindlich reagieren [Alt10; Wur01].

Viele namenhafte Spritzgießmaschinenhersteller bieten in Kooperation mit *Trexel Inc.* spezielle Spritzgießmaschinen mit integriertem MuCell-Prozess an. Die Spritzeinheit besteht aus einem speziellen Massezylinder mit Bohrungen für einen oder mehrere Gasinjektoren, einem Drucksensor sowie einer sicherheitsrelevanten Berstscheibe. Die Schnecke besteht zum einen aus einem 3-Zonen-Plastifizierabschnitt und einer nachgeschalteten Gasmischstufe, siehe Abb. 12. Die Gasmischstufe wird im Anschluss an den Plastifizierabschnitt durch eine mittlere Rückstromsperre und unmittelbar vor der Schneckenspitze durch eine weitere Rückstromsperre begrenzt. Durch eine Gasdosier- bzw. Gasverdichterstation wird das Treibmittel (N_2 / CO_2) zunächst auf Drücke weit oberhalb des jeweiligen kritischen Drucks p_c , meist etwa zwischen 400 – 450 bar vorverdichtet. Durch einen oder mehrere auf dem Plastifizierzylinder angebrachte Gasinjektoren wird das Gas anschließend als überkritisches Fluid (*engl. supercritical fluid SCF*) zwischen den beiden Rückstromsperrern unter Drücken von etwa 100 bis 250 bar in die Gasmischstufe eingebracht. Eine meist in die Maschinensteuerung implementierte Software in Kombination mit der Gasdosierstation sowie ein pneumatisch angesteuertes Regelventil erlauben dabei die exakte Kontrolle des Druckabfalls beim Öffnen der Injektoren und damit eine präzise und konstante Zudosierung des jeweiligen

Treibmittels. Durch Mischungs-, Diffusions- und Lösungsvorgänge liegt im aufdosierten Volumen vor der Schnecken Spitze schließlich eine einphasige-Gas-Polymerlösung vor.

Durch die vergleichsweise hohen Staudrücke beim MuCell-Verfahren können große Mengen an Gas in der Schmelze gelöst werden. Größere Gasbeladungen resultieren im Allgemeinen in höheren Blähdrücken, die eine prozesssichere Ausformung selbst extrem dünner oder komplexer Bauteile erlauben [Alt10]. In der Anwendung wird hauptsächlich Stickstoff als Treibmittel verwendet, da es gegenüber CO₂ bei gleicher Konzentration eine wesentlich feinere Zellstruktur und höhere Blähdrücke liefert [Alt10; Spö10]. CO₂ ist dagegen durch seine meist höhere Löslichkeit gegenüber N₂ zur Viskositätsreduktion empfehlenswert [Alt10].

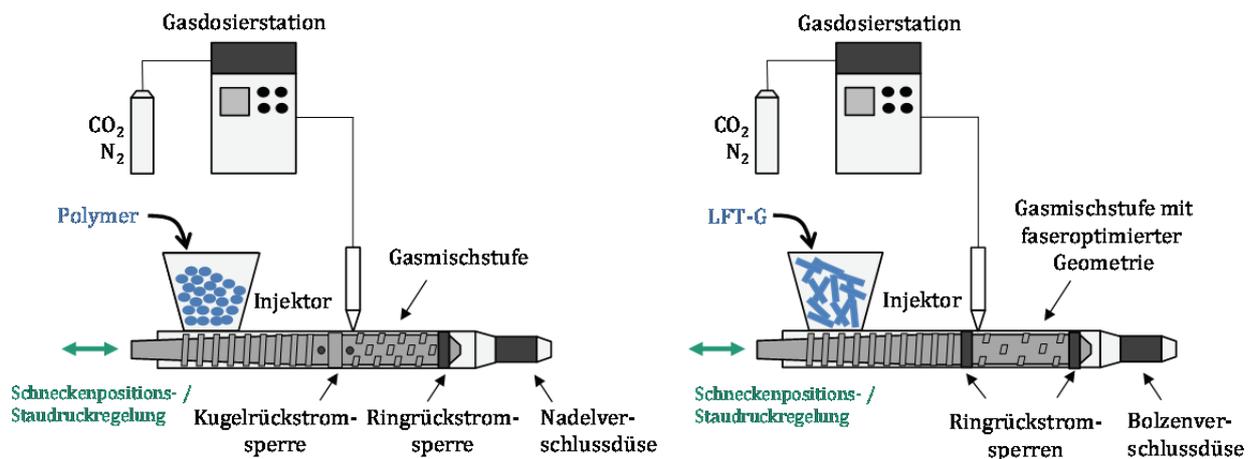


Abb. 12: Schematische Darstellung des MuCell-Prozesses mit Standardschnecke (links) und Langglasfaserschnecke (rechts)

Das ursprüngliche MuCell-Schneckendesign ist nicht für die Verarbeitung von Langglasfasern geeignet, da es zu einer übermäßigen Faserschädigung kommt. Aus diesem Grund wurde eine spezielle Schneckengeometrie entwickelt, die für eine faserschonende Verarbeitung von Langglasfasern (10 mm oder länger) vorgesehen ist. Das geänderte Schneckendesign erlaubt die Verarbeitung von allen kurz- oder langglasfaserverstärkten Thermoplasten; für ungefüllte Werkstoffe ist das neue Konzept jedoch ungeeignet [Kni07]. Gegenüber dem Standard-Schneckenbau besitzt die LGF-Schnecke in der Kompressionszone ein geringeres Kompressionsverhältnis (2 anstatt 2,5). Um weniger Scherung in die langfaserverstärkte Formmasse einzubringen, wurde die Anzahl der Schneckengänge in der Gasmischstufe von 6 auf 4 reduziert. Es befinden sich größere Aussparungen in den Schneckengängen und die vordere Kugelrückstromsperre wurde durch eine faserschonendere Ringrückstromsperre (zweigeteilter Sperring) substituiert. Anstatt einer Naderverschlussdüse wird eine Bolzenverschlussdüse bei der Verarbeitung von Langfasern empfohlen. Die Staudrücke liegen unterhalb derer bei der üblichen Verarbeitung und sollten im Sinne einer faserschonenden Verarbeitung zwischen 60-80 bar betragen [N.N07; Kol13; Kni07].

2.2.1.2 Verfahrensvarianten mit physikalischem Treibmittel

Es existiert eine Vielzahl von Anlagenkonzepten zur TSG-Verarbeitung mit PBA. Tabelle 2 stellt die bekanntesten Vertreter kurz vor. Grundsätzlich lassen sich die Konzepte durch die Art der Treibmitteleinbringung einteilen. Weitere Informationen sind den in Tabelle 2 aufgelisteten Literaturstellen zu entnehmen.

Tabelle 2: Übersicht über Schäumprozesse mit physikalischem Treibmittel

Verfahren	Hersteller	Treibmittel	Referenzen
Treibmitteleinbringung direkt in die Schmelze			
MuCell®	Trexel Inc, Woburn USA	CO ₂ /N ₂	[Ste99; Oka03; Egg06; Hei13; Kni07; Kol13; N.N07; Rie03; Sch03a; Sch13; Xu01; Xu10]
SmartFoam®	Stieler Kunststoff Service GmbH, Deutschland	CO ₂ /N ₂	[Sti08]
Optifoam™	Sulzer Chemtech, Schweiz	CO ₂ /N ₂	[Mic03; Oka03]
ErgoCell®	Demag Erotect, Deutschland	CO ₂ /N ₂	[Buc05; Alt10; Pah03]
Cellmould®	Wittmann-Battenfeld, Österreich	N ₂	[Bau14]
Verarbeitung von mit Treibmittel vorbeladenem Werkstoff			
Granulatvorbeladung	IKV Aachen, Deutschland	CO ₂ /N ₂	[Mic02]
AquaCell	MöllerTech GmbH, Deutschland	H ₂ O	[Bec09]
Treibmitteleinbringung über den Massetrichter			
ProFoam	IKV Aachen, Deutschland	CO ₂ /N ₂	[Obe10]

2.2.2 Chemische Treibmittel (CBA)

Als chemische Treibmittel (CBA, *engl. chemical blowing agents*) bezeichnet man feste organische oder anorganische Verbindungen, die unter Wärmeeinwirkung durch eine chemische Reaktion Gase abspalten [Alt10; Lüb02]. Sie werden dem Polymer bei der Verarbeitung pulverförmig oder als Granulate beigemischt. Für eine Vielzahl von Polymeren sind speziell abgestimmte Masterbatches erhältlich, bei denen die Wirkstoffe in ein niedrighschmelzendes Trägerpolymer (z.B. PE, PS oder PP) eingearbeitet sind. Oberhalb bestimmter Prozesstemperaturen kommt es zu einem chemischen Zerfall und zur Abspaltung von Treibgasen (meist CO₂, N₂ und H₂O). Neben gasförmigen Substanzen entstehen bei dieser Reaktion außerdem feste Zersetzungsrückstände, deren Verträglichkeit (z.B. Farbe, Korrosion und Geruch) bei der Treibmittelauswahl zusätzlich berücksichtigt werden muss [Alt10]. Durch die chemische Reaktion kommt es zu einer gleichmäßigen Verteilung von festen Zersetzungsrückständen mit einer nukleierende Wirkung, welche die Bildung einer homogenen, feinzelligen Schaumstruktur unterstützen. CBA werden in diesen Zusammenhang als *aktive Nukleierungsmittel* bezeichnet [Lüb02] und in der Extrusion häufig mit PBA kombiniert.

Je nach Zersetzungsenthalpie ΔH unterscheidet man zwischen exothermen ($\Delta H < 0$) und endothermen ($\Delta H > 0$) CBA. Tabelle 3 gibt einen Überblick über die wichtigsten Vertreter beider CBA-Typen. Bei exothermen CBA wird nach Erreichen der Zersetzungstemperatur Prozesswärme frei. Ist die notwendige Aktivierungsenergie einmalig überschritten, lässt sich die Reaktion durch die Temperführung nicht mehr kontrollieren. In der Regel kommt es innerhalb eines engen Temperaturfensters zur einer schnellen Zersetzungsreaktion und Treibmittelfreisetzung [Alt10]. Der mit Abstand wichtigste Vertreter exothermer Treibmittel ist Azodicarbonamid (ADC). Bei der Extrusion dominiert es den Markt der chemischen Treibmittel mit einem Marktanteil zwischen 80

und 90 % [Alt10; Lüb02]. Eine endotherme Zersetzungsreaktion verbraucht hingegen Prozesswärme. Dadurch kann der Verlauf der chemischen Reaktion durch die Temperaturführung im Prozess gezielt gesteuert werden. Die wichtigsten Vertreter dieser Treibmittelart sind Natriumhydrogencarbonat (NaHCO_3) sowie bestimmte Derivate der Zitronensäure. In dieser Arbeit kamen ausschließlich endotherme CBA mit diesen beiden Wirksubstanzen zum Einsatz. Beide Verbindungen setzen bei ihrem chemischen Zerfall Kohlenstoffdioxid (CO_2) und Wasser (H_2O) als gasförmige Produkte frei [Alt10; Lüb02; Sch12], siehe Tabelle 3.

Tabelle 3: Überblick über die am häufigsten verwendeten chemischen Treibmittel [Lüb02; Lüb02b; Alt10]

Chemische Bezeichnung	Strukturformel	Zersetzungs-bereich [°C]	Gas-ausbeute [ml/g]	Treibgase
Endotherme chemische Treibmittel				
Natriumhydrogen-carbonat	NaHCO_3	130-150	160-170	CO_2 , H_2O
Zitronensäure-derivate	$\text{ROOC}-\text{CH}_2-\text{C}(\text{OH})(\text{COOR})-\text{CH}_2-\text{COOR}$	200-220	90-130	CO_2 , H_2O
Exotherme chemische Treibmittel				
4,4'-Oxybis(benzol-sulfonylhydrazid)	$\text{H}_2\text{N}-\text{NH}-\text{SO}_2-\text{C}_6\text{H}_4-\text{O}-\text{C}_6\text{H}_4-\text{SO}_2-\text{NH}-\text{NH}_2$	140-165	120-150	N_2 , H_2O
Azodicarbonamid	$\text{H}_2\text{N}-\text{CO}-\text{N}=\text{N}-\text{CO}-\text{NH}_2$	200-220	280-320	N_2 , CO , CO_2 , (NH_3)

TSG mit chemischen Treibmitteln erfordert im Gegensatz zu PBA keine aufwändige Anlagentechnik. Eine konventionelle Schnecken-spritzeinheit mit einer 3-Zonen-Schnecke bzw. Universalschnecke ist dazu ausreichend. Jedoch ist eine Zylinderverschlussdüse oder alternativ ein Werkzeug mit Heißkanal und Werkzeugverschlussdüse (bei anliegender Zylinderdüse) erforderlich, um das System unter Druck zu halten und um ein frühzeitiges Aufschäumen zu vermeiden. Um einen stabilen, reproduzierbaren Prozess zu gewährleisten, sollte die Maschine zudem mit einer permanenten Schneckenpositionsregelung bzw. aktiven Staudruckregelung ausgestattet sein, damit die Schnecke nicht nach Abschluss des Dosiervorgangs durch den Blähdruck zurück gedrückt wird.

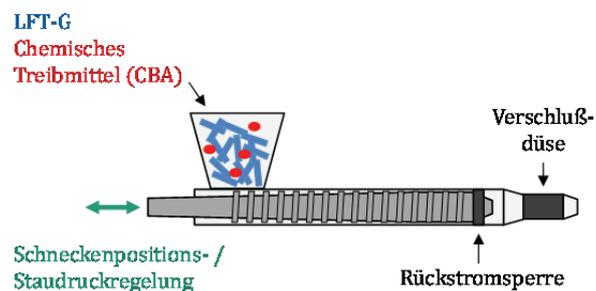


Abb. 13: Schäumen mit chemischem Treibmittel (CBA)

Die Gasausbeute und damit der Blähdruck sind bei CBA begrenzt, so dass die maximal erzielbaren Schäumdrücke bei unter 30 bar liegen [Wur01]. Unterhalb bestimmter Wandstärken oder bei komplexen Strukturen ist dadurch eine vollständige Formfüllung nicht mehr gewährleistet, wodurch das Einsatzgebiet chemischer Treibmittel eingegrenzt wird. Des Weiteren fehlen bis heute CBA-Lösungen zum Schäumen von Hochtemperaturthermoplasten [Alt10].

2.2.3 Physikalische Zusammenhänge beim TSG

Die Abläufe beim TSG lassen sich auf grundlegende physikalische Zusammenhänge zurückführen und in insgesamt vier Prozessschritte unterteilen [Ste99; Alt10], siehe Abb. 14:

- Erzeugung einer einphasigen Gas-Polymer-Lösung
- Nukleierung
- Zellwachstum
- Schaumstabilisierung

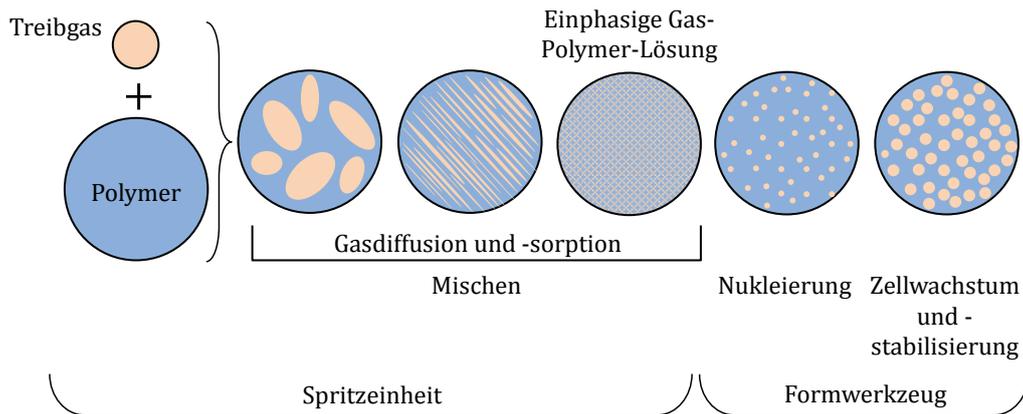


Abb. 14: Physikalische Abläufe beim TSG in der Spritzeinheit und im Formwerkzeug, angelehnt an [Alt10]

Vor dem Einspritzen der gasbeladenen Schmelze wird eine einphasige Lösung aus Treibgas und Polymer angestrebt. Das Gas wird entweder durch Direktbegasung (bei PBA) oder durch chemischen Zerfall (bei CBA) in die Thermoplastschmelze eingebracht. Diffusions- und Sorptionsvorgänge sowie Materialscherung, eingebracht durch die Schneckendrehbewegung, erhöhen die Oberfläche zwischen beiden Phasen und führen schließlich zum Lösen des Gases im Polymer [Alt10].

Um das Treibmittel vollständig in Lösung zu halten, muss der Massedruck (Staudruck) in der Spritzeinheit oberhalb des Sättigungsdruckes (siehe Abb. 10) der jeweiligen Treibmittelkonzentration liegen. Beim Einspritzen in die Kavität (Niederdruckverfahren) oder durch Vergrößerung des Kavitätsvolumens (Hochdruckverfahren, vgl. Abb. 11) kommt es zu einem rapiden Druckabfall, sodass sich eine Übersättigung der gasbeladenen Schmelze einstellt. Dieses thermodynamische Ungleichgewicht führt zur Bildung von Zellkeimen (Nukleierung), die nach Überschreiten eines kritischen Radius r_c zu kleinen Gasbläschen heranwachsen. Dabei diffundiert Treibgas in bereits vorhandene Zellen. Das Wachstum hält solange an, bis das Polymer erstarrt bzw. sich ein Kräftegleichgewicht zwischen dem Gasdruck innerhalb der Zellen und dem Dehnwiderstand (Schmelzesteifigkeit) der Schmelze eingestellt hat. Diesen Vorgang nennt man Schaumstabilisierung [Alt10; Spö10].

Bei der Zellkeimbildung unterscheidet man zwischen homogener und heterogener Nukleierung. Bei einer homogenen Nukleierung geht man von einer Keimbildung in einer einphasigen Gas-Polymer-Lösung ohne Beteiligung von Fremdpartikeln aus. Da sich z.B. Verunreinigungen jeglicher Art in der Realität nicht gänzlich vermeiden lassen, kommt es im Allgemeinen zu einer Überlagerung von

homogener und heterogener Nukleierung. Eine heterogene Nukleierung liegt vor, wenn die Keimbildung an der Grenzfläche zu einer weiteren Phase erfolgt. Solche Grenzflächen können z.B. Nukleierungsmittel, CBA-Zersetzungsrückstände, Füll- und Verstärkungsmittel, Verunreinigungen oder Oberflächen der Anlagentechnik bzw. des Formenwerkzeuges sein [Alt10; Lüb02]. Durch die Konzentration und die Beschaffenheit von entsprechenden Nukleierungsmitteln kann erheblicher Einfluss (z.B. durch mittlere Partikelgröße) auf die Zellstruktur genommen werden. Fehlt es der Thermoplastschmelze jedoch an Schmelzfestigkeit, so kann es, trotz einer hohen Nukleierungsdichte, durch Zellkoaleszenz (Vereinigung von Zellen durch Aufreißen der Zellwände) wieder zu einer Verringerung der Zellenanzahl kommen. Spezielle Schäumwerkstoffe werden aus diesem Grund mit einer hohen Dehnviskosität und Schmelzfestigkeit (HMS, engl. *high melt strength*) ausgestattet. Bei kurz- oder langfaserverstärkten Werkstoffen kann durch den vergleichsweise hohen Faseranteil von einer überwiegend heterogenen Nukleierung ausgegangen werden. Nach [Col87] ist zur Keimbildung eine Zunahme der freien Energie notwendig. Die Aktivierungsenergie um eine stabile Gasblase mit dem Radius r (Voraussetzung $r > r_c$) zu generieren, ist in Gegenwart von Keimbildnern deutlich reduziert. Die heterogene Nukleierung ist dadurch energetisch begünstigt und findet daher zuerst statt [Col87; Alt10].

Die Keimbildung resultiert aus einem thermodynamischen Ungleichgewicht bedingt durch eine übersättigte Gas-Polymer-Lösung. Je größer der Druckabfall und die Druckabfallrate, desto höher ist die resultierende Nukleierungsdichte. Um folglich eine Vielzahl von Zellen und dadurch eine feinzellige Schaumstruktur zu generieren, sollte beim TSG eine möglichst hohe Einspritzgeschwindigkeit mit einem hohen Staudruck kombiniert werden [Alt10]. Aus diesem Grund sind viele TSG-Verarbeitungsmaschinen mit Druckakkumulatoren / Hydrospeicher zur Erhöhung der Einspritzgeschwindigkeit ausgestattet [Ste99].

2.2.4 TSG im Niederdruck- und Hochdruckverfahren

Hinsichtlich des in der Kavität auftretenden Forminnendrucks unterscheidet man beim TSG zwischen dem Niederdruck- und dem Hochdruckverfahren. In der Regel treten beim Kompaktspritzgießen die höchsten Spritzdrücke und Forminnendrucke am Umschaltzeitpunkt auf, Abb. 15. Beim Niederdruckverfahren wird die Kavität nicht vollständig gefüllt, sondern es wird eine sog. *Teilfüllung* oder *Unterfüllung* der Kavität durchgeführt. Dabei kommt es durch den Plastifiziereffekt des im Polymer gelösten Treibmittels meist zu einem niedrigeren Spritzdruckbedarf. Die Unterfüllung in Kombination mit dem vergleichsweise geringen Blähdruck führen zu signifikant geringeren Forminnendrücken ($\Delta p_{ND} \rightarrow$ Niederdruckverfahren). Dadurch besteht ein deutlich geringerer Schließkraftbedarf, der um bis zu 70 % niedriger ausfallen kann [Wur01].

Durch den auftretenden Blähdruck wird der restliche Fließweg der Kavität mit Schmelze ausgeformt und der maschinenseitige Nachdruck kompensiert. Die maximal mögliche Gewichtseinsparung Δm_{ND} ist bei dieser Verfahrensweise stark limitiert und genau dann erreicht, wenn der Blähdruck der gasbeladenen Schmelze gerade noch imstande ist, die Kavität bis zum Fließwegende vollständig zu füllen. Die maximale Gewichtsreduktion ist dabei vom Fließweg-Wandstärkenverhältnis abhängig. Bei Formteilen mit vergleichsweise großen Wandstärken oder kurzen Fließwegen sind tendenziell größere Dichtereduktionen möglich als bei besonders dünnwandigen Bauteilen oder langen Fließweglängen [Hei13].

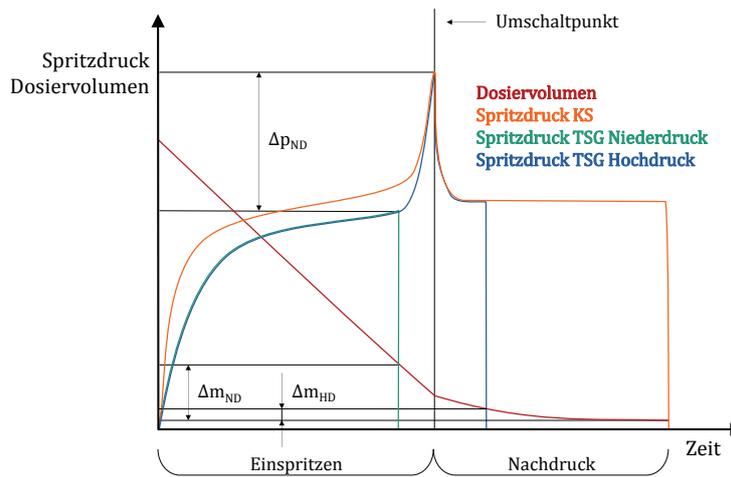


Abb. 15: Qualitativer Zusammenhang von Spritzdruck und Dosiervolumen (rot) über Zeit beim Kompaktspritzgießen (orange), beim TSG im Niederdruckverfahren (grün) und im Hochdruckverfahren (blau)

Meist findet man am Fließwegende Oberflächendefekte, die, bedingt durch den geringen Kavitätinnendruck, auf eine vermehrte Schlierenbildung zurückzuführen sind. Über den Fließweg betrachtet, zeigt sich außerdem eine teilweise deutlich variierende Schaumstruktur, was im Formteil meist zu veränderlichen mechanischen Eigenschaften entlang des Fließweges führt [Mül06]. In der Regel sind die mechanischen Eigenschaften gegenüber der Kompaktbauweise reduziert. Lediglich in einer dichtespezifischen Betrachtung, kann es z.B. bei den Biegeeigenschaften, bedingt durch den Integralschaumaufbau, zu leicht erhöhten Kennwerten kommen [Jau11; Gon05; Roc11].

Durch den geringen Forminnendruck beim Niederdruckverfahren können Bauteile mit größeren projizierten Flächen auf bestehenden Spritzgießmaschinen gefertigt werden als beim konventionellen Kompaktspritzgießen. Andererseits kommt es durch den geringeren Forminnendruck vermehrt zur Bildung von qualitativ optisch schlechten Oberflächen, die den Einsatz im Sichtbereich erschweren. Der Charme dieser Verfahrensvariante liegt darin, dass bestehende Formwerkzeuge, die zur kompakten Fertigung konstruiert und ausgelegt wurden, ohne Umbau oder Neukonstruktion zum Schäumen verwendet werden können oder aber, dass auf keine aufwändige Werkzeug- und Maschinenteknik zurückgegriffen werden muss. Es eignen sich grundsätzlich alle herkömmlichen Formwerkzeuge, die entweder mit einem Kaltkanal oder einem Heißkanalnadelverschlussystem ausgerüstet sind. Durch die niedrigen Forminnendrücken beim Niederdruckverfahren, kann bei nicht-abrasiven Werkstoffen auf günstigere Aluminiumformen zurückgegriffen werden.

Ziel bei der Entwicklung des Hochdruckverfahrens war die Verbesserung der Oberflächenqualität von geschäumten Spritzgießbauteilen. Im Gegensatz zum Niederdruckverfahren wird beim Hochdruckverfahren die Kavität vollständig mit Schmelze gefüllt, Abb. 15. Bei gleicher Einspritzgeschwindigkeit liegt der Injektionsdruck der gasbeladene Schmelze durch den Plastifiziereffekt auch hier unterhalb dessen beim Kompaktspritzgießen. Wird die Kavität jedoch vollständig gefüllt, kommt es gegen Ende der Füllphase am Umschaltzeitpunkt zu einer Nivellierung der Injektionsdrücke, vgl. Abb. 15. Dabei tritt ein vergleichsweise hoher Forminnendruck auf (→ Hochdruckverfahren). Um eine vollständige Füllung der Kavität zu garantieren, wird meist mit

einem (relativ kurzen) Nachdruck gearbeitet. Dadurch ergibt sich ein geringfügig niedrigeres Gewicht Δm_{HD} im Vergleich zur Kompaktbauweise. Eine Gewichtseinsparung wird erzielt, indem bei einem gegenüber der Kompaktbauweise geringem Spalt eingespritzt wird, siehe Kap. 5.3.

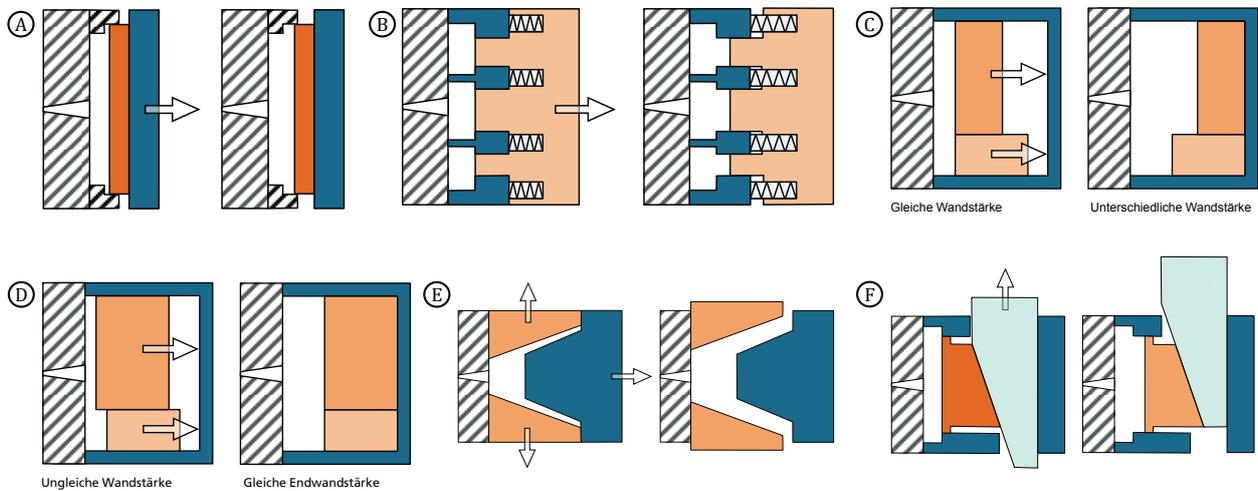


Abb. 16: Beispiele für atmende Werkzeuge - A) Tauchkante B) Kurzhubrahmen C+D) Multi-Core-Back E) Backenwerkzeug F) Core-Back

Um das Aufschäumen einzuleiten, wird das Volumen der Kavität nach dem Füllvorgang vergrößert. Dies kann maschinenseitig durch Auffahren der kompletten beweglichen Formwerkzeughälfte oder mit einer werkzeugseitigen Kavitätsvergrößerung durch im Werkzeug befindliche Kerne (z.B. Schieber, Backen, Tauchrahmen, Faltkerne, etc.) bewerkstelligt werden, siehe Abb. 16. In bestimmten Fällen ist auch eine Kombination aus beiden Varianten sinnvoll. In der Fachliteratur finden sich zahlreiche Bezeichnungen für das Schäumen mit veränderlichem Kavitätsumfang, wie *Schäumen mit Dekompressionshub*, *atmendes Werkzeug*, *Lüften*, *Präzisionsöffnen*, *Schäumen mit variablen Kavitätsumfang* oder *Negativprägen*. Im Englischen spricht man von *decompression* oder *core-back-Technologie*, wenn Schieber zur Kavitätsvergrößerung verwendet werden.

Um das Formenwerkzeug zu öffnen, kann im einfachsten Fall entweder auf eine Lüftungsfunktion der Spritzgießmaschine zurückgegriffen oder die Schließkraft abgebaut werden, so dass der Schäumdruck die bewegliche Werkzeugseite in Öffnungsrichtung aufdrückt. Um dabei allerdings einen definierten Öffnungshub zu gewährleisten, sollte ein mechanischer Anschlag vorgesehen (z.B. mechanischer Klinkenzug) oder im besten Fall ein aktives Präzisionsöffnen der Spritzgießmaschine verwendet werden. Im letztgenannten Fall kann darüber hinaus durch die Kontrolle der Öffnungsgeschwindigkeit Einfluss auf die Druckabfallrate und damit auf die resultierende Nukleierungsdichte bei einer homogenen Nukleierung genommen werden [Ish11; Ish12].

Dieses Verfahren unterliegt einer wesentlichen geometrischen Einschränkung: das Aufschäumen findet grundsätzlich nur in Öffnungsrichtung der Kavität statt. Wird beispielsweise die bewegliche Werkzeugseite aufgefahren, steht in Kavitätsbereichen, die senkrecht ($\alpha = 90^\circ$) zur Öffnungsrichtung angeordnet sind, der komplette Öffnungshub als Expansionsvolumen zur Verfügung, siehe Abb. 82. Kavitätsbereiche, welche im Winkel von z.B. 45° zur Öffnungsrichtung stehen, erfahren ein vermindertes Expansionsvolumen von etwa 71 % des Öffnungshubes. Das Volumen wird folglich nicht in allen Bauteilbereichen gleichmäßig vergrößert, da der

Expansionsgrad abhängig von der Ausrichtung der Formnestwand bezüglich der Öffnungsrichtung ist. Auf diesen Sachverhalt wird in Kap. 5.5 detailliert eingegangen.

Durch den höheren Forminnendruck kann die Oberflächenqualität der Formteile unter entsprechenden Prozessbedingungen stark verbessert werden. Die Schlierenoberfläche, die sich während dem Einspritzen an der Formteilerfläche gebildet hat, kann teilweise durch den hohen Schmelzedruck am Ende der Einspritzphase wieder *geglättet* werden. Um eine schlierenfreie Oberfläche zu generieren, kann das Schäumen mit variablen Kavitätswolumen auch mit dem Gasgedrucktverfahren kombiniert werden [Eck81; Gat13; Men12].

Mit dem Hochdruckverfahren können im Vergleich zum Niederdruckverfahren wesentlich höhere Dichtereduktionen erzielt werden. Eckardt erreicht bereits 1981 mit PS Dichten von etwa 400 g/l [Eck81], Müller nutzt Negativprägen von PP und erzielt Dichten von 220 g/l [Mül06]. Durch variotherme Formtemperierung erreicht Spörrer mit PP Dichten von 150 g/l [Spö10]. In der Industrie setzt z.B. die BMW-Group atmende Werkzeuge zur Herstellung von Instrumententafelträgern aus den Werkstoffen PPE/PS und PP-LGF ein [Spö10].

Da das Aufschäumen nicht wie beim Niederdruckverfahren in Fließwegrichtung, sondern in Öffnungsrichtung der Kavität erfolgt, können vom Fließweg unabhängige Schaumstrukturen und damit einhergehend einheitliche mechanische Eigenschaften im Formteil erzielt werden [Mül06; Spö10; Spö07; Mül04]. Vorarbeiten mit atmendem Werkzeug haben ergeben, dass

- sich die Außenhautdicke und dadurch der wesentliche Schaumaufbau im Hochdruckverfahren mit beherrschbaren Prozessparametern gezielt steuern lässt [Spö10]
- das mechanische Verhalten solcher Schaumstrukturen mathematisch mit hinreichender Genauigkeit beschrieben werden kann [Mül04; Sem75; Cra08; Mül06]

Dadurch kann für das Hochdruckverfahren grundsätzlich eine Auslegung von Integralschaumformteilen vorgenommen werden. Zu diesem Zweck sind jedoch experimentell ermittelte, mechanische Kennwerte von Integralschäumen in Abhängigkeit des Schaumaufbaus und der jeweiligen Dichtereduktion erforderlich.

Das Hochdruckverfahren bietet gegenüber dem Niederdruckverfahren eine Vielzahl von Vorteilen. Allerdings muss mit höheren Kosten für den Werkzeugbau (z.B. zusätzliche bewegliche Kerne inkl. Betätigung durch hydraulische Kernzüge oder elektr. Servomotor, Tauchkantenwerkzeug) und für die Spritzgießmaschine (z.B. Prägefunktion mit Präzisionsöffnen, Parallelitätsregelung) gerechnet werden. Ebenso ist der Verfahrensablauf grundsätzlich komplexer als beim Niederdruckverfahren einzustufen. Um Gewicht einzusparen, muss bei einem gegenüber der Kompaktbauweise geringerem Werkzeugspalt eingespritzt werden. Dadurch müssen außerdem tendenziell höhere Spritz- und Forminnendrücker sowie Schließkräfte einkalkuliert werden.

2.2.5 Vor- und Nachteile beim TSG

Unabhängig von der Einbringung des Treibmittels und vom Schäumverfahren, existieren zahlreiche Vorteile gegenüber konventionellem Kompaktspritzgießen (KS), die sich im Allgemeinen in Prozess- und Bauteilvorteile unterteilen lassen, Tabelle 4.

Durch Lösen eines Treibmittels in der Thermoplastschmelze kommt es zu einer merklichen Absenkung der Schmelzeviskosität [Ste99; Lüb02; Pre05]. Dieser Sachverhalt wird als *Plastifiziereffekt* bezeichnet und bewirkt zudem eine Reduzierung der Glasübergangstemperatur T_g , bei teilkristallinen Werkstoffen unter bestimmten Bedingungen eine Absenkung der Kristallisationstemperatur T_m [Ste99; Spö10]. Dadurch werden zum Einspritzen bei gleicher Einspritzgeschwindigkeit qualitativ geringere Spritzdrücke [Ste99] benötigt (siehe Abb. 15) oder es lassen sich bei gleichen Spritzdrücken längere Fließwege realisieren (→ Dünnwandspritzgießen). Der beschriebene Effekt lässt sich darüber hinaus nutzen, indem geringere Massetemperaturen als beim KS bei gleichbleibender Viskosität eingestellt werden können [Alt10].

Tabelle 4: Vorteile beim Thermoplast-Schaumspritzgießen

Bauteilvorteile	Prozessvorteile
Material- und Gewichtsersparnis möglich durch <ul style="list-style-type: none"> – Teilfüllung (Niederdruckverfahren) – dünnwandigere Bauteile (Dünnwandspritzgießen)[Lüb02] – Hochdruckverfahren (Schäumen mit Dekompression) [Mül06; Spö10] 	Geringere Schmelzeviskosität [Lüb02] <ul style="list-style-type: none"> → geringere Spritzdrücke → längere Fließwege [Ste99] → niedrigere Massetemperaturen → geringere Werkzeugtemperaturen → geringere Faserschädigung [Zha05]
Bessere Maßhaltigkeit [Wur01] durch <ul style="list-style-type: none"> – eigenspannungsarme und verzugsarme Bauteile – weniger / keine Einfallstellen [Lüb02] – reduzierte Gratbildung [Hei13] 	Kürzere Kühlzeiten durch <ul style="list-style-type: none"> – besseren Kontakt zur Formnestwand [Cra08] – niedrigere WZ-Temperaturen (möglich durch geringere Schmelzeviskosität) – wegfallenden Nachdruck – geringere Prozesstemperaturen – geringere Werkzeugtemperaturen
Größere Designfreiheit <ul style="list-style-type: none"> – hohe Wandstärken ohne Einfall – große Wanddickensprünge – Wanddicken- / Rippenverhältnis 1:1 ohne Einfall 	Nachdruckfreies Spritzgießen (im Niederdruckverfahren) <ul style="list-style-type: none"> → geringere Forminnendrucke [Ste99] → geringere Schließkräfte → Spritzen von dünn nach dick
Thermische und akustische Isolation [Cra08]	<ul style="list-style-type: none"> – längere Werkzeugstandzeiten [Hei13] – Hinterspritzen von Dekormaterialien (Textilien / Folien) durch geringere Schmelzedrücke und geringere Massetemperaturen vereinfacht [Ste99; Cra08]

Um eine Material- und Gewichtsersparnis gegenüber der Kompaktbauweise zu erzielen, wird beim Niederdruckverfahren eine Teilfüllung bzw. Unterfüllung der Kavität durchgeführt. Das restliche Bauteilvolumen wird durch den auftretenden Blähdruck gefüllt. Da die beim TSG typischen Blähdrücke unterhalb von 30 bar [Wur01] liegen und bei einer Teilfüllung deutlich geringere Umschaltdrücke erreicht werden [Hei13], kommt es zu einem niedrigeren, maximalen Forminnendruck und damit zu einem signifikant geringerem Schließkraftbedarf, der um bis zu 70 % niedriger ausfallen kann [Wur01]. Qualitativ betrachtet können dadurch entweder Bauteile mit größeren projizierten Flächen bei gleicher Zuhaltkraft oder Bauteile mit gleicher projizierter Fläche mittels geringeren Zuhaltkräften gefertigt werden.

Der Blähdruck des expandierenden Gases wirkt fließwegunabhängig und damit homogen in allen Bereichen der Kavität, so dass auf die maschinenseitige Nachdruckphase völlig verzichtet werden kann. Dadurch werden in der Abkühlphase Nachdruckorientierungen fast vollständig vermieden

und deutlich weniger Eigenspannungen in das Formteil eingebracht. Deshalb tritt weniger Verzug auf und die Maßhaltigkeit des Formteils nimmt zu [Wur01]. Vorteile bietet das TSG darüber hinaus beim Winkelverzug von Spritzgießbauteilen. Durch richtungsabhängige thermische Ausdehnungskoeffizienten, hervorgerufen durch Molekül- oder Faserorientierungen im Formteil, kommt es beim KS zu einem unterschiedlichen Schwindungsverhalten in Dicken- und Längsrichtung. Die grundsätzlich höhere Schwindung in Dickenrichtung wird während der Kühlphase durch den Blähdruck kompensiert, so dass ein deutlich einheitlicheres Schwindungsverhalten in beiden Richtungen zu insgesamt weniger Winkelverzug führt [Wur01; Mle99]. Damit ist TSG besonders bei Formteilen empfehlenswert, an die hohe Ansprüche hinsichtlich Maßgenauigkeit gestellt werden, wie z.B. Druckerkomponenten oder Lüfterzargen. Die Vermeidung von Nachdruck bewirkt außerdem eine deutlich reduzierte Gratbildung [Hei13].

Um in allen Bauteilbereichen möglichst lange einen Nachdruck in der plastischen Seele aufbringen zu können, wird beim KS üblicherweise ausgehend von den dickwandigen Formteilbereichen angespritzt. Da der maschinenseitige Nachdruck durch den in der Kavität auftretenden Blähdruck kompensiert wird, ist beim TSG ebenso ein Spritzen von *dünn nach dick* möglich.

Bei dünnwandigen Bauteilen (< 3 mm) kommt es i.d.R. zu einer Reduzierung der Gesamtzykluszeit, insbesondere deshalb, weil durch den bis zum Einfrieren der plastischen Seele wirkenden Blähdruck ein sehr guter Kontakt zur kühlenden Formnestwand besteht und deshalb ein schnellerer Abtransport der Prozesswärme resultiert. Weitere Gründe für kürzere Kühlzeiten sind die wegfallende Nachdruckphase und die meist geringeren Massetemperaturen. Ein großes Potenzial, um zudem Kühlzeit und damit Zykluszeit einzusparen, lässt sich durch deutlich geringere Werkzeugtemperaturen bewerkstelligen. Durch die geringere Schmelzeviskosität (Plastifiziereffekt), die beim TSG meist hohen Einspritzgeschwindigkeiten und den wegfallenden Nachdruck lassen sich deutlich kältere Spritzgießwerkzeuge ohne vorzeitiges Einfrieren der Schmelze füllen. Wenn keine hohen Ansprüche an die Oberflächenqualität gestellt werden, ist in der Praxis bei der Verarbeitung von beispielsweise faserverstärktem Polyamid oder PBT eine Halbierung der üblichen Werkzeugtemperaturen von 60-80 °C ohne Formfüllprobleme und gleichem Kristallisationsgrad auf 30-40 °C möglich [Hei13; Kol13].

Als weitere Vorzüge sind die große Gestaltungs- und Designfreiheit zu nennen. Bei geschäumten Spritzgießbauteilen werden die Beschränkungen des *kunststoffgerechten* Konstruierens teilweise aufgehoben. Beispielsweise lassen sich ohne Einfall äußerst dickwandige Bauteile (bis zu mehreren cm) oder enorme Wanddickensprünge (z.B. 1:10) realisieren. Viele technische Bauteile besitzen Rippen oder Sicken zur Erhöhung des Widerstandmoments. Damit Rippen auf der Bauteilgegenseite infolge von Einfallstellen nicht sichtbar werden, muss ein bestimmtes Verhältnis zwischen Wandstärke und Rippenstärke eingehalten werden. Beim TSG sind im Vergleich zum konventionellen Spritzgießen extreme Ausführung bis zu einem Wanddicken- / Rippenverhältnis von 1:1 denkbar [Hei13]. Damit können viele Bauteilbereiche dünner und damit leichter konstruiert werden. Bei Neukonstruktionen von Spritzgießwerkzeugen kann beispielsweise die Wandstärke in vielen Bauteilbereichen deutlich reduziert und damit Material und Gewicht eingespart werden [Kir13]. Durch die geringere Viskosität gasbeladener Schmelzen bietet das TSG somit die Möglichkeit zur Dünnwandspritzgießtechnik [Ste99].

Das Hochdruckverfahren bietet ein deutliches Leichtbaupotenzial: einerseits kann bei gleichem Materialeinsatz eine deutlich höhere Biegesteifigkeit und Traglast als bei der Kompaktbauweise und andererseits gleiche Biegesteifigkeiten und Traglast bei geringerem Gewicht erzielt werden [Cra08; Mül06; Spö10].

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass niemals alle der aufgeführten Vorteile gleichzeitig genutzt werden können, und dass für einen erfolgreichen Einsatz des TSG bereits in der Konstruktionsphase des Formteils der Grundstein gelegt werden muss. Erst durch eine *schaumgerechte Prozess- und Werkzeugauslegung* kann das gesamte Potenzial hinsichtlich Materialersparnis, Designfreiheit und Wirtschaftlichkeit gänzlich erschlossen werden.

Nachteilig beim TSG ist die gegenüber KS deutlich verminderte Oberflächenqualität (Anhang 3). Unabhängig vom Schäumverfahren und Polymer kommt es in der Regel zur Bildung einer Schlierenoberfläche. Wie in Abb. 17 dargestellt, entstehen Schlieren bereits während des Einspritzvorgangs durch Gasblasen, die sich aufgrund des Druckabfalls an der Fließfront bilden, durch die Quellströmung an die kalte Werkzeugwand gefördert werden und dort kollabieren [Men12; Mic06]. Neben den erwähnten Schlieren, kann es in bestimmten Fällen außerdem zu Fließmarkierungen, Kaltverschiebungen, dem Post-Blow-Effekt oder auch zu einer sog. Hammerschlagoberfläche kommen [Alt10]. Während sich viele dieser Phänomene i.d.R. durch Prozesseinstellungen beherrschen lassen, kommt es, ohne entsprechende Gegenmaßnahmen, jedoch permanent zur Schlierenbildung.

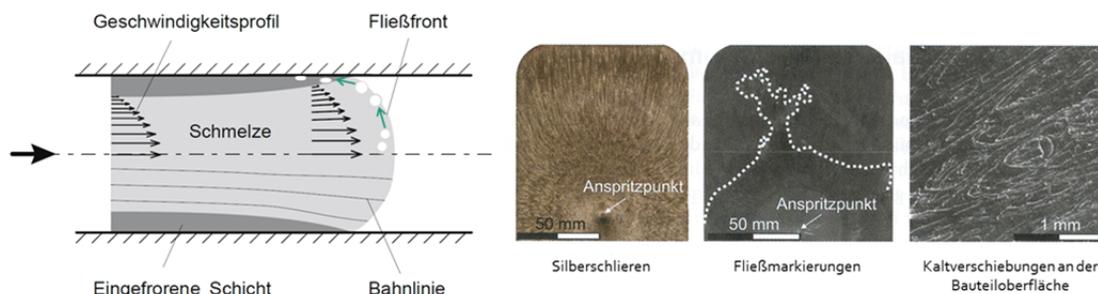


Abb. 17: Modellvorstellung der Schlierenbildung (links) [Men12], Oberflächendefekte (rechts) [Alt10]

Um die Bildung von Schlieren auf der Bauteiloberfläche zu verhindern, wurden bereits technische Lösungen erarbeitet, wie z.B. die variotherme Werkzeugtemperierung [Spö10], das *atmende Werkzeug* [Eck81] oder das Gasgegendruckverfahren (GGT) [Che11]. Leider sind diese Lösungen meist mit einem erheblichen Mehraufwand hinsichtlich Werkzeugkosten, Prozesskomplexität oder Energiebedarf verbunden, der mit den Gewichtersparnissen oder anderen Prozessvorteilen beim TSG wirtschaftlich nicht zu rechtfertigen ist. Darüber hinaus wurden Polymerrezepturen entwickelt, die eine verbesserte Oberflächenqualität beim TSG liefern sollen. Solche materialeitigen Lösungen beschränken sich jedoch auf bestimmte faserverstärkte Polymere (z.B. glasfasergefülltes PBT / Polyamid [Ols11]), deren Oberflächen ohnehin durch die vorliegende Glasfaserverstärkung beeinträchtigt sind.

Eine andere Lösung bieten thermisch isolierende, teflonartige Folien, die in die Kavität eingelegt werden. Diese Folien besitzen i.d.R. eine äußerst kurze Standzeit und das Einsatzgebiet ist, z.B. bei

komplexen Bauteilgeometrien, sehr limitiert [Lee10]. Durch strukturierte Werkzeugoberflächen (z.B. Ledernarbung) lassen sich auftretende Oberflächendefekte kaschieren. Diese Lösung verhindert allerdings nicht die Entstehung von Schlieren, sondern führt lediglich durch die diffuse Rückstreuung des Lichts zu einer verminderten Sichtbarkeit und kann per se nur in bestimmten Anwendungen eingesetzt werden, bei denen solche Narbungen bzw. Strukturierungen erwünscht sind (z.B. Instrumententafel, Mittelkonsole) [Alt10]. Eine Möglichkeit, um geschäumte Spritzgießbauteile mit hoher Oberflächenqualität herzustellen, stellt das sog. Sandwich- oder Koinjektionsverfahren dar [Eck81; Das03]. Hier wird allerdings eine zweite Spritzeinheit und entsprechende Werkzeugtechnik benötigt, die zu erheblichen Mehrkosten für das Formteil führen. Hinsichtlich Werkzeugoberflächen-beschichtung existieren Vorarbeiten mit Keramikbeschichtungen aus den 70er Jahren [Men74]: durch einen vergleichsweise geringen Kostenaufwand kann dadurch der Bildung von Schlieren entgegengewirkt werden. Eine Herausforderung stellt die Verschleißfestigkeit und die zu erwartende Zykluszeit dar, da zum einen die Kontakttemperatur am Ende des Einspritzens möglichst hoch sein muss, aber zum anderen die Wärme schnell aus dem Material abgeführt werden muss, um kurze Taktzeiten zu erreichen [Alt10].

Als weitere Nachteile sind die komplexere Prozessführung sowie fehlende Simulationswerkzeuge zu nennen. Die Strukturauslegung bzw. -simulation von geschäumten Spritzgießbauteilen gestaltet sich bisher als problematisch, insbesondere deshalb, weil mit der derzeit bestehenden Prozesssimulationssoftware keine abgesicherte Vorhersage der entstehenden Schaumstruktur (z.B. Randschichtdicke oder Zellgrößenverteilung) möglich ist.

Im Allgemeinen können zusätzliche Investitionskosten für Anlagen- und Werkzeugtechnik anfallen: beim Schaumspritzgießen mit Direktbegasung (wie z.B. bei *MuCell* oder *Cellmould*) ist eine Gasverdichtereinheit erforderlich, die eine prozesssichere Zugabe des Treibgases in der gewünschten Konzentration erlaubt. Ebenso sind ein besonderer Zylinder mit Gasinjektor sowie eine spezielle Barrierschnecke notwendig, die ein Austreten des Treibmittels verhindern und gleichzeitig die Generierung einer einphasigen Gas-Polymer-Lösung ermöglichen. Schäumwerkzeuge müssen in der Regel mit einer äußerst gleichmäßigen Kühlwirkung sowie Formteillfüllung, einer guten Entlüftung und meist mit einem Nadelverschlussystem ausgestattet sein [Pah03]. Insbesondere zur Realisierung des Hochdruckverfahrens sind komplexe Werkzeuge mit Tauchkante oder Schiebern und insgesamt höhere Fertigungskosten erforderlich.

2.2.6 Klassifizierung von Integralschäumen

In der Natur finden sich viele Beispiele für natürlich vorkommende Schäume, z.B. Bimsstein (poröses Vulkangestein) oder Gischt (weißliches Gemisch aus Wasser und Luft). Auf technischem Weg können theoretisch aus allen Werkstoffklassen (Metall, Keramik, Polymere) Schäume erzeugt werden. Ein Schaumstoff ist laut der DIN 7726 ein *Werkstoff mit über die gesamte Masse verteilten Zellen (offen, geschlossen oder beides) und einer Rohdichte, die niedriger ist als die Dichte der Gerüstsubstanz* [Eye08; Col87].

Generell lassen sich alle Kunststoffarten, d.h. Thermoplaste, Elastomere und Duromere, in eine geschäumte Struktur überführen. Dazu können chemische und physikalische Treibmittel oder eine Kombination aus beiden zum Einsatz kommen. Bei allen technischen Schäumverfahren muss das

Ausgangsmaterial in einem fließfähigen, verformbaren Zustand vorliegen, um es sodann in eine geschäumte Struktur zu überführen und anschließend zu verfestigen.

Um die Eigenschaften eines Integralschaums zu beschreiben, bzw. um Integralschäume untereinander unterscheiden zu können, wird in diesem Abschnitt eine Reihe von typischen Integralschaummerkmalen und -attributen vorgestellt und definiert.

Ein Integralschaum besteht aus einem Schaumkern, der von einer kompakten, ungeschäumten Außenhaut umgeben wird. Der Übergang von der Außenhaut zur Querschnittsmitte hinsichtlich lokaler Dichte und lokaler Steifigkeit ist in den meisten Fällen fließend, Abb. 18. Durch den geschäumten Kern wird bei Biegebeanspruchung im Bereich der neutralen Faser Material eingespart und die lasttragenden, ungeschäumten Randschichten auf Abstand gehalten.

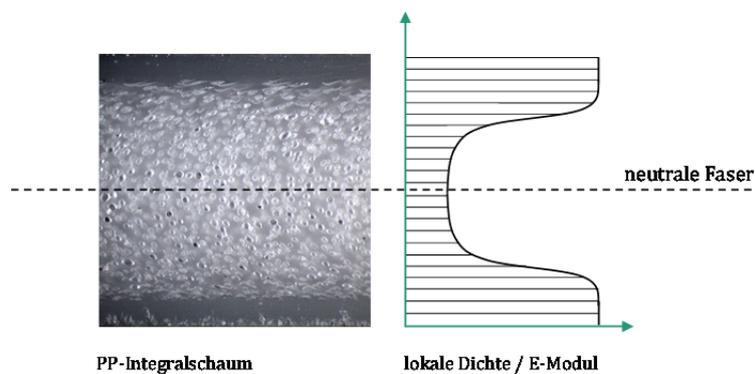


Abb. 18: Dichte- und E-Modulverteilung (schematisch) im Querschnitt einer Integralschaumstruktur

Im Allgemeinen lassen sich Schaumstoffe nach ihrer Dichte und ihrer Zellstruktur klassifizieren. Die mechanischen Eigenschaften von Integralschäumen werden dabei hauptsächlich durch die jeweilige Rohdichte dominiert. Diese Größe wird auch scheinbare Dichte, geometrische Dichte oder Raumgewicht genannt und beschreibt die über den Querschnitt eines Integralschaums gemittelte Dichte des porösen Festkörpers. Das Volumen umfasst sowohl das Volumen des Werkstoffes als auch das der Schaumporen [Alt10; Khe97]:

$$\rho_{\text{Roh}} = \frac{m}{V_{\text{Werkstoff}} + V_{\text{Poren}}} \quad \text{Gleichung 1}$$

Die lokale Dichte gibt die jeweils an einer konkreten Position im Querschnitt vorliegende Dichte an, Abb. 18. In den kompakten, ungeschäumten Randschichten kann im Allgemeinen von der Dichte des Vollmaterials ausgegangen werden.

Die relative Dichte beschreibt den Quotienten aus Rohdichte des Integralschaums ρ_{Roh} und der Dichte des ungeschäumten Vollmaterials ρ_0 . Beim Schäumen mit Dekompressionshub entspricht dies dem Quotienten aus Einspritzspalt h_0 und Endwandstärke h :

$$\rho_{\text{rel}} = \frac{\rho_{\text{Roh}}}{\rho_0} = \frac{h_0}{h} \quad \text{Gleichung 2}$$

Die resultierende Dichtereduktion in % lässt sich wie folgt berechnen:

$$\Delta\rho = (1 - \rho_{\text{rel}}) \cdot 100 = \left(1 - \frac{h_0}{h}\right) \cdot 100 [\%] \quad \text{Gleichung 3}$$

Der Expansionsgrad h/h_0 beim Schäumen mit Dekompressionshub beschreibt das Verhältnis aus Endwandstärke h zu Einspritzspalt h_0 . Diese Kenngröße entspricht dem Faktor, um den die gasbeladene Formmasse in Öffnungsrichtung expandiert wird. Aus diesem Grund wird in einem späteren Abschnitt (Kap. 5) synonym die Bezeichnung relative Wandstärke verwendet. Weitere Merkmale zur Beschreibung der Mikrostruktur eines Integralschaums sind nach [Alt10] die mittlere Zellgröße und Zellgrößenverteilung, die Zellorientierung, das Aspektverhältnis der Zellen, die Massenbelegung der Zellstege- und Wände sowie der Grad der Offenelligkeit.

Als weitere mathematische Hilfsgröße zur Beschreibung des Integralschaumaufbaus definiert [Mül06] den Kernschichtanteil k als das Verhältnis aus Kernschichtdicke und Gesamtwandstärke, siehe Abb. 23:

$$k = \frac{h_{\text{Kern}}}{h} = \frac{h - 2h_R}{h} \quad \text{Gleichung 4}$$

Unter der Annahme, dass in der ungeschäumten Außenhaut die gleiche Dichte wie beim Kompaktmaterial ρ_0 vorzufinden ist, lässt sich die Kernschichtdichte ρ_{Kern} mit dem Kernschichtanteil k aus der Mischungsregel herleiten:

$$\rho_{\text{Roh}} = \rho_{\text{Rand}} \cdot (1 - k) + \rho_{\text{Kern}} \cdot k \quad \text{Gleichung 5}$$

mit $\rho_{\text{Rand}} = \rho_0$ folgt

$$\rho_{\text{Kern}} = \frac{\rho_{\text{Roh}} - \rho_0 \cdot (1 - k)}{k}$$

2.2.7 Mechanisches Verhalten von Integralschäumen

Um die mechanischen Eigenschaften von geschäumten und ungeschäumten Spritzgießformteilen miteinander vergleichen zu können, sollten die Proben nach [Mör77] entweder die gleiche Wandstärke, die gleiche Biegesteifigkeit oder das gleiche Artikelgewicht aufweisen. In Abb. 19 ist für diese drei Fälle ein Vergleich zwischen den jeweiligen Eigenschaften der Integralschaum- und Kompaktbauweise dargestellt.

Durch das Niederdruckverfahren werden Formteile mit gleicher Wandstärke hergestellt. Wie in Abb. 19 dargestellt, kann dabei zwar eine Gewichts- und Dichtereduktion erzielt werden, jedoch kommt es generell zu einer Abnahme der mechanischen Eigenschaften. Mit dem Hochdruckverfahren dagegen sind Integralschäume mit dem gleichen Bauteilgewicht jedoch mit größerer Wandstärke als die Kompaktbauweise realisierbar. Durch das dadurch erhöhte Flächenträgheitsmoment kommt es trotz vermindertem E-Modul zu einem Anstieg der Biegesteifigkeit [Cra08; Spö10; Mül06; Jau11; Mör77].

Durch eine ungleichmäßige Querschnittbeanspruchung unter Biegelast treten die größten Dehnungen bzw. Stauchungen sowie Spannungen im Bereich der Randfaser auf. Integralschäume weisen an dieser Stelle eine ungeschäumte Außenhaut auf, deren Belastbarkeit theoretisch mit der des Kompaktwerkstoffes gleichgesetzt werden kann. Aus diesem Grund besitzen Integralschäume unter einer Biegebeanspruchung besondere Vorteile, ähnlich wie bei einem Doppel-T-Träger oder der Sandwichbauweise, siehe auch Kapitel 5.3.

kompakt	geschäumt (Integralschaumstruktur)		
	gleiche Wanddicke	gleiche Biegesteifigkeit	gleiches Artikelgewicht
Wanddicke	gleich	etwas größer	größer
Gewicht	kleiner	etwas kleiner	gleich
Biegesteifigkeit	kleiner	gleich	größer
Dichte	kleiner	kleiner	kleiner
E-Modul	kleiner	kleiner	kleiner
Widerstandsmoment	gleich	etwas größer	größer

Abb. 19: Vergleich zwischen Integralschaumbauweise und Kompaktmaterial [Mör77]

Durch das axiale Flächenträgheitsmoment I_y , welches sich proportional zur dritten Potenz der Wandstärke verhält, kann ein signifikanter Zuwachs der Biegesteifigkeit $S_B = E_B \cdot I_y$ gemessen werden. Mittels Hochdruckverfahren lässt sich dadurch ein *Strukturleichtbaueffekt* erzielen.

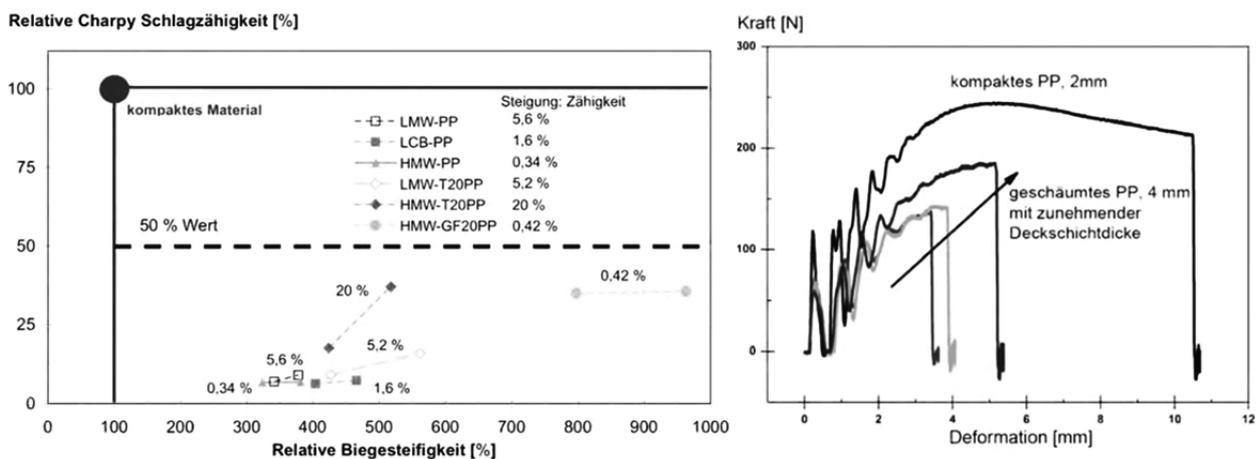


Abb. 20: Relative Biegesteifigkeit und Charpy-Schlagzähigkeit unterschiedlicher PP-Werkstoffe bei einer Expansion von 2 auf 4 mm ($\rho_{rel} = 0,5$) und unterschiedlichen Außenhautdicken (links) [Spö10], Kraft-Deformation-Diagramm eines Charpy-Schlagbiegeversuchs (ungekerbt) von kompaktem und geschäumtem PP mit unterschiedlicher Außenhautdicke bei schmalseitiger Prüfung (rechts) [Spö10]

In Abb. 20 links ist die relative Biegesteifigkeit unterschiedlicher PP-Werkstoffe bei einer Expansion von 2 auf 4 mm ($\rho_{rel} = 0,5$) bei zwei unterschiedlichen Außenhautdicken dargestellt. Durch eine dickere Außenhaut kommt es, verglichen mit der Kompaktbauweise, zu einer geringeren Abnahme des Biegemoduls und daher bei gleichem Widerstandmoment insgesamt zu einer höheren Biegesteifigkeit.

Bei ursprünglich zähen Werkstoffen (wie z.B. ungefülltem oder talkumgefülltem Polypropylen) kommt es nach der Expansion meist zu einer deutlich verminderten Duktilität und Bruchenergie, vgl. Abb. 20 [Spö10; Mü106; Cra08]. Da das Energieabsorptionsvermögen, insbesondere bei einer stoßartigen mechanischen Beanspruchung, für eine Vielzahl technischer Anwendungen jedoch ein kritisches Anforderungskriterium darstellt, erscheinen unverstärkte Integralschäume vor diesem Hintergrund nur begrenzt einsatzfähig. Unabhängig von der Außenhautdicke zeigt faserverstärktes PP gemäß Abb. 20 links den geringsten Abfall der relativen Schlagzähigkeit. Bei den unverstärkten PP-Typen lässt sich nur beim hochmolekularen und talkumverstärkten PP (HMW-T20PP) mit einer großen Außenhautdicke ein ähnliches Verhalten feststellen [Spö10].

Im Allgemeinen ist das Bruchverhalten von unverstärkten Polymeren durch eine vergleichsweise geringe Maximalkraft und eine hohe Bruchdeformation mit einem ausgeprägten Fließbereich gekennzeichnet, Abb. 21. Für das Verhalten von faserverstärkten Materialien sind eine hohe Bruchkraft, eine geringe Deformation sowie ein fehlender Fließbereich charakteristisch. Beim Schäumen unverstärkter Polymere ist der Fließbereich durch die Kerbwirkung der Schaumporen deutlich geringer (vgl. Abb. 21), wodurch sich Bruchdehnung und Bruchenergie deutlich reduzieren. Bei faserverstärkten Integralschäumen dagegen nehmen Bruchdehnung und demgemäß Bruchenergie wesentlich geringfügiger ab.

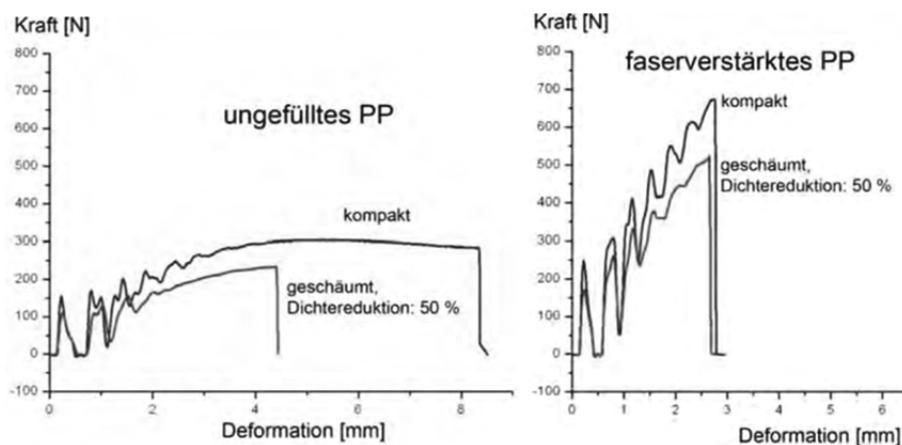


Abb. 21: Unterschiedliches Deformationsverhalten bei ungefülltem und faserverstärktem Polypropylen in Kompakt- und Integralschaumbauweise ($\Delta\rho = 50\%$, Expansion von 2 auf 4 mm, schmalseitige Prüfung, ungekerbt) am Beispiel eines instrumentierten Charpy-Schlagbiegeversuchs [Spö10]

Faserverstärkte Thermoplaste zeigen daher, auch in Integralschaumbauweise, ein stark faserdominiertes Bruchverhalten [Spö10]. Daraus kann abgeleitet werden, dass faserverstärkte Werkstoffe gegenüber ungefüllten Thermoplasten hinsichtlich ihres Duktilitätsverhaltens weniger empfindlich auf eine Verschäumung reagieren.

Die beim Schlagbiegeversuch nach Charpy (DIN EN ISO 179) ermittelte Schlagzähigkeit beschreibt das mechanische Verhalten unter einer schnellen, schlagartigen Dreipunktbiegebeanspruchung (Auftreffgeschwindigkeit 2,9 m/s). Sie gibt Aufschluss über das Energieaufnahmevermögen bei einer hohen Verformungsgeschwindigkeit. Die Prüfung erfolgt schmal- oder breitseitig (Abb. 22 rechts) an gekerbten oder ungekerbten Prüfkörpern, wobei sich die Kerbe dabei stets im Zugbereich

befindet [Fri11]. An dieser Stelle soll auf die Wichtigkeit einer schaumgerechten Bauteilprüfung und Ergebnisauswertung hingewiesen werden.

Beim Schlagbiegeversuch, der an Proben durchgeführt wird, die aus größeren Schaumspritzgießbauteilen herausgetrennt werden, ist im Sinne einer schaumgerechten Prüfung die breitseitige (engl. *flatwise*) gegenüber der schmalseitigen (engl. *edgewise*) Messung zu bevorzugen. Genau wie beim Dreipunktbiegeversuch, wird ein Integralschaumbauteil in der Realität bei einer stoßartigen Beanspruchung stets breitseitig belastet.

Bei einer schmalseitigen Beanspruchung dagegen trifft der Pendelhammer direkt auf den Schaumkern, der dabei wie eine Kerbe sowohl im Zug- als auch im Druckbereich wirken kann, vgl. Abb. 22 rechts. Durch Vergleichsmessungen im Materialsystem PP-LGF30 konnte gezeigt werden, dass es bei hohen Dichtereduktionen zu einer übermäßigen Kerbwirkung kommt, die in einer deutlich niedrigeren Schlagarbeit resultiert. Der Unterschied zwischen schmal- und breitseitiger Prüfung ist in Abb. 22 links aufgezeigt.

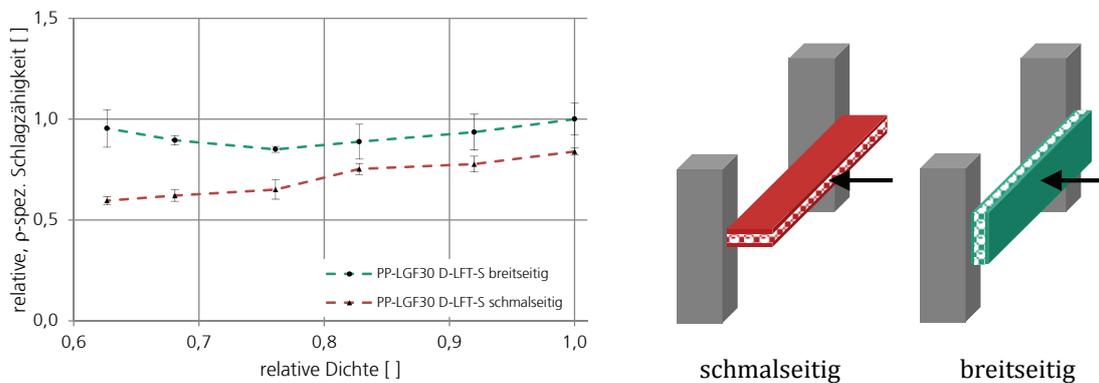


Abb. 22: Ungekerbte Charpy-Schlagzähigkeit bei schmal- und breitseitiger Bauteilprüfung von PP-LGF30-Integralschäumen, LFT-D-Schaum [Roc14]

Bei einer schmalseitigen Prüfung werden die Integralschaumproben durch die Kerbwirkung des Kerns gegenüber ungeschäumten Proben deutlich benachteiligt. [Mic09] beschäftigt sich eingehend mit der Bestimmung des Energieabsorptionsvermögens von unverstärkten, thermoplastischen Integralschäumen. Dabei wird ein instrumentierter Durchstoßversuch aufgrund geringer Standardabweichung und erhöhter Aussagekraft durch die getrennte Erfassung von Kraft und Deformation empfohlen.

Das mechanische Verhalten der Integralschaumbauweise mittels TSG im Hochdruckverfahren wurde bisher eingehend an unverstärkten Polymeren [Spö10; Mül06; Mül04; Moo74] analysiert. Weitere Arbeiten auf diesem Gebiet [Gon05; Cra08; Eck81] beschäftigen sich mit dem Einfluss bestimmter Fertigungsparameter auf die resultierende Schaumstruktur und die entstehenden Bauteileigenschaften. Über TSG in Kombination mit LFT existieren eigene Veröffentlichungen [Jau11; Hon11; Roc14; Keh14; Roc13c; Roc13d; Roc11; Roc13e; Roc13a; Roc13b]. Durch die geringere Viskosität bedingt durch den Plastifiziereffekt eines in der Schmelze gelösten Treibmittels konnte [Zha05] eine faserschonendere Verarbeitung durch geringeren Faserbruch nachweisen.

Kap. 5 und insbesondere Abschnitt 5.3 gewähren einen tiefgreifenden Einblick in die Werkstoffmechanik sowie das Leichtbaupotenzial der Integralschaumbauweise.

2.2.8 Modellansatz zur Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von Integralschäumen

Zur Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von Formteilen mit Integralschaumaufbau ist ein mathematisches Berechnungsmodell erforderlich. Grundsätzlich ist zwischen einer mikro- und einer makromechanischen Betrachtungsweise zu unterscheiden. Bei einem mikromechanischen Modellansatz finden bestimmte Schaumeigenschaften, z.B. die Zellgröße- und Zellgrößenverteilung, die Massebelegung der Zellstege und -wände oder das Aspektverhältnis und die Ausrichtung der Zellen, auf mikroskopischer Ebene Berücksichtigung. Bei einem makromechanischen Berechnungsmodell wird dem Integralschaum, ohne weitere Einbeziehung der Zellstruktur, ein quasi-homogener Querschnitt zugesprochen und mechanische Kennwerte zugewiesen. Dabei muss stets beachtet werden, dass es sich nicht um Werkstoffeigenschaften, sondern um mechanische Kennwerte einer bestimmten Materialarchitektur handelt.

Im Rahmen dieser Arbeit wird sowohl für die Ergebnisvorstellung und Diskussion, als auch zur Vorhersage bzw. Abschätzung des mechanischen Verhaltens auf einen makromechanischen Modellansatz zurückgegriffen, der die Minderung einer mechanischen Eigenschaft (z.B. Festigkeit oder Elastizitätsmodul) gegenüber der Kompaktbauweise als Funktion einer makroskopischen Größe, der relativen Dichte, beschreibt. Für die jeweilige Eigenschaft des Integralschaums X_S gilt [Gib99; Thr96; Sem75]:

$$\frac{X_S}{X_0} = \left(\frac{\rho_S}{\rho_0} \right)^n = \rho_{\text{rel}}^n \quad \text{Gleichung 6}$$

$$X_S = f(\rho_{\text{rel}}, n) = X_0 \cdot \rho_{\text{rel}}^n \quad \text{Gleichung 7}$$

Mit diesem mathematischen Potenzansatz lassen sich Festigkeit und Elastizitätsmodul von Integralschäumen in Abhängigkeit der relativen Dichte durch einen charakteristischen Exponenten n beschreiben bzw. berechnen. Für die mathematische Beschreibung der Schlagzähigkeit werden in der Fachliteratur komplexere Betrachtungsweisen erwähnt. [Thr96] schlägt beispielsweise den Potenzansatz $X_S = X_0 \cdot \rho_{\text{rel}}^n \cdot t^m$ mit einem zusätzlichen Faktor t^m vor, wobei t das Verhältnis aus kompakter Außenhaut und Schaumkern berücksichtigt. Sowohl m als auch n müssen empirisch ermittelt werden. [Mic09] verwendet einen Polynomansatz, um zudem die Zellgröße des Integralschaums ins Kalkül zu ziehen. In beiden Fällen standen jedoch unverstärkte Polymere im Fokus der Untersuchungen. Eine ausreichend exakte Beschreibung des Schlagzähigkeitsverhaltens von geschäumten LFT-Werkstoffen gelingt in dieser Arbeit ebenso mittels Gleichung 7.

Über den beschriebenen makroskopischen Modellansatz hinaus, werden zu Beginn des Kapitels 5 theoretische Betrachtungen zum Integralschaumaufbau durchgeführt, die insbesondere die Bedeutung und Relevanz der kompakten Außenhaut berücksichtigen. Dazu wird die Betrachtungsweise des ansonsten als quasi-homogen angenommenen Integralschaumquerschnitts durch ein einfaches, dreischichtiges Sandwichmodell verfeinert, vgl. mit [Mül06].

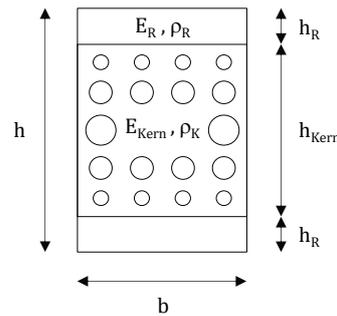


Abb. 23: Integralschaum als dreischichtiger, symmetrischer Sandwichaufbau

Für diese Modellbildung sind einige vereinfachende Annahmen zu treffen: der Integralschaum wird als ein dreischichtiger, symmetrischer Sandwichaufbau mit jeweils einheitlicher Dichte und homogenen Materialeigenschaften in der Deckschicht und im Kern aufgefasst, Abb. 23. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass die beiden Eigenschaften Dichte und Elastizitätsmodul der ungeschäumten Außenhaut vereinfachend mit denen des Kompaktwerkstoffes gleichgesetzt werden können, es gilt $E_R = E_0$ und $\rho_R = \rho_0$.

Der Zugelastizitätsmodul E_Z setzt sich anteilig aus dem Modul der Randschicht und dem Modul des geschäumten Kerns zusammen:

$$E_Z = E_0 \cdot (1 - k) + E_{\text{Kern}} \cdot k \quad \text{Gleichung 8}$$

Analog dazu kann auch die Biegesteifigkeit S_B als die Summe der Biegesteifigkeit der Außenhaut und der Biegesteifigkeit des geschäumten Kerns aufgefasst werden [Gro07]:

$$S_B = \int_{-h/2}^{h/2} E(z)z^2 dz = \int_{-h/2}^{-h_{\text{Kern}}/2} E_R z^2 dz + \int_{-h_{\text{Kern}}/2}^{h_{\text{Kern}}/2} E_{\text{Kern}} z^2 dz + \int_{h_{\text{Kern}}/2}^{h/2} E_R z^2 dz$$

$$S_B = E_0 \cdot b \cdot \frac{h^3 - h_{\text{Kern}}^3}{12} + E_{\text{Kern}} \cdot b \cdot \frac{h_{\text{Kern}}^3}{12} \quad \text{Gleichung 9}$$

Mit dem Kernschichtanteil k und $S_B = E_B \cdot I_y$ folgt aus Gleichung 9 für den Biegemodul E_B :

$$E_B = E_0 \cdot (1 - k^3) + E_{\text{Kern}} \cdot k^3 \quad \text{Gleichung 10}$$

Um E_k berechnen zu können, definiert [Mül06] durch Kombination von Gleichung 8 und Gleichung 10 das *Konzept der effektiven Deckschichtdicke*, mit dem der effektive Kernschichtanteil k_e auf Basis der dreischichtigen Modellvorstellung mittels Zug- und Biegemodul berechnet werden kann:

$$k_e = \sqrt{\frac{E_B - E_0}{E_Z - E_0}} \quad \text{Gleichung 11}$$

Dieser Ansatz erweist sich bei faserverstärkten Integralschäumen allerdings als nicht zielführend, da er die Faseranisotropie nicht berücksichtigt. Beim Zugversuch wird der ganze Querschnitt einheitlich belastet, während bei Biegebelastung hauptsächlich die Randbereiche mit einer fließrichtungsabhängigen Faserorientierung beansprucht werden. Dadurch sind die jeweiligen Zug- und Biegemoduln zur Berechnung des effektiven Kernschichtanteils zu stark divergent. Der Kernschichtanteil k wird in dieser Arbeit durch Vermessung von Mikroskopiebildern bestimmt.

3 Experimentelles

Dieses Kapitel widmet sich dem Versuchsaufbau (3.1), den verwendeten Versuchsmaterialien (3.2) sowie der Versuchsdurchführung (3.3). Zunächst wird auf die verwendete Werkzeug-, Anlagen- und Prozesstechnik eingegangen. Dabei werden insgesamt drei Schäumverfahren vorgestellt, die zur Herstellung der Integralschaumformteile zum Einsatz kamen. Des Weiteren werden die verwendeten LFT-Werkstoffe sowie die chemischen und physikalischen Treibmittel detailliert beschrieben und abschließend die Versuchsdurchführung mit den jeweiligen Prozessparametern und Charakterisierungsmethoden vorgestellt.

3.1 Versuchsaufbau

Die Untersuchungen in dieser Arbeit wurden auf der 2-Komponenten-Spritzgießmaschine *ENGEL duo 700 pico combi M compounder* am Fraunhofer ICT durchgeführt. Diese Anlage verfügt über insgesamt zwei Spritzeinheiten sowie einen integrierten, gleichläufigen Doppelschneckenextruder (DSE), der das Sonderverfahren Spritzgießcompoundieren (siehe Kapitel 2.1.2) ermöglicht.

Die Formteile wurden mit einem Tauchkantenwerkzeug des Formenbauers *Haidlmair Werkzeugbau GmbH* hergestellt. Das Werkzeug ermöglicht die Fertigung von ebenen Platten mit einer Grundfläche von 500 x 500 mm² und ist mit einer umlaufenden Tauchkante ausgestattet, siehe *Abb. 24*.

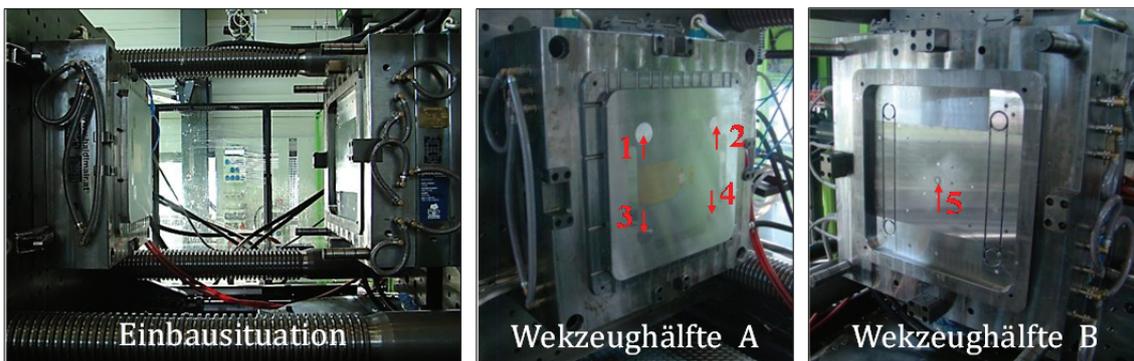


Abb. 24: Einbausituation Tauchkantenwerkzeug (links), Stempelseite mit 4 Nadelverschlussdüsen (Mitte) und Matrizen­seite mit offenem Heißkanal (rechts)

Die Formhöhe und damit die Wandstärke des Formteils ist durch einen in die Matrize (B) eintauchenden Stempel (Tauchkante, Werkzeughälfte A) und entsprechenden Distanzblechen variabel einstellbar. Das Tauchkantenwerkzeug ermöglicht außerdem das Spritzgießsond­er­ver­fahren Spritzprägen, was insbesondere für langfaserverstärkte Formmassen besondere Vorteile hinsichtlich einer faserschonenden Verarbeitung bietet, siehe Abschnitt 2.1.3 und 4.4.

Die Stempelseite verfügt über vier pneumatisch betätigte Nadelverschlussdüsen (1 - 4) mit einem Nadeldurchmesser von 3,5 mm. Die Schmelze wird durch ein elektrisch beheiztes Angussverteilersystem gleichmäßig auf alle vier Anspritzpunkte verteilt. Die Düsen sind symmetrisch über die Grundfläche angeordnet und können unabhängig voneinander angesteuert werden. Auf der gegenüberliegenden Matrizen­seite (Werkzeughälfte B) befindet sich das hydraulisch betätigte Auswerferpaket, welches das Bauteil durch Auswerferstife aus dem Formnest auswirft. Zusätzlich ist

diese Werkzeughälfte mit einem mittig angeordneten, offenen Heißkanal (5) ausgestattet, welcher durch eine kalte (nicht beheizte) Angussbuchse mit dem Formnest verbunden ist. Dadurch kann die Kavität wahlweise über eine der beiden Werkzeughälften mit Schmelze gefüllt werden. Auf der Stempelseite besteht zusätzlich die Möglichkeit, jede Verschlussdüse einzeln anzusteuern. Dies ermöglicht viele unterschiedliche Anspritzsituationen. Abb. 25 zeigt die Vorder- und Rückseite des Formteils mit einseitiger Rippenstruktur.

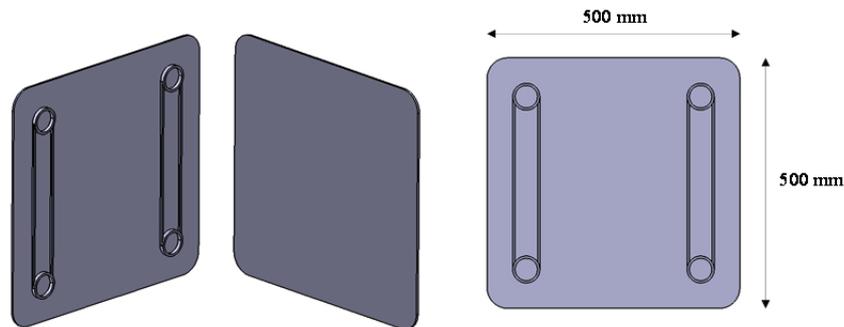


Abb. 25: Vorder- und Rückseite (3D, links), Vorderseite des Spritzgießformteils (rechts)

3.1.1 LFT-D-Schaum-Verfahren

Die Grundlage für dieses neuartige Schäumverfahren bilden zwei im Rahmen dieser Dissertation betreute, studentische Vorarbeiten [Hon11; Jau11]. Um LFT-Schäume in einem Direktverfahren herstellen zu können, ist es erforderlich, das Spritzgießcompoundierverfahren (engl. injection molding compounding – IMC, vgl. Kapitel 2.1.2) derart zu modifizieren, dass durch den integrierten Doppelschneckenextruder sowohl Endlosfasergarne, als auch ein physikalisches Treibmittel prozesssicher in die Thermoplastschmelze eingearbeitet und dispergiert werden können.

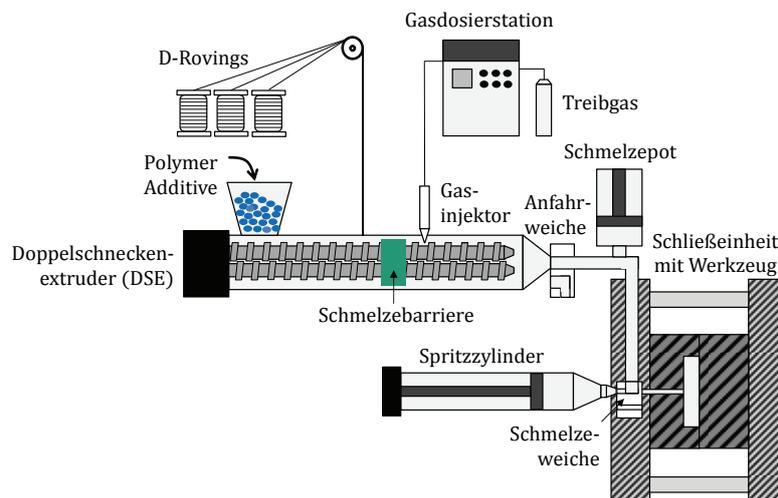


Abb. 26: Funktionsprinzip des LFT-D-Schaum-Verfahrens

Zur Realisierung des LFT-D-Schaum-Verfahrens wurde die o.g. Anlagentechnik entsprechend Abb. 26 modifiziert. Dabei handelt es sich um eine herkömmliche Schneckenextruder-Spritzgießmaschine mit einem integrierten, gleichläufigen Doppelschneckenextruder (DSE), Typ *Leistritz ZSE 40 MAXX 48 D*. Die Spritzeinheit besitzt, abweichend von der schematischen Abb. 26, keinen Einspritzkolben, sondern eine Standard-3-Zonenschnecke mit Ringrückstromsperre ($\varnothing = 105 \text{ mm}$), deren Funktion im IMC-Betrieb mit der eines herkömmlichen Einspritzkolbens gleichgesetzt werden kann.

Das Bindeglied zwischen Spritzeinheit und DSE ist eine von außen, durch elektrische Heizbänder beheizte Schmelzeleitung mit einem Pufferspeicher (*Schmelzepot*). Dieser Abschnitt ist einerseits durch eine in der Extrusion übliche Anfahrweiche mit dem DSE und andererseits über eine Schmelzeweiche mit der Spritzeinheit verbunden. Der gleichläufige DSE besitzt einen Schneckendurchmesser von $D = 40$ mm und eine Verfahrenslänge von 48 D. Das vom DSE ausgetragene Plastifikat wird durch die Schmelzeleitung in die Spritzeinheit nach dem first-in-last-out-(FILO)-Prinzip vor die Schneckenspitze dosiert. Der Pufferspeicherbehälter mit Kolben (*Schmelzepot*), der sich stromabwärts an die Anfahrweiche anschließt, erlaubt das Zusammenführen des kontinuierlichen Compoundierprozesses mit dem diskontinuierlichen Formgebungsprozess. Während die Formmasse in die Kavität eingespritzt wird (Einspritz- und Nachdruckphase), speichert der Schmelzepot das derweil vom DSE ausgetragene Plastifikat. Beim darauf folgenden Dosiervorgang wird das gespeicherte Material über eine hydraulisch betätigte Kolbenabwärtsbewegung dem kontinuierlich aufbereiteten Plastifikat in der Schmelzeleitung vollständig zugeführt.

Beim Dosieren wird der am DSE anliegende Gegendruck durch die Staudruckregelung der Spritzeinheit bestimmt. Während der Einspritz- und Nachdruckphase besteht durch Schalten der Schmelzeweiche keine Verbindung zwischen DSE und Spritzeinheit. Um auch währenddessen kontinuierliche Prozessbedingungen für den DSE zu gewährleisten, wird der Kolben im Pufferspeicher druckgesteuert zurückgezogen. In diesem Prozessabschnitt übernimmt somit der Pufferspeicher die notwendige Staudruckregelung, da der Compoundierprozess, insbesondere beim Einarbeiten von Treibmitteln, gegenüber Druckschwankungen sensibel reagieren kann.

Durch die Schneckendrehbewegung werden endlose Glasfasergarne (*D-Rovings*) über einen offenen Zylinderabschnitt des DSE eingezogen, statistisch gebrochen und in die Thermoplastschmelze eingearbeitet. Das physikalische Treibmittel (wahlweise N_2 oder CO_2) wird durch eine Gasdosierstation, Typ *Maximator DSD 500*, auf 350 bar verdichtet und als überkritisches Fluid (*engl. supercritical fluid - SCF*) stromabwärts über einen Gasinjektor gravimetrisch mit einer vorgegebenen Konzentration in die Schmelze eingebracht. Eine spezielle Schneckenkonfiguration erzeugt zwischen der Zugabeposition des Treibmittels und der Fasern einen Schmelzestau (*Schmelzebarriere*) und gewährleistet somit, dass kein Treibmittel durch den offenen Zylinderabschnitt aus dem System entweichen kann. Des Weiteren sorgt die Schneckenengeometrie für die notwendige Dispergierung des Treibmittels mit dem Ziel einer einphasigen Gas-Polymerlösung.

Detailliertere Informationen zu diesem Verfahren sind aus [Jau11; Roc13b; Roc13a; Roc13e; Roc11; Roc12a; Roc13d] zu entnehmen. Die Entwicklung des LFT-D-Schaum-Verfahrens (Offenlegungsschrift DE 10 2012 001 108 A1 [Roc12b]) kann als besonderer Erfolg dieser Arbeit angesehen werden. In der Industrie wird dieser Verfahrensansatz inzwischen zur Großserienfertigung von semistrukturellen Automobilkomponenten eingesetzt.

3.1.2 CBA / MuCell

Zum Schaumspritzgießen mit chemischem Treibmittel wurde die in Abb. 13 dargestellte Anlagentechnik, jedoch ohne Zylinderverschlussdüse verwendet. Die Stäbchengranulate (LFT-G)

wurden mit dem CBA vorgemischt und anschließend mit einer Langfaserdreizonenschnecke ($\varnothing = 105 \text{ mm}$) mit Ringrückstromsperre verarbeitet. Zur aktiven Staudruckregelung wurde das System durch permanent anliegender Zylinderdüse und den Nadelverschluss des Versuchswerkzeuges verschlossen. Die verwendete MuCell-Spritzeinheit ist mit einer für die Verarbeitung von Langfasern optimierten Schneckengeometrie ($\varnothing = 80 \text{ mm}$) sowie einer Bolzenverschlussdüse ausgestattet, siehe Abb. 12. Als PBA kamen in diesen Untersuchungen sowohl Stickstoff (N_2) als auch Kohlenstoffdioxid (CO_2) zum Einsatz, vgl. Kapitel 3.2.

3.2 Versuchsmaterialien

Die untersuchten Werkstoffe wurden mit drei unterschiedlichen Schäumverfahren verarbeitet. Dabei ist grundsätzlich zwischen den beiden halbzeugbasierenden Verfahren (MuCell / CBA) und dem Spritzgießdirektverfahren (LFT-D-Schaum) zu unterscheiden. Während bei den erstgenannten ausschließlich Stäbchengranulate (LFT-G) verwendet werden, erlaubt das LFT-D-Schaum-Verfahren die Einarbeitung von Endlosfasern über einen offenen Zylinderabschnitt des Doppelschneckenextruders. Durch die hohe Flexibilität beim *in-line Compoundieren* besteht die Möglichkeit auf die exakte Materialzusammensetzung der Formmasse Einfluss zu nehmen. Bei LFT-G ist man auf am Markt bestehende Materialrezepturen und Fasergehalte angewiesen.

Für diese Untersuchungen wurden als Verstärkungsfasern ausschließlich Glasfasern und als Matrixmaterial Polypropylen sowie Polyamid-6 eingesetzt. Dieser Abschnitt gibt eine Übersicht über die verwendeten Versuchsmaterialien geordnet nach den Verarbeitungsprozessen.

Beim LFT-D-Schaum-Verfahren wurde die Materialkombination Polypropylen / Glasfaser mit einem Anteil von 30 Gew.-% verwendet. Beim eingesetzten Polypropylen handelt es sich um ein schlagzähmodifiziertes Copolymer mit einer vergleichsweise niedrigen Scherviskosität (MFI = 70 g/10min). Als Verstärkungskomponente kamen endlose Glasfaserdirektrovings mit einem Filamentdurchmesser von 16 μm und einer Garnfeinheit von 2400 tex zum Einsatz. Um eine möglichst gute Grenzflächenhaftung zwischen Faser und Matrix herzustellen, wurde als Haftvermittler ein maleinanhydridmodifiziertes PP-Homopolymer eingesetzt. Als weiteres Prozessadditiv wurde ein mit Ruß (Farbstoff, UV-Schutz) und entsprechenden Wärmestabilisatoren versetztes Masterbatch verwendet. Tabelle 5 gibt eine Übersicht über die Materialrezeptur.

Tabelle 5: Materialrezeptur für das LFT-D-Schaum-Verfahren

Matrix	Dow PP C711 70 RNA (MFI=70 g/10min)
Verstärkungsfaser	Johns Manville StarRov®LFT ^{plus} 490, LFT-D-Roving, 2400tex, $\varnothing 16\mu\text{m}$
Prozessadditive	Masterbatch (Ruß, Stabilisator) Maleinanhydrid-modifiziertes PP-Homopolymer
Physikalisches Treibmittel	Stickstoff (N_2), Reinheit 99,999%

Bei MuCell und CBA wurde auf Stäbchengranulate (LFT-G) zurückgegriffen. Dabei kamen sowohl Polypropylen als auch Polyamid-6 als Matrixmaterial zum Einsatz. Tabelle 6 gibt eine Übersicht über die halbzeugbasierenden Versuchswerkstoffe, die sowohl im MuCell-Prozess als auch mit einem chemischen Treibmittel verarbeitet wurden.

Tabelle 6: Halbzeugbasierende Versuchswerkstoffe

Kurzbezeichnung	PP-LGF30	PA6-LGF50
Hersteller	Dow Automotive	BASF
Produktbezeichnung	DLGF9621.00 (Konzentrat verdünnt mit Dow PP C711 70 RNA)	B3WG10 bk 564 LF
Granulatlänge	11 mm	12 mm
Dichte kompakt	1,12 g/cm ³	1,59 g/cm ³
Physikalische Treibmittel (MuCell)	Stickstoff (N ₂), Reinheit ≥ 99,999 % Kohlenstoffdioxid (CO ₂) Reinheit ≥ 99,9993 %	
Chemisches Treibmittel	Clariant Hydrocerol ITP 815	Clariant Hydrocerol ITP 825

Beim langfaserverstärkten Polypropylengranulat DLGF9621.00 handelt es sich um ein Konzentrat mit einem Glasfaseranteil von 60 Gew.-%, welches mit dem identischen Polypropylen des Direktverfahrens (Dow PP C711 70 RNA) auf die gewünschte Zielkonzentration von 30 Gew.-% gemischt wurde. Als chemische Treibmittel wurden Hydrocerol ITP 815 und Hydrocerol ITP 825 von der Clariant Masterbatches GmbH verwendet, Tabelle 7.

Tabelle 7: Eigenschaften der verwendeten CBA laut Herstellerdatenblatt

Produktbezeichnung	Hydrocerol ITP 815	Hydrocerol ITP 825
Hersteller	Clariant Masterbatches GmbH	
Wirksame Bestandteile	40 %	
Chemische Reaktion	endotherm	
Freiwerdende Gase	CO ₂ , H ₂ O	
Beginn der Zersetzung	160 °C	200 °C
Wirksame Zersetzungspunkte	2	1
Einsatz	PP-LGF30	PA6-LGF50

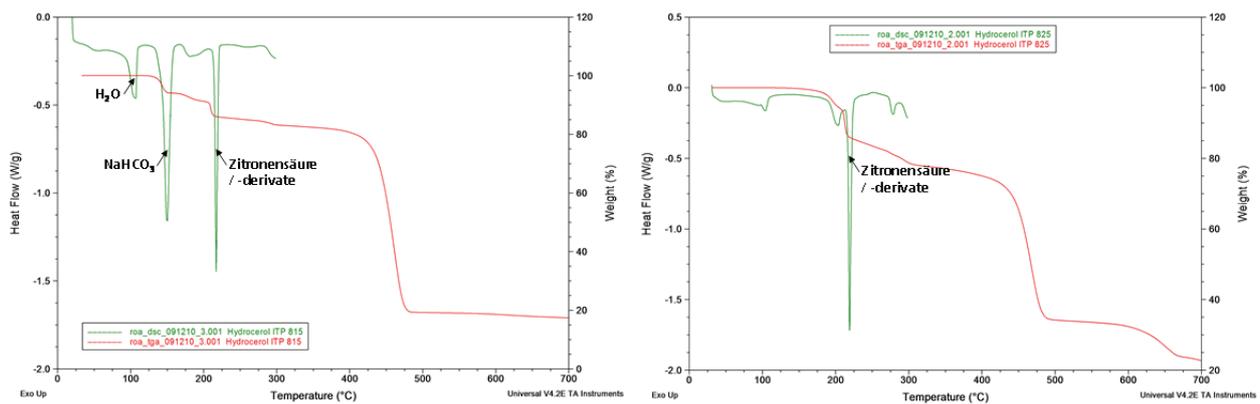
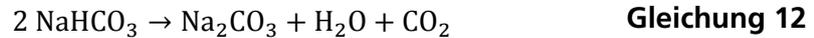


Abb. 27: Überlagerte TGA- und DSC-Messung von Clariant Hydrocerol ITP 815 (links) und ITP 825 (rechts)

Um den Zersetzungsverlauf der beiden chemischen Treibmittel und die dabei freiwerdenden Substanzen genauer beurteilen zu können [Lüb02], wurde eine TGA- sowie eine DSC-Messung durchgeführt und die beiden ermittelten Kurven überlagert, Abb. 27. Hydrocerol ITP 815 zeigt einen zweistufigen, Hydrocerol ITP 825 einen einstufigen, endothermen Zersetzungsverlauf. Die Auswahl

an möglichen Zersetzungsedukten bei endothermen Treibmitteln ist äußerst begrenzt. Die Substanzen lassen sich an der Lage ihrer jeweiligen Peaks ermitteln [Pir14], siehe Abb. 27.

Bei der chemischen Zersetzung von Natriumhydrogencarbonat entstehen als Spaltprodukte Natriumcarbonat (Soda), Wasser und Kohlenstoffdioxid [Alt10]:



Bei der chemischen Zersetzung von Zitronensäure und deren Derivate entstehen als Spaltprodukte feste Reaktionsrückstände (Salze) sowie Wasser und Kohlenstoffdioxid [Alt10].

3.3 Versuchsdurchführung

Die durchgeführten Spritzgießversuche lassen sich inhaltlich in zwei Versuchskampagnen untergliedern. In Versuchskampagne 1 wurde das allgemeine Schäumverhalten von zwei verschiedenen Werkstoffsystemen (PP-LGF30 / PA6-LGF50) bei unterschiedlichen Schäumverfahren untersucht sowie ein direkter Verfahrenvergleich zwischen CBA und MuCell durchgeführt. Weiterhin wurde die bei LFT-Materialien vielversprechende Verfahrenskombination aus Spritzprägen und Dekompression getestet. Außerdem war das thermische Isolationsvermögen von Interesse.

In Versuchskampagne 2 kamen ausschließlich PP-LGF30-Stäbchengranulate zum Einsatz. Es wurde der Einfluss der Verzögerungszeit sowie die Art und Konzentration des physikalischen Treibmittels auf die entstehende Schaumstruktur untersucht und das mechanische Verhalten senkrecht zur Fließrichtung analysiert. Darüber hinaus wurde in dieser Kampagne eine analytische Beschreibung des entstehenden Kantendefekts durchgeführt. Tabelle 8 gibt eine Übersicht über den Inhalt beider Kampagnen.

Tabelle 8: Versuchskampagnen des Experimentalteils mit Kapitelangabe

Versuchskampagne 1		Versuchskampagne 2	
Kap. 4.1 Kap. 4.2	Grundsätzliches Schäumverhalten von LFT-Werkstoffen mit unterschiedlichen Schäumverfahren bei vergleichbaren Prozessbedingungen (PP-LGF30 / PA6-LGF50)	Kap. 4.5	Einfluss der Verzögerungszeit (PP-LGF30)
Kap. 4.3	Direkter Verfahrenvergleich zwischen CBA und MuCell (PP-LGF30)	Kap. 4.6	Art und Konzentration des physikalischen Treibmittels (PP-LGF30)
Kap. 4.4	Kombination Spritzprägen + Dekompression (PP-LGF30)	Kap. 4.7	Verhalten senkrecht zur Fließrichtung (PP-LGF30)
Kap. 0	Thermische Eigenschaften (PP-LGF30)	Kap. 4.9	Kantendefekt (PP-LGF30)

Durch Schaumspritzgießen mit Dekompressionshub wurden Integralschaumbauteile mit unterschiedlichen Öffnungshüben und infolgedessen mit verschiedenen Wandstärken und Dichtereduktionen hergestellt. Als Referenzen dienten ungeschäumte Formteile mit identischem Schussgewicht bzw. vergleichbarer Wandstärke, die mit der gleichen Plastifizierung und gleichen Prozesseinstellungen jedoch ohne Treibmittel gefertigt wurden. Der Versuchsplan, die

Fertigungsparameter sowie die angewendeten Charakterisierungsmethoden können den nachfolgenden Abschnitten entnommen werden.

3.3.1 Prozessparameter

Um die Ergebnisse bestmöglich miteinander vergleichen zu können, wurden die Prozessparameter weitestgehend konstant gehalten. Bedingt durch vorgegebene Anlagenspezifikationen mussten teilweise jedoch unterschiedliche Schneckendurchmesser und Einspritzgeschwindigkeiten in Kauf genommen werden. Wenn nicht anders angegeben, kamen die in Tabelle 9 bis Tabelle 12 definierten Fertigungsparameter zur Anwendung. Beide Materialsysteme wurden sowohl im MuCell-Verfahren als auch mit einem chemischen Treibmittel verarbeitet. Die Untersuchungen im LFT-D-Schaum-Verfahren wurden ausschließlich mit PP-LGF30 durchgeführt. Die Referenzversuche (ungeschäumte Kompaktbauweise) sind in den Tabellen fett hervorgehoben.

Tabelle 9: Prozessparameter Versuchskampagne 1, PP-LGF30, ungeschäumte Referenzen fettgedruckt

		CBA	MuCell	LFT-D-Schaum
Schnecken-Ø	mm	105	80	105
DSE-Ø	mm	-	-	40
Dosiergeschw. Schnecke	m/s	0,2	0,2	-
Drehzahl DSE	1/min	-	-	80
Einspritzgeschwindigkeit	cm ³ /s	600	442	600
Treibmittel		2,0 Gew.-% Hydrocerol ITP 815	0,3 Gew.-% N ₂ <i>bezogen auf Matrix</i>	
Werkzeugtemperatur <i>Stempel / Matrize</i>	°C	50 / 55		
Anspritzsituation	-	1 Nadelverschlussdüse		
Massetemperatur	°C	240		
Spez. Staudruck	bar	50		
Kühlzeit	s	50		
Verzögerungszeit	s	2,5		
h	mm	3,6 / 4,0 / 4,3 / 4,7 / 5,2 / 5,6		3,6 / 4,2 / 4,7 / 5,1 / 5,7 4,0 / 4,3 / 4,7 / 5,2 / 5,6
Δp	%	0 10 / 15 / 22 / 30 / 35		

Zu den Versuchen des LFT-D-Schaum-Verfahrens aufgeführt in Tabelle 9, wurde die Kombination aus Spritzprägen und anschließendem Öffnungshub (Schäumen mit Dekompression) anhand von zwei zusätzlichen Versuchsreihen erprobt. Dazu wurde die auf Prägespalt geöffnete Kavität bei konstantem Schussgewicht mit Schmelze gefüllt und dabei eine Teilfüllung (ohne Nachdruck) durchgeführt. Direkt nach der Einspritzphase wurde die Kavität mit einer Prägegeschwindigkeit von 1,5 mm / s geschlossen und die Formmasse anschließend für 2,5 s mit einer Prägekraft von 7000 kN beaufschlagt, bevor die Kavität erneut durch das Präzisionsöffnungsprogramm auf das gewünschte Endmaß aufgefahren wurde. Die gegenüber Tabelle 9 abweichenden Prozessparameter sind in Tabelle 10 aufgelistet. In diesem speziellen Fall entspricht die Prägezeit der Verzögerungszeit bis zum Öffnen der Kavität.

Tabelle 10: Prozessparameter Versuchskampagne 1, Spritzprägen und Dekompression, PP-LGF30, LFT-D-Schaum-Verfahren

		Spritzprägen und Dekompression
Prägeschwindigkeit	mm/s	1,5
Prägestärke	kN	7000
Prägezeit / Verzögerungszeit	s	2,5
Prägespalt	mm	2
h	mm	5,6 → 3,6 → 4,4 5,6 → 3,6 → 4,9
$\Delta\rho$	%	15 / 23

Tabelle 11: Prozessparameter Versuchskampagne 1, PA6-LGF50, ungeschäumte Referenz fettgedruckt

		MuCell	CBA
Schnecken-Ø	mm	80	105
Dosiergeschw. Schnecke	m / s	0,35	
Einspritzgeschwindigkeit	cm ³ / s	442	
Treibmittel		0,4 Gew.-% N ₂ <i>bezogen auf Matrix</i>	3,0 Gew.-% Clariant Hydrocerol ITP 825
Werkzeugtemperatur <i>Stempel / Matrize</i>	°C	80-85 / 88-92	
Anspritzsituation	-	2 Nadelverschlussdüsen (oben)	
Massetemperatur	°C	300	
Spez. Staudruck	bar	50	
Kühlzeit	s	35	
Öffnungszeit	s	0,5	
h	mm	2,4 / 2,7 / 3,5 / 4,7 / 5,6	
$\Delta\rho$	%	0 / 10 / 30 / 48 / 54	

Tabelle 12: Prozessparameter Versuchskampagne 2, PP-LGF30, ungeschäumte Referenz fettgedruckt, MuCell-Verfahren

		Verzögerungszeit	Art und Konzentration Treibmittel	Verhalten \perp zur Fließrichtung
Schnecken-Ø	mm	80		
Dosiergeschw. Schnecke	m / s	0,2	0,3	
Einspritzgeschwindigkeit	cm ³ / s	442		
Prägestärke nach Einspritzen	kN	3500		
Prägelänge = Verzögerungszeit	s	5 / 10	5	
Öffnungszeit	s	0,5		
Treibmittel <i>bezogen auf Matrix</i>	Gew.-%	0,3 N ₂	0,2 N ₂ / CO ₂ 0,4 N ₂ / CO ₂	
Werkzeugtemperatur <i>Stempel / Matrize</i>	°C	51 / 54	47 / 51	
Anspritzsituation	-	Mittiger Anspritzpunkt		
Massetemperatur	°C	240		

Spez. Staudruck	bar	50	100
Kühlzeit	s	50	
h	mm	2,5 / 2,9 / 3,6	2,5 / 3,3 / 5
Δp	%	0 / 15 / 30	0 / 25 / 50

3.3.2 Probenentnahme

Nach der Formteilherstellung wurden Prüfkörper durch Wasserstrahlschneiden in Fließrichtung bzw. senkrecht zur Fließrichtung (für Kapitel 4.7) aus den Platten herausgetrennt (Schnittpläne siehe Anhang 4). Angelehnt an die Richtlinien der EATC (*engl. European Alliance for Thermoplastic Composites, Eigenschaftsermittlung und Prüfung von langfaserverstärkten Thermoplasten [Sch08b]*) wurde ein ausreichend großer und definierter Abstand zum Anspritzpunkt sowie zum Rand des Formteils beachtet.

3.3.3 Dichtebestimmung

Zur Bestimmung der Rohdichte wurde das Gewicht der rechteckigen Charpy- bzw. Dreipunktbiegeprüfkörper mit einer Feinwaage bestimmt und anschließend auf das errechnete Volumen der Proben bezogen.

3.3.4 Mikroskopie

Zur Charakterisierung des Schaumaufbaus wurden Aufnahmen durch Lichtmikroskopie sowie mittels Rasterelektronenmikroskopie angefertigt. Beim Heraustrennen der Proben durch Wasserstrahlschneiden kommt es an der Schnittfläche üblicherweise durch Streuung des Strahls zu einem Zusetzen der Schaumzellen. Um den Integralschaumaufbau jedoch exakt erkennen und quantitativ erfassen zu können, war es notwendig den jeweiligen Querschnitt der Prüfkörper entsprechend zu präparieren.

Für die Lichtmikroskopie wurden die Prüfkörper mithilfe einer Schleifmaschine (Typ *Tegra-Pol 11*, Fa. *Struers*) und einer wassergekühlten Silizium-Carbid (SiC) Schleifscheibe zunächst mit einer 800er Körnung plan geschliffen und die Körnung anschließend stufenweise bis auf einen Wert von 4000 erhöht. Parallel zu diesem Poliervorgang mussten zugeschmierte Poren mit einem feinen Pinsel wieder geöffnet werden. Die lichtmikroskopischen Untersuchungen wurden an einem modularen Hochleistungs-Stereomikroskop (Typ *MZ 6*, Fa. *Leica*) mit einem Vergrößerungsbereich von 6,3 bis 40-fach durchgeführt. Zur Bildaufzeichnung kam ein integriertes, digitales Bildaufnahmesystem (Typ *DFC 295*, Fa. *Leica*) mit einer Auflösung von 3 Megapixeln zum Einsatz. Die Dicke der Außenhaut und des Schaumkerns wurde mit dem Messwerkzeug der Software *IrfanView 4.35* [Irf12] vermessen. Als Maßstab diente entweder die Wandstärke der Probe oder ein vorhandener Maßstabsbalken der Schliffaufnahme. Für jede Probe erfolgte eine Dreifachbestimmung an drei verschiedenen Stellen der Probe.

Zur Erstellung der REM-Aufnahmen wurden die Proben zunächst für wenige Sekunden in flüssigen Stickstoff getaucht und anschließend an einer scharfen Kante gebrochen. Dabei kommt zu einem Sprödbrech entlang des geringsten Querschnitts und somit in der Theorie am größten Durchmesser jeder (im Idealfall) kugelförmigen Schaumzelle. Diese Tatsache erweist sich bei der Bestimmung der Zellgrößen als besonderer Vorteil. Die Bruchflächen wurden anschließend durch die Sputteranlage

(Typ *208HR Sputter Coater*, Fa. *Cressington*) mit einer dünnen leitfähigen Gold-Palladium-Schicht beschichtet. Die rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen wurden mit einem Feldemissions-Rasterelektronenmikroskop (*FE-REM*, Typ *SUPRA 55 VP*, Fa. *Zeiss*) durchgeführt.

3.3.5 Faserlängenanalyse

Zur Bestimmung der mittleren Faserlänge kam das Analyseverfahren *FASEP* [Höh15] zum Einsatz, welches auf der Norm ISO 22314 [ISO06] basiert und sowohl zur Analyse von Kurz- als auch Langglasfaserproben geeignet ist. Für jede Faserlängenbestimmung wurden mindestens 10.000 Einzelfasern erfasst und ausgewertet. Die Messungen wurden durch einen externen Dienstleister (Fa. *xyz high precision*) durchgeführt. Aus Kostengründen wurde lediglich ein kompakter Referenzprüfkörper (Zugstab) pro Schäumverfahren (LFT-D-Schaum, MuCell, CBA) aus Versuchskampagne 1 für das Materialsystem PP-LGF30 analysiert.

3.3.6 Thermische Eigenschaften

Um das thermische Isolationsvermögen von Integralschäumen im Vergleich zum ungeschäumten Vollmaterial beurteilen zu können, wurden am Beispiel von PP-LGF30-Prüfkörpern (LFT-D-Schaum-Verfahren) die spezifische Wärmeleitfähigkeit sowie der thermischer Widerstand in Abhängigkeit der relativen Dichte bestimmt. Dazu wurden kreisrunde Prüfkörper ($\varnothing = 60$ mm) mit dem Messverfahren *THB* (*Transient-Hot-Strip*, Fa. *Linseis*) und dem Sensor *THB6K13* unter Raumtemperatur ($RT = 23$ °C) vermessen.

3.3.7 Mechanische Prüfungen

Wenn nicht anders angegeben, wurden die mechanischen Prüfungen unter Normklimabedingungen ($RT = 296,15$ K = 23° C, $\varphi = 50$ % nach DIN EN ISO 291) durchgeführt. Die PP-LGF30-Proben wurden vor der Prüfung mindestens 24 Stunden unter Normklimabedingungen gelagert. Die PA6-LGF50-Proben wurden 5 Stunden bei 80 °C im Trockenschrank (Typ *ed-400*, Fa. *Binder*) getrocknet und chargenweise bis unmittelbar vor deren Prüfung in vakuumverschweißten Beuteln aufbewahrt. Die Abmessungen der jeweiligen Prüfkörper können aus Anhang 4 entnommen werden.

Die Charakterisierung im Zugversuch erfolgte in Anlehnung an *DIN EN ISO 527* auf einer Universalprüfmaschine (Typ *Inspekt table 50 kN*, Fa. *Hegewald & Peschke*). Zur Bestimmung des Zugelastizitätsmoduls zwischen $0,05$ und $0,3$ % Dehnung wurde eine Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min gewählt. Der weitere Verlauf bis zum Bruch der Probe wurde mit einer Prüfgeschwindigkeit von 50 mm/min durchgeführt.

Die Charakterisierung unter einer Dreipunktbiegebeanspruchung erfolgte in Anlehnung an *DIN EN ISO 178* mit derselben Universalprüfmaschine und einer konstanten Prüfgeschwindigkeit von 2 mm/min. Durch die unterschiedlichen Wandstärken der Prüfkörper, wurde die Stützweite L gemäß der Geometriebedingung aus der Norm $L/h = 16$ angepasst. Ebenso wurden die Abmessungen der Prüfkörper normgerecht der jeweiligen Wandstärke angepasst.

Die Charakterisierung beim Charpy-Schlagbiegeversuch unter einer stoßartigen Dreipunktbiegebeanspruchung erfolgte in Anlehnung an *DIN EN ISO 179* durch ein nicht-instrumentiertes Pendelschlagwerk (Typ *RESIL Impactor*, Fa. *CEAST*). Bei dieser Messmethode wird

lediglich die zum Bruch der Probe notwendige Energie gemessen. Wenn nicht anders angegeben, wurden die Prüfkörper ungekerbt und mit breitseitiger Schlagfläche geprüft.

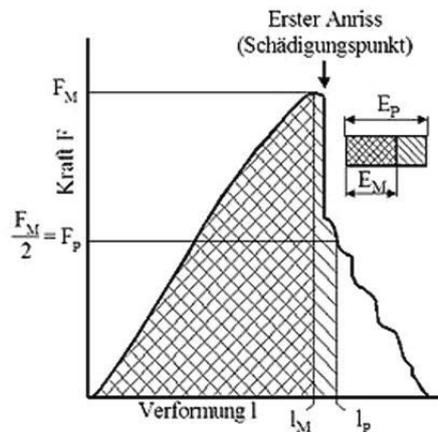


Abb. 28: Typische Kraft-Verformungskurve beim instrumentierten Durchstoßversuch [VDI10]

Zur Bestimmung des Energieaufnahmevermögens bei einer stoßartigen, mehrachsigen Beanspruchung wurden instrumentierte Durchstoßversuche angelehnt an *DIN EN ISO 6603/2* (Prüfgerät für PP-LGF30: *Fractovis*, Fa. *CEAST* / Prüfgerät für PA6-LGF50: *Dynatup 9250*, Fa. *Instron Corporation*) durchgeführt. Die runden Probekörper mit einem Durchmesser von 60 mm wurden in ein ringförmiges Auflager mit einem Durchmesser von 40 mm eingespannt und geprüft. Der Durchmesser des halbkugelförmigen Stoßkörpers betrug 20 mm, die Prüfgeschwindigkeit beim Auftreffen auf die Probe 4,4 m/s. Als Vergleichskennwert wurde, wie bei LFT-Materialien üblich [Sch08b], die Durchstoßenergie E_P verwendet. Die Durchstoßenergie E_P entspricht der Fläche unter der Kraft-Verformungskurve, vgl. Abb. 28, bis zur Verformung l_P . An diesem Punkt ist die Kraft nach Überschreiten der Maximalkraft F_M auf $F_P = F_M/2$ abgesunken [Fri11; VDI10].

4 Ergebnisse und Diskussion

4.1 Integralschaumaufbau

Im Materialsystem PP-LGF30 sind alle geschäumten Prüfkörper durch einen Integralschaumaufbau mit einer kompakten, ungeschäumten Außenhaut und einem geschäumten Kern gekennzeichnet, siehe Abb. 29. Als Maßstab dient die Wandstärke h der jeweiligen Schliffaufnahmen.

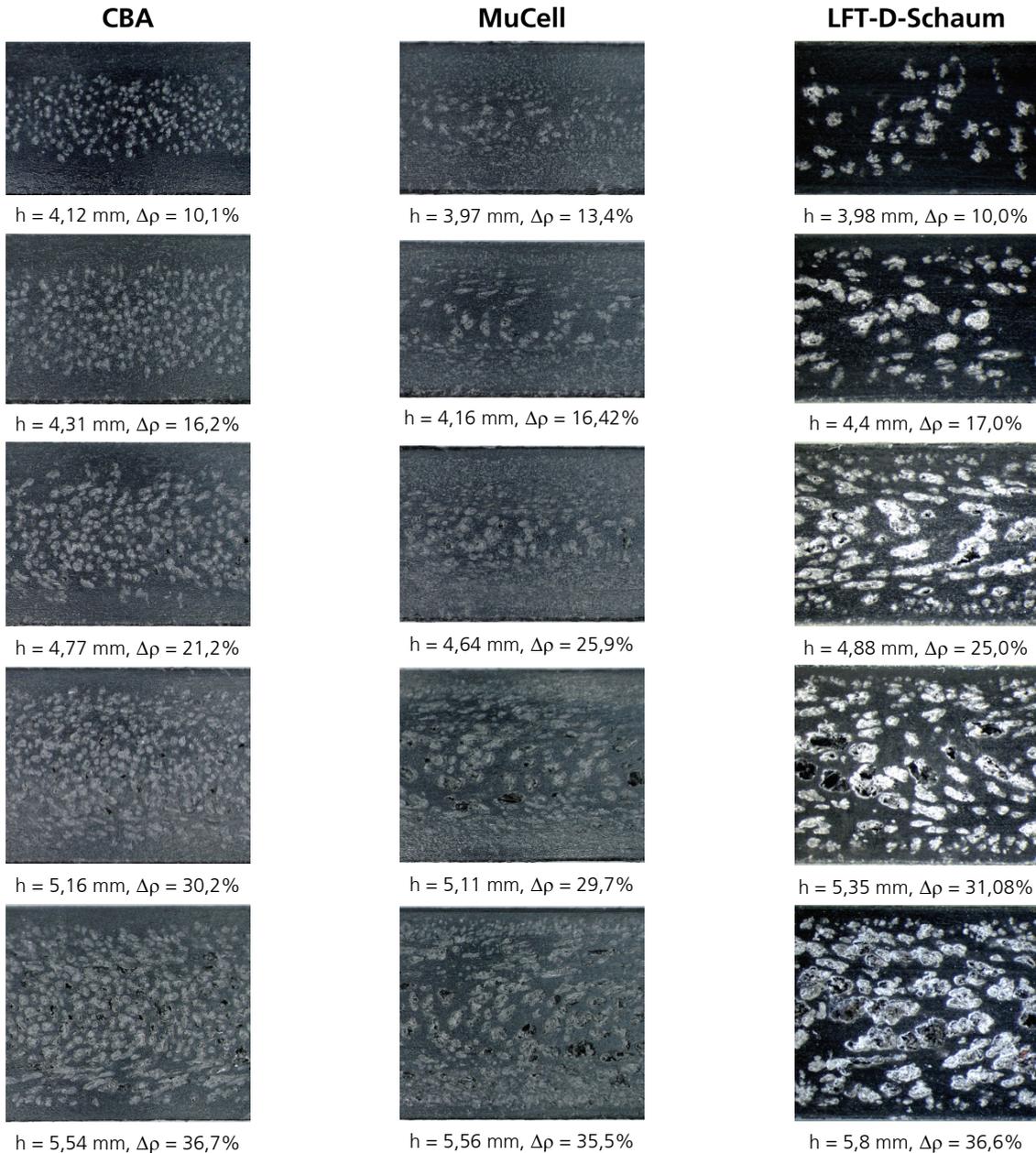


Abb. 29: Integralschaumstrukturen von PP-LGF30 bei CBA, MuCell und LFT-D-Schaum, als Maßstab dient die jeweils angegebene Wandstärke h

Vergleicht man die Querschnittaufnahmen eines jeden Verfahrens untereinander, lässt sich, neben der zunehmenden Wandstärke, eine deutliche Ähnlichkeit im optischen Erscheinungsbild des geschäumten Kerns feststellen. Im Vergleich zwischen den drei Schäumverfahren, zeigen sich jedoch in der Schaumstruktur deutliche Unterschiede.

Die CBA-Prüfkörper weisen eine ausgeprägte, solide Außenhaut und gleichmäßig verteilte, etwa gleichgroße sowie überwiegend kugelförmige Schaumporen auf. Vereinfacht betrachtet kann bei diesen Integralschäumen von einem 3-Schicht-Aufbau (kompakt / Schaum / kompakt) gesprochen werden.

Bei den MuCell-Prüfkörpern lässt der geschäumte Kern einen dreiteiligen Aufbau erkennen mit vermehrt kleineren Zellen im Randbereich und größeren Zellen inmitten des Profils. Über den kompletten Querschnitt kann daher ein insgesamt 5-schichtiger Aufbau (kompakt / feinzellig / grobzeitig / feinzellig / kompakt) bei allen Dichtereduktionen beobachtet werden. Die allgemeine Form der Schaumzellen verändert sich von nahezu kugelförmig bei geringen zu zunehmend geometrisch regellos bei höheren Dichtereduktionen.

Der Schaumaufbau der LFT-D-Schaum-Prüfkörper zeichnet sich durch deutlich größere Schaumzellen als bei den beiden anderen Verfahren aus. Weder bei kleinen noch bei großen Dichtereduktionen lassen sich kugelförmige Poren, sondern im Allgemeinen vielmehr geometrisch regellose Hohlräume erkennen. In Ansätzen kann auch hier bei den größeren Dichtereduktionen von einem dreigeteilten Kern, wenn auch nicht so deutlich ausgeprägt wie bei den MuCell-Prüfkörpern, gesprochen werden.

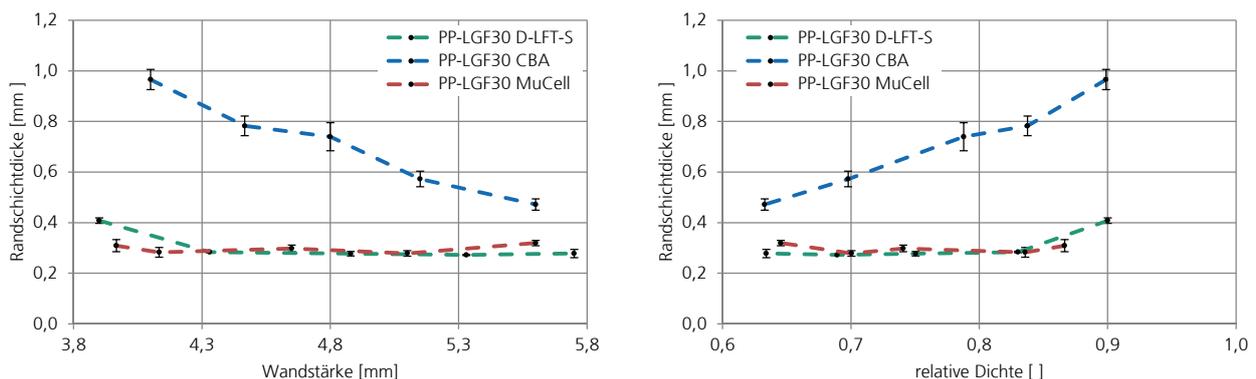


Abb. 30: Randschichtdicke über Wandstärke (links) und relativer Dichte (rechts), PP-LGF30

Abb. 30 gibt eine Übersicht über die gemessenen Randschichtdicken in Abhängigkeit der Wandstärke (links) und der relativen Dichte der Prüfkörper (rechts). Es zeigt sich, dass die ungeschäumte Außenhaut bei den chemisch getriebenen Prüfkörpern deutlich dicker ausfällt als bei den PBA-Integralschäumen. Zwar nimmt die Randschichtdicke der CBA-Prüfkörper mit steigender Wandstärke / Dichtereduktion ab, dennoch liegt sie durchgängig höher im Vergleich zu den beiden übrigen Schäumverfahren. Bei den kleinsten drei Wandstärken liegt der Wert für CBA mehr als doppelt so hoch als bei MuCell und dem Direktverfahren. Die Randschichtdicke der PBA-Proben zeigt bei allen realisierten Wandstärken nur geringfügige Änderungen und liegt bei beiden Verfahren bei etwa 0,3 mm.

In Abb. 31 links sind der Kernschichtanteil k sowie die relative Kernschichtdichte (rechts) jeweils über der relativen Dichte der Integralschäume aufgetragen. Mit steigender Dichtereduktion bzw. mit fallender relativer Dichte nimmt der Kernschichtanteil der CBA-Proben (entsprechend ihres Randschichtdickenverlaufs, siehe Abb. 30) deutlich zu. Bei den übrigen beiden Schäumverfahren

wächst der Kernschichtanteil mit größer werdender Dichtereduktion nur sehr geringfügig und verläuft etwa zwischen 0,8 und 0,9. Auch bei diesem Merkmal zeigen die physikalisch getriebenen Proben einen nahezu identischen Verlauf und unterscheiden sich deutlich von den chemisch getriebenen.

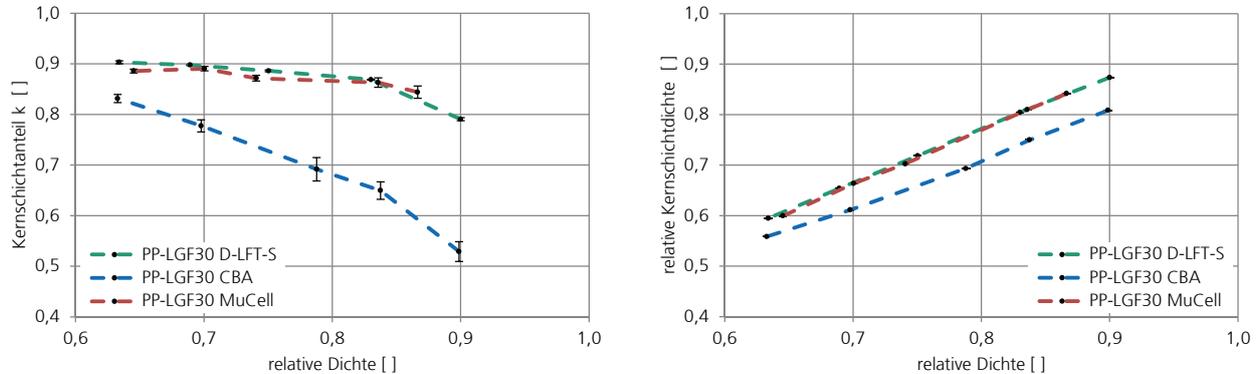


Abb. 31: Kernschichtanteil (links) und errechnete Kernschichtdichte (rechts), PP-LGF30

In Abb. 31 rechts zeigen die Kurven aller Schäumverfahren einen nahezu linearen Verlauf. Mit steigender relativer Dichte nimmt auch die relative Kernschichtdichte zu. Die Messwerte für die physikalisch geschäumten Proben sind hierbei annähernd deckungsgleich. Da bei den CBA-Prüfkörpern deutlich dickere Randschichten vorzufinden sind, steht infolgedessen weniger Material in der plastischen Seele zur Verfügung, um den geschäumten Kern auszubilden. Dadurch ergeben sich bei den chemisch getriebenen Integralschäumen insgesamt niedrigere Kernschichtdichten.

Es bleibt festzuhalten, dass es zwischen den chemisch und den physikalisch geschäumten Prüfkörpern einen deutlichen Unterschied bezüglich des sich ausbildenden Schaumaufbaus zu beobachten gibt. Zwischen den Schäumverfahren mit physikalischem Treibmittel konnten nur marginale Unterschiede hinsichtlich des Kernschichtanteils k ausgemacht werden.

Alle Integralschaumbauteile wurden mit möglichst identischen Fertigungsparametern hergestellt. Bei MuCell und dem LFT-D-Schaum-Verfahren wurde mit gleichem Treibmittel und Treibmittelanteil ein nahezu identisches Ergebnis hinsichtlich Randschichtdicke erzielt. Infolgedessen kann vermutet werden, dass die Ursache bei den unterschiedlichen, verwendeten Treibmitteln zu finden sein könnte. Wie bereits in Abschnitt 3.2 aufgegriffen, kam für diese Untersuchungen ein endothermes, chemisches Treibmittel (Clariant Hydrocerol ITP 815) mit den freiwerdenden Gasen Kohlenstoffdioxid (CO_2) und Wasser (H_2O) zum Einsatz. Ein direkter Vergleich zwischen CO_2 und N_2 als PBA wird in Kap. 4.6 durchgeführt.

Nach dem Aufschäumvorgang zeigen erwartungsgemäß auch die Prüfkörper des Materialsystems PA6-LGF50, dargestellt in Abb. 32, einen Integralschaufbau. Mit dem chemischen Treibmittel konnten nicht alle Aufschäumgrade realisiert werden. Die maximale Dichtereduktion betrug 27 %. Bei den MuCell-Integralschäumen konnten alle anvisierten Aufschäumgrade realisiert werden; die maximale Dichtereduktion belief sich auf 53 %.

Im Vergleich zu den PP-LGF30 Prüfkörpern sind die Zellgrößen bei den PA6-LGF50 Prüfkörpern kleiner. Ihr Zelldurchmesser liegt im Allgemeinen näher am Durchmesser der Glasfasern. Dadurch

wird das Unterscheiden zwischen Faser und Zelle, vor allem im Randbereich, beeinträchtigt. Diese Tatsache in Kombination mit dem hohen Faseranteil von 50 Gew.-% führte zu einer erschwerten Identifikation des Grenzbereiches zwischen solider Außenhaut und Integralschaumkern.

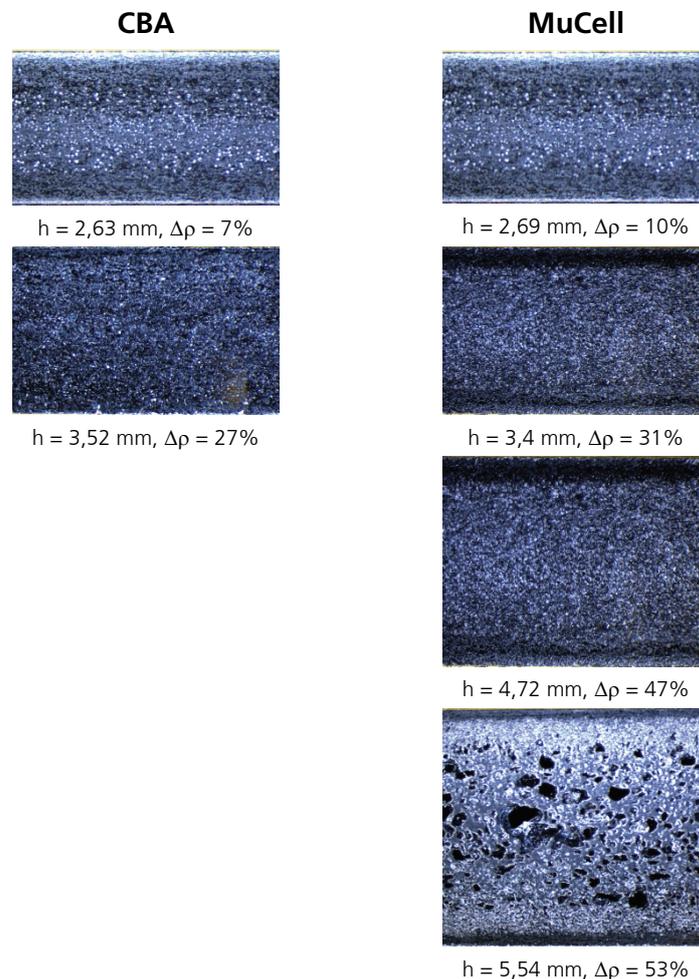


Abb. 32: Integralschaumstrukturen von PA6-LGF50 bei CBA und MuCell

Die vorhandenen CBA-Proben zeigen eine ausgeprägte, solide Außenhaut und in der Mitte des Querschnitts gleichmäßig verteilte sowie zur Mitte des Querschnitts gleichmäßig größer werdende Schaumporen. Vereinfacht betrachtet kann bei diesen Integralschäumen von einem 3-Schicht-Aufbau (kompakt / Schaum / kompakt) gesprochen werden. Wie bei den PP-LGF30 Prüfkörpern sind auch im Falle von MuCell dünnere Randschichten zu beobachten. Ebenso findet man bei den hohen Dichtereduktionen (um 50 %) einen dreiteiligen Aufbau des Kerns mit einer scharfen Trennlinie zwischen kleineren Zellen im Randbereich und größeren Zellen inmitten des Querschnitts. Analog zu den Betrachtungen des ersten Materialsystems, sind auch für PA6-LGF50 die Randschichtdicke, der Kernschichtanteil k sowie die relative Kernschichtdichte in Abb. 33 zusammengefasst. Auch hier sind die Randschichten der CBA-Proben dicker, jedoch mit einer weniger großen Differenz zum physikalischen Treibmittel. Die Dicke der Außenhaut für MuCell schwankt zwischen 0,2 und 0,4 mm, bei CBA beträgt sie etwa 0,47 mm. Der Kernschichtanteil k steigt mit fallender relativer Dichte, die relative Kernschichtdichte bei beiden Verfahren ist annähernd identisch und nimmt mit steigender Dichtereduktion etwa linear ab.

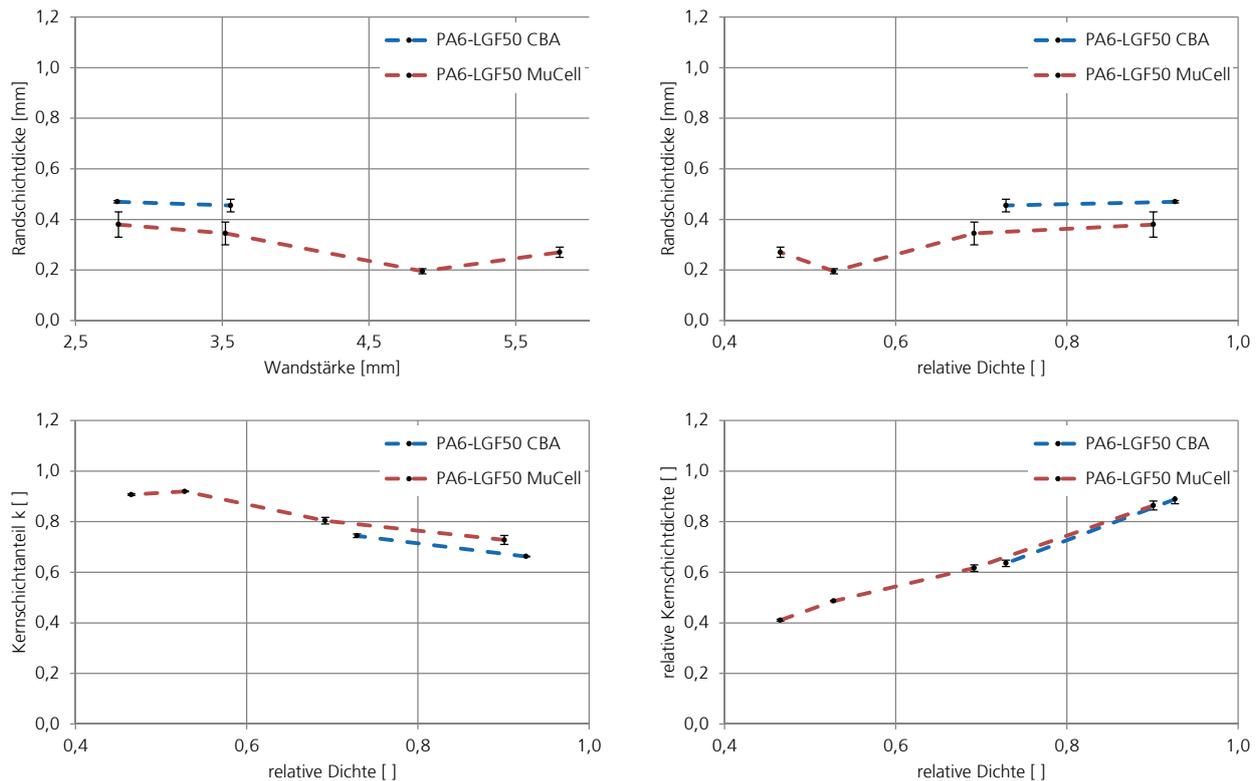


Abb. 33: Randschichtdicke (oben), Kernschichtanteil k und errechnete Kernschichtdicke (unten), PA6-LGF50

4.2 Mechanische Prüfung

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der mechanischen Prüfungen aus Versuchskampagne 1 vorgestellt und diskutiert. LFT-Integralschäume weisen richtungs- und fließwegabhängige Faserorientierungen sowie einen graduellen Dichteverlauf über dem Querschnitt auf. Dennoch wurde zur Vereinfachung bei der Werkstoffprüfung von einem quasihomogenen Querschnitt ausgegangen. Aus diesem Grund sind die ermittelten Kennwerte (Festigkeiten, Moduln, Schlagzähigkeiten) explizit nicht als Werkstoffeigenschaft sondern als Kennwerte einer bestimmten Integralschaumarchitektur zu verstehen.

Alle Prüfkörper des gleichen Materialsystems wurden mit möglichst identischem Schussgewicht und infolgedessen mit konstanter Masse und Flächengewicht hergestellt. Die unterschiedlichen Dichtereduktionen bei den vorliegenden Integralschäumen wurden durch definierte Öffnungshöhe des Tauchkantenwerkzeuges realisiert. Aus diesem Grund besitzen die Integralschäume unterschiedliche Wandstärken und infolgedessen verschiedene Querschnittsflächen. Um die variierenden Querschnitte sowie kleinere Fertigungsschwankungen der Schussgewichte bei der Ergebnisdiskussion zu berücksichtigen, kam eine dichtespezifische Darstellung zum Einsatz:

$$\frac{\sigma}{\rho} = \frac{\frac{F}{A}}{\frac{m}{V}} = \frac{\frac{F}{b \cdot h}}{\frac{m}{b \cdot l \cdot h}} = \frac{F \cdot l}{m} \quad \text{Gleichung 13}$$

Da die Probenlänge l hierbei als Konstante angesehen werden kann, lässt die dichtespezifische Betrachtung der Spannungswerte eine vereinfachte Beurteilung der massespezifischen

Leistungsfähigkeit zu, unabhängig vom jeweiligen Querschnitt und der vorliegenden Rohdichte. Dieser Vorgehensweise gilt für normierte Kennwerte wie Spannungen, Elastizitätsmoduln sowie Schlagzähigkeiten gleichermaßen und findet nachfolgend, wenn nicht anders angegeben, in der Ergebnisbetrachtung Berücksichtigung. Bei der Biegesteifigkeit und dem Maximalbiegemoment findet dagegen keine dichtespezifische Betrachtung statt, da diese Kennwerte geometrieabhängig sind.

Es soll der Einfluss der Integralschaumbauweise auf das mechanische Verhalten untersucht werden. Um diesen Sachverhalt erörtern zu können, wurde in den nachfolgenden Kapiteln eine relative Darstellungsweise, normiert auf die ungeschäumte Referenz des jeweiligen Verfahrens, gewählt. Diese Präsentationsweise lässt ausdrücklich keinen Vergleich zwischen den einzelnen Schäumverfahren zu. Dieser Fragestellung wird in Abschnitt 4.3 nachgegangen.

Bei PA6-LGF50 handelt es sich um ein hygroskopisches Material. Die Prüfkörper wurden vor der mechanischen Charakterisierung im Vakuumschrank gelagert und trocken geprüft (3.3.7). Gegenüber dem Werkstoffverhalten im Betriebszustand unter Luftfeuchte muss daher für die nachfolgende Ergebnisinterpretation eine eventuell erhöhte Festigkeit und Steifigkeit sowie eine geringere Bruchdehnung und Duktilität berücksichtigt werden. Alle nachfolgend genannten Ergebnisse im Materialsystem PA6-LGF50 wurden durch die im Rahmen dieser Dissertation betreute Masterarbeit [Keh14] erzielt.

4.2.1 Faserlängenverteilung

Die mittlere Faserlänge kann einen erheblichen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften von LFT-Werkstoffen ausüben, vgl. Abb. 2. Um einen grundlegenden Einblick in die Faserlängenverteilung der untersuchten Formteile zu gewinnen, wurden Faserlängenmessungen durchgeführt. Die Analysen wurden durch einen externen Dienstleister vorgenommen und sind mit einem vergleichsweise hohen monetären Aufwand verbunden. Aus Kostengründen wurden lediglich drei repräsentative Prüfkörper des Materialsystems PP-LGF30 analysiert, siehe 3.3.5. Um eine statistisch abgesicherte Aussage zur mittleren Faserlänge treffen zu können, ist eine größere Anzahl von Messungen erforderlich.

Tabelle 13: Anzahl- und gewichtsgemittelte Faserlänge ausgewählter PP-LGF30-Proben aus Versuchskampagne 1

	spez. Stau- druck	Einspritz- geschwin- digkeit	anzahl- gemittelte Faserlänge	gewicht- gemittelte Faserlänge
	[bar]	[cm ³ /s]	[µm]	[µm]
Kompakte Referenz LFT-D-Schaum	50	600	698,4	2226,5
Kompakte Referenz MuCell	50	442	616,3	1187,5
Kompakte Referenz CBA	50	600	618,4	1385,8

In Tabelle 13 und Abb. 34 sind die gemessenen Werte der kompakten Referenzen jedes Schäumverfahrens (LFT-D-Schaum, CBA und MuCell) gegenübergestellt. Das Direktverfahren zeigt die mit Abstand größte gewichtsgemittelte Faserlänge von etwa 2,2 mm. Die Kennwerte für die beiden halbzeugbasierenden Verfahren liegen deutlich niedriger. Die gewichtsgemittelte Faserlänge

für CBA beträgt ca. 1,4 mm, für MuCell etwa 1,2 mm. In anzahlgemittelter Betrachtungsweise zeigen alle drei Schäumverfahren ähnliche Faserlängenniveaus zwischen 600 und 700 μm .

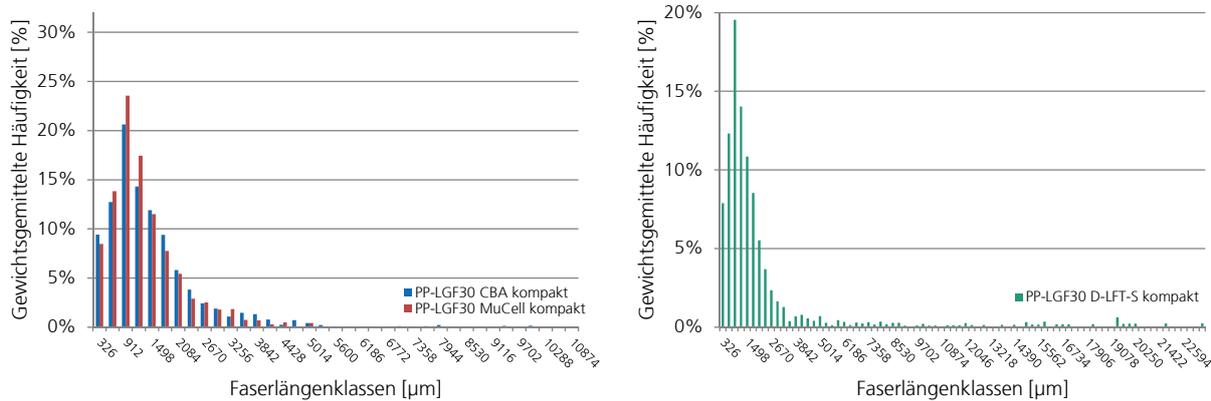


Abb. 34: Faserlängenanalyse - Gewichtsgemittelte Häufigkeit gemessen an den kompakten PP-LGF30-Referenzprüfkörpern der drei untersuchten Schäumverfahren

4.2.2 Zugeigenschaften

Bevor in die relative, dichtespezifische Darstellung der Resultate gewechselt wird, soll das grundsätzliche mechanische Verhalten von LFT-Werkstoffen in Integralschaumbauweise am Beispiel eines Kraft-Weg-Diagramms erläutert werden. Abb. 35 zeigt das Verhalten von drei repräsentativ ausgewählten Versuchsreihen im Materialsystem PP-LGF30 unter Zugbeanspruchung (LFT-D-Schaum-Verfahren). Die aus dem Diagramm abgeleiteten Erkenntnisse sind für das Zugverhalten von langfaserverstärkten Integralschäumen charakteristisch und können grundsätzlich auf alle untersuchten Integralschäume (ebenso im Materialsystem PA6-LGF50) übertragen werden. Da für die dargestellten Proben ein konstantes Schussgewicht gewählt wurde, lassen sich die Kurven direkt miteinander vergleichen.

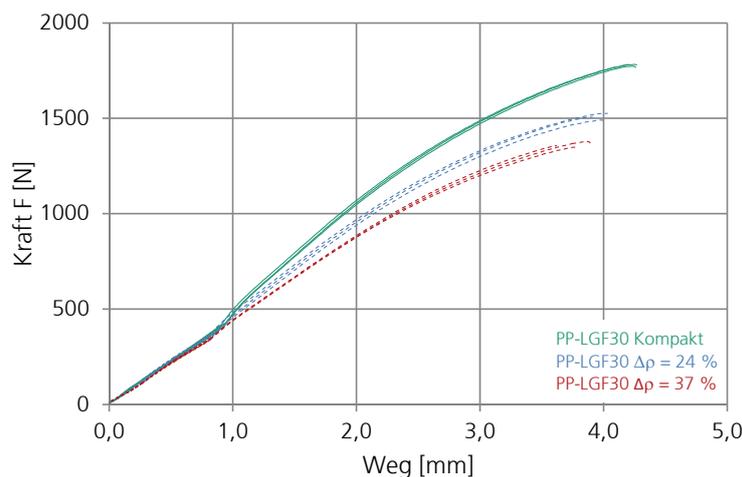


Abb. 35: Kraft-Weg-Diagramm am Beispiel PP-LGF30, LFT-D-Schaum-Verfahren

Die grünen Kurven zeigen den Kraftverlauf der kompakten, ungeschäumten Referenzen. Die blauen und roten Kurven geben das Verhalten der Integralschäume mit unterschiedlichen Dichtereduktionen wider ($\Delta\rho_{\text{blau}} = 24\%$ / $\Delta\rho_{\text{rot}} = 37\%$). Der Kraftanstieg beider geschäumten Proben im linear-elastischen Bereich ist etwas geringer als bei der kompakten Referenz. Durch den

geschäumten Kern wird der Widerstand des gesamten Querschnitts gegen eine Zugverformung herabgesetzt, wodurch sich der Elastizitätsmodul und die Zugsteifigkeit reduzieren.

Insgesamt betrachtet lässt sich mit steigender Dichtereduktion eine stetige Abnahme der Zugsteifigkeit feststellen. Mit zunehmender Dichtereduktion kann außerdem eine Abnahme der Maximalkräfte, die zum Versagen der Probe führen, beobachtet werden. Die Bruchdehnung wird durch das Verschäumen der Werkstoffe leicht herabgesetzt. Auch dieser Effekt steigt tendenziell mit dem Aufschäumgrad an. Betrachtet man die Fläche unter dem Kraft-Dehnungs-Diagramm als ein Indiz für ein mögliches Energieaufnahmevermögen [Fri11], z.B. unter einer schlagartigen Zugbeanspruchung, so kann auch hier mit steigender Dichtereduktion von einer Abnahme dieser Eigenschaft ausgegangen werden.

In Abb. 36 links ist die Entwicklung der Zugmoduln in Abhängigkeit der relativen Dichte für PP-LGF30 aufgetragen. Die relativen Kennwerte sind in beiden Fällen (auf der x- und y-Achse) auf den Mittelwert der ungeschäumten Referenz des jeweiligen Schäumverfahrens mit dem Wert 1 normiert. Die Kennlinien für alle Schäumverfahren zeigen einen nahezu identischen Verlauf und fallen annähernd linear mit steigender Dichtereduktion ab. Zur besseren Einordnung der vorliegenden Ergebnisse sind Kennlinien gemäß des mathematischen Zusammenhangs in Gleichung 6 für $n = 1$, $n = 1,5$ und $n = 2$ in das Diagramm eingetragen. Aus dem Diagramm kann abgeleitet werden, dass das Zugmodulverhalten der vorliegenden Integralschaumstoffe, unabhängig von verwendeten Schäumverfahren, der vorgestellten Gesetzmäßigkeit folgt. Dabei handelt es sich bei fallender relativer Dichte um eine progressive Kennwertabnahme mit einem Exponenten von etwa $n = 1,5$.

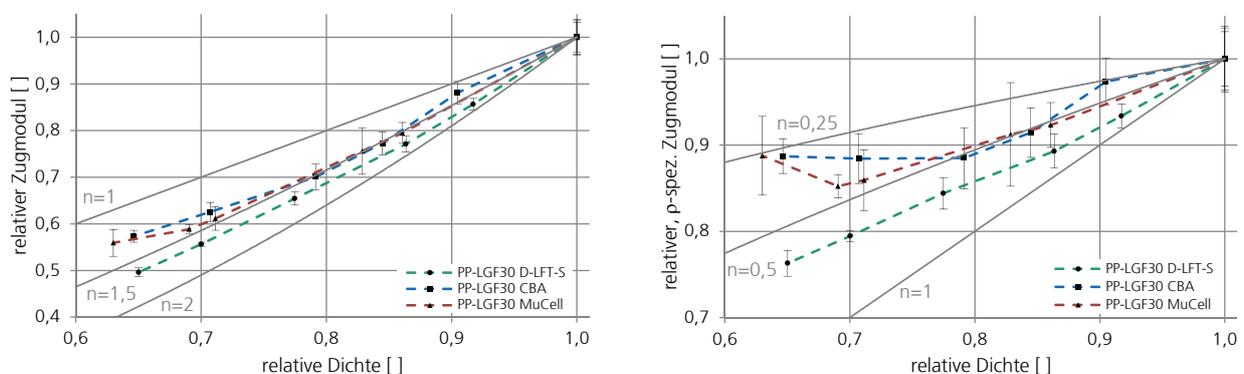


Abb. 36: Relativer Zugmodul (links) und relativer, dichtespezifischer Zugmodul (rechts), PP-LGF30

Die unterschiedlichen Wandstärken der Integralschäume bleiben durch die absolute Darstellung der Ergebnisse unberücksichtigt. Um die Relevanz einer dichtespezifischen Betrachtung zu verdeutlichen, sind in Abb. 36 rechts abermals die Zugmoduln, jedoch in dichtespezifischer Darstellung, aufgeführt. In der dichtespezifischen Darstellungsweise werden die unterschiedlichen Wandstärken bzw. Querschnittsflächen der Integralschäume einkalkuliert. Zusätzlich werden hier auch geringfügige Schwankungen des Schussgewichtes mit ins Kalkül gezogen. Dadurch kann die massespezifische Leistungsfähigkeit der Integralschäume mit derjenigen der ungeschäumten Referenz verglichen werden.

Beim Vergleich zwischen dichtespezifischer und nicht-dichtespezifischer Darstellung in Abb. 36 wird deutlich, dass die Kennwertabnahme im dichtespezifisch aufgetragenen Fall deutlich geringer ausfällt. Während sich die Abnahme in Abb. 36 links progressiv ($n > 1$) bezüglich der relativen Dichte verhält, lässt sich in Abb. 36 rechts ein degressiver Verlauf ($n < 1$) der Zugsteifigkeitswerte beobachten. Zur besseren Orientierung sind auch hier Kurven des beschriebenen Potenzgesetzes für $n = 1$, $n = 0,5$ und $n = 0,25$ eingetragen. Die dichtespezifische Zugsteifigkeit verläuft innerhalb der beiden Kurven für $n = 1$ und $n = 0,25$. Näherungsweise kann der Verlauf der Zugmoduln aller Schäumverfahren rechnerisch durch die Potenzformel mit etwa $n = 0,5$ beschrieben werden.

Das Verhalten der Zugsteifigkeit in Abhängigkeit der relativen Dichte im Materialsystem PA6-LGF50 ist in Abb. 37 dargestellt. Die Kennwertabnahme des dichtespezifischen Elastizitätsmoduls lässt sich mathematisch mit $0,5 \leq n \leq 1$ beschreiben. Die Prüfungen in diesem Materialsystem zeigten eine leicht erhöhte Kennwertabnahme gegenüber PP-LGF30.

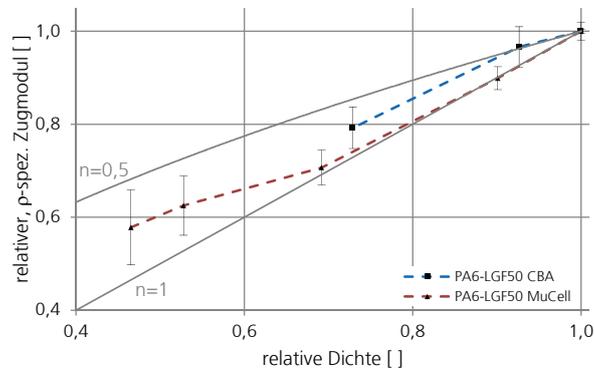


Abb. 37: Relativer, dichtespezifischer Zugmodul, PA6-LGF50 [Keh14]

Die Festigkeitskennwerte für beide Materialsysteme unter Zugbeanspruchung sind in Abb. 38 dargestellt. Auch hier werden die Kennwerte durch das Verschäumen gemindert. Je geringer die relative Dichte, desto höher die Festigkeitsabnahme.

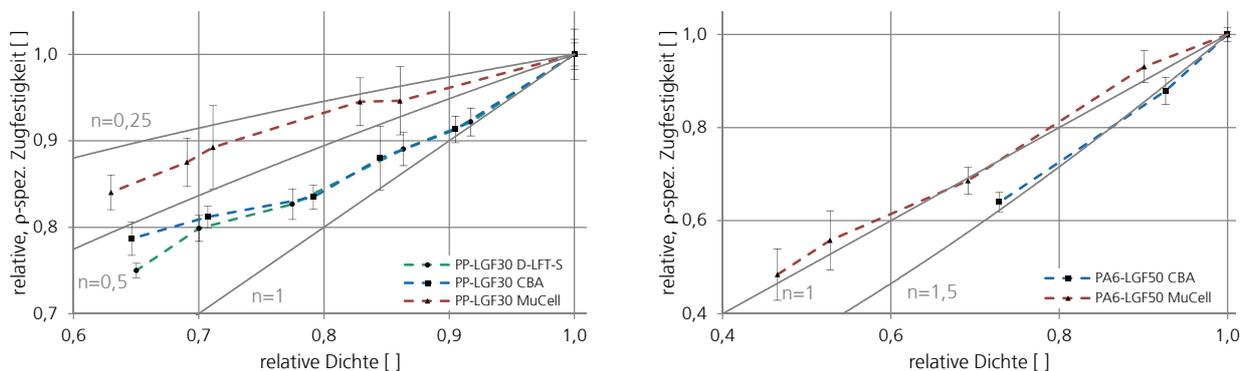


Abb. 38: Relative, dichtespezifische Zugfestigkeit für PP-LGF30 (links) und PA6-LGF50 (rechts) [Keh14]

Die Kennwerte für PP-LGF30 weisen einen eindeutig degressiven Verlauf auf, während die Ergebnisse für PA6-LGF50 an der Grenze zwischen linearem und progressivem Abfall angesiedelt sind. Die bei den Zugprüfungen aufgetretenen Bruchdehnungen sind in Abb. 39 dargestellt. Bei

einer Zugbelastung wird der gesamte Querschnitt gleichermaßen gedehnt. Sobald die Bruchdehnung des spröden Schaumkerns überschritten ist, kommt es zum Gesamtversagen.

Die Abnahme bei PA6-LGF50 ist deutlich stärker ausgeprägt als bei PP-LGF30. Dies lässt sich zum einen auf den wesentlich höheren Faseranteil zurückführen. Da die Dichte der Glasfasern beim Schäumen unverändert bleibt, liegt (bei gleicher relativer Dichte des Gesamtverbundes) in der Thermoplastphase des PA6-LGF50 ein wesentlich höherer Expansionsgrad mit tendenziell höherer Kerbwirkung und infolgedessen geringerer Bruchdehnung vor. Zum anderen wurden die PA6-LGF50-Prüfkörper im getrockneten Zustand geprüft.

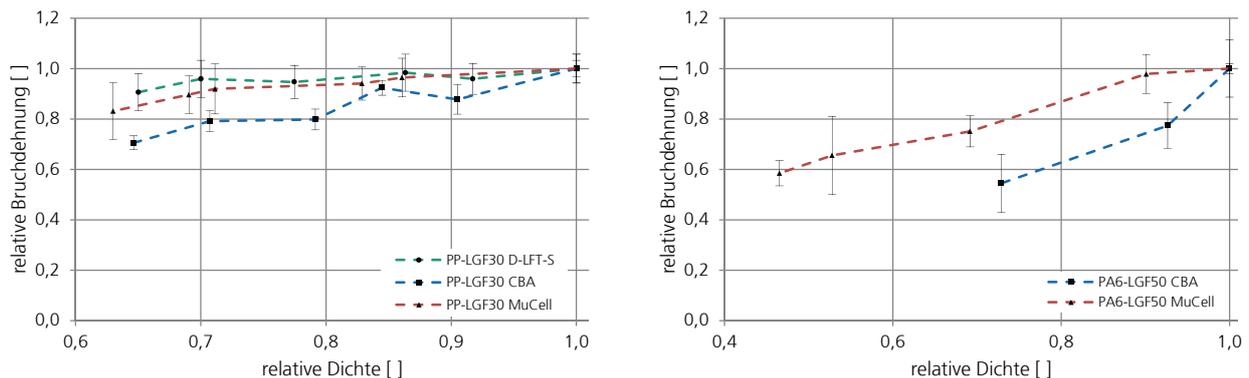


Abb. 39: Bruchdehnungen unter Zugbelastung, PP-LGF30 (links) / PA-LGF50 (rechts) [Keh14]

FAZIT: Mit steigender Dichtereduktion bzw. fallender relativer Dichte konnte bei allen untersuchten Integralschäumen ein deutlicher Abfall der Elastizitätsmoduln, der Zugfestigkeit sowie eine moderate Abnahme der Bruchdehnung gegenüber der kompakten Referenzen des jeweiligen Materialsystems und Verfahrens beobachtet werden. Sowohl das Verhalten der Elastizitätsmoduln als auch Zugfestigkeiten in Abhängigkeit der relativen Dichte kann mathematisch mit einem Potenzgesetz beschrieben werden. Die Kennwertabnahme im Materialsystem PA6-LGF50 war bei diesen Untersuchungen deutlich stärker ausgeprägt als bei PP-LGF30. Dies kann teilweise auf die fehlende Feuchtigkeit des PA6 zurückgeführt werden, da die Proben im getrockneten Zustand geprüft wurden. Als weiterer Grund hierfür kann der höhere Fasergehalt vermutet werden.

Um das mechanische Verhalten der Integralschaumbauweise unter Zugbelastung mit dem der ungeschäumten Referenzen identischem Schussgewichts vergleichen zu können, wird eine dichtetespezifische und auf die kompakte Referenz normierte Darstellungsweise der Ergebnisse empfohlen. Dadurch können die unterschiedlichen Wandstärken bzw. Querschnittsflächen der Prüfkörper sowie kleinere Schwankungen des Schussgewichts in der Ergebnisbetrachtung berücksichtigt werden.

4.2.3 Biegeeigenschaften

Im Gegensatz zum Zugversuch wird der Querschnitt beim Dreipunktbiegeversuch nicht gleichmäßig gedehnt. Bei einem homogenen Material mit symmetrischen Querschnitt sowie unter Annahme eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens sind die Dehnungen und Spannungen linear über den Querschnitt eines Prüfkörpers verteilt [Fri11]. Die größten Dehnungen (Zugbereich) bzw. Stauchungen (Druckbereich) treten in den Randfasern der Probe auf. Infolgedessen ergeben sich an

diesen beiden Stellen die größten Zug- bzw. Druckspannungen, siehe Abb. 40. In der Mitte der Probe, im Schnittpunkt der Hauptträgheitsachsen, befindet sich die neutrale Faser mit der Biegespannung null [Ste05; Gro07; Fri11]. Über den Querschnitt betrachtet, weisen die vorliegenden Integralschäume eine veränderliche Dichte und Faserorientierung auf. In den ungeschäumten Randschichten kann vom Werkstoffverhalten des Vollmaterials ausgegangen werden. Im Schaumkern jedoch sind Steifigkeit, Festigkeit, Bruchdehnung sowie lokale Dichte herabgesetzt. Aus diesem Grund können die notwendigen Spannungen, die zum Versagen eines Integralschaumformteils führen, insbesondere bei dünnen kompakten Randschichten, ebenso vom geschäumten Kern ausgehen.

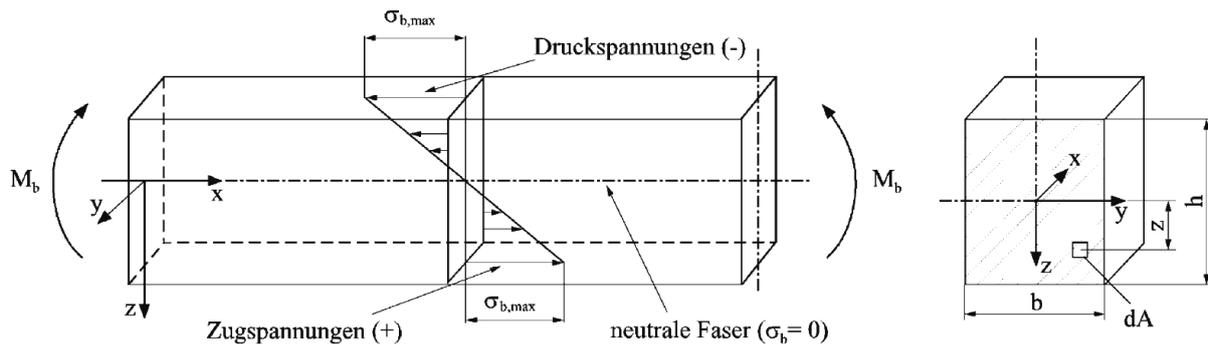


Abb. 40: Biegespannungen im Querschnitt eines Trägers [Ste05]

Die Biegespannung im Querschnitt an der Position z und entlang der Längsachse an der Position x berechnet sich wie folgt [Ste05]:

$$\sigma_b(x, z) = \frac{M_B(x)}{I_y(x)} \cdot z \quad \text{Gleichung 14}$$

$M_B(x)$ beschreibt das in Abhängigkeit der Position x veränderliche Biegemoment, $I_y(x)$ das axiale Flächenträgheitsmoment, welches im gegebenen Fall, bedingt durch den gleichbleibenden, rechteckigen Querschnitt $A = b \cdot h$, unabhängig von der Variablen x ist und sich nach folgender Formel berechnen lässt [Gro07; Ste05]:

$$I_y = \int_{(A)} z^2 dA = b \cdot \int_{-h/2}^{+h/2} z^2 dz = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad \text{Gleichung 15}$$

Das maximale Biegemoment beim Dreipunktbiegeversuch $M_{B,max}$ tritt in der Probemitte für $x = \frac{1}{2} \cdot L$ auf und hat den Wert $\frac{1}{4} \cdot L \cdot F_{max}$ [Fri11]. Die dort an der Randfaser im Zugbereich ($|z_{max}| = h/2$) theoretisch maximal auftretende Biegespannung entspricht der beim Dreipunktbiegeversuch ermittelten Biegefestigkeit σ_{fM} [Fri11]:

$$\sigma_{fM} = \frac{M_{b,max}}{I_y} \cdot z_{max} = \frac{\frac{1}{4} \cdot L \cdot F_{max}}{I_y} \cdot \frac{h}{2} = \frac{3 \cdot L}{2 \cdot b \cdot h^2} F_{max} \quad \text{Gleichung 16}$$

Aus der Formel für die Biegefestigkeit σ_{fM} lässt sich ableiten, dass die maximale Kraft F_{max} bei gegebenem Auflagerabstand ($L = \text{konst.}$) und Biegefestigkeit σ_{fM} proportional zur Probenbreite und dem Quadrat der Probenhöhe ist. Nach Umstellen der obigen Gleichung gilt für F_{max} :

$$F_{max} = \frac{2 \cdot \sigma_{fM} \cdot b \cdot h^2}{3 \cdot L} \quad \text{Gleichung 17}$$

Beim Dreipunktbiegeversuch treten nicht ausschließlich Normalspannungen, sondern zusätzlich Schubspannungen auf. Um das Verhältnis von wirksamen Schubspannungen zu Normalspannungen für alle Prüfkörper konstant zu halten [Fri11], wurde bei den vorliegenden Materialprüfungen die Geometriebedingung $L/h = 16$ eingehalten. Um dieser Bedingung Rechnung zu tragen, mussten die Stützweiten L aufgrund der unterschiedlichen Wandstärken der Integralschäume h angepasst werden. Je größer L gewählt wird, desto höher ist infolgedessen das bei einer gegebenen Kraft F auf die Probe wirkende Biegemoment $M_B = \frac{1}{4} \cdot L \cdot F$.

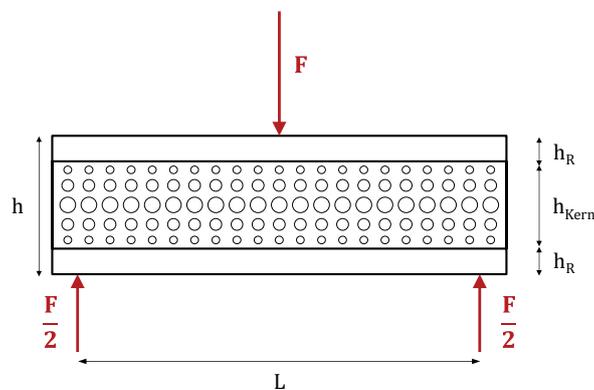


Abb. 41: Kräftegleichgewicht beim Dreipunktbiegeversuch

In diesen Untersuchungen soll die mechanische Leistungsfähigkeit der Integralschaum- mit der Kompaktbauweise verglichen werden. Aufgrund des veränderlichen Auflagerabstandes kann jedoch dazu weder die bei der Versuchsdurchführung gemessene Maximalkraft F_{max} noch die Biegefestigkeit σ_{fM} als sinnvoller Vergleichskennwert herangezogen werden. Um die unterschiedlichen Stützweiten bei der Ergebnisdiskussion zu berücksichtigen, wird nachfolgend auf das maximal übertragbare Biegemoment $M_{B,max} = \frac{1}{4} \cdot L \cdot F_{max}$ eingegangen. Dieser Kennwert wird nachfolgend auch als *Maximalbiegemoment* bezeichnet. Bei einem gegebenen Auflagerabstand L , ist dieser Kennwert ebenso als *Synonym für die maximale Traglast* eines Integralschaumformteils unter Biegebeanspruchung zu verstehen. Ein Umstellung von Gleichung 16 ergibt:

$$M_{B,max} = \frac{\sigma_{fM} \cdot I_y}{z_{max}} = \frac{\sigma_{fM} \cdot b \cdot h^2}{6} = \frac{1}{4} \cdot L \cdot F_{max} \quad \text{Gleichung 18}$$

Das Maximalbiegemoment $M_{B,max}$ ist proportional zur Probenbreite b und dem Quadrat der Probenhöhe h^2 . Ist die Kennwertabnahme der Biegefestigkeit mit steigender Dichtereduktion weniger stark ausgeprägt als die Zunahme des Quadrates der Wandstärke, ergibt sich durch die Integralschaumbauweise unter Biegebeanspruchung ein Leichtbaueffekt. Dies wird in Abb. 42 am Beispiel von PP-LGF30 veranschaulicht: das massespezifische Maximalbiegemoment (Abb. 42 links) nimmt mit steigendem Aufschäumgrad für alle Schäumverfahren deutlich zu.

Die Zunahme bei CBA ist deutlich stärker als bei den übrigen Schäumverfahren ausgeprägt. Diese Tatsache lässt sich auf die deutlich unterschiedlichen Biegefestigkeiten (Abb. 42 rechts) zurückführen. Während CBA einen von der relativen Dichte nahezu unabhängigen Verlauf aufweist, fallen die Kennwerte bei den physikalischen Treibmitteln mit einem leicht degressiven Verlauf ab.

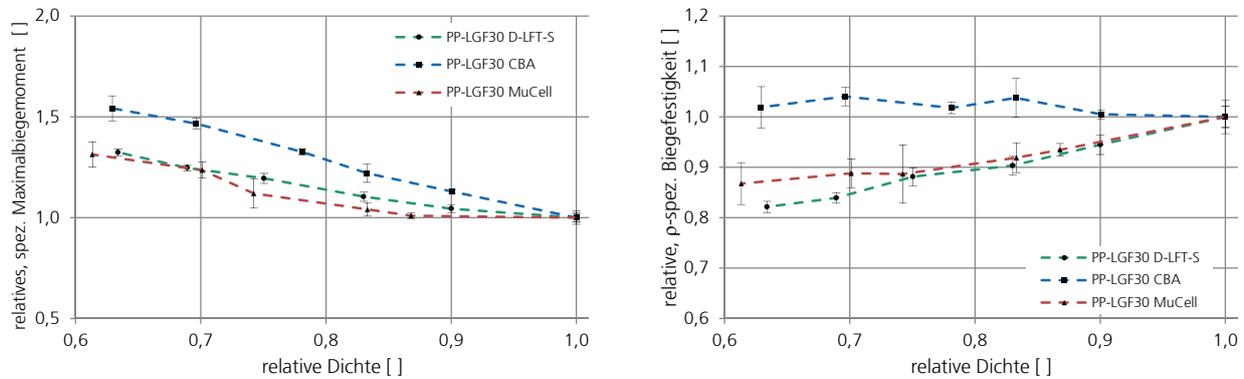


Abb. 42: Maximalbiegemoment (links) und Biegefestigkeit (rechts), PP-LGF30

Die deutlich unterschiedlichen Biegefestigkeiten lassen sich plausibel mit den in Kap. 4.1 ermittelten Randschichtdicken (Abb. 30) erklären. Auch hier konnte ein deutlicher Unterschied zwischen den chemisch und physikalisch getriebenen Integralschäumen festgestellt werden. Die bei CBA annähernd gleichbleibende Biegefestigkeit, die dem ungeschäumten Vollmaterial entspricht, weist auf ein Versagen der CBA-Proben im ungeschäumten Randschichtbereich hin. Die Kennwertminderung der beiden übrigen Schäumverfahren lässt vermuten, dass eine Spannungsüberhöhung im geschäumten Kern zum Versagen der Proben geführt hat.

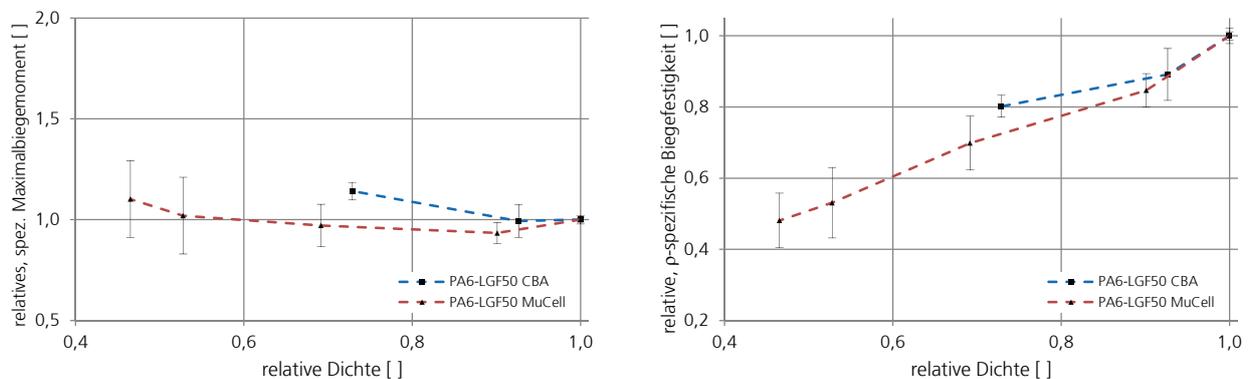


Abb. 43: Maximalbiegemoment (links) und Biegefestigkeit (rechts), PA6-LGF50 [Keh14]

Die Kennwerte der Biegefestigkeit im Materialsystem PA6-LGF50, dargestellt in Abb. 43 rechts, zeigen mit steigendem Aufschäumgrad eine stetige Abnahme. Gegenüber dem Materialverhalten von PP-LGF30 kommt es hier offensichtlich bei beiden Schäumprozessen zum Festigkeitsversagen im geschäumten Kern. Die Biegefestigkeit bei MuCell zeigt einen linearen Abfall, die der Dichtereduktion etwa direkt proportional ist. Dadurch kommt es beim Maximalbiegemoment zu einem nahezu unveränderten Kennwertverhalten. Erst bei der höchsten Dichtereduktion kommt es zu einem kleinen Anstieg um etwa 10 %. Der leicht degressive Verlauf der Biegefestigkeit bei CBA führt zu einem leichten Anstieg des Maximalbiegemoments. Bei der höchsten Dichtereduktion zeigen die CBA-Resultate einen Anstieg von etwa 14 %.

In Analogie zum Hookeschen Elastizitätsgesetz, welches beim Zugversuch den linearen Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung beschreibt, kann für eine Biegebeanspruchung das sog. *Elastizitätsgesetz für das Biegemoment* M_B beschrieben werden [Gro07]:

$$M_B = E_B \cdot I_y \cdot \psi' \quad \text{Gleichung 19}$$

ψ' : Änderung des Drehwinkels

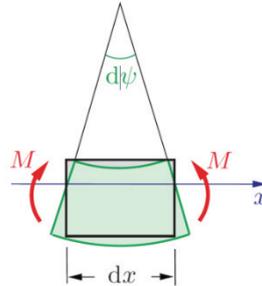


Abb. 44: Drehwinkeländerung $d\psi$ unter Biegebeanspruchung [Gro07]

Im linear-elastischen Bereich besteht auch hier ein linearer Zusammenhang zwischen Biegemoment und der Drehwinkeländerung $d\psi$, siehe Abb. 44. Der Proportionalitätsfaktor $E_B \cdot I_y$ wird daher als Biegesteifigkeit S_B bezeichnet. Es handelt sich dabei um das Produkt aus Biegemodul E_B und axialem Flächenträgheitsmoment I_y [Pau02; Gro07]:

$$S_B = E_B \cdot I_y \quad \text{Gleichung 20}$$

Beim Dreipunktbiegeversuch lässt sich der Biegemodul E_B folgendermaßen bestimmen:

$$E_B = \frac{F \cdot L^3}{4 \cdot s \cdot b \cdot h^3} \quad \text{Gleichung 21}$$

Damit folgt für die Biegesteifigkeit $S_B = E_B \cdot I_y$:

$$S_B = \frac{F \cdot L^3}{4 \cdot s \cdot b \cdot h^3} \cdot \frac{b \cdot h^3}{12} = \frac{F \cdot L^3}{48 \cdot s} \quad \text{Gleichung 22}$$

Gleichung 22 zeigt, dass die benötigte Kraft, um eine bestimmte Durchbiegung s bei einer definierten Stützweite L zu erreichen, direkt proportional zur Biegesteifigkeit ist. Die Biegesteifigkeit ist durch den Faktor I_y eine geometrieabhängige Größe, die sich proportional zur Probenbreite und zur dritten Potenz der Probehöhe verhält. Eine 50 % größere Wandstärke beispielsweise erhöht I_y um den Faktor $1,5^3 = 3,375$. Bei einer Verdopplung der Wandstärke beträgt der Faktor bereits $2^3 = 8$. Durch die Integralschaumbauweise kann demzufolge das Flächenträgheitsmoment und dadurch die Biegesteifigkeit, selbst bei einer Abnahme des Biegemoduls, durch eine geringfügige Vergrößerung der Wandstärke signifikant angehoben werden, vgl. Abb. 45 links.

In Abb. 45 links sind die Biegemoduln und die dazu gehörigen Biegesteifigkeiten von geschäumten Prüfkörpern als auch ungeschäumten Referenzen mit vergleichbaren Wandstärken aufgetragen (LFT-D-Verfahren, PP-LGF30). Die blauen Kurven kennzeichnen den Verlauf des Biegemoduls,

welcher im Falle der kompakten Referenzen mit steigender Wandstärke erwartungsgemäß unverändert bleibt. Der Biegemodul der geschäumten Proben zeigt dagegen einen deutlichen Abfall. Die Biegesteifigkeit $S_B = E_B \cdot I_y$, die sich multiplikativ aus Biegemodul und axialem Flächenträgheitsmoment (rote Kurve) zusammensetzt, zeigt in beiden Fällen einen deutlichen Anstieg. Die Biegesteifigkeit der ungeschäumten Referenzen ist durch den Biegemodulwert 1 nahezu deckungsgleich mit dem axialen Flächenträgheitsmoment. Bei einer Integralschaumwandstärke von 5,7 mm ist diese etwa vier Mal so groß als bei der Referenzwandstärke von 3,6 mm. Trotz des deutlichen Biegemodulabfalls bei den Integralschaumproben, steigt deren Biegesteifigkeit signifikant an. Bei der höchsten, realisierten Dichtereduktion beträgt der Faktor etwa 2,5 bezogen auf die ungeschäumte Referenz mit gleichem Gewicht.

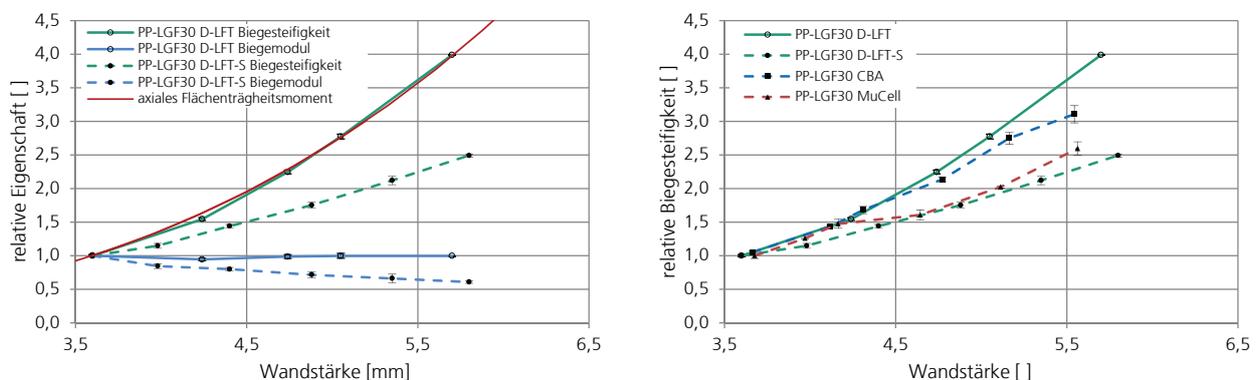


Abb. 45: Ausgewählte Biegeeigenschaften im Materialsystem PP-LGF30

In Abb. 45 rechts ist die relative Biegesteifigkeit für alle Schäumverfahren im Materialsystem PP-LGF30 dargestellt. Die durchgezogene grüne Kennlinie zeigt den Verlauf der ungeschäumten Referenzproben. Mit steigender Wandstärke kommt es stets zu einem Zuwachs an Biegesteifigkeit. Außerdem zeigt sich, dass die beiden mit physikalischem Treibmittel geschäumten Proben einen nahezu deckungsgleichen Verlauf aufweisen. Genau wie beim Maximalbiegemoment zeigen auch hier die CBA-Proben ein besseres Biegeverhalten. Ihre Kennlinie verläuft deutlich oberhalb der beiden anderen Schäumverfahren. Allerdings kommt es auch hier zu Steifigkeitseinbußen gegenüber der Kompaktbauweise. An dieser Stelle kann wiederum die dickere Außenhaut der CBA-Prüfkörper für das bessere mechanische Biegeverhalten verantwortlich gemacht werden.

Der Vollständigkeit halber ist in Abb. 46 nochmals das Verhalten der massespezifischen Biegesteifigkeit $S_B = E_B \cdot I_y$ in Abhängigkeit der relativen Dichte für beide Materialsysteme dargestellt. Auf die Zusammenhänge bei PP-LGF30 wurde bereits im vorigen Absatz eingegangen. Ein ähnliches Bild zeigt sich bei den PA6-LGF50-Proben, Abb. 46 rechts. Die Biegesteifigkeit steigt mit fallender relativer Dichte bzw. höherer Wandstärke ebenso deutlich an. In gleicher Weise tritt auch hier ein unterschiedliches Verhalten zwischen den MuCell-Proben und den CBA-Proben auf. Als Grund dafür kann die dickere Außenhaut bei CBA vermutet werden.

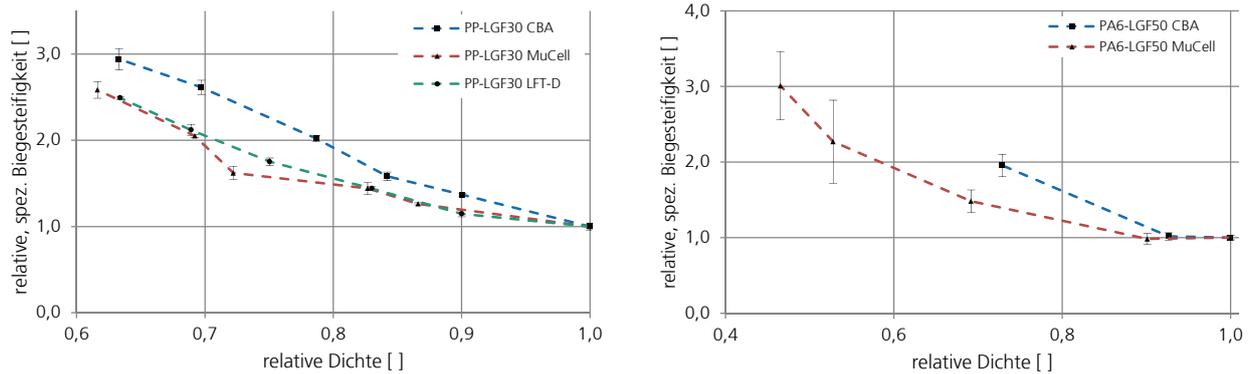


Abb. 46: Relative, massespezifische Biegesteifigkeit, PP-LGF30 (links) / PA-LGF50 (rechts) [Keh14]

FAZIT: Durch die ungleichmäßige Querschnittsbeanspruchung beim Dreipunktbiegeversuch treten die größten Dehnungen (bzw. Stauchungen) und Spannungen theoretisch im Bereich der Randfaser auf. Integralschäume besitzen an dieser Stelle eine ungeschäumte Außenhaut, deren Belastbarkeit mit der des Kompaktwerkstoffes gleichgesetzt werden kann. Im Bereich der neutralen Faser treten die geringsten Dehnungen und Spannungen auf. Durch die Materialanordnung der Integralschaumbauweise kann hier Werkstoff eingespart werden. Aus diesem Grund besitzen Integralschäume unter einer Biegebeanspruchung besondere Vorteile, ähnlich wie ein Doppel-T-Träger oder die Sandwichbauweise. Die Streckspannung im geschäumten Kern ist gegenüber dem kompakten Vollmaterial reduziert. Bei einer zu dünnen Außenhaut kann es deshalb auch im Schaumkern, trotz der geringeren lokalen Dehnung, zu einer Spannungsüberhöhung und infolgedessen zum Versagen des Integralschaums kommen. Dieser Effekt kann mit einer fallenden dichtespezifischen Biegefestigkeit identifiziert werden, siehe PBA in Abb. 42 rechts.

Die Maximalkraft, mit der die Integralschäume bei einem gegebenen Auflagerabstand bis zum Versagen belastet werden können, konnte im Falle PP-LGF30 für alle Schäumverfahren mit steigender Dichtereduktion deutlich angehoben werden. Das dafür ausschlaggebende Maximalbiegemoment ist geometrieabhängig (siehe Gleichung 18) und zeigte im Materialsystem PP-LGF30 mit steigender Wandstärke einen Anstieg. Im Materialsystem PA6-LGF50 kam es dagegen tendenziell zu einem größeren Abfall der Biegefestigkeit, was in einem über der relativen Dichte etwa gleichbleibenden Maximalbiegemoment resultierte. Lediglich bei den jeweils größten Dichtereduktionen konnte ein Zuwachs beobachtet werden.

Der größte Vorteil der Integralschaumbauweise wird mit der Biegesteifigkeit $S_B = E_B \cdot I_y$ erzielt. Durch das axiale Flächenträgheitsmoment I_y , welches sich proportional zur dritten Potenz der Wandstärke verhält, konnte in beiden Materialsystemen und bei allen Schäumverfahren ein signifikanter Zuwachs der Biegesteifigkeit $S_B = E_B \cdot I_y$ beobachtet werden. Bei der jeweils höchsten realisierten Dichtereduktion erhöht sich S_B für PP-LGF30 mit dem Faktor 2,4-2,8, für PA6-LGF50 mit dem Faktor 2 (CBA) bzw. Faktor 3,2 (MuCell). Wie in Abschnitt 4.1 vorgestellt, konnten für die CBA-Proben deutlich dickere Außenhäute gemessen werden. Diese Tatsache machte sich unter Biegebelastung durch ein deutlich besseres mechanisches Verhalten von CBA gegenüber PBA bemerkbar.

4.2.4 Energieaufnahmevermögen unter stoßartiger Beanspruchung

Um das Verhalten von Werkstoffen unter einer dynamischen bzw. schlagartigen Beanspruchung zu charakterisieren, sind verschiedenartige Prüfmethode entwickelt worden. In diesen Untersuchungen wurde auf einen nicht-instrumentierten Schlagbiegeversuch nach Charpy und auf einen instrumentierten Durchstoßversuch zurückgegriffen. Bei beiden Methoden wird die zum Bruch der Proben notwendige Energie ermittelt. Diese ist das Produkt der auf die Probe wirkenden Kraft und der daraus resultierenden Verformung. Der instrumentierte Durchstoßversuch nach DIN EN ISO 6603-2 bzw. ISO 7765-2 erfasst diese beiden Messgrößen getrennt voneinander und lässt dadurch, neben der Bruchenergie, zusätzlich Schlussfolgerungen über die ablaufenden Deformationsprozesse zu [VDI10].

Bei der Schlagzähigkeitsprüfung nach Charpy mit breitseitiger Schlagrichtung wird die Probe analog zum Dreipunktbiegeversuch, jedoch unter schlagartiger Beanspruchung belastet. Die unterschiedlichen Auflagerabstände L beim Dreipunktbiegeversuch konnten bei der Ergebnisdiskussion durch Betrachtung des Maximalbiegemoments (siehe Gleichung 18) als Produkt aus Auflagerabstand und Kraft, in der Diskussion berücksichtigt werden. Ein größerer Auflagerabstand führt zu einer größeren mechanischen Belastung. Da bei diesen Untersuchungen die massespezifische Leistungsfähigkeit der Integralschaumbauweise mit der Kompaktbauweise verglichen werden soll, wurde abweichend von der Norm DIN EN ISO 179 die Stützweite bei diesen Untersuchungen konstant mit $L = 62$ mm gewählt. Dadurch kann das massespezifische Energieaufnahmevermögen der unterschiedlichen Bauweisen unter einer stoßartigen Belastung besser miteinander verglichen werden. Bei einer wandstärkenabhängigen Anpassung der Stützweite, wären die Integralschäume benachteiligt und dadurch kein direkter Vergleich möglich.

Abb. 47 links zeigt die dichtespezifische Schlagzähigkeit in Abhängigkeit der relativen Dichte im Materialsystem PP-LGF30 bei einer Stützweite von 62 mm. Es ist zu erkennen, dass sich die zum Bruch der Probe notwendige Energie in Abhängigkeit der relativen Dichte nur geringfügig ändert. Unter Berücksichtigung der Streubreite kann man von einem etwa gleichbleibenden Energieaufnahmevermögen sprechen.

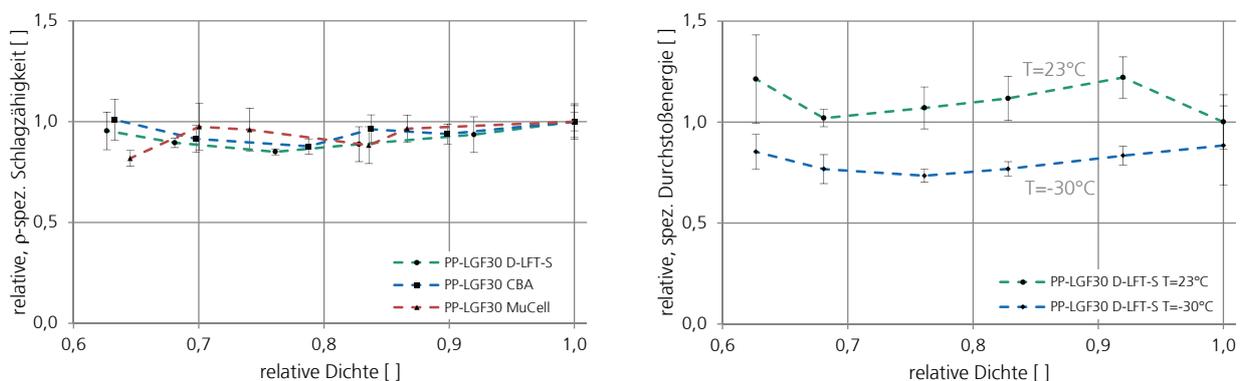


Abb. 47: Dichtespezifische Schlagzähigkeit bei Stützweite 62 mm für PP-LGF30 (links), massespezifische Durchstoßenergie E_p bei RT und -30 °C für PP-LGF30 (rechts)

Für die Prüfkörper des LFT-D-Schaum-Verfahrens wurde zusätzlich das Verhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch einen instrumentierten Durchstoßversuch ermittelt. Im Gegensatz zum

Schlagbiegeversuch, bei dem die Prüfkörper einachsrig entlang der Längsachse beansprucht werden, bildet sich hier ein mehrachsiger Spannungszustand aus, welcher der Belastungen in der Realität wesentlich eher entspricht [VDI10]. Dadurch wird nicht nur das Verhalten in Fließrichtung, sondern das zweidimensionale Bauteilverhalten im Messergebnis berücksichtigt.

Abb. 47 rechts zeigt die bei zwei unterschiedlichen Prüftemperaturen ($RT = 23\text{ °C}$ und -30 °C) gemessene Durchstoßenergie E_P in massenspezifischer Darstellung in Relation zur ungeschäumten Referenz bei RT . Die Kennlinie für die Durchstoßenergie bei $T = -30\text{ °C}$ ist erwartungsgemäß, insbesondere durch das Unterschreiten der Glasübergangstemperatur für Polypropylen, deutlich niedriger angesiedelt als bei Raumtemperatur. Ebenso fallen die Standardabweichungen der Mittelwerte bei tieferer Prüftemperatur deutlich geringer aus. Nach einem leichten Abfall bei niedriger Dichtereduktion, kommt es bei höherer Dichtereduktion wieder zu einem leichten Zuwachs. Die Werte der geschäumten Proben sind jedoch stets kleiner gleich E_P der kompakten Referenz bei gleicher Temperatur. Die Kennwerte bei Raumtemperatur liegen auf einem etwa 20-40 % höheren Energieniveau. Die Durchstoßenergien der geschäumten Proben liegen allesamt oberhalb der kompakten Referenz mit dem Wert 1, teilweise mit über 20 % höheren Kennwerten. Für die Kennlinie bei RT lässt sich allerdings kein eindeutiger Trend in Abhängigkeit der relativen Dichte erkennen. Insgesamt betrachtet konnte weder bei Raumtemperatur noch bei tiefer Temperatur eine Versprödung bzw. ein negativer Trend durch die Integralschaumbauweise festgestellt werden.

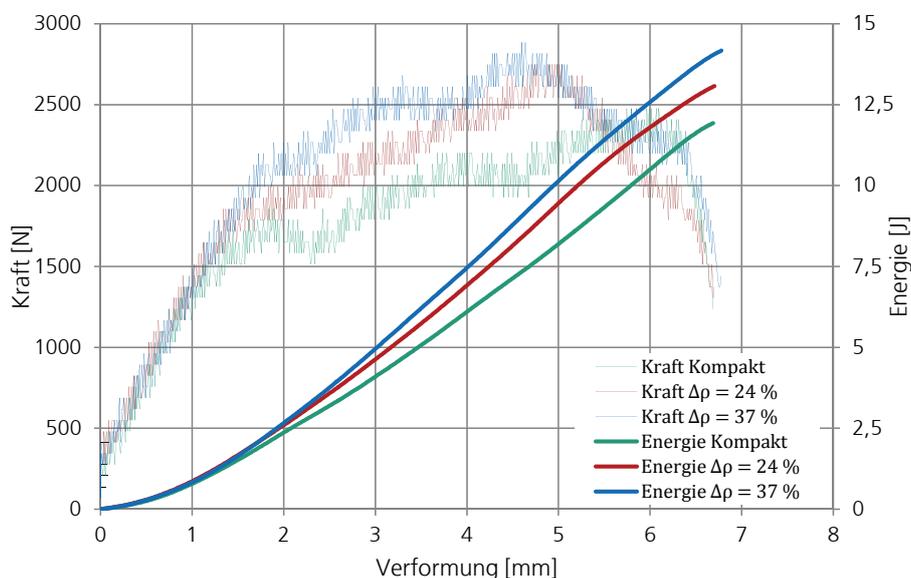


Abb. 48: Kraft-Verformungs- bzw. Energie-Verformungs-Diagramm beim instrumentierten Durchstoßversuch von PP-LGF30 bei RT , LFT-D-Schaum-Verfahren

Der grundsätzliche Bruchmechanismus von LFT-Integralschäumen lässt sich anschaulich durch das Kraft-Verformungs- bzw. Energie-Verformungs-Diagramm in Abb. 48 erläutern. Unter der Annahme, dass es sich beim instrumentierten Durchstoßversuch um eine quasi schnell durchgeführte, mehrachsige Biegebeanspruchung handelt, kann Gleichung 17 zur Ergebnisdiskussion herangezogen werden. Bei gegebener Biegefestigkeit und konstantem Auflagerabstand (beim Durchstoßversuch konstant $L = 40\text{ mm}$, siehe 3.3.7) ist die Maximalkraft

gemäß Gleichung 17 proportional zum Quadrat der Wandstärke. Dadurch kann die bei LFT-Integralschaumformteilen stets geminderte Biegefestigkeit durch die zweite Potenz der erhöhten Wandstärke überkompensiert und die notwendige Kraft, die zum Versagen der Struktur führt, angehoben werden. Dieser Sachverhalt wird in Abb. 48 deutlich. Mit steigendem Expansionsgrad kommt es zu einer höheren Maximalkraft und infolgedessen zu einer größeren Bruchenergie.

Das Verhalten von PA6-LGF50 unter einer stoßartigen Beanspruchung wurde ebenfalls durch einen instrumentierten Durchstoßversuch (angelehnt an DIN EN ISO 6603/2) bei RT charakterisiert. Eine Versprödung durch die Integralschaumbauweise konnte auch im Materialsystem PA6-LGF50 nicht festgestellt werden. Zwar zeigten die geschäumten Proben tendenziell eine Zunahme der Streuung, die Mittelwerte liegen allerdings mit der Referenz entweder gleichauf (CBA) oder deutlich oberhalb (MuCell). Im Fall der MuCell-Prüfkörper konnte bei den höheren Dichtereduktionen eine merkliche Zunahme der Durchstoßenergie von etwa 30-50 % beobachtet werden.

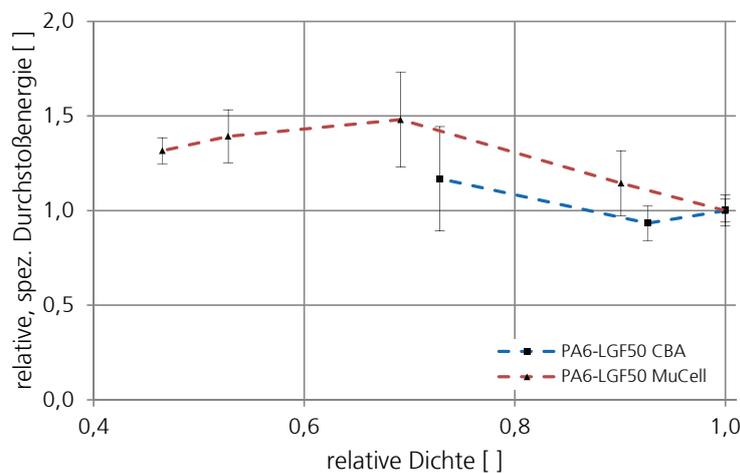


Abb. 49: Massespezifische Durchstoßenergie E_p bei RT, PA6-LGF50 [Keh14]

FAZIT: Die durchgeführten Tests zur Bestimmung des dynamischen Energieaufnahmevermögens können als schnell durchgeführte, einachsige (Charpy) bzw. mehrachsige (Durchstoßversuch) Biegeprüfungen betrachtet werden. Es kann festgehalten werden, dass kein Abfall des Energieaufnahmevermögens durch den Integralschaumaufbau gegenüber der Kompaktbauweise beobachtet werden konnte. Bei mehrachsiger Beanspruchung im Durchstoßversuch, welcher einem Lastfall in der Realität sehr ähnelt, konnten für die Integralschäume bei Raumtemperatur in den meisten Fällen sogar höhere Zähigkeitswerte als bei den kompakten Referenzen gemessen werden. Dieser Zuwachs der Bruchenergie lässt sich durch höhere notwendige Maximalkräfte beim Durchstoßen der Integralschaumstruktur erklären, siehe Abb. 48. Die höheren Maximalkräfte resultieren aus dem höheren axialen Flächenträgheitsmoment der Integralschaumbauweise (siehe Gleichung 16 und Gleichung 17). Damit kann bei einer stoßartigen Beanspruchung unter bestimmten Umständen von einem durch die Integralschaumbauweise erzielbaren Leichtbaueffekt gesprochen werden.

4.3 Verfahrensvergleich

Im vorigen Kapitel wurden die Kennwerte in Relation zur ungeschäumten Referenz des jeweiligen Schäumverfahrens gesetzt. Dadurch konnte vereinfacht der Einfluss des Integralschaumaufbaus auf das mechanische Verhalten evaluiert werden. Diese Darstellungsweise erlaubt jedoch keinen Verfahrensvergleich. Da für die beiden halbzeugbasierenden Schäumprozesse CBA und MuCell identische Werkstoffe verwendet wurden, kann hier ein direkter Vergleich angestellt werden. Zu diesem Zweck sind alle Kennwerte in diesem Kapitel (Bruchdehnung ausgenommen) auf die ungeschäumte Referenz des MuCell-Verfahrens mit dem Kennwert 1 normiert.

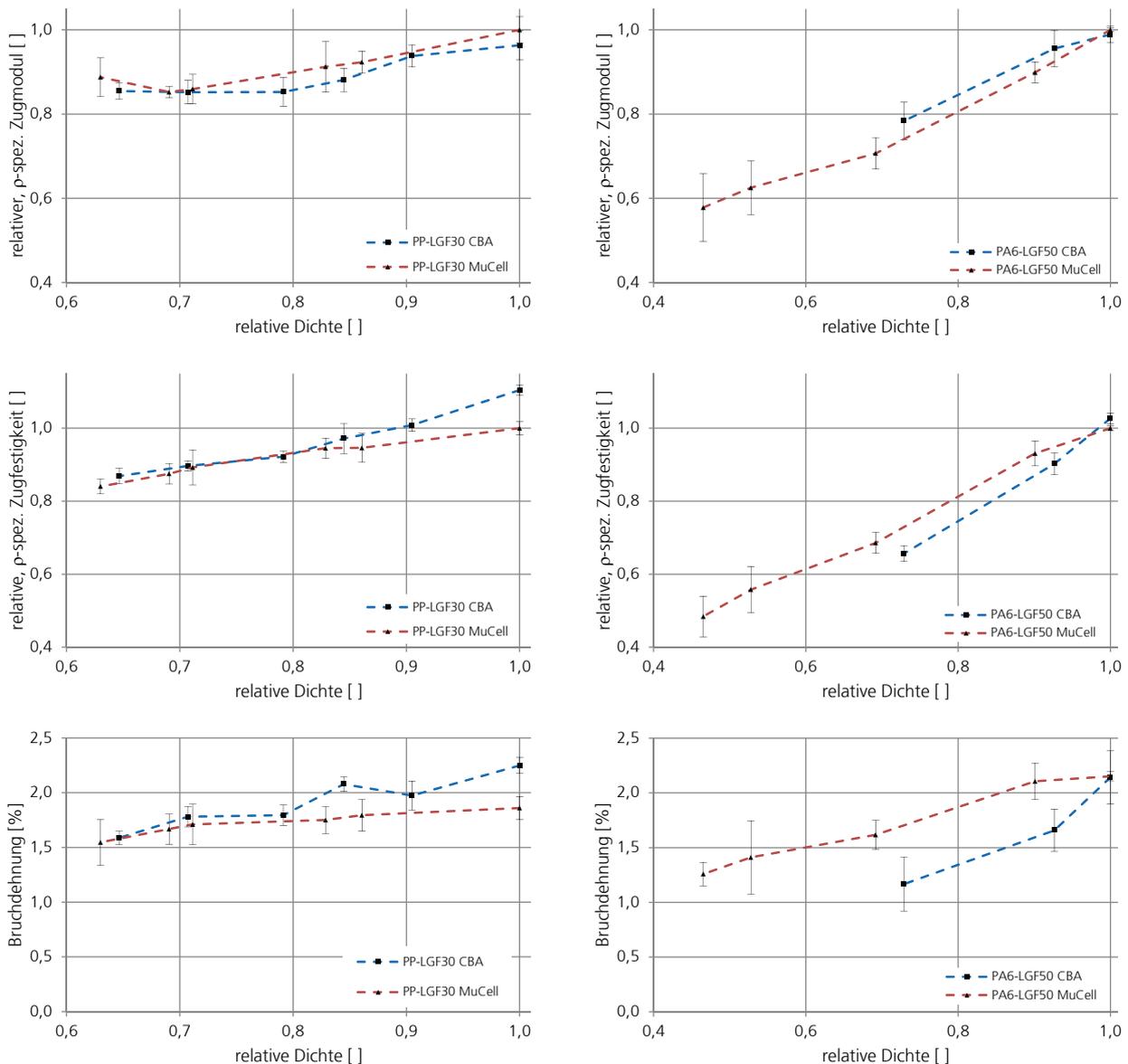


Abb. 50: Zugeigenschaften von PP-LGF30 (links) und PA-LGF50 (rechts) [Keh14]

Zugmodul, Zugfestigkeit und Bruchdehnung beider Materialien und Verfahren sind in Abb. 50 zusammengefasst. Grundsätzlich lässt sich bei PA6-LGF50 mit steigender Dichtereduktion eine deutlich größere Kennwertabnahme feststellen. Im Materialsystem PP-LGF30 kann der größte Unterschied der Zugeigenschaften zwischen MuCell und CBA bei den ungeschäumten Referenzen ausgemacht werden. Bei den geschäumten Prüfkörpern liegen die Werte auf vergleichbarem

Niveau. Bei PA6-LGF50 sind alle Zugeigenschaften der kompakten Referenzen nahezu identisch. Hier ist bei den Bruchdehnungen der geschäumten Proben allerdings eine merkliche Differenz zu erkennen.

Durchgängig kann bei Proben mit einem größeren Zugmodul / einer höheren Zugsteifigkeit eine verminderte Zugfestigkeit und Bruchdehnung festgestellt werden. Bei PP-LGF30 besitzen die CBA-Prüfkörper gegenüber MuCell eine höhere Zugfestigkeit und Bruchdehnung, beim zweiten Werkstoffsystem PA6-LGF50 verhält es sich umgekehrt. Dieses Verhalten kann auf einen eventuell unterschiedlichen Kristallisationsgrad der Prüfkörper zurückgeführt werden. Eine höhere Kristallinität kann eine höhere Steifigkeit bei reduzierter Bruchdehnung bewirken. Dieses Verhalten kann auch bei den ungeschäumten Referenzen beobachtet werden. Daher scheiden die Treibmittel als Ursache für dieses Verhalten aus.

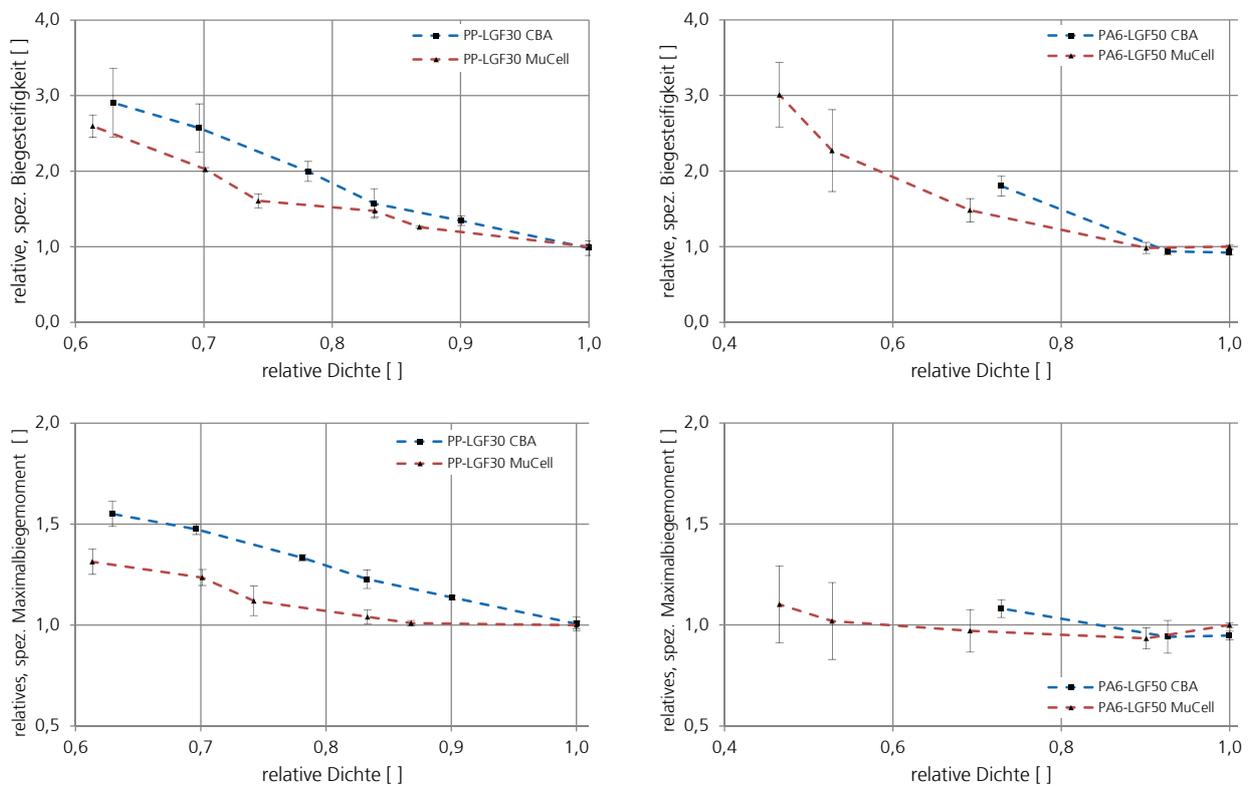


Abb. 51: Biegeeigenschaften von PP-LGF30 (links) und PA-LGF50 (rechts) [Keh14]

Die Ergebnisse der Biegeprüfung sind in Abb. 51 dargestellt. Bei den ungeschäumten Referenzen können nur marginale Unterschiede festgestellt werden. Aus diesem Grund unterscheidet sich auch der relative Verlauf der Kennlinien zwischen MuCell und CBA kaum von dem bereits in Kap. 4.1 festgestellten Verhalten. Durch die bei CBA stets größeren Randschichten kommt es unter Biegebelastung mit steigender Dichtereduktion zu tendenziell höheren Kennwerten als bei den MuCell-Proben.

Der Hauptunterschied zwischen CBA und MuCell kann im Materialsystem PP-LGF30 bei der Schlagzähigkeit beobachtet werden, Abb. 52. Während die Kennwerte für die spez. Durchstoßenergie bei PA6-LGF50 etwa gleich aufliegen, wurde bei der Charpy-Schlagzähigkeit im

Materialsystem PP-LGF30 ein signifikant höheres Energieniveau für CBA gegenüber MuCell festgestellt.

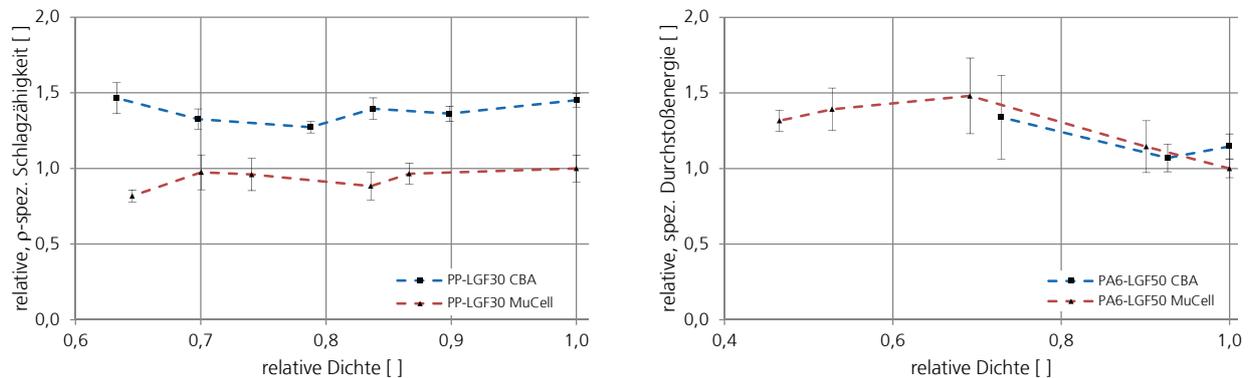


Abb. 52: Energieaufnahmevermögen unter stoßartiger Beanspruchung, PP-LGF30 (links) und PA-LGF50 (rechts) [Keh14]

Die kompakten Referenzen weisen bereits einen deutlichen Unterschied (Faktor 1,45) auf, so dass dieses Verhalten nicht auf die dickeren Randschichten der CBA-Integralschäume zurückgeführt werden kann. Wie bereits in Abschnitt 2.1 (vgl. Abb. 2 links) erläutert, wird die Schlagzähigkeit im Materialsystem PP-LGF maßgeblich von der mittleren Faserlänge beeinflusst. Für diese Untersuchungen wurden das identische Stäbchengranulat eingesetzt und nahezu identische Fertigungsparameter verwendet. Aus diesem Grund kann vermutet werden, dass es bei der MuCell-Plastifizierung, trotz LGF-Schneckenausführung, zu einer stärkeren Faserdegradation als bei der CBA-Verarbeitung gekommen ist. Diese Annahme kann beim Vergleich der beiden jeweils verwendeten Plastifizierschnecken (vgl. Abb. 12 mit Abb. 13 oder Kap. 3.1) plausibel untermauert werden. Zuerst müssen die unterschiedlichen Schneckendurchmesser (105 mm bei CBA / 80 mm bei MuCell) berücksichtigt werden. Ein größerer Schneckendurchmesser erlaubt im Allgemeinen eine faserschonendere Verarbeitung. Beim MuCell-Prozess durchquert die langfaserverstärkte Formmasse insgesamt zwei Rückstromsperrn, die Gasmischzone sowie eine Bolzenverschlussdüse. Die Gasmischzone der MuCell-LGF-Schnecke ist zwar faserschonender als die MuCell-Standarddreizonenschnecke ausgeführt [Kni07], dennoch kann durch diese Schneckenkonfiguration mit einer erhöhten Scherung und damit faserschädlicheren Verarbeitung als bei einer Standarddreizonenschnecke mit einer reinen Förderwirkung wie im Falle von CBA ausgegangen werden. Eine durchgeführte Faserlängenanalyse jeweils eines kompakten Referenzprüfkörpers beider Verfahren zeigt eine leicht höhere gewichtsgemittelte Faserlänge bei CBA gegenüber MuCell, siehe 4.2.1. Um allerdings das Faserschädigungsverhalten zwischen MuCell-LGF-Schnecke und Standarddreizonenschnecke fundiert bewerten zu können, müssen in weiterführenden Untersuchungen absolut gleiche Bedingungen, wie z.B. identischer Schneckendurchmesser, geschaffen und aufwändigere Faserlängenanalysen durchgeführt werden.

FAZIT: Durch identische Stäbchengranulate und nahezu gleiche Fertigungsparameter kann ein direkter Vergleich zwischen MuCell und CBA angestellt werden. Mit beiden Schäumverfahren war es im Materialsystem PP-LGF30 möglich, alle anvisierten Dichtereduktionen zu realisieren. Bei PA6-LGF50 und CBA betrug in maximale Dichtereduktion lediglich 27 %. Bei größerem Öffnungshub konnte die Kavität nicht mehr vollständig ausgeformt werden. Als Grund dafür wird

eine unzureichende Menge an Treibmittel bzw. ein zu niedriger Blähdruck der beim CBA freigesetzten Treibgase angenommen. Durch die bei einer Polyamidmatrix höhere Verarbeitungstemperatur kann ein vermehrtes Entweichen des Treibgases bereits im Bereich der Einzugszone aufgetreten sein. Durch die höhere Löslichkeit weist das beim verwendeten CBA freiwerdende Treibgas CO₂ darüber hinaus gegenüber Stickstoff (MuCell) einen qualitativ geringeren Schäumdruck auf (siehe Abb. 11).

Im Allgemeinen lassen sich im Zugverhalten keine signifikanten Unterschiede zwischen den beiden Schäumverfahren erkennen. Kleinere Differenzen im Bauteilverhalten können eventuell auf unterschiedliche Kristallinitätsunterschiede zurückgeführt werden. Unter einer Biegebeanspruchung zeigen die CBA-Prüfkörper beider Materialien ein gegenüber MuCell erhöhtes Eigenschaftsprofil, insbesondere bei hohen Dichtereduktionen. Unter einer Biegelast werden hauptsächlich die Randfasern gedehnt und belastet. Die höheren Biegesteifigkeiten und Maximalbiegemomente können daher auf die dickeren Randschichten der CBA-Integralschäume zurückgeführt werden.

Bei einer stoßartigen Belastung war im Materialsystem PA-LGF50 beim Energieabsorptionsvermögen kein merklicher Unterschied zwischen MuCell und CBA feststellbar. Bei PP-LGF30 allerdings liegen die Charpy-Schlagzähigkeiten der CBA-Proben bei allen Dichtereduktionen etwa 30-50 % über derer der MuCell-Proben. Dieser deutliche Unterschied lässt eventuell sich auf eine höhere Faserkürzung bei der MuCell-Plastifizierung im Rahmen dieser Untersuchungen zurückführen. Grundsätzlich kann bei MuCell, bedingt durch die zweite Rückstromsperre, die Gasmischzone und die Zylinderverschlussdüse, von einer vermehrten Faserschädigung verglichen mit einer Dreizonenschnecke mit reiner Förderwirkung ausgegangen werden. Dennoch kann im Rahmen dieser Arbeit keine fundierte Aussage über das Faserschädigungsverhalten beider Plastifizierungen getroffen werden, da unterschiedliche Schneckendurchmesser zur Anwendung kamen.

4.4 Spritzprägen und Dekompression

Die beim Schäumen mit Dekompression (Hochdruckverfahren) benötigte Maschinen- und Werkzeugtechnik erlaubt oftmals die Durchführung des Sonderverfahrens Spritzprägen. Dabei führt die quasi drucklose Formfüllung in ein geöffnetes Werkzeug zu einer wesentlich niedrigeren Scherbeanspruchung des Materials. Aus diesem Grund bietet diese Spritzgießvariante bei langfaserverstärkten Formmassen deutliche Vorteile in Hinblick auf eine faserschonende Verarbeitung. Außerdem können die prozessinduzierten Faserorientierungen und dadurch der Bauteilverzug deutlich reduziert werden [Joh04]. Eine Kombination aus Spritzprägen und anschließendem Öffnungshub (Schäumen mit Dekompression) scheint daher bei den in diesen Untersuchungen eingesetzten Werkstoffen besonders vielversprechend.

Um die grundsätzliche Machbarkeit dieser Verfahrenskombination zu evaluieren und das daraus resultierende Potenzial abzuleiten, wurden im Materialsystem PP-LGF30 mit dem LFT-D-Schaum-Verfahren entsprechende Versuchsreihen durchgeführt. Dazu wurde die geöffnete Kavität bei konstantem Schussgewicht mit Schmelze gefüllt und dabei eine Teilfüllung (ohne Nachdruck) durchgeführt. Direkt nach der Einspritzphase wurde die Kavität mit einer Prägegeschwindigkeit von 1,5 mm / s geschlossen und die Formmasse anschließend für 2,5 s mit einer Prägekraft von 7000 kN beaufschlagt, bevor die Kavität erneut durch das Präzisionsöffnungsprogramm auf das gewünschte

Endmaß aufgefahren wurde. Dabei stand hauptsächlich das Materialverhalten unter stoßartiger Beanspruchung im Fokus, da bei dieser Eigenschaft in 4.3 deutliche Unterschiede festgestellt wurden, die sich vermutlich auf unterschiedliche mittlere Faserlängen zurückführen lassen.

Abb. 53 zeigt die Schlagzähigkeit nach Charpy von zwei Prägeversuchen gemeinsam mit den bereits in 4.2.4 vorgestellten Resultaten der konventionell hergestellten Integralschäume bei einer konstanten Stützweite $L = 62$ mm. Die Versuche wurden mit einem Prägespalt von 2 mm durchgeführt. Die absolute Formnesthöhe während der Einspritzphase betrug somit 5,6 mm. Das Schussgewicht aller Proben ist nahezu identisch.

Es kann festgehalten werden, dass die beschriebene Verfahrenskombination auf Anhieb und ohne besondere Auffälligkeiten funktionierte. Die Formteile wiesen nach der Entformung die gewünschten Massen und Abmessungen auf. Auch die Oberfläche der Platten wies augenscheinlich keine besonderen Merkmale oder irgendwelche Defekte auf.

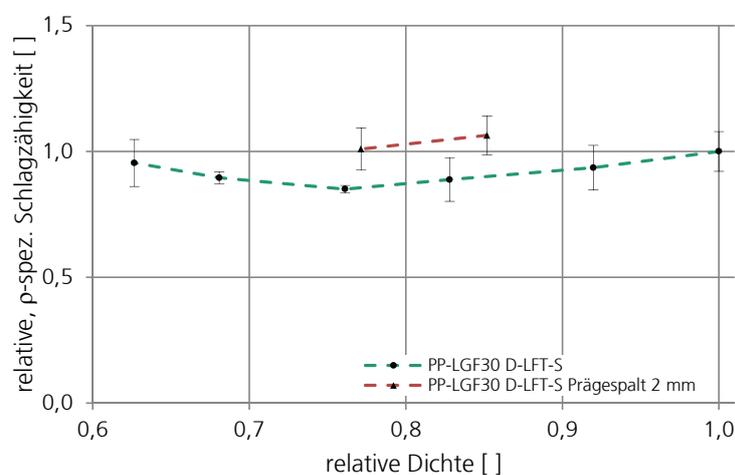


Abb. 53: Höhere Schlagzähigkeit durch Kombination aus Spritzprägen und Dekompression, PP-LGF30

Die Schlagzähigkeiten der spritzgeprägten Prüfkörper mit einem Prägespalt von 2 mm sind höher als bei den konventionell hergestellten Integralschäume vergleichbarer relativer Dichte und Wandstärke (Differenz ca. 15 %). Außerdem liegen sie oberhalb der kompakten Referenz mit dem Wert 1. Betrachtet man die ermittelten Schlagzähigkeiten als Indiz für die Faserlängenverteilung einer Probe (vgl. Abb. 2), so belegen diese Ergebnisse, dass die Verfahrenskombination Spritzprägen und Schaumspritzgießen mit Dekompression hinsichtlich einer faserschonenden Verarbeitung besondere Vorteile bietet.

4.5 Einfluss der Verzögerungszeit

Die Verzögerungszeit stellt die Zeit zwischen dem Umschaltzeitpunkt und dem Dekompressionshub des Werkzeuges dar. Durch diesen Parameter kann erheblichen Einfluss auf die Dicke der ungeschäumten Außenhaut genommen werden [Spö10; Mül06]. Findet weder ein Prägehub noch eine maschinenseitige Nachdruckphase statt, kommt es bereits durch Abkühlung zum Volumenschwund und dadurch zu einem Druckabfall in der Schmelze, was zum frühzeitigen Aufschäumen führen kann. Wird die Schmelze während der Verzögerungszeit durch einen

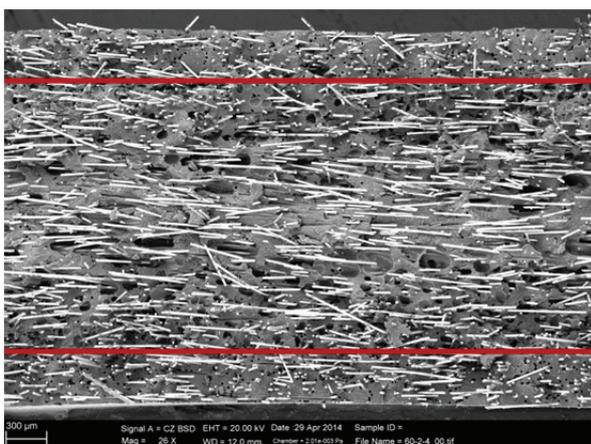
Nachdruck oder durch einen entsprechenden Prägevorgang derart komprimiert, dass der Sättigungsdruck des im Polymer gelösten Treibmittels nicht unterschritten wird, so kann das Aufschäumen während der Verzögerungszeit gänzlich vermieden werden.

Durch die Wärmeabfuhr über die temperierte Formnestwand wird die Viskosität des Materials erhöht, wodurch sich der Widerstand des Materials gegen das Bilden von stabilen Zellkeimen vergrößert. Es findet eine Abkühlung von außen nach innen statt; die Viskosität nimmt folglich von der Randfaser zur Querschnittsmitte ab. Im Randbereich ist die plastische Verformbarkeit des Materials durch die Viskositätszunahme bzw. bereits durch den Phasenübergang von schmelzflüssig nach fest so weit erhöht, dass keine stabilen Zellkeime mehr gebildet werden können. Lediglich in der noch plastischen Seele kommt es zur Zellbildung und zum Zellwachstum. Je länger folglich der Dekompressionshub verzögert wird, desto weniger Material mit ausreichend niedriger Viskosität steht zur Bildung von Zellkeimen und zum Aufschäumen zur Verfügung und desto größer sind demnach die ungeschäumten, kompakten Randschichten. Wie aus Kap. 4.2.3 zu entnehmen ist, kann ein deutlicher Einfluss der Randschichtdicke auf das mechanische Verhalten, insbesondere unter Biegebeanspruchung, festgestellt werden. In diesem Abschnitt soll eruiert werden, inwieweit die Randschichtdicke durch eine gezielte Variation der Verzögerungszeit justiert werden kann und welcher Einfluss sich daraus auf das mechanische Eigenschaftsprofil ableiten lässt.

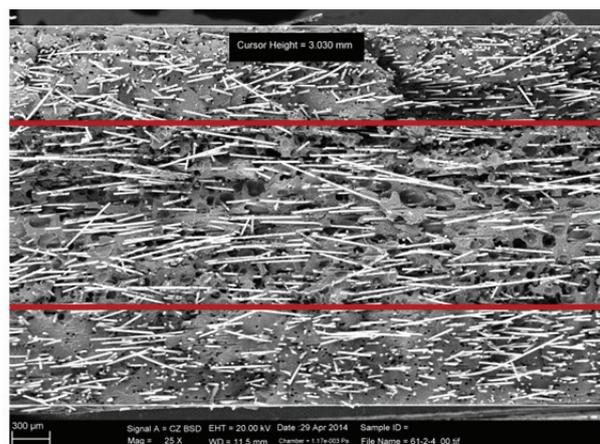
Tabelle 14: Wandstärken und Dichtereduktionen bei 5 und 10 s Verzögerungszeit

Wandstärke h	[mm]	2,5	2,9	3,57
Dichtereduktion $\Delta\rho$	[%]	0	15	30

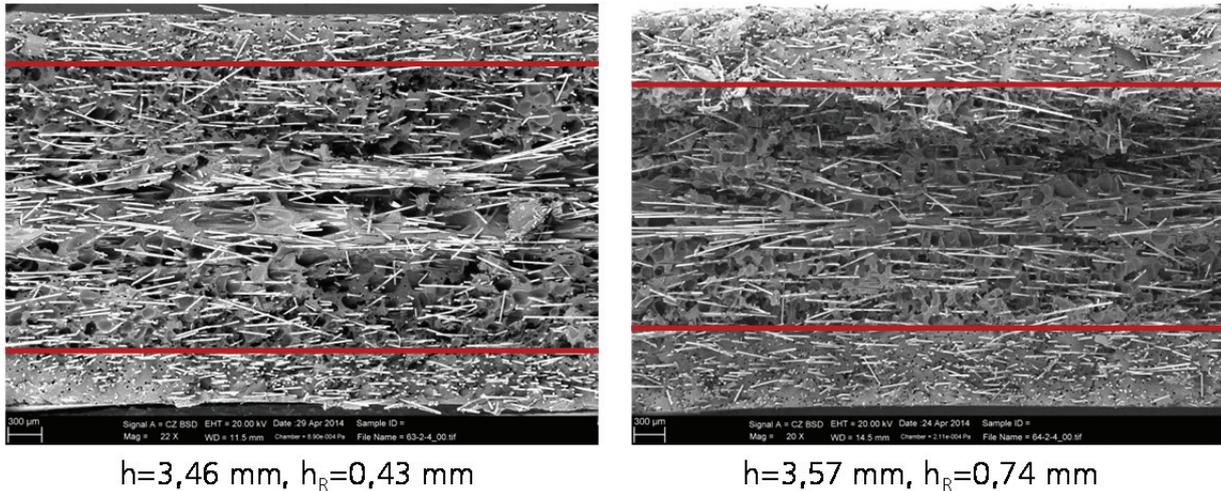
Mittels MuCell wurde die Verzögerungszeit im Materialsystem PP-LGF30 in zwei Stufen zwischen 5 und 10 s variiert. Der Anfangsspalt beim Einspritzen betrug 2,5 mm. Insgesamt wurden zwei Dichtereduktionen zu 15 und 30 % realisiert, siehe Tabelle 14. Die Öffnungszeit beim Negativprägen betrug konstant 0,5 s. Als Treibmittel kam Stickstoff mit einer Konzentration von 0,3 Gew.-% (bezogen auf die Polymermatrix) zum Einsatz.



$h=2,86$ mm, $h_R=0,38$ mm



$h=2,93$ mm, $h_R=0,68$ mm



$h=3,46 \text{ mm}$, $h_R=0,43 \text{ mm}$

$h=3,57 \text{ mm}$, $h_R=0,74 \text{ mm}$

Abb. 54: REM-Aufnahmen der Integralschäume bei einer Verzögerungszeit von 5 s (links) und 10 s (rechts)

Durch die unterschiedlichen Verzögerungszeiten stellten sich bei den vorliegenden Integralschäumen unterschiedlich dicke Randschichten ein. In den REM-Aufnahmen in Abb. 54 ist der Übergangsbereich von kompakter Randschicht zum geschäumten Kern rot markiert.

Es lässt sich ein deutlicher Unterschied zwischen 5 und 10 s Verzögerungszeit erkennen. Um die Funktionsfähigkeit des Tauchkantenwerkzeuges zu gewährleisten, wurde zwischen Matrize und Stempel eine Temperaturdifferenz von etwa 5 °C eingestellt. Die dabei stets kälter temperierte Stempelseite (in Abb. 54 Unterseite der REM-Aufnahmen) führte dabei zu marginal dickeren Randschichten als die Matrizenseite. Durch die längere Wärmeabfuhr nach 10 s ist die Viskosität der plastischen Seele größer als nach 5 s. Aus diesem Grund lassen sich bei den 10 s verzögerten Integralschäumen augenscheinlich kleinere Zeldurchmesser erkennen. Die gemessenen Randschichtdicken sowie die errechnete Kernschichtdichten der Integralschäume sind Abb. 55 zu entnehmen.

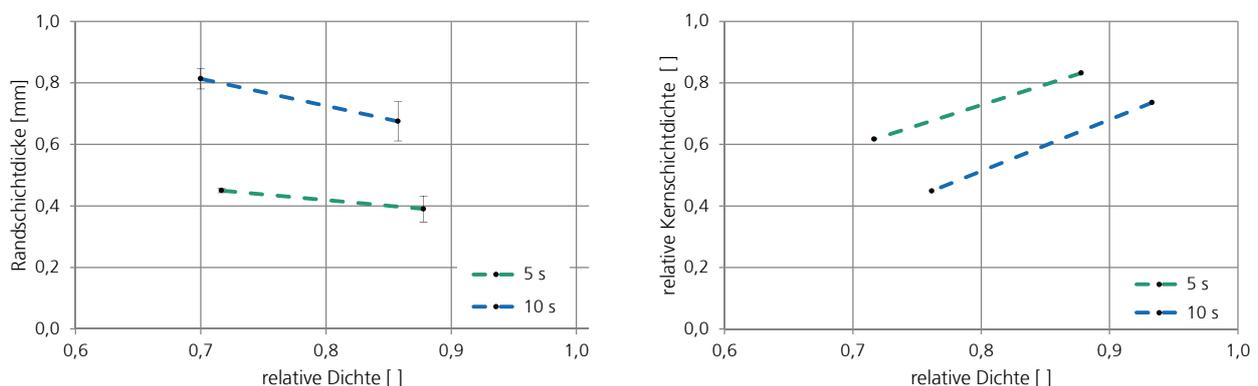


Abb. 55: Randschichtdicke (links) und errechnete Kernschichtdichte (rechts) bei 5 und 10 s Verzögerungszeit

Die Randschichtdicken nach 10 s sind fast doppelt so groß als nach 5 s Verzögerungszeit. Mit steigender Dichtereduktion konnten dabei leicht ansteigende Randschichtdicken beobachtet werden. Im Mittel beträgt die Dicke der Außenhaut nach 5 s etwa 0,4 mm und nach 10 s etwa 0,7 mm. Die errechneten, relativen Kernschichtdichten sind in Abb. 55 rechts dargestellt.

In Abb. 56 ist das Verhalten der Integralschäume unter Zugbelastung gegen die relative Dichte aufgetragen. Zugmodul und Zugfestigkeit nehmen erwartungsgemäß mit steigender Dichtereduktion ab. Beide Versuchsreihen weisen eine sehr ähnliche Kennwertabnahme auf. Tendenziell können bei 10 s Verzögerungszeit dabei marginal niedrigere Zugkennwerte beobachtet werden.

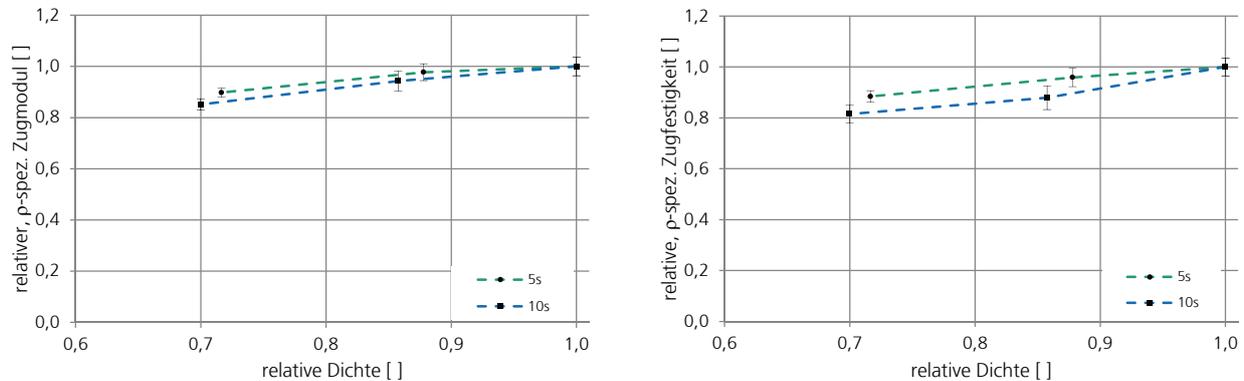


Abb. 56: Zugeigenschaften bei 5 und 10 s Verzögerungszeit, PP-LGF30

Die Schlagzähigkeit nach Charpy (mit Stützweiten-Anpassung nach Norm ISO 179-1/2fU) ist in Abb. 57 dargestellt. Beim Charpy-Pendelschlagversuch handelt es sich um einen schnellen, stoßartig durchgeführten Dreipunktbiegeversuch. Wie bereits bei den Biegeeigenschaften festgestellt, kann auch bei dieser Prüfmethode offensichtlich von einer dickeren Außenhaut profitiert werden: bei 5-sekündiger Verzögerung kommt es noch zu einer leichten Abnahme des Energieabsorptionsvermögens. Nach 10 s jedoch liegen die gemessenen Schlagzähigkeiten oberhalb der kompakten Referenz. Bei $\Delta\rho = 30\%$ kann eine deutliche Zunahme von nahezu 20 % verzeichnet werden. Wie schon bereits in 4.2.4 festgestellt, ist es somit möglich die massespezifische Leistungsfähigkeit unter stoßartiger Beanspruchung durch die Integralschaumbauweise anzuheben.

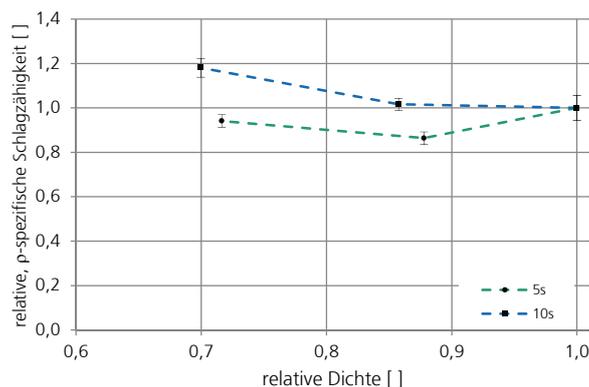


Abb. 57: Charpy-Schlagzähigkeit bei 5 und 10 s Verzögerungszeit, PP-LGF30

In Abb. 58 sind Biegemodul, Biegesteifigkeit (links) sowie das maximal übertragbare Biegemoment (rechts) dargestellt. Bei den Integralschäumen kommt es insgesamt zu einer degressiven Abnahme der Biegemoduln. Der Biegemodul nach 10 s liegt bei beiden Dichtereduktionen höher als nach 5 s Verzögerung, wobei die Differenz bei höherer Dichtereduktion wesentlich deutlicher ausgeprägt ist.

Obwohl es zu einer Abnahme der Biegemoduln kommt, zeigen die Biegesteifigkeiten, als das Produkt von Biegemodul und axialem Flächenträgheitsmoment I_y (rote Kurve Abb. 58), bei allen vorliegenden Integralschäumen eine signifikante Zunahme. I_y erhöht sich proportional zur dritten Potenz der Wandstärke h , während die Biegemoduln lediglich eine degressive Abnahme über der relativen Dichte aufweisen. Eine merkliche Verbesserung der Biegesteifigkeit nach 10-sekündiger Verzögerung macht sich bei der höheren Dichtereduktion deutlich bemerkbar: hier ist der Widerstand gegen die Biegeverformung etwa 2,65 mal so hoch als bei der kompakten Referenz, bei 5 s Verzögerung beträgt der Faktor lediglich 2,16.

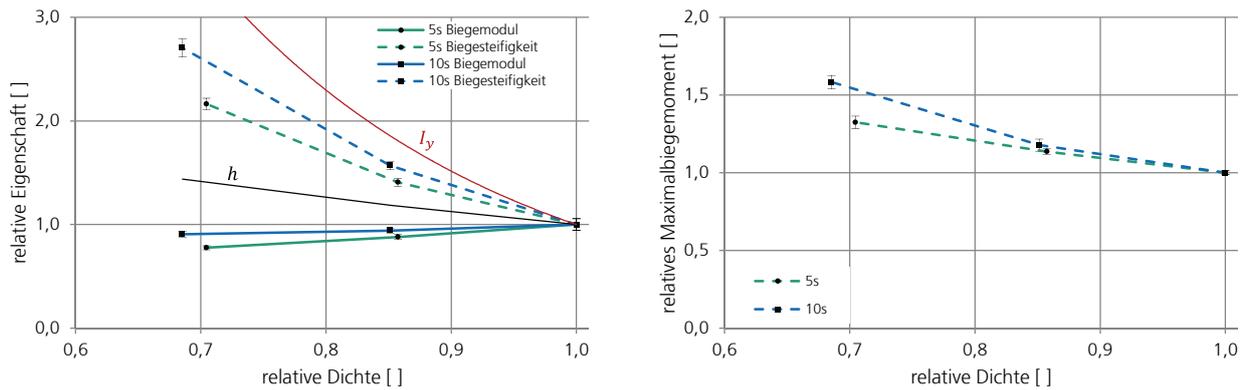


Abb. 58: Biegeeigenschaften bei 5 und 10 s Verzögerungszeit, PP-LGF30

Auch das maximal übertragbare Biegemoment zeigt eine Abhängigkeit von der Außenhautdicke, Abb. 58. Ähnlich wie beim Biegemodul und der Biegesteifigkeit ist bei $\Delta\rho = 15\%$ nur ein kleiner, bei $\Delta\rho = 30\%$ jedoch ein merklicher Unterschied zwischen 5 und 10 s Verzögerungszeit festzustellen. Bei der größten Dichtereduktion und 10 s Verzögerung kann bei konstantem Auflagerabstand durch die Integralschaumbauweise eine nahezu 60 % größere Traglast aufgenommen werden, bevor es zum Versagen kommt. Bei 5 s Verzögerung sind es nur etwas mehr als 30 %.

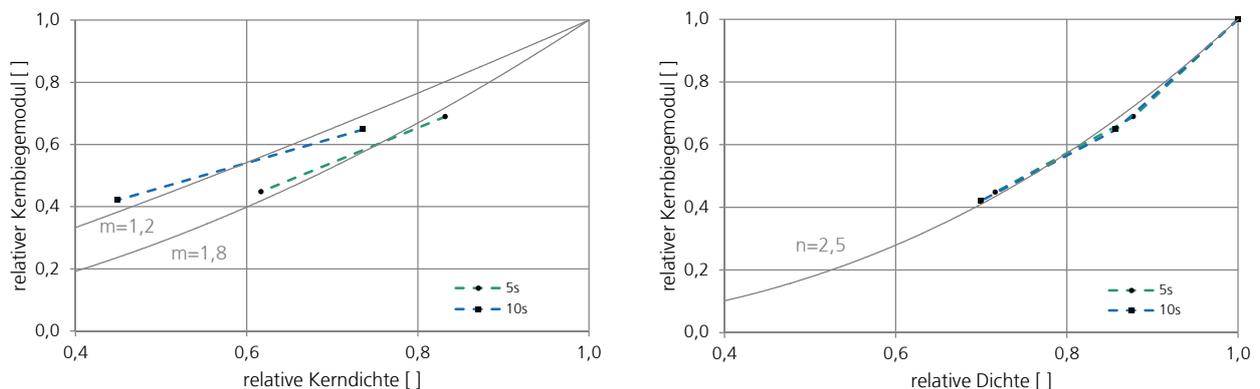


Abb. 59: Kernbiegemodul über relativer Kerndichte (links) und relativer Dichte (rechts)

Mit Gleichung 10 und den in diesem Abschnitt bestimmten Kernschichtanteilen kann der in Abb. 59 dargestellte Biegemodul des Schaumkerns E_K in Abhängigkeit der relativen Kerndichte sowie der relativen Dichte rechnerisch bestimmt werden. Unter der Annahme, dass das Verhalten des Kernbiegemoduls mit einem Potenzgesetz beschrieben werden kann, kommt es mit fallender

relativer Kerndichte genähert zu einem Abfall mit dem Exponenten $m = 1,2$ bei 10 s und $m = 1,8$ bei 5 s Verzögerungszeit. Bezogen auf die relative Dichte des gesamten Querschnitts zeigt sich ein Abfall mit dem Exponenten $n = 2,5$. Diese Zusammenhänge werden in Kapitel 5 zur mathematischen Modellierung der Integralschaumstrukturen wieder aufgegriffen.

4.6 Art und Konzentration des physikalischen Treibmittels

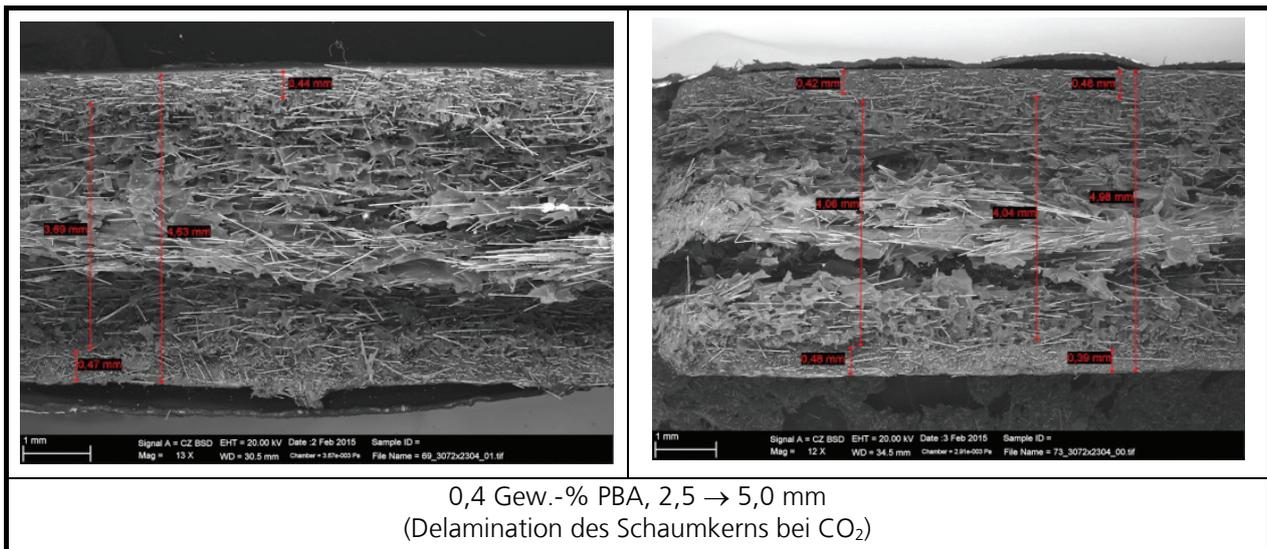
In diesem Abschnitt wird untersucht inwieweit die Art und die Konzentration des PBA den resultierenden Schaumaufbau sowie die mechanischen Eigenschaften der Integralschäume beeinflussen. In Kap. 4.1 konnten beim Einsatz von CBA qualitativ dickere Außenhäute im Vergleich zu Stickstoff als PBA festgestellt werden. Wie in Kap. 4.5 gezeigt wurde, führt eine dickere kompakte Außenhaut der Integralschäume unter einer mechanischen Beanspruchung im Allgemeinen zu höheren Biege- und Schlagzähigkeitseigenschaften. Bei der Zersetzung beider verwendeter CBA spalten sich sowohl Wasser als auch CO_2 als Gase ab, siehe Abb. 27 in Kap. 3.2. Die korrosive Wirkung auf die Werkzeugoberfläche und die fehlende Löslichkeit im hydrophoben Polypropylen, machen Wasser jedoch zu einem unerwünschten Zersetzungsprodukt. Dagegen weist CO_2 in den meisten Polymeren eine gute Löslichkeit (siehe Tabelle 1) auf und wird z.B. bei der Schaumextrusion häufig als PBA eingesetzt. Durch die fehlende Löslichkeit von Wasser in PP wird bei beiden CBA-Typen von CO_2 als das eigentlich wirksame Treibgas ausgegangen. Deshalb soll in diesem Abschnitt der Frage nachgegangen werden, ob CO_2 bei identischen Prozessbedingungen zu qualitativ dickeren kompakten Außenhäuten führen kann als Stickstoff.

In den Publikationen [Ish12; Ish11] konnte mit dem Werkstoff Polypropylen bei einer homogenen Nukleierung deutlich höhere Nukleierungsdichten und infolgedessen kleinere Zelldurchmesser bei Stickstoff als Treibmittel im Gegensatz zu CO_2 nachgewiesen werden, vgl. Kap. 2.2.1: durch die wesentlich niedrigere Löslichkeit von Stickstoff gegenüber CO_2 in Polypropylen kommt es beim Öffnen der Kavität und dem damit einhergehenden Druckabfall zu einem höheren *Grad der Übersättigung* und dadurch zu einem höheren Blähdruck [Ish11], wodurch sich feinzelligere Schaumstrukturen ausbilden. Basierend auf diesen Untersuchungsergebnissen kann ebenso vermutet werden, dass die unterschiedlichen Blähdrücke die sich ausbildenden Randschichtdicken und infolgedessen das mechanische Materialverhalten merklich beeinflussen können.

Um dieser Annahme experimentell nachzugehen, wurden Integralschäume im Materialsystem PP-LGF30 bei konstanten Prozessbedingungen einerseits mit N_2 und andererseits mit CO_2 als physikalisches Treibmittel hergestellt. Neben der Treibmittelart wurde außerdem die Treibmittelkonzentration zwischen den Stufen 0,2 und 0,4 Gew.-% (bezogen auf die Polymermatrix) sowie die angestrebte Dichtereduktion in zwei Stufen zwischen 25 % und 50 % variiert. Nach dem Einspritzen in die Kavität wurde die Formmasse für 5 s mit einer Prägekraft von 3500 kN beaufschlagt und anschließend durch Öffnen des Tauchkantenwerkzeugs auf die jeweilige Endwandstärke expandiert, vgl. Versuchsplan in Tabelle 12. Die REM-Aufnahmen in Tabelle 15 zeigen die Querschnitte der erzeugten Integralschaumstrukturen.

Tabelle 15: REM-Querschnittaufnahmen bei unterschiedlichen Konzentrationen von CO₂ und N₂

Stickstoff (N ₂)	Kohlenstoffdioxid (CO ₂)
<p>0,2 Gew.-% PBA, 2,5 → 3,33 mm</p>	
<p>0,2 Gew.-% PBA, 2,5 → 5,0 mm (reduzierte Endwandstärke bei CO₂ durch unzureichenden Blähdruck, $h_{CO_2} \approx 4,2$ mm)</p>	
<p>0,4 Gew.-% PBA, 2,5 → 3,33 mm</p>	



Bei Stickstoff als PBA konnten alle Endwandstärken problemlos realisiert werden. Bei der Prüfkörperherstellung mit CO₂ und einer Dichtereduktion von 50 % kam es zu Fertigungsschwierigkeiten. Bei einer CO₂-Konzentration von 0,2 Gew.-% war der Blähdruck unzureichend, um die Formmasse auf die angestrebte Endwandstärke von 5 mm zu expandieren. Die Endwandstärke wurde deshalb für diese Versuchsreihe auf etwa 4,2 mm reduziert, siehe Tabelle 16. Diese Beobachtung kann als Indiz für einen qualitativ geringeren Blähdruck im Falle von CO₂ gegenüber N₂ aufgefasst werden und stützt die Modellvorstellung von [Ish11]. Bei einer CO₂-Konzentration von 0,4 Gew.-% konnte zwar der gewünschte Expansionshub bewerkstelligt werden, jedoch kam es im Schaumkern zur Delamination, siehe Tabelle 15.

Tabelle 16: Integralschaumeigenschaften bei unterschiedlichen Konzentrationen von CO₂ und N₂

PBA	PBA-Konz. [Gew.-%] bez. auf Matrix	Dicke Soll [mm]	Dicke Ist [mm]	ρ [g/cm ³]	$\Delta\rho$ [%]	ρ_{rel} [-]	Flächengewicht [kg/m ²]
-	0	2,5	2,61	1,10	0,0	1,00	2,87
N ₂	0,2	3,33	3,31	0,85	22,2	0,78	2,83
N ₂	0,2	5	4,91	0,57	48,1	0,52	2,80
N ₂	0,4	3,33	3,33	0,85	22,7	0,77	2,83
N ₂	0,4	5	4,93	0,56	49,3	0,51	2,74
CO ₂	0,2	3,33	3,16	0,88	19,5	0,80	2,79
CO ₂	0,2	5	4,2	0,67	39,4	0,61	2,80
CO ₂	0,4	3,33	3,17	0,85	23,0	0,77	2,68
CO ₂	0,4	5	4,75	0,58	47,4	0,53	2,74

Die gemessenen Randschichtdicken der Integralschäume sind in Abb. 60 links zusammengefasst. Bei den hohen Expansionsgraden ($\Delta\rho \approx 50$ %) liegen die Randschichtdicken etwa gleichauf, bei der kleineren Dichtereduktionen ($\Delta\rho \approx 25$ %) lassen sich im Falle von CO₂ geringfügig dickere Randschichten erkennen.

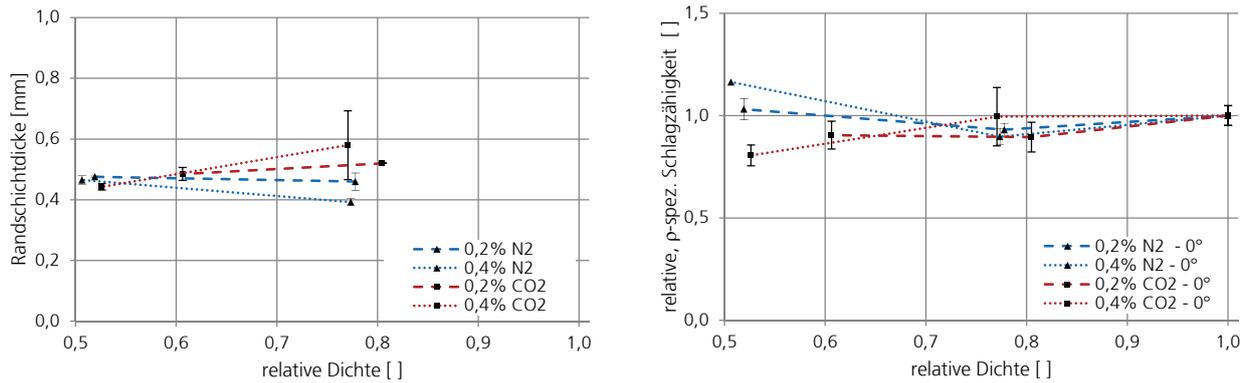


Abb. 60: Randschichtdicken (links) und Charpy-Schlagzähigkeit (rechts) bei unterschiedlichen PBA und PBA-Konzentrationen

Die ermittelten mechanischen Eigenschaften sind Abb. 60 rechts sowie Abb. 61 zu entnehmen. Dem annähernd identischen Schaumaufbau entsprechend, zeigen die hier untersuchten Integralschäume ein nahezu identisches, mechanisches Verhalten. Es kommt zu einer signifikanten Zunahme der Biegesteifigkeit und des Maximalbiegemoments, während eine Abnahme der Zugfestigkeit sowie -steifigkeit zu verzeichnen ist. Auch bei der Schlagzähigkeit liegen die ermittelten Kennwerte bei $\Delta\rho \approx 25\%$ gleichauf, bei $\Delta\rho \approx 50\%$ zeigen sich leichte Unterschiede. Vermutlich lassen diese sich jedoch mit den bereits erwähnten Delaminationserscheinungen der CO₂-Proben erklären.

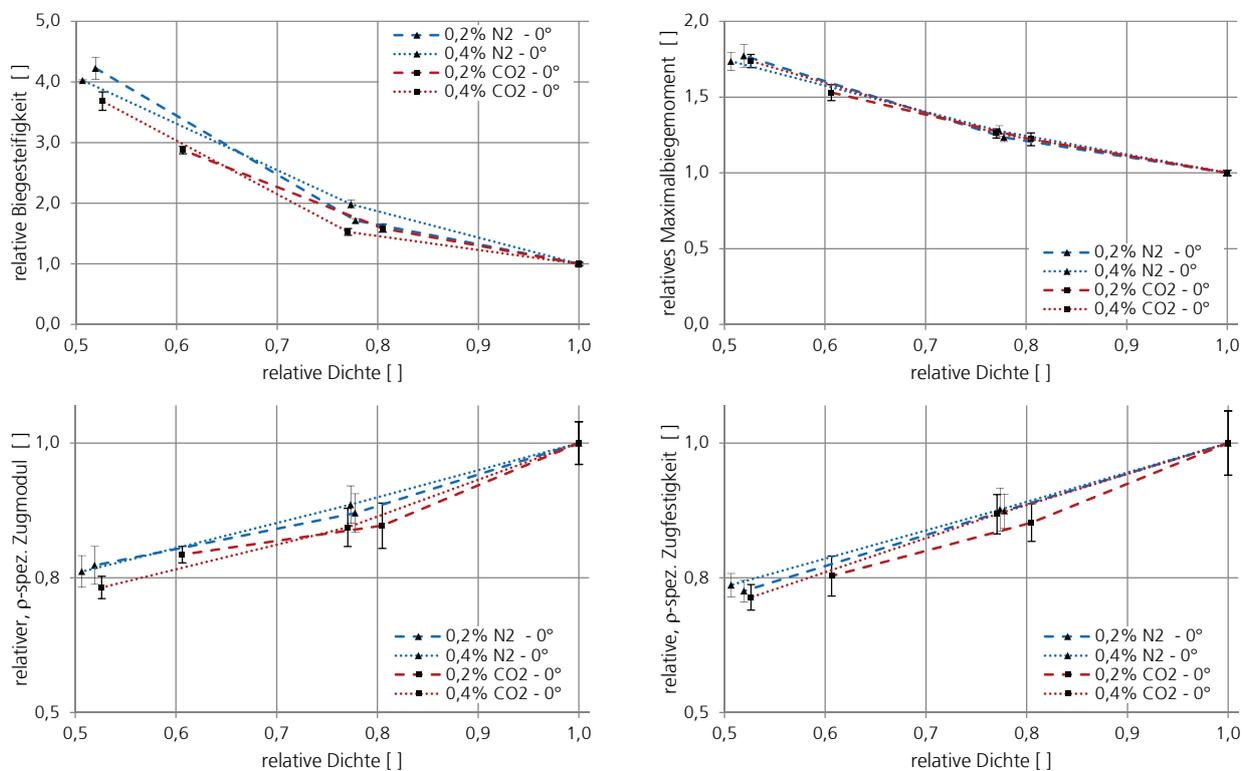


Abb. 61: Biege- (oben) und Zugeigenschaften (unten) bei unterschiedlichen PBA und PBA-Konzentrationen

FAZIT: Im Rahmen dieser Experimente konnte kein merklicher Einfluss der Treibmittelart (CO₂ / N₂) bzw. der Treibmittelkonzentration (0,2 / 0,4 Gew.-%) auf die Außenhautdicke und somit auf den

wesentlichen Schaumaufbau festgestellt werden. Durch die nahezu identische Schaumarchitektur zeigen die generierten Integralschäume, über der jeweiligen relativen Dichte aufgetragen, ein nahezu deckungsgleiches, mechanisches Materialverhalten.

4.7 Verhalten senkrecht zur Fließrichtung

Durch das beim Spritzgießen charakteristische Quellflussverhalten (siehe Kap. 2.1.1) kommt es bei der Verarbeitung faserverstärkter Formmassen in Fließrichtung der Schmelze (0° - Orientierung) und senkrecht zur Fließrichtung (90° - Orientierung) zu einer deutlich unterschiedlichen Faserorientierung. Vereinfachend kann dabei von dem in Abb. 62 dargestellten Dreischichtaufbau (Rand-Kern-Rand) ausgegangen werden. Es sei erwähnt, dass dieser Dreischichtaufbau nicht mit der dreischichtigen Betrachtungsweise der Integralschaumbauweise verwechselt werden darf.

Betrachtet man den Formteilquerschnitt in Fließrichtung der Schmelze, sind die Faserlängsachsen in den Randschichten überwiegend in 0° - Orientierung und in der Kernschicht überwiegend senkrecht dazu (in 90° - Orientierung) angeordnet. Entsprechend verhält es sich im Querschnitt senkrecht zur Fließrichtung genau umgekehrt.

Bisher wurde das mechanische Verhalten der untersuchten LFT-Integralschäume ausschließlich in Fließrichtung (Orientierung der Prüfkörperlängsachsen in Fließrichtung) diskutiert. Um ebenso den Einfluss einer Verschäumung auf das mechanische Verhalten senkrecht zur Fließrichtung beurteilen zu können, wurden im Rahmen der Untersuchungen des vorigen Kapitels 4.6 zusätzlich Prüfkörper in orthogonaler Richtung aus den Formteilen entnommen und charakterisiert.

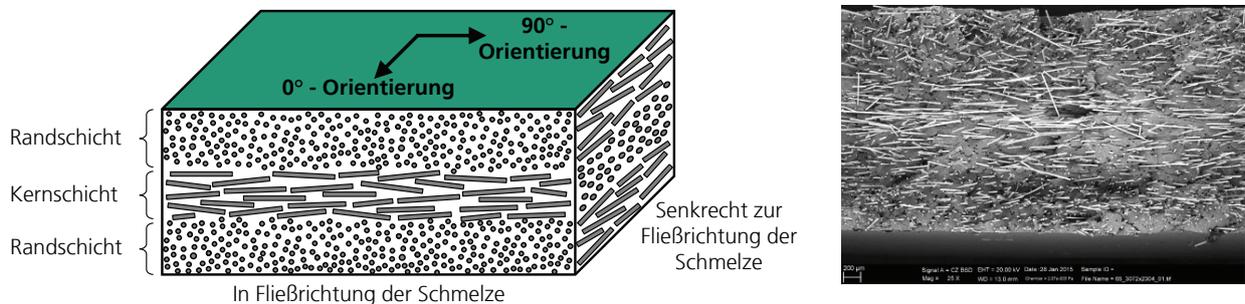


Abb. 62: Prozessinduzierte Fließorientierung der Langfasern bei der LFT-Spritzgießverarbeitung (Dreischichtmodell, links), REM-Aufnahme in Fließrichtung der Schmelze (PP-LGF30, rechts)

In Übereinstimmung mit den Ergebnissen in Fließrichtung, konnte auch in 90° - Orientierung kein merklicher Unterschied zwischen den jeweiligen Treibmitteln und Treibmittelkonzentrationen hinsichtlich des mechanischen Verhaltens ausgemacht werden, siehe Abb. 63. Um das mechanische Verhalten auch senkrecht zur Fließrichtung mathematisch zu beschreiben, werden zunächst bestimmte Vereinfachungen und Annahmen getroffen sowie eine neue mathematische Hilfsgröße definiert. Zur mathematischen Beschreibung werden die Kennwerte außerdem nicht-dichtespezifisch aufgeführt.

In 90° - Orientierung wird der gleiche Exponent wie für das Verhalten in Fließrichtung angenommen (Annahme $n_{0^\circ} = n_{90^\circ} = n$). Dieser Vorgehensweise liegt die Vermutung zugrunde, dass

die Kennwertminderung in Relation zur kompakten Referenz durch das Verschäumen (bei identischem Aufschäumgrad) grundsätzlich in beide Richtungen (0 ° und 90 °) gleich groß ist. Es wird deshalb davon ausgegangen, dass sich die Integralschaumeigenschaften X (Steifigkeiten, Festigkeiten, Schlagzähigkeiten) in beide Richtungen lediglich durch einen Shift-Faktor f_s unterscheiden. Unter Berücksichtigung von Gleichung 6 gilt somit für f_s :

$$f_s = \frac{X_{S,90^\circ}}{X_{S,0^\circ}} = \frac{X_{S,90^\circ}}{X_{0,0^\circ} \cdot \rho_{rel}^n} \tag{Gleichung 23}$$

Für $f_s > 1$ sind die Kennwerte der Eigenschaft X in 90 ° - Orientierung höher als in Fließrichtung, für $f_s < 1$ sind sie geringer. Durch diese Vorgehensweise ist es möglich, das mechanische Verhalten von LFT-Integralschaumformteilen in beide Raumrichtungen mathematisch durch lediglich zwei Kennwerte (n, f_s) zu beschreiben. Die Funktionsweise und Genauigkeit dieses Modells soll nun beispielhaft anhand der ermittelten Zugfestigkeit in Abb. 63 erläutert werden.

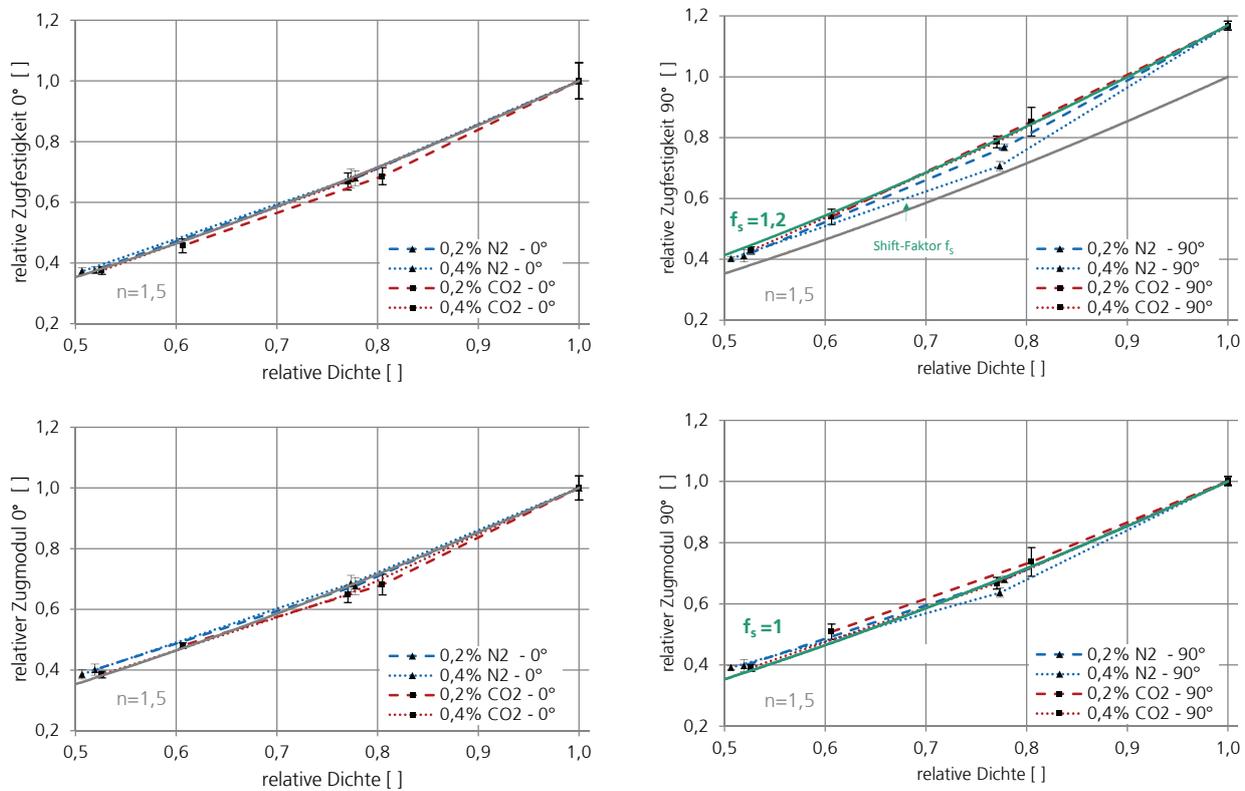


Abb. 63: Zugeigenschaften in 0 ° - (links) und in 90 ° - Orientierung (rechts)

In Fließrichtung nehmen Zugfestigkeit und Zugmodul über der relativen Dichte progressiv mit etwa $n = 1,5$ ab, Abb. 63 links. In 90 ° - Orientierung können etwas höhere Zugfestigkeitswerte beobachtet werden, Abb. 63 rechts oben. Die Zugfestigkeit senkrecht zur Fließrichtung kann durch das Produkt der Zugfestigkeit in Fließrichtung und dem Shift-Faktor $f_s = 1,2$ mathematisch beschrieben werden, siehe Gleichung 23. Der Verlauf des Zugmoduls senkrecht zur Fließrichtung zeigt nahezu keine Veränderung gegenüber dem Verhalten in Fließrichtung. Der Shift-Faktor für den Zugmodul in 90 ° - Richtung beträgt aus diesem Grund 1.

Unter einer Dreipunktbiegebeanspruchung treten die größten Dehnungen bzw. Stauchungen und somit die höchsten Spannungen in den Randfasern auf, vgl. Abb. 40. Die Faserorientierung im

Randbereich spielt dadurch eine bedeutende Rolle und bestimmt maßgeblich die Biegeeigenschaften, wie nachfolgend anhand Abb. 64 erläutert wird.

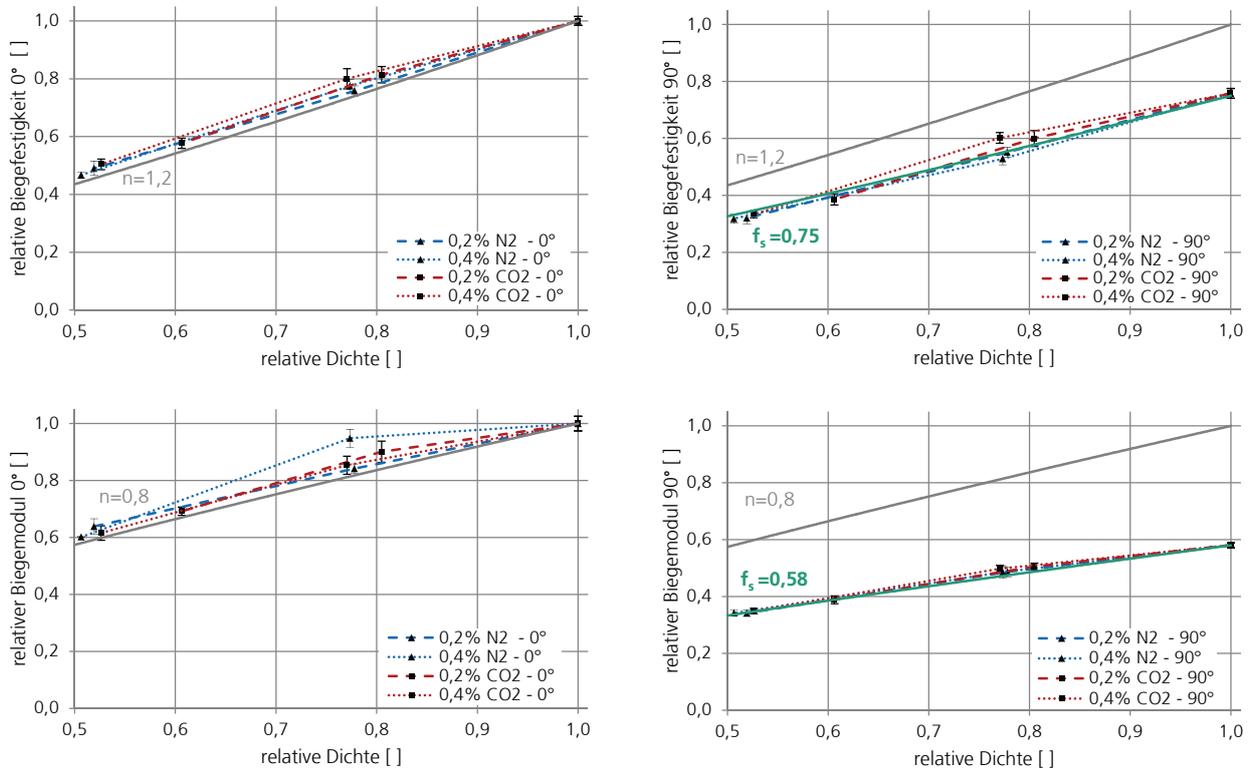


Abb. 64: Biegeeigenschaften in 0°- (links) und in 90°-Orientierung (rechts)

In Fließrichtung nimmt die Biegefestigkeit mit fallender relativer Dichte progressiv mit $n = 1,2$ ab, der Biegemodul degressiv mit $n = 0,8$. Im Vergleich dazu sind die Kennwerte senkrecht zur Fließrichtung deutlich reduziert. Bereits beim kompakten Vollmaterial ($\rho_{\text{rel}} = 1$) ist die Biegefestigkeit um ca. 25 % und der Biegemodul um ca. 40 % dezimiert. Die geringeren Biegefestigkeiten und Biegesteifigkeiten in 90°-Orientierung lassen sich mit den überwiegend senkrecht zur Beanspruchungsrichtung orientierten Fasern in den hauptbeanspruchten Randbereichen erklären, siehe Abb. 62. Auch bei den Integralschäumen sind die Biegefestigkeiten um ca. 25 % herabgesetzt. Als Shift-Faktor eignet sich folglich ein Wert von $f_s = 0,75$. Der Verlauf der Biegemoduln senkrecht zur Fließrichtung kann mathematisch durch $n = 0,8$ und $f_s = 0,58$ beschrieben werden. Kongruent zu den Zugeigenschaften in 90°-Orientierung lässt sich gleichermaßen das Verhalten von Biegefestigkeit und -modul durch die beiden Parameter n und f_s mathematisch beschreiben.

Für das Verhalten der Schlagzähigkeit in Fließrichtung gilt $n = 1$. Die Schlagzähigkeitswerte senkrecht zur Fließrichtung sind etwas erhöht, der entsprechende Shift-Faktor beträgt 1. Im Vergleich zu den Zug- und Biegeeigenschaften ist die mathematische Beschreibung des Schlagzähigkeitsverhaltens senkrecht zur Fließrichtung mittels Shift-Faktor deutlich weniger exakt. In solch einem Fall müssen die beiden Parameter n und f_s so gewählt werden, dass im anwendungsrelevanten Dichtebereich eine möglichst exakte Näherung möglich ist.

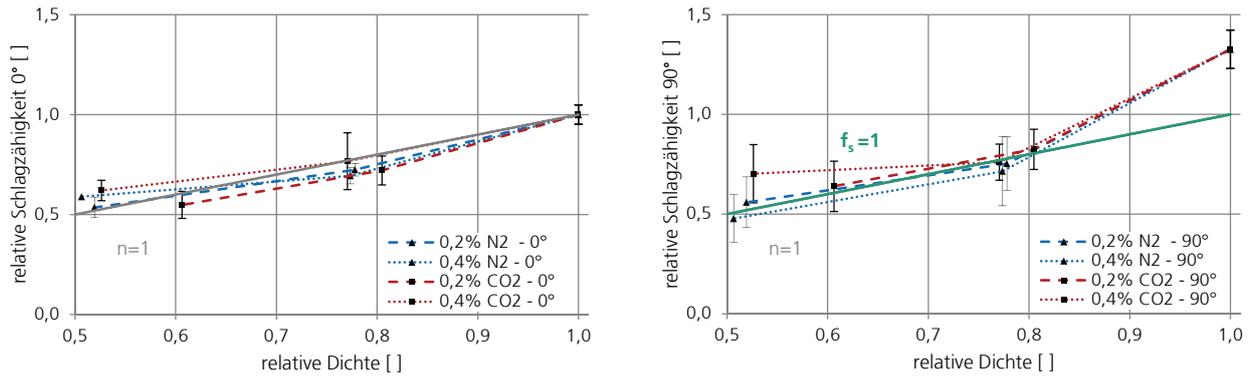


Abb. 65: Charpy-Schlagzähigkeit in 0°- (links) und in 90°-Orientierung (rechts)

FAZIT: Beim Spritzgießen von LFT ergeben sich in Fließrichtung der Schmelze und senkrecht dazu deutlich unterschiedliche Faserorientierungen, die sich vereinfacht mit einem Dreischichtmodell (Abb. 62) beschreiben lassen. Da das mechanische Verhalten von LFT faserdominiert ist, kommt es durch diese unterschiedlichen Faserorientierungen in Abhängigkeit der Beanspruchungsrichtung zu teilweise deutlich abweichenden Kennwerten. Unter Zugbelastung senkrecht zur Fließrichtung wurden gegenüber einer Beanspruchung in Fließrichtung leicht erhöhte Zugfestigkeitswerte festgestellt. Bei den Zugmoduln beider Richtungen konnte ein nahezu identischer Verlauf über der relativen Dichte beobachtet werden. Die Schlagzähigkeitskennwerte senkrecht zur Fließrichtung zeigten ebenso einen fast deckungsgleichen Verlauf. Die Kennwerte für die Biegefestigkeit und den Biegemodul zeigen ein deutlich unterschiedliches Verhalten in beide Beanspruchungsrichtungen: für die Biegefestigkeit und insbesondere für den Biegemodul senkrecht zur Fließrichtung wurden deutlich verminderte Kennwerte gemessen. Grund dafür sind die vermehrt senkrecht zur Beanspruchungsrichtung orientierten Fasern in den Randschichten.

Damit auch das Verhalten senkrecht zur Fließrichtung rechnerisch beschrieben werden kann, wurde das makroskopische Materialmodell um eine weitere Hilfsgröße f_s ergänzt. Es konnte gezeigt werden, dass die relative Kennwertminderung im Vergleich zum kompakten LFT-Werkstoff durch die Integralschaumbauweise bei identischer relativer Dichte für beide Raumrichtungen (0° / 90°) etwa gleich groß ist. Infolgedessen kann das Verhalten senkrecht zur Fließrichtung nach Gleichung 23 durch Multiplikation des 0° - Terms mit einem Shift-Faktor f_s hinreichend genau berechnet werden. Durch diese Abstraktion ist es möglich, das mechanische Verhalten von LFT-Integralschaumformteilen in beide Raumrichtungen mathematisch durch lediglich zwei charakteristische Kennwerte (n , f_s) zu beschreiben, Tabelle 17.

Tabelle 17: Exponent n , Shift-Faktor f_s und Kernschichtanteil k für PP-LGF30

	n []	f_s []	k []
Zugfestigkeit	1,5	1,2	0,64 – 0,82
Zugmodul	1,5	1,0	
Biegefestigkeit	1,2	0,75	
Biegemodul	0,8	0,58	
Charpy-Schlagzähigkeit	1,0	1,0	

4.8 Thermische Eigenschaften

Abb. 66 zeigt die Entwicklung der thermischen Eigenschaften *spezifische Wärmeleitfähigkeit* und *thermischer Widerstand* in Abhängigkeit der Dichtereduktion in normierter Darstellungsweise in Relation zum ungeschäumten Vollmaterial. Die vermessenen Prüfkörper wurden im Hochdruckverfahren mit dem LFT-D-Schaum-Verfahren im Materialsystem PP-LGF30 hergestellt.

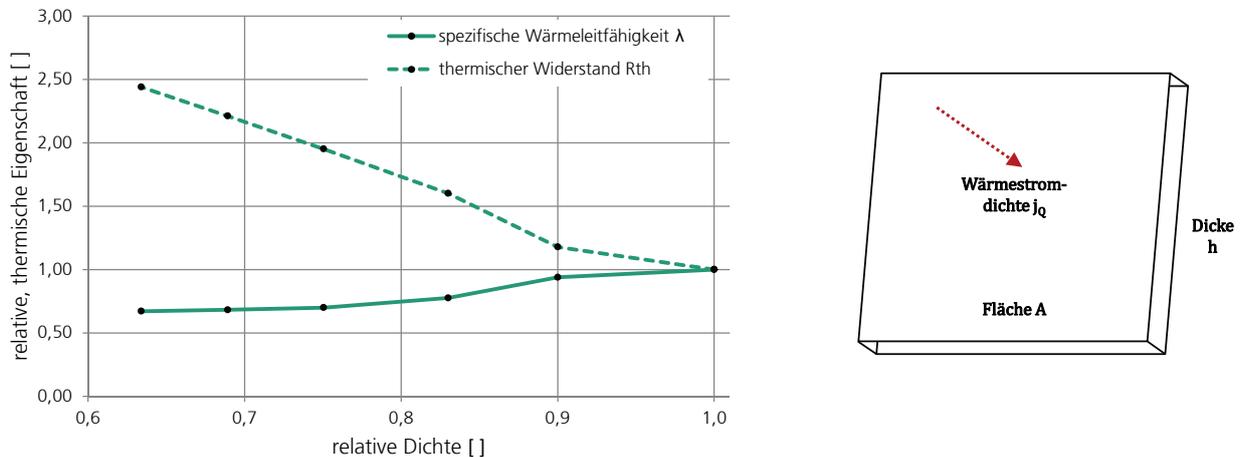


Abb. 66: Thermische Eigenschaften für PP-LGF30 im Hochdruckverfahren (links), Wärmestromdichte j_Q durch einen Körper (rechts)

Die spezifische Wärmeleitfähigkeit λ ist eine Stoffeigenschaft und dient gemäß der ersten Wärmeleitungsgleichung (Gleichung 24 und Gleichung 25) als Proportionalitätsfaktor zur Berechnung der durch die Querschnittsfläche A hindurchströmenden Wärme Q bei einem über der Wandstärke h bestehenden Temperaturgefälle [Pau02], Abb. 66.

$$\frac{dQ}{dt} = \lambda \cdot A \cdot \left(-\frac{dT}{dh} \right) \quad \text{Gleichung 24}$$

mit $j_Q = \left(\frac{1}{A} \right) \cdot \left(\frac{dQ}{dt} \right)$ ergibt sich die Wärmestromdichte:

$$j_Q = -\lambda \cdot \frac{dT}{dh} \quad \text{Gleichung 25}$$

Die Wärmestromdichte j_Q ist dem Temperaturgefälle sowie der spezifischen Wärmeleitfähigkeit λ proportional. Je größer folglich die spezifische Wärmeleitfähigkeit λ ist, desto mehr Wärme pro Zeit kann bei einem konstanten Temperaturgefälle durch einen Körper mit der Wandstärke h und der Querschnittsfläche A strömen. Zwar handelt es sich bei den vorliegenden Integralschäumen um Prüfkörper mit einer über dem Querschnitt veränderlichen Struktur, dennoch soll im Sinne einer vereinfachten Betrachtung, analog zu den mechanischen Prüfungen, auch an dieser Stelle von einem quasihomogenen Querschnitt ausgegangen werden. Verursacht durch die zelluläre Struktur inmitten des Querschnitts und die damit verbundene, gehemmte Wärmeleitung fällt die spezifische Wärmeleitfähigkeit, wie in Abb. 66 dargestellt, mit steigender Dichtereduktion $\Delta\rho$ deutlich ab: mit $\Delta\rho = 17\%$ liegt sie bei 78 %, mit $\Delta\rho = 37\%$ bei lediglich 67 % des Referenzwertes.

Die bisher genannte thermische Eigenschaft ist spezifischer Natur und lässt die unterschiedlichen Wandstärken bei diesen Untersuchungen außer Acht. Der absolute thermische Widerstand R_{th}

berücksichtigt die unterschiedlichen Wandstärken h beim Schäumen mit Dekompressionshub und kann mit der spezifischen Wärmeleitfähigkeit wie folgt berechnet werden:

$$R_{\text{th}} = \frac{h}{\lambda \cdot A} \quad \text{Gleichung 26}$$

Mit den veränderlichen Wandstärken h und unter Annahme einer konstanten Fläche A zeigt die Kurve des thermischen Widerstands R_{th} in Abb. 66 einen signifikanten Anstieg mit steigender Dichtereduktion. Bei einer Dichtereduktion von ca. 25 % kann bereits eine Verdoppelung des Wärmeleitwiderstandes beobachtet werden, bei $\Delta\rho = 37 \%$ kommt es zu einem Zuwachs von 144 %.

Diese Untersuchungen zeigen, dass sich mittels langfaserverstärkter Integralschäume ein deutlicher, thermischer Isolationseffekt im Vergleich zu der ungeschäumten Referenz gleicher Masse realisieren lässt. In der Automobilindustrie, in der LFT-Bauteile oft als Verkleidungskomponenten eingesetzt werden, kann beispielweise durch den Einsatz von Integralschaumbauteilen eine insgesamt bessere Energiebilanz in die Fahrgastzelle geschaffen und dadurch Energie oder gegebenenfalls zusätzliches Dämmmaterial und damit Gewicht eingespart werden.

4.9 Kantendefekt

Beim Schäumen mit Dekompressionshub kommt es an der umlaufenden Tauchkante zu einer Abrundung des Formteils. Während der Verzögerungszeit wird Wärme aus der Formmasse über die temperierte Formnestwand abgeführt. Dabei erstarrt die Schmelze schlagartig im Randbereich und es bildet sich die kompakte Außenhaut, Abb. 67 links.

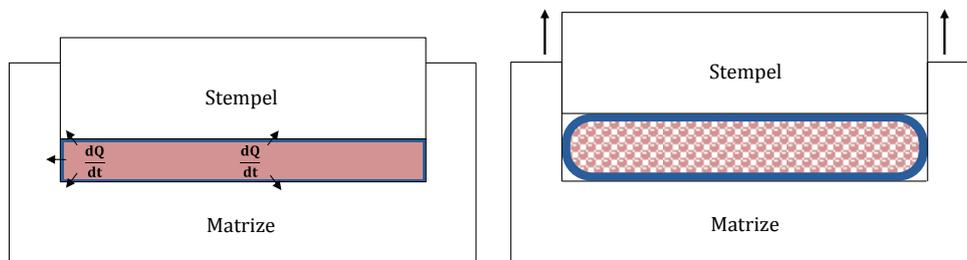


Abb. 67: Kantendefekt beim Schäumen mit Dekompression

Beim anschließenden Öffnungshub bildet die Randschicht an der umlaufenden Kante einen Widerstand gegen den Aufschäumvorgang in Dickenrichtung. Je länger die Verzögerungszeit, desto dicker die erstarrten Randschichten und desto ausgeprägter ist dieser Effekt.

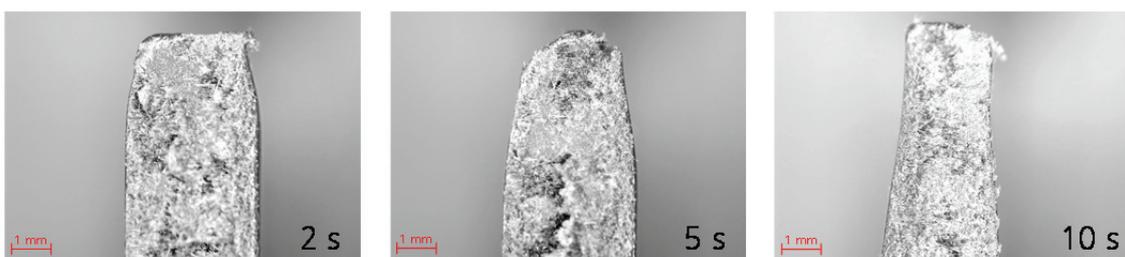


Abb. 68: Kantendefekt bei zunehmender Verzögerungszeit

In Abb. 68 kann dieses Verhalten am Beispiel PP-LGF30 (MuCell, Dekompression 2,5 → 3,5 mm) für 2, 5 und 10 s Verzögerungszeit qualitativ beobachtet werden. Je länger die Verzögerungszeit, desto ausgeprägter die Randschicht an der umlaufenden Kante und desto größer der Widerstand der Außenhaut gegen eine plastische Verformung durch den Blähdruck des Treibmittels.

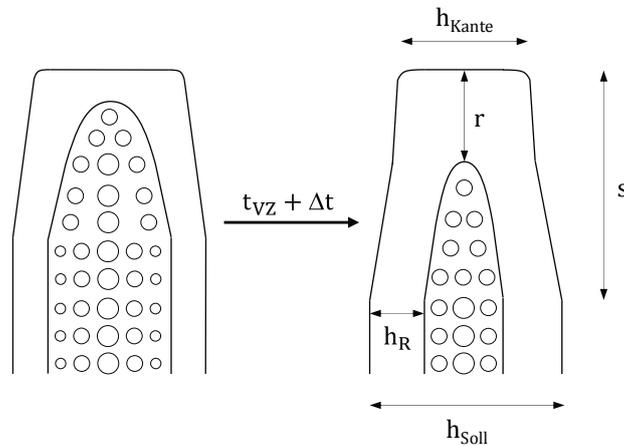


Abb. 69: Analytische Darstellung des Kantendefekts nach kurzer (links) und langer (rechts) Verzögerungszeit

Mithilfe der schematischen Abb. 69 kann der Mechanismus des Kantendefekts und die daraus resultierende Kantenform analytisch beschrieben werden: je länger die Verzögerungszeit t_{VZ} , desto mehr plastische Seele kann erstarren und desto breiter ist daher die an der umlaufenden Kante befindliche kompakte Randschicht r sowie die übrige Außenhaut des Formteils h_R . Durch den dadurch größeren Widerstand der kompakten Außenhaut im Randbereich verschiebt sich mit zunehmendem r und h_R das Erreichen der anvisierten Endwandstärke h_{Soll} ins Formteillnere (Parameter s). Bei technischen Formteilen befinden sich die Kraftangriffspunkte oftmals im Inneren des Bauteils, wodurch der Randbereich nicht immer den größten mechanischen Belastungen ausgesetzt ist. Dennoch muss dabei geprüft werden, ob der aus dem Prozess resultierende Kantendefekt noch den funktionellen und ästhetischen Anforderungen der jeweiligen Anwendung genügt. Des Weiteren sei erwähnt, dass es nicht nur an der umliegenden Tauchkante, sondern auch z.B. bei metallischen Inserts, wie in die Kavität eintauchende oder durchquerende Stifte (für Schraubdome, Bohrungen, etc.) zu diesem Kantendefekt kommen kann, vgl. Abbildungen in Anhang 3.

5 Modellbildung

Der erste Teil dieses Kapitels widmet sich theoretischen Überlegungen zum Zusammenhang zwischen Schaumaufbau und den korrespondierenden mechanischen Eigenschaften. Dabei wird auf die maximale Biegesteifigkeit bei gegebenem Flächengewicht bzw. Expansionsgrad eingegangen. Zu diesem Zweck wird die Betrachtungsweise des bisher als quasi-homogen angenommenen Integralschaumquerschnitts durch ein einfaches, dreischichtiges Sandwichmodell verfeinert, siehe Abb. 23. Der Kernschichtanteil k (siehe Gleichung 4) gibt dabei Aufschluss über die Zusammensetzung des Mehrschichtaufbaus. Um die Genauigkeit dieses Modellansatzes zu bewerten, wird nachfolgend ein Vergleich zwischen gemessenen und nach dem Sandwichmodell berechneten Kennwerten durchgeführt.

In Abschnitt 4.5 konnte am Beispiel von PP-LGF30 bei unterschiedlichen Expansionsgraden und Verzögerungszeiten gezeigt werden, dass das Verhalten des Kernschichtelastizitätsmoduls E_{Kern} mit einem Potenzgesetz beschrieben werden kann, vgl. Abb. 59:

$$\frac{E_{\text{Kern}}}{E_0} = \left(\frac{\rho_{\text{Kern}}}{\rho_0} \right)^n = \rho_{\text{Kern,rel}}^m = \rho_{\text{rel}}^n \quad \text{Gleichung 27}$$

Tabelle 18: Integralschaumeigenschaften bei unterschiedlichen Verzögerungszeiten, PP-LGF30

Verzögerungszeit [s]	n []	m []	h_{rel} [mm]	ρ_{rel} []	$\rho_{\text{Kern,rel}}$ []	k []	$S_{\text{B,rel}}$ []
5	2,5	1,8	1,17	0,88	0,83	0,73	1,41
			1,41	0,72	0,62	0,74	2,16
10		1,2	1,19	0,86	0,74	0,55	1,57
			1,44	0,70	0,45	0,54	2,70

Mit längerer Verzögerungszeit und dadurch dickerer, kompakter Außenhaut bzw. niedrigerem Kernschichtanteil konnte ein tendenziell sinkender Wert für den Exponenten m festgestellt werden, siehe Tabelle 18. Trägt man das Verhalten von E_{Kern} über der relativen Dichte des gesamten Querschnitts ρ_{rel} auf, ergibt sich ein Exponent n von 2,5, unabhängig von der Verzögerungszeit, vgl. Abb. 59.

Die relative Biegesteifigkeit kann nach Gleichung 9 als Funktion der relativen Formteildichte und des Kernschichtanteils k beschrieben werden:

$$S_{\text{B,rel}} = \frac{S_{\text{B}}}{S_{\text{B,0}}} = h_{\text{rel}}^3 \cdot (1 - k^3 + \rho_{\text{rel}}^n \cdot k^3) \quad \text{Gleichung 28}$$

$$\text{mit } h_{\text{rel}} = \frac{h}{h_0} = \frac{1}{\rho_{\text{rel}}} \text{ folgt}$$

$$S_{\text{B,rel}} = \frac{1 - k^3 + \rho_{\text{rel}}^n \cdot k^3}{\rho_{\text{rel}}^3}$$

Hierbei muss jedoch beachtet werden, dass bestimmte Kombinationen von k und ρ_{rel} mathematisch zu negativen Kerndichten führen können, siehe Gleichung 31. Da negative Dichten in der Realität nicht existieren, ist in Abb. 70 die relative Biegesteifigkeit für ausschließlich positive Kerndichten dargestellt.

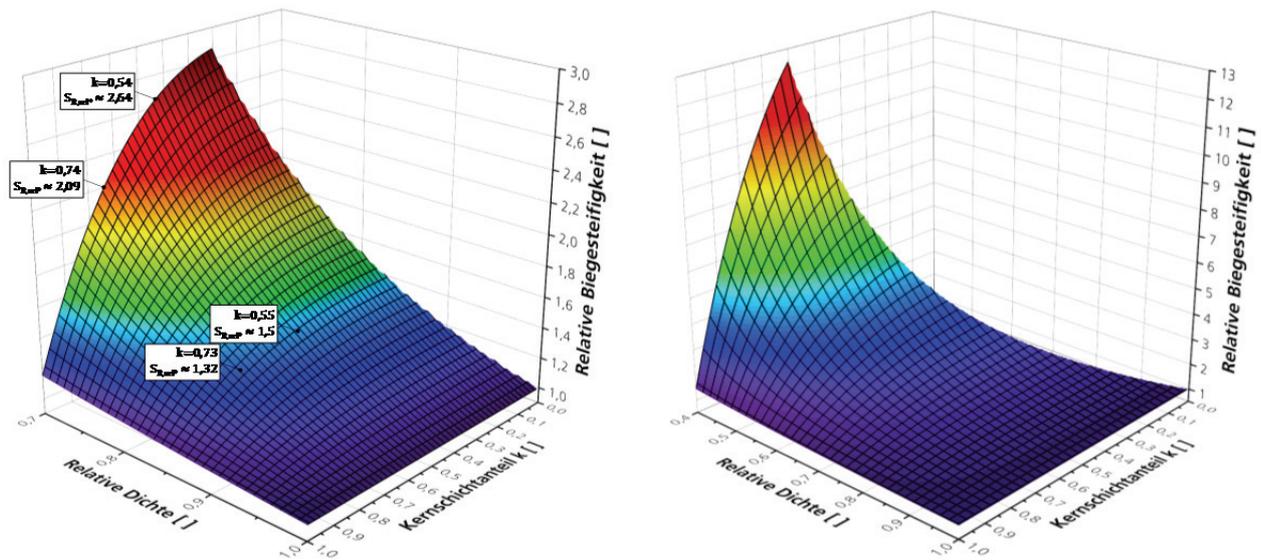


Abb. 70: Relative Biegesteifigkeit in Abhängigkeit von Kernschichtanteil und relativer Dichte für $\rho_{\text{rel}} \geq 0,7$ (links) und $\rho_{\text{rel}} \geq 0,4$ (rechts), PP-LGF30 und $n=2,5$

Im linken Diagramm sind die Koordinaten aus Tabelle 18 mit der dazugehörigen nach Gleichung 28 berechneten relativen Biegesteifigkeit gekennzeichnet. Wie aus Tabelle 19 entnommen werden kann, ist mittels Gleichung 28 eine hinreichend genaue Abschätzung des an realen Integralschaumstrukturen gemessenen Biegesteifigkeitsverhaltens möglich. Die Abweichung zwischen Realität ($S_{B,\text{rel}}$) und Modell (S_{B,rel^*}) liegt bei diesem Fallbeispiel lediglich im unteren einstelligen Prozentbereich.

Tabelle 19: Vergleich zwischen Realität und Modell, PP-LGF30, $n = 2,5$

Verzögerungszeit [s]	h_{rel} [mm]	ρ_{rel} []	k []	$S_{B,\text{rel}}$ [] Realität	S_{B,rel^*} [] Modell	Abweichung [%]
5	1,17	0,88	0,73	1,41	1,32	6,4
	1,41	0,72	0,74	2,16	2,09	3,2
10	1,19	0,86	0,55	1,57	1,50	4,5
	1,44	0,70	0,54	2,70	2,64	2,2

In Abb. 70 rechts ist die relative Dichte nach unten mit 0,4 limitiert, was einem Expansionsgrad bzw. einer relativen Wandstärke von 2,5 entspricht. Damit deckt dieses Diagramm den größten Teil des anwendungsrelevanten Wertebereichs technischer Formteile ab. Es ist ersichtlich, dass die Biegesteifigkeit bei nahezu jeder relativen Dichte mit fallendem Kernschichtanteil zunimmt.

5.1 Maximale Biegesteifigkeit bei gegebenem Flächengewicht

Unter der Annahme, dass keine Bauraumbegrenzung existiert und dass die gasbeladene Formmasse um einen beliebig großen Öffnungshub expandiert werden kann, lässt sich auf Basis der mehrschichtigen Modellvorstellung das Maximum der Biegesteifigkeit bei gegebenem Flächengewicht bzw. gegebener Masse bestimmen. Die beim Schäumen mit Dekompression notwendige Endwandstärke, um den Kernschichtanteil k und die relative Kerndichte $\rho_{\text{Kern,rel}}$ zu realisieren, berechnet sich nach Umstellen von Gleichung 5 mit $\rho_{\text{rel}} = h_0 / h$ wie folgt:

$$h = \frac{h_0}{1 - k + \rho_{\text{Kern,rel}} \cdot k} \quad \text{Gleichung 29}$$

Mit der ermittelten Endwandstärke kann nun mittels Gleichung 9 und Gleichung 27 die daraus resultierende Biegesteifigkeit S_B ermittelt werden:

$$S_B = E_0 \cdot b \cdot \frac{h^3 \cdot (1 - k^3)}{12} + E_0 \cdot b \cdot \frac{\rho_{\text{Kern,rel}}^n \cdot h^3 \cdot k^3}{12} \quad \text{Gleichung 30}$$

$$S_{B,\text{rel}} = \frac{S_B}{S_{B,0}} = h_{\text{rel}}^3 \cdot (1 - k^3 + \rho_{\text{Kern,rel}}^n \cdot k^3)$$

In Abb. 71 links ist die auf h_0 normierte Endwandstärke h_{rel} in Abhängigkeit des Kernschichtanteils k und der relativen Kerndichte $\rho_{\text{Kern,rel}}$ für $n = 1,8$ dargestellt. Bei einem Kernschichtanteil von 1 und einer theoretisch unendlich kleinen relativen Kerndichte würde es zu einer unendlich großen Wandstärke kommen. Aus diesem Grund wird die relative Kerndichte in Abb. 71 auf 0,1 limitiert. Dies entspricht im Extremfall bei $k = 1$ einem Expansionsgrad von 10.

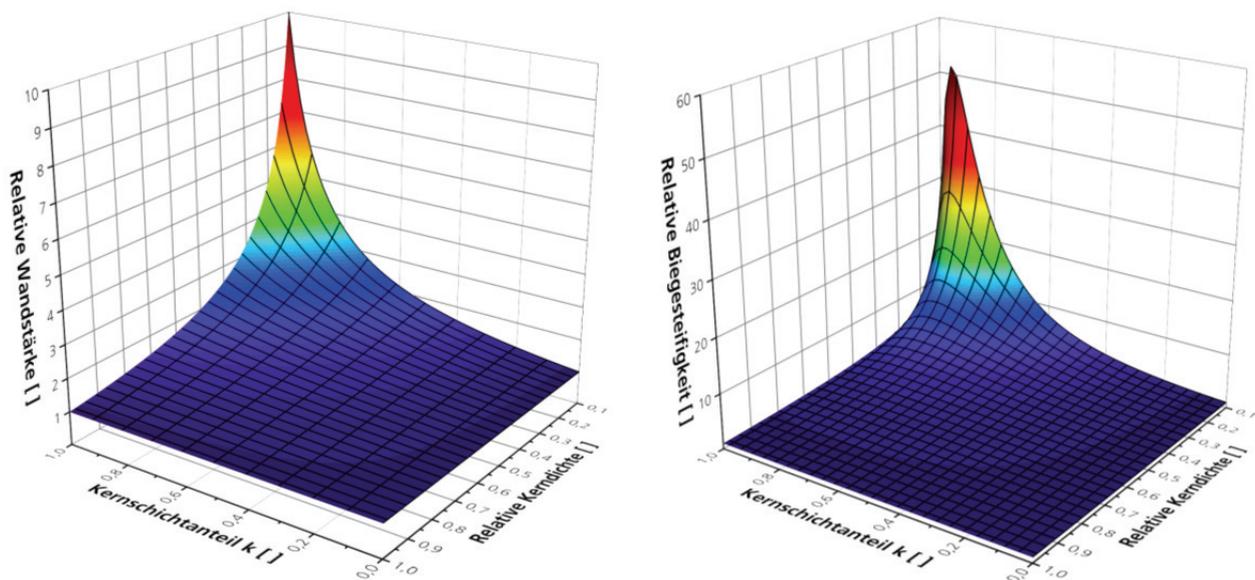


Abb. 71: Relative Wandstärke (links) und Biegesteifigkeit (rechts) für $n = 1,8$ in Abhängigkeit von Kernschichtanteil und relativer Kerndichte $\geq 0,1$

Bei einer relativen Kerndichte von 1 oder einem Kernschichtanteil von 0 bleibt die Wandstärke unverändert, vgl. Abb. 71 links. Mit steigendem Kernschichtanteil und fallender relativer Kerndichte kommt es zu einem Anstieg der Wandstärke. Bei einem Kernschichtanteil von 1 und einer relativen Kerndichte von 0,5 verdoppelt sich die Wandstärke, bei einer relativen Kerndichte von 0,1 beträgt der Faktor 10.

Alle hier dargestellten Kombinationen von k und $\rho_{\text{Kern,rel}}$ besitzen das gleiche Flächengewicht und damit die gleiche Masse wie die kompakte, ungeschäumte Referenz. Durch die hohe relative Wandstärke kommt es nach der Modellvorstellung zu einem Maximum der relativen Biegesteifigkeit $S_{B,\text{rel}}$ mit dem Faktor 51, Abb. 71 rechts. Dazu müsste allerdings eine gegenüber der ungeschäumten Bauweise um den Faktor 7,3 größere Wandstärke in Kauf genommen werden.

Nun wird auf solche Kerndichten eingegangen, deren korrespondierende Wandstärkenvergrößerungen von anwendungsseitiger Relevanz und verfahrenstechnisch umsetzbar sind. Aus diesem Grund bezieht sich die folgende Betrachtung auf relative Kerndichten $\geq 0,4$, wodurch sich die Wandstärke theoretisch maximal mit dem Faktor 2,5 vergrößern kann, siehe Abb. 72 links.

Zunächst sei angemerkt, dass die größte Wandstärke nicht automatisch auch zur größten Biegesteifigkeit führt: eine sehr dünne Außenhaut ($k \approx 1$) in Kombination mit einer geringen Kerndichte kann gemäß Gleichung 30 insgesamt nach Überschreiten des Biegesteifigkeitsmaximums trotz einer höheren Wandstärke wieder zu einer Abnahme führen. Die Lage und Höhe des Maximums ist abhängig vom Exponenten n und verschiebt sich mit steigendem n zu einem kleineren Kernschichtanteil, siehe Abb. 73.

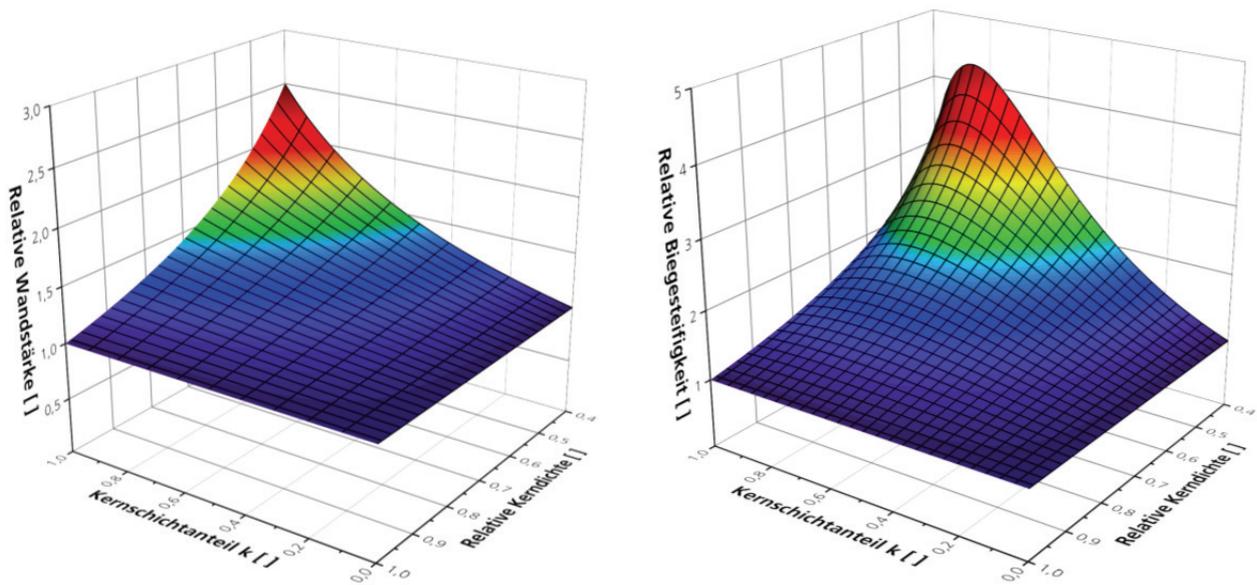


Abb. 72: Relative Wandstärke (links) und Biegesteifigkeit (rechts) für $n = 1,8$ in Abhängigkeit von Kernschichtanteil und relativer Kerndichte $\geq 0,4$

Für $n \leq 1,0$ liegt die maximale Biegesteifigkeit immer auch bei der höchsten Wandstärke. Beim hier verwendeten Exponenten $n = 1,8$ kommt es bei Kernschichtanteilen zwischen 0,8 und 0,9 zu einem Maximum an Biegesteifigkeit.

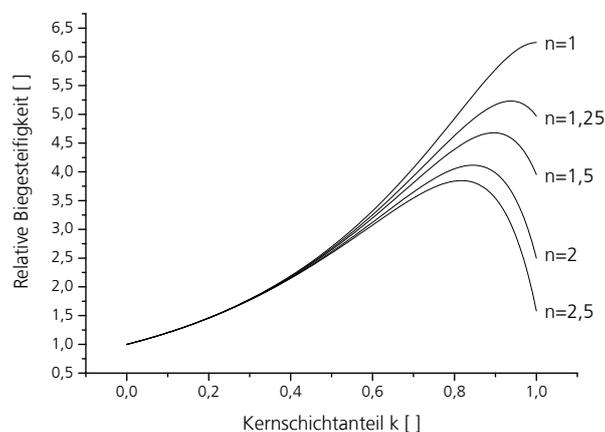


Abb. 73: Relative Biegesteifigkeit bei unterschiedlichen Exponenten n , $\rho_{\text{Kern,rel}} = 0,4$

5.2 Maximale Biegesteifigkeit bei gegebenem Expansionsgrad

Bei technischen Anwendungen steht in der Regel ein limitierter Bauraum zur Verfügung. Darüber hinaus sind dem maximalen Expansionsgrad einer gasbeladenen Schmelze verfahrenstechnische Grenzen gesetzt. Bei einer zu hohen Expansion kann es zum Kollabieren des Schaumkerns, zum Ablösen des Schaumkerns von der kompakten Außenhaut oder zu einer zu starken Zellkoaleszenz kommen. Außerdem muss bei hoher Expansion eine deutliche Kennwertabnahme der Zugeigenschaften in Kauf genommen werden. Des Weiteren kann die Formhöhe beim Einspritzen aufgrund von Formfüllproblemen nicht beliebig klein gewählt werden. Aus diesem Grund soll hier die maximale Biegesteifigkeit bei einem gegebenen Expansionsgrad behandelt werden.

Nach Umstellen von Gleichung 5 berechnet sich die relative Kerndichte mit $\rho_{\text{rel}} = h_0 / h$ wie folgt:

$$\rho_{\text{Kern,rel}} = \frac{1 + h \cdot (k - 1)}{h \cdot k} \quad \text{Gleichung 31}$$

Damit kann die maximale, relative Biegesteifigkeit als Funktion von Wandstärke und Kernschichtanteil mathematisch beschrieben werden durch:

$$S_{\text{B,rel}} = h_{\text{rel}}^3 \cdot \left(1 - k^3 + \left(\frac{1 + h \cdot (k - 1)}{h \cdot k} \right)^n \cdot k^3 \right) \quad \text{Gleichung 32}$$

An dieser Stelle sei erwähnt, dass lediglich die Kombinationen von h_{rel} und k berücksichtigt werden dürfen, die zu positiven relativen Kerndichten führen.

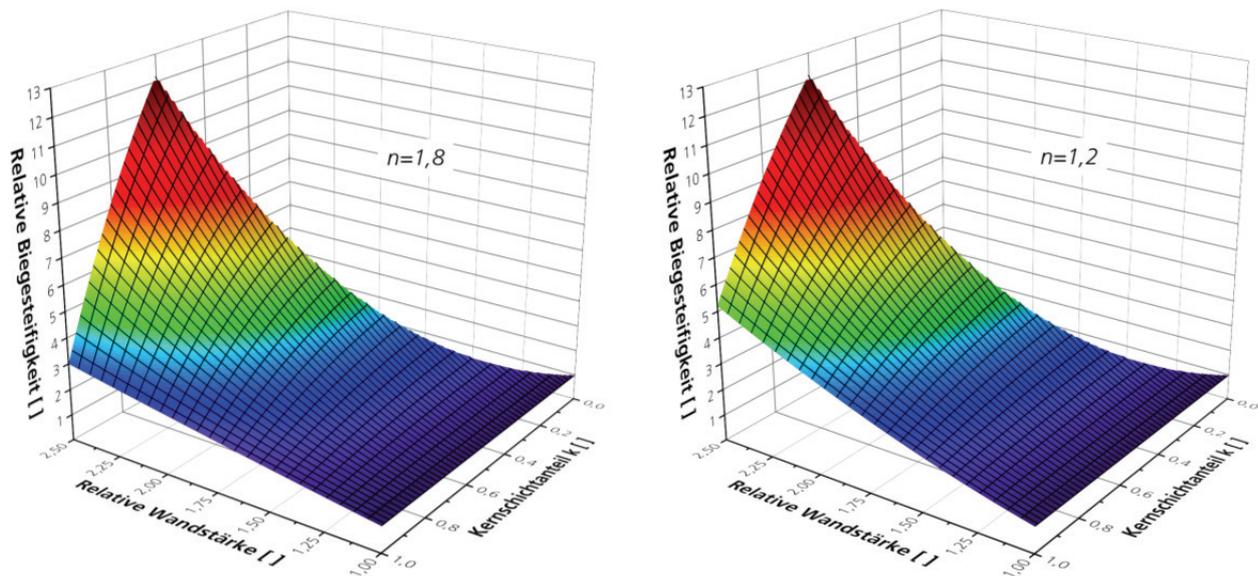


Abb. 74: Biegesteifigkeit in Abhängigkeit von relativer Wandstärke und Kernschichtanteil k für $n = 1,8$ (links) und $n = 1,2$ (rechts)

Abb. 74 zeigt die relative Biegesteifigkeit in Abhängigkeit der relativen Wandstärke und des Kernschichtanteils k für zwei unterschiedliche Exponenten n . Die relative Wandstärke entspricht dem Expansionsgrad des Formteils, vgl. Kap. 2.2.6. Geht man von einer verfahrenstechnisch üblichen, minimalen Formhöhe beim Einspritzen von 1,5–2,5 mm aus und begrenzt den maximalen Expansionsgrad auf 2,5, ergibt sich eine maximale Formteildicke von 6,25 mm. Aus den

beiden Diagrammen kann abgelesen werden, welcher Kernschichtanteil k bei einem gegebenen Expansionsgrad gewählt werden muss, um eine bestimmte Biegesteifigkeit zu erhalten. Unabhängig vom Exponenten n und der relativen Wandstärke, führen niedrigere k immer zu einer höheren Biegesteifigkeit.

5.3 Leichtbaupotenzial der Integralschaumbauweise

Um das Gewicht eines Systems oder eines Bauteils zu minimieren, bieten sich grundsätzlich fünf Leichtbaustrategien an [Hen11]: Bedingungsleichtbau, Konzeptleichtbau, Stoffleichtbau, Fertigungsleichtbau und Formleichtbau. Gemeinsam z.B. mit der Sandwichbauweise oder Fachwerken können Integralschäume dem Formleichtbau zugeordnet werden, der auch als Struktur- oder Gestaltleichtbau bezeichnet wird. Bei dieser Leichtbaustrategie wird im Allgemeinen eine möglichst gleichmäßige Ausnutzung des Werkstoffes durch eine optimale Kraftverteilung angestrebt [Hen11].

Über den Querschnitt eines Integralschaums und eines kompakten Körpers gleichen Werkstoffes und Masse betrachtet, stellt sich unter einer Biegebeanspruchung qualitativ die in Abb. 75 dargestellte Dehnungs- und Spannungsverteilung ein. Durch die höhere Wandstärke besitzt ein Integralschaum im Vergleich zum kompakten Körper einen deutlich größeren Widerstand gegen eine Biegeverformung (Biegesteifigkeit $E_B \cdot I_y = 1/12 \cdot E_B \cdot b \cdot h^3$). Da die Abnahme des Biegemoduls deutlich weniger stark ausgeprägt ist, als die Zunahme von I_y kommt es bei einem Integralschaum zu einer geringeren Randfaserdehnung und infolgedessen zu einer geringeren Randfaserdehnung. Ein Biegeversagen tritt ein, sobald die Streckgrenze im Bereich der Randfaser überschritten wird. Da der Integralschaum in der ungeschäumten Außenhaut jedoch die gleiche Dichte und die gleichen mechanischen Eigenschaften wie der Kompaktwerkstoff besitzt, ist er deutlich belastbarer. Bei einer sehr hohen Dichtereduktion im Kern oder einer zu dünnen kompakten Außenhaut kann es auch zu einem Versagen im Schaumkern kommen. Dies sollte durch eine entsprechend dicke Außenhaut vermieden werden.

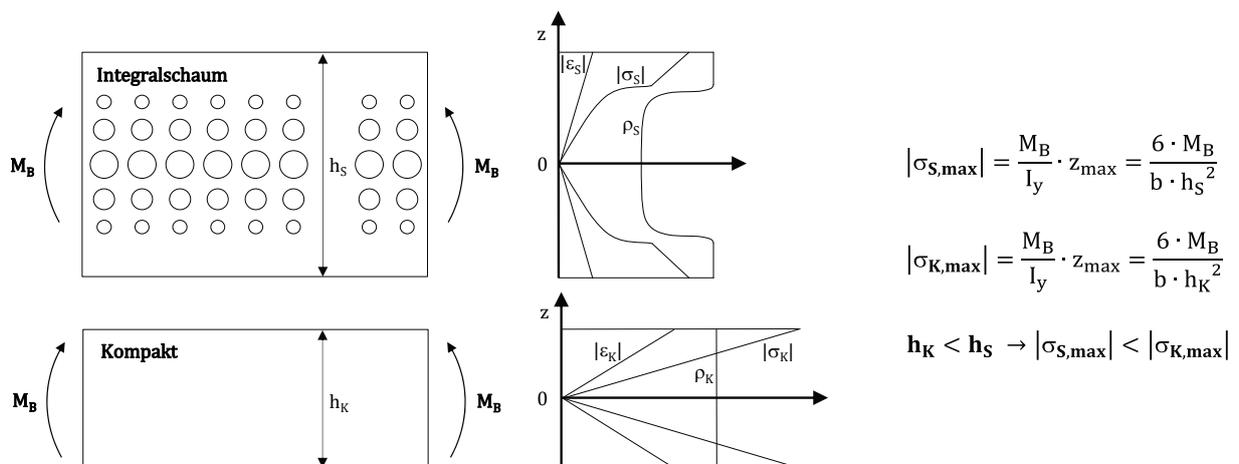


Abb. 75: Dehnungs-, Spannungs- und Dichteverlauf über dem Querschnitt eines Integralschaums und eines kompakten Körpers gleicher Masse unter Biegebeanspruchung

Durch den Integralschaufbau werden die lasttragenden, ungeschäumten Deckschichten möglichst weit voneinander separiert ($h_s \uparrow$), um ein hohes axiales Flächenträgheitsmoment I_y zu

generieren. In der weniger stark beanspruchten Querschnittsmitte wird hingegen Material eingespart, siehe Dichteverlauf ρ_s . Ein optimaler Strukturleichtbaueffekt in Hinblick auf die Biegesteifigkeit läge vor, wenn die Dichte genau wie die Dehnung einen dreieckförmigen Verlauf hätte. In diesem idealisierten Fall wäre in der neutralen Faser ($z = 0$) theoretisch keinerlei Werkstoff notwendig.

Die prozentuale Gewichtseinsparung Δm lässt sich wie folgt berechnen:

$$\Delta m = \frac{h_K - h_0}{h_K} \cdot 100 [\%] \quad \text{Gleichung 33}$$

Um bei einer bestimmten Anwendung durch die Integralschaumbauweise einen Leichtbaueffekt erzielen zu können, müssen die Biegeeigenschaften (Biegesteifigkeit oder die Traglast unter Biegebeanspruchung) als versagenskritische Anforderung vorliegen. Wird ein Bauteil in erster Linie auf Zug beansprucht, ist eine leistungsneutrale Gewichtseinsparung mittels Integralschaumstruktur grundsätzlich nicht möglich. Da eine stoßartige Belastung der Formteilerfläche als eine schnell durchgeführte, einachsige bzw. mehrachsige Biegebeanspruchung aufgefasst werden kann, lässt sich in bestimmten Fällen auch hier ein Leichtbaueffekt erzielen (vgl. Abb. 48).

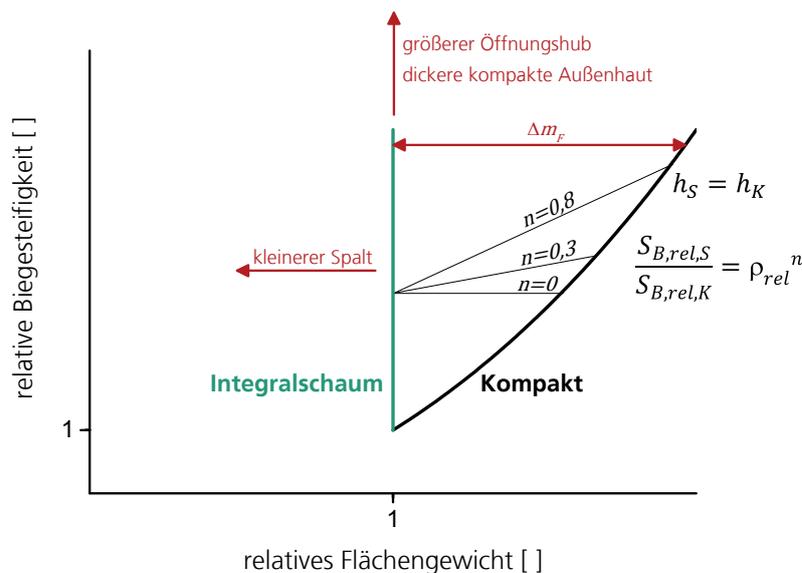


Abb. 76: Biegesteifigkeit über Flächengewicht (schematisch)

In diesem Kapitel liegt der Fokus auf dem Leichtbau- bzw. Gewichtseinsparpotenzial der Integralschaumbauweise. Dieser Aspekt kann anschaulich durch das in Abb. 76 dargestellte Biegesteifigkeit-Flächengewicht-Diagramm erläutert werden. Durch Schäumen mit Dekompressionshub lassen sich bei einem konstanten Schussgewicht Integralschäume mit einem gleichbleibenden Flächengewicht herstellen. Das mit der dritten Potenz der Wandstärke ansteigende I_y sowie die Biegesteifigkeit lassen sich in erster Linie durch den Öffnungshub einstellen. Um die gleiche Biegesteifigkeit mit der Kompaktbauweise zu realisieren, ist stets ein höheres Flächengewicht notwendig. Die mögliche Gewichtseinsparung Δm_f durch die Integralschaumbauweise kann direkt aus dem Diagramm abgelesen werden. Neben dem

Öffnungshub lässt sich Δm_F außerdem durch einen kleineren Formspalt beim Einspritzen oder durch dickere kompakte Randschichten erhöhen.

Wie bereits in Abschnitt 4.5 erläutert, kann die Außenhautdicke durch die Verzögerungszeit justiert werden. Der Biegemodul, welcher multipliziert mit I_y die Biegesteifigkeit ergibt, zeigt eine deutliche Abhängigkeit von der Außenhautdicke, vgl. Abb. 58 und Abb. 80. Gemäß Gleichung 7 lässt sich das Verhalten des Biegemoduls mathematisch durch einen Potenzansatz mit der relativen Dichte ρ_{rel} und dem Exponenten n beschreiben. Eine dickere Außenhaut führt dabei tendenziell zu einem kleineren n . Mithilfe von Gleichung 20 kann bei gleicher Wandstärke $h_s = h_k$ das Verhältnis aus der Biegesteifigkeit des Integralschaums $S_{B,rel,S}$ und der Kompaktbauweise $S_{B,rel,K}$ bestimmt werden:

$$\frac{S_{B,rel,S}}{S_{B,rel,K}} = \rho_{rel}^n \quad \text{Gleichung 34}$$

Für den idealisierten Fall $n = 0$ entspricht die Biegesteifigkeit des Integralschaums theoretisch jener der Kompaktbauweise, wie in Abb. 76 verdeutlicht. Um für $n > 0$ die gleiche Biegesteifigkeit zu bewerkstelligen, bedeutet dies, dass das Integralschaumbauteil stets mit einer größeren Wandstärke als das Kompaktbauteil ausgeführt werden muss. Unter der Bedingung $S_{B,S} = S_{B,K}$ gilt für die Wandstärke des Integralschaums h_s nach der Dekompression (Herleitung siehe Anhang 1):

$$h_s = \sqrt[3-n]{\frac{h_K^3}{h_0^n}} \quad \text{Gleichung 45}$$

In Abb. 77 links ist das Verhalten von h_s in Abhängigkeit vom Einspritzspalt h_0 und der Wandstärke der Kompaktbauweise h_k für die in Abschnitt 4.5 ermittelten Exponenten $n = 0,3$ und $n = 0,8$ in einem verfahrensrelevanten Wandstärkenbereich dargestellt. Wie bereits in Abb. 76 verdeutlicht, ist für einen höheren Exponenten n stets eine größere Wandstärke des Integralschaums h_s notwendig, um die gleiche Biegesteifigkeit (Bedingung $S_{B,S} = S_{B,K}$) zu generieren.

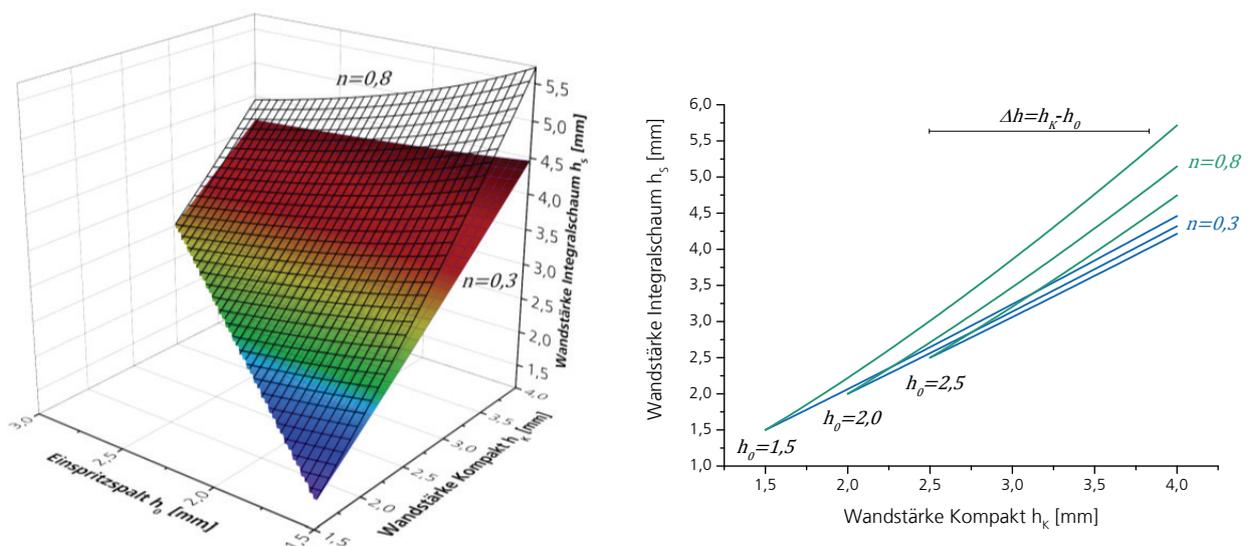


Abb. 77: Wandstärke des Integralschaums h_s unter der Bedingung $S_{B,S} = S_{B,K}$

Zur besseren Veranschaulichung ist in Abb. 77 rechts abermals h_s über h_k beispielhaft für drei unterschiedliche Einspritzspalte h_0 (1,5 / 2,0 / 2,5) aufgetragen. Für $n = 0,3$ kann mit steigendem h_k eine nahezu lineare Zunahme von h_s beobachtet werden. In diesem Fall ist bei der Substitution eines Kompaktbauteils nur eine geringfügig dickere Integralschaumwandstärke h_s notwendig. Um eine solche Substitution mit $n = 0,8$ durchzuführen, sind merklich größere h_s erforderlich. Da der maximale Öffnungshub jedoch verfahrenstechnisch begrenzt und der maximale Bauraum limitiert ist, sollte ein möglichst niedriger Kernschichtanteil k und damit ein niedriger Exponent n angestrebt werden. Die prozentuale Gewichtseinsparung Δm kann durch Δh und Gleichung 33 bestimmt werden.

Abb. 78 sowie Abb. 79 zeigen das Leichtbaupotenzial der in Kapitel 4.1 - 4.3 untersuchten PP-LGF30 und PA6-LGF50 Integralschäume sowie der in Kapitel 4.5 behandelten PP-LGF30-Integralschäume mit unterschiedlichen Verzögerungszeiten in Anlehnung an Abb. 76. Trotz der deutlich verschiedenen Dichten beider Materialsysteme führten entsprechend gewählte Einspritzspalte zu einem nahezu identischen Flächengewicht, Abb. 78.

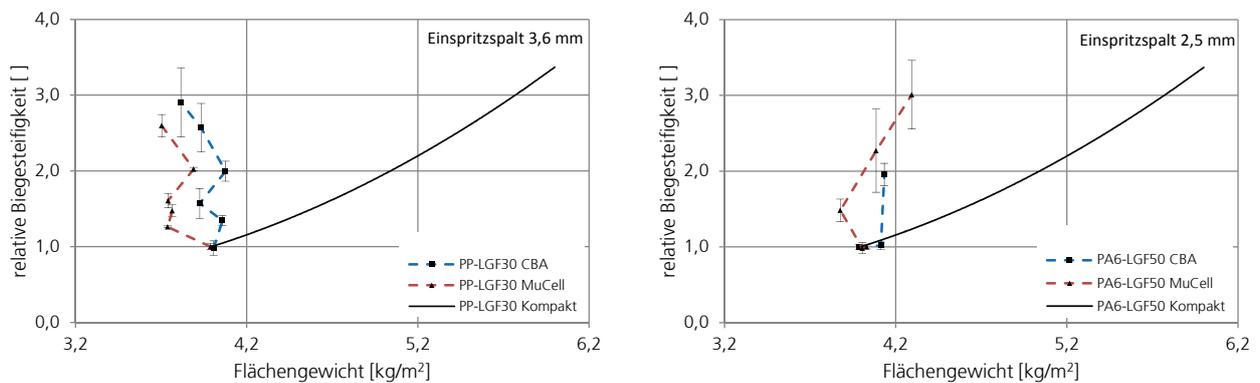


Abb. 78: Leichtbaupotenzial realer Integralschäume, PP-LGF30 (links) und PA6-LGF50 (rechts)

Um mit 5 s Verzögerungszeit die gleiche Biegesteifigkeit wie der Kompaktwerkstoff zu erzielen, muss die Formmasse um ein größeres Maß expandiert werden als bei einer 10-sekündigen Verzögerung, Abb. 79, siehe auch Kapitel 4.5.

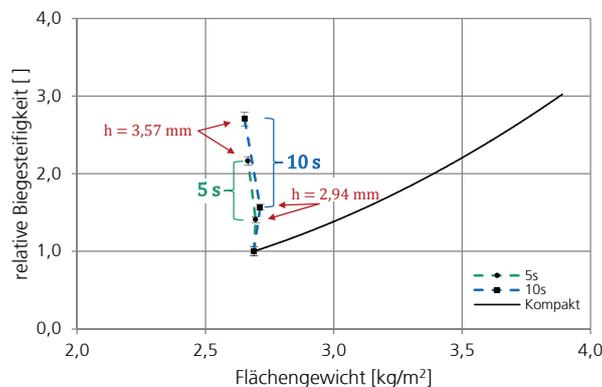
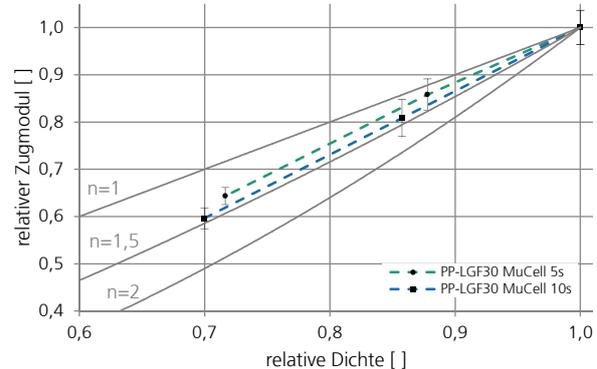
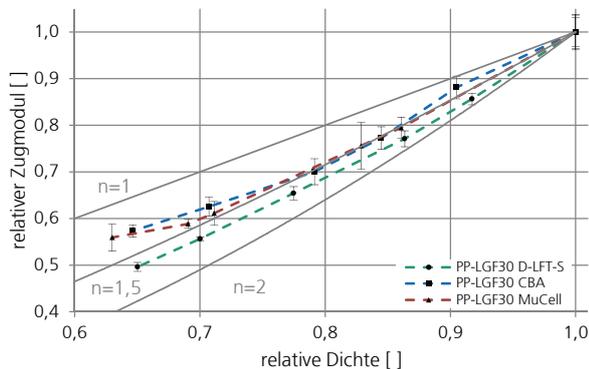
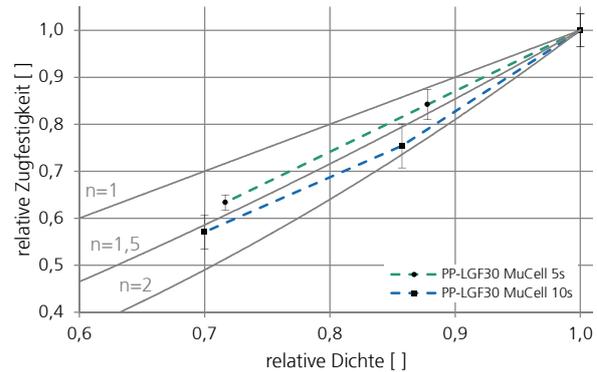
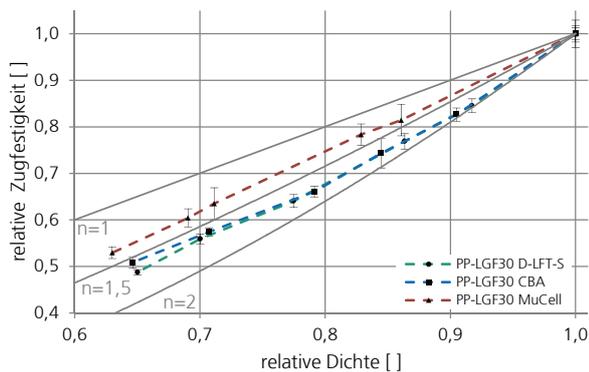


Abb. 79: Leichtbaupotenzial realer Integralschäume, PP-LGF30 bei unterschiedlichen Verzögerungszeiten

5.4 Bestimmung des Exponenten n

Um grundsätzlich eine Auslegung von Integralschaumformteilen durchführen zu können, müssen die mechanischen Eigenschaften in Abhängigkeit von beherrschbaren Fertigungsparametern berechenbar sein. Der Experimententeil dieser Arbeit hat gezeigt, dass sich das Verhalten von Festigkeit, Elastizitätsmodul und Charpy-Schlagzähigkeit mathematisch in Abhängigkeit der relativen Dichte durch einen Potenzansatz mit dem Exponenten n beschreiben lassen.

In diesem Kapitel ist für das Materialsystem PP-LGF30 das experimentell ermittelte mechanische Verhalten der Integralschäume in Abhängigkeit ihrer relativen Dichte in einer nicht-dichtespezifischen Darstellung zusammengefasst, Abb. 80. Die Ergebnisse wurden bei unterschiedlichen Einspritzspalten, Schäumverfahren, PP-LGF-Werkstoffen und Verzögerungszeiten ermittelt. Das Werkstoffverhalten wurde durch stufenweise Variation des Exponenten n mit dem beschriebenen Potenzansatz gefittet und die charakteristischen Exponenten n für die jeweilige mechanische Eigenschaft abgeleitet, Tabelle 20. Damit stehen für diesen LFT-Werkstoff grundlegende Materialdaten für zukünftige Formteileauslegungen zur Verfügung. Nichtsdestotrotz empfiehlt es sich durch entsprechende Experimente mit dem konkreten Werkstoff der vorliegenden Anwendung die Materialdaten nochmals experimentell zu validieren oder die Datensammlung im gewünschten Prozessfenster zu verfeinern.



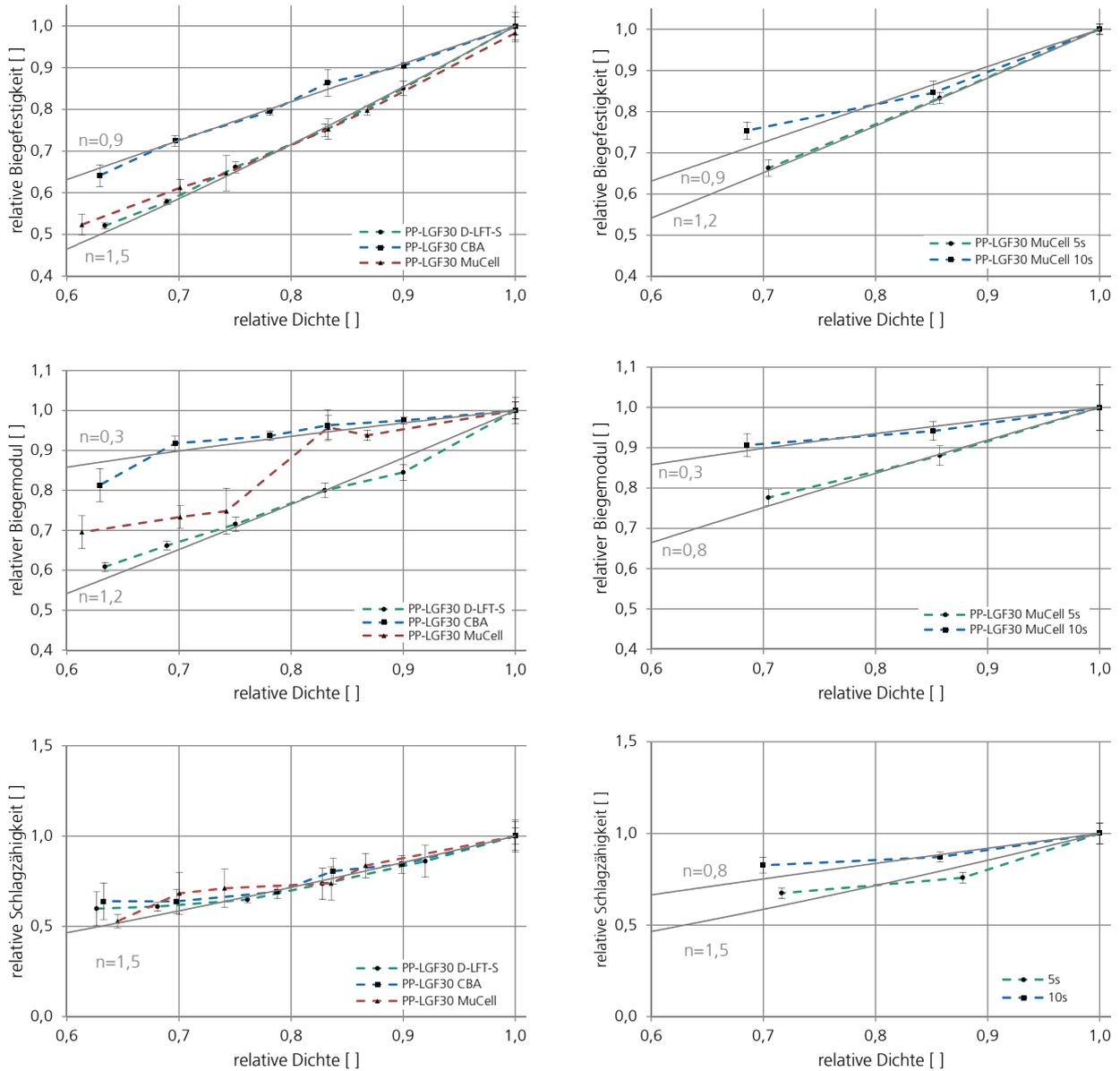


Abb. 80: Biege-, Zug- und Schlagzähigkeitsverhalten bei Einspritzspalt 3,6 mm und unterschiedlichen Schäumverfahren (links) sowie bei Einspritzspalt 2,5 mm und unterschiedlichen Verzögerungszeiten (rechts) in Abhängigkeit der relativen Dichte und des Exponenten n

Die Kennwerte für den Exponenten n können Tabelle 20 entnommen werden. Unter Zugbeanspruchung liegt der Exponent n konstant bei etwa 1,5 und zeigt daher weder eine Abhängigkeit vom Schäumverfahren, dem Einspritzspalt noch von der Randschichtdicke. Unter Biegebeanspruchung und beim Schlagbiegeversuch nach Charpy jedoch zeigen sich deutliche Unterschiede, die sich durch verschieden dicke kompakte Außenhäute begründen lassen. Mit steigender Außenhautdicke können qualitativ niedrigere Werte für n beobachtet werden.

Tabelle 20: Exponent n und Kernschichtanteil k für PP-LGF30

	Einspritzspalt 3,6 mm		Einspritzspalt 2,5 mm	
	n []	k []	n []	k []
Zugfestigkeit	1,5 ± 0,3	0,53 – 0,91	1,5 ± 0,3	0,54 – 0,74
Zugmodul	1,5 ± 0,3	0,53 – 0,91	1,7 ± 0,2	0,54 – 0,74
Biegefestigkeit	1,5	0,8 – 0,91	1,2	0,74
	0,9	0,53 – 0,77	0,9	0,55
Biegemodul	1,2	0,8 – 0,91	0,8	0,74
	0,3	0,53 – 0,77	0,3	0,55
Charpy-Schlagzähigkeit	1,5	0,53 – 0,91	1,5	0,74
			0,8	0,55

Weitere Kennwerte sowie die Vorgehensweise, um zusätzlich das Materialverhalten senkrecht zur Fließrichtung mathematisch zu beschreiben, können Tabelle 17 in Kapitel 4.7 entnommen werden.

5.5 Auslegung von Integralschaumbauteilen

Durch das erhöhte axiale und polare Flächenträgheitsmoment der Integralschaumbauweise steigt im Allgemeinen der Widerstand gegen eine Biege- und Torsionsverformung. Wie bereits im vorigen Abschnitt erläutert, kann ein Leichtbaueffekt erzielt werden, wenn eine oder beide dieser mechanischen Eigenschaften als versagenskritische Anforderungen vorliegen. Da die beim Schäumen mit Dekompression üblichen, flächigen Spritzgießbauteile häufig einer Biegebeanspruchung ausgesetzt sind, liegt der Fokus nachfolgend auf dieser Beanspruchungsart. Bei einer hauptsächlich Zugbeanspruchung ist eine leistungsneutrale Gewichtseinsparung mittels Integralschaumstruktur grundsätzlich nicht möglich.

Generell kann ein Integralschaumbauteil entweder nach der gleichen Biegesteifigkeit oder nach dem gleichen Maximalbiegemoment (= Traglast bei identischem Auflagerabstand, siehe Gleichung 18) wie bei der Kompaktbauweise ausgelegt werden. Um durch einen Integralschaum mit dem Biegemodul E_S und dem Biegemodul exponenten n die gleiche Biegesteifigkeit zu generieren wie ein kompaktes Bauteil mit dem Biegemodul E_K und der Wandstärke h_K , muss die Ausgangswandstärke h_0 auf die Endwandstärke h_S expandiert werden. Gemäß der Herleitung in Anhang 1 gilt:

$$h_S = \sqrt[3-n]{\frac{h_K^3}{h_0^n}} \quad \text{Gleichung 45}$$

Eine analoge Beziehung gilt zur Generierung des identischen Maximalbiegemoments gemäß der Herleitung in Anhang 2 mit dem Biegefestigkeitsexponenten n:

$$h_S = \sqrt[2-n]{\frac{h_K^2}{h_0^n}} \quad \text{Gleichung 50}$$

Die resultierende Gewichteinsparung Δm lässt sich mit h_K und h_0 folgendermaßen berechnen:

$$\Delta m = \frac{h_K - h_0}{h_K} \cdot 100 [\%] \quad \text{Gleichung 35}$$

In Abb. 81 ist das Verhalten von h_s gemäß Gleichung 45 und Gleichung 50 in Abhängigkeit des Einspritzspalts h_0 und der Wandstärke der Kompaktbauweise h_k beispielhaft für $n = 0,8$ in einem verfahrensrelevanten Wandstärkenbereich dargestellt. Um die gleiche Traglast (Bedingung $M_{B,max,S} = M_{B,max,K}$) wie bei der Kompaktbauweise zu realisieren, muss eine höhere Integralschaumwandstärke h_s in Kauf genommen werden als für die identische Biegesteifigkeit (Bedingung $S_{B,S} = S_{B,K}$). Aus diesem Grund führt eine Auslegung nach der Traglast zwangsläufig immer auch zu einer höheren Biegesteifigkeit des Integralschaums gegenüber der Kompaktbauweise.

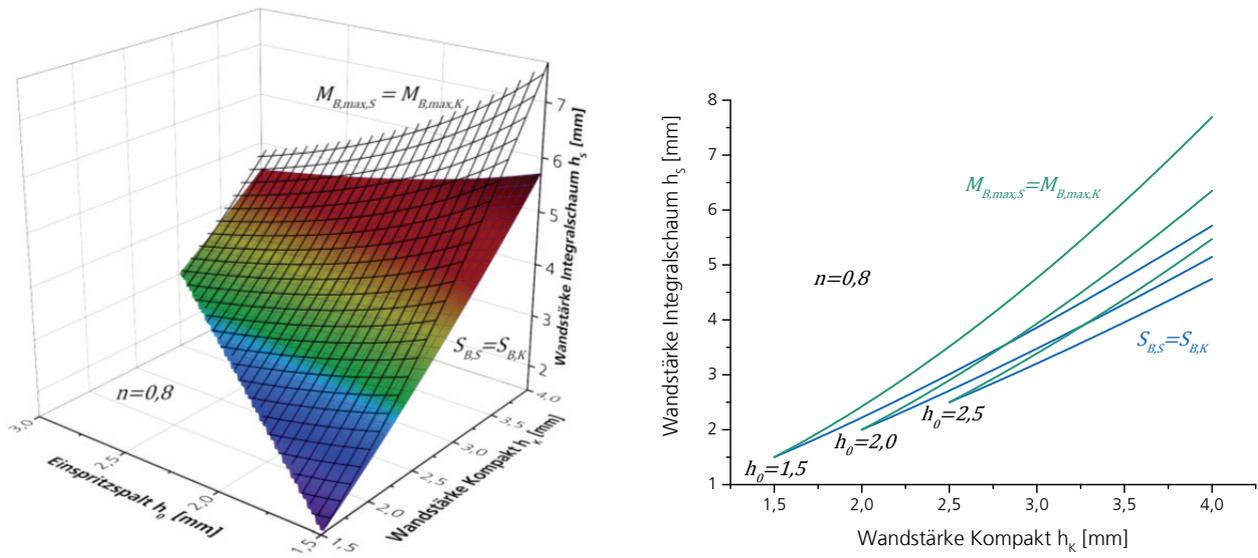
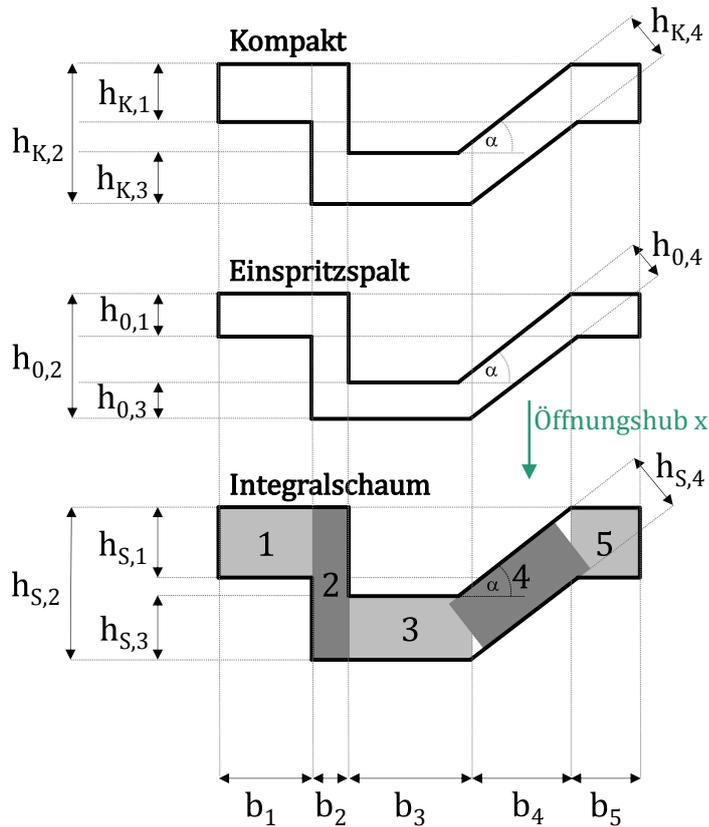


Abb. 81: Wandstärke des Integralschaums h_s für $S_{B,S} = S_{B,K}$ bzw. $M_{B,max,S} = M_{B,max,K}$, $n = 0,8$

Die experimentell bestimmten Resultate der vorliegenden Arbeit wurden an einer ebenen Formteilplatte durchgeführt. In der Realität weichen technische Bauteile jedoch meist deutlich von einer ebenen Plattengeometrie ab. Beispielsweise führen Rippen, Sicken, Wanddickensprünge, Radien oder Funktionselemente zu einer komplexeren Geometrie und zu unterschiedlich großen Wandstärken. Durch einen Öffnungshub x werden zwar alle Bereiche in eine bestimmte Richtung gleichermaßen vergrößert, jedoch ergeben sich in Abhängigkeit des ursprünglichen Spaltmaßes unterschiedliche Dichtereduktionen und infolgedessen verschiedene mechanische Eigenschaften. In diesem Zusammenhang müssen außerdem Bauteilschrägen mit dem Winkel α gesondert betrachtet werden, da sich die Wandstärke hier lediglich mit dem Faktor $x \cdot \cos(\alpha)$ vergrößert. Am Beispiel der in Abb. 82 dargestellten Formteilgeometrie soll eine mögliche Vorgehensweise zur Auslegung eines Integralschaumbauteils erörtert werden.

Zunächst ist empfehlenswert den Formteilquerschnitt in Rechtecke zu unterteilen. Zur Vereinfachung werden dabei kleinere Bauteilbereiche (Übergang zu Schrägen, Radien, etc.), die durch diese Einteilung geometrisch nicht berücksichtigt werden können, vernachlässigt oder durch ein Überlappen der Rechtecke weitestgehend kompensiert. Um Werkstoff und damit Gewicht einzusparen, muss bei einem gegenüber der Kompaktbauweise kleineren Anfangsspalt $h_{0,i}$ eingespritzt werden (Bedingung $h_{0,i} < h_{k,i}$, abgeleitet aus Gleichung 45 und Gleichung 50).



Für $i=1..5$ gilt
 $h_{0,i} < h_{K,i} < h_{S,i}$

$$\begin{aligned} h_{0,3} &= h_{0,4} \\ h_{0,1} &= h_{0,5} \\ 0^\circ < \alpha < 90^\circ \end{aligned}$$

Nach Öffnungshub x gilt:

$$h_{S,i} = h_{0,i} + x \cdot \cos(\alpha)$$

für $i=1..3 \cap 5$ gilt $\alpha=0^\circ \rightarrow \cos(\alpha) = 1$

$$\begin{aligned} \rightarrow h_{S,3} &> h_{S,4} \\ \rightarrow \rho_{rel,3} &< \rho_{rel,4} \\ \rightarrow \Delta\rho_3 &> \Delta\rho_4 \end{aligned}$$

Gesamtgewichtersparnis:

$$\Delta m = \frac{\sum_{i=1}^5 \left(1 - \frac{h_{0,i}}{h_{K,i}}\right) \cdot \frac{b_i}{\cos(\alpha)}}{\sum_{i=1}^5 \frac{b_i}{\cos(\alpha)}}$$

Abb. 82: Auslegung eines Integralschaumbauteils

Um mit der Integralschaumbauweise die gleiche Biegesteifigkeit bzw. Traglast wie mit der Kompaktbauweise zu erzielen, muss die Wandstärke des Integralschaums nach Gleichung 45 bzw. Gleichung 50 oberhalb der Wandstärke der Kompaktbauweise liegen (Bedingung $h_{K,i} < h_{S,i}$). Während alle Bauteilbereiche mit $\alpha = 0^\circ$ ($i = 1..3 \cap 5$) um den gleichen Öffnungshub x vergrößert werden, nimmt die Wandstärke für $i = 4$ lediglich um den Betrag $x \cdot \cos(\alpha)$ zu. Im gegebenen Fall ist der Einspritzspalt in den Bereichen 3 und 4 gleich groß. Nach dem Öffnungshub jedoch gilt $h_{S,3} > h_{S,4}$. Dadurch kommt es in den beiden genannten Bereichen 3 und 4 zu unterschiedlich großen Dichtereduktionen ($\Delta\rho_3 > \Delta\rho_4$) und unterschiedlichen, relativen Dichten ($\rho_{rel,3} < \rho_{rel,4}$). Für die jeweilige relative Dichte gilt:

$$\rho_{rel,i} = \frac{h_{0,i}}{h_{S,i}} = \frac{h_{0,i}}{h_{0,i} + x \cdot \cos(\alpha)} \quad \text{Gleichung 36}$$

Damit lassen sich nun die E-Moduln ($E_{S,i}$), Biegesteifigkeiten ($S_{B,i}$) sowie Maximalbiegemomente ($M_{B,max,i}$) der rechteckigen Einzelbereiche wie folgt bestimmen:

$$E_{S,i} = E_0 \cdot \rho_{rel}^n = E_0 \cdot \left(\frac{h_{0,i}}{h_{0,i} + x \cdot \cos(\alpha)}\right)^n \quad \text{Gleichung 37}$$

$$S_{B,i} = E_{S,i} \cdot I_{y,i} = E_0 \cdot \left(\frac{h_{0,i}}{h_{0,i} + x \cdot \cos(\alpha)}\right)^n \cdot \frac{b \cdot h_{S,i}^3}{12} \quad \text{Gleichung 38}$$

$$M_{B,max,i} = \frac{\sigma_{fM,S,i} \cdot I_{y,i}}{z_{max}} = \sigma_{fM,0} \cdot \left(\frac{h_{0,i}}{h_{0,i} + x \cdot \cos(\alpha)}\right)^n \cdot \frac{b \cdot h_S^2}{6} \quad \text{Gleichung 39}$$

Um die Biegesteifigkeit des gesamten Formteils zu berechnen, muss zunächst eine Parallelverschiebung der Trägheitsmomente (siehe Steinerscher Satz [Gro07]) bzw. eine Drehung des Bezugssystem um den Winkel α (siehe Transformationsbeziehungen [Gro07]) auf die Einzelbereiche angewendet werden.

Durch die Höhe des Anfangsspalts, die Wandstärke des Kompaktbauteils sowie den jeweiligen Anteil am Gesamtquerschnitt kann die gesamte Gewichtersparnis Δm berechnet werden:

$$\Delta m = \frac{\sum_{i=1}^5 \left(1 - \frac{h_{0,i}}{h_{K,i}}\right) \cdot \frac{b_i}{\cos(\alpha)}}{\sum_{i=1}^5 \frac{b_i}{\cos(\alpha)}} \quad \text{Gleichung 40}$$

Um möglichst einheitliche und feinzellige Schaumstrukturen in allen Formteilbereichen zu realisieren, sollte der Anfangspalt möglichst in allen Bereichen gleich groß gewählt werden. Wird die Kavität bei unterschiedlichen Anfangspalten um den gleichen Hub vergrößert, kann es beispielsweise im dünnwandigeren Bereich zu einer verfrühten Erstarrung der plastischen Seele und infolgedessen zu Einfallstellen kommen. Wird die Kavität im umgekehrten Fall nach einer für die Schaumstruktur des dünnwandigen Bereichs optimalen Verzögerungszeit vergrößert, kann es in der qualitativ heißeren Querschnittsmitte des dickwandigen Bereichs durch fehlende Schmelzefestigkeit zu einem Aufreißen der Zellwände und zur Zellkoaleszenz (Anhang 3) kommen. Dieses Problem kann darüber hinaus auch bei uneinheitlich temperierten Werkzeugoberflächen oder durch einen lokal größeren Wärmeabtransport, beispielsweise an der Innenseite einer Winkelgeometrie, auftreten.

Bei Biegung als Hauptbeanspruchungsart kann durch die Integralschaumbauweise bei gleicher Masse eine höhere Biegesteifigkeit / Traglast oder bei geringerem Materialeinsatz die gleiche Biegesteifigkeit / Traglast realisiert werden. Um eine Gewichteinsparung realisieren zu können, kommt der zweitgenannte Fall zur Anwendung. Die dabei maximal mögliche Gewichtseinsparung ist erreicht, sobald durch die Integralschaumstruktur eine weitere Mindestanforderung einer anderen Eigenschaft, wie z.B. Zug-, Druckfestigkeit oder Schlagzähigkeit, unterschritten wird. Zudem wird sie von der minimalen Formnesthöhe beim Einspritzen, den maximal möglichen Öffnungshub bzw. durch den maximal zur Verfügung stehenden Bauraum limitiert. Außerdem muss eventuell eine verlängerte Kühlzeit durch den thermisch isolierenden Schaumkern bei größerer Wandstärke bzw. Öffnungshub berücksichtigt werden.

Die empfohlene Vorgehensweise zur Auslegung eines Integralschaumbauteils ist im Flussdiagramm in Abb. 83 dargestellt. Grundsätzlich kann es sich dabei um ein völlig neues Formteil oder um die Substitution eines bereits existierenden Kompaktbauteils handeln. Im ersten Fall muss zunächst ein Formteil für die Kompaktbauweise konzipiert werden, welches allen Ansprüchen des Anforderungskatalogs genügt. Von da an ist die Vorgehensweise identisch.

Zur Festlegung des Einspritzspaltes h_0 kann sich entweder auf experimentell zu ermittelnde Daten oder auf bereits angelegte, bestehende Materialdaten von Integralschäumen gestützt werden. Zur Generierung von experimentellen Daten empfiehlt sich dabei ein Tauchkantenwerkzeug, wodurch

flächige Integralschaumplatten mit unterschiedlichem Einspritzspalt, Verzögerungszeit und Endwandstärke hergestellt und vereinfacht mechanisch charakterisiert werden können.

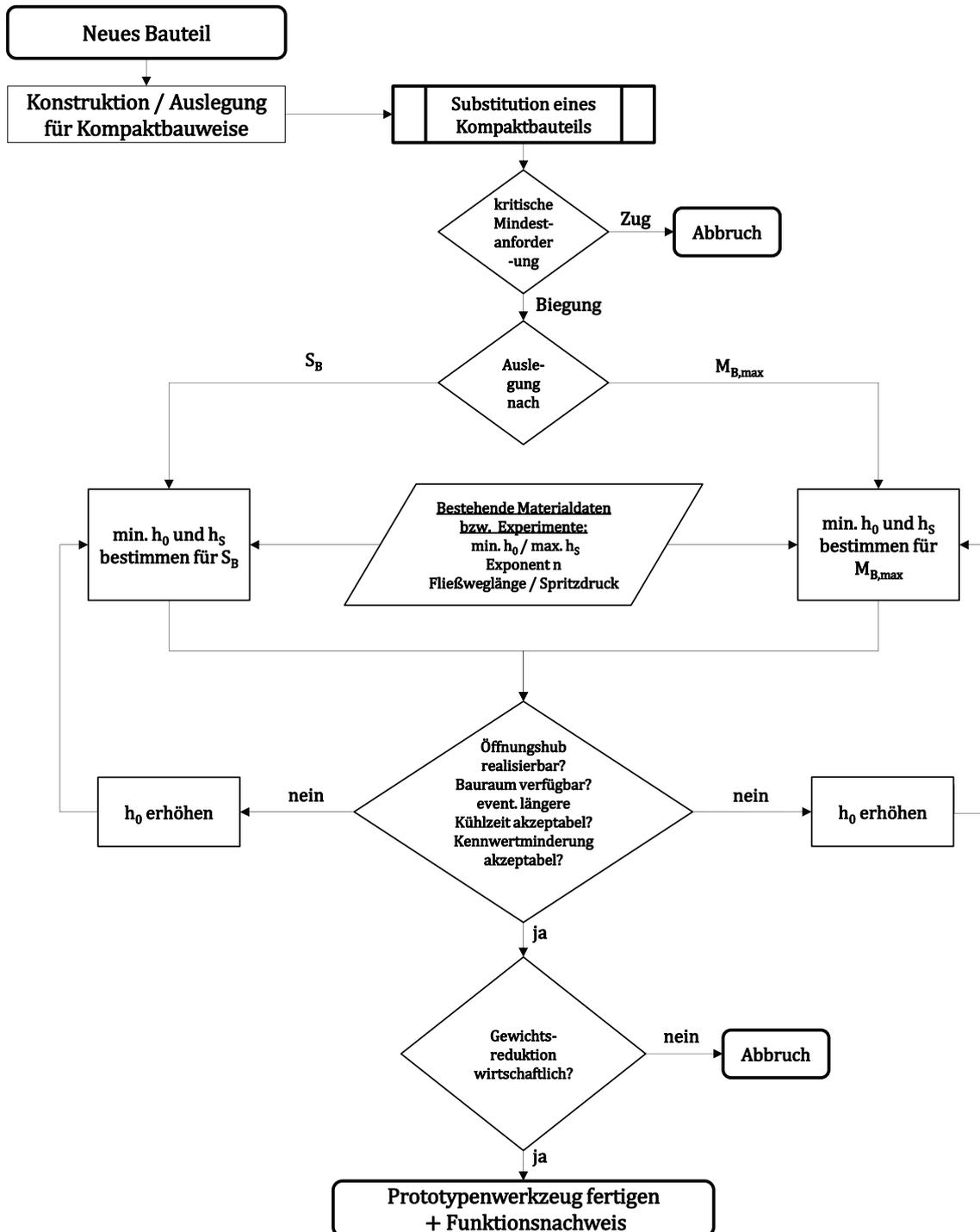


Abb. 83: Flussdiagramm – Empfohlene Vorgehensweise zur Auslegung von Integralschaumformteilen beim Schäumen mit Dekompressionshub

Da bei einem kleineren Spalt als bei der Kompaktbauweise eingespritzt wird, muss an dieser Stelle die Anzahl und Lage der Anspritzpunkte bedacht werden, so dass die Kavität vollständig mit Schmelze gefüllt werden kann. Ebenso muss mit einem tendenziell höheren Spritzdruck und mit einem höheren Schließkraftbedarf als bei der konventionellen Kompaktfertigung gerechnet werden.

Je nach Auslegungsart kann mittels Gleichung 45 bzw. Gleichung 50 die notwendige Integralschaumwandstärke h_s bestimmt werden, um die gleiche Biegesteifigkeit bzw. Traglast wie beim Kompaktteil zu realisieren. Lässt sich der notwendige Öffnungshub von h_0 auf h_s technisch bewerkstelligen, steht der für h_s nötige Bauraum zur Verfügung und ist die erforderliche Kühlzeit akzeptabel, können die Werte der restlichen mechanischen Anforderungen (Zugeigenschaften, Schlagzähigkeit) mathematisch durch Gleichung 7 berechnet werden. Ist die resultierende Kennwertminderung akzeptabel kann direkt durch Gleichung 35 bzw. Gleichung 40 die mögliche Gewichtsreduktion bestimmt werden. Da beim Schäumen mit Dekompressionshub auf eine meist aufwändige und kostspielige Werkzeug- und Anlagentechnik sowie eventuell teurere Werkstofftypen zurückgegriffen werden muss, sollte geprüft werden, ob die resultierende Gewichtsreduktion bei einer Integralschaumausführung gegenüber der konventionellen Kompaktfertigung wirtschaftlich ist.

6 Zusammenfassung

Das Spritzgießsonderverfahren Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG) mit Dekompressionshub des Formwerkzeuges (Negativprägen) ermöglicht die großserienfähige Herstellung von langfaserverstärkten, thermoplastischen Formteilen in Integralschaumbauweise. Neben dem gegenüber der Kompaktbauweise erzielbaren Leichtbaupotenzial, steht die mathematische Beschreibung des mechanischen Eigenschaftsprofils und die Strukturauslegung von Integralschaumformteilen im Fokus dieser Untersuchungen. Durch den Einsatz drei unterschiedlicher Schaumspritzgießverfahren gewährt diese Arbeit einen umfangreichen technologischen Einblick in die gängige Verfahrens- und Prozesstechnik und erarbeitet außerdem ein tiefgreifendes Verständnis des grundlegenden Schäumverhaltens langfaserverstärkter, thermoplastischer Werkstoffe.

In umfangreichen Untersuchungen mit langglasfaserverstärktem Polypropylen (PP-LGF30) und Polyamid-6 (PA6-LGF) konnte gezeigt werden, dass der wesentliche Schaumaufbau und die daraus resultierenden, mechanischen Eigenschaften des Formteils durch beherrschbare Fertigungsparameter beim Negativprägen gezielt maßgeschneidert werden können. Eine definierte Verzögerungszeit und ein kontrollierter Präzisionsöffnungshub des Formwerkzeuges (Dekompressionshub) ermöglichen, dass sich sowohl die relative Dichte als auch die Dicke der kompakten Außenhaut prozesssicher und reproduzierbar einstellen lassen.

Während in der Fachliteratur überwiegend auf das Verhalten unverstärkter und nur vereinzelt auf das kurzfaserverstärkter Werkstoffe eingegangen wird, vermittelt diese Arbeit einen tiefgreifenden Einblick in die Werkstoffmechanik und das Leichtbaupotenzial langfaserverstärkter Integralschäume. Die Versuchswerkstoffe wurden mit insgesamt drei verschiedenen Schäumprozessen (MuCell, LFT-D-Schaum, Chemische Treibmittel) zu Formteilen mit unterschiedlichen Dichtereduktionen und Integralschaumaufbauten überführt und anschließend charakterisiert. Dabei konnte im Vergleich zum Kompaktwerkstoff generell eine Abnahme der Festigkeit, des Elastizitätsmoduls und der Bruchdehnung festgestellt werden. Im Gegensatz zu unverstärkten Thermoplasten [Spö10] zeigten die LFT-Werkstoffe in Integralschaumbauweise bei schlagartiger Beanspruchung keine verminderte Bruchenergie. Gegenüber dem Kompaktwerkstoff konnte teilweise sogar ein höheres Energieabsorptionsvermögen gemessen werden. Als Grund dafür könnte das größere Flächenträgheitsmoment vermutet werden, welches beim schlagartigen Durchstoßen des Integralschaumes zu einer erhöhten Maximalkraft und infolgedessen zu einer größeren Bruchenergie führen kann.

Unter einer Biegebeanspruchung bietet die Integralschaumbauweise eine deutlich höhere Biegesteifigkeit und ein meist höheres Maximalbiegemoment als der ungeschäumte Kompaktwerkstoff gleicher Masse. Grund dafür ist eine für diese Beanspruchungsart zweckmäßigere Materialarchitektur, die überflüssigen Werkstoff im Bereich der neutralen Faser einspart und durch eine möglichst große Distanz der kompakten Decklagen ein erhöhtes axiales Flächenträgheitsmoment I_y generiert. Die Abnahme der Biegefestigkeit und des Biegemoduls durch die Verschäumung ist weniger stark ausgeprägt als die Zunahme von I_y , welches sich direkt proportional zur *dritten Potenz der Wandstärke* verhält. Dadurch lässt sich bei Formteilen, die in erster Linie einer Biegebeanspruchung unterliegen, ein deutlicher *Strukturleichtbaueffekt* erzielen. Um Gewicht und Werkstoff einzusparen, muss bei einem möglichst kleinen Werkzeugspalt

eingespritzt und die Formmasse anschließend auf eine gegenüber der Kompaktbauweise größere erforderliche Endwandstärke expandiert werden. Bei gleicher Masse kann die Biegesteifigkeit durch die erhöhte Wandstärke gegenüber der Kompaktbauweise problemlos um mehrere hundert Prozent gesteigert werden.

Zur mathematischen Beschreibung des mechanischen Verhaltens wurden zunächst Struktur-Eigenschaftsbeziehungen experimentell ermittelt. Dabei konnte gezeigt werden, dass zur mathematischen Beschreibung der Festigkeit, des Elastizitätsmoduls und der Schlagzähigkeit von LFT-Integralschäumen auf einen makromechanischen Modellansatz zurückgegriffen werden kann. Ohne Berücksichtigung von mikroskopischen Schaumattributen, wie z.B. der Zellstruktur oder der Randschichtdicke, wird dem Integralschaum ein quasi-homogener Querschnitt zugesprochen und bestimmte mechanische Kennwerte zugewiesen. Zur Modellierung kam ein aus der Literatur bekannter Potenzansatz [Gib99; Thr96; Sem75] zum Einsatz, der die Minderung einer mechanischen Eigenschaft gegenüber der Kompaktbauweise als Funktion der makroskopischen Größe *relative Dichte* beschreibt. Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass die Kennwertabnahme senkrecht zur Fließrichtung ebenso diesem mathematischen Zusammenhang folgt und vereinfacht durch einen Shift-Faktor f_s in Relation zum Verhalten in Fließrichtung gesetzt werden kann. Für jede mechanische Eigenschaft kann der Exponent n sowie der entsprechende Shift-Faktor f_s empirisch ermittelt werden. Durch diese einfache Modellierung lassen sich Festigkeit, Elastizitätsmodul und Schlagzähigkeit eines LFT-Integralschaums in Abhängigkeit der relativen Dichte anhand von nur zwei charakteristischen Kennwerten sowohl in Fließrichtung als auch senkrecht dazu mathematisch beschreiben und abschätzen. Dadurch ist die Vorhersagbarkeit des mechanischen Verhaltens einer bestimmten Integralschaumarchitektur und infolgedessen die Möglichkeit einer strukturellen Auslegung von Integralschaumformteilen gegeben. Vor diesem Hintergrund spielen Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen den Fertigungsparametern und der sich im Formteil ausbildenden Schaumstruktur eine bedeutende Rolle und stellen einen weiteren Schwerpunkt dieser Arbeit dar.

Als weiteres Ergebnis dieser Untersuchungen konnte ein merklich positiver Einfluss der Außenhautdicke auf die Biege- und Stoßabsorptionseigenschaften von LFT-Integralschäumen beobachtet werden. Dies steht in Einklang mit anderen Untersuchungen an unverstärkten bzw. kurzglasfaserverstärkten Polymeren [Thr85; Mic09; Spö10]. Längere Verzögerungszeiten bis zum Dekompressionshub führten zu einer deutlich dickeren Außenhaut und zu einer verbesserten mechanischen Belastbarkeit. Bei identischen Fertigungsbedingungen konnten bei chemischen Treibmitteln generell dickere Außenhäute als bei physikalischen Treibmitteln ermittelt werden. Theoretische Betrachtungen, basierend auf einem symmetrischen, dreischichtigen Sandwichmodell, beschäftigen sich eingehend mit der mechanischen Leistungsfähigkeit in Abhängigkeit der Integralschaumarchitektur. In diesem Zusammenhang wird umfassend auf den erheblichen Einfluss der Außenhautdicke eingegangen.

Zwischen CO_2 und N_2 als physikalisches Treibmittel wurden hinsichtlich resultierender Schaumstruktur und den mechanischen Eigenschaften keine wesentlichen Unterschiede festgestellt. Durch die geringere Löslichkeit von N_2 in den meisten Polymeren kann bei gleicher Treibmittelkonzentration generell mit einem höheren Blähdruck im Vergleich zu CO_2 gerechnet

werden. Beim Schäumen mit Dekompression ist in vielen Fällen die Kombination aus Spritzprägen und Schäumen mit Dekompression technisch realisierbar und aufgrund einer qualitativ geringeren Scherbeanspruchung beim Einspritzen für eine faserschonende Verarbeitung von LFT-Materialien (Faserlänge ↑) empfehlenswert.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1:	Längsschnitt eines menschlichen Oberarmknochens (links) [Enc15], Querschnitt eines spritzgegossenen Integralschaumbauteils (PP-LGF30, rechts).....	1
Abb. 2:	Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der mittleren Faserlänge, PP-GF40 ([Bür03], vgl. mit [Tho02; Sch08a; Sch03b]), Kurzfasergarn und Langfasergarn LFT-G (rechts) [Bür03]	6
Abb. 3:	Scherströmung und Dehnströmung (links) [Eye08], Beweglichkeit der Fasern im Fließkanal (rechts) [Met00]	7
Abb. 4:	Geschwindigkeitsprofil eines Newtonschen (rot a) und eines strukturviskosen Fluids (blau b, links) [Eye08]; unterschiedliche Geschwindigkeitsprofile durch Reduzierung des Strömungsquerschnitts beim Abkühlen der Formmasse (rechts) [Eye08].....	8
Abb. 5:	Verfahrensschema des LFT-D-IM-Prozesses	9
Abb. 6:	Verfahrensablauf beim Spritzprägen bei einer Teilfüllung (rechts) und einer vollständigen Füllung (links) dargestellt im p-v-T-Diagramm [Joh04].....	10
Abb. 7:	Querschnitt eines PP- und PP-LGF30-Integralschaums (links), lokale Dichte und E-Modul (schematisch, mittig), Doppel-T-Träger / Sandwich (rechts)	11
Abb. 8:	p-T-Phasendiagramm (schematisch) eines physikalischen Treibmittels (links), Einfluss von Temperatur und Druck auf die Löslichkeit (schematisch) eines Gases im Polymer (rechts), vgl. mit [Bal94].....	13
Abb. 9:	Löslichkeit von CO ₂ und N ₂ in unterschiedlichen Polymeren [Sat99]	13
Abb. 10:	Löslichkeit von CO ₂ und N ₂ in unterschiedlichen Polypropylen-Typen [Li07; Sat99]	14
Abb. 11:	Grad der Übersättigung beim Hochdruckverfahren für CO ₂ und N ₂ [Ish11]	14
Abb. 12:	Schematische Darstellung des MuCell-Prozesses mit Standardschnecke (links) und Langglasfaserschnecke (rechts).....	16
Abb. 13:	Schäumen mit chemischem Treibmittel (CBA).....	18
Abb. 14:	Physikalische Abläufe beim TSG in der Spritzeinheit und im Formwerkzeug, angelehnt an [Alt10]	19
Abb. 15:	Qualitativer Zusammenhang von Spritzdruck und Dosiervolumen (rot) über Zeit beim Kompaktspritzgießen (orange), beim TSG im Niederdruckverfahren (grün) und im Hochdruckverfahren (blau)	21
Abb. 16:	Beispiele für atmende Werkzeuge - A) Tauchkante B) Kurzhubrahmen C+D) Multi-Core-Back E) Backenwerkzeug F) Core-Back.....	22
Abb. 17:	Modellvorstellung der Schlierenbildung (links) [Men12], Oberflächendefekte (rechts) [Alt10]	26
Abb. 18:	Dichte- und E-Modulverteilung (schematisch) im Querschnitt einer Integralschaumstruktur	28
Abb. 19:	Vergleich zwischen Integralschaumbauweise und Kompaktmaterial [Mör77]	30
Abb. 20:	Relative Biegesteifigkeit und Charpy-Schlagzähigkeit unterschiedlicher PP-Werkstoffe bei einer Expansion von 2 auf 4 mm ($\rho_{rel} = 0,5$) und unterschiedlichen Außenhautdicken (links) [Spö10], Kraft-Deformation-Diagramm eines Charpy-Schlagbiegeversuchs (ungekerbt) von kompaktem und geschäumtem PP mit unterschiedlicher Außenhautdicke bei schmalseitiger Prüfung (rechts) [Spö10].....	30

Abb. 21:	Unterschiedliches Deformationsverhalten bei ungefülltem und faserverstärktem Polypropylen in Kompakt- und Integralschaumbauweise ($\Delta\rho = 50\%$, Expansion von 2 auf 4 mm, schmalseitige Prüfung) am Beispiel eines instrumentierten Charpy-Schlagbiegeversuchs [Spö10]	31
Abb. 22:	Umgekehrte Charpy-Schlagzähigkeit bei schmal- und breitseitiger Bauteilprüfung von PP-LGF30-Integralschäumen, LFT-D-Schaum [Roc14].....	32
Abb. 23:	Integralschaum als dreischichtiger, symmetrischer Sandwichaufbau.....	34
Abb. 24:	Einbausituation Tauchkantenwerkzeug (links), Stempelseite mit 4 Nadelverschlussdüsen (Mitte) und Matrize mit offenem Heißkanal (rechts).....	35
Abb. 25:	Vorder- und Rückseite (3D, links), Vorderseite des Spritzgießformteils (rechts)	36
Abb. 26:	Funktionsprinzip des LFT-D-Schaum-Verfahrens.....	36
Abb. 27:	Überlagerte TGA- und DSC-Messung von Clariant Hydrocerol ITP 815 (links) und ITP 825 (rechts)	39
Abb. 28:	Typische Kraft-Verformungskurve beim instrumentierten Durchstoßversuch [VDI10]	45
Abb. 29:	Integralschaumstrukturen von PP-LGF30 bei CBA, MuCell und LFT-D-Schaum, als Maßstab dient die jeweils angegebene Wandstärke h	46
Abb. 30:	Randschichtdicke über Wandstärke (links) und relativer Dichte (rechts), PP-LGF30.....	47
Abb. 31:	Kernschichtanteil (links) und errechnete Kernschichtdichte (rechts), PP-LGF30.....	48
Abb. 32:	Integralschaumstrukturen von PA6-LGF50 bei CBA und MuCell	49
Abb. 33:	Randschichtdicke (oben), Kernschichtanteil k und errechnete Kernschichtdichte (unten), PA6-LGF50.....	50
Abb. 34:	Faserlängenanalyse - Gewichtsgemittelte Häufigkeit gemessen an den kompakten PP-LGF30-Referenzprüfkörpern der drei untersuchten Schäumverfahren	52
Abb. 35:	Kraft-Weg-Diagramm am Beispiel PP-LGF30, LFT-D-Schaum-Verfahren.....	52
Abb. 36:	Relativer Zugmodul (links) und relativer, dichtespezifischer Zugmodul (rechts), PP-LGF30	53
Abb. 37:	Relativer, dichtespezifischer Zugmodul, PA6-LGF50 [Keh14]	54
Abb. 38:	Relative, dichtespezifische Zugfestigkeit für PP-LGF30 (links) und PA-LGF50 (rechts) [Keh14].....	54
Abb. 39:	Bruchdehnungen unter Zugbelastung, PP-LGF30 (links) / PA-LGF50 (rechts) [Keh14].....	55
Abb. 40:	Biegespannungen im Querschnitt eines Trägers [Ste05]	56
Abb. 41:	Kräftegleichgewicht beim Dreipunktbiegeversuch	57
Abb. 42:	Maximalbiegemoment (links) und Biegefestigkeit (rechts), PP-LGF30.....	58
Abb. 43:	Maximalbiegemoment (links) und Biegefestigkeit (rechts), PA6-LGF50 [Keh14].....	58
Abb. 44:	Drehwinkeländerung $d\psi$ unter Biegebeanspruchung [Gro07]	59
Abb. 45:	Ausgewählte Biegeeigenschaften im Materialsystem PP-LGF30.....	60
Abb. 46:	Relative, massespezifische Biegesteifigkeit, PP-LGF30 (links) / PA-LGF50 (rechts) [Keh14].....	61

Abb. 47:	Dichtespezifische Schlagzähigkeit bei Stützweite 62 mm für PP-LGF30 (links), massespezifische Durchstoßenergie E_p bei RT und -30 °C für PP-LGF30 (rechts)	62
Abb. 48:	Kraft-Verformungs- bzw. Energie-Verformungs-Diagramm beim instrumentierten Durchstoßversuch von PP-LGF30 bei RT, LFT-D-Schaum-Verfahren	63
Abb. 49:	Massespezifische Durchstoßenergie E_p bei RT, PA6-LGF50 [Keh14]	64
Abb. 50:	Zugeigenschaften von PP-LGF30 (links) und PA-LGF50 (rechts) [Keh14]	65
Abb. 51:	Biegeeigenschaften von PP-LGF30 (links) und PA-LGF50 (rechts) [Keh14].....	66
Abb. 52:	Energieaufnahmevermögen unter stoßartiger Beanspruchung, PP-LGF30 (links) und PA-LGF50 (rechts) [Keh14]	67
Abb. 53:	Höhere Schlagzähigkeit durch Kombination aus Spritzprägen und Dekompression, PP-LGF30.....	69
Abb. 54:	REM-Aufnahmen der Integralschäume bei einer Verzögerungszeit von 5 s (links) und 10 s (rechts)	71
Abb. 55:	Randschichtdicke (links) und errechnete Kernschichtdicke (rechts) bei 5 und 10 s Verzögerungszeit	71
Abb. 56:	Zugeigenschaften bei 5 und 10 s Verzögerungszeit, PP-LGF30	72
Abb. 57:	Charpy-Schlagzähigkeit bei 5 und 10 s Verzögerungszeit, PP-LGF30.....	72
Abb. 58:	Biegeeigenschaften bei 5 und 10 s Verzögerungszeit, PP-LGF30	73
Abb. 59:	Kernbiegemodul über relativer Kerndichte (links) und relativer Dichte (rechts).....	73
Abb. 60:	Randschichtdicken (links) und Charpy-Schlagzähigkeit (rechts) bei unterschiedlichen PBA und PBA-Konzentrationen.....	77
Abb. 61:	Biege- (oben) und Zugeigenschaften (unten) bei unterschiedlichen PBA und PBA- Konzentrationen	77
Abb. 62:	Prozessinduzierte Fließorientierung der Langfasern bei der LFT- Spritzgießverarbeitung (Dreischichtmodell, links), REM-Aufnahme in Fließrichtung der Schmelze (PP-LGF30, rechts).....	78
Abb. 63:	Zugeigenschaften in 0 ° - (links) und in 90 ° - Orientierung (rechts)	79
Abb. 64:	Biegeeigenschaften in 0°- (links) und in 90°-Orientierung (rechts).....	80
Abb. 65:	Charpy-Schlagzähigkeit in 0°- (links) und in 90°-Orientierung (rechts).....	81
Abb. 66:	Thermische Eigenschaften für PP-LGF30 im Hochdruckverfahren (links), Wärmestromdichte j_Q durch einen Körper (rechts)	82
Abb. 67:	Kantendefekt beim Schäumen mit Dekompression.....	83
Abb. 68:	Kantendefekt bei zunehmender Verzögerungszeit.....	83
Abb. 69:	Analytische Darstellung des Kantendefekts nach kurzer (links) und langer (rechts) Verzögerungszeit	84
Abb. 70:	Relative Biegesteifigkeit in Abhängigkeit von Kernschichtanteil und relativer Dichte für $\rho_{rel} \geq 0,7$ (links) und $\rho_{rel} \geq 0,4$ (rechts), PP-LGF30 und $n=2,5$	86
Abb. 71:	Relative Wandstärke (links) und Biegesteifigkeit (rechts) für $n = 1,8$ in Abhängigkeit von Kernschichtanteil und relativer Kerndichte $\geq 0,1$	87
Abb. 72:	Relative Wandstärke (links) und Biegesteifigkeit (rechts) für $n = 1,8$ in Abhängigkeit von Kernschichtanteil und relativer Kerndichte $\geq 0,4$	88
Abb. 73:	Relative Biegesteifigkeit bei unterschiedlichen Exponenten n , $\rho_{Kern,rel} = 0,4$	88

Abb. 74:	Biegesteifigkeit in Abhängigkeit von relativer Wandstärke und Kernschichtanteil k für $n = 1,8$ (links) und $n = 1,2$ (rechts)	89
Abb. 75:	Dehnungs-, Spannungs- und Dichteverlauf über dem Querschnitt eines Integralschaums und eines kompakten Körpers gleicher Masse unter Biegebeanspruchung.....	90
Abb. 76:	Biegesteifigkeit über Flächengewicht (schematisch)	91
Abb. 77:	Wandstärke des Integralschaums h_s unter der Bedingung $S_{B,S} = S_{B,K}$	92
Abb. 78:	Leichtbaupotenzial realer Integralschäume, PP-LGF30 (links) und PA6-LGF50 (rechts).....	93
Abb. 79:	Leichtbaupotenzial realer Integralschäume, PP-LGF30 bei unterschiedlichen Verzögerungszeiten	93
Abb. 80:	Biege-, Zug- und Schlagzähigkeitsverhalten bei Einspritzspalt 3,6 mm und unterschiedlichen Schäumverfahren (links) sowie bei Einspritzspalt 2,5 mm und unterschiedlichen Verzögerungszeiten (rechts) in Abhängigkeit der relativen Dichte und des Exponenten n	95
Abb. 81:	Wandstärke des Integralschaums h_s für $S_{B,S} = S_{B,K}$ bzw. $M_{B,max,S} = M_{B,max,K}$, $n = 0,8$	97
Abb. 82:	Auslegung eines Integralschaumbauteils	98
Abb. 83:	Flussdiagramm – Empfohlene Vorgehensweise zur Auslegung von Integralschaum-formteilen beim Schäumen mit Dekompressionshub	100

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Überblick über physikalische Treibmittel [Lüb02b; Alt10]	12
Tabelle 2: Übersicht über Schäumprozesse mit physikalischem Treibmittel.....	17
Tabelle 3: Überblick über die am häufigsten verwendeten chemischen Treibmittel [Lüb02; Lüb02b; Alt10].....	18
Tabelle 4: Vorteile beim Thermoplast-Schaumspritzgießen	24
Tabelle 5: Materialrezeptur für das LFT-D-Schaum-Verfahren	38
Tabelle 6: Halbzeugbasierende Versuchswerkstoffe.....	39
Tabelle 7: Eigenschaften der verwendeten CBA laut Herstellerdatenblatt.....	39
Tabelle 8: Versuchskampagnen des Experimentalteils mit Kapitelangabe	40
Tabelle 9: Prozessparameter Versuchskampagne 1, PP-LGF30, ungeschäumte Referenzen fettgedruckt.....	41
Tabelle 10: Prozessparameter Versuchskampagne 1, Spritzprägen und Dekompression, PP- LGF30, LFT-D-Schaum-Verfahren.....	42
Tabelle 11: Prozessparameter Versuchskampagne 1, PA6-LGF50, ungeschäumte Referenz fettgedruckt.....	42
Tabelle 12: Prozessparameter Versuchskampagne 2, PP-LGF30, ungeschäumte Referenz fettgedruckt, MuCell-Verfahren	42
Tabelle 13: Anzahl- und gewichtsgemittelte Faserlänge ausgewählter PP-LGF30-Proben aus Versuchskampagne 1	51
Tabelle 14: Wandstärken und Dichtereduktionen bei 5 und 10 s Verzögerungszeit	70
Tabelle 15: REM-Querschnittaufnahmen bei unterschiedlichen Konzentrationen von CO ₂ und N ₂	75
Tabelle 16: Integralschaumeigenschaften bei unterschiedlichen Konzentrationen von CO ₂ und N ₂	76
Tabelle 17: Exponent n, Shift-Faktor f _s und Kernschichtanteil k für PP-LGF30	81
Tabelle 18: Integralschaumeigenschaften bei unterschiedlichen Verzögerungszeiten, PP- LGF30.....	85
Tabelle 19: Vergleich zwischen Realität und Modell, PP-LGF30, n = 2,5	86
Tabelle 20: Exponent n und Kernschichtanteil k für PP-LGF30	96

Literaturverzeichnis

- [Aka91]** Akay, M.; Barkley, D. (1991): Fibre orientation and mechanical behaviour in reinforced thermoplastic injection mouldings (26). In: *Journal of Materials Science*, S. 2731–2742
- [Alt10]** Altstädt, Volker; Mantey, Axel (2010): Thermoplast-Schaumspritzgießen. 1. Aufl. München: Hanser, Carl
- [AVK09]** AVK-Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe (Hg.) (2009): Handbuch Faserverbundkunststoffe. Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen. 3. Aufl. s.l.: Vieweg+Teubner (GWV)
- [Bal94]** Baldwin, D. F. (1994): Microcellular Polymer Processing and the Design of a continuous sheet processing system. Dissertation. MIT, Boston. Department of Mechanical Engineering
- [Bas02]** Bastian, M.; Kolupaev, V.; Ujma, A.; Kapfer, K.; Mack, F. (2002): Ernst zu nehmende Alternative. Beachtliche Bauteileigenschaften durch Variation der Prozessbedingungen beim S-LFT-Verfahren (92). In: *Kunststoffe* (2), S. 22–27
- [Bau14]** Bauer, R. (2014): Schaumspritzgießen 2.0. Wittmann Battenfeld und Schaumform entwickeln neue Anwendungen für geschäumte Spritzgussteile. In: *Kunststoffe* (12), S. 18–24
- [Bec09]** Beckmann, A. (2009): Wasser erleichtert. In: *Kunststoffe* (11), S. 43–47, zuletzt geprüft am 26.12.2013
- [Buc05]** Buchmann, M.; Busch, S.; JAEGER, A.; Klenz, R. (2005): Nicht die Blasengröße ist entscheidend. In: *Kunststoffe*, S. 216–220, zuletzt geprüft am 26.12.2013
- [Bür00]** Bürkle, E. (2000): Verfahren und Trends beim Spritzgießen. Was Verarbeiter erwartet und was sie tun können (90). In: *Kunststoffe* (1), S. 40–45
- [Bür03]** Bürkle, E.; Sieverding, M.; Mitzler, J. (2003): Spritzgießverarbeitung von langglasfaserverstärktem PP. In: *Kunststoffe*, S. 47–50, zuletzt geprüft am 26.12.2013
- [Bür05]** Bürkle, E.; Mitzler, J. (2005): Spritzgießverfahren - gestern, heute und morgen. In: *Kunststoffe*, S. 51–56
- [Bür99]** Bürkle, E.; Wohlrab, W. (1999): Spritzprägen. Präzisionstechnik für Spritzgußteile ohne Eigenspannungen: Spritzprägen. In: *Kunststoffe* (09), S. 64–69
- [Che11]** Chen, S. C.; Hsu, P. S.; Lin, Y. W. (2011): Establishment of Gas Counter Pressure Technology and Its Application to Improve the Surface Quality of Microcellular Injection Molded Parts (26). In: *IPP* (3), S. 275–282
- [Col87]** Colton, J. S.; Suh, N. P. (1987): The nucleation of microcellular thermoplastic foam with additives: Part I: Theoretical considerations (27). In: *Polym. Eng. Sci.* (7), S. 485–492
- [Cra08]** Cramer, Axel (2008): Analyse und Optimierung der Bauteileigenschaften beim Thermoplast-Schaumspritzgießen. Techn. Hochsch, Aachen, Aachen
- [Das03]** Dassow, J. (2003): Geschäumte Bauteile mit exzellenter Oberfläche. In: *Kunststoffe* (9), S. 65–69, zuletzt geprüft am 23.12.2013
- [Die08]** Diebold, K. (2008): Komposite verleihen Flügel. In: *Industrieanzeiger* (26/27)
- [Eck81]** Eckardt, Helmut; Alex, Kurt (1981): Structural and coinjection foam molding (1). In: *Adv. Polym. Technol.* (2), S. 40–49
- [Egg06]** Egger, P.; Fischer, M.; Kirschling, H.; Bledzki, A. (2006): Serienfeste Vielseitigkeit beim MuCell-Spritzgießen. In: *Kunststoffe* (1), S. 72–76

- [Ehr06] Ehrenstein, G. W. (2006): Faserverbundwerkstoffe. Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften. 2. Auflage. München: Carl Hanser
- [Els11] Elsner, Peter; Eyerer, Peter; Hirth, Thomas (2011): DOMININGHAUS - Kunststoffe. Eigenschaften und Anwendungen. 8th ed. Dordrecht: Springer (VDI-Buch)
- [Els12] Elsner, P. (2012): Kunststoffkunde. Vorlesungsskript. Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe. Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde (IAM-WK)
- [Enc15] Encyclopædia Britannica (UK) Ltd. (2015): Compact bone. Unter Mitarbeit von The Editors of Encyclopædia Britannica. Hg. v. Encyclopædia Britannica (UK) Ltd. Encyclopædia Britannica (UK) Ltd. Online verfügbar unter <https://www.britannica.com/EBchecked/topic/129490/compact-bone>, zuletzt aktualisiert am 16.05.2015, zuletzt geprüft am 16.05.2015
- [Eye08] Eyerer, Peter; Elsner, Peter; Hirth, Thomas (2008): Polymer Engineering. Technologien und Praxis. Online verfügbar unter <http://www.springerlink.com/content/x5j861>
- [Fri11] Frick, Achim; Stern, Claudia (2011): Praktische Kunststoffprüfung. München: Hanser
- [Gat13] Gatz, D. (2013): Grundlagenuntersuchungen zur Oberflächenverbesserung beim Thermoplast-Schaumspritzgießen anhand von Wärmebarrieren im Werkzeug. Bachelorarbeit. KIT, Karlsruhe. IAM-WK
- [Gib99] Gibson, Lorna J.; Ashby, M. F. (1999): Cellular solids. Structure and properties. 2nd ed., 1st pbk. ed. with corr. Cambridge, New York: Cambridge University Press (Cambridge solid state science series)
- [Gon05] Gong, S.; Yuan, M.; Chandra, A.; Kharbas, H.; Osorio, A.; Turng, L. S. (2005): Microcellular Injection Molding (20). In: *IPP* (2), S. 202–214
- [Göt03] Götz, W. (2003): Auf direktem Weg zum Ziel (54). In: *Plastverarbeiter* (4), S. 34–36
- [Gro07] Gross, Dietmar; Hauger, Werner; Schröder, Jörg; Wall, Wolfgang A. (2007): Technische Mechanik: Band 2. Elastostatik. 9., vollständig neu bearbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg (Springer-Lehrbuch)
- [Haf200] Hafellner, R.; Pichler M.; Wörndle, R.; Steinbichler, G.; Egger, P. (200): Lange Fasern spritzgießen (90). In: *Kunststoffe* (3)
- [Heg86] Hegler, R. P.; Altstädt, V.; Ehrenstein, G. W.; Mennig, G. (1986): Einfluss stofflicher Parameter auf die Faserorientierung beim Verarbeiten kurzfaserverstärkter Thermoplaste. In: *Kunststoffe* (9), S. 766–771
- [Hei13] Heitkamp, H.; Kolshorn, U. (2013): MuCell® Technologie – Designpräsentation, 2013
- [Hen11] Henning, F.; Möller, E. (2011): Handbuch Leichtbau. Methoden, Werkstoffe, Fertigung. München: Hanser, Carl
- [Höh15] Höhn, Norbert (2015): FASEP - Faserlängenanalyse. Online verfügbar unter <http://www.fasep.de>, zuletzt geprüft am 17.07.2015
- [Hon11] Honecker, N. (2011): Untersuchungen zu langfaserverstärkten Thermoplasten mit geschäumter Polymermatrix im Extrusions- und Spritzgießdirektverfahren. Diplomarbeit. FH Kaiserslautern, Standort Pirmasens
- [Irf12] Irfan Skiljan (2012): IrfanView. Wiener Neustadt: Irfan Skiljan. Online verfügbar unter <http://www.irfanview.de/>, zuletzt geprüft am 06.07.2015
- [Ish11] Ishikawa, Takeshi; Ohshima, Masahiro (2011): Visual observation and numerical studies of polymer foaming behavior of polypropylene/carbon dioxide system in a core-back injection molding process (51). In: *Polym Eng Sci* (8), S. 1617–1625

- [Ish12]** Ishikawa, Takeshi; Taki, Kentaro; Ohshima, Masahiro (2012): Visual observation and numerical studies of N₂ vs. CO₂ foaming behavior in core-back foam injection molding (52). In: *Polym Eng Sci* (4), S. 875–883
- [ISm11]** ISmithers (2011): *Blowing Agents and Foaming Processes 2011*. Shrewsbury: ISmithers Rapra Publishing
- [ISO06]** Norm ISO 22314, 01.05.2006: *Plastics - Glass-fibre-reinforced products - Determination of fibre length*. Online verfügbar unter www.iso.org, zuletzt geprüft am 17.07.2015
- [Jau11]** Jauch, R. (2011): *Untersuchungen zu langfaserverstärkten, thermoplastischen (LFT) Strukturbauteilen mit geschäumter Polymermatrix im Spritzgieß-Direktverfahren*. Diplomarbeit. Karlsruher Insitut für Technologie (KIT), Karlsruhe. Institut für Fahrzeugsystemtechnik
- [Joh04]** Johannaber, Friedrich; Michaeli, Walter (2004): *Handbuch Spritzgiessen*. 2., Aufl. München: Hanser
- [Kar93]** Karger-Kocsis, J. (1993): Instrumented impact fracture and related failure behavior in short- and long-glass-fiber-reinforced polypropylene (48). In: *Composites Science and Technology* (s 1–4), S. 273–283
- [Keh14]** Kehret, L. (2014): *Untersuchungen zu lang- und kurzglasfaserverstärkten, spritzgegossenen Polyamid-Integralschäumen*. Masterarbeit. Fachhochschule Aachen, Aachen
- [Khe97]** Khemani, Kishan C. (Hg.) (1997): *Polymeric Foams*. Washington, DC: American Chemical Society (ACS symposium series)
- [Kir13]** Kirste, T. (2013): *Konstruktionsanpassung der Kartentasche im Bereich der Türverkleidung im Audi B9 auf die MuCell(R) - Technologie*. Bachelorarbeit. Karlsruher Insitut für Technologie (KIT), Karlsruhe. Institut für Fahrzeugsystemtechnik
- [Kni07]** Knights, M. (2007): New screw design for long-glass microcellular foam molding. In: *Plastics Technology* (07), zuletzt geprüft am 25.01.2014
- [Kol13]** Kolshorn, U. (2013): *Detaillierte Informationen über den MuCell-Prozess, 2013*. Mündlich an A. Roch
- [Lee10]** Lee, Jungjoo; Turng, Lih-Sheng (2010): Improving surface quality of microcellular injection molded parts through mold surface temperature manipulation with thin film insulation (50). In: *Polym Eng Sci* (7), S. 1281–1289
- [Li07]** Li, G.; Gunkel, F.; Wang, J.; Park, C.B. Park, Altstädt, V. (2007): Solubility Measurements of N₂ and CO₂ in Polypropylene and Ethene/Octene Copolymer (103). In: *Journal of Applied Polymer Science*, S. 2945–2953
- [Lüb02]** Lübke, Gunther (2002): Dünnwandige Bauteile. Verwendung chemischer Treibmittel beim Spritzgießen (92). In: *Kunststoffe* (12), S. 79–82, zuletzt geprüft am 15.04.2015
- [Lüb02b]** Lübke, G.; Holzberg, T. (2002): *New Development of Chemical Foaming Agents for Wood Plastic Compoistes*. 4th International Wood and Natural Fibre Composites Symposium. Kassel, 10.04.2002
- [McL10]** McLeod, M.; Baril, É.; Héту, J.-F.; Deaville, T.; Bureau, M. N. (2010): Morphological and mechanical comparison of injection and compression moulding in-line compounding of direct long fibre thermoplastics. In: *NRC Publications Archive*
- [Men12]** Menrath, A. (2012): *Verfahrensentwicklung zur Herstellung geschäumter Spritzgießbauteile mit optimierter Oberflächenqualität*. Diplomarbeit. Karlsruher Insitut für Technologie (KIT), Karlsruhe. Institut für Fahrzeugsystemtechnik

- [Men74]** Menges, G.; Horn, B.; Mohren, P.; Wübken, G. (1974): Spritzgießwerkzeuge mit wärmedämmenden Formnestbeschichtungen. In: *Plastverarbeiter* (5), S. 279–285
- [Men82]** Menges, G.; Geisbüsch, P. (1982): Die Glasfaserorientierung und ihr Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften thermoplastischer Spritzgießteile — Eine Abschätzmethode: Steinkopff-Verlag (260). In: *Colloid & Polymer Sci* (1), S. 73–81. Online verfügbar unter <http://dx.doi.org/10.1007/BF01447678>
- [Met00]** Metten, M.; Cremer, M. (2000): Langfaserverstärkte Thermoplaste spritzgießen. Verfahrensparameter beeinflussen die Faserlänge (90). In: *Kunststoffe* (1), S. 80–83
- [Mic02]** Michaeli, W.; Pfannschmidh, O.; Habibi-Naini, S. (2002): Wege zum mikrozellulären Schaum. Grundlagen zu Material und Prozessführung (92). In: *Kunststoffe* (6), S. 48–51
- [Mic03]** Michaeli, W. (2003): Viele Wege ein Ziel. Alternative Verfahrenstechnik zum Schaumspritzgießen (54). In: *Plastverarbeiter* (2), S. 52–53
- [Mic06]** Michaeli, W.; Cramer, Axel (2006): Bessere Oberflächen beim Schaumspritzgießen. In: *Kunststoffe* (12), S. 21–27, zuletzt geprüft am 23.12.2013
- [Mic09]** Michaeli, W.; Florez, L.; Obeloer, D.; Brinkmann, M. (2009): Analysis of the Impact Properties of Structural Foams (45). In: *Journal of Cellular Plastics* (4), S. 321–351
- [Mle99]** Mlekusch, B. (1999): The warpage of corners in the injection moulding of short-fibre-reinforced thermoplastics (59). In: *Composites Science and Technology* (12), S. 1923–1931
- [Moo74]** Moore, D. R.; Iremonger, M. J. (1974): The Prediction of the Flexural Rigidity of Sandwich Foam Mouldings. In: *Journal of Cellular Plastics*
- [Mör77]** Mörwald, K. (1977): Schaumspritzgießen. Teil II (28). In: *Plastverarbeiter* (7), S. 354–356
- [Mül04]** Müller, Norbert; Ehrenstein, Gottfried W. (2004): Evaluation and Modeling of Injection-Molded Rigid Polypropylene Integral Foam (40). In: *j cell plast* (1), S. 45–59
- [Mül06]** Müller, Norbert (2006): Spritzgegossene Integralschaumstrukturen mit ausgeprägter Dichtereduktion. Erlangen-Tennenlohe: Univ., Lehrstuhl für Kunststofftechnik (Technisch-wissenschaftlicher Bericht / Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen-Nürnberg)
- [N.N07]** N.N. (Juli / 2007): Mucell für langglasfasergefüllte Kunststoffe. Neues Schneckenkonzept von Trexel erlaubt schonende Verarbeitung im Mucell-Prozess. In: *Kunststoffberater*, Juli / August 2007
- [Ngu08]** Nguyen, B. N.; Bapanapalli, S. K.; Holbery, J. D.; Smith, M. T.; Kunc, V.; Frame, B. J. et al. (2008): Fiber Length and Orientation in Long-Fiber Injection-Molded Thermoplastics -- Part I: Modeling of Microstructure and Elastic Properties (42). In: *Journal of Composite Materials* (10), S. 1003–1029
- [Obe10]** Obeloer, D. (2010): Das ProFoam-Verfahren. Unter Mitarbeit von D. Obeloer. Hg. v. RWTH Aachen. IKV. Aachen
- [Oka03]** Okamoto, Kelvin T. (2003): Microcellular processing. München: Hanser
- [Ols11]** Olschewski, T. (2011): Material development for improved part surface. MuCell(R) Technology
- [Pah03]** Pahlke, S. (2003): Leichter, schneller, preiswerter. Physikalisches Schäumen spart Gewicht, Zykluszeit und Kosten (54). In: *Plastverarbeiter* (1)

- [Pau02]** Paus, Hans J. (2002): Physik in Experimenten und Beispielen. Mit 65 Tabellen. 2., aktualisierte und überarb. Aufl. München: Hanser
- [Pfl01]** Pflamm-Jonas, T. (2001): Auslegung und Dimensionierung von kurzfaserverstärkten Spritzgussbauteilen. Technische Universität Darmstadt, Darmstadt. Material- und Geowissenschaften
- [Pir14]** Pirko Kolditz (2014): Zersetzungsedukte von Clariant Hydracerol ITP 815 und 825, 09.12.2014. E-Mail an Alexander Roch. E-Mail-Postfach
- [Pre05]** Pretel, Gösta Ulrich (2005): Fließverhalten treibmittelbeladener Polymerschmelzen. 1. Aufl. Aachen: Mainz (Technisch-wissenschaftlicher Bericht des Instituts für Kunststoffverarbeitung an der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 174)
- [Rap10]** Rapra, iSmithers; Limited, Rapra Technology (2010): Blowing Agents & Foaming Processes 2010. 12th international conference : Cologne, Germany, 19-20 May 201 : conference proceedings. Shrewsbury: ISmithers Rapra Pub.
- [Rap12]** Rapra, Smithers (2012): Blowing Agents and Foaming Processes 2012. Shrewsbury: ISmithers Rapra Publishing
- [Rap13]** Rapra Technology Limited (2013): Blowing agents & foaming processes 2013. Mainz, Germany, 14-15 May 2013. Shawbury, Shrewsbury, Shropshire, UK: Smithers Information Ltd
- [Rap14]** Rapra, Smithers (2014): Blowing Agents and Foaming Processes 2014. Shrewsbury: Smithers Rapra
- [Rie03]** Rief, B.; Gundrum, J. (2003): Mikrozellulare Bauteile aus der Spritzgießmaschine. In: *Kunststoffe* (1), S. 42–45, zuletzt geprüft am 23.12.2013
- [Roc11]** Roch, A.; Huber, T.; Diemert, J.; Henning, F.; Elsner, P. (2011): Direct-Foam: Foam injection moulding using direct processing technology. In: *Blowing Agents & Foaming Processes Conference*
- [Roc12a]** Roch, A.; Huber, T. (2012): Der Spritzgießer kann auch Leichtbau. In: *Industrieanzeiger* 135 (2012) 24, S. 42–45
- [Roc12b]** Roch, A.; Huber, T.; Anselment, C. (2012): Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von mit Fasern versetzten Polymerschäumen. Angemeldet durch Fraunhofer-Gesellschaft zur Förderung der angewandten Forschung e.V. am 23.01.2012. Veröffentlichungsnr: DE 10 2012 001 108 A1
- [Roc13a]** Roch, A.; Huber, T.; Diemert, J.; Henning, F.; Elsner, P. (2013): LIGHTWEIGHT POTENTIAL OF FIBER-REINFORCED FOAMS. In: *Blowing Agents & Foaming Processes 2013*
- [Roc13b]** Roch, A.; Menrath, A.; Huber, T. (2013): Faserverstärkte Thermoplaste in Sandwichbauweise. In: *Kunststoffe* (10), S. 183–189
- [Roc13c]** Roch, A.; Menrath, A.; Huber, T. (2013): Faserverstärkte Thermoplaste in Sandwichbauweise. In: *Kunststoffe* (10), S. 183–189
- [Roc13d]** Roch, A.; Henning, F.; Huber, T., Elsner, P. (2013): LFT-D-Schaum – Leichtbaupotential für strukturelle Komponenten durch langglasfaserverstärkte, thermoplastische Schäume. In: *19. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde*
- [Roc13e]** Roch, A.; Huber, T.; Henning, F.; Elsner, P. (2013): LFT foams - lightweight potential for semi-structural components through the use of long-glass-fiber-reinforced thermoplastic foams. In: *29th International Conference of the Polymer Processing Society*

- [Roc14]** Roch, A.; Kehret, L.; Huber, T.; Henning, F.; Elsner, P. (2014): INVESTIGATIONS ON INJECTION MOLDED, LONG-GLASS-FIBER REINFORCED INTEGRAL FOAMS USING BREATHING MOLD TECHNOLOGY. SPE ACCE conference 2014. SPE. Novi Mi, USA, 10.09.2014
- [Roh11]** Rohde, M.; Fischer, F.; Altstädt, V.; Herrmann, C.; Krenkel, W.; Hausherr, J.-M. (2011): IMC-Spritzgießcompounder. Potentiale der Langfaserverarbeitung. In: *17. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde*, S. 482–488
- [Sat99]** Sato, Yoshiyuki; Fujiwara, Koji; Takikawa, Tadao; Sumarno; Takishima, Shigeki; Masuoka, Hirokatsu (1999): Solubilities and diffusion coefficients of carbon dioxide and nitrogen in polypropylene, high-density polyethylene, and polystyrene under high pressures and temperatures (162). In: *Fluid Phase Equilibria* (1-2), S. 261–276
- [Sch03a]** Schröder, U. (2003): Pole Position. Mit MuCell-Technik spritzgießen. In: *Kunststoffe* (10), S. 30–33, zuletzt geprüft am 28.12.2013
- [Sch03b]** Schemme, M. (2003): Langfaserverstärkte Thermoplaste. In: *Kunststoffe* (8), S. 106–109
- [Sch05]** Schürmann, Helmut (2005): Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin u.a: Springer (VDI)
- [Sch08a]** Schemme, M. (2008): LFT – development status and perspectives. In: *Plastics Additives & Compounding*, S. 38–43
- [Sch08b]** Schijve, W.; Rüegg, A. (2008): EATC - Eigenschaftsermittlung und Prüfung von langfaserverstärkten Thermoplasten. Hg. v. EATC - European Alliance for Thermoplastic Composites. EATC. Online verfügbar unter http://eatc-online.org/wp-content/uploads/eatc_eigenschaftsermittlung-und-prufung-von-lft_080130.pdf, zuletzt geprüft am 27.12.2013
- [Sch12]** Scholz, D. (2012): Forty years formulated endothermics in the foamed plastics world. Blowing Agents and Foaming Processes 2012. Smithers Rapra. Mövenpick Hotel Berlin, Germany, 08.05.2012
- [Sch13]** Schröder, S. (2013): Durch dick und dünn. In: *FORM+Werkzeug* (5), S. 16–18, zuletzt geprüft am 18.01.2014
- [Sem75]** Semerdjiev, S. (1975): Thermoplastische Strukturschaumstoffe. Übersetzung aus dem Bulgarischen. Bulgarische Akademie der Wissenschaften, Sofia, zuletzt geprüft am 26.12.2013
- [Sie05]** Sieverding, M.; Bürkle, E.; Zimmet, R. (2005): IMC-Technik erschließt neue Anwendungsbereiche. In: *Kunststoffe* (8), S. 34–37
- [Spö07]** Spörrer, A. N.J.; Altstädt, V. (2007): Controlling Morphology of Injection Molded Structural Foams by Mold Design and Processing Parameters. wiley (43). In: *Journal of Cellular Plastics* (4-5), S. 313–330
- [Spö10]** Spörrer, Andreas (2010): Leichte Integralschäume durch Schaumspritzgießen mit optimierten Werkstoffen und variothermen Werkzeugen. Dissertation. Universität Bayreuth, Bayreuth. Fakultät für angewandte Naturwissenschaften
- [Ste05]** Steinhilper, W.; Sauer, B. (2005): Konstruktionselemente des Maschinenbaus. Grundlagen der Berechnung und Gestaltung von Maschinenelementen. 6., vollst. neu bearb. Aufl. Berlin: Springer
- [Ste99]** Steinbichler, G.; Kragl, J.; Pierick, D.; Jacobson, K. (1999): Spritzgießen von Strukturschaum. Ein neues Verfahren für feine Zellstrukturen (89). In: *Kunststoffe*, S. 50–54, zuletzt geprüft am 23.12.2013

- [Sti08] Stieler, U. (2008): Schäumen im Werkzeug. In: *Kunststoffe* (9), S. 68–71
- [Tho02] Thomason, J. L. (2002): The influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre reinforced polypropylene: 5. Injection moulded long and short fibre PP (33). In: *Elsevier Science Ltd.*, S. 1641–1652
- [Tho04] Thomason, J. L. (2004): The influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre reinforced polypropylene: 6. The properties of injection moulded long fibre PP at high fibre content. In: *Elsevier Science Ltd.*, S. 995–1003
- [Tho07] Thomason, J. L. (2007): The influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre reinforced polypropylene: 7. Interface strength and fibre strain in injection moulded long fibre PP at high fibre content (38). In: *Elsevier Science Ltd.*, S. 210–216
- [Tho96a] Thomason, J. L.; Vlug, M. A. (1996): The influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre reinforced polypropylene: 2. Thermal properties (27). In: *Elsevier Science Ltd.*, S. 555–565
- [Tho96b] Thomason, J. L.; Vlug, M. A. (1996): Influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre-reinforced polypropylene: Part 3. Strength and train at failure (27). In: *Elsevier Science Ltd.*, S. 1075–1084
- [Tho96c] Thomason, J. L.; Vlug, M. A. (1996): Influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre-reinforced polypropylene: 1. Tensile and flexural modulus (27). In: *Elsevier Science Ltd.*, S. 477–484
- [Tho97] Thomason, J. L.; Vlug, M. A. (1997): Influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre-reinforced polypropylene: 4. Impact properties (28). In: *Elsevier Science Ltd.*, S. 277–288
- [Thr85] Throne, J. L.; Progelhof, R. C.; Kumar, S. (1985): Closed-Cell Foam Behavior Under Dynamic Loading-III. Impact Loading of High. Density Foams (21). In: *Journal of Cellular Plastics* (2), S. 123–140
- [Thr96] Throne, James L. (1996): Thermoplastic Foams. Hinckley, Ohio: Sherwood
- [VDI10] VDI Wissensforum (2010): Mechanische Kunststoffprüfung. Seminar 03SE062010. Hg. v. VDI Wissensforum. VDI. Düsseldorf
- [Wäb97] Wäber, R. (1997): Zum Ermüdungsverlauf verstärkter Thermoplaste bei dynamischer Beanspruchung (28). In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, S. 25–33
- [Wob01] Wobbe, H.; Zimmet, R. (2001): Die Einsparung liegt auf der Hand. Spritzgießen und Compoundieren kombiniert (52). In: *Plastverarbeiter* (2)
- [Wob08] Wobbe, H.; Bauer, R. (2008): Wenn zwei zusammenrücken. In: *Kunststoffe* (1), S. 68–71
- [Wu94] Wu, J.-S.; Yeh, T.-M. (1994): Studies on the Flexural Modulus of Structural Foams. In: *Journal of Polymer Research Vol. 1* (1), S. 61–68
- [Wur01] Wurnitsch, C.; Wörndle, R.; Spiegl, B.; Steinbichler, G.; Egger, P. (2001): Thermoplastische Träume durch Schäume. Wirtschaftliches Schaumspritzgießen für individuelle Bauteileigenschaften (91). In: *Kunststoffe*, S. 64–67, zuletzt geprüft am 23.12.2013
- [Xu01] Xu, J.; Pierick, D. (2001): MICROCELLULAR FOAM PROCESSING IN RECIPROCATING-SCREW INJECTION MOLDING MACHINES. In: *Journal of Injection Molding Technology* (Vol. 5), S. 152–159
- [Xu10] Xu, Jingyi (2010): Microcellular injection molding. Hoboken, N.J.: Wiley (Wiley series on plastics engineering and technology)

-
- [Zha05]** Zhang, G.; Thompson, M. R. (2005): Reduced fibre breakage in a glass-fibre reinforced thermoplastic through foaming (65). In: *Composites Science and Technology* (14), S. 2240–2249
- [Zsc07]** Zschau, A.; Seifert, H.; Schwitzer, K. (2007): Oberfläche ohne Fehl und Tadel. In: *Kunststoffe* (4), S. 120–122, zuletzt geprüft am 23.12.2013

Anhang

Anhang 1: Herleitung der notwendigen Wandstärke zur Generierung der gleichen Biegesteifigkeit wie bei der Kompaktbauweise

$$S_{B,S} = E_S \cdot b \cdot \frac{h_S^3}{12} \quad \text{Gleichung 41}$$

$$S_{B,K} = E_K \cdot b \cdot \frac{h_K^3}{12} \quad \text{Gleichung 42}$$

aus der Bedingung $S_{B,S} = S_{B,K}$ folgt

$$E_S = E_K \cdot \frac{h_K^3}{h_S^3} \quad \text{Gleichung 43}$$

mit dem Biegemodul exponenten n gilt für E_S außerdem

$$E_S = E_K \cdot \rho_{\text{rel}}^n = E_K \cdot \left(\frac{h_0}{h_S}\right)^n \quad \text{Gleichung 44}$$

damit lässt sich die notwendige h_S ausrechnen:

$$h_S = \sqrt[3-n]{\frac{h_K^3}{h_0^n}} \quad \text{Gleichung 45}$$

Anhang 2: Herleitung der notwendigen Wandstärke zur Generierung des gleichen maximalen Biegemoments wie bei der Kompaktbauweise

$$M_{B,\text{max},S} = \frac{\sigma_{fM,S} \cdot I_y}{z_{\text{max}}} = \frac{\sigma_{fM,S} \cdot b \cdot h_S^2}{6} \quad \text{Gleichung 46}$$

$$M_{B,\text{max},K} = \frac{\sigma_{fM,K} \cdot I_y}{z_{\text{max}}} = \frac{\sigma_{fM,K} \cdot b \cdot h_K^2}{6} \quad \text{Gleichung 47}$$

Mit dem Biegefestigkeitsexponent n gilt

$$\sigma_{fM,S} = \sigma_{fM,0} \cdot \rho_{\text{rel}}^n = \sigma_{fM,0} \cdot \left(\frac{h_0}{h_S}\right)^n \quad \text{Gleichung 48}$$

Mit den Bedingungen $M_{B,\text{max},K} = M_{B,\text{max},S}$ und $\sigma_{fM,0} = \sigma_{fM,K}$ folgt

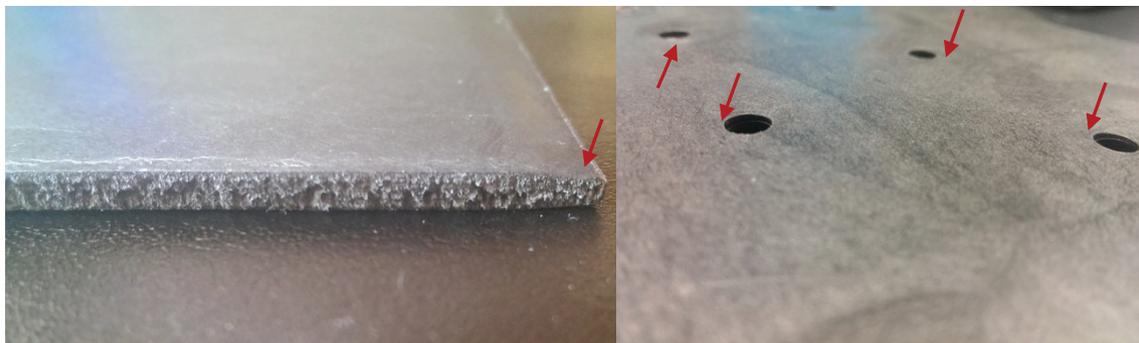
$$h_K^2 = \rho_{\text{rel}}^2 \cdot h_S^2 = \left(\frac{h_0}{h_S}\right)^n \cdot h_S^2 \quad \text{Gleichung 49}$$

damit lässt sich die notwendige h_S bestimmen durch

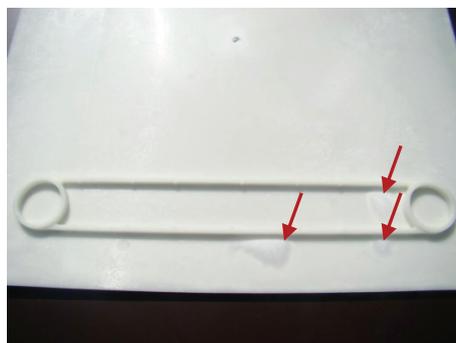
$$h_S = \sqrt[2-n]{\frac{h_K^2}{h_0^n}} \quad \text{Gleichung 50}$$

Anhang 3: Formteildefekte beim TSG

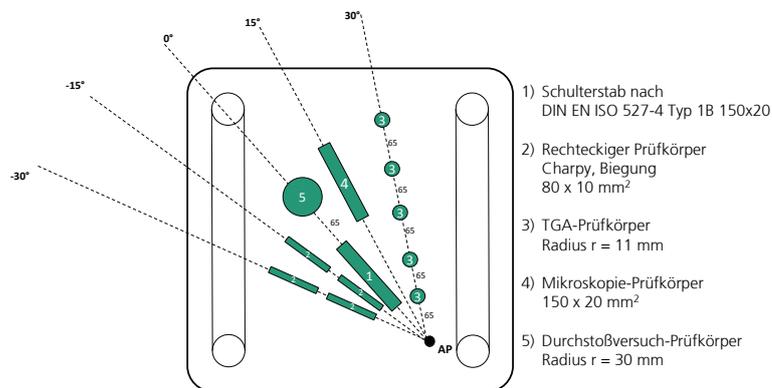
Schlierenbildung angussfern (links) und angussnah (rechts)

Aufreißen der Zellwände in der Querschnittsmitte (links),
Delamination zwischen Schaumkern und Außenhaut (rechts)

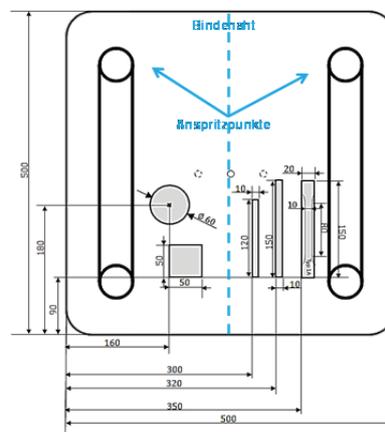
Kantendefekt an umlaufender Tauchkante (links), an kreisförmigen Durchbrüchen (rechts)



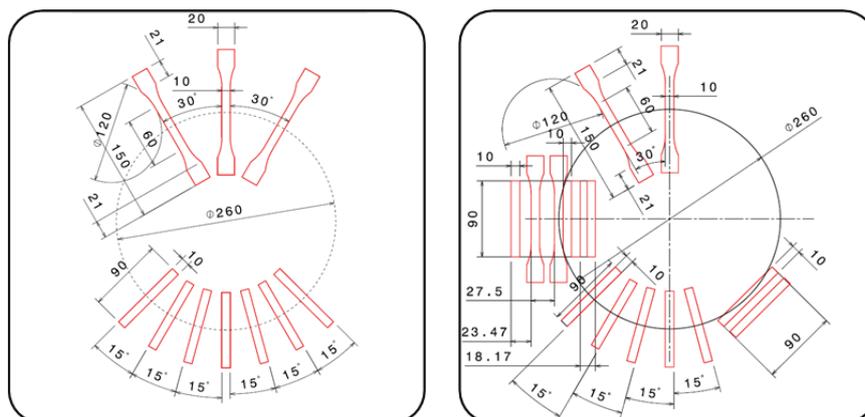
Post-Blow-Effekt

Anhang 4: Schnittplan Wasserstrahlschneiden**Versuchskampagne 1**

Schnittplan Spritzgießversuche mit Nadelverschlussdüse und Rippengeometrie, PP-LGF30



Schnittplan Spritzgießversuche mit 2 Nadelverschlussdüsen und Rippengeometrie, PA6-LGF50

Versuchskampagne 2

Schnittpläne Spritzgießversuche mit mittigem Anspritzpunkt (ohne Rippen), Einfluss der Verzögerungszeit (links), Einfluss des Treibmittels sowie Verhalten senkrecht zur Fließrichtung (rechts), PP-LGF30, MuCell-Verfahren

Eigene Publikationen zum Thema

Wissenschaftliche Paper und Zeitschriftenaufsätze

Jahr	Publikation
2011	A. Roch, T. Huber, J. Diemert, F. Henning, P. Elsner: "Direct-Foam: Foam injection moulding using direct processing technology"; Blowing Agents & Foaming Processes 2011, Proceedings, Düsseldorf, Germany, 2011
2011	T. Huber, F. Henning, B. Hangs, A. Roch: "Local Continuous Fibre-Reinforcement – Tailored Injection Moulding: Influence on the Mechanical Properties of Structural Thermoplastic Parts"; 11 th annual SPE Automotive Composites Conference & Exhibition (ACCE), Proceedings, Troy, USA, 2011
2011	A. Roch, T. Huber, M. Reif, B. Hangs: „Ressourceneffizienter Leichtbau in der Großserie“, Kunststoffe 9/2011, Hanser-Verlag
2012	A. Roch, T. Huber, M. Reif, B. Hangs: „Ressourceneffizienter Leichtbau“, VDWF Magazin 01/2011, S. 23-25, VDWF-Verlag
2012	A. Roch, T. Huber: „Der Spritzgießer kann auch Leichtbau“, Industrieanzeiger 135 (2012) 24, S. 42-45, Konradin Verlag GmbH
2013	A. Roch, T. Huber, J. Diemert, F. Henning, P. Elsner: "LIGHTWEIGHT POTENZIAL OF FIBER-REINFORCED FOAMS"; Blowing Agents & Foaming Processes 2013, 14-15 May 2013 – Mainz, Germany, 2013
2013	A. Roch, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: "LFT foams - lightweight potential for semi-structural components through the use of long-glass-fiber-reinforced thermoplastic foams", 29th International Conference of the Polymer Processing Society; Nürnberg; 2013
2013	A. Menrath, T. Huber, F. Henning, A. Roch, C. Riess: "FOAM-INJECTED SANDWICH PANELS WITH CONTINUOUS-REINFORCED FACING", 29th International Conference of the Polymer Processing Society; Nürnberg; 2013
2013	A. Roch, A. Menrath, T. Huber: „Faserverstärkte Thermoplaste in Sandwichbauweise“, Kunststoffe 10/2013, S. 183-189, Hanser-Verlag
2014	A. Roch, A. Menrath, T. Huber: „Leichtbaupotenziale durch faserverstärkte Schäume“, GAK 03/2014, S. 152 – 157, Dr. Gupta-Verlag
2014	A. Roch, L. Kehret, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: "Investigations On Injection Molded, Glass-Fiber Reinforced Polyamide 6 Integral Foams Using Breathing Mold Technology", 30. PPS Cleveland Ohio, USA
2014	A. Roch, L. Kehret, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: "INVESTIGATIONS ON INJECTION MOLDED, LONG-GLASS-FIBER REINFORCED INTEGRAL FOAMS USING BREATHING MOLD TECHNOLOGY", SPE ACCE 2014, Novi Mi, USA
2015	A. Roch, L. Kehret, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: "Fiber-reinforced integral foams for the production of lightweight truck components", VDI-Wissensforum,

Kunststoffe im Automobilbau, 18.-19. März 2015, Congress Center Rosengarten Mannheim (Germany)

Vorträge

Datum	Titel	Veranstaltung / Ort
10.05.2011	A. Roch, T. Huber, J. Diemert, F. Henning, P. Elsner: <i>"Direct-Foam: Foam injection moulding using direct processing technology"</i>	Blowing Agents & Foaming Processes 2011, Proceedings / Radisson Blu Scandinavia Hotel, Düsseldorf
18.10.2011	A. Roch, T. Huber: <i>„Innovative Spritzgieß-technologien für den strukturellen Leichtbau: Maßgeschneiderte Endlosfaserverstärkungen & Schaumspritzgießen im Direktprozess“</i>	Fakuma - Internationale Fachmesse für Kunststoffverarbeitung, Fakuma Forum, Messe Friedrichshafen
25.10.2011	A. Roch, T. Huber: <i>„Innovative Spritzgießtechnologien für den strukturellen Leichtbau: Maßgeschneiderte Endlosfaserverstärkungen & Schaumspritzgießen im Direktprozess“</i>	3. Forum Multi-Material-Design für Leichtbauanwendungen / Carbon Composites e.V. + Cluster Neue Werkstoffe + Leichtbau-Cluster, Hochschule Landshut, Landshut
01.03.2012	A. Roch: <i>„LFT-D-Schaum: Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG) im Spritzgieß-direktverfahren für strukturelle Leichtbauanwendungen“</i>	18. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e.V., Faserverbundleichtbau – Methoden, Werkstoffe und Produktion, Akademie Hotel Karlsruhe
15.05.2013	A. Roch, A. Menrath, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: <i>„LIGHTWEIGHT POTENTIAL OF FIBER-REINFORCED FOAMS“</i>	Blowing Agents & Foaming Processes 2013, 14-15 May 2013 – Mainz, Germany
03.07.2013	A. Roch, F. Henning, T. Huber, P. Elsner: <i>„LFT-D-Schaum – Leichtbaupotential für strukturelle Komponenten durch langglasfaserverstärkte, thermoplastische Schäume“</i>	19. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde, 03.-05. Juli 2013, Karlsruhe (DE)
16.07.2013	Roch, A., Huber, T., Henning, F., Elsner, P.: <i>"LFT foams - lightweight potential for semi-structural components through the use of long-glass-fiber-reinforced thermoplastic foams"</i>	29th International Conference of The Polymer Processing Society, July 15-19 2013, Nuremberg, Germany
01.10.2013	A. Roch, A. Menrath, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: <i>„LIGHTWEIGHT POTENTIAL OF FIBER-REINFORCED FOAMS“</i>	Seminario Tecnico sulla tecnologia MuCell, Proplast, Ottobre 1st, Tortona, Italy
10.06.2014	A. Roch, L. Kehret, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: <i>"Investigations On Injection Molded, Glass-Fiber Reinforced Polyamide 6 Integral Foams Using Breathing Mold Technology"</i>	30. PPS Cleveland Ohio, USA

- | | | |
|------------|---|--|
| 10.09.2014 | A. Roch, L. Kehret, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: <i>"INVESTIGATIONS ON INJECTION MOLDED, LONG-GLASS-FIBER REINFORCED INTEGRAL FOAMS USING BREATHING MOLD TECHNOLOGY"</i> | SPE ACCE 2014, Novi Mi, USA |
| 18.03.2015 | A. Roch, L. Kehret, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: <i>"Fiber-reinforced integral foams for the production of lightweight truck components"</i> | VDI-Wissensforum, Kunststoffe im Automobilbau, 18.-19. März 2015, Congress Center Rosengarten Mannheim (Germany) |
| 08.05.2015 | A. Roch, L. Kehret, T. Huber, F. Henning, P. Elsner: <i>"Lightweight potential of long-fiber-reinforced thermoplastic integral foams using foam injection molding with decompression"</i> | Automotive Thermoplastic Composites Conference, 7.-8. Mai 2015, Le Meridien Hotel, Stuttgart |

Betreute Abschlussarbeiten

- | <i>Datum</i> | <i>Titel</i> | <i>Sonstige Angaben</i> |
|--------------|--|--|
| 06/2011 | Honecker, N.: „Untersuchungen zu langfaserverstärkten Thermoplasten mit geschäumter Polymermatrix im Extrusions- und Spritzgießdirekt-verfahren“ | Diplomarbeit, Fachhochschule Kaiserslautern
Betreuer Fh: Prof. Dr. rar. nat. Thomas Stumm, Prof. Dr.-Ing. Helmut Schüle
Betreuer ICT: Alexander Roch |
| 11/2011 | Jauch, R.: „Untersuchungen zu langfaserverstärkten, thermoplastischen (LFT) Strukturbauteilen mit geschäumter Polymermatrix im Spritzgieß-Direktverfahren“ | Diplomarbeit, Karlsruher Institut für Technologie KIT
Betreuer KIT: Prof. Dr.-Ing. Frank Henning
Betreuer ICT: Alexander Roch |
| 10/2012 | Menrath, A.: „Verfahrensent-wicklung zur Herstellung geschäumter Spritzgießbauteile mit optimierter Oberflächenqualität“ | Diplomarbeit, Karlsruher Institut für Technologie KIT
Betreuer KIT: Prof. Dr.-Ing. Frank Henning
Betreuer ICT: Alexander Roch |
| 08/2013 | Kirste, T.: „Konstruktionsanpassung der Kartentasche im Audi B9 auf die MuCell-Technologie“ | Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie KIT
Betreuer KIT: Prof. Dr.-Ing. Frank Henning
Betreuer ICT: Alexander Roch |
| 09/2013 | Gatz, D.: „Grundlagenuntersuch-ungen zur Oberflächenverbesserung beim Thermoplast-Schaumspritz-gießen anhand von Wärmebarrieren im Werkzeug“ | Bachelorarbeit, Karlsruher Institut für Technologie KIT
Betreuer KIT: Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner, Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schulze
Betreuer ICT: Alexander Roch |
| 12/2013 | Kehret, L.: „Untersuchungen zu lang- und kurzglasfaserverstärkten, spritzgegossenen Polyamid-Integralschäumen“ | Masterarbeit, Fachhochschule Aachen
Betreuer Fh: Prof. Dr.-Ing. Bernhard Möglinger
Betreuer ICT: Alexander Roch |

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Alexander Thomas Roch
Geburtsdatum / -ort: 08.07.1983 / Speyer
Staatsangehörigkeit: deutsch

Beruflicher Werdegang

Seit 01/2015 Leiter Technologiekorridor Thermoplaste am Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT, 76327 Pfinztal

04/2014 – 10/2014 Auslandsaufenthalt in London (Ontario, Kanada): Verantwortlich für den Aufbau des Themenbereichs Spritzgießen am „Fraunhofer Project Centre for Composites Research at Western University“ (FPC@Western), London, ON N6M 0E1, Kanada

01/2013 – 07/2015 Technologieverantwortlicher des Bereichs „Spritzgießen“ am Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT, 76327 Pfinztal

Seit 06/2009 Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Produktbereich Polymer Engineering am Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT, 76327 Pfinztal

04/2008 – 04/2009 Hilfwissenschaftler im Produktbereich Polymer Engineering am Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT, 76327 Pfinztal

10/2007 – 03/2008 Hilfwissenschaftler am Institut für Materialforschung III, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, 76344 Eggenstein-Leopoldshafen

04/2007 – 09/2007 Industriepraktikum am Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, 76344 Eggenstein-Leopoldshafen

10/2006 – 03/2007 Hilfwissenschaftler am Institut für Materialforschung III, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, 76344 Eggenstein-Leopoldshafen

07/2005 – 09/2005 6-wöchiges Grundpraktikum bei Walther Systemtechnik GmbH, 76726 Germersheim

02/2004-03/2014 Gewerbetreibender im Bereich „E-Commerce-Lösungen“, 67363 Lustadt

Studium

- 11/2008 – 05/2009 Diplomarbeit am Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT

Thema: „Verfahrensentwicklung für lokal glasfaserverstärkte Strukturbauteile durch Umspritzen gewickelter Endlosfaser-Strukturen“

Referent: Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner, IWK I, Universität Karlsruhe (TH)
Bewertung: sehr gut (1,0)
- 04/2005 - 08/2005 Studienarbeit am Institut für Materialforschung III (IMF III),
Forschungszentrum Karlsruhe FZK, 76344 Eggenstein-Leopoldshafen

Thema: „Untersuchungen zu definierten Prozessbedingungen und Materialien für die Herstellung von partiell leitfähigen 2K-Kunststoffformen für die Serienproduktion von Mikrobauteilen“

Referent: Prof. Dr. Oliver Kraft, IWK II, Universität Karlsruhe (TH)
Bewertung: sehr gut (1,0)
- 10/2003 – 05/2009 Studium an der Universität Karlsruhe (TH)
(inzw. Karlsruher Institut für Technologie KIT)

Allgemeiner Maschinenbau mit der Gesamtnote 1,9

Verliehener akademischer Grad: Diplom-Ingenieur (Dipl.-Ing.)
- 04/2003 – 09/2003 Student im Studiengang Maschinenbau an der Technischen
Universität Kaiserslautern

Schulische Ausbildung

- 1994 - 03/2003 Max-Slevogt-Gymnasium, 76829 Landau i. d. Pfalz
- 1990 - 1994 Grundschule, 67363 Lustadt

Diese Arbeit beschäftigt sich mit langfaserverstärkten, thermoplastischen (LFT) Integral-
schäumen, hergestellt durch Schaumspritzgießen mit Dekompressionshub. Neben dem
gegenüber der Kompaktbauweise erzielbaren Leichtbaupotenzial steht zudem die
mathematische Beschreibung des mechanischen Eigenschaftsprofils und die Struktur-
auslegung von Integralschaumformteilen im Fokus der Untersuchungen.

ISSN 0933-0062

Herausgeber:
Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT
Joseph-von-Fraunhofer-Straße 7
76327 Pfinztal (Berghausen)
Telefon +49 721 4640-0
Telefax +49 721 4640-111
info@ict.fraunhofer.de
www.ict.fraunhofer.de

ISBN 978-3-8396-1005-3



9 783839 610053