Gestaltungs- und Verarbeitungsempfehlungen für den Strukturleichtbau mit geschäumten langglasfaserverstärkten Thermoplasten

Design and Processing Recommendations for Lightweight Structural Construction with Foamed Long Glass Fibre Reinforced Thermoplastics

Von der Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Reinhard Jan Peter Wolters

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Christian Hopmann
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Elmar Moritzer

Tag der mündlichen Prüfung: 14.01.2026

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online verfügbar.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand in den Jahren 2020 bis 2025 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Kunststoffverarbeitung in Industrie und Handwerk an der RWTH Aachen.

Mein herzlicher Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Hopmann für seine Unterstützung bei der Durchführung und Abfassung dieser Arbeit, für das in mich gesetzte Vertrauen sowie den großen Gestaltungsfreiraum für meine Arbeit und Forschung danken. Darüber hinaus möchte ich mich bei für des Korreferats bei Prof. Dr.-Ing. Elmar Moritzer und für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes bei Prof. Dr. rer. nat. Dipl.-Ing. Carlo Holly bedanken.

Allen Mitarbeitern des Instituts, die durch unmittelbare Unterstützung oder durch Schaffung der richtigen Arbeitsatmosphäre zu dieser Arbeit beigetragen haben, danke ich an dieser Stelle ganz besonders. Insbesondere betrifft dies die Kollegen aus der Abteilung Spritzgießen, der mechanischen Werkstatt, sowie die Kollegen Noah Mentges und Fabio Di Battista aus dem Bunker und meinem Nachfolger Luis Pieper. Mein außerordentlicher Dank gilt den studentischen Hilfskräften meiner Arbeitsgruppe Katharina Baum, Luca Kuffel, Anna Mensler, Lars Pickart, Luis Pieper, Jakob Teubler, Viet Anh Vu, sowie den Studien- und Abschlussarbeitenden Janis Gampe, Kerem Jarraya, Leon Kohlhaas, Luca Kuffel, Luis Pieper und Evdokia Tsiliakou die durch ihren unermüdlichen Einsatz zum Ergebnis dieser Arbeit ganz Wesentliches beigetragen haben. Ebenfalls danke ich meiner Kollegin Marie Hadenfeldt und den Kollegen Bastian König, Noah Mentges und Luis Pieper für die wertvollen Anmerkungen bei der Entstehung dieser Arbeit und Malte Seefeldt und Matthias Schöll für die Anmerkungen zum Promotionsvortrag.

Ein ganz herzlicher Dank gebührt meinen Eltern, meiner Lebensgefährtin Anna und meiner Schwester Freya, die mich auf meinem Lebensweg begleitet und immer unterstützt haben, insbesondere in arbeitsreichen Phasen.

Die dieser Arbeit zugrundeliegende Untersuchungen wurden mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Klima (BMWK) über das Transferprogramm Leichtbau mit dem Förderkennzeichen 03LB3044E gefördert. Dem BMWK gilt mein Dank. Darüber hinaus gilt der Danke neben dem Projektleiter Armin Kech allen weiteren Partnern. Daher bedanke ich mich bei allen beteiligten Mitarbeitenden bei Arburg, Bosch, BSH, Celanese, IABP, ISWA, ITWM, M2M und PEG für die die großzügige Unterstützung und die großartige Zusammenarbeit.

Aachen, im Dezember 2025 Jan Wolters

1 Einleitung und Zielsetzung 1

1.1 Einleitung 1

1.2 Zielsetzung 3

2 Stand der Technik 4

2.1 Faserverstärkte Thermoplaste und Faserorientierung 4

2.1.1 Einfluss der Faserlänge auf die mechanischen Eigenschaften 6

2.1.2 Grundlagen von Faserbruch und Faser-Matrix-Separation 8

2.2 Grundlagen des Thermoplast-Schaumspritzgießens 10

2.2.1 Injektion von überkritischen Fluiden in die Schmelze 11

2.2.2 Thermoplast-Schaumspritzgieß-Direktverfahren 12

2.2.3 Treibmittel Diffusion in die Schmelze oder das feste Granulat 14

2.2.4 Sorption und Diffusion in Thermoplasten 17

2.2.5 Physikalische Eigenschaften von treibmittelbeladenen Thermoplasten 19

2.2.6 Rheologische Eigenschaften von treibmittelbeladenen Thermoplasten 19

2.3 Fazit zum Stand der Forschung und Ableitung der Fragestellung und Arbeitshypothesen 21

3 Effekt der Plastifizierung auf die Faserlänge und Schmelzeviskosität 22

3.1 Vorgehen zur Bestimmung der Faserlänge und der Schmelzeviskosität an der Düse 22

3.2 Effekte der Plastifizierung auf die Faserlänge und Schmelzeviskosität an der Düse 26

4 Einfluss der Zellbildung auf die Faser-Matrix-Haftung 29

4.1 Analyse der Faser-Matrix-Haftung 29

4.2 Fazit zum Einfluss der Zellbildung auf die Faser-Matrix-Haftung 32

5 Einfluss von Fließweglänge und Wanddicke auf die mechanischen und morphologischen Eigenschaften geschäumter langglasfaserverstärkter Thermoplaste 33

5.1 Auslegung eines Werkzeugs zur Variation von Fließweg und Wanddicke 33

5.2 Einfluss der Spritzgießparameter auf die morphologischen und mechanischen Eigenschaften 35

5.2.1 Randschichtdicke und Faserlänge 38

5.2.2 Biegefestigkeit und Biegemodul 43

5.2.3 Korrelation von morphologischen und mechanischen Eigenschaften 44

5.3 Fazit zum Einfluss der Spritzgießparameter auf die morphologischen und mechanischen Eigenschaften 46

5.4 Einfluss des Fließwegs und der Wanddicke auf die morphologischen und mechanischen Eigenschaften 46

5.4.1 Maßhaltigkeit und Schwindung 48

5.4.2 Dichte und Schaummorphologie 49

5.4.3 Faserlänge und Fasergehalt 52
5.4.4 Biegefestigkeit und Biegemodul....55
5.4.5 Korrelation von mechanischen, geometrischen und morphologischen Eigenschaften 57
5.5 Einfluss der Dichtereduktion auf die mechanischen und morphologischen Eigenschaften bei verschiedenen Wanddicken.... 58
5.6 Fazit zur Variation von Fließweg und Wanddicke.... 62
6 Gestaltung von Rippen für geschäumte langglasfaserverstärkte Thermoplaste.....63
6.1.1 Vorgehen zur Analyse verschiedener Rippengeometrien....66
6.1.2 Diskussion der Prozess- und Geometrievariablen....69
6.2 Einfluss der Spritzgießparameter bei zwei Rippengeometrien 71
6.2.1 Fasermikrostruktur und Schaummorphologie 71
6.2.2 Maximalkraft und Biegemodul....77
6.3 Einfluss der Rippengeometrie 80
6.3.1 Maßhaltigkeit 81
6.3.2 Morphologie, Fasermikrostruktur und Biegeeigenschaften 83
6.4 Fazit der Analyse verschiedener Rippengeometrien.... 90
7 Bewertung des Potenzials von geschäumten langglasfaserverstärkten Thermoplasten am Beispiel eines Demonstratorformteils.....92
7.1 Gestaltung des Demonstrators.... 92
7.2 Vorgehen bei der Analyse des Demonstrators 93
7.3 Maßhaltigkeit des Demonstrators 98
7.4 Fasermikrostruktur und Morphologie des Demonstrators 99
7.5 Mechanische Eigenschaften des Demonstrators 104
7.6 Fazit zu den Untersuchungen am Demonstrator 105
8 Fazit und Ausblick.....106
9 Zusammenfassung.....109
10 Summary.....110
11 Abkürzungen, Formelzeichen, Indizes 111
11.1 Abkürzungen.... 111
11.2 Formelzeichen.... 111
11.3 Indizes.... 112
12 Literaturverzeichnis 113
13 Anhang.....128

13.1 Versuchspunkte für die Untersuchung der Fließspiralen 128

13.2 Zusätzliche Analysen an Fließspiralen 131

13.3 Versuchspunkte für die Untersuchung der Fließspiralen 140

13.4 Zusätzliche Untersuchungen an Rippen 142

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Einleitung

Kontinuierlich steigende Anforderungen an Leichtbau und Ressourceneffizienz, insbesondere im Automobilbau, resultieren in einer signifikant erhöhten Nachfrage nach langglasfaserverstärkten Thermoplasten (LFT) [MK13, NLH+20]. Auch in anderen Branchen steigen die regulatorischen Anforderungen an die Ressourceneffizienz hochbelasteter Formteile [WLK22]. Mit LFT können aufgrund der längeren Fasern gegenüber klassischen kurzglasfaserverstärkten Thermoplasten (SFT) deutliche Steigerungen der Festigkeit und der Schlagzähigkeit erreicht werden [TV96, TV97]. Aufgrund der guten mechanischen Eigenschaften bei einem gleichzeitig niedrigen Preis bieten sich LFT daher für hochbelastete Formteile als Metallersatz an [NLH+20].

Um das Potenzial von LFT als Konstruktionswerkstoff zu nutzen, bedarf es jedoch zunächst eines Verständnisses der komplexen Eigenschaftszusammenhänge des Werkstoffs: Die mechanischen Eigenschaften von LFT werden maßgeblich durch die Mikrostruktur beeinflusst [NLH+20, Tho02]. Diese wird durch die Faserlänge, den Fasergehalt und die Faserorientierung definiert. Der Verarbeitungsprozess und die Formteilgestaltung des Werkstoffs haben dabei einen Einfluss auf die Eigenschaften der Mikrostruktur. So kommt es beispielsweise durch geringe Fließquerschnitte im Formteil und hohe Scherraten zu einer erheblichen Faserschädigung [Thi91].

Geringe Fließquerschnitte oder Wanddickensprünge können bei langen Fasern außerdem zu Faseragglomerationen führen: Bei plötzlichen Querschnittsänderungen wie Rippen ohne angepasste Radien können sich lange Fasern an der Rippenbasis ansammeln und ein Fasernetz bilden [Kuh18, SLS05]. Weitere Fasern werden dadurch behindert und sammeln sich an der Rippenbasis, anstatt in die Rippe zu fließen. Eine solche Faseragglomeration kann dazu führen, dass der Fasergehalt innerhalb eines Formteils um bis zu 50 % variiert, wenn Rippen geringe Radien an der Rippenbasis oder geringe Rippendicken aufweisen [Kuh18]. Um faserarme Zonen zu verhindern und Faserbruch zu reduzieren, empfehlen bisherige Forschungsarbeiten hohe Fließquerschnitte. Allerdings können diese aufgrund unzureichender Nachdruckwirkung bei LFT verstärkt in Lunkern resultieren. Zusätzlich führt ein höherer Nachdruck zu erheblicher Faserschädigung und beeinflusst die Faserorientierung [MC00, PN07].

Eine Möglichkeit, um Faserbruch zu reduzieren und gleichzeitig eine größere Freiheit bei der Formteilgestaltung zu erhalten, ist der Einsatz des Thermoplast-Schaumspritzgießens (TSG) mit den Verfahren ProFoam oder ZiFoam [SHO21, Yan15]. Bei den Verfahren diffundiert das Treibmittel sowohl vor als auch während der Plastifizierung in Granulat und Schmelze, was eine geringere Viskosität der Schmelze zur Folge hat, sowie die Schmelzenthalpie und die Schmelzetemperatur reduziert [Pre05, Rie23, Sei96]. Hierdurch kann mittels TSG der Faserbruch bei der Plastifizierung reduziert werden [SHO22]. Neben der Plastifizierung beeinflusst das TSG jedoch auch weitere Eigenschaften der Formteile: Durch das Aufschäumen wird der Nachdruck substituiert. Hierdurch entsteht ein homogener Aufschäumdruck, der die Entstehung von Einfallstellen und Verzug verhindert. Gleichzeitig wird beim TSG eine Dichtereduktion von meist 6 % bis 10 % gegenüber kompakten Formteilen erreicht [AM10, TWS23]. Diese Dichtereduktion wird durch eine feine Schaummorphologie mit einer kompakten Randschicht und einem geschäumten Kern ermöglicht. Dabei haben die Randschichtdicke und die Zellgröße im geschäumten Kern einen erheblichen Effekt auf die mechanischen Eigenschaften [Cra08, MO09]. Bisherige Untersuchungen zeigen, dass die Schaummorphologie und damit die mechanischen Eigenschaften durch die Prozessparameter und die Formteilgestaltung beeinflusst werden [DHB+21, MO09].

Zusätzlich zur Dichtereduktion können beim TSG durch konstruktive Änderungen Materialeinsparungen von oft mehr als 10 % erzielt werden [KR22, TWS23]. Ermöglicht werden diese Einsparungen durch die Reduzierung der Wanddicken, die beim konventionellen Kompaktspritzgießen nur erforderlich sind, um eine ausreichende Nachdruckwirkung am Ende des Fließwegs zu erreichen. Auch für Geometrieelemente wie Rippen ergeben sich aus dem Aufschäumen beim TSG andere Gestaltungsempfehlungen als beim konventionellen Kompaktspritzgießen [AM10, HMM+18]. Da höhere Rippendicken beim TSG nicht zu Einfallstellen führen, müssen diese auch nicht mit Nachdruck versorgt werden. Hierdurch können die Rippen lastgerecht gestaltet werden und die Rippendicke wird nicht durch übliche Empfehlungen für das konventionelle Kompaktspritzgießen limitiert.

Durch das TSG können bei der Verarbeitung von LFT insbesondere zwei Vorteile erreicht werden: längere Fasern und eine höhere Gestaltungsfreiheit. Während das Potenzial des TSG zur Reduktion von Faserbruch bereits nachgewiesen wurde [SHO21, SHO22, Yan15], wurden Herausforderungen und Potenziale bei der Gestaltung von Formteilen aus geschäumten LFT

bisher nicht analysiert. Dies bezieht sich auf Phänomene wie die Faserentmischung entlang des Fließwegs, Faseragglomerationen und daraus folgend Faserverarmung in Rippen sowie den Effekt der Formteilgestaltung auf die Schaummorphologie von LFT.

1.2 Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, ausgehend von der Quantifizierung der Vorteile des TSG bei der Plastifizierung, Empfehlungen für die Formteilgestaltung anhand einfacher Probekörper abzuleiten und die Potenziale der Technologie an einem komplexen Demonstrator aufzuzeigen. Dazu wird der Einfluss der Fließweglänge, der Wanddicke und der Rippengeometrie auf die Morphologie, die Fasermikrostruktur und die mechanischen Eigenschaften geschäumter LFT bewertet. Auf Basis dieser Eigenschaftsbeziehungen für geschäumte LFT werden Empfehlungen für die Formteilgestaltung gegeben. Da die Prozessparameter die morphologischen und mechanischen Eigenschaften von LFT und TSG Formteilen erheblich beeinflussen [Cra08, NLH+20], wird im Rahmen der Arbeit außerdem der Einfluss der Prozessparameter auf die Eigenschaften von geschäumten LFT mit dem Einfluss der Formteilgeometrie verglichen.

Durch die Untersuchung verschiedener Fließweglängen und Wanddicken kann der Einfluss des TSG auf typische Effekte bei der Verarbeitung von LFT wie Faserentmischung und Faserbruch während der Formfüllung quantifiziert werden. Anhand der Morphologie, der Fasermikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften werden außerdem Empfehlungen für Fließweglänge und Wanddicke abgeleitet. Basierend auf diesen Empfehlungen kann die Anzahl an Anspritzpunkten bei der Formteilgestaltung definiert werden. Zusätzlich werden Rippen als wesentliches Geometrieelement für die Versteifung von Formteilen untersucht. Hierdurch können Limitationen und Potenziale des TSG bei der Verarbeitung von LFT für die Gestaltung von Rippen und Wanddickensprüngen analysiert und Empfehlungen abgeleitet werden.

Abschließend wird das Potenzial von geschäumten LFT unter Berücksichtigung der Gestaltungs- und Verarbeitungsempfehlungen anhand eines komplexen Demonstrators bewertet. Hierzu werden die Morphologie und die Fasermikrostruktur an weiteren Geometrieelementen komplexer Spritzgießformteile analysiert und die mechanischen Eigenschaften des Demonstrators in einem komplexen anwendungsnahen Lastfall bestimmt.

2 Stand der Technik

Im folgenden Kapitel werden die werkstoff- und verfahrenstechnischen Grundlagen erläutert, die zum Verständnis und zur Beschreibung der Eigenschaften von langglasfaserverstärkten Thermoplasten (LFT) und Formteilen notwendig sind, die mit dem Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG) hergestellt werden. Zuerst werden hierzu die werkstofflichen Grundlagen von faserverstärkten Kunststoffen dargelegt, gefolgt von der Vorstellung verschiedener Anlagenkonzepte für das TSG und deren Potenziale für die Verarbeitung von LFT. Abschließend wird der aktuelle Stand der Forschung zum Schaumspritzgießen von LFT diskutiert.

2.1 Faserverstärkte Thermoplaste und Faserorientierung

Durch den Einsatz von Füllstoffen mit einem großen Aspektverhältnis, wie Fasern, können erhebliche Steigerungen der Festigkeit und Steifigkeit erreicht werden [MK13, NLH+20]. Die faserverstärkten Kunststoffe werden von *Oelgarth* und *Dittmann* entsprechend der Faserlänge in drei Klassen eingeteilt [Dit98, OD98]. In Abbildung 2.1 werden die drei Faserlängenklassen definiert und einer Fasermikrostruktur sowie Halbzeugform zugeordnet.

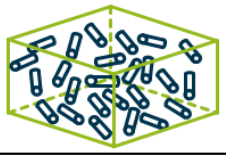
	Kurzfaserverstärkte Thermoplaste (SFT)	Langfaserverstärkte Thermoplaste (LFT)	Endlosfaserverstärkte Thermoplaste
Faserlänge	<< 4,5 mm	4,5 - 50 mm	Bauteillänge
Fasermikrostruktur im Bauteil	3-D 	2-D 	1-D 
Halbzeug/ Formmasse	Granulat	GMT/LFG/ Direkt-LFT	Gewebe, Gelege-prepregs, etc.

Abbildung 2.1: Definition und Abgrenzung der Faserlängenklassen nach [Bra01]

Figure 2.1: Definition and differentiation of fibre length classes according to [Bra01]

Endlosfasern wie Gewebe oder Gelege verfügen über eine in der Formteilgestaltung definierte Faserlänge und Orientierung [MK13]. Kurz- und langglasfaserverstärkte Kunststoffe werden in Pressverfahren oder im Kompaktspritzgießen verarbeitet und verfügen über eine

prozessinduzierte Faserorientierung und -länge [JM04, Thi91]. Für die Beschreibung der Faserorientierung haben sich daher verschiedene Schichtmodelle mit drei bis neun Schichten etabliert. Eines dieser Modelle ist das 5-Schichtmodell nach *Geisbüsch*, auf das im Folgenden eingegangen wird und das in Abbildung 2.2 dargestellt ist [MG82].

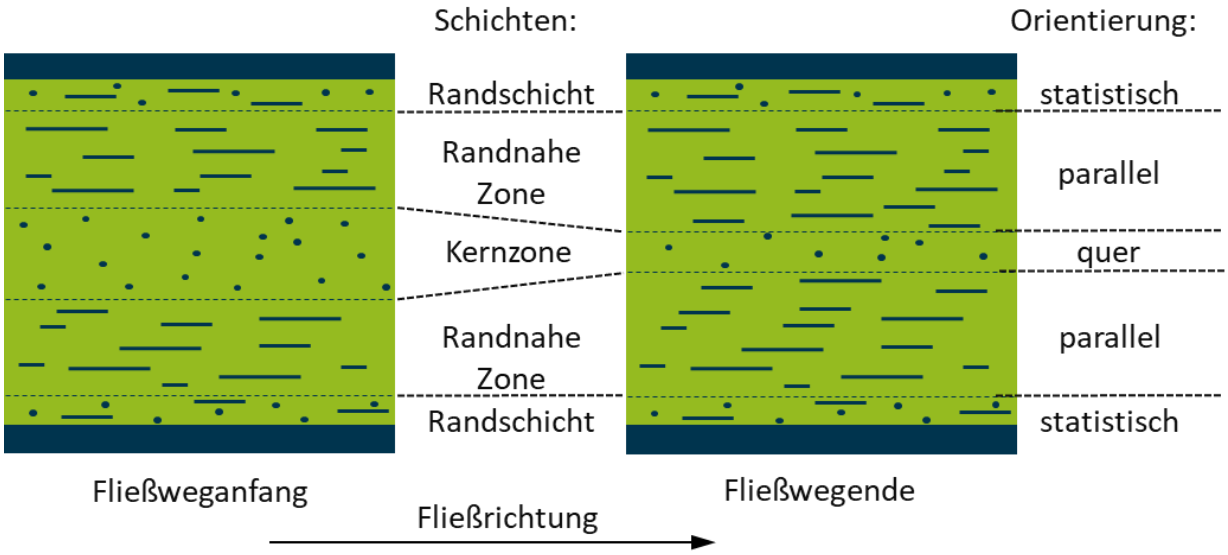


Abbildung 2.2: Darstellung des 5-Schichtmodells zur Beschreibung der Faserorientierung über den Querschnitt und die Veränderungen der Zonendicken entlang des Fließwegs

Figure 2.2: Illustration of the 5-layer model to describe the fibre orientation along the cross-section and the changes in zone thickness along the flow path

Die Ausbildung der 5-Schichten wird auf komplexe Strömungsvorgänge bei der Formteilfüllung zurückgeführt. Die Faserorientierung in der Randschicht ist aufgrund der schnellen Abkühlung und geringen Fließgeschwindigkeit statistisch orientiert. Währenddessen liegt in der randnahen Zone aufgrund der hohen Schergeschwindigkeiten in diesem Bereich über eine hohe Orientierung parallel zur Fließrichtung vor [BT92, PLY+01, WGL+11]. Dabei wird die Ausprägung der randnahen Zone durch die Prozessparameter beim Kompaktspritzgießen beeinflusst [Wöl87], da die randnahe Zone maßgeblich durch die hohe Schergeschwindigkeit definiert wird. In der Kernzone liegt eine geringe Schergeschwindigkeit vor und die Fasern werden in der Kernzone durch Dehnungskräfte beeinflusst, woraus eine Querorientierung der Fasern resultiert [Moh92, PRO15]. Der Anteil der Kernzone am Querschnitt nimmt mit dem Querschnitt des Fließspaltes und mit zunehmendem Fließweg ab, da sich hierdurch das Schergeschwindigkeitsprofil ändert.

In verschiedenen Arbeiten wurde darüber hinaus auch der Einfluss des Nachdrucks auf die Faserorientierung untersucht [PN07, PN12]. Die Orientierung der Fasern in der Kernzone quer zur Fließrichtung in Angussnähe wird insbesondere durch den Nachdruck verursacht. Auch die Viskosität der Schmelze hat einen Einfluss auf die Ausprägung der verschiedenen Zonen. So können durch eine Temperaturerhöhung und die daraus folgende niedrigere Viskosität der Spritzdruck und der Orientierungsgrad der Fasern parallel zur Fließrichtung reduziert werden [BT92, PN07, PN12].

2.1.1 Einfluss der Faserlänge auf die mechanischen Eigenschaften

Industriell werden derzeit insbesondere SFT in verschiedenen Verarbeitungsverfahren eingesetzt [MK13, NN24b]. LFT verfügen jedoch gegenüber SFT über wesentliche Vorteile: Zu diesen gehören eine höhere Festigkeit, höhere Schlagzähigkeit und höhere dynamische Steifigkeit [FL96, LLW+16, TV96, TV97]. Dadurch verfügen LFT über großes Potenzial als Metallersatz und werden bereits vielfach in hochbelasteten Formteilen wie Instrumententafelträgern im Automobilbau eingesetzt [NLH+20]. Die dabei verwendeten Stäbchengranulate werden nicht wie SFT compoundiert, sondern pultrudiert. Die Faserlängen werden mittels Kaltabschlag auf Längen zwischen 7 mm und 50 mm eingestellt [MK13]. Bei der weiteren Verarbeitung der Stäbchengranulate ist eine möglichst schonende Prozessführung notwendig, da die Fasern bei der Verarbeitung erheblich geschädigt werden [Thi91].

Mit einem Marktanteil von 65 % ist Polypropylen (PP) der dominierende Matrixwerkstoff beim Einsatz von LFT. Der zweite relevante Matrixwerkstoff ist mit einem Marktanteil von 20 % Polyamid 6 (PA 6) [NLH+20]. Gründe dafür sind zum einen der geringe Preis von PP gegenüber anderen Matrixwerkstoffen, und zum anderen der größere Einfluss der Faserlänge auf die mechanischen Kennwerte bei PP verglichen mit anderen Matrixmaterialien wie Polyamid 6 [MK13, NLH+20]. Der stärkere Effekt der Faserlänge bei PP kann mit Hilfe der kritischen Faserlänge l_c erklärt werden: Ab der kritischen Faserlänge kommt es beim Versagen des Formteils zum Faserbruch. Bei einer zu kurzen Faserlänge unterhalb der kritischen Faserlänge l_c kommt es aufgrund einer zu geringen Faser-Matrix-Haftung zum Faserauszug [NLH+20]. Die kritische Faserlänge definiert die Länge, ab der die Tragfähigkeit der Faser für den jeweiligen Lastfall vollständig ausgenutzt wird. Die kritische Faserlänge wird wie in Gleichung 2.1 definiert [Cha13, MHM+14].

$$\left(\frac{l}{d}\right)_c = \frac{\sigma_f}{2\tau_m} \qquad \textit{(Gl 2.1)}$$

Mithilfe des Faserdurchmessers d, der Zugfestigkeit der Faser σ_f und der angreifenden Schubspannung der Faser-Matrix-Grenzfläche τ_m lässt sich die kritische Faserlänge berechnen. Je nach Quelle werden verschiedene kritische Faserlängen angegeben. Jedoch liegen die kritischen Faserlängen von PP aufgrund niedrigerer angreifenden Schubspannung der Faser-Matrix-Grenzfläche deutlich oberhalb von denen eines Polyamid 6 [MK13, NLH+20]. Daher ist eine schonendere Verarbeitung notwendig, um das Potenzial des LFT zu nutzen. Die kritische Faserlänge für die Zugfestigkeit von Langglasfaser (LGF) PP liegt je nach Quelle und verwendeter Schlichte zwischen 0,9 mm und 5,5 mm [MC00, RDC00, SMC+98]. Die mechanischen Kennwerte in Abhängigkeit der Faserlänge für PP werden in Abbildung 2.3 dargestellt [TV96]. Die Faserlängenverteilung beim LFT Kompaktspritzgießen liegt zwischen der Länge der eingesetzten Stäbchengranulate und der typischen Länge von SFT. Dieser Bereich ist im Diagramm mit LFT Spritzgießen markiert.

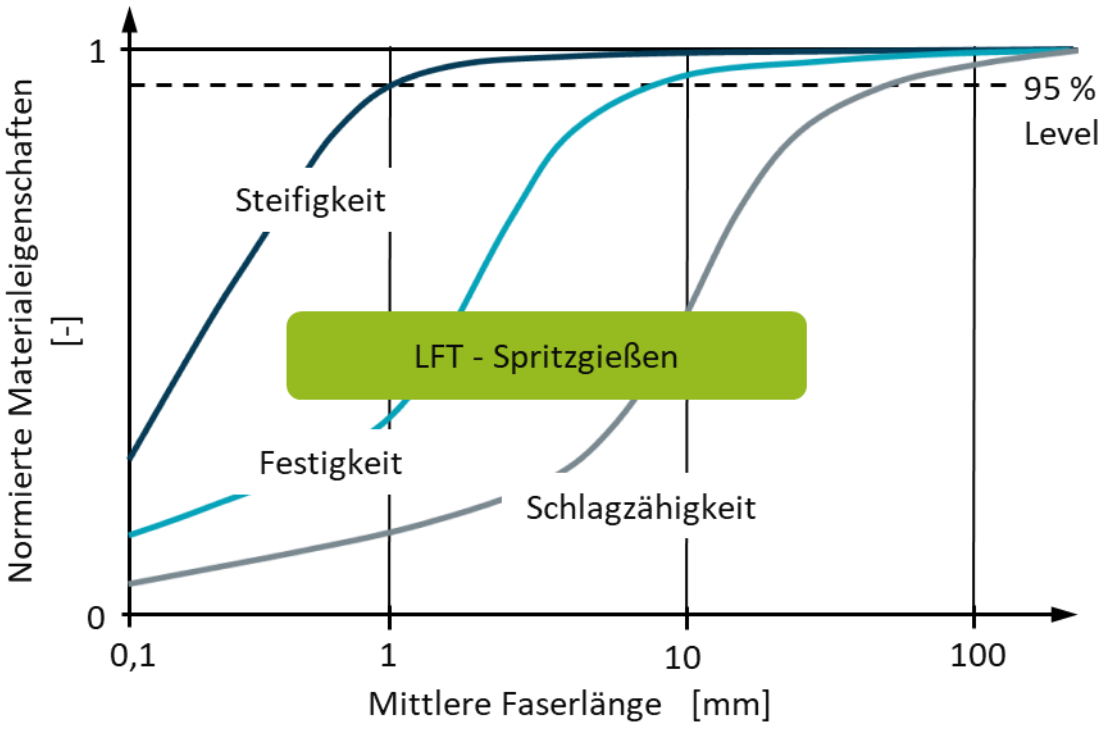


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung des Einflusses der mittleren Faserlänge auf die Eigenschaften von Polypropylen in Anlehnung an [Tho02, TV96]

Figure 2.3: Schematic illustration of the influence of the average fibre length on the properties of polypropylene based on [Tho02, TV96]

Ausgehend von Stäbchengranulaten mit einer Länge zwischen 6 mm und 25 mm, werden im Formteil mittlere Faserlängen bei PP LGF liegt zwischen 0,73 mm und 3,3 mm beim Kompaktspritzgießen erreicht, je nach Quelle, Prozessparametern und Maschinenkonfiguration [MC00, NLH+20]. Durch eine Steigerung der Faserlänge innerhalb des markierten Faserlängenbereiches kann bei PP LGF eine Steigerung der Festigkeit und der Schlagzähigkeit erreicht werden [TVS+96]. Im Folgenden werden daher die wesentlichen Faserschädigungsmechanismen näher beschrieben.

2.1.2 Grundlagen von Faserbruch und Faser-Matrix-Separation

Für die Beschreibung der wesentlichen Faserbruchursachen wird dem Materialfluss bei der Verarbeitung des LFT gefolgt. Dabei können die auftretenden Faserschädigungsmechanismen in drei Kategorien eingeteilt werden [TE83, Thi91]:

- Faser-Maschinen-Interaktion
- Faser-Faser-Interaktion
- Faser-Matrix-Interaktion

Die Faser-Maschinen-Interaktion ist der dominierende Schädigungsmechanismus zu Beginn der Plastifizierung und beeinflusst die Faserlänge maßgeblich [Thi91]. Je nach Maschinentyp und Schneckenkonfiguration kommt es bereits beim Einzug des LFT in die Schnecke durch den Bruch der Granulate zu einer erheblichen Faserschädigung, wenn Granulate zwischen Schneckengängen und Zylinderwand abgeschert werden [Wol96]. Größere Schneckendurchmesser und eine tiefer geschnittene Einzugszone verringern diesen Effekt [BH00]. Die Zugabe von reinem Matrix-Granulat verbessert außerdem die Rieselfähigkeit und ermöglicht hierdurch eine weitere Reduktion des Abscherens in der Einzugszone [Wol96].

Nach dem Einzug der Granulate in die Schnecke kommt es durch steigenden Druck auf das Granulat zu Deformation und Bruch der LFT Stäbchengranulate. Dieser Effekt kann durch Zugabe von reinem Matrix-Granulat und angepassten Gangsteigungen reduziert werden [Wol96]. Auch zwischen Schneckenstegen und Zylinderwand kommt es zur Faserschädigung, insbesondere mit steigendem Staudruck [Thi91, Wol96].

Im weiteren Verlauf wird die Matrix der LFT Stäbchengranulate sukzessive aufgeschmolzen. Hierdurch steigt der Anteil der kritischen Faser-Matrix- und Faser-Faser-Interaktionen an, die nun maßgeblich für die Faserschädigung verantwortlich sind [Thi91]. Kritische Faser-Matrix-

Interaktionen entstehen durch teilweise freigeschmolzene Fasern, die in die Schmelzeströmungen hinein ragen und durch gegenläufige Strömungen, beispielsweise an den Schneckenflanken, abgeschert werden [MGS88]. Ein niedriges Kompressionsverhältnis kann in diesem Bereich der Schnecke den Faserbruch reduzieren [IMT+15].

Faser-Faser-Interaktionen treten erst nach dem Aufschmelzen in nennenswertem Umfang auf, da hierzu eine ausreichende Faserbeweglichkeit gegeben sein muss [Thi91]. Mit steigendem Fasergehalt nimmt die Wahrscheinlichkeit für Faser-Faser-Interaktionen zu, da der freie Bewegungsraum für die Fasern abnimmt. Durch die geringere Bewegungsfreiheit der Fasern kommt es verstärkt zu kritischen Biegungen in Fasersegmenten, die zu Faserbrüchen führen. Faser-Faser-Interaktionen sind daher wesentlich für die abnehmende Faserlänge mit steigendem Fasergehalt [GMS+89a, GMS+89b, MGS88]. Neben der Schädigung durch Fasern können auch andere Füllstoffe, Additive oder Verunreinigungen mit einer höheren Festigkeit als Glas Faserbruch verursachen. Hierzu zählen beispielsweise anorganische Farbstoffe wie Titandioxid [Ste02].

Die resultierenden Faserlängen von LFT nach der Plastifizierung in der Maschinendüse sind deutlich höher als in Formteilen, die mit vergleichbaren Dosierparametern hergestellt wurden [HW24, Wol24]. Dies ist insbesondere auf Faser-Matrix- und Faser-Faser-Interaktionen zurückzuführen, die bei der Formteilfüllung Faserschädigungen hervorrufen [MC00, Thi91]. Diese Interaktionen führen zum Faserbruch und verursachen nach der Hypothese von *Osswald* und *Goris* ebenfalls eine Faser-Matrix-Separation [GO18]. Diese Hypothese basiert auf verschiedenen Arbeiten, die eine reduzierte Faserlänge und einen geringeren Fasergehalt in Randzonen und randnahen Zonen nachweisen [BO20, GO18, LKC+05, OA96, TA93]. Die grundlegenden Mechanismen bei der Faser-Matrix-Separation sind in Abbildung 2.4 dargestellt.

Laut der Hypothese von *Osswald* werden die Fasern in der kühleren Randzone und randnahen Zone bei der Formteilfüllung von der Schmelze oder von anderen Fasern abgebrochen oder herausgezogen. In der Kernzone steigt hierdurch der Fasergehalt um bis zu 50 % gegenüber dem mittleren Fasergehalt der Probekörper [GO18]. Diese Unterschiede im Fasergehalt werden, wie die Faserorientierung, durch das Schergeschwindigkeitsprofil verursacht. Durch diese Anreichung der nachströmenden Schmelze mit Fasern ergeben sich auch entlang des

Fließwegs starke Unterschiede im Fasergehalt [HMS87, KKT+17, Thi91, Wol24], die durch die Hypothese von *Osswald* erklärt werden können.

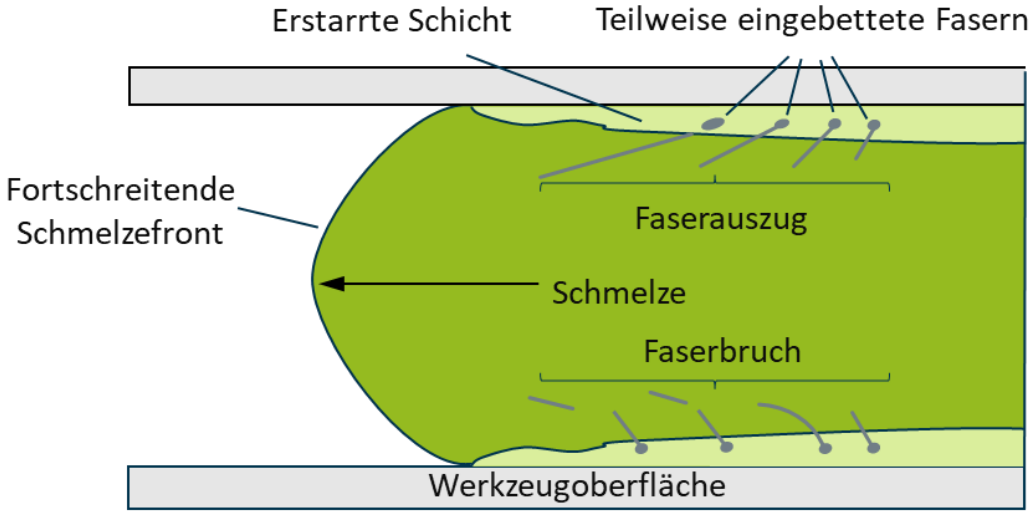


Abbildung 2.4: Faserauszug und Faserbruch bei der Formteilfüllung [GO18]

Figure 2.4: Fibre extraction and fibre breakage during part filling [GO18]

Durch das Herausziehen und Abbrechen der Fasern steigen Fasergehalt und Faserlänge an der Fließfront und somit am Fließwegende an. Aus diesen Inhomogenitäten der Formteile ergeben sich Herausforderungen bei der Gestaltung der Formteile, da diese bisher nur unzureichend analysiert wurden und daher nur unzureichend beschrieben werden können [GO18]. Auch der Einfluss der Viskosität und der Prozessparameter auf die Entmischung ist bisher nicht ausreichend untersucht [GO18].

2.2 Grundlagen des Thermoplast-Schaumspritzgießens

Das Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG) zählt zu den verbreiteten Spritzgießsonderverfahren und hat sich in vielen Industriebereichen etabliert [DHB+21, TWS23, VDI23]. Wesentliche Gründe für die Verbreitung des TSG sind die großen Vorteile für die Formteilqualität und Gestaltungsfreiheit bei gleichzeitig geringerer Formteildichte [AM10, HMM+18]. Aus der geringeren Dichte resultieren ein geringerer Materialeinsatz sowie Energieeinsparungen bei der Verarbeitung und somit niedrigere Emissionen bei der Herstellung von Formteilen mit dem TSG [ECF+14, FGL+23].

Dabei haben sich verschiedene Anlagentechniken und Treibmittel für das TSG etabliert [AM10, DHB+21]. Diese werden anhand der Einbringung und der Art des Treibmittels unterschieden.

Chemische Treibmittel werden als Masterbatch oder als Pulver zudosiert und zersetzen sich bei der Plastifizierung in ein Treibfluid und einen festen Zersetzungsrückstand [AM10, TWS23]. Beim physikalischen TSG werden die Treibmittel Kohlenstoffdioxid (CO_2) oder Stickstoff (N_2) mittels spezieller Anlagentechnik direkt zugeführt. Die für die Verarbeitung von LFT relevante Anlagentechnik für das physikalische TSG kann im Wesentlichen in drei verschiedene Konzepte eingeteilt werden, die im folgenden Kapitel vorgestellt werden.

2.2.1 Injektion von überkritischen Fluiden in die Schmelze

Die verbreitetste Anlagentechnik für das TSG ist das MuCell-Verfahren der Firma Trexel Inc., MA Wilmington, USA [TWS23]. Das Patent für das Verfahren wurde im Jahr 1997 beantragt und 1999 veröffentlicht [PSB99]. Das Verfahren basiert, wie das später patentierte Cellmould-Verfahren der Firma WITTMANN Group, Kottingbrunn, Österreich, auf der flussgesteuerten Injektion eines überkritischen Fluids in die plastifizierte Schmelze [AM10]. Die dafür notwendige Peripherie und Schneckengeometrie werden in Abbildung 2.5 skizziert. Durch die zusätzlichen Aggregate und die spezielle Schnecke erhöhen sich die Anschaffungskosten für die Maschine um circa 35 % [HM12].

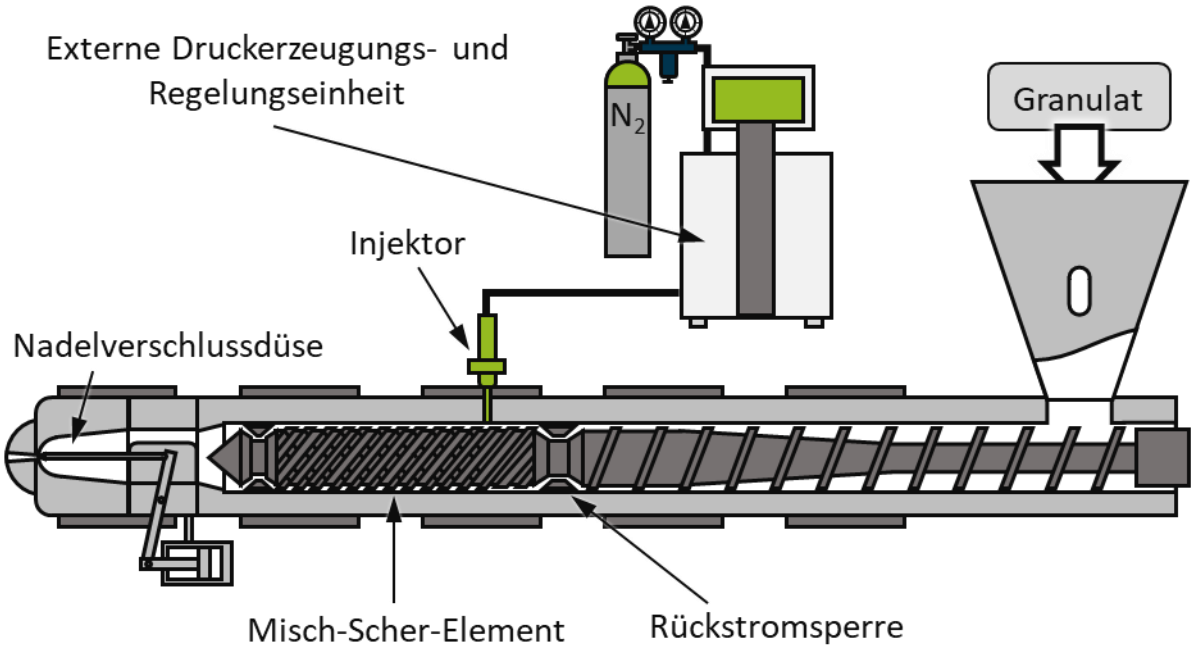


Abbildung 2.5: Schematische Darstellung der Plastifiziereinheit mit Misch- und Scherteilen sowie einem Injektor und der Treibmitteldosierstation für das MuCell-Verfahren

Figure 2.5: Schematic representation of the plasticising unit with mixing elements, an injector and the propellant dosing station for the MuCell process

Für die Bereitstellung des überkritischen Fluids beim MuCell-Verfahren wird eine Gasdosierstation benötigt, welche das Treibmittel N_2 oder CO_2 in den überkritischen Zustand bringt. Hierzu wird bei N_2 ein Druck von über 34 bar und eine Temperatur von über -147 °C erreicht werden. Für die konstante Treibmittelbereitstellung wird das Treibmittel auf einen Speicherdruck von 440 bar komprimiert und flussgesteuert bei einem Injektionsdruck von 80 bar bis 250 bar in die Schmelze injiziert [NN15]. Der Staudruck liegt dabei circa 10 bar unter dem Injektionsdruck und ist wesentlich höher als beim konventionellen Kompaktspritzgießen üblich. Durch die hohen Drücke bei der Verarbeitung kann ein höherer Treibmittelgehalt in der Schmelze gelöst werden. Für die Homogenisierung des Treibmittel-Schmelze-Gemisches ist eine spezielle Schnecke mit Misch- und Scherelementen erforderlich, welche je nach Modell deutlich länger ist als eine konventionelle Spritzgießschnecke. Die Treibmittel werden mithilfe dieser Misch- und Scherelementen fein in der Schmelze verteilt [KKK+21]. Die notwendige Scherung für diese feine Verteilung führt bei Standard-MuCell-Schnecken zu einer bis zu 70 % niedrigeren, gewichtsgemittelten Faserlänge gegenüber klassischen Dreizonenschnecken [Pie22, Roc15, Yan15]. Aufgrund der starken Schädigung der Fasern durch die speziellen Schnecken und den hohen Staudruck kann das Potenzial von geschäumten LFT mit diesen Verfahren nicht vollständig genutzt werden.

2.2.2 Thermoplast-Schaumspritzgieß-Direktverfahren

Eine schonendere Verarbeitung von Thermoplasten kann mit Spritzgieß-Direktverfahren erreicht werden. Bei diesen erfolgen die Compoundierung und die Formgebung aus einer Wärme ohne zusätzliches Abkühlen, Granulieren und der damit einhergehenden Faserverkürzung bei der erneuten Plastifizierung der LFT Stäbchengranulate. In den Arbeiten von *Roch* und *Lohr* wurde das Potenzial von LFT-Schaumspritzgieß-Direktverfahren (LFT-Direkt) für PP, PA 6 und Polyphenylensulfid (PPS) untersucht [Loh19, Roc15]. Der Aufbau der von *Roch* aufgebauten Anlage für das LFT-Direkt ist in Abbildung 2.6 dargestellt [Roc15].

Für die Plastifizierung wurde ein 40 mm Doppelschneckenextruder mit einer Treibmitteldosierstation verwendet. Für die Einbringung der Fasern werden Rovings direkt eingezogen und eine konventionelle Spritzgießmaschine dient als Einspritzkolben. Als Verfahrensvariante des TSG haben *Roch* und *Lohr* das atmende Werkzeug untersucht. Bei dieser Verfahrensvariante des TSG wird das Werkzeug vollständig gefüllt und nach einer Verzögerungszeit kontrolliert geöffnet. Erst durch die Volumenvergrößerung der Kavität durch

die Werkzeugöffnung beginnt das Aufschäumen. Dies ermöglicht höhere Gewichtsreduktionen gegenüber der untervolumetrischen Füllung und die Steuerung der Formteileigenschaften über die Prozessparameter [AM10, TWS23].

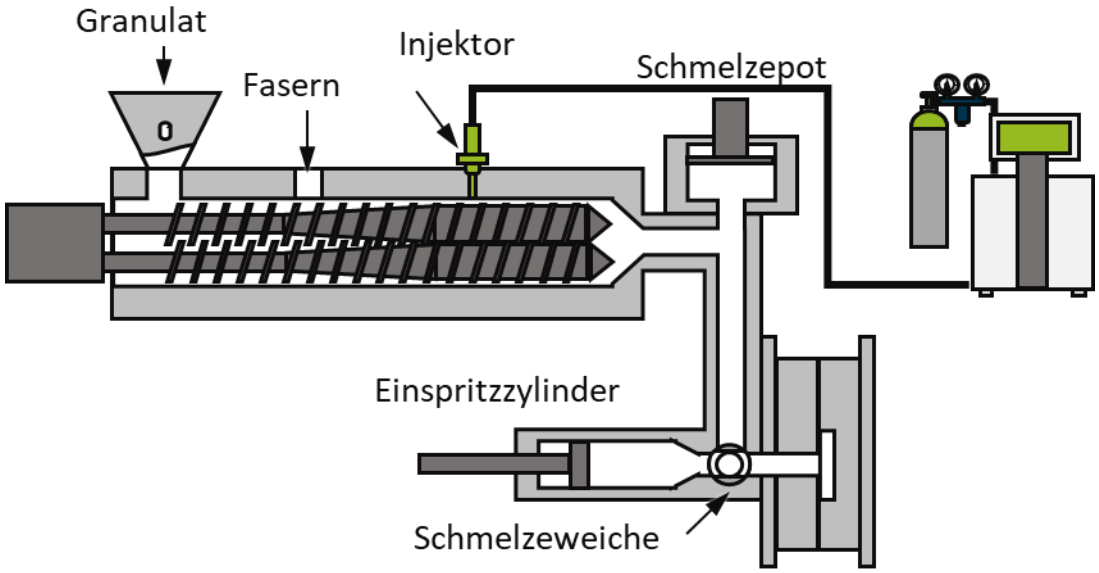


Abbildung 2.6: Skizze des Anlagenaufbaus für das LFT-Direkt nach [Roc15]

Figure 2.6: Sketch of the structure of the system for the LFT direct according to [Roc15]

Durch den Einsatz von LFT-Direkt konnten im Vergleich zu chemischen Treibmitteln und MuCell deutlich längere Fasern in den untersuchten Formteilen erzielt werden. Die gewichtsgemittelte Faserlänge von LFT-Direkt Formteilen ist 87 % länger als die beim Einsatz einer MuCell-Schnecke und 60 % länger als beim Einsatz einer Langfaser-Schnecke, die für das chemische Schäumen eingesetzt wurde [Roc15]. Die höhere mittlere Faserlänge beim LFT-Direkt ist insbesondere auf eine deutlich bereitere Faserlängenverteilung zurückzuführen. Hieraus resultieren ebenfalls erheblich verbesserte gewichtsspezifische Schlag- und Biegeeigenschaften der geschäumten Formteile [LBH+18, LBH+19, LDM+18, LME+17, RHH+14, RKH+15, RMH+13].

Nachteilig beim Einsatz von LFT-Direkt und dem Einsatz des atmenden Werkzeugs sind die hohen Kosten bei der Investition in Maschine und Werkzeug, die starken geometrischen Restriktionen bei der Formteilgestaltung und die Komplexität des Prozesses. Daher konnten sich diese Ansätze bisher nicht industriell etablieren.

2.2.3 Treibmittel Diffusion in die Schmelze oder das feste Granulat

Für die Einbringung des Treibmittels über Diffusion gibt es verschiedene anlagentechnische Ansätze. Bereits in den 1960er Jahren wurden Untersuchungen zur Inertgasbeladung von Kunststoffen mit dem Ziel durchgeführt, den Materialeinsatz zu reduzieren [NB64, NB68]. Die hergestellten Formteile verfügten über eine mikrozellulare Struktur mit einem Zelldurchmesser von circa 10 µm. Auf Basis dieser Arbeiten wurde den 1990er Jahren von *Seibt* eine Beladung von Kunststoffen auf der Spritzgießmaschine realisiert [Sei96]. Dies ermöglicht die Herstellung von TSG Formteilen durch die Vorbeladung des Granulates. Da der eingesetzte Aufbau jedoch nicht luftdicht mit der Maschine verbunden ist [Sei96], kommt es beim Aufschmelzen durch die erheblich abnehmende Treibmittellöslichkeit zu einem hohen Treibmittelverlust. Dieser Nachteil der Vorbeladung trifft auch auf andere Beladungssysteme zu, wie zum Beispiel den Somos Perfoamer der Firma ProTec Polymer Processing GmbH, Bensheim [NN24c] oder das Plastinum Foam von der Firma Linde plc Dublin, Irland [NN24a]. Beim Einsatz dieser Beladungssysteme wird vorbeladenes Granulat der Maschine zugeführt. Aufgrund der geringen Treibmittelaufnahme vieler Kunststoffe sowie der hohen Treibmittelverluste und nicht reproduzierbaren Treibmittelbeladungen konnten sich diese Vorbeladungstechniken bisher nicht industriell etablieren.

Daher wurde am Institut für Kunststoffverarbeitung im Rahmen eines Gemeinschaftsforschungsprojektes von *Obeloer* das ProFoam-Verfahren entwickelt [Obe12]. Bei diesem Verfahren wird die gesamte Einzugszone der Spritzgießmaschine mit Treibmitteldruck beaufschlagt [Obe12]. Hierdurch kann der Verlust von Treibmittel reduziert und eine höhere Gasbeladung gegenüber Beladungstechniken wie dem Plastinum Foam erreicht werden. In Abbildung 2.7 werden der Aufbau von *Seibt*, das ProFoam-Verfahren von *Obeloer* und das auf dem ProFoam-Verfahren basierende ZiFoam-Verfahren der Firma Zimmermann Formen- und Werkzeugbau GmbH, Gladenbach verglichen [Neu23].

Für die Abdichtung der Einzugszone wird bei ProFoam und ZiFoam ein Radialwellendichtring verwendet. Beide Verfahren verfügen über eine obere Schleusen-Kammer, die das Material in den Druckbereich einführt, sowie eine untere Speicher-Kammer, in der Material für die Plastifizierung vorgehalten wird [GHS+19, Obe12]. Der wesentliche Unterschied zwischen dem von *Obeloer* entwickelten ProFoam und dem ZiFoam-Verfahren ist die verwendete Ventiltechnik. Bei ProFoam werden Kegelventile verwendet, bei ZiFoam hingegen kommen

Kugelventile zum Einsatz. Die Beladung des Kunststoffes erfolgt bei beiden Verfahren physikalisch gleich, sodass die mit ProFoam erzielten Ergebnisse auf das ZiFoam-Verfahren übertragen werden können. Auch auf andere verwandte Verfahren sind die Ergebnisse übertragbar, beispielsweise auf das Ku-Fizz/IQ-Foam der Firma Volkswagen AG, Wolfsburg.

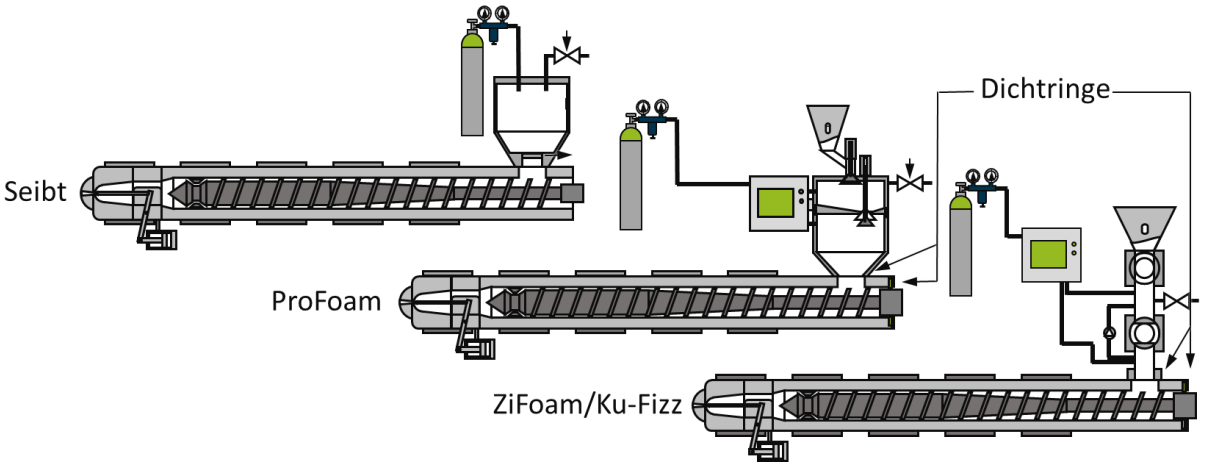


Abbildung 2.7: Schematische Darstellung des Druckbehälters von Seibt (oben), der ProFoam-Schleuse nach Obeloer (Mitte) und der ZiFoam-Schleuse (unten) [Neu23, Obe12, Sei96]

Figure 2.7: Schematic representation of the Seibt pressure vessel (top), the ProFoam sluice according to Obeloer (centre) and the ZiFoam sluice (bottom) [Neu23, Obe12, Sei96]

Vorteilhaft gegenüber dem MuCell-Verfahren ist beim ProFoam-Verfahren die einfache Prozessführung, da bei den Schleusensystemen lediglich der Treibmitteldruck eingestellt werden muss und damit nur ein weiterer Einstellparameter [Gau17]. Allerdings muss beim Einsatz des ProFoam-Verfahrens der Staudruck an den Treibmitteldruck in der Schleuse angepasst werden, der jedoch deutlich niedriger als beim MuCell-Verfahren bleibt [NN15]. Ein weiterer Vorteil der ProFoam-Schleuse ist die Nachrüstbarkeit auf bestehende Maschinen. Außerdem können übliche Spritzgießschnecken verwendet werden, sofern eine Abdichtung der Schnecken möglich ist [Obe12].

Aufgrund des Einsatzes von Standardschnecken ergeben sich insbesondere bei der LFT Verarbeitung Vorteile, da deutlich weniger Scherung für die diffusionsgesteuerte Einbringung des Treibmittels notwendig ist als für die Einmischung überkritischer Fluide [SHS+22]. Die resultierenden Faserlängen sind daher bei ProFoam erheblich länger als bei MuCell [Pie22]. *Yanev* konnte durch den Einsatz des ProFoam-Verfahrens deutlich längere Fasern erzielen und die Stoßeigenschaften verbessern [Yan15]. Im Rahmen eines von *Volkswagen* finanzierten Vorhabens wurde ebenfalls das Ku-Fizz Verfahren für das Schäumen von LFT untersucht

[SHO21, SHO22, SHS+22]. Dabei wurde der Einfluss des Treibmitteldrucks auf die maximale Gewichtsreduktion, die Schaummorphologie, Faserorientierung, Faserlänge und den Fasergehalt bestimmt [SHO21]. An einer Platte mit einem schmalen Anguss wurde mit steigendem Treibmitteldruck in der Schleuse ein positiver Effekt auf die genannten Eigenschaften der Formteile erzielt. In den Untersuchungen wurde gezeigt, dass die Faserlänge im untersuchten Druckbereich bis 25 bar exponentiell mit dem Treibmitteldruck steigt [SHO21]. Jedoch sind mit dem Ku-Fizz Verfahren die maximalen Treibmitteldrücke auf 30 bar limitiert, weshalb keine höheren Drücke untersucht wurden.

Bei weiteren Untersuchungen an einem Türmodul mit fünf Anspritzpunkten wurde bei 20 bar Treibmitteldruck eine Gewichtsreduktion von 10 % eingestellt [SHS+22]. Dabei wurde der Staudruck für das Schaumspritzgießen reduziert und die Einspritzgeschwindigkeit erhöht. Mit diesen Einstellungen konnte am Türmodul eine 14 % längere gewichtsgemittelte Faserlänge gegenüber dem konventionellen Kompaktspritzgießen nachgewiesen werden [SHS+22]. Ob die längeren Fasern auf eine Reduktion des Staudrucks oder den Einfluss des TSG zurückzuführen sind, wurde im Rahmen der Veröffentlichung nicht diskutiert [SHS+22]. Am untersuchten Türmodul variiert die Faserlänge stark. Auch bei der Mikrostruktur wurde eine starke Abhängigkeit der Zellgröße und Dichte von der Entnahmeposition festgestellt. Die Zellgrößen variieren je nach Entnahmeposition um bis zu 85 %. Trotz der deutlich längeren Fasern und der Integralschaumstruktur konnte im Rahmen der mechanischen Untersuchungen nur die spezifische aufgenommene Energie in der dynamisch-mechanischen Analyse um 33 % gesteigert werden. Das spezifische Elastizitätsmodul, spezifische Speichermodul und die spezifische Schlagzähigkeit sinken jeweils zwischen 8 % und 15 % [SHS+22].

Aufgrund der niedrigen Investitionskosten, der geringen Prozesskomplexität und der langen Fasern ist das ProFoam-Verfahren im Vergleich zu MuCell und LFT-Direkt die vielversprechendste Technologie für das physikalische TSG von LFT. Die physikalischen Vorgänge bei der Anwendung des ProFoam-Verfahrens sind jedoch komplex und deren Verständnis ist wichtig, um die Zusammenhänge zwischen Treibmitteldruck, Staudruck und Plastifizierung sowie zwischen Morphologie und mechanischen Eigenschaften von TSG Formteilen zu verstehen. Daher werden im folgenden Kapitel eingehend die physikalischen Grundlagen des ProFoam-Verfahrens beschrieben.

2.2.4 Sorption und Diffusion in Thermoplasten

Die Sorption umfasst sowohl die Absorption, bei der ein Fluid in das freie Volumen eines Kunststoffes aufgenommen wird, als auch die Adsorption, bei der sich ein Fluid an der Grenzfläche eines Kunststoffes anlagert. Nach dem Modell von *Pfannschmidt* werden die Treibmittelmoleküle in das freie Volumen zwischen den Makromolekülen absorbiert [Pfa02]. Die maximale Absorption des Treibmittels, das Sorptionsvermögen, hängt vom jeweiligen Kunststoff ab. Es gibt jedoch auch eine starke Abhängigkeit von den Randbedingungen des Prozesses. So haben Druck und Temperatur einen erheblichen Einfluss auf die Löslichkeit des Treibmittels im Kunststoff [SFT+99]. In Abbildung 2.8 wird der Einfluss des Drucks und der Temperatur auf die mögliche Aufnahme des Treibmittels nach *Pfannschmidt* dargestellt [Pfa02]. Dieses Modell lässt sich auf die Beladung mit dem ProFoam-Verfahren übertragen. Durch eine Steigerung des Drucks *p* nimmt das freie Volumen der Treibmittelmoleküle ab; das freie Volumen der Makromoleküle hingegen nimmt aufgrund der niedrigeren Kompressibilität durch die Druckerhöhung weniger stark ab. Daher kann im vorhandenen freien Volumen des Polymer/Fluid-Systems ein größerer Anteil an Treibmittel gelöst werden.

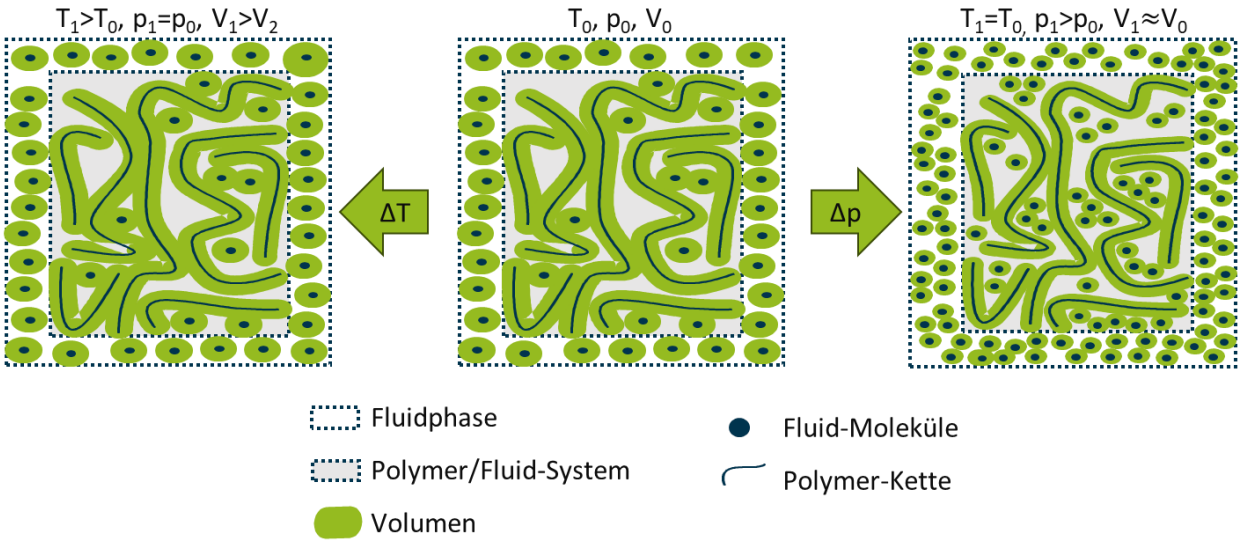


Abbildung 2.8: Einfluss von Druck und Temperatur im Modell nach Pfannschmidt [Pfa02]

Figure 2.8: Influence of pressure and temperature in the Pfannschmidt model [Pfa02]

Bei einer Erhöhung der Temperatur *T* ist jedoch mit einer Abnahme der Löslichkeit von CO_2 im Kunststoff zu rechnen, da das freie Volumen im Polymer/Fluid-System durch die Temperaturerhöhung abnimmt. Dies gilt jedoch nur für amorphe Bereiche des Polymer/Fluid-Systems. Beim Aufschmelzen von kristallinen Bereichen wie beispielsweise bei PP steigt die

Löslichkeit erheblich an, was die Berechnungen von *Obeloer* auf Basis der Messdaten von *Sato et al.* zeigen [Obe12, SFT+99]. Die Löslichkeit von CO_2 und N_2 in PP ist in Abbildung 2.9 dargestellt. Dabei nimmt abweichend vom Modell von *Pfannschmidt* jedoch die Löslichkeit von N_2 aufgrund einer positiven Lösungsenergie zu. Eine positive Lösungsenergie wird für N_2 auch für Polyethylen niedriger Dichte und Polystyrol nachgewiesen [SFT+99].

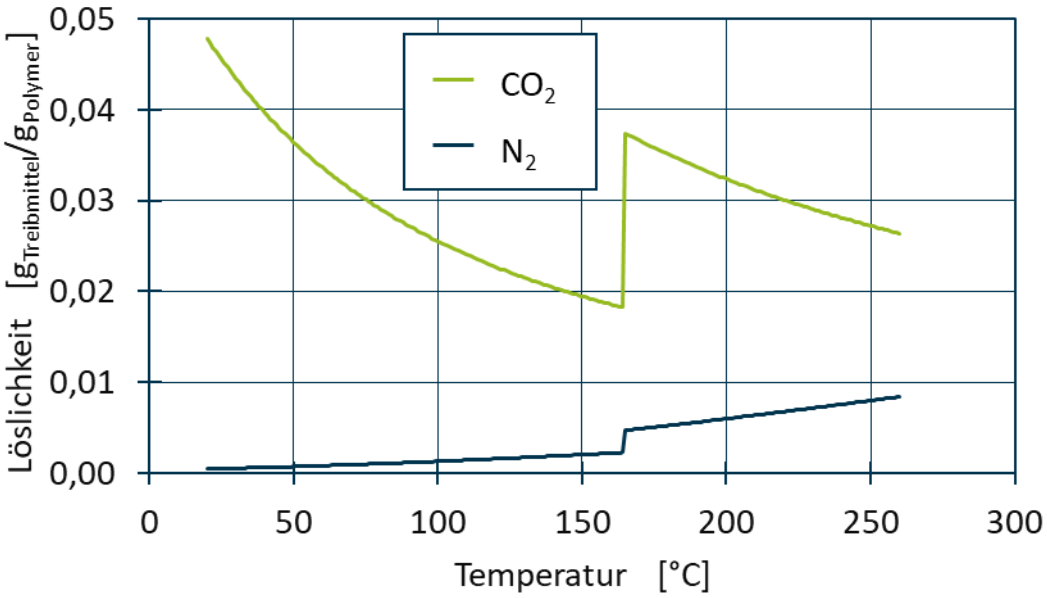


Abbildung 2.9: Berechnete Löslichkeit von N_2 und CO_2 in PP in Abhängigkeit der Temperatur [Obe12]

Figure 2.9: Calculated solubility of N_2 and CO_2 in PP as a function of temperature [Obe12]

Auf Basis des Modells nach *Pfannschmidt* und der Berechnungen von *Obeloer* können daher wichtige Randbedingungen für die Plastifizierung mit ProFoam abgeleitet werden: Eine Erhöhung der Verarbeitungstemperatur ist bei N_2 positiv für die Löslichkeit und Diffusion im Kunststoff. Aufgrund der zunehmenden Löslichkeit muss bei der Verarbeitung von N_2 der Staudruck nur geringfügig über dem Treibmitteldruck liegen, um eine Entmischung des Treibmittels bei der Plastifizierung zu verhindern. Bei CO_2 hingegen sinkt die Löslichkeit mit der Temperatur, weshalb von *Obeloer* für CO_2 ein Staudruck entsprechend dem doppelten Treibmitteldruck empfohlen wird [Obe12]. Während für CO_2 in anderen Arbeiten ein Staudruck von 150 % des Treibmitteldrucks verwendet wird [Rie23], fehlen für den Staudruck bei der Nutzung von N_2 häufig Angaben [GHS+19, SHO21, SHO22]. Insbesondere bei der Untersuchung der Plastifizierung wird die Bedeutung des Staudrucks vernachlässigt. Da der Staudruck bei der Plastifizierung einen erheblichen Einfluss auf die Treibmittelbeladung und die Faserschädigung hat, muss diesem Parameter bei der Verarbeitung von LFT eine große Bedeutung zugeschrieben werden.

2.2.5 Physikalische Eigenschaften von treibmittelbeladenen Thermoplasten

Bereits wenige Gewichtsprozent von absorbierten Treibmitteln verändern die Eigenschaften eines Kunststoffes erheblich. Daher gibt es eine Vielzahl von Arbeiten, die sich mit verschiedenen Aspekten dieser Eigenschaftsänderungen befassen. Zu den wesentlichen Forschungsergebnissen gehören die Änderung der rheologischen Eigenschaften [Pre05, SB22], der Diffusion [SFT+99], der Kristallisation, der Glasübergangstemperatur [NTA+13, Oep95, Rie23, Sei96], der Schmelztemperatur [Rie23, Sei96, SFF+09] und der Schmelzenergie [Rie23, Sei96]. Die meisten dieser Arbeiten wurden mit CO_2 an ungefüllten Polylactiden für medizinische Anwendungen durchgeführt.

Im Folgenden wird der Treibmitteleinfluss auf die Schmelztemperatur, die Schmelzwärme und die Viskosität beschrieben. Diese sind wesentlich für das Verständnis der Vorteile des ProFoam-Verfahrens. Durch die Sorption des Treibmittels, welches sich in den amorphen Bereichen einlagert, sinken die Schmelztemperatur und Schmelzwärme [Rie23, Sei96, SFF+09]. Dieser Effekt nimmt mit steigendem Gasdruck und steigender Beladungszeit bis zum Erreichen des Sorptionsvermögens zu. Je nach verwendetem Polymer und Treibmittel liegen die erreichten Reduktionen der Schmelztemperatur bei Polylactiden bei 4 °C [Sei96], 10,2 °C [NTA+13] und 24,1 °C [Rie23]. Neben der Schmelztemperatur sinkt auch die Schmelzwärme durch die Absorption des Treibmittels um circa 25 % in den Untersuchungen von *Seibt* [Sei96]. Dieser Effekt kann wesentlichen zur Reduktion der Scherbelastung bei der Plastifizierung beitragen. Bei der Verwendung von ungefülltem Polypropylen und Polyethylen wurden im Vergleich zu den zuvor genannten Arbeiten nur geringe Änderungen der Schmelztemperatur gemessen [NTA+13, SFF+09].

2.2.6 Rheologische Eigenschaften von treibmittelbeladenen Thermoplasten

Ein wesentlicher Vorteil des TSG besteht in der signifikanten Reduktion der Viskosität und damit der Verarbeitungsdrücke [AM10, TWS23]. Grund für die sinkende Viskosität ist der Einfluss des Treibmittels auf die intermolekularen Wechselwirkungen [EEH05]. Das Treibmittel reduziert die intermolekularen Wechselwirkungen ähnlich wie eine Temperaturerhöhung durch die Vergrößerung des Abstandes zwischen den Molekülketten [MHM+14, Pfa02, Pre05]. Dieser Effekt kann im WLF-Modell mit einem Verschiebungsfaktor beschrieben werden [HS15]. Es ist jedoch zu beachten, dass der Effekt der Viskositätsreduktion abhängig ist vom

verwendeten Treibmittel, dem Kunststoff und den eingesetzten Füll- und Verstärkungsstoffen. Im Folgenden wird daher auf die einzelnen Aspekte näher eingegangen.

Die vorliegenden Arbeiten zeigen signifikante Unterschiede in der Höhe des Treibmitteleffektes. Je nach Untersuchung werden beispielsweise starke Einflüsse von chemischen Treibmitteln auf die Viskosität von bis zu 27 % beim TSG [QTH+06] oder zwischen 38 % [SH93] und 50 % [RGD+00] in der Extrusion nachgewiesen. Andere Autoren hingegen können keinen oder einen vernachlässigbaren Effekt von chemischen Treibmitteln nachweisen [Pre05]. Dies wird im Rahmen der Arbeiten auf unterschiedliche Verarbeitungsdrücke zurückgeführt [Pre05, QTH+06].

Bei physikalischen Treibmitteln finden insbesondere N_2 und CO_2 als Treibmittel Anwendung. Dabei können mit CO_2 hohe Viskositätsreduktionen erreicht werden [AM10, ANO02, LTP00, RGD+00, Sei96]. Aber auch beim Einsatz von N_2 können signifikante Viskositätsreduktionen nachgewiesen werden [HW24, HZT19]. Beide Treibmittelarten haben ebenfalls einen scherverdünnenden Effekt [Xu10]. Durch die reduzierte Viskosität und die scherverdünnende Wirkung kann auch eine Reduzierung des Faserbuchs erreicht werden [ZT05].

Die Arbeit von *Theißen* zeigt deutlich, dass auch das eingesetzte physikalische TSG-Verfahren einen erheblichen Einfluss auf die erreichbare Treibmittelbeladung und damit die erreichbare Viskositätsreduktion bei ungefülltem Polypropylen hat [The19]. Dabei können durch die Injektion des Treibmittels in die Schmelze mit MuCell die höchsten Viskositätsreduktionen erreicht werden. Beim Einsatz des ProFoam-Verfahrens wird hingegen keine signifikante Viskositätsreduktionen erzielt. In vorangegangen Untersuchungen wurde bereits der Einfluss des Kunststoffes und der Füllstoffe auf die Beladung und das Aufschäumen [Obe12] sowie die Viskositätsreduktion [HS15] beim ProFoam-Verfahren nachgewiesen. Somit wurde bereits gezeigt, dass eine starke Abhängigkeit der Potenziale des ProFoam-Verfahrens vom eingesetzten Werkstoff besteht. Bisher wurde der Effekt des ProFoam-Verfahrens auf die Viskosität von LFT noch nicht untersucht. Im Rahmen dieser Arbeit wird daher in Kapitel 3 näher auf die Viskosität bei der Verarbeitung von LGF mit ProFoam eingegangen.

2.3 Fazit zum Stand der Forschung und Ableitung der Fragestellung und Arbeitshypothesen

Der Stand der Technik und Forschung verdeutlicht die Möglichkeiten, mit dem TSG die Viskosität und die Scherbelastung bei der Plastifizierung zu reduzieren, und zeigt, welche Potenziale dies für den Strukturleichtbau mit LFT ermöglicht. Insbesondere die Kombination von ProFoam mit LFT ermöglicht neben der Gewichtsreduktion auch vergleichsweise geringe Investitionskosten, eine einfache Bedienung und eine schonendere Plastifizierung. Im Rahmen der Recherchen zu geschäumten LFT wurden einige wesentliche Forschungsarbeiten identifiziert. In diesen wurden die Zusammenhänge zwischen der lokalen Geometrie und den resultierenden Formteileigenschaften nicht systematisch untersucht. Darüber hinaus wurden der Effekte der schonenden Plastifizierung und die Effekte der Formteilfüllung auf die Faserlänge bisher nicht separat analysiert. Daher gibt es für die Verarbeitung von geschäumten LFT Formteilen bisher kein ausreichendes Grundlagenverständnis. Auch die Einflüsse der Prozessparameter auf die Eigenschaften der mit ProFoam hergestellten LFT Schäume wurden bisher nicht untersucht.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es daher, im ersten Schritt das Verarbeitungsverhalten von LFT in der ProFoam-Schleuse grundlegend zu untersuchen. Hierdurch können Vorteile des TSG in Hinblick auf die Plastifizierung quantifiziert und Nachteile der Zellbildung auf die Faser-Matrix-haftung analysiert werden. Darauffolgend wird der Effekt der Prozessparameter auf die Formteileigenschaften untersucht. Basierend auf diesen Untersuchungen erfolgt die erste Entwicklung von Verarbeitungs- und Gestaltungsempfehlungen für geschäumte LFT. Hierzu werden im weiteren Verlauf der Arbeit verschiedene Fließweglängen, Wanddicken und Rippengeometrien untersucht und Herausforderungen und Potenziale der Gestaltung von TSG Formteilen identifiziert. Neben den mechanischen Eigenschaften der Formteile wird auch die Maßhaltigkeit untersucht.

Mit Hilfe der identifizierten Verarbeitungs- und Gestaltungsempfehlungen wird abschließend ein komplexer Demonstrator ausgelegt und analysiert. Anhand dieses Demonstrators kann das Potenzial von geschäumten LFT in einem komplexen anwendungsnahen Lastfall bewertet werden.

3 Effekt der Plastifizierung auf die Faserlänge und Schmelzeviskosität

Im Rahmen dieser Untersuchungen soll der Einfluss von Treibmittel auf die Verarbeitung von LFT analysiert werden. Dazu werden Daten aus verschiedenen, vom Verfassenden betreuten, studentischen Arbeiten und rezensierten Veröffentlichungen verwendet [HW24, Jar24, Koh23].

3.1 Vorgehen zur Bestimmung der Faserlänge und der Schmelzeviskosität an der Düse

Treibmittel hat, wie bereits im Stand der Technik in Kapitel 2.2 beschrieben, einen erheblichen Einfluss auf das Aufschmelz- und Fließverhalten von Kunststoffen. Bei der Verarbeitung von LFT muss jedoch neben dem Effekt des Treibmittels auch der Einfluss der Fasern beachtet werden. Bei höheren Scherraten werden Fasern ausgerichtet, wodurch diese einen geringen Effekt auf die Viskosität aufweisen, anders als bei geringen Scherraten, bei denen Fasern die Viskosität deutlich erhöhen [DT06, KLS12, Loh19]. Auch der Fasergehalt und die Faserlänge haben einen erheblichen Einfluss auf die Viskosität [KLS12, TCS+05]. Beispielsweise nimmt die Viskosität bis zu einem Fasergehalt von 40 % zu [KLS12]. Im Folgenden wird daher der Einfluss der Dosierparameter und des Treibmittels bei der Plastifizierung auf die repräsentative Viskosität und die Faserlänge bei der Verarbeitung von PP LGF analysiert.

Hierzu wird auf die Spritzgießmaschine ein Online-Rheometer gerüstet. Dieses ermöglicht auf Basis des Prinzips des Kapillarrheometers die Messung der Schmelzeviskosität auf der Spritzgießmaschine bei verarbeitungsnahen Scherraten. Eine Prüfung der Viskosität in einem konventionellen Kapillarrheometer ist aufgrund der Treibmittelbeladung in der Schleuse und der Treibmittelaufnahme beim Phasenübergang nicht möglich. Das Online-Rheometer, die Geometrie der verwendeten Kapillare und eine repräsentative Messung der Druckkurven ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Anhand der Geometrie der eingesetzten Kapillare, dem Druckabfall zwischen den Sensoren Δp im rot markierten parallelen Prüfbereich und dem Volumenstrom $\dot{V}$ kann mit der Gleichung 3.1 die scheinbare Viskosität η der Schmelze berechnet werden.

$$\eta = \frac{\Delta p \cdot b \cdot h^3}{12 \cdot \dot{V} \cdot l} \qquad \textit{(Gl 3.1)}$$

Zusätzlich wird der Effekt der Dosierparameter auf die Faserlänge an der Düse bestimmt. Als Werkzeug kommt hierzu ein Ausspritzwerkzeug zum Einsatz, welches das Ausspritzen der Schmelze in die Atmosphäre im Automatikbetrieb ermöglicht. Hierdurch kann anders als beim manuellen Ausspritzen eine Prozesskonstanz sichergestellt werden. Das Funktionsprinzip des Ausspritzwerkzeugs ist in Abbildung 3.1 unten links dargestellt. Für die Bestimmung der Faserlänge wurden die ausgespritzten Schmelzestränge pyrolysiert und die Faserlänge anschließend mit einem optischen Messgerät bestimmt. Hierzu wurde ein Fasep Ultra der Firma IDM Systems, Darmstadt eingesetzt und die mittlere sowie gewichtsgemittelte Faserlänge an einem Probekörper pro Versuchspunkt bestimmt. Daher hat keine Bestimmung der Vertrauensniveaus bei der Faserlängenmessungen stattgefunden.

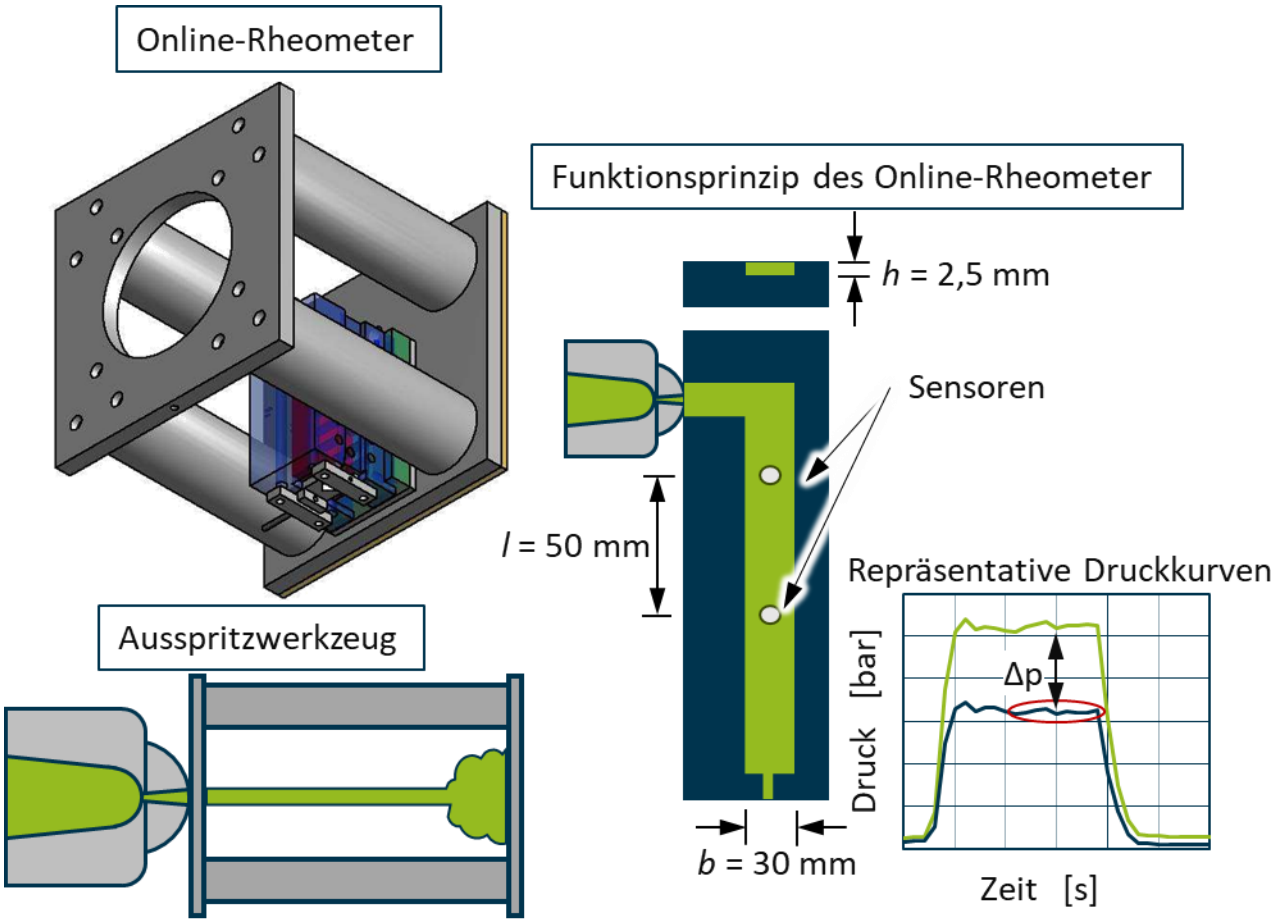


Abbildung 3.1: Darstellung des Ausspritzwerkzeugs und des Online-Rheometers sowie des Funktionsprinzips

Figure 3.1: Illustration of the ejection tool and the online rheometer as well as the functional principle

Für die Versuche wird entsprechend der Empfehlungen von *Wolf* eine Mischung aus einem LGF und einem reinen Matrixmaterial eingesetzt [Wol96]. Aufgrund der dominierenden

Marktstellung von PP als Matrixmaterial mit einem Marktanteil von 65 % im Bereich der LFT Matrixmaterial wird im Folgenden ausschließlich PP eingesetzt [NLH+20]. Verwendet wird ein Celstran® PP-GF60-0403 10/10 der Firma Celanese, Dallas, USA mit einem Fasergehalt von 60 % und einer Faserlänge von 11 mm sowie ein reines PP des Typs SABIC® PP 579S der Firma SABIC, Riad, Saudi-Arabien. Durch die Mischung der beiden Granulate im Verhältnis 1:1 kann Faserbruch im Einzugsbereich [Wol96] und Brückenbildung in der verwendeten ProFoam-Schleuse reduziert werden. Für die Versuche wurden die Datenblattempfehlungen für PP LGF 30 der Firma Celanese verwendet [Hie23]. Die untersuchten Dosierparameter sind in Tabelle 3.1 mit den jeweiligen Faktorstufen dargestellt. Der gesamte empfohlene Temperaturbereich für die Schmelzetemperatur wurde abgedeckt [Hie23]. Für die Ausspritzversuche wurde ein Sternversuchsplan und bei den Viskositätsmessungen ein vollfaktorieller Versuchsplan mit Zentralpunkt eingesetzt.

		Parameter	**Einheit**	**-**	**0**	**+**
Prozess-parameter	T_s	Schmelzetemperatur	[°C]	230	240	250
	p_{N2}	Treibmitteldruck	[bar]	0	-	50
	p_{Stau}	Staudruck	[bar]	15	30	45
	U_{Dreh}	Drehzahl	[1/min]	15	30	45

Tabelle 3.1: Dosierparameter für die Bestimmung von Viskosität und Faserlänge

Table 3.1: Dosing parameters values for determining the influence of the process parameters

Der Staudruck hat bei der Plastifizierung einen erheblichen Effekt auf die Temperatur- und Füllstoffhomogenität in der Schmelze [Elb73, Wür01]. Die Notwendigkeit einer homogenen Plastifizierung bei LFT wird anhand der Schliffbilder der Granulatkörner in Abbildung 3.2 deutlich. Die inhomogene Verteilung und die Benetzung der Fasern in den Stäbchengranulaten muss in der Plastifizierung verbessert werden, denn eine nicht ausreichende Dispergierung der Schmelze führt zu Faserbündeln im Formteil. Bei Faserbündeln handelt es sich um nicht oder nur teilweise aufgeschmolzene Stäbchengranulate [Tru96].

Aufgrund der Empfehlungen des Herstellers und eigener Untersuchungen wird daher im Folgenden mit einem Staudruck von 30 bar zuzüglich dem Treibmitteldruck gearbeitet [Hie23, Jar24]. Durch die Erhöhung des Staudrucks um den Treibmitteldruck sinkt die Dosierzeit

gegenüber der kompakten Referenz geringfügig bei einer gleichzeitig höheren mittleren Faserlänge [Jar24], ohne dass sich die Anzahl von Faserbündeln signifikant verändert.

Die Schliffbilder der Granulatkörner zeigen außerdem, dass die Fasern stark unterschiedliche Querschnitte zwischen 21 µm und 13 µm aufweisen. Hierdurch variieren die Faseroberfläche und die möglichen anliegenden Schubspannungen, die in die Faser eingeleitet werden können. Anhand der Gleichung 2.1 aus Kapitel 2.1.1 kann der Effekt der unterschiedlichen Faserquerschnitte auf die kritische Faserlänge abgeleitet werden. Die kritische Faserlänge im untersuchten PP unterscheidet sich je nach Faserdurchmesser um den Faktor 1,6.

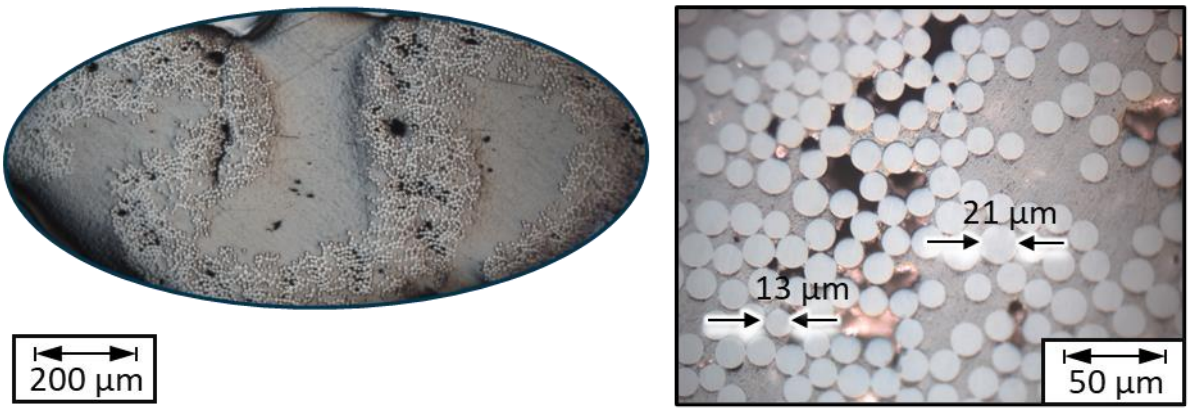


Abbildung 3.2: Mikroskopie des Querschnittes eines LFT Granulatkorns

Figure 3.2: Microscopy of the cross-section of an LFT granule

Für die Versuche wurde eine Spritzgießmaschine vom Typ Allrounder 520 A 1500 – 800 der Firma Arburg, Loßburg mit einem Schneckendurchmesser von 50 mm und einer ProFoam-Schleuse verwendet. Da aus steigendem Treibmitteldruck längere Fasern im Formteil resultieren und die mechanischen und morphologischen Eigenschaften mit zunehmendem Treibmitteldruck verbessert werden, wird der maximale Treibmitteldruck verwendet [Pie22, SHO21]. Aufgrund der etwas höheren Kosten und der Nachteile bei der Verwendung in schlecht belüfteten Technika wird ausschließlich Stickstoff als Treibmittel verwendet. Stickstoff wird unter anderem aufgrund dieser Vorteile auch in der aktuellen Literatur meist als Treibmittel empfohlen oder verwendet [GHS+19, Neu23, SHO21, SHS+22].

3.2 Effekte der Plastifizierung auf die Faserlänge und Schmelzeviskosität an der Düse

In Abbildung 3.3 werden die Haupteffekte der Plastifizierparameter auf die Faserlänge an der Düse sowie eine repräsentative Faserlängenverteilung beim TSG und kompakten Plastifizieren aufgezeigt. Der Staudruck (p_{Stau}) hat einen stark negativen Effekt von 0,2 mm auf die gewichtsgemittelte Faserlänge an der Düse, was einer Abnahme der Faserlänge um 7,5 % entspricht. Dies ist auf eine mit steigendem Staudruck zunehmende Scherung und Leckströmungen über die Schneckengänge zurückzuführen, die in vermehrten Faserbrüchen durch Faser-Maschinen-Interaktion resultieren [Wol96].

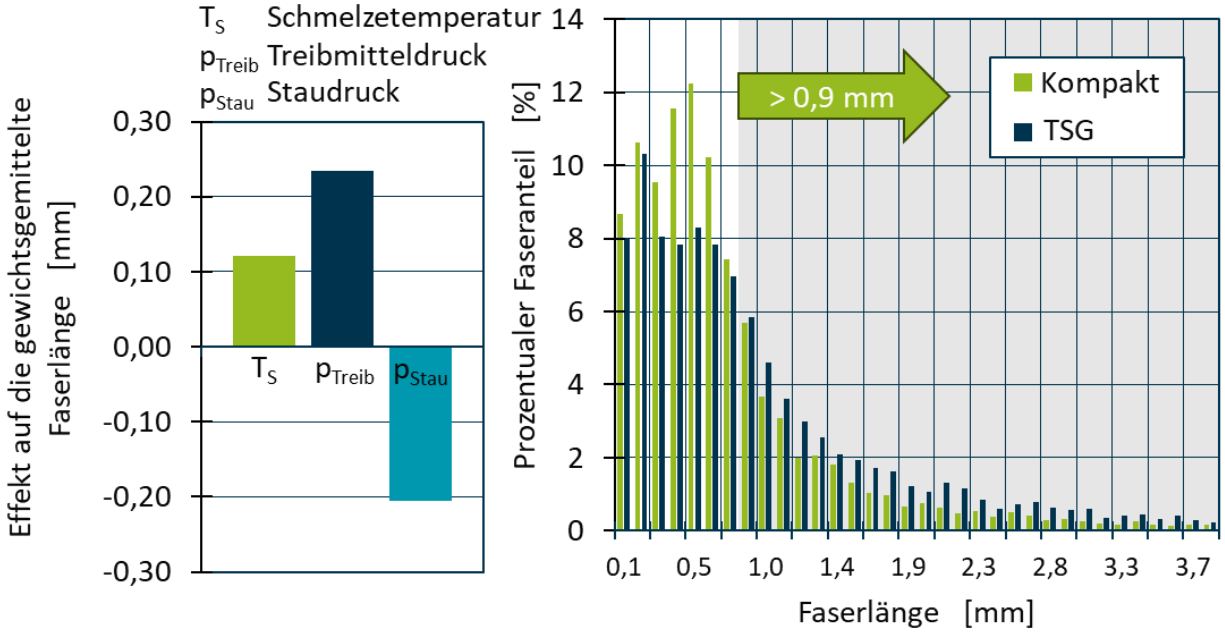


Abbildung 3.3: Haupteffekt der Dosierparameter auf die gewichtsgemittelte Faserlänge (links) und repräsentative Faserlängenverteilung an der Maschinendüse (rechts) [HW24]

Figure 3.3: Main effect of the dosing parameters on the weight-averaged fibre length (left) and representative fibre length distribution at the machine nozzle (right) [HW24]

Einen ähnlich starken Effekt auf die Faserlänge hat der Druck des Treibmittels (p_{N2}). Dieser wird auch anhand einer repräsentativen Einzelmessung der Faserlängenverteilung für eine kompakte und eine mit Stickstoff beladene Schmelze deutlich [HW24]. Beim ProFoam-Verfahren mit 50 bar N_2 liegen mehr Fasern über 0,9 mm vor. Die Länge von 0,9 mm wird in einigen Veröffentlichungen als minimale kritische Faserlänge in PP bezeichnet [MC00, Roc15]. Die größere Anzahl an Fasern über 0,9 mm kann durch ein verändertes Aufschmelzverhalten

beim Einsatz einer Treibmittelatmosphäre erklärt werden, weshalb weniger Scherung bei der Plastifizierung eingebracht werden muss. Einen etwas geringeren Effekt auf die Faserlänge an der Düse als der Treibmitteldruck hat die Schmelzetemperatur (T_S). Dies ist vermutlich auf den geringeren Einfluss der Schmelzetemperatur auf das Aufschmelzverhalten in der Kompressionszone der Schnecke zurückzuführen.

Im Folgenden soll der Effekt der Dosierparameter auf die Faserlänge mit dem Effekt auf die Schmelzeviskosität abgeglichen werden. Der Effekte der Dosierparameter auf die Schmelzeviskosität ist in der Abbildung 3.4 für verschiedene Scherraten dargestellt. Die Änderung der Schmelzetemperatur um 20 °C hat bei allen Scherraten den größten Einfluss auf die Viskosität. Der Effekt des Treibmittels ist etwa halb so groß und erreicht nur bei einer Scherrate von 2223 1/s kein Vertrauensniveau von 95 %. Der Effekt des Treibmitteldrucks von 50 bar ist somit vergleichbar zu dem einer Temperaturerhöhung um circa 10 °C. Dies übersteigt die Effekte mit ProFoam bei ungefülltem PP bei gleichem Treibmitteldruck, welche von Theißen nachgewiesen wurden [The19].

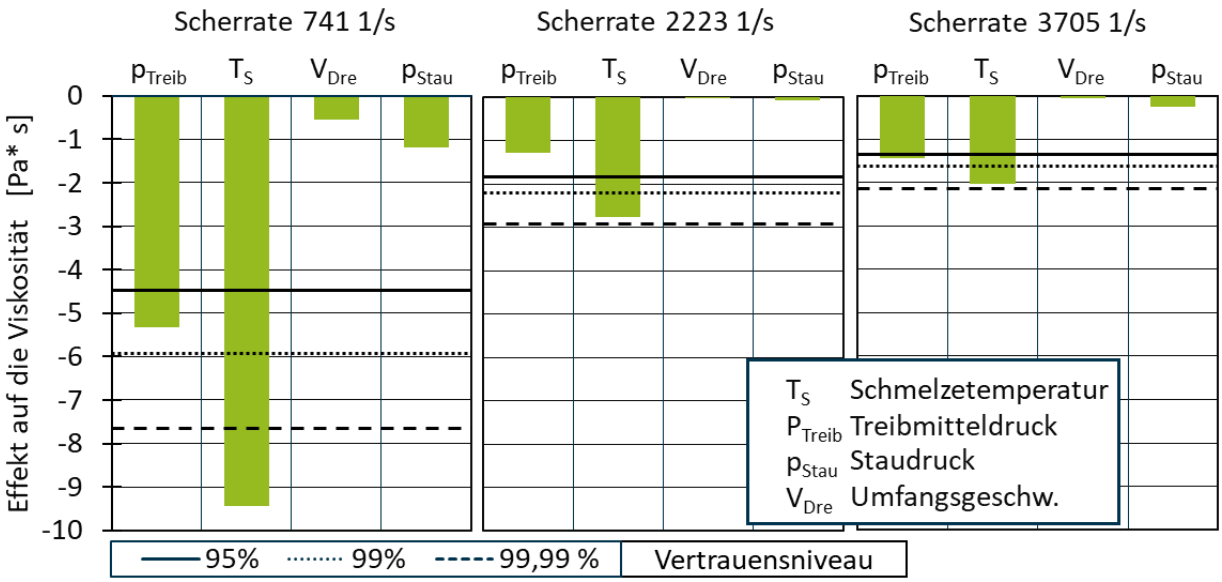


Abbildung 3.4: Haupteffekt der Dosierparameter auf die repräsentative Viskosität [HW24, Koh23]

Figure 3.4: Main effect of the dosing parameters on the representative viscosity [HW24, Koh23]

Der Einsatz von TSG ermöglicht somit bei der Verarbeitung von PP LGF eine deutlich höhere Viskositätsreduzierung als bei einem vergleichbaren ungefüllten PP. Auf Basis des Modells nach *Pfannschmidt* kann dies über ein größeres freies Volumen erklärt werden, da die Fasern aufgrund der Größe als Störstoffe die Bewegungsfreiheit und die Ausrichtung der Makromoleküle beeinflussen und somit zusätzliches freies Volumen erzeugen. Der Einfluss

der Dosierparameter Umfangsgeschwindigkeit (V_{Dre}) und Staudruck auf die Viskosität ist im Rahmen dieser Untersuchungen zu vernachlässigen. Dies ist vermutlich auf eine Schererwärmung in der verwendeten Kapillare zurückzuführen, die größer ist als die Temperaturänderung durch Änderung von Staudruck und Umfangsgeschwindigkeit [HW24].

Da der Treibmitteldruck weniger Einfluss auf die Viskosität hat als die Schmelzetemperatur, allerdings einen höheren Einfluss auf die Faserlänge, ist der Effekt des veränderten Aufschmelzverhaltens auf die Faserlänge größer als der Effekt der Viskositätsänderung durch das Treibmittel. Der Effekt der Faserlänge auf die Viskosität im betrachteten Längenbereich ist vermutlich zu vernachlässigen, da der Staudruck einen erheblichen Einfluss auf die Faserlänge hat, nicht aber auf die Viskosität [HW24].

4 Einfluss der Zellbildung auf die Faser-Matrix-Haftung

Nachdem die Potenziale des TSG für die Reduktion von Faserbruch und Viskosität aufgezeigt wurden, wird im Folgenden der Effekt der Zellbildung auf die Faser-Matrix-Haftung analysiert. Denn beim TSG wird zwischen zwei wesentlichen Zellbildungsmechanismen unterschieden: der heterogenen und der homogenen Zellbildung [AM10]. In der technischen Anwendung ist insbesondere die heterogene Zellbildung an Phasengrenzen der dominierende Zellbildungsmechanismus, wodurch eine gleichmäßige feine Zellmorphologie entsteht. Beim Einsatz von LFT allerdings kann die Zellbildung an der Phasengrenze zwischen Faser und Schmelze eine reduzierte Faser-Matrix-Haftung zur Folge haben.

4.1 Analyse der Faser-Matrix-Haftung

Aufgrund der zuvor beschriebenen reduzierten Faser-Matrix-Haftung werden die Zellmorphologie und die Faser-Matrix-Haftung anhand von Spiralen mit einer Wanddicke von 3 mm analysiert, die Entwicklung der Formteile wird im Kapitel 5.1 näher beschrieben. Für die Herstellung der Formteile wurde beim TSG eine Gewichtsreduktion von 10 % mittels untervolumetrischer Füllung eingestellt. Abbildung 4.1 zeigt den mikroskopischen Querschnitt von geschäumten und kompakten LFT Formteilen. Die Morphologie beim TSG kann in drei Bereiche eingeteilt werden: kompakte Randschicht, feine Morphologie in der Scherzone und grobe Morphologie in der Kernzone. Die Zellen sind beim TSG mit ProFoam von LFT ähnlich, wie bei geschäumtem LFT in anderen Arbeiten, deutlich verstreckt [Loh19, Roc15]. Der Grund für die irregulären Zellen wird bei höheren Vergrößerungen deutlich: Fasern behindern das Zellwachstum und werden teilweise durch die Schaumzellen freigelegt. Daher kommt es bei geschäumten LFT zu einer Verstreckung der Schaumzellen durch die Fasern.

Anhand von CT-Aufnahmen kann die Morphologie von Schäumen im Gegensatz zur Mikroskopie ohne mögliche Beeinflussung durch die Probepräparation analysiert werden. Aufgrund der geringen Unterschiede bei der Abschwächung der Röntgenstrahlung in Kunststoff und Schaumzellen verglichen mit Glasfasern, muss für die Analyse der Zellstruktur der Kontrast der Bilder mithilfe eines Bildbearbeitungsprogrammes erhöht werden. In Abbildung 4.2 werden entsprechende CT-Bilder dargestellt. Auch in den CT-Scans ist die Zellbildung um die Fasern und zwischen den Fasern deutlich zu erkennen. Es sind kleinere Zellen zwischen mehreren Fasern und größere Zellen mit geringerer Zellinteraktion zu

erkennen. Daher wird auch anhand der CT-Scans deutlich, wie die Zellen in ihrem Wachstum durch die Fasern behindert werden. Nur in faserarmen Bereichen bilden sich annähernd runde Zellen.

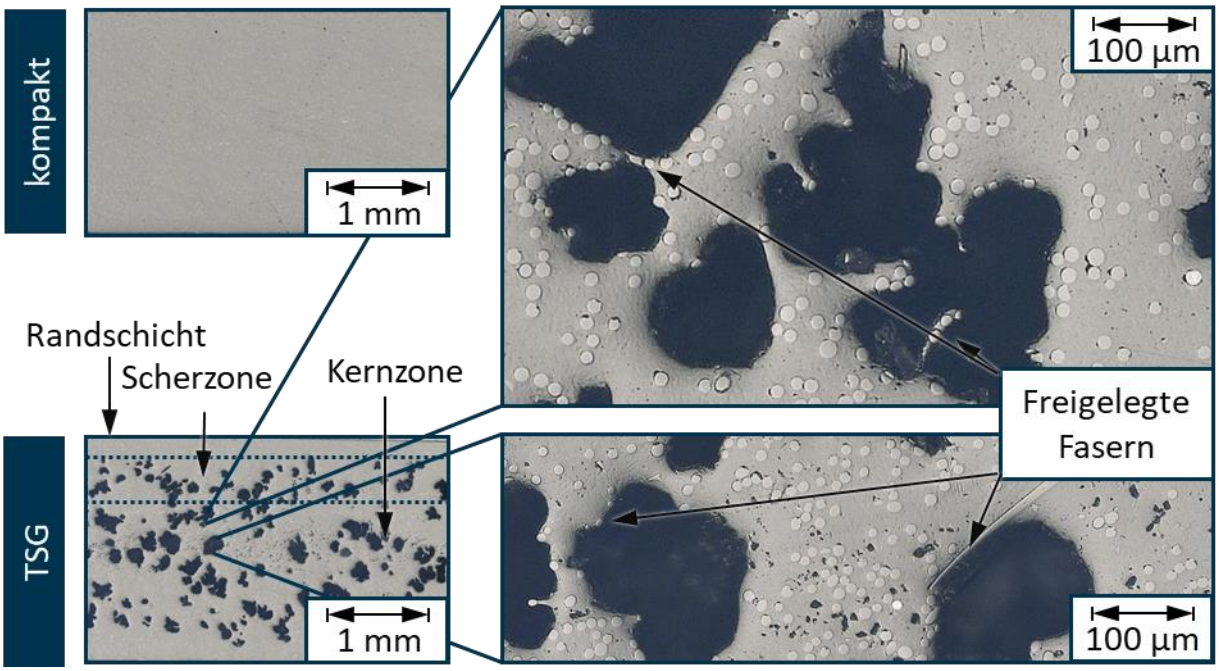


Abbildung 4.1: Morphologie bei kompkaten und geschäumten LFT

Figure 4.1: Morphology of compact and foamed LFTs

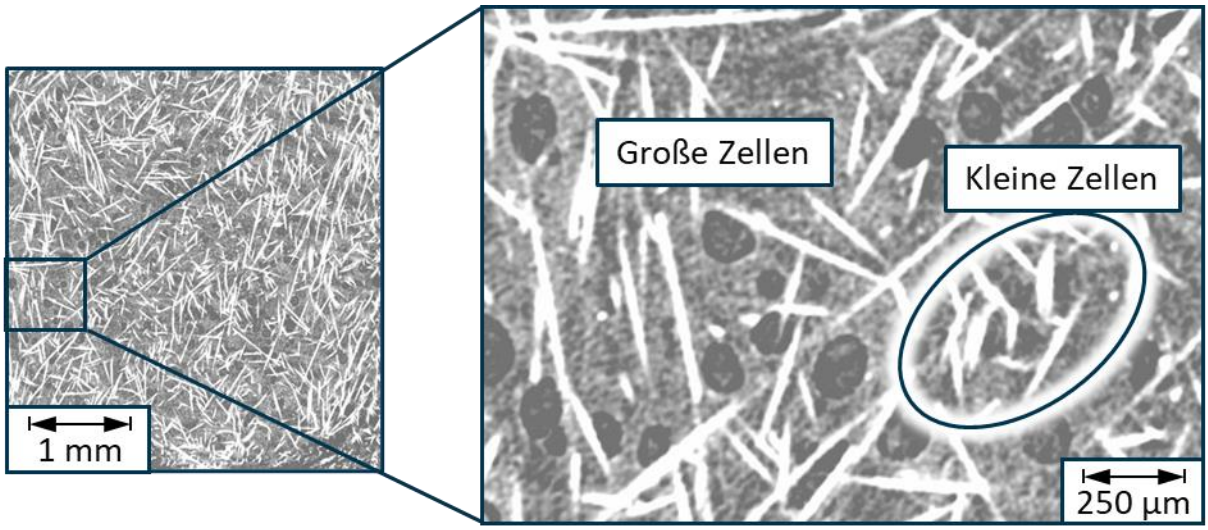


Abbildung 4.2: CT-Scan eines geschäumten Probekörpers zur Veranschaulichung der Zell-Faser-Interaktion

Figure 4.2: CT scan of a foamed specimen to illustrate the cell-fibre interaction

Es wird angenommen, dass die Zellbildung um die Fasern sowie unterschiedliche Faserdurchmesser einen erheblichen Einfluss auf das Bruchverhalten von geschäumten LFT

haben. Durch die Freilegung der Fasern bei der Zellbildung hat das TSG einen Einfluss auf die Faser-Matrix-Haftung und begünstigt somit den Faserauszug als Versagensart. Zur Überprüfung dieser Hypothese wird die Faser-Matrix-Haftung anhand von Kryobrüchen analysiert. Die Bilder der Bruchflächen der Kryobrüche werden in Abbildung 4.3 dargestellt.

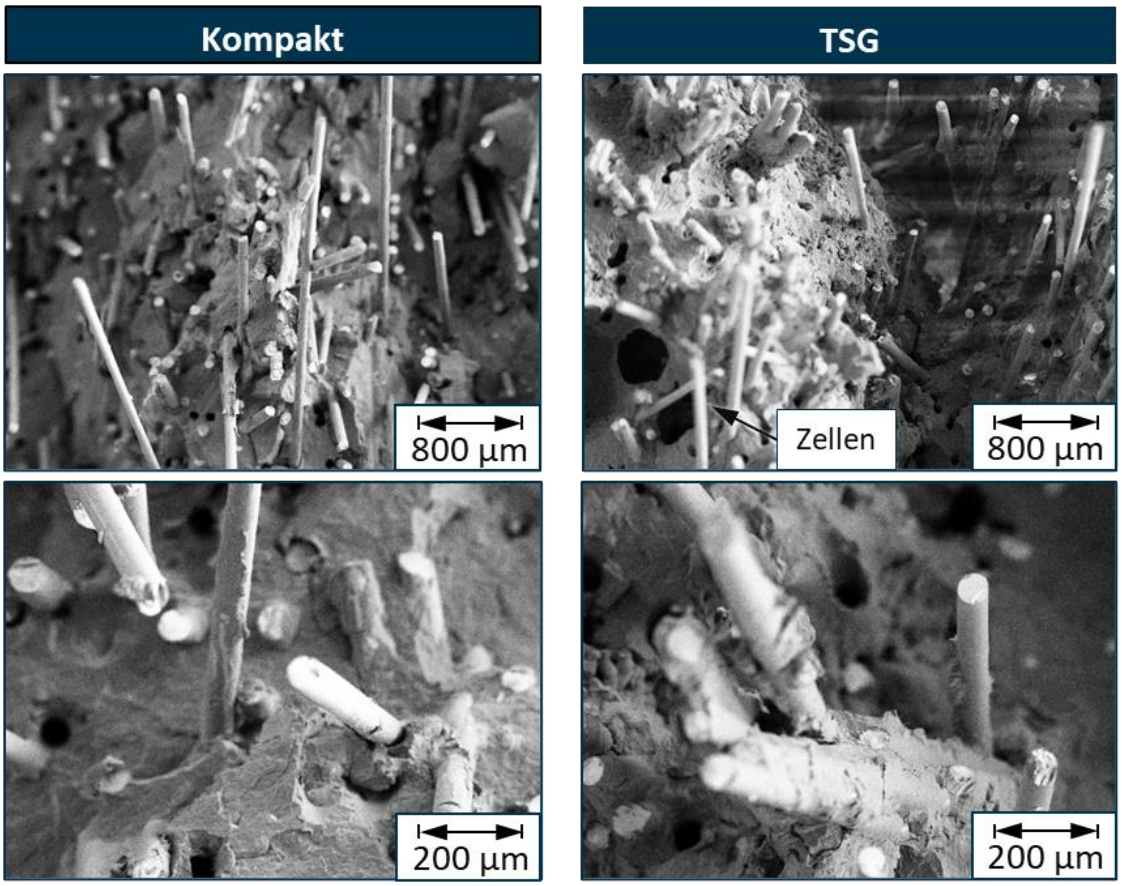


Abbildung 4.3: Bruchflächen in PP LGF 30 nach einem Kryobruch

Figure 4.3: Fracture surfaces in PP LGF 30 after a cryogenic fracture

Bei kompakten und geschäumten LFT kommt es sowohl zum Faserbruch als auch zum Faserauszug. Der Faserauszug kann an den herausstehenden Fasern und den Löchern in der Matrix identifiziert werden. Beim TSG sind zusätzlich Schaumzellen in der Bruchfläche zu erkennen. Die Faser-Matrix-Haftung ist bei allen Proben gering. Dies wird an der geringen Benetzung der Fasern mit Matrix sowie den vielen herausgezogenen Fasern deutlich. Im Rahmen der durchgeführten Einfachbestimmung konnte kein signifikanter Unterschied bei der Faser-Matrix-Haftung zwischen TSG und kompakten Formteilen festgestellt werden. Hauptgrund ist offenbar die bei PP LGF ohnehin geringe Faser-Matrix-Haftung.

4.2 Fazit zum Einfluss der Zellbildung auf die Faser-Matrix-Haftung

Die heterogene Zellbildung in LFT resultiert aufgrund der hohen Faserlänge in stark verstreckten Zellen. Hierdurch wird die Faser-Matrix-Grenzfläche und damit die Faser-Matrix-Haftung reduziert. Aufgrund der allgemein geringen Faser-Matrix-Haftung bei PP LGF und der gleichzeitig längeren Faserlänge durch den Einsatz des TSG kann anhand der mikroskopischen Bruchflächenanalysen kein Effekt der Zellbildung auf die Faser-Matrix-Haftung festgestellt werden. Aufgrund der Ergebnisse wird daher folgende Hypothese aufgestellt: Durch den Einsatz des ProFoam-Verfahrens können Vorteile bei der Plastifizierung genutzt werden, ohne dass die Zellen einen negativen Einfluss auf die Faser-Matrix-Haftung haben.

Basierend auf den bisher erzielten Ergebnissen kann im weiteren Verlauf der Effekt der Spritzgießparameter und der Geometrie auf die Formteileigenschaften analysiert und in ein Verhältnis zum Effekt der Plastifizierung und der Faser-Matrix-Haftung gesetzt werden.

Ausgehend von den morphologischen und mechanischen Eigenschaften geschäumter LFT sollen im Folgenden Gestaltungsempfehlungen für die Fließweglänge und die Wanddicke sowie Gestaltungsempfehlungen für Rippen abgeleitet werden. Für die Entwicklung der Gestaltungsempfehlungen für geschäumtes LFT wird ein rein experimentelles Vorgehen gewählt, da bisherige Simulationsansätze die Morphologie beim Aufschäumen von LFT nicht abbilden können [SHO22]. Abschließend soll das Potenzial von geschäumten LFT mit den entwickelten Gestaltungsempfehlungen anhand einer praxisnahen Demonstratorgeometrie bewertet und weitere Geometriemerkmale komplexer Spritzgießformteile wie Bindenähte untersucht werden.

5 Einfluss von Fließweglänge und Wanddicke auf die mechanischen und morphologischen Eigenschaften geschäumter langglasfaserverstärkter Thermoplaste

Für die Abstrahierung der Geometrie eines Spritzgießformteils können verschiedene Größen verwendet werden. Insbesondere Fließweglänge und Wanddicke als wichtige Geometriekenngrößen haben sich hierfür vor Jahrzenten etabliert. Anhand von Fließweglänge und Wanddicke kann bereits frühzeitig im Konstruktionsprozess mittels klassischer Fließweg/Wanddicken-Diagramme der Druckbedarf zur Füllung des Formteils abgeschätzt werden [JM04, NN92]. Auch bei der Gestaltung von TSG Formteilen wird das Verhältnis von Fließweglänge und Wanddicke betrachtet. Um hohe Aufschäumgrade und Dichtereduktionen zu erreichen wird ein niedriges Verhältnis von Fließweglänge zu Wanddicke empfohlen. Grund hierfür ist der zunehmende Einspritzdruck mit zunehmender Fließweglänge bei der Formteilfüllung [TWS23].

Auch beim Einsatz von LFT hat die Fließweglänge einen erheblichen Einfluss auf die Mikrostruktur: Nach der Hypothese von *Osswald* führen Faserauszug und Faserbruch zu höheren Faserlängen und Fasergehalten am Fließwegende [GO18]. Aufgrund des Zusammenhangs zwischen den morphologischen Eigenschaften und den mechanischen Eigenschaften bei LFT und TSG Formteilen soll daher der Einfluss der Fließweglänge und der Wanddicke auf die wesentlichen Formteileigenschaften wie Schwindung und die mechanischen Eigenschaften untersucht werden. Hierzu werden einfache Fließspiralen verwendet, um die Fließweglänge und die Wanddicke systematisch zu variieren.

5.1 Auslegung eines Werkzeugs zur Variation von Fließweg und Wanddicke

Für die Analyse verschiedener Fließweglängen und Wanddicken wurde ein modular aufgebautes Werkzeug entwickelt, um Kosten und Fertigungszeiten zu reduzieren und die größtmögliche Variation von Fließweg und Wanddicke zu ermöglichen. Für die Versuche wird wie in den vorherigen Untersuchungen eine Spritzgießmaschine vom Typ Allrounder 520 A 1500 – 800 der Firma Arburg mit 50 mm Schneckendurchmesser und einer ProFoam-Schleuse verwendet. Für die Werkzeugauslegung werden folgende Randbedingungen aus dem Stand der Technik und der vorhandenen Maschinentechnik abgeleitet:

- Holmabstand von 520 mm
- Technisch relevante Fließweglängen und Wanddicken von 75 bis 300
- Wanddicken in technisch relevanten Bereichen von 2 mm bis 4 mm
- Dosierweg größer 50 mm
- Einfache Präparation von Prüfkörpern

Um entsprechend lange Fließwege und hohe Schussgewichte bei einem Säulenabstand von 520 mm realisieren zu können, werden Formteile mit Umlenkungen eingesetzt und im Folgenden als Spiralen bezeichnet. Die Formteile müssen über ausreichend lange, gerade Abschnitte verfügen, damit sich eine homogene Faserorientierung in Fließrichtung im Prüfbereich einstellt. Die Breite der Spiralen folgt aus dem minimal geforderten Formteilvolumen, damit der geforderte Dosierweg erreicht wird. Mit zunehmender Wanddicke nimmt entsprechend die Spiralenbreite ab, um möglichst einheitliche Dosierhübe im empfohlen Dosierwegbereich zu erreichen [JM04]. Anhand dieser Anforderungen wurden die in Abbildung 5.1 dargestellten Spiralen und die dazugehörigen modularen Einsätze entwickelt. Eine technische Zeichnung der Formteile ist im Anhang in der Abbildung 13.15 und den Folgenden Abbildungen enthalten.

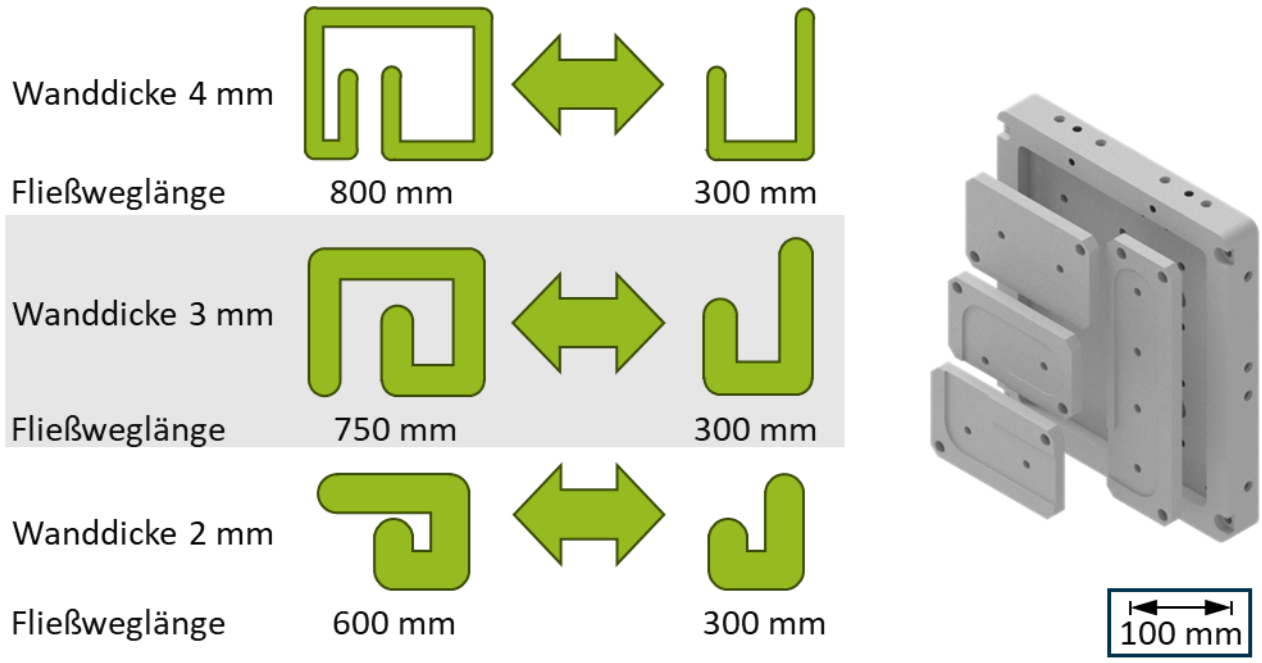


Abbildung 5.1: Darstellung der Fließspiralen mit verschiedenen Wanddicken und Fließweglängen (links) und modularem Werkzeugeinsatz (rechts)

Figure 5.1: Visualisation of the flow spirals with different wall thicknesses and flow path lengths (left) and modular mould insert (right)

Für viele Anwendungen, bei denen das TSG einsetzt wird, sind die Biegeeigenschaften der Formteile maßgeblich. Dies liegt insbesondere daran, dass Schäume bei Biegebelastungen aufgrund der Integralschaumstruktur ein Leichtbaupotenzial gegenüber kompakten Formteilen aufweisen [AM10]. Daher werden für die Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften Biegeprüfungen durchgeführt. Für die Zugeigenschaften von geschäumten LFT wird auf andere Arbeiten verwiesen [AP24, Dao24, Loh19, Roc15]. Teile der verwendeten Ergebnisse stammen aus studentischen Arbeiten [Gam23, Kuf24].

5.2 Einfluss der Spritzgießparameter auf die morphologischen und mechanischen Eigenschaften

Die Spritzgießparameter beeinflussen die Morphologie und damit die mechanischen Eigenschaften von TSG Formteilen erheblich [AM10, Cra08, Fló11]. Daher soll vor der systematischen Untersuchung der verschiedenen Fließweglängen und Wanddicken der Einfluss der Spritzgießparameter für zwei ausgewählte Fließweglängen und Wanddicken quantifiziert werden. Als wesentliche Parameter werden die Schmelzetemperatur, die Einspritzgeschwindigkeit und die Werkzeugtemperatur untersucht [JM04, NN92, TWS23].

Für die Versuche wird wie bei den vorangegangenen Untersuchungen ein Celstran® PP-GF60-0403 10/10 der Firma Celanese, Dallas, USA mit SABIC® PP 579S der Firma SABIC, Riad, Saudi-Arabien im Verhältnis 1:1 gemischt eingesetzt, um einen Fasergehalt von 30 % zu erreichen. Die Verarbeitungsempfehlungen für PP LGF 30 der Firma Celanese werden zur Orientierung genutzt [Hie23]. Die Schmelzetemperatur und Werkzeugtemperatur werden entsprechend den Extremwerten des empfohlenen Verarbeitungsfensters variiert. Basierend auf Literaturempfehlungen wird für die Einspritzgeschwindigkeit eine niedrige Einstellung zur faserschonenden Verarbeitung [Hie23, JM04] und eine hohe Einstellung für eine gute Nukleierung beim TSG verwendet [AM10]. Somit bildet das untersuchte Verarbeitungsfenster den gesamten empfohlenen Verarbeitungsbereich ab. Die Faktorstufen der untersuchten Spritzgießparameter im vollfaktoriellen Versuchsplan werden in Tabelle 5.1 aufgeführt. Zusätzlich wurde der vollfaktorielle Versuchsplan um einen Zentralpunkt ergänzt.

Die Entnahmepositionen für die Prüfkörper sind schematisch in Abbildung 5.2 dargestellt, eine technische Zeichnung der Formteile mit der genauen Entnahmepositionen ist im Anhang in der Abbildung 13.15, Abbildung 13.16, Abbildung 13.17 enthalten. Bei der Auswahl der

Entnahmepositionen muss ausreichend Abstand zu Umlenkungen eingehalten werden, da es in diesen verstärkt zur Faserentmischung kommt [Jar24]. Daher werden im Folgenden an den Positionen B, C und D die Biegeeigenschaften, die Faserlängen und die Schwindung bestimmt. An der Position A wird zusätzlich der Fasergehalt analysiert, um die Faserentmischung entlang des Fließwegs normiert darstellen zu können.

		Parameter	Einheit	-	+
Faktoren	$\dot{V}_{Ein}$	Einspritzgeschwindigkeit	[mm/s]	33	99
	T_s	Schmelzetemperatur	[°C]	230	250
	T_w	Werkzeugtemperatur	[°C]	40	70
	p_{Treib}	Treibmitteldruck	[bar]	0	50

Tabelle 5.1: Faktorstufen für die Untersuchung des Spritzgießparametereinflusses

Tabel 5.1: Factor levels for analysing the influence of injection moulding parameters

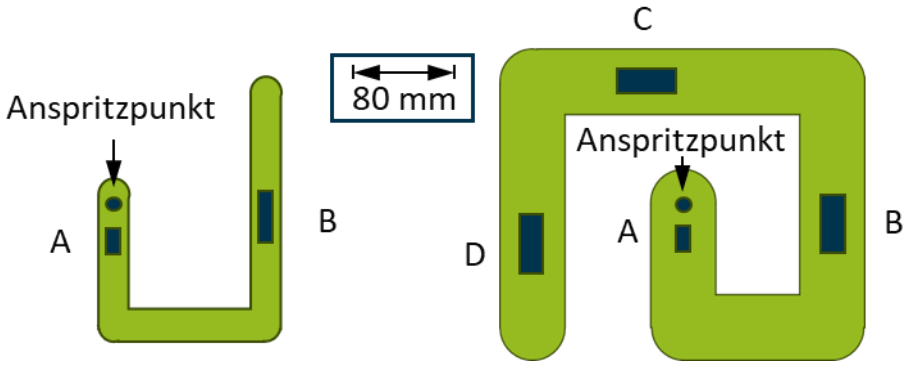


Abbildung 5.2: Entnahmepositionen für Prüfkörper bei der kurzen 4 mm Spirale (links) und der langen 3 mm Spirale (rechts)

Figure 5.2: Removal positions for test specimens with the short 4 mm spiral (left) and the long 3 mm spiral (right)

Nach einer der Pyrolyse der Probekörper zur Ermittlung des Fasergehalts werden die Faserlängen mit einem Fasep Ultra der Firma IDM Systems, Darmstadt gemessen und die mittlere sowie gewichtsgemittelte Faserlänge bestimmt. Die 4-Punkt-Biegeversuche werden nach DIN EN ISO 14125 durchgeführt [NN11]. Für die Charakterisierung der Schaummorphologie und der Faserorientierung wird ImageJ des Laboratory for Optical und Computational Instrumentation, der University of Wisconsin–Madison, USA verwendet. Diese Software ermöglicht die Umwandlung von Mikroskopieaufnahmen in ein 8-bit Bild und die automatisierte Erkennung und Analyse der Zellen anhand des Grauwertes. Für die Aufnahme

der Bilder wurde ein VHX 5000 des Herstellers Keyence, Osaka, Japan verwendet. Zur Quantifizierung der Morphologie werden die beidseitigen Randschichten, die Zelldurchmesser, die Zelldichte, der Verstreckgrad und die Gesamtzellfläche verwendet. Die Randschichtdicke wird als Dicke der kompakten Randschicht definiert, welche bei den meisten Probekörpern klar vom geschäumten Kern abgegrenzt ist. Für die Definition der Randschicht und der Zellanalyse werden Zellen mit einem Durchmesser von 12 µm aufgrund von Schleifartefakten im Umfeld von Fasern vernachlässigt. In Abbildung 5.3 sind die Randschicht und die bestimmten Ellipsen dargestellt. Der Verstreckgrad ist dabei definiert als die Hauptachse der Ellipse geteilt durch die Nebenachse. Aneinander liegende große Zellen werden als eine Ellipse identifiziert. Dieser Effekt wurde auch von *Cramer* beschrieben und diskutiert. Laut *Cramer* lassen sich durch die Messung mehrerer Zellen mit einer Ellipse die Effekte der Zellen auf die mechanischen Eigenschaften besser abbilden [Cra08]. Aufgrund des Präparationsaufwandes werden die Fasergehalte und -längen nur einfach bestimmt. Daher werden für diese Messgrößen keine Signifikanzberechnungen und Standardabweichungen angegeben.

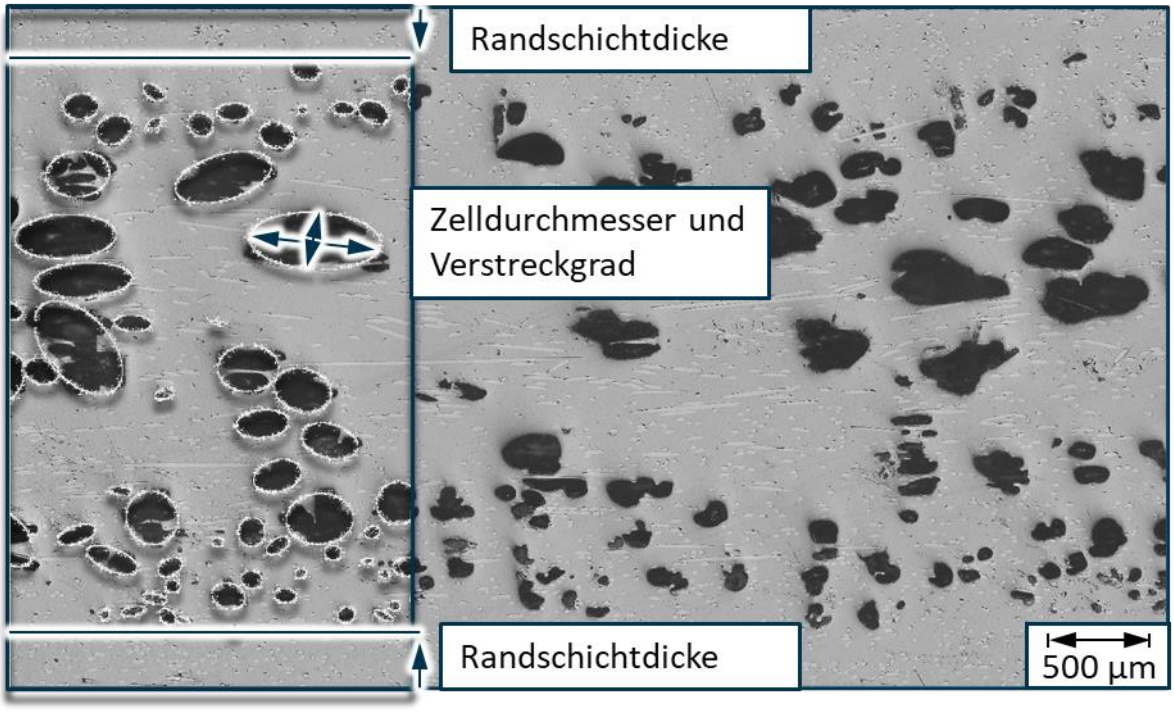


Abbildung 5.3: Darstellung der Ellipsen und Messgrößen bei der Schaummorphologieanalyse

Figure 5.3: Illustration of the ellipses and measured variables in the morphology analysis

5.2.1 Randschichtdicke und Faserlänge

Im Folgenden wird auf den Einfluss der Spritzgießparameter auf die Morphologie und die Fasermikrostruktur eingegangen. Hierzu wird die Änderung der Formteileigenschaften über dem Fließweg dargestellt und mit dem Einfluss der Spritzgießparameter verglichen. Dazu werden zwei unterschiedliche Fließweglängen mit verschiedenen Wanddicken gegenübergestellt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird im Folgenden jedoch nur auf wesentliche Aspekte wie die Randschichtdicke, die gewichtsgemittelte Faserlänge, die Dichte und die Biegefestigkeit eingegangen. Die Diagramme für die weiteren Messgrößen sind im Anhang in Abbildung 13.1 und den darauffolgenden Abbildungen enthalten.

Beim TSG wird eine Gewichtsreduktion von 10 % gegenüber den kompakten Formteilen durch ein früheres Umschalten und das Entfallen des Nachdrucks eingestellt. Die daraus resultierende Schaummorphologie für beide Wanddicken an der Position B ist in Abbildung 5.4 rechts dargestellt.

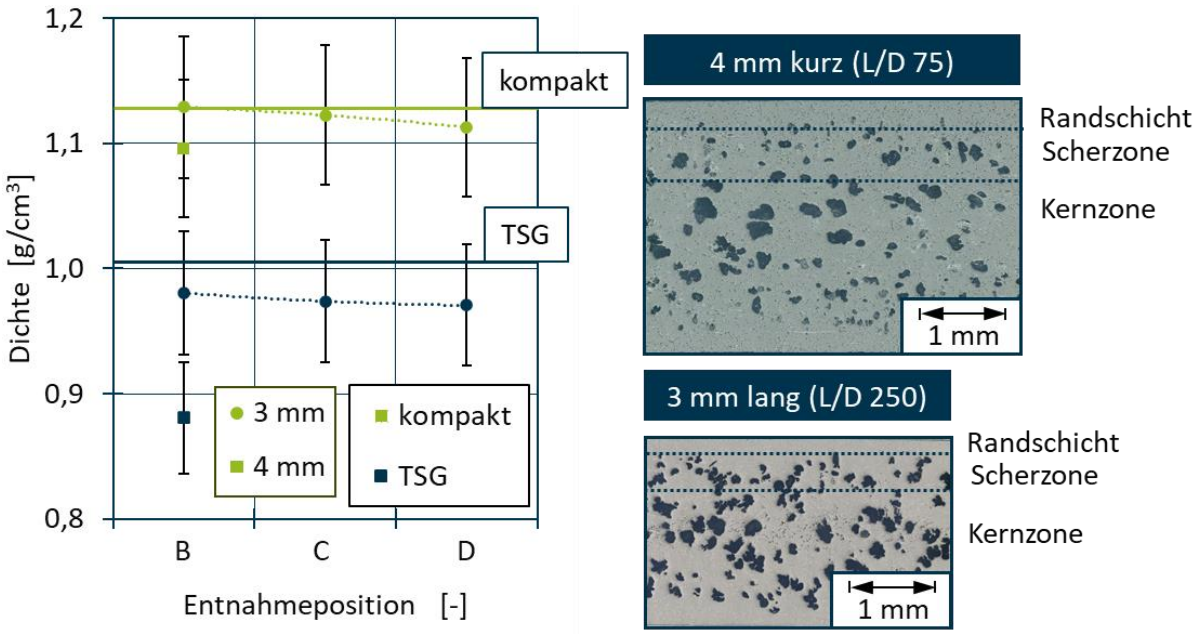


Abbildung 5.4: Dichte entlang des Fließwegs (links), Morphologie für TSG (rechts)

Figure 5.4: Density along the flow path (left), morphology for TSG (right)

Die Morphologie weist, wie in Kapitel 4.1 beschrieben, einen dreischichtigen Aufbau auf. Bei der kurzen 4 mm Spirale ist der Anteil der Scherzone und der Kernzone am Querschnitt größer als bei der 3 mm Spirale. Diese Zunahme der Kernzone und der Scherzone steht im

Zusammenhang mit der Dichte der Probekörper. Daher wird die Dichte an den Messpositionen B bis D anhand der Abmessungen der Prüfkörper für den 4-Punkt-Biegeversuch und deren Gewicht ermittelt. Die Standardabweichung wird mittels Gauß´scher Fehlerfortpflanzung bestimmt. Die Dichte der 4 mm Spirale mit Fließweglänge 300 mm wurde nur an der Position B bestimmt. Daher ist die Dichte für die 4 mm Spirale an dieser Position als einzelner Messpunkt dargestellt. Die Dichte der langen 3 mm Spirale mit Fließweglänge 750 ist an den Positionen B, C und D bestimmt worden. Die Dichte von PP LGF 30 beträgt laut Datenblatt nach ISO 1183 1,12 g/cm^3 und ist als Referenzlinie in Abbildung 5.4 eingezeichnet. Die Dichtereduktion gegenüber den kompakten Formteilen wird mittels untervolumetrischer Füllung beim TSG auf 10 % eingestellt und der Referenzwert von 1,01 g/cm^3 ist im Diagramm eingezeichnet.

Die Dichte der Prüfkörper der 4 mm Spirale an der Position B ist deutlich geringer als die der Prüfkörper der 3 mm Spirale an der Position B. Beide weisen aber eine geringere Dichte als die mittlere Formteildichte auf, da es aufgrund des Unterfüllens der Kavität beim TSG zu einem Dichteverlauf über dem Fließweg kommt.

Der Unterschied in der Dichte bei der 3 mm und der 4 mm Fließspirale an Position B ist auf ein verstärktes Aufschäumen am Fließwegende bei kurzen Formteilen zurückzuführen. Bei den langen Fließwegen der 3 mm Spirale ergibt sich eine deutlich höhere Homogenität der Formteildichte über dem Fließweg. Dass kurze Fließwege ein höheres Aufschäumpotenzial ermöglichen, ist aus der Literatur bekannt [TWS23]. Bei Strukturformteilen kann eine höhere Inhomogenität der Formteildichte über dem Fließweg ebenfalls zu inhomogeneren mechanischen Eigenschaften führen. Ob die Inhomogenität der Formteildichte stärker von der Wanddicke oder der Fließweglänge abhängt, wird im weiteren Verlauf für verschiedene Fließweglängen und Wanddicken geprüft.

Laut Literatur korrelieren die Morphologie und insbesondere die Randschichtdicke stark mit der Formteildichte [Cra08]. Die Randschichtdicke für die geschäumten Formteile über dem Fließweg ist in Abbildung 5.5 dargestellt. Die 4 mm Spirale weist trotz der geringeren Dichte eine höhere Randschichtdicke auf. Bei der 3 mm langen Spirale ergibt sich eine ausgeprägte Abhängigkeit der Randschichtdicke von der Entnahmeposition. Diese ist stärker ausgeprägt als der Unterschied der Randschichtdicke zwischen der 3 mm und der 4 mm Spirale. Ein Grund für die geringere Randschichtdicke bei der 3 mm Spirale, insbesondere am Fließwegende,

könnte das veränderte Schergeschwindigkeitsprofil im Querschnitt sein, woraus eine unterschiedliche Schererwärmung der Schmelze resultiert.

In Abbildung 5.5 rechts wird der Effekt der Spritzgießparameter auf die Randschichtdicke bei der kurzen 4 mm Spirale dargestellt. Der Effekt der Parameter ist bei der kurzen 4 mm Spirale stärker als bei der langen 3 mm Spirale. Da für die Bestimmung der Morphologie pro Versuchspunkt ein Probekörper untersucht wurde, wird keine Signifikanzanalyse durchgeführt.

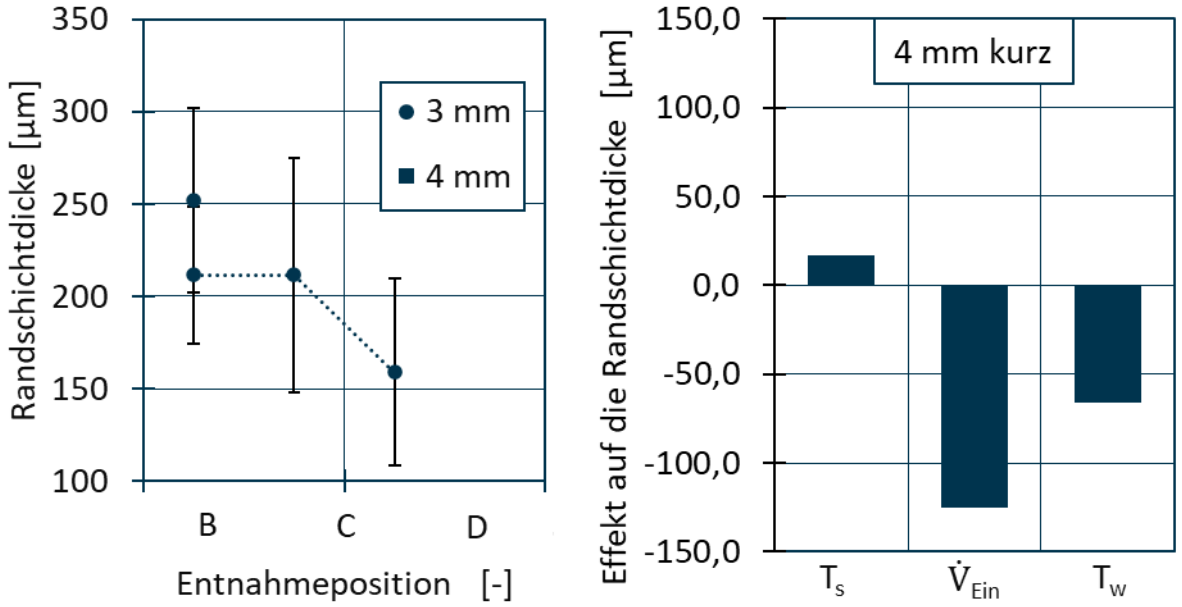


Abbildung 5.5: Randschichtdicke und Effekt auf die Randschichtdicke für kurze 4 mm Spiralen

Figure 5.5: Surface layer thickness and effect on the surface layer thickness for short 4 mm spirals

Den größten Effekt auf die Randschichtdicke hat die Einspritzgeschwindigkeit. Eine Erhöhung der Einspritzgeschwindigkeit führt im betrachteten Prozessfenster zu einer deutlich geringeren Füllzeit, zusätzlicher Schererwärmung sowie einem höheren Druckabfall beim Einspritzen. Auch in der Literatur ist ein starker Effekt der Einspritzgeschwindigkeit auf die Randschichtdicke für andere Werkstoffe belegt [AM10, Cra08, Fló11]. Der Effekt der Einspritzgeschwindigkeit bei der 4 mm Spirale ist stärker ausgeprägt als die Unterschiede der Randschichtdicke entlang des Fließwegs der 3 mm Spirale oder der Unterschied in der Randschichtdicke zwischen der 4 mm und der 3 mm Spirale. Bei einer weiteren Variation der Geometrie sollte daher der Effekt der Einspritzgeschwindigkeit weiter untersucht werden.

Neben dem Verlauf und den Effekten auf die Randschichtdicke als wichtige morphologische Kenngrößen soll auch der Effekt der Geometrie und der Spritzgießparameter auf die

gewichtsgemittelten Faserlängen untersucht werden. Hierzu ist der Effekt der Spritzgießparameter und der Verlauf der Faserlänge entlang des Fließwegs in Abbildung 5.6 dargestellt.

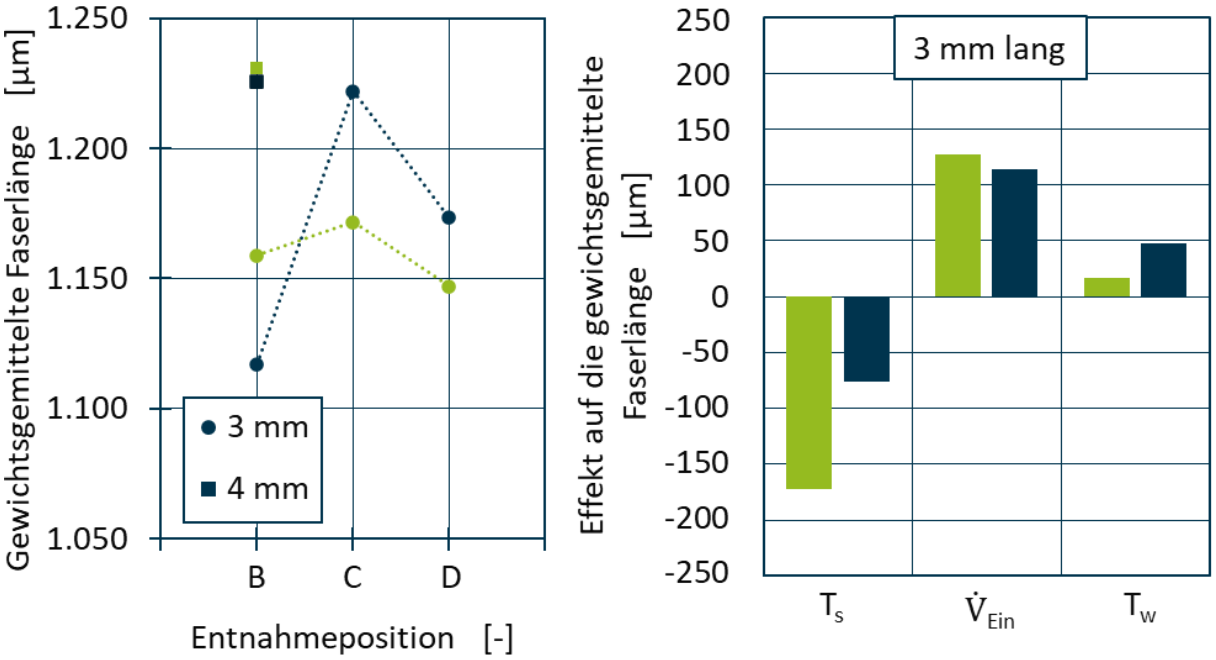


Abbildung 5.6: Gewichtsgemittelte Faserlänge entlang des Fließwegs (links), Effekt der Spritzgießparameter auf die gewichtsgemittelte Faserlänge der langen 3 mm Spirale (rechts)

Figure 5.6: Weight-averaged fibre length along the flow path (left), effect of the injection moulding parameters on the weight-averaged fibre length of the long 3 mm spiral (right)

Wie in Kapitel 3.2 gezeigt, ist die Faserlänge an der Düse beim TSG circa 8,6 % höher als beim Kompaktspritzgießen. In den untersuchten Spiralen kann dieser Effekt nicht in vergleichbarer Höhe reproduziert werden. Die Faserlänge kann im Mittel über alle Messungen durch das TSG nur um 1 % gesteigert werden. Da auch die Schmelzetemperatur anders als an der Düse einen negativen Effekt auf die Faserlänge im Formteil hat, kann der geringere Effekt des TSG vermutlich ebenfalls auf die geringere Viskosität zurückgeführt werden. Wie im Kapitel 2.2.6 beschrieben, kann die Viskositätsänderung durch das TSG im WLF-Modell durch eine Temperaturverschiebung beschrieben werden [HS15].

Die kompakten und die TSG Formteile haben ein ausgeprägtes Maximum der gewichtsgemittelten Faserlänge in der Formteilmitte. Dieser Verlauf entspricht nicht den Ergebnissen von *Metten*, der in seinen Untersuchungen ein Minimum der Faserlänge in der Formteilmitte nachweisen kann [MC00]. Als Erklärung wurde von *Metten* eine dickere

erstarrte Randschicht in der Fließwegmitte angeführt, welche bei langsamen Füllzeiten aus dem thermischen Effekt des Anspritzpunktes resultiert. Aus dem geringeren Fließspalt resultiert eine geringere Beweglichkeit der Faser und eine höhere Scherrate, was verstärkt zum Bruch führt. Eine schematische Darstellung der Erklärung ist in Abbildung 5.7 dargestellt. Jedoch hat *Metten* das Kompaktspritzgießen untersucht und bei den Versuchen die Fließspirale über den Nachdruck gefüllt, woraus eine längere Füllzeit resultiert. Daher können die Unterschiede im Faserlängenverlauf entlang des Fließwegs bei vergleichbaren Fließweglängen wahrscheinlich auf die Unterschiede in der Formteilfüllung zurückgeführt werden. Auch die Informationen über die Wanddicken der Spiralen bei *Metten* sind nicht bekannt.

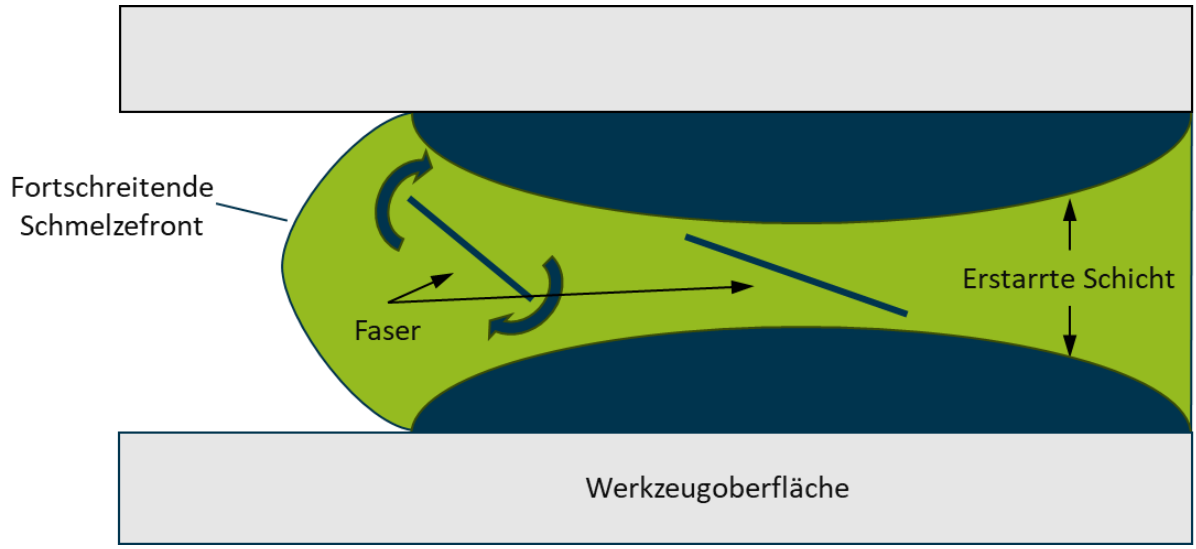


Abbildung 5.7: Faserbeweglichkeit bei der Formteilfüllung nach [MC00]

Figure 5.7: Fibre mobility during moulded part filling according to [MC00]

Durch die Erhöhung der Einspritzgeschwindigkeit kann die Abkühlung der Schmelze entlang des Fließwegs und die Dicke der erstarrten Randschicht bei der Füllung reduziert werden, aufgrund der daraus resultierenden erhöhten Scherrate. Dies resultiert bei den 3 mm Spiralen in einer etwas höheren gewichtsgemittelten Faserlänge.

Der Unterschied in der gewichtsgemittelten Faserlänge an der Position B und der Position C der langen 3 mm Spirale und der Unterschied in der gewichtsgemittelten Faserlänge zwischen den beiden Spiralen übersteigt den Effekt der Spritzgießparameter beim TSG. Lediglich der Effekt der Schmelzetemperatur beim Kompaktspritzgießen ist größer als der Unterschied in der gewichtsgemittelten Faserlänge durch die Geometrie. Den stärksten Effekt beim TSG hat

– wie auch auf die Randschichtdicke – die Einspritzgeschwindigkeit, weshalb diese bei einer weiteren Variation der Geometrie berücksichtigt werden sollte.

5.2.2 Biegefestigkeit und Biegemodul

Für die Analyse der Biegeeigenschaften von geschäumten LFT werden der absolute und der gewichtsspezifische Biegemodul sowie die absolute und spezifische Biegefestigkeit berechnet. Der absolute Biegemodul und die absolute Biegefestigkeit werden entsprechend der DIN EN ISO 14125 bestimmt [NN11]. Für die Berechnung der spezifischen Eigenschaften werden die absolute Biegefestigkeit und der Biegemodul durch die mittlere Dichte des Versuchspunktes dividiert. Die spezifische Biegefestigkeit ist für die kurze 4 mm Spirale an Position B und für die Positionen B bis D für die lange 3 mm Spirale in Abbildung 5.8 dargestellt, der gewichtsspezifische Biegemodul ist im Anhang in Abbildung 13.7 enthalten. Aufgrund der unterschiedlichen Wanddicke werden nach DIN EN ISO 14125 unterschiedliche Probekörperabmessungen verwendet, weshalb die Werte für beide Spiralen nicht direkt vergleichbar sind. Jedoch kann der Effekt der verschiedenen Verfahren innerhalb derselben Wanddicke verglichen werden.

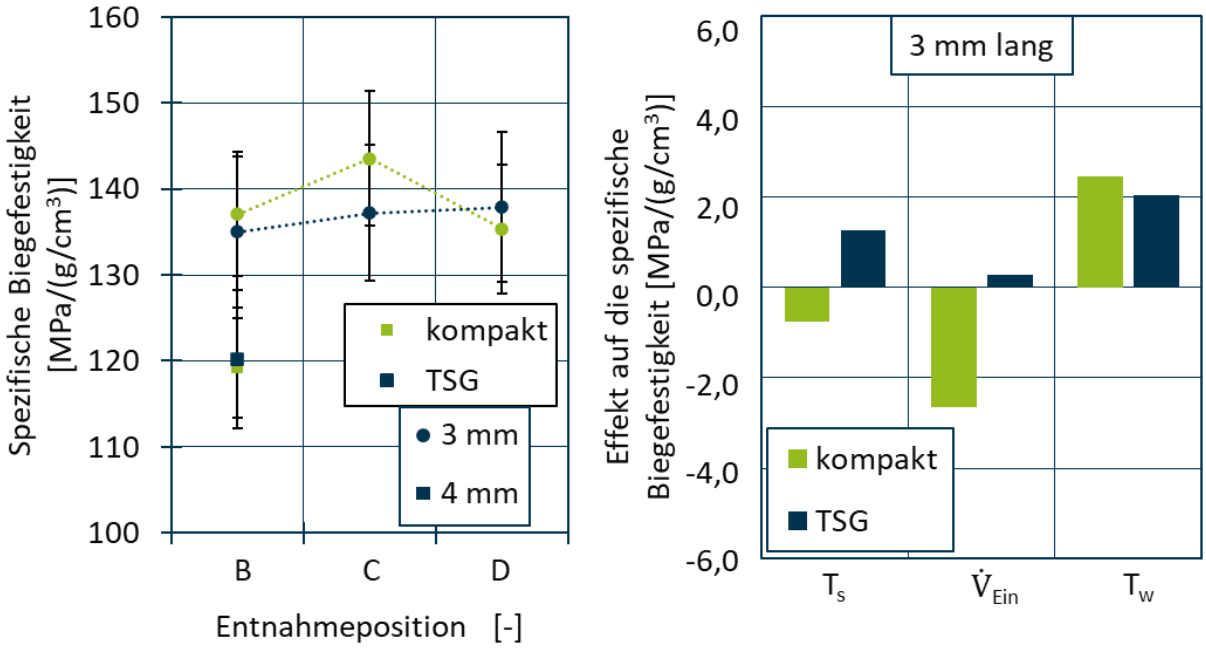


Abbildung 5.8: Spezifische Biegefestigkeit (links) und Effekt auf die spezifische Biegefestigkeit (rechts)

Figure 5.8: Specific flexural strength (left) and effect on specific flexural strength (right)

Die spezifische Biegefestigkeit der kurzen 4 mm Formteile liegt für TSG und Kompaktspritzgießen bei circa 120 MPa/(g/cm³). Aufgrund der hohen Dichtereduktion an der

Position B durch das TSG kann bei dieser Wanddicke eine vergleichbare spezifische Biegefestigkeit wie beim Kompaktspritzgießen erreicht werden. Bei den langen 3 mm Spiralen sind die Unterschiede zwischen den Verfahren größer, liegen aber innerhalb der Standardabweichung.

Auch die Effekte der Spritzgießparameter bei den beiden Spiralen sind nicht signifikant. Das 95 % Vertrauensniveau liegt beim TSG und Kompaktspritzgießen über 7,7 MPa/(g/cm^3) und somit außerhalb des Diagramms. Ein Grund für die fehlende Signifikanz der Spritzgießparameter ist, dass die Effekte deutlich geringer sind als die Unterschiede der spezifischen Biegefestigkeit entlang des Fließwegs. Auch bei der Betrachtung eines einzelnen Versuchspunktes liegen die Unterschiede entlang des Fließwegs der langen 3 mm Spirale bei über 10 MPa/(g/cm^3) und sind somit deutlich größer als der Effekt der Spritzgießparameter. Die Unterschiede entlang des Fließwegs beim TSG sind, aber anders als bei der Faserlänge, geringer als beim Kompaktspritzgießen. Somit kann bei der langen 3 mm Spirale entsprechend der in Kapitel 5 aufgestellten Arbeitshypothese eine leichte Homogenisierung der Eigenschaften entlang des Fließwegs erreicht werden. Ein ähnlicher Effekt kann auch für den spezifischen Biegemodul erreicht werden.

5.2.3 Korrelation von morphologischen und mechanischen Eigenschaften

Um die wesentlichen Einflüsse auf die Biegefestigkeit zu identifizieren, wird im Folgenden eine Korrelationsanalyse durchgeführt. Für die Korrelationsanalyse wird eine lineare Korrelation nach *Pearson* verwendet. Dabei wird ein Korrelationskoeffizient zwischen -1, 0 und 1 bestimmt. Bei einem Korrelationskoeffizient von größer als 0,6 wird von einer starken Korrelation ausgegangen [Kro14]. Die Korrelation wurde zwischen den absoluten und spezifischen mechanischen Eigenschaften und den morphologischen Eigenschaften sowie der Fasermikrostruktur überprüft.

Nur zwischen der absoluten Biegefestigkeit und der Dichte konnte ein hoher Korrelationskoeffizient nach *Pearson* von 0,92 für die 3 mm Spirale und von 0,73 für die 4 mm Spirale nachgewiesen werden. Eine starke Korrelation zwischen Biegefestigkeit und Dichte ist ebenfalls in der Literatur belegt [MO09]. Die Korrelationen von Dichte und Biegefestigkeit ist anhand eines Streudiagramms in der Abbildung 5.9 dargestellt.

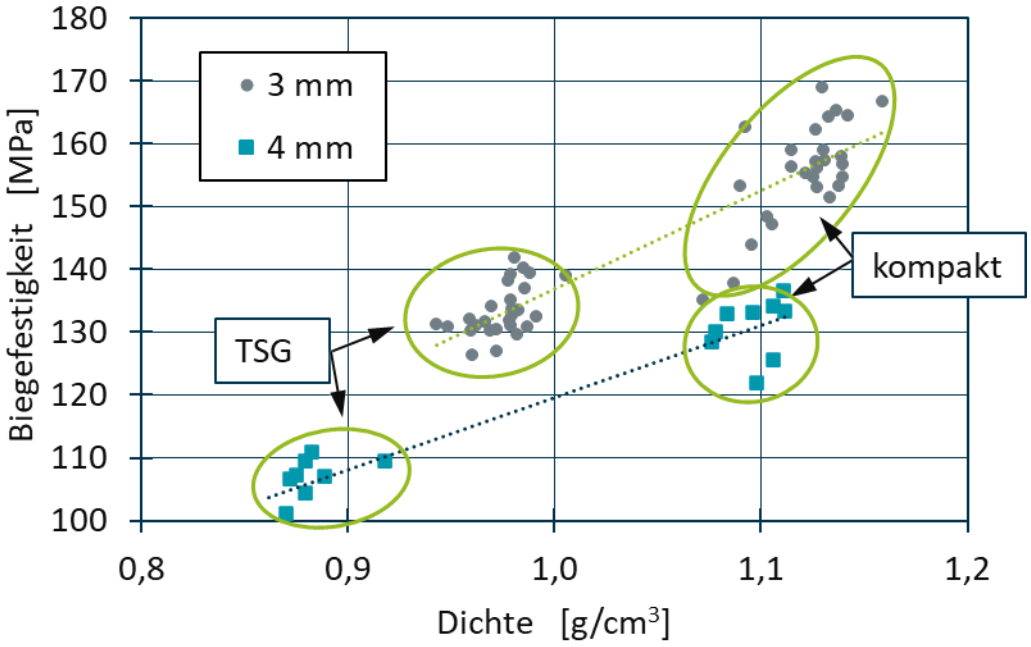


Abbildung 5.9: Streudiagramm der Korrelation zwischen der Dichte und der Biegefestigkeit

Figure 5.9: Scatter plot of the correlation between density and flexural strength

Neben der dargestellten Korrelation zwischen Dichte und Biegefestigkeit wurden ebenfalls weitere Korrelationsanalysen der Biegefestigkeit und des Biegemoduls mit den Spritzgießparametern und morphologischen Eigenschaften durchgeführt, welche aufgrund geringer Korrelationskoeffizienten nicht grafisch dargestellt sind. Am höchsten von allen morphologischen Eigenschaften ist bei der 4 mm Spirale der Korrelationskoeffizient von Biegefestigkeit und der Randschichtdicke mit 0,8. Bei der 3 mm lange Spirale liegt dieser jedoch nur bei -0,28. Anders als in der Literatur beschrieben, ist insbesondere der Korrelationskoeffizient der Faserlänge mit unter 0,2 sehr gering [Tho02].

Somit kann im Rahmen der Korrelationsanalyse nur ein hoher linearer Korrelationskoeffizient von Biegefestigkeit und Dichte nachgewiesen werden. Insbesondere der geringe Effekt der Randschichtdicke bei der 3 mm Spirale weicht stark von den in der Literatur 5 beschriebenen Zusammenhänge für andere Werkstoffe ab, welche auf Untersuchungen basieren, die auf deutlich kürzeren Formteilen beruhen. Anhand der Korrelationsanalysen konnte somit gezeigt werden, dass vermutlich lediglich über die Einstellung der Dichtereduktion der Formteile bei den betrachteten Geometrien eine Steuerung der Biegefestigkeit der Formteile möglich ist.

5.3 Fazit zum Einfluss der Spritzgießparameter auf die morphologischen und mechanischen Eigenschaften

Laut Literatur haben die Spritzgießparameter einen erheblichen Einfluss auf die Morphologie und damit die mechanischen Eigenschaften von TSG Formteilen [AM10, Cra08, Fló11, Roc15]. Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen konnte sowohl für das TSG als auch für das Kompaktspritzgießen von LFT nachgewiesen werden, dass die mechanischen und morphologischen Eigenschaften der Formteile überwiegend stärker von der Geometrie und der Entnahmeposition der Probekörper als von den Spritzgießparametern beeinflusst werden. Daher soll im weiteren Verlauf des Kapitels die Variation der Wanddicke und der Fließweglänge mit einem reduzierten Versuchsplan durchgeführt werden. Auf Basis einer größeren Anzahl an Wanddicken sowie der Fließweglängen kann auch das Ziel aus Kapitel 5 der homogeneren Formteileigenschaften durch das TSG beurteilt werden.

Im untersuchten Prozessfenster hat die Einspritzgeschwindigkeit bei beiden Geometrien den größten Einfluss auf die Morphologie sowie auf die mechanischen Eigenschaften. Daher soll in weiteren Versuchen zur Variation von Fließweglänge und Wanddicke nur dieser Spritzgießparameter berücksichtigt werden.

5.4 Einfluss des Fließwegs und der Wanddicke auf die morphologischen und mechanischen Eigenschaften

Im Rahmen der weiteren Versuche wird der Einfluss von Fließweglänge und Wanddicke auf die morphologischen und mechanischen Eigenschaften genauer untersucht. Die Faktorstufen der dabei variierten Spritzgießparameter sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst. Die vorher ebenfalls variierten Parameter Schmelze- und Werkzeugtemperatur werden entsprechend dem Zentralpunkt der vorherigen Versuche eingestellt.

		Parameter	**Einheit**	**-**	**+**
Prozess-parameter	$\dot{V}_{Ein}$	Einspritzgeschwindigkeit	[mm/s]	33	99
	p_{Treib}	Treibmitteldruck	[bar]	0	50

Tabelle 5.2: Reduzierter Versuchsplan für die Variation der Fließspiralengeometrie

Tabel 5.2: Reduced experimental design for the variation of flow spiral geometry

Die Analysen erfolgen nach dem in Kapitel 5.2 beschrieben Vorgehen. Die Spiralen für die verschieden Fließweglängen und Wanddicken sind in Abbildung 5.10 dargestellt. Dabei ergibt sich je nach Fließweglänge eine unterschiedliche Anzahl an Probekörperpositionen. An der Position A werden Fasergehalt und Faserlänge bestimmt. An den Positionen B bis D werden zusätzlich zum Fasergehalt und der Faserlänge die mechanischen Biegeeigenschaften und die Morphologie der TSG Formteile analysiert.

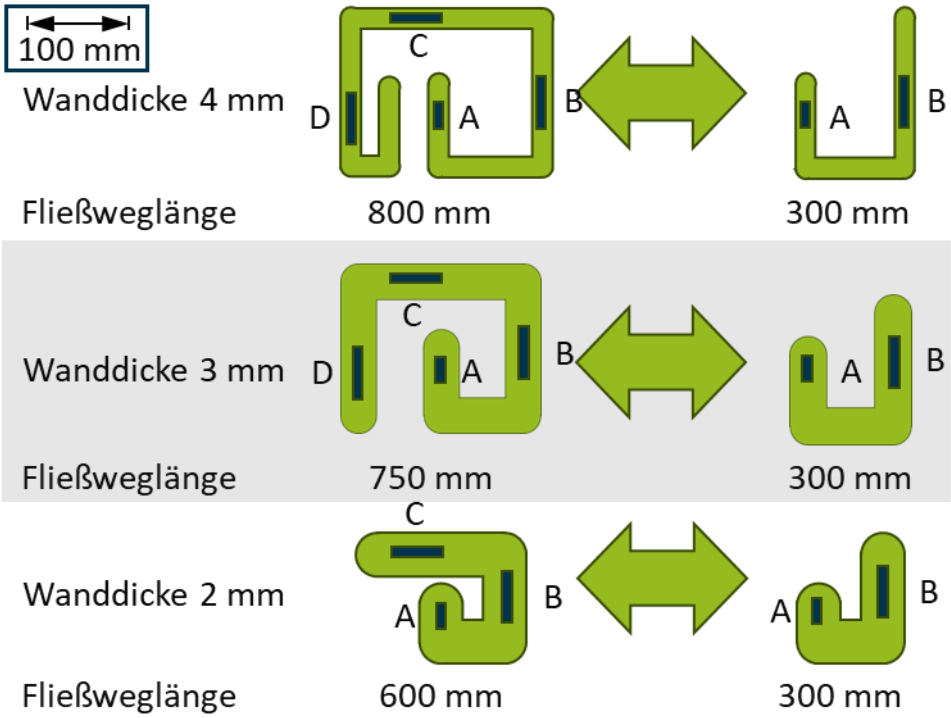


Abbildung 5.10: Fließweg/Wanddicken-Verhältnisse (L/D) und Entnahmepositionen

Figure 5.10: Flow path/wall thickness (L/D) ratios and removal positions

Zusätzlich zu den bereits beschrieben Untersuchungen wird die Dickenschwindung an den Positionen B, C und D bestimmt. Für die Berechnung der Schwindung *S* wurde in der Gleichung 5.1 das Kavität Ist-Maß $d_{Kavität}$ verwendet, da dieses geringfügig vom Soll-Maß abweicht und dies zu Abweichungen bei der Bewertung der Schwindung oder des Verzuges führen kann [Hoh21]. Die Standardabweichung der Schwindung wurde mittels gaußscher Fehlerfortpflanzung berechnet.

$$S = \left(\frac{d_{Formteil} - d_{Kavität}}{d_{Kavität}}\right) * 100 \qquad \textit{(Gl 5.1)}$$

5.4.1 Maßhaltigkeit und Schwindung

Die Schwindung für die verschiedenen Spiralen in Abhängigkeit der Entnahmeposition wird in Abbildung 5.11 dargestellt. Die mittels Fehlerfortpflanzung berechnete Standardabweichung ist gering und daher nicht zu erkennen. Für die langen Spiralen der jeweiligen Wanddicke wurden mehrere Entnahmepositionen entlang des Fließwegs vermessen, für die kurzen Spiralen jedoch nur die Position B.

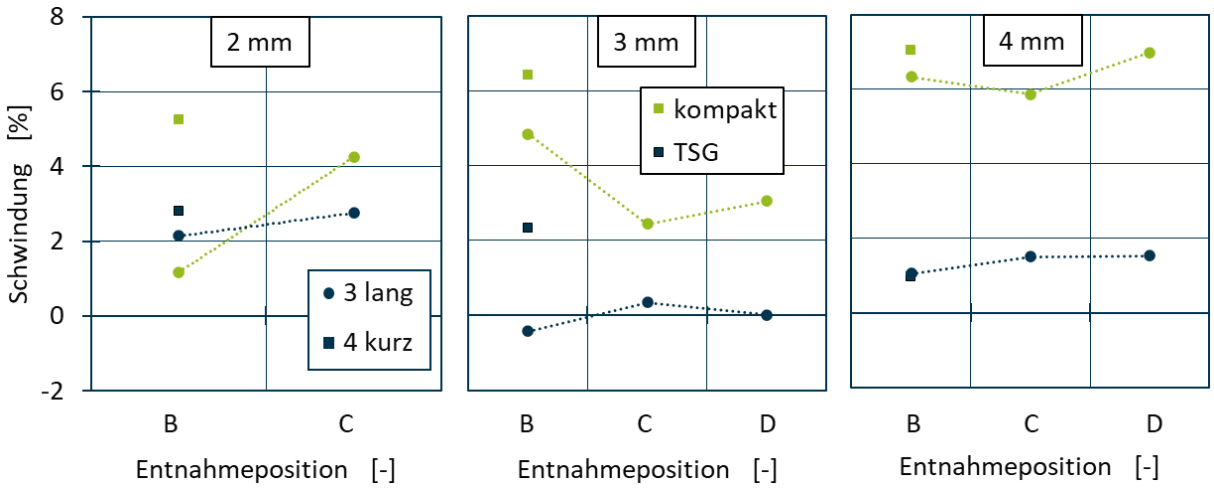


Abbildung 5.11: Schwindung entlang des Fließwegs für verschiedene Wanddicken

Figure 5.11: Shrinkage along the flow path for different wall thickness

Die Schwindung ist bei kurzen Spiralen im Mittel höher als bei den langen Spiralen. Die Gründe hierfür sind bei langen Spiralen deutlich höhere Spritzdrücke. Beispielsweise steigt der mittlere Umschaltdruck von der kurzen 4 mm Spirale auf die lange 4 mm Spirale um 60 % auf 886 bar. Bei den kompakten Formteilen kommt zusätzlich der höhere Nachdruck hinzu, der an den Einspritzdruck angepasst wurde [Jar08, JM04]. Der hohe Druck und die hohe Temperatur bei der Formteilfüllung ist auch eine mögliche Erklärung für die negative Schwindung der 3 mm TSG Spirale: Beide führen zu einer Zunahme der Kavitätsdicke gegenüber der bei Raumtemperatur gemessen Kavitätsmaße [Jar08, JM04].

Die Schwindung der kompakten Spiralen ist im Allgemeinen höher als die der TSG Spiralen. Auch der Einfluss des Fließwegs auf die Schwindung ist bei den kompakten Spiralen größer als beim TSG. Dies kann auf den Schäumdruck durch das expandierende Treibmittel zurückgeführt werden, der unabhängig vom Fließweg wirkt, während der Nachdruck beim Kompaktspritzgießen entlang des Fließwegs abnimmt [Jar08].

Die Effekte der Prozessparameter werden nicht ausführlich dargestellt und sind im Anhang in Abbildung 13.8 für 3 mm und 4 mm Spiralen dargestellt. Zwar erreichen die Spritzgießparameter ein Vertrauensniveau von 99 %, es kann jedoch nur beim Kompaktspritzgießen die Schwindung substanziell durch eine höhere Einspritzgeschwindigkeit reduziert werden. Der Effekt der Einspritzgeschwindigkeit bei langen kompakten Spiralen ist mit -0,73 % deutlich höher als bei den kurzen kompakten Spiralen mit -0,25 %. *Das Potenzial des TSG zur Reduzierung der Schwindung ist aber deutlich größer als der Effekt einer Prozessoptimierung beim Kompaktspritzgießen. Somit bietet das TSG die Möglichkeit, die Schwindung entlang des Fließwegs zu homogenisieren und zu reduzieren.*

5.4.2 Dichte und Schaummorphologie

Wie im Kapitel 5.2.1 gezeigt, haben die Fließweglänge und die Wanddicke einen erheblichen Einfluss auf die Morphologie. Daher wird im Folgenden die Morphologie der Spiralen diskutiert, und die Randschichtdicke, die Zellgröße und die Dichte werden quantifiziert. Die übrigen Messgrößen (Aufschäumgrad und Verstreckgrad) sind im Anhang in Abbildung 13.11 und den darauffolgenden Abbildungen enthalten. Die Dichte und Randschichtdicke für lange und kurze Spiralen bei verschiedenen Wanddicken ist in Abbildung 5.12 dargestellt.

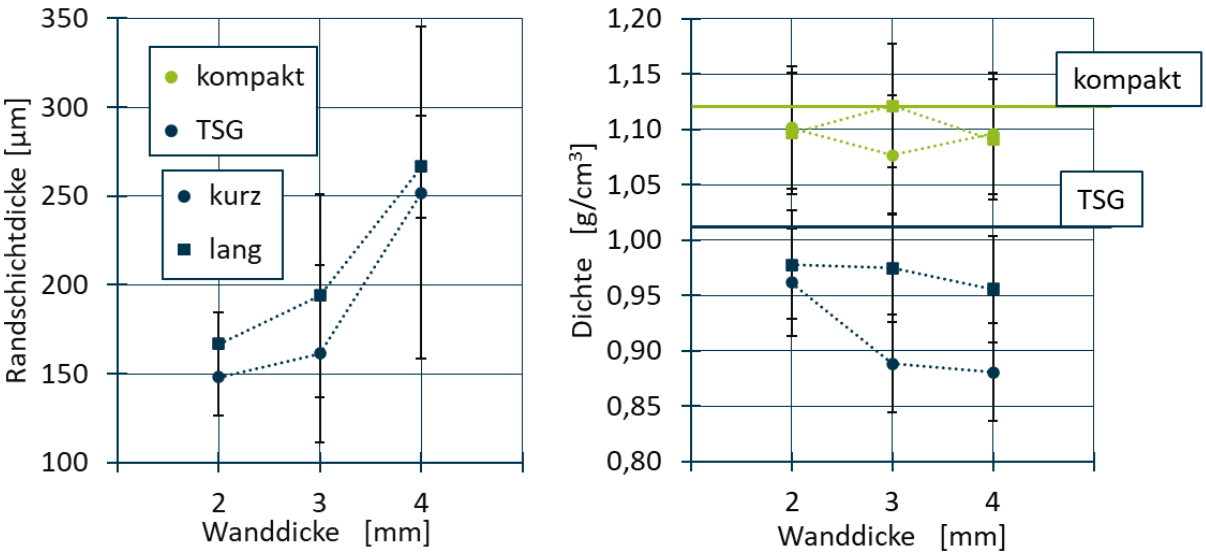


Abbildung 5.12: Einfluss des Fließwegs und der Wanddicke auf die Randschichtdicke (links) und die Dichte (rechts)

Figure 5.12: Influence of the flow path and wall thickness on the surface layer thickness (left) and density (right)

Die Dichte von PP LGF 30 beträgt laut Datenblatt nach ISO 1183 1,12 g/cm^3 und ist als Referenzlinie in Abbildung 5.4 eingezeichnet. Die Dichtereduktion gegenüber den kompakten Formteilen wird mittels untervolumetrischer Füllung beim TSG auf 10 % für das gesamte Formteil eingestellt und der Referenzwert von 1,01 g/cm^3 ist im Diagramm eingezeichnet. Die Dichte der kompakten Spiralen liegt an den Messpositionen geringfügig unterhalb der Referenzlinie. Diese Schwankungen können unter anderem auf leichte Unterschiede im Fasergehalt der Spiralen sowie die Bestimmungsmethode der Formteildichte zurückgeführt werden. Auf den Einfluss des Fasergehalts wird im späteren Verlauf der Arbeit eingegangen.

Insbesondere die kurzen TSG Spiralen weisen deutlich geringere Dichten an den Messpositionen auf, als die mittlere Gewichtsreduktion der TSG Spiralen. Dies kann auf eine inhomogene Dichteverteilung entlang des Fließwegs aufgrund der untervolumetrischen Füllung der Kavität zurückgeführt werden. Die Dichte wurde an den angussnahen Bereichen, bei denen eine höhere Dichte erwartet wird, nicht bestimmt. Der in Kapitel 5.2.1 beschriebene Effekt der inhomogeneren Schaummorphologie bei kurzen Spiralen kann auch für weitere Fließweglängen und Wanddicken nachgewiesen werden, da die gleiche Gewichtsreduktion auf die gesamte Spirale am Fließwegende bei kurzen Spiralen zu geringeren Dichten führt als bei langen Spiralen. *Daher sollte bei geschäumten Formteilen für den Strukturleichtbau die Anzahl an Anspritzpunkten, anders als in der Literatur beschrieben, reduziert werden, da eine Maximierung der Dichtereduktion für den Strukturleichtbau nicht maßgebend ist.*

Den größten Effekt auf die Randschichtdicke hat die Formteildicke, was auf das veränderte Schergeschwindigkeitsprofil bei der Formteilfüllung zurückgeführt werden kann. Die Randschichtdicke der langen Spiralen ist aufgrund der lokal höheren Dichte der Probekörper und der längeren Füllzeit höher als die der kurzen Spiralen. Insbesondere der Effekt der Dichtereduktion auf die Randschichtdicke ist in der Literatur belegt [Cra08, GHS+19, SHO21]. Mit zunehmendem Fließweg nimmt die Randschichtdicke aber tendenziell leicht ab, wie in Kapitel 5.2.1 bereits gezeigt wurde. Der Unterschied ist daher vermutlich insbesondere auf den Effekt der Dichte zurückzuführen.

In Abbildung 5.13 ist die Morphologie der kurzen und langen Spiralen an der Position B gegenübergestellt. Hier wird deutlich, dass die Randschichtdicke insbesondere aufgrund der lokal geringeren Dichte bei der kurzen Spirale für alle Wanddicken geringer ausfällt und der Aufschäumgrad (Abbildung 13.11) bei diesen am Fließwegende höher ist.

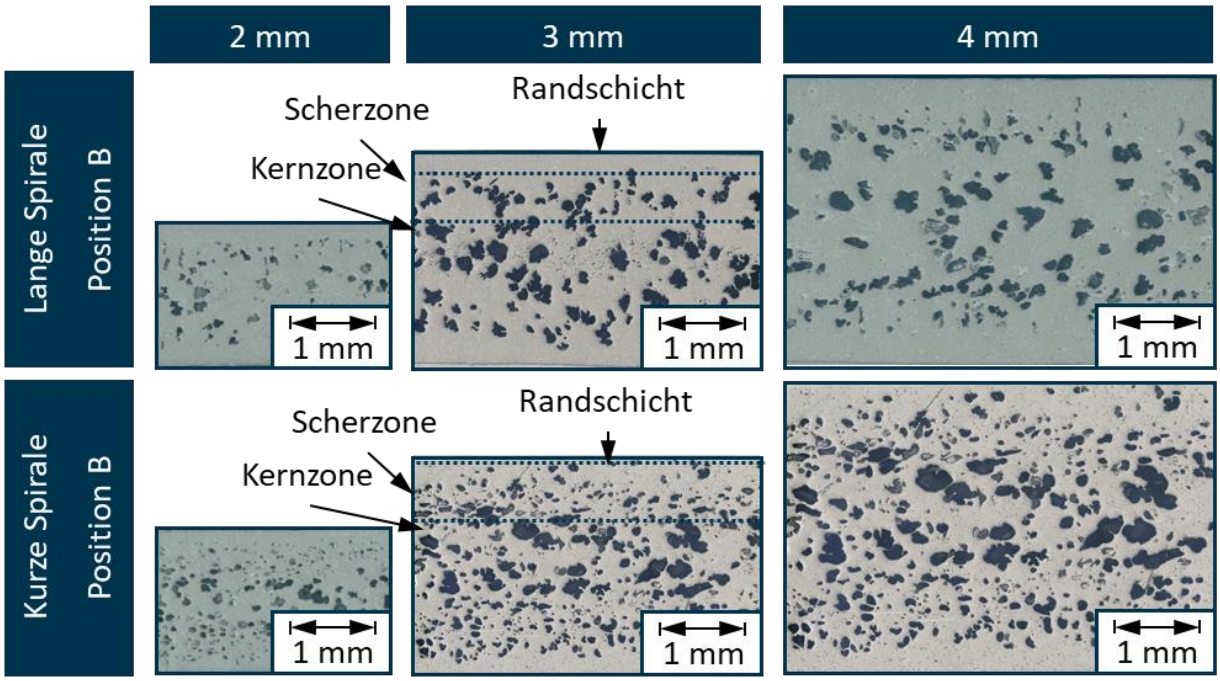


Abbildung 5.13: Morphologie bei verschiedenen Wanddicken

Figure 5.13: Morphology for different wall thickness

Trotz der Abnahme der Randschichtdicke sind die in Kapitel 4.1 beschriebenen Unterschiede in der Zellgröße sowohl in der Scherzone als auch in der Kernzone bei den kurzen Spiralen größer als bei den langen Spiralen. Dies hat auch einen Effekt auf den mittleren Zelldurchmesser gemittelt über die Messpositionen B bis D in Abbildung 5.14, der bei den kurzen Spiralen ab einer Wanddicke von 3 mm deutlich geringer ist als bei den langen Spiralen.

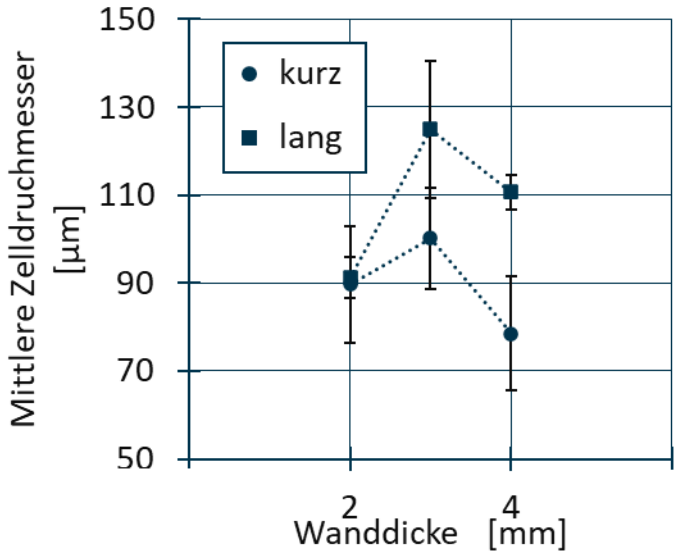


Abbildung 5.14: Mittlerer Zelldurchmesser bei verschiedenen Wanddicken und Spiralenlängen

Figure 5.14: Average cell diameter with different wall thickness and spiral lengths

Grund hierfür sind die beschriebenen feinen Zellen in der Scherzone der kurzen Spiralen und die Zunahme des Anteils der Scherzone im Querschnitt. Diese können aus der geringeren lokalen Dichte der kurzen Spiralen resultieren, welche zu feineren Zellen führt [Cra08, SHO21] sowie durch die veränderte Füllzeit, welche zu einem veränderten Scherratenprofil über den Querschnitt und einer unterschiedlichen Schererwärmung in der Scherzone führt.

5.4.3 Faserlänge und Fasergehalt

Wie in Kapitel 2.1.2 dargestellt, kann es beim Spritzgießen von LFT zu einer erheblichen Faser-Matrix-Separation entlang des Fließwegs kommen. Hieraus resultiert ein deutlicher Unterschied im Fasergehalt durch das Abbrechen und Herausziehen von Fasern [GO18]. Aus dem Abbrechen und Herausziehen resultieren auch Unterschiede in der Faserlänge [OA96]. Allerdings ist bisher nicht untersucht, inwiefern durch das TSG und das Entfallen des Nachdrucks die Faser-Matrix-Separation und die Faserlänge beeinflusst werden.

Die Differenz zwischen TSG und Kompaktspritzgießen in Bezug auf die gewichtsgemittelte Faserläge an der Maschinendüse nach der Plastifizierung beträgt bei den Untersuchungen in Kapitel 3 8,6 %. Bei den untersuchten Spiralen liegt die gewichtsgemittelte Faserläge beim TSG für alle Versuche und Geometrien 2,7 % höher als beim Kompaktspritzgießen. *Der Unterschied in der Faserlänge zwischen TSG und Kompaktspritzgießen nimmt somit durch die Formfüllung ab und die Vorteile aus der Plastifizierung können nicht vollständig für das Formteil verwendet werden.*

In Abbildung 5.15 sind die gewichtsgemittelte Faserlänge und der Fasergehalt der Spiralen bei den verschiedenen Wanddicken und Fließweglängen dargestellt. Aufgrund der einfachen Bestimmung pro Versuchspunkt wird keine Standardabweichung angegeben.

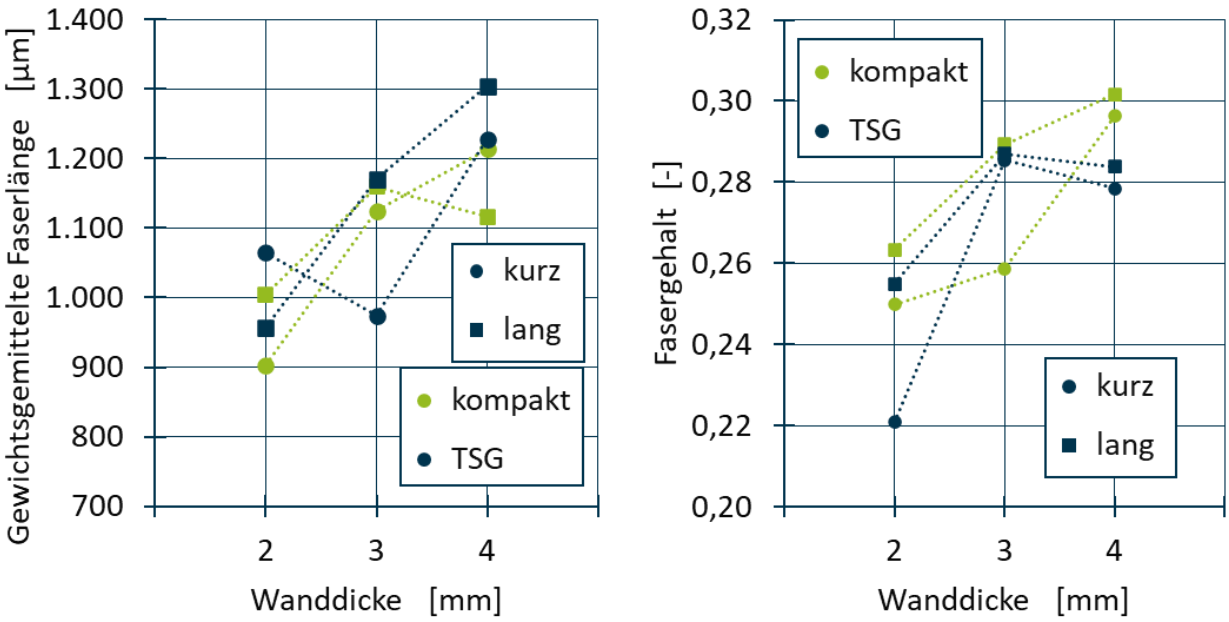


Abbildung 5.15: Faserlänge und -gehalt bei verschiedenen Wanddicken

Figure 5.15: Fibre length and content for different wall thickness

Längere Fasern können mit dem TSG insbesondere bei den 4 mm Spiralen und der kurzen 2 mm Spirale erreicht werden. Bei diesen Spiralen ist der Fasergehalt jedoch bei den TSG Formteilen etwas geringer, weshalb auch der geringere Fasergehalt und die somit geringeren Faser-Faser-Interaktionen zu den längeren Fasern beim TSG beitragen. Dies tritt insbesondere bei der kurzen 2 mm TSG Spirale auf. Die Fasergehaltsunterschiede in den Spiralen können auf eine unzureichende Genauigkeit beim Mischen des LFT und des PP Granulats zurückgeführt werden. Es ist zu beobachten, dass mit der Wanddicke die gewichtsgemittelte Faserlänge ansteigt, was vermutlich auf eine geringere Scherung und somit auf eine geringere Belastung der Fasern zurückzuführen ist. Außerdem nimmt der Anteil der Kernzone, in der längere Fasern vorliegen, am Querschnitt zu [OA96].

Nachdem die gewichtsgemittelte Faserlänge und der Fasergehalt für die verschiedenen Wanddicken dargestellt wurden, wird die Faser-Matrix-Separation entlang des Fließwegs untersucht und in Abbildung 5.16 dargestellt. Um die Übersichtlichkeit der folgenden Diagramme zu verbessern, wird der Fasergehalt auf die Position A normiert. Es ist zu erkennen, dass die Faser-Matrix-Separation beim Kompaktspritzgießen nur geringfügig höher ist als beim TSG. Der Unterschied kann über das Entfallen des Nachdrucks und die geringere Viskosität beim TSG erklärt werden. Insbesondere der Nachdruck führt zu einer erheblichen Faserschädigung [MC00] und beeinflusst ebenfalls die Faserorientierung [PN07, PN12]. Trotz

des geringen Volumenstroms im noch flüssigen Kern werden durch den Nachdruck teilweise in der Randschicht eingebettete Fasern aufgrund der geringeren Beweglichkeit gebrochen oder neu orientiert.

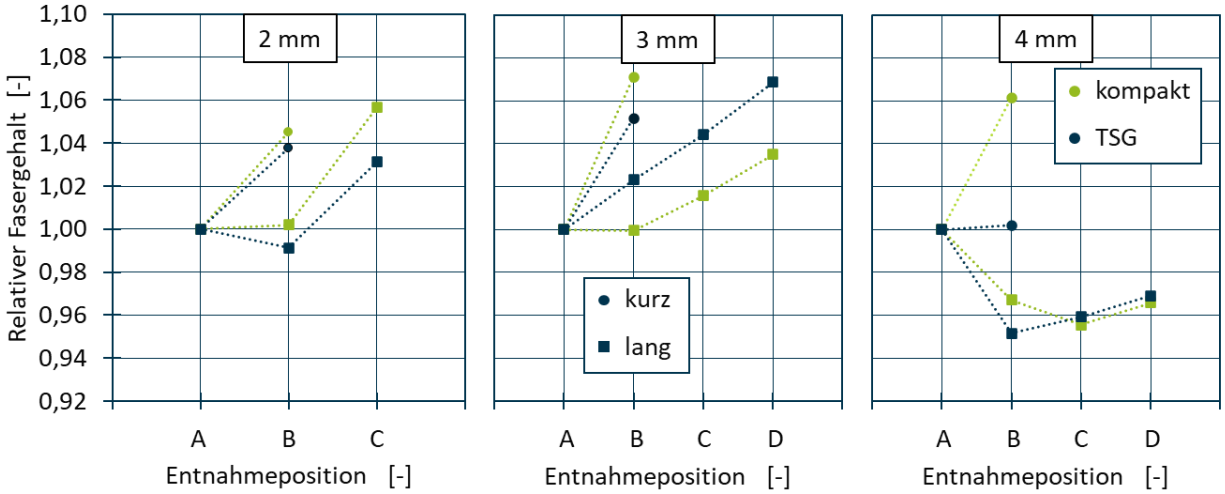


Abbildung 5.16: Relativer Fasergehalt entlang des Fließwegs für verschiedene Wanddicken

Figure 5.16: Relative fibre content along the flow path for different wall thickness

Nach der Hypothese von *Osswald* kommt es bei der Formteilfüllung zur Faser-Matrix-Separation entlang des Fließwegs und der Fasergehalt steigt entlang des Fließwegs an [GO18]. Dieses Verhalten kann bei den langen 4 mm Spiralen nicht beobachtet werden. Statt dessen kommt es zur Abnahme des Fasergehalts mit zunehmendem Fließweg bei langen 4 mm Spiralen. Grund für diese bisher noch nicht beschriebene Faser-Matrix-Separation kann die abweichende Formteilgeometrie gegenüber bisherigen Untersuchungen sein. Die Untersuchungen von *Osswald* wurden an einer Platte bei einer etwas geringeren Wanddicke durchgeführt, wobei das Werkzeug über einen langen Stangenanguss mit Umlenkungen und Verteiler mit Filmanschnitt gefüllt wird, der nicht untersucht wurde. Auch der Fließweg bei *Osswald* ist deutlich kürzer als bei der hier untersuchten langen Spirale mit 4 mm Wanddicke [GO18]. Das veränderte Schergeschwindigkeitsprofil kann aufgrund der hohen Wanddicke ebenfalls zu einer reduzierten Faser-Matrix-Separation verglichen mit den anderen Geometrien beitragen. Für weitere Untersuchungen sollten daher auch höhere Wanddicken überprüft werden, auch wenn diese in der industriellen Anwendung von PP LGF eine untergeordnete Rolle spielen.

Neben Unterschieden im Fasergehalt kann die Faser-Matrix-Separation auch Faserlängenunterschiede entlang des Fließwegs erklären. *Osswald* stellte die Hypothese auf,

dass längere Fasern am Fließwegende darauf hindeuten, dass die Faser-Matrix-Separation vorwiegend durch Faserauszug und weniger durch Faserbruch verursacht wird [GO18]. Daher werden im Folgenden auch gewichtsgemittelte Faserlängenänderungen in Abbildung 5.17 auf Position A normierte dargestellt. Die Faserlängenänderung entlang des Fließwegs zeigt einen ähnlichen Verlauf wie die Fasergehaltsänderung entlang des Fließwegs, wobei die Faserlängenänderung entlang des Fließwegs mit bis zu 30 % deutlich stärker ausgeprägt ist als die Änderung der Fasergehalts mit maximal 7 %. Diese starken Unterschiede in der Faserlänge treten nur bei langen Fließwegen auf. Dabei ist die Faserlängenänderung beim TSG bei den Wanddicken 3 mm und 4 mm niedriger als beim Kompaktspritzgießen. Bei der langen 2 mm und 4 mm Spirale liegt wie bei den Untersuchungen von *Metten* auch ein Minimum der Faserlänge in der Formteilmitte vor [MC00]. *Daher kann mit dem TSG bei höheren Wanddicken und langen Fließwegen eine gleichmäßigere Fasergehalts- und Faserlängenverteilung bei gleichzeitig längeren Fasern erreicht werden. Dies würde nach der Hypothese von Osswald aus einem verstärkten Faserbruch und reduzierten Faserauszug beim TSG resultieren.*

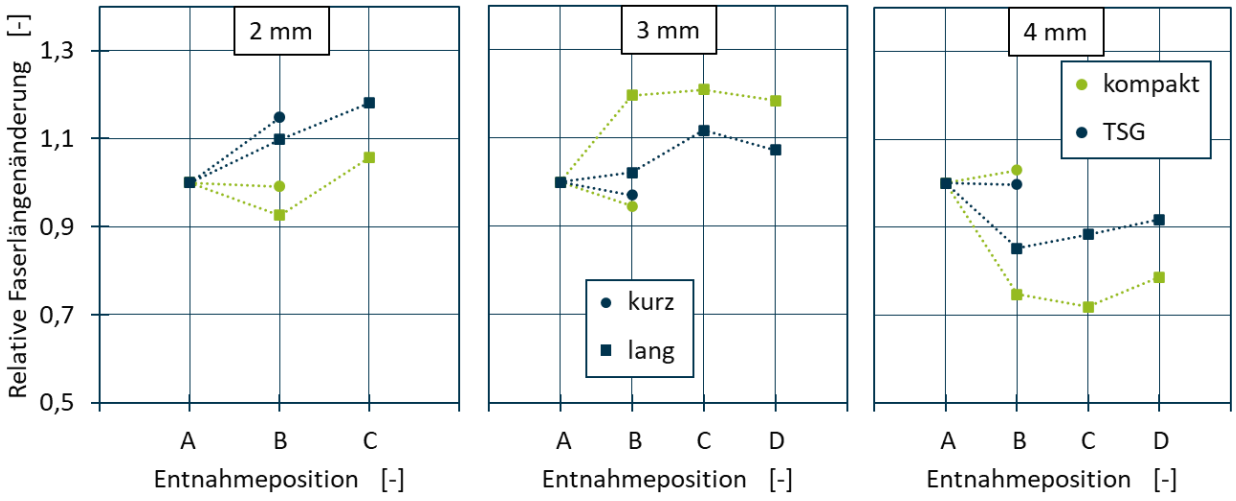


Abbildung 5.17: Relative Faserlängenänderung entlang des Fließwegs

Figure 5.17: Relative fibre length change along the flow path

5.4.4 Biegefestigkeit und Biegemodul

Für die Analyse der Biegeeigenschaften der Formteile wurden Biegemodul und Biegefestigkeit bestimmt und durch die Dichte der Prüfköper dividiert. Der spezifische Biegemodul und die spezifische Biegefestigkeit sind in Abbildung 5.18 für die verschiedenen Wanddicken dargestellt. Aufgrund der unterschiedlichen Wanddicken und Prüfkörpergeometrien sind die Werte zwischen den verschiedenen Wanddicken nur bedingt vergleichbar.

Im Mittel über alle Versuche und Geometrien hinweg kann die spezifische Biegefestigkeit um 1,2 % durch das TSG gesteigert werden. Dabei ergeben sich jedoch je nach Geometrie und Fließweglänge starke Unterschiede im Verlauf der Eigenschaften entlang des Fließwegs und zwischen den Verfahren. Bei einer Wanddicke von 2 mm steigt mit zunehmender Fließweglänge die spezifische Biegefestigkeit sowohl beim TSG als auch beim Kompaktspritzgießen. Bei 3 mm und 4 mm ist der Effekt des Fließwegs weniger eindeutig. Dies kann vermutlich auf den geringen Fließquerschnitt und die somit höhere Scherrate bei 2 mm Spiralen zurückgeführt werden.

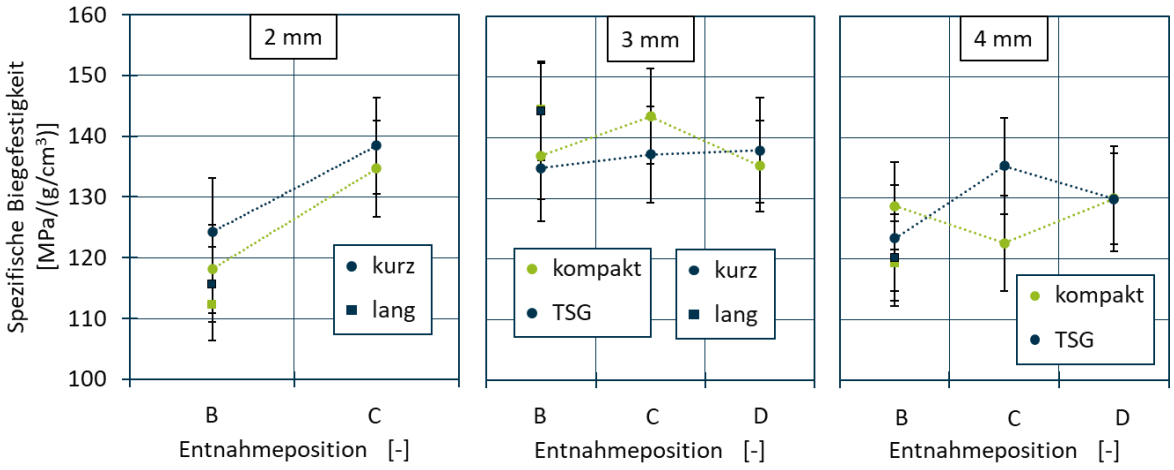


Abbildung 5.18: Spezifisches Biegemodul für verschiedene Wanddicken

Figure 5.18: Specific flexural modulus strengths for different thickness

Deutlicher ist der Effekt des TSG auf den spezifischen Biegemodul mit 9 % gemittelt über alle Versuchspunkte. Grund hierfür ist insbesondere, dass bei den 4 mm Spiralen eine deutliche Steigerung des spezifischen Biegemoduls um 15,4 % erreicht werden konnte. Auch die Abweichung des spezifischen Biegemoduls entlang des Fließwegs vom Mittelwert kann bei der langen 4 mm Spirale durch das TSG um mehr als ein Drittel reduziert werden.

Bei den übrigen Wanddicken liegen auch die Biegemodule für die verschiedenen Fließweglängen innerhalb einer Standardabweichung. *Daher kann bei den meisten Fließweglängen und Wanddicken mit dem TSG von LFT im Rahmen der* 4-Punkt-Biegeversuche *an einfachen Spiralen gegenüber dem Kompaktspritzgießen kein signifikanter Effekt auf die mechanischen Eigenschaften festgestellt werden.*

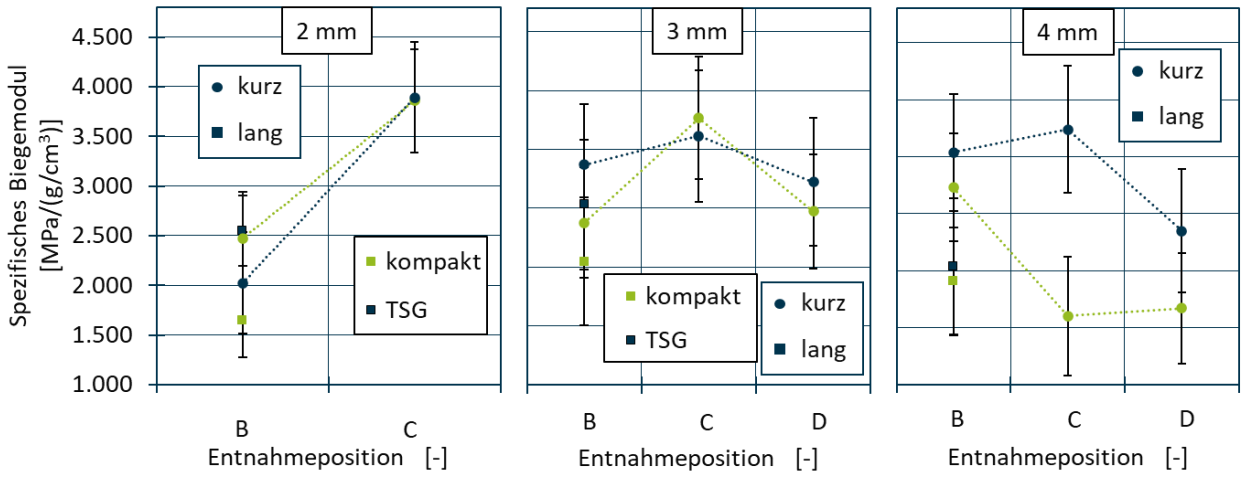


Abbildung 5.19: Spezifische Biegefestigkeit für verschiedene Wanddicken

Figure 5.19: Specific flexural strengths for different thickness

5.4.5 Korrelation von mechanischen, geometrischen und morphologischen Eigenschaften

Im Folgenden werden die Ergebnisse einer Korrelationsanalyse nach *Pearson* zwischen den mechanischen Eigenschaften, der Morphologie und der Fasermikrostruktur diskutiert. Neben den in diesem Kapitel vorgestellten Ergebnissen wurden auch weitere morphologische Eigenschaften wie der Aufschäum- und der Verstreckgrad sowie die anzahlgemittelte Faserlänge berücksichtig. Eine vollständige Korrelationsmatrix ist im Anhang in Tabelle 13.4 enthalten.

Die Korrelation zwischen den vorgestellten morphologischen Eigenschaften und den mechanischen Eigenschaften wird in Tabelle 5.2 gezeigt, welche die bereits diskutierten Kenngrößen Randschichtdicke, Faserlänge und Zellgröße umfasst. Lediglich die Dichte und die Zellgröße zeigen einen hohen Korrelationskoeffizienten größer 0,6 mit der Biegefestigkeit und dem Biegemodul.

		Zellgröße	**Randschicht**	**Faserlänge**	**Dichte**
Biegefestigkeit	**absolut**	0,66	-0,35	-0,07	0,77
	spezifisch	0,56	-0,36	0,02	-
Biegemodul	**absolut**	0,62	0,02	-0,17	0,33
	spezifisch	0,57	0,00	-0,16	-

Tabelle 5.3: Reduzierte Korrelationsmatrix

Tabel 5.3: Reduced correlation matrix

Die starke Korrelation von Biegefestigkeit und der Dichte wird auch im Streudiagramm in Abbildung 5.20 deutlich. Es bilden sich drei verschiedene Ansammlungen von Punktansammlungen aus. Die TSG Spiralen mit kurzem Fließweg weisen eine deutlich niedrigere Dichte als die mit langem Fließweg.

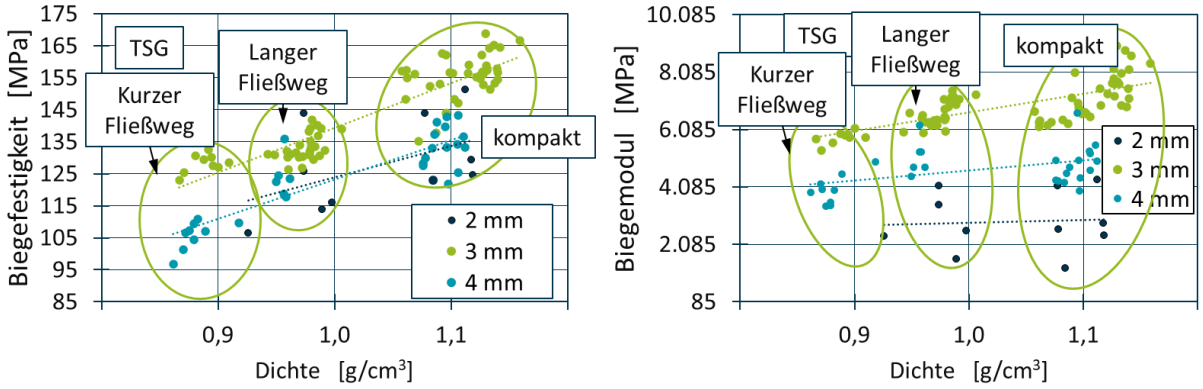


Abbildung 5.20: Streudiagramm von Dichte und Biegefestigkeit

Figure 5.20: Scatter plot of density and flexural strength

Ein deutlich geringerer Korrelationskoeffizient ergibt sich für die Korrelation zwischen Dichte und dem Biegemodul, da durch das TSG eine Steigung des spezifischen Biegemoduls im Mittel um 9 % erreicht werden kann. Anhand des absoluten Biegemodul wird außerdem deutlich, dass für jede Wanddicke mit dem TSG vergleichbare Biegemodule wie mit dem Kompaktspritzgießen erreicht werden können, bei gleichzeitig geringerer Dichte.

5.5 Einfluss der Dichtereduktion auf die mechanischen und morphologischen Eigenschaften bei verschiedenen Wanddicken

Durch den Einsatz des TSG können 8,6 % längere Fasern an der Düse bei den Untersuchungen in Kapitel 3 erreicht werden. Daher soll geprüft werden, ob dieser Vorteil bei der Plastifizierung auch für die Herstellung quasi kompakter Formteile genutzt werden kann. Hierzu wird das Kompaktspritzgießen mit Nachdruck in Kombination mit der ProFoam-Schleuse und dadurch treibmittelbeladener Schmelze eingesetzt. Die eingestellten Spritzgießparameter für die lange 3 mm und die kurze 4 mm Spirale sind in Tabelle 5.4 zusammengefasst. Wie in Kapitel 5.4 werden für die übrigen Spiralen die Schmelze- und Werkzeugtemperatur entsprechend dem Zentralpunkt konstant gehalten.

		Parameter	Einheit	-	+
Faktoren	$\dot{V}_{Ein}$	Einspritzgeschwindigkeit	[mm/s]	33	99
	T_s	Schmelzetemperatur	[°C]	230	250
	T_w	Werkzeugtemperatur	[°C]	40	70
	p_{Treib}	Treibmitteldruck	[bar]	50	

Tabelle 5.4: Faktorstufen für die Untersuchung des TSG mit Nachdruck

Tabel 5.4: Factor levels for analysing the influence of foam injection moulding with packing pressure

Zunächst soll der Effekt der Kombination von Kompaktspritzgießen mit treibmittelbeladener Schmelze auf die Dichte und Gewichtsreduktion geprüft werden, da diese anders als beim TSG nicht durch die Unterfüllung der Kavität eingestellt werden, sondern aus den Prozesseinstellung resultieren. Das Kompaktspritzgießen mit treibmittelbeladener Schmelze wird im Folgenden als TSG ND abgekürzt, da es sich um einen TSG Prozess mit Nachdruck handelt. Durch das TSG ND ergibt sich eine Gewichtsreduktion bei den hergestellten Spiralen zwischen 0,2 % und 1,3 % je nach Versuchspunkt. Die resultierende Dichtereduktion der Prüfkörper für den 4-Punkt-Biegeversuch beim TSG ND ist in Abbildung 5.21 dargestellt.

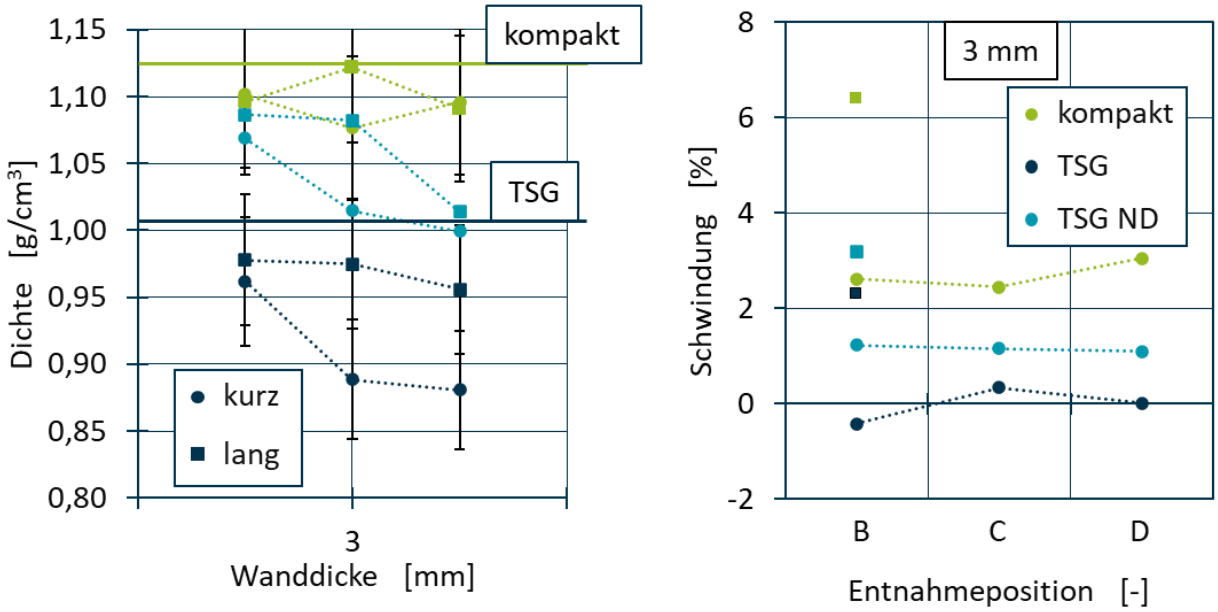


Abbildung 5.21: Dichte für lange und kurze Spiralen bei verschiedenen Wanddicken (links), Schwindung bei 3 mm Spiralen (rechts)

Figure 5.21: Density for long and short spirals with different wall thickness (left), shrinkage for 3 mm spirals (right)

Die Dichtereduktion der Prüfkörper TSG ND ist beispielsweise bei 4 mm Wanddicke mit 10 % deutlich höher als die Gewichtsreduktion der hergestellten Spiralen, die bei 4 mm Spiralen bei 0,6 % liegt. Dies ist auf die Reduzierung der Schwindung beim TSG ND verglichen mit dem Kompaktspritzgießen zurückzuführen, wie in Abbildung 5.21 rechts dargestellt ist. *Die Dichtereduktion beim TSG ND basiert maßgeblich auf der Reduktion der Schwindung gegenüber dem Kompaktspritzgießen. Daher liegt die Dichte beim TSG ND zwischen dem TSG und dem Kompaktspritzgießen.*

Der Grund für die geringere Schwindung des TSG ND gegenüber dem Kompaktspritzgießen bei ähnlichem Formteilgewicht ist das eingesetzte Treibmittel: Während der Abkühlung der Schmelze kommt es beim TSG ND nur zur Bildung von kleinen, stark verstreckten Zellen am Übergang von der Scherzone zur Kernzone der Morphologie bei den TSG Formteilen. Grund hierfür ist die hohe Temperatur in diesem Bereich, welche aus dem Schergeschwindigkeitsprofil bei der Formteilfüllung resultiert. Ein Vergleich der Morphologie ist in Abbildung 5.22 dargestellt. Bei den 2 mm Spiralen mit dem TSG ND kann eine Zellbildung komplett unterdrückt werden. Die Randschicht der TSG ND Formteile ist aufgrund des eingesetzten Nachdrucks erheblich dicker. Die übrigen Diagramme zur ausführlichen Analyse der Morphologie der TSG ND Formteile ist im Anhang in der Abbildung 13.1 und den darauffolgenden Abbildungen enthalten.

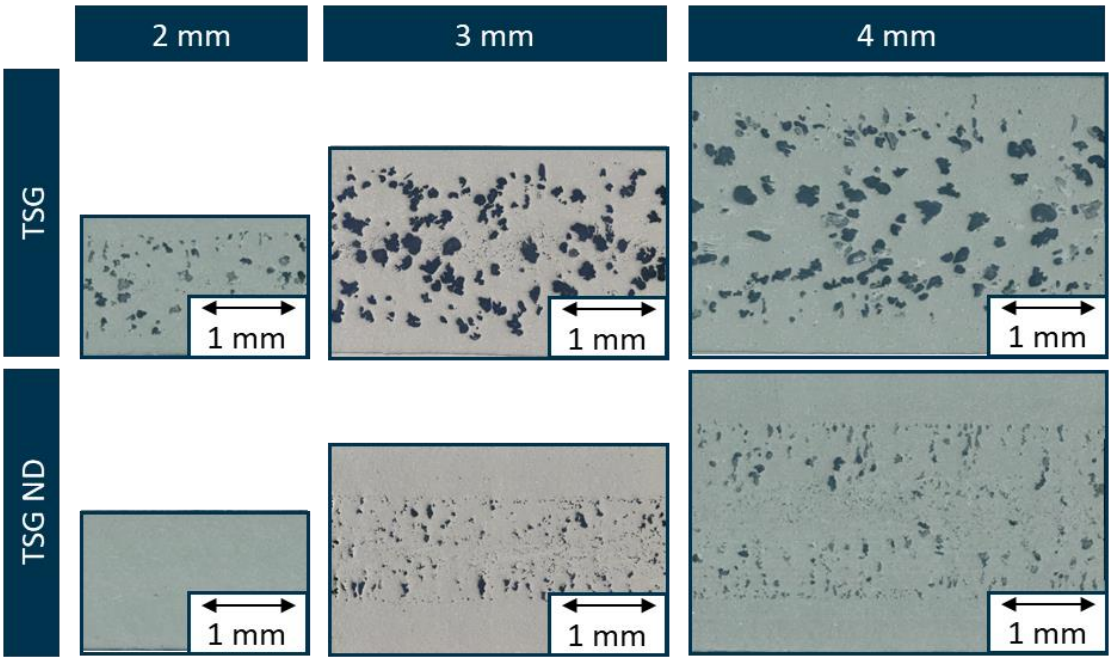


Abbildung 5.22: Morphologie der Probekörper TSG und TSG ND gegenübergestellt

Figure 5.22: Morphology of the FIM and FIM PP test specimens compared

Die Morphologie der TSG ND Formteile beeinflusst neben der Dichte auch die mechanischen Eigenschaften der Spiralen. Für die Quantifizierung werden wie in den vorangegangenen Untersuchungen 4-Punkt-Biegeversuche durchgeführt. Dabei liegen die Dichten der hergestellten TSG ND Probekörper zwischen den Dichten der Formteile des TSG und denen des Kompaktspritzgießens, wie in den Streudiagrammen in Abbildung 5.23 deutlich wird. Während das spezifische Biegemodul gegenüber dem Kompaktspritzgießen um 15,5 % gesteigert werden kann, kann die spezifische Biegefestigkeit um 2,3 % gesteigert werden. Somit kann durch das TSG ND eine stärkere Steigerung der spezifischen mechanischen Eigenschaften als mit dem TSG erreicht werden. *Durch den Nachdruck beim TSG können annähernd kompakte Formteile mit geringerer Schwindung hergestellt werden. Die Formteile weisen gleichzeitig deutlich höhere spezifische Biegemodule und ähnliche spezifische Biegefestigkeiten wie die kompakten Referenzformteile auf.*

Dies beeinflusst ebenfalls den Korrelationskoeffizienten zwischen Dichte und Biegefestigkeit der über alle Versuchspunkte bei 0,71 liegt und somit etwas geringer ist als bei der Korrelation ohne TSG ND von 0,77. Dies liegt an der höheren spezifischen Biegefestigkeit des TSG ND.

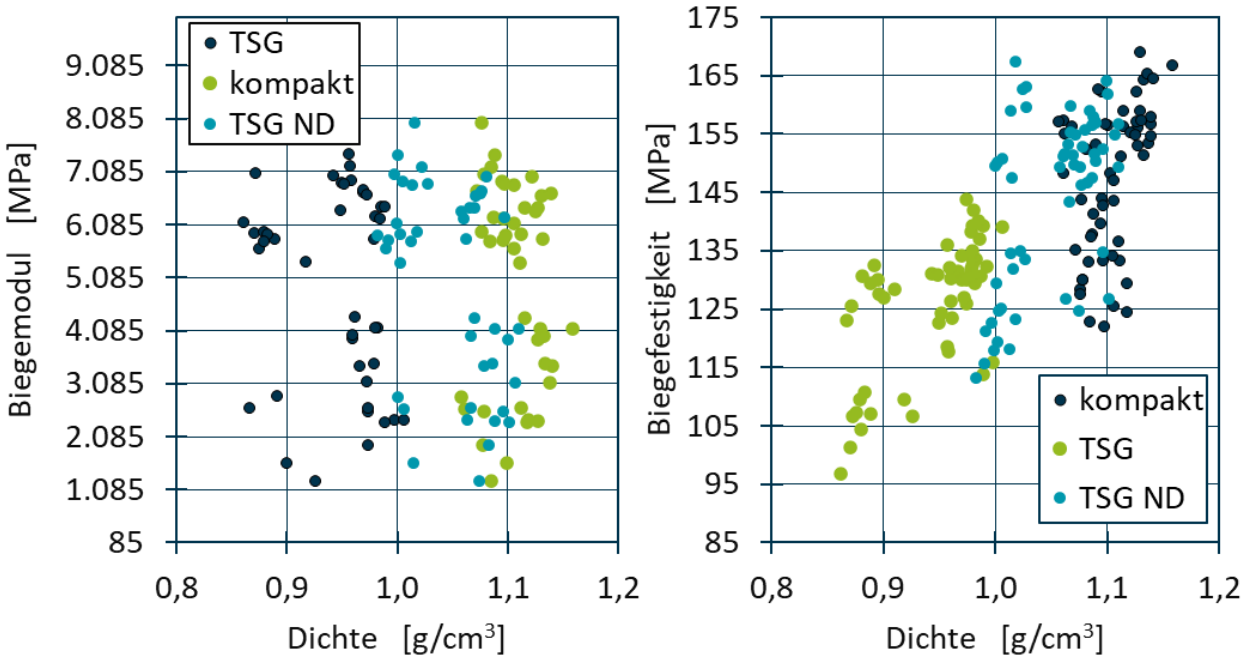


Abbildung 5.23: Biegemodul und Biegefestigkeit der verschiedenen Verfahren gegenübergestellt

Figure 5.23: Bending modulus and bending strength of the different methods compared

5.6 Fazit zur Variation von Fließweg und Wanddicke

Im Rahmen der Versuche zur Variation von Fließweg und Wanddicke wurde der Einfluss auf die Morphologie von geschäumten und kompakten LFT Formteilen analysiert. Die formulierten Ziele für den Einsatz des TSG wurden erreicht: Es konnten die spezifischen mechanischen Eigenschaften und die Maßhaltigkeit verbessert und entlang des Fließwegs homogenisiert werden. Dies war möglich, obwohl die Vorteile der Plastifizierung durch das TSG nicht vollständig ausgenutzt werden konnten.

Auf Basis der Ergebnisse können dabei folgende wesentliche Erkenntnisse für die Verarbeitung von LFT und die Gestaltung von geschäumten LFT Formteilen abgeleitet werden:

- Die untersuchten Spritzgießparameter Einspritzgeschwindigkeit, Schmelze- und Werkzeugtemperatur haben bei den untersuchten Spiralen verglichen mit der Geometrie und dem TSG nur einen geringen Einfluss auf Schwindung und die mechanischen Eigenschaften.
- Die Dichteverteilung von kurzen TSG Formteilen ist insbesondere bei höheren Wanddicken deutlich inhomogener, als bei langen Fließwegen. Daher sollte bei der Gestaltung von geschäumten LFT Formteilen die Anzahl der Anspritzpunkte reduziert werden, um Dichteunterschiede zu verringern, da die Dichte der Formteile stark mit der Biegefestigkeit korreliert.
- Mit dem TSG kann insbesondere bei höheren Wanddicken und langen Fließwegen eine gleichmäßigere Fasergehalts- und Faserlängenverteilung bei gleichzeitig längeren Fasern erreicht werden. Dies würde nach der Hypothese von *Osswald,* vergleichen mit dem Kompaktspritzgießen, aus einem verstärkten Faserbruch und reduzierten Faserauszug beim TSG resultieren.
- Durch den Einsatz des Nachdrucks beim TSG können annähernd kompakte Formteile mit einem höheren spezifischen Biegemodul und einer ähnlichen spezifischen Biegefestigkeit wie die kompakten Referenzformteile hergestellt werden, bei einer gleichzeitig geringeren Schwindung. Die Reduktion der Schwindung gegenüber dem Kompaktspritzgießen ist dabei maßgeblich für die resultierende Dichtereduktion beim TSG ND.

6 Gestaltung von Rippen für geschäumte langglasfaserverstärkte Thermoplaste

Für die Versteifung von Formteilen kann neben der werkstofflichen Optimierung insbesondere die geometrische Optimierung im Strukturleichtbau genutzt werden. Hierzu werden in industriellen Anwendungen häufig Rippenstrukturen verwendet. Für die Gestaltung von Rippen existieren verschiedene Gestaltungsempfehlungen für das Kompaktspritzgießen, das TSG sowie fürdas Fließpressen und Kompaktspritzgießen von LFT [HMM+18, Kuh18]. Die verschiedenen Empfehlungen unterscheiden sich dabei teilweise deutlich in Bezug auf Rippendicke, -radien und -höhe [Del67, Erh08, HM17, Jar09, Kuh18, SW75, Thi91]. Eine Gegenüberstellung der Gestaltungsempfehlungen für kompakte, geschäumte und LFT Rippen ist in Abbildung 6.1 dargestellt [HMM+18, Kuh18]. Bei kompakten Spritzgießrippen sollen Radien *R* und Rippendicken *d* im Verhältnis zur Grundwanddicke *s* möglichst gering ausgeführt werden, um Masseanhäufungen und somit Einfallstellen und Lunker im Rippengrund zu verhindern. Bei zu hohen Rippen kann es insbesondere bei Faserverstärkung auch zu erheblichem Verzug der Rippen kommen [HMM+18].

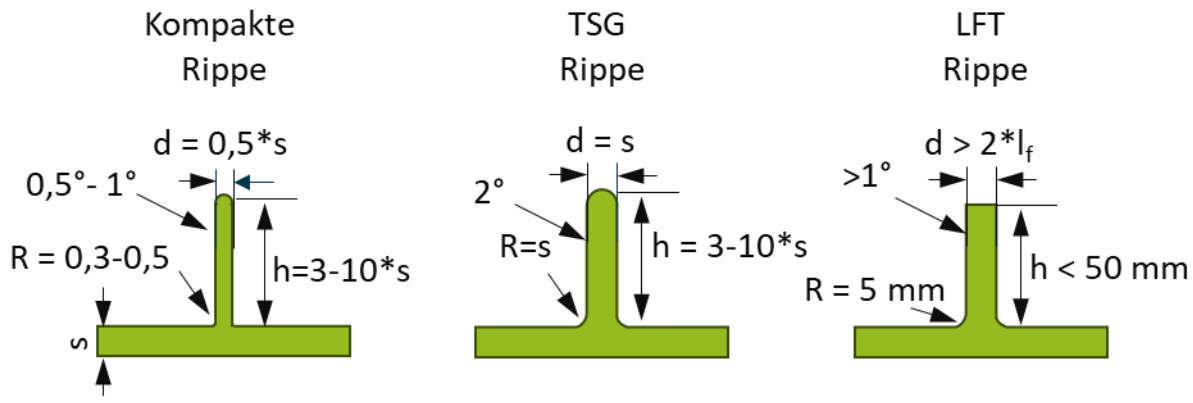


Abbildung 6.1: Verschiedene Gestaltungsempfehlungen für Rippen [HMM+18, KKT+17]

Figure 6.1: Various design recommendations for ribs [HMM+18, Kuh18]

Beim TSG kommt es aufgrund des Aufschäumens nicht zu Einfallstellen und Lunkern, jedoch müssen Dünnstellen am Fließwegende vermieden werden, um hohe Aufschäumgrade zu ermöglichen [HMM+18, TWS23]. Daher sollte die Rippendicke *d* beim TSG entsprechend im Verhältnis zur Grundwanddicke *s* 1:1 ausgeführt werden. Die maximale Rippendicke ist durch den Post-Blow-Effekt begrenzt. Der Post-Blow ist dabei definiert als Formänderung nach der Werkzeugöffnung, meist aufgrund einer zu hohen Entformungstemperatur an

Masseanhäufungen oder in schlecht temperierten Bereichen des Werkzeuges. Dies kann zwar durch längere Kühlzeiten reduziert werden, aus diesen resultiert aber eine teilweise erheblich schlechtere Wirtschaftlichkeit des Prozesses [AM10, TWS23].

Für LFT Rippen werden je nach Quelle und verwendetem Verfahren verschiedene Empfehlungen gegeben. Im Allgemeinen sollen die Radien im Rippengrund groß genug ausgelegt werden, um die Bildung von Faseragglomerationen im Rippengrund zu verhindern [Kuh18, Thi91]. Außerdem sollen die Rippendicken an die Faserlänge l_f angepasst [Kuh18] oder größere Rippendicken von 0,75 bis 0,9*s als beim Kompaktspritzgießen verwendet werden [Erh08, MK13]. Durch die Orientierung der Rippen in Fließrichtung und höhere Rippendicken kann auch die Faserorientierung in den Rippen besser an den Lastfall angepasst werden [Del67, Jar09].

Kuhn empfiehlt beim Fließpressen von Rippen eine Rippendicke größer der zweifachen Faserlänge [Kuh18]. Mit einer gewichtsgemittelten Faserlänge von 1.000 µm bis 1.400 µm aus den Messungen in Kapitel 5 entspricht dies einer Wanddicke von 2 mm bis 2,8 mm. Andere Empfehlungen liegen für eine Grundplattendicke von 4 mm bei einer Rippendicke zwischen 3 mm und 3,6 mm [Erh08, MK13]. Hiermit liegen die verschiedenen Empfehlungen für LFT Rippen zwischen den Empfehlungen für kompakte Rippen und TSG Rippen. Daher wird im ersten Schritt eine kompakte Rippe und eine TSG Rippe mit Rippendicken von 2 mm und 4 mm untersucht. Aufgrund der ähnlichen Empfehlungen in Bezug auf die Entformungsschräge und die Radien im Rippengrund bei LFT und TSG wird eine Entformungsschräge von 2° und ein Radius von 4 mm mit $R=s$ verwendet. Ein Überblick über die Geometrievariationen wird in Abbildung 6.2 dargestellt.

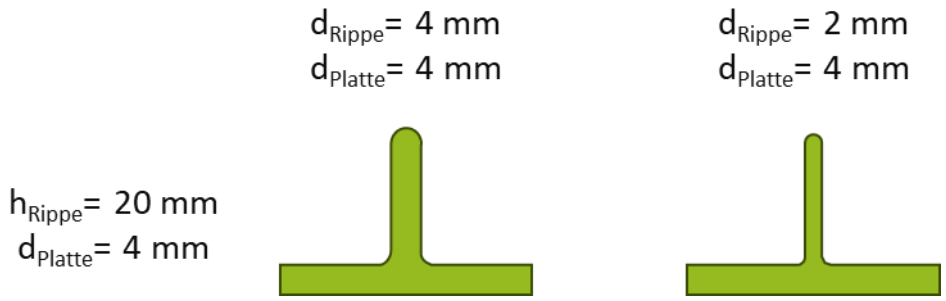


Abbildung 6.2: Darstellung der TSG Rippe (links) und der Kompaktspritzgießrippe (rechts)

Figure 6.2: Illustration of the TSG rib (left) and the compact injection moulding rib (right)

Für die Untersuchung variierender Rippengeometrien wurde ein modulares Spritzgießwerkzeug entwickelt, bei dem die Rippendicken und -höhen durch den Austausch von Rippenformen geändert werden können [Pie22]. Im Allgemeinen sollen Rippen parallel zur Fließrichtung ausgerichtet werden [Erh08, Jar09, MK13]. Diese parallele Ausrichtung hat bei faserverstärkten Kunststoffen und insbesondere bei LFT aufgrund der Faserorientierung in Lastrichtung Vorteile [Del67, Kuh18]. Beim TSG kann es bei Rippen quer zur Fließrichtung auch zu Schmelzeeruptionen kommen [Ger02]. Diese haben einen negativen Effekt auf das optische Erscheinungsbild. Daher sind auch aus optischen Gründen Rippen parallel zur Fließrichtung zu empfehlen. Jedoch können Rippen bei komplexen Formteilen nicht immer parallel zum Fließweg orientiert werden, weshalb im ersten Schritt der Effekt verschiedener Orientierungen der Rippen analysiert wird. Die gekühlte Rippenaufnahme ermöglicht durch Rotation die Ausrichtung der Rippen in verschiedenen Winkeln zur Fließrichtung. Hierzu wird zunächst das Vorgehen bei der Analyse verschiedener Rippengeometrien beschreiben.

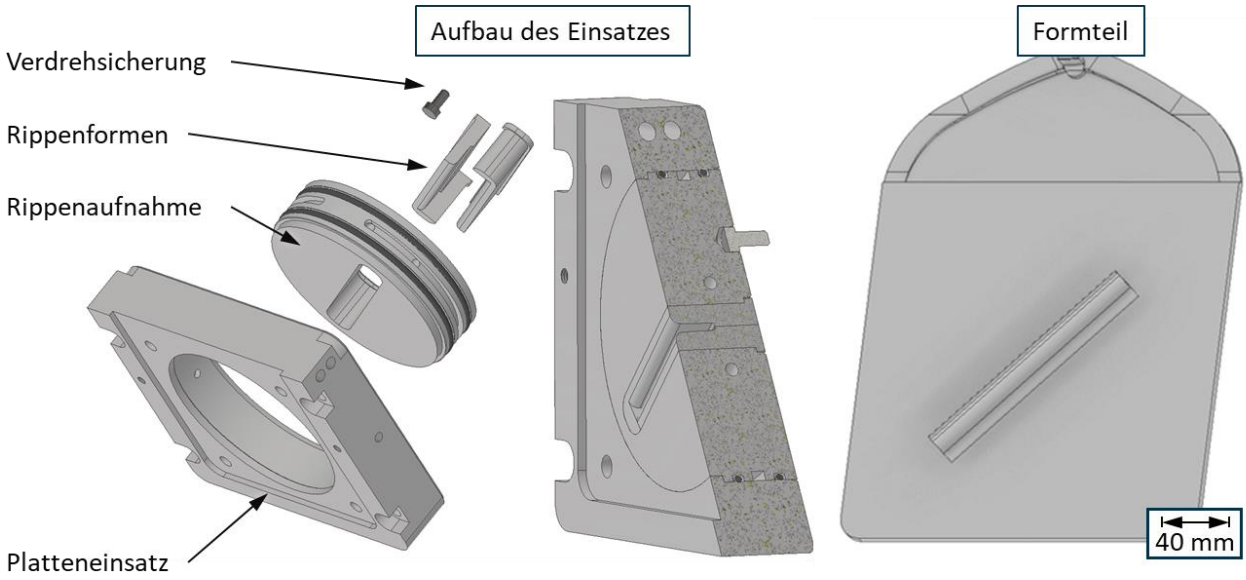


Abbildung 6.3: Explosions- und Schnittansicht des Werkzeuges zur Analyse von Rippendicken, -höhen und -orientierung auf die Eigenschaften von geschäumten LFT [Pie22]

Figure 6.3: Exploded and sectional view of the mould for analysing rib thickness, height and orientation on the properties of foamed LFT [Pie22]

6.1.1 Vorgehen zur Analyse verschiedener Rippengeometrien

Beim TSG kann neben der Geometrie ebenfalls durch die Spritzgießparameter maßgeblich Einfluss auf die Formteileigenschaften genommen werden [AM10, Cra08]. Daher wird für zwei Rippengeometrien der Effekt der Spritzgießparameter auf die mechanischen und morphologischen Eigenschaften analysiert. Daraus kann abgeleitet werden, welche die entscheidenden Spritzgießparameter für die Optimierung der Eigenschaften komplexer Geometrieelemente sind.

Für die Analyse des Einflusses der Spritzgießparameter wird der in Tabelle 6.1 dargestellte vollfaktorielle 2^4 Versuchsplan verwendet. Die durchgeführten Analysen zur Bestimmung des Fasergehalts, der Faserlänge und der Morphologie werden wie in Kapitel 5 ausgeführt. Für die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften werden, wie in Kapitel 5 auf den 4-Punkt-Biegeversuch zurückgegriffen. Angelehnt an die Arbeiten von *Kuhn* und *Schönfeld* wird der 4-Punkt-Biegeversuch an den Rippenprobekörpern mit den Abmessungen 56 mm x 80 mm durchgeführt [Kuh18, Sch01]. Hierzu werden die Prüfkörper aus einer Platte ausgesägt. Für die Bewertung der mechanischen Eigenschaften werden die Maximalkraft und der Kraft-Weg-Modul als Maß für die Struktursteifigkeit verwendet, da eine Spannungs-Dehnungs-Kurve nicht die Spannungsverteilung im Prüfköper abbildet. Die Berechnung der Kraft-Weg-Module erfolgt in einem Prüfwegbereich von 0,9 mm bis 1 mm. Der Prüfaufbau ist in Abbildung 6.4 links dargestellt. Für die Berücksichtigung der unterschiedlichen Dichten werden die Maximalkraft und der Kraft-Weg-Modul durch das Probekörpergewicht geteilt, und es wird somit von der dichtespezifischen Betrachtung aus Kapitel 5 abgewichen. Grund hierfür ist, dass die Abmessungen der geprüften Rippen durch Schwindung und Post-Blow vom Soll-Maß abweicht und daher nicht zur Berechnung der Dichte verwendet werden können.

		Parameter	**Einheit**	**-**	**+**
Prozess-parameter	$\dot{V}_{Ein}$	Einspritzgeschwindigkeit	[mm/s]	36	76
	T_s	Schmelzetemperatur	[°C]	230	250
	p_{Treib}	Treibmitteldruck	[bar]	0	40
	d	Rippendicke	[mm]	2	4

Tabelle 6.1: Vollfaktorieller Versuchsplan für die Analyse der 2 mm und 4 mm Rippe

Tabel 6.1: Full-factorial experimental design for analysing the 2 mm and 4 mm ribs

Anhand einer Simulation des 4-Punkt-Biegeversuchs sollen die relevanten Prüfbereiche für die Morphologie und die Fasermikrostruktur identifiziert werden. Hierzu wird eine Finite-Elemente-Simulation (FEM) der beiden Rippengeometrien mit der Software ABAQUS der Firma Dassault Systems, Vélizy-Villacoublay, Frankreich durchgeführt. Hierbei wurde eine rein linear elastische Berechnung mit einem isotropen Materialmodell durchgeführt, um die Spannungsverteilung während der Prüfung zu veranschaulichen. Als Mesh wurde ein C3D8R mit 9184 Elementen für die Prüfkörper verwendet. Für die Berechnung wurde ein Direct Sparse Solver eingesetzt.

Die Berechnungen zeigen, dass im Rippenkopf deutlich höhere Spannungen erreicht werden. Daher ist dieser Bereich der Probekörper entscheidend für die Eigenschaften von Rippen. Für die Analyse der Morphologie und der Fasermikrostruktur werden daher nur Rippenköpfe betrachtet. Im Rippengrund kommt es zu hohen Druckspannungen. Insbesondere wenn es bei dicken Rippen zum Post-Blow-Effekt kommt und die Geometrie im Rippengrund ausbeult, kann dies einen Nachteil für die Maximalkraft und den Biegemodul verursachen. Bei der Bewertung der Maßhaltigkeit wird daher auch die Rippenbasis analysiert. Anders als in Kapitel 5 kann die Schwindung an der Rippe nur auf das Soll-Maß und nicht auf das Kavitäts-Ist-Maß bezogen werden, da der modulare Aufbau keine zuverlässige Vermessung der Rippenwerkzeuggeometrie ermöglicht.

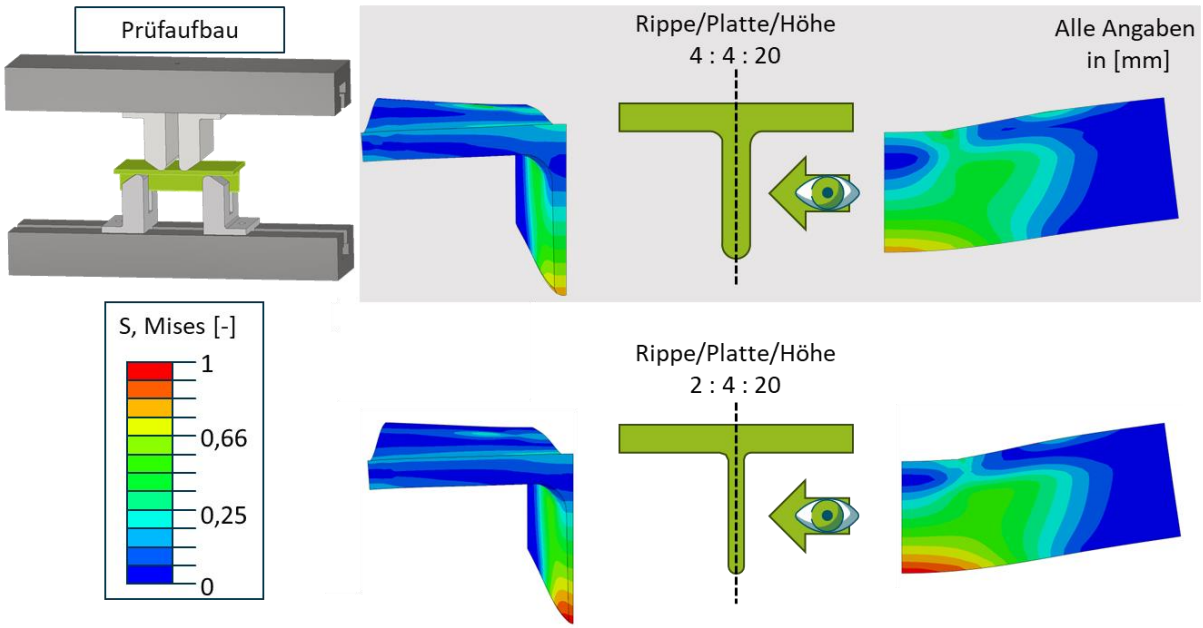


Abbildung 6.4: Simulation des Biegeversuchs an einer 4 mm (oben) und einer 2 mm Rippe (unten)

Figure 6.4: Simulation of the bending test on a 3 mm (top) and a 2 mm rib (bottom)

Auch für die Analyse der Faserlänge und des Fasergehalts wird in Basis und Rippe unterschieden, um die Differenz im Fasergehalt aufgrund von Faseragglomerationen im Rippengrund zu identifizieren. Die Unterscheidung von Rippenbasis und Rippe ist in Abbildung 6.5 links dargestellt.

Für die Analyse der Mikrostruktur in der Rippe wird analog zu Kapitel 5 vorgegangen. Für die Betrachtung der Randschicht in der Rippe wird die kompakte Randschicht am Rippenkopf, links und rechts einzeln, bestimmt. Für die Beschreibung der Zellmorphologie wird zusätzlich der Aufschäumgrad im Rippenkopf verwendet, der definiert ist als Zellfläche im Verhältnis zur Gesamtfläche des untersuchten Rippenausschnittes. Mit dem Aufschäumgrad ist eine Abschätzung der Dichte in der Rippe möglich. Der Analysebereich für die Morphologie, also zur Bestimmung des Aufschäumgrades, sowie die Randschichtdicken an den Positionen links, rechts und am Rippenkopf ist in Abbildung 6.5 rechts dargestellt.

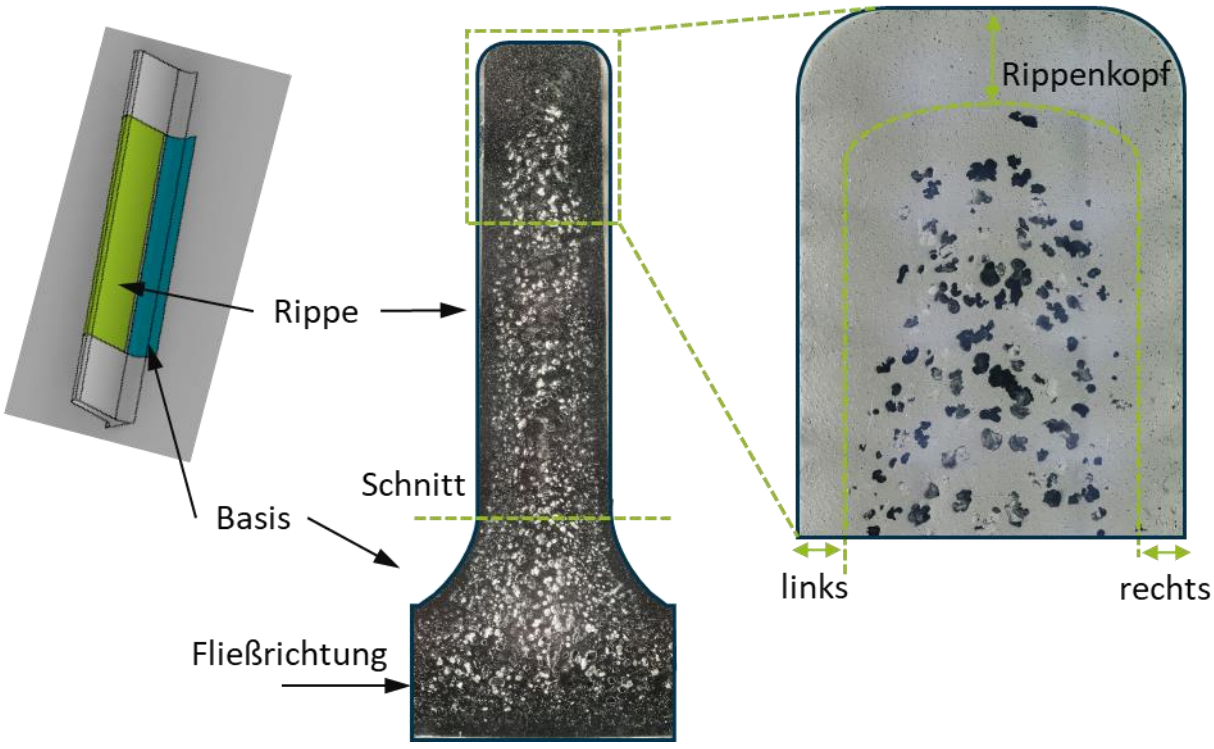


Abbildung 6.5: Darstellung der Unterscheidung von Rippe und Basis sowie der Messpositionen zur morphologischen Analyse

Figure 6.5: Illustration of the differentiation between rib and base as well as the measurement positions for morphological analysis

6.1.2 Diskussion der Prozess- und Geometrievariablen

Bereits in Kapitel 5 wurde der Einfluss der Spritzgießparameter auf die Schaummorphologie basierend auf der Literatur und praktischer Versuche diskutiert, um wesentliche Einflussgrößen auf die mechanischen Eigenschaften zu identifizieren. Dabei konnte der Effekt der Orientierung der Probekörper zur Fließrichtung aufgrund der geringen Breite der Spiralen nicht untersucht werden. Der Effekt der Orientierung der Probekörper zur Fließrichtung auf die Zug- und Biegeeigenschaften ist signifikant [AB91, LPL+19, MK13]. Auch bei Profilen wurde dieser Effekt für Zug- und Biegebelastungen untersucht [MK13, Weg92]. Um zu überprüfen, welchen Effekt das TSG auf die Eigenschaften von Rippen bei 0°, 45° und 90° Orientierung zum Fließweg hat, werden die gewichtsspezifische Maximalkraft und die absolute Maximalkraft für kompakte und geschäumte Rippen mit einer Rippendicke von 4 mm und einer Grundwanddicke von 4 mm in Abbildung 6.6 dargestellt. Dabei entspricht eine Rippenorientierung von 0° einer fließwegparallelen Ausrichtung der Rippen.

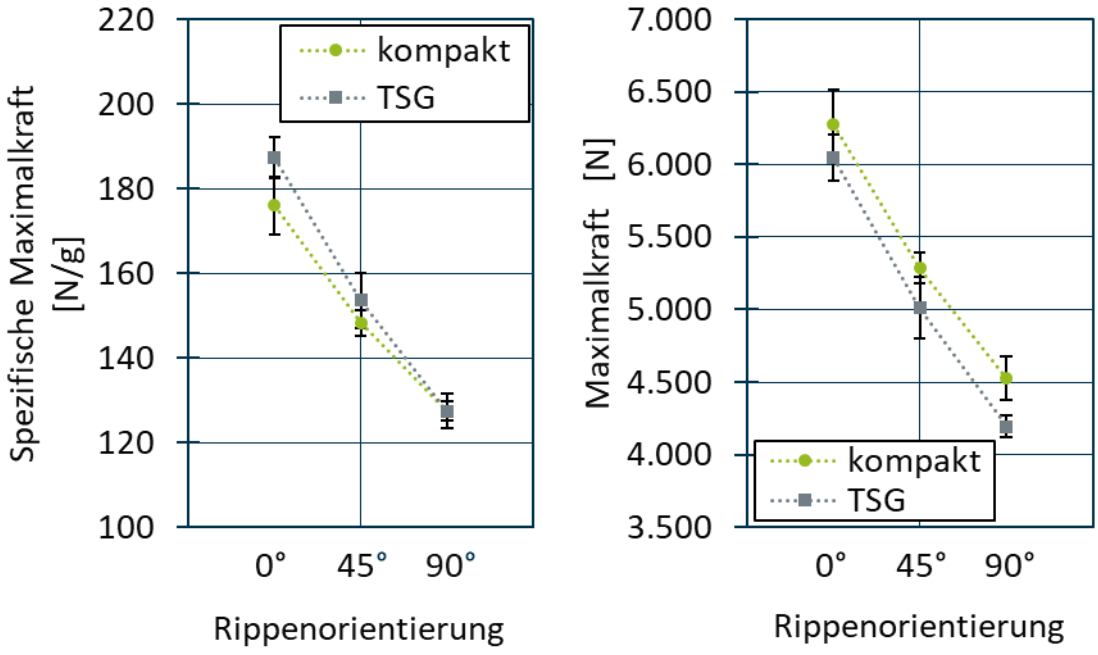


Abbildung 6.6: Einfluss der Rippenorientierung auf die Maximalkraft im Biegeversuch [WMH25]

Figure 6.6: Influence of rib orientation on the maximum force in the bending test [WMH25]

Der Effekt der Orientierung ist bei den betrachteten Winkeln annähernd linear. Die Steigung der jeweiligen Trendlinie für kompakte und geschäumte Probekörper ist bei der spezifischen Maximalkraft aber leicht unterschiedlich. Durch den Einsatz des TSG können bei einer Gewichtsreduktion von 10 % die spezifischen Maximalkräfte der Rippen um circa 7 % bei einer

0° Orientierung verbessert werden. Bei einer Orientierung von 90° zur Fließrichtung sind die gewichtsspezifische Maximalkraft bei beiden Verfahren gleich. Die Dichteunterschiede der untersuchten Rippen mit den beiden Orientierungen liegen bei unter 1 %. Somit können die Unterschiede in der Trendlinie vor allem auf die Unterschiede in der erreichten Maximalkraft zurückgeführt werden, die in Abbildung 6.6 rechts dargestellt ist. Die Differenz der Maximalkraft beträgt 3,7 % bei einer Orientierung von 0° und bei der 90° Orientierung 7,3 %.

Der Effekt der Orientierung ist somit bei geschäumten Rippen trotz der schäumgerechten Konstruktion mit einem Verhältnis von Rippendicke zu Grundwanddicke von 1:1 und großen Übergangsradien stärker ausgeprägt als bei kompakten Rippen derselben Geometrie. Dies kann auf den Einfluss von Schmelzeeruptionen auch bei schäumgerechten Rippen zurückgeführt werden. Durch die Eruptionen können Lufteinschlüsse oder Schaumzellen im Rippenkopf entstehen, wie in Abbildung 6.7 dargestellt. Auch die Randschicht an der Rippenflanke ist deutlich dünner bei einer Orientierung von 90° als bei einer Orientierung von 0°. Daher soll der Effekt der Orientierung beim TSG und Kompaktspritzgießen weiter untersucht werden. Aufgrund der linearen Abnahme der Maximalkraft beim TSG und den kompakten Rippen werden jedoch nur die 0° und eine 90° Orientierung der Rippen zum Fließweg betrachtet.

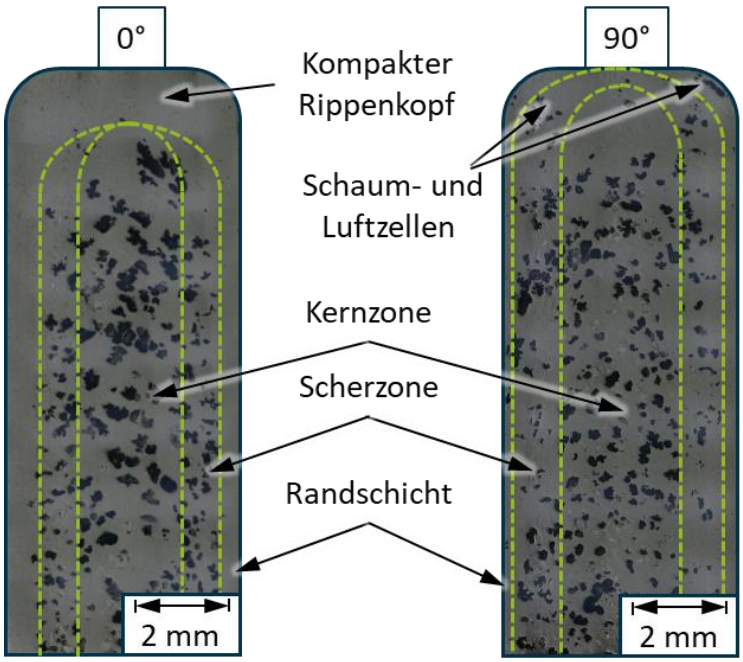


Abbildung 6.7: Einfluss der Rippenorientierung auf die Schaummorphologie einer schäumgerechten 4 mm Rippe

Figure 6.7: Influence of rib orientation on the foam morphology of a foam-optimised 4 mm rib

6.2 Einfluss der Spritzgießparameter bei zwei Rippengeometrien

Für die Analyse des Einflusses der Spritzgießparameter auf die Eigenschaften von Rippen wird im Folgenden eine Analyse der Fasermikrostruktur und Schaummorphologie durchgeführt. Diese Eigenschaften werden mit den Ergebnissen der 4-Punkt-Biegeversuche korreliert, wodurch für die geplante weitere Variation der Rippengeometrien wesentliche Einflussgrößen identifiziert werden sollen. Die hierfür verwendeten Ergebnisse entstammen teilweise aus studentischen Arbeiten [Pie22, Tsi24].

6.2.1 Fasermikrostruktur und Schaummorphologie

Ein wesentlicher Grund für die höheren Rippendicken und -radien bei der Verwendung von LFT sind Entmischungsvorgänge durch Faser-Faser-Interaktionen, die insbesondere mit zunehmender Faserlänge problematisch werden. Es bilden sich Faseragglomerationen, die die Fasern in der nachfließenden Schmelze beim Fließen in die Ecken oder Rippen behindern. Ausgelöst werden diese Faseragglomerationen durch lange Fasern, die in den kompakten Randschichten teilweise eingebettet sind. Durch nachströmende Schmelze werden diese Fasern über plötzliche Querschnittsveränderungen mit zu geringen Radien ausgerichtet, und an den ausgerichteten Fasern lagern sich weitere Fasern an. Hierdurch resultierende Faseragglomerationen in der Rippenbasis führen zu starken Unterschieden in den lokalen Fasergehalten von bis zu 50 % bei LFT [Kuh18, LHO07, SLS05]. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit konnten diese Effekte durch den Einsatz der großen Übergangsradien an der Rippenbasis verhindert werden. Die im Rahmen der Versuche beobachteten Fasergehaltsunterschiede liegen je nach Rippengeometrie und Ausrichtungswinkel zur Fließrichtung bei unter 0,5 %. Dieser Effekt ist auch im Vergleich zur Faser-Matrix-Separation entlang des Fließwegs bei Fließspiralen in Kapitel 5 gering. *Durch Übergangsradien R an der Rippenbasis entsprechend der Grundwanddicke R=s kann die Bildung von Faseragglomerationen im Rippengrund auch bei geringen Rippendicken verhindert werden.*

Neben den großen Übergangsradien in der Rippenbasis kann der geringe Fasergehaltsunterschied insbesondere durch die geringe Faserlänge im Vergleich mit dem Fließpressen erklärt werden. Die gewichtsgemittelte Faserlänge liegt in den untersuchten Probekörpern zwischen 1.000 µm und 1.400 µm. Bei den wesentlichen Untersuchungen zur Faseragglomeration in Rippen beim Fließpressen liegen deutlich höhere Faserlängen von über

6 mm vor [Bra01, HM17, Kuh18]. Im Rahmen der Versuche wurden aber erhebliche Einflüsse der Entnahmeposition, des Verfahrens und der Spritzgießparameter auf die Faserlänge in der Rippe festgestellt. Die relative Faserlänge bezogen auf die mittlere Faserlänge im jeweiligen Prüfköper in Rippe und Basis ist in Abbildung 6.8 dargestellt. Aufgrund der einfachen Bestimmung pro Versuchspunkt wird keine Standardabweichung angegeben. Allgemein sind die Fasern in der Rippe länger als in der Basis, da die Rippe ein Fließwegende ist. Somit kann basierend auf demselben Effekt der Faser-Matrix-Separation wie bei den Spiralen in Kapitel 5.4.3 eine höhere Faserlänge in den Rippen erzielt werden. Die Fasern sind beim TSG in der Rippe mit 1358 µm auch absolut länger als bei den kompakten Rippen mit 1302 µm. In der Basis sind die Fasern beim TSG jedoch kürzer als beim Kompaktspritzgießen. Aufgrund der wesentlich höheren Spannungen im Rippenkopf als in der Rippenbasis sind die Fasern im Rippenkopf entscheidender für die mechanischen Eigenschaften der Formteile.

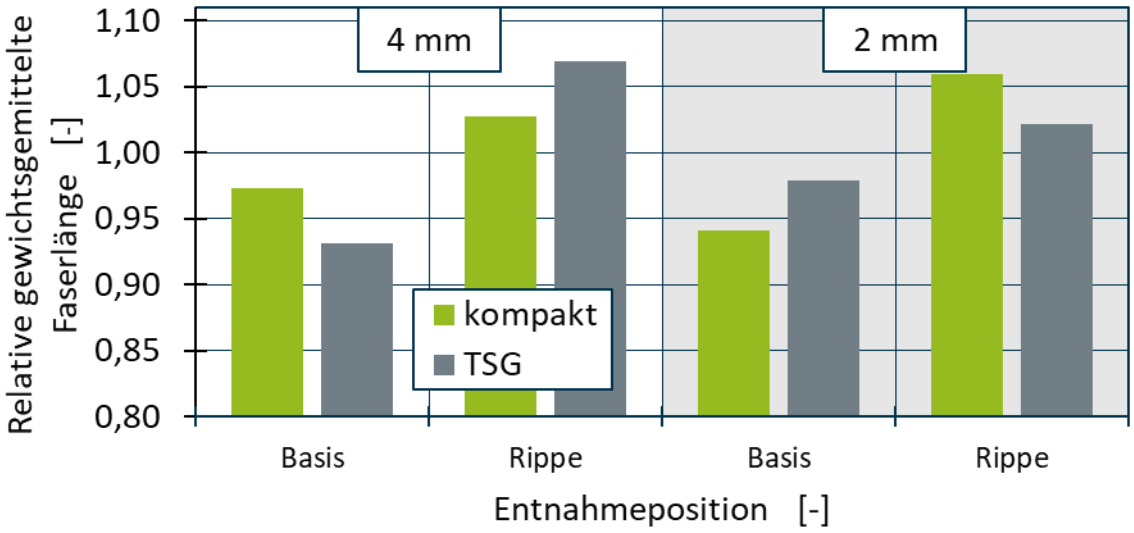


Abbildung 6.8: Auf den Mittelwert bezogene relative gewichtsgemittelte Faserlänge an Basis und Rippe

Figure 6.8: Relative weight-averaged fibre length at base and rib in relation to the mean value

Neben der Entnahmeposition haben auch die Spritzgießparameter einen Einfluss auf die Faserlängenverteilung. Dies kann zum einen auf die Plastifizierung zurückgeführt werden, denn wie Abbildung 3.4 zeigt, hat die Schmelzetemperatur einen positiven Einfluss auf die Faserlänge an der Düse. Zum anderen hat die Einspritzgeschwindigkeit eine Veränderung der Scherrate im Werkzeug und der Düse zur Folge. Der Effekt der Spritzgießparameter für die beiden Geometrien wird in Abbildung 6.9 dargestellt. Die Effekte der Spritzgießparameter auf die gewichtsgemittelte Faserlänge sind bei der 2 mm Rippe im Mittel niedriger als bei der 4 mm Rippe. Dies kann auf die etwas höhere Faserlänge in der 4 mm Rippe zurückgeführt

werden, die aus dem größeren Fließquerschnitt resultiert. Besonders stark ist der Effekt der Schmelzetemperatur bei der 2 mm Rippe und einer querorientierten Rippe. Bei einer Querorientierung der Rippe wird im Allgemeinen die Faserlänge stärker durch die Spritzgießparameter beeinflusst, obwohl die Fasern bei einer Querorientierung bei der 4 mm Rippe 49 µm und bei der 2 mm Rippe 106 µm kürzer sind. Grund für diesen stärkeren Effekt ist die abrupte Änderung des Fließquerschnittes.

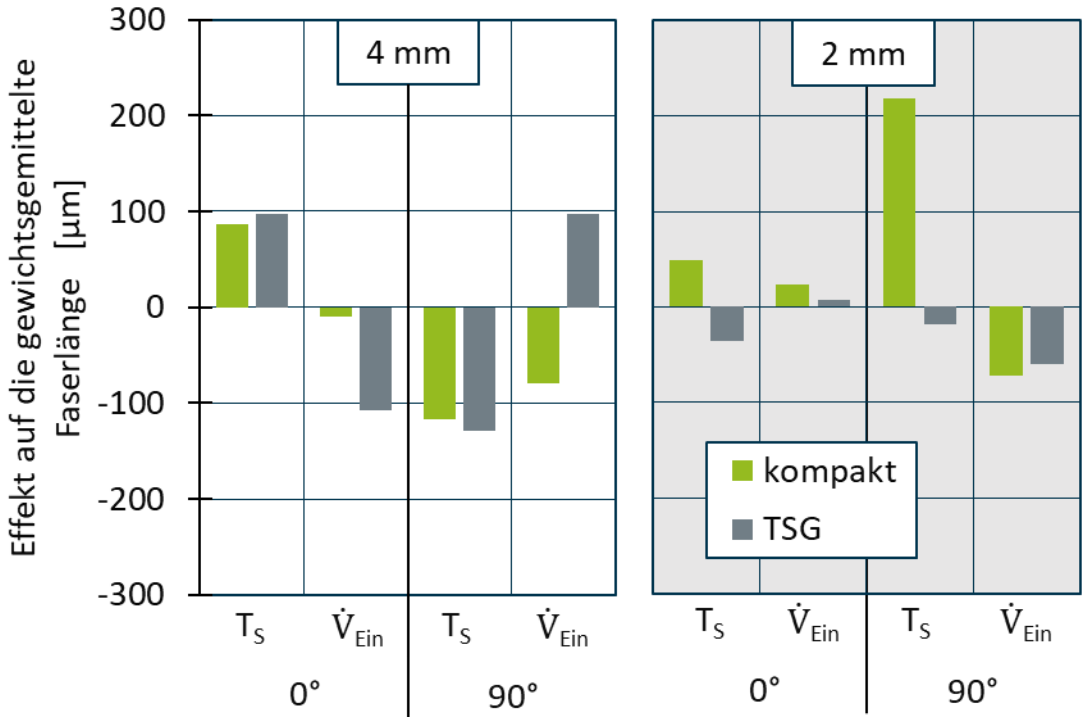


Abbildung 6.9: Effekt der Spritzgießparameter auf die gewichtsgemittelte Faserlänge in Rippe und Basis

Figure 6.9: Effect of the injection moulding parameters on the weight-averaged fibre strands in the rib and base

Beim TSG kommt es bei schnellen Änderungen der Schmelzefrontfläche zu Schmelzeeruptionen. Dies wird auch anhand der Mikroskopieaufnahmen der Rippenköpfe und dem Einfluss der Spritzgießparameter auf den Zelldurchmesser in Abbildung 6.10 deutlich. Bei einer Erhöhung der Einspritzgeschwindigkeit nimmt die Zellgröße durch den höheren Druckabfall erheblich ab. Jedoch kommt es auch zu Lufteinschlüssen im Rippenkopf, die einen negativen Effekt auf die mechanischen Eigenschaften haben. Eine Erhöhung der Schmelzetemperatur resultiert in größeren Zellen im Rippenkopf.

Ausschließlich bei 2 mm dicken, parallel ausgerichteten Rippen treten diese nicht auf. Bei dünnen 2 mm Rippen steht durch eine Erhöhung der Schmelzetemperatur ausreichend lange

ein flüssiger Kern zur Verfügung, der aufgeschäumt werden kann. Zusätzlich steigt die Schwindung mit der zunehmenden Temperatur und somit auch das Volumen, welches aufgeschäumt werden kann.

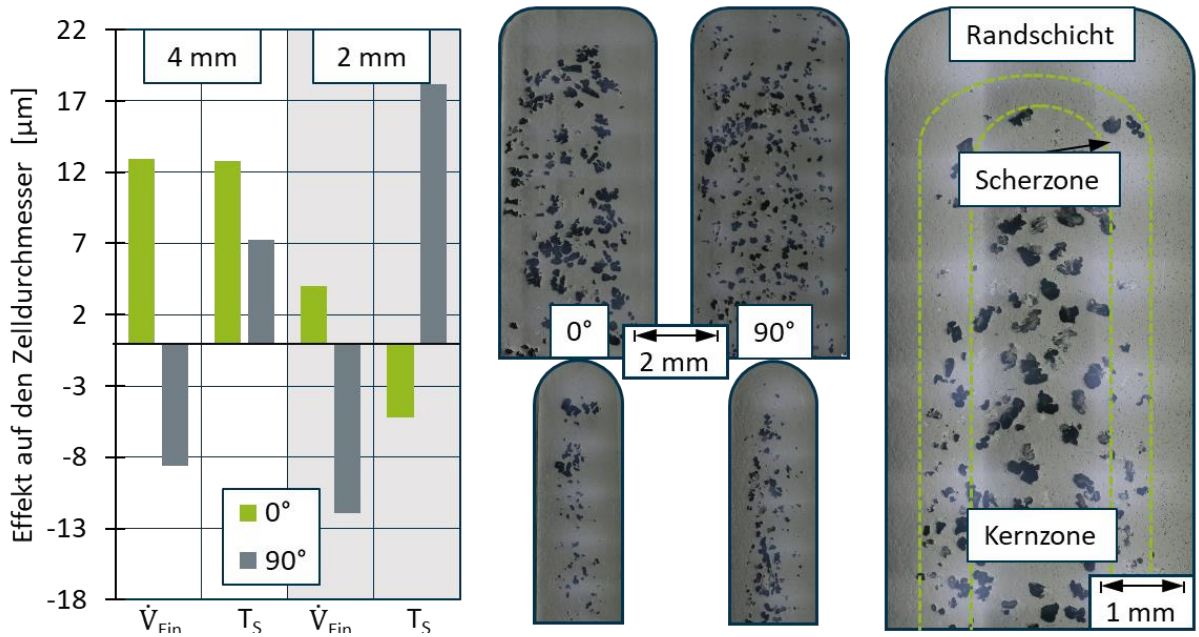


Abbildung 6.10: Effekt der Spritzgießparameter, Orientierung und Wanddicke auf den Zelldurchmesser beim TSG

Figure 6.10: Effect of injection moulding parameters, orientation and wall thickness on cell diameter with FIM

Bei einer parallelen Ausrichtung der Rippen zur Fließrichtung liegt eine weniger starke Änderung des Fließquerschnittes vor und es treten keine Schmelzeeruptionen auf. Eine erhöhte Einspritzgeschwindigkeit führt aber auch bei einer parallelen Orientierung zu größeren Zellen, ähnlich wie eine erhöhte Schmelzetemperatur. Grund hierfür ist, wie bereits bei den Fließspiralen, die Zunahme der Kernzone im Querschnitt, welche gegenüber der randnahen Zone deutlich größere Zellen aufweist.

Neben der Zellgröße werden auch die kompakte Randschicht und der Aufschäumgrad des Rippenkopfes durch die Spritzgießparameter erheblich beeinflusst. Durch eine Querorientierung der Rippen nimmt der Aufschäumgrad zu und die Randschichtdicke ab. Aus den unterschiedlichen Orientierungen resultieren ebenfalls sehr große Standardabweichungen bei der Randschichtdicke an den verschiedenen Messpositionen, wie Abbildung 6.11 zeigt. Dieser Effekt wurde bereits in Kapitel 6.1.2 diskutiert. Beispielsweise hat die Orientierung der Rippe auf der angussnahen Seite der Rippe einen Effekt auf die

Randschicht von 0,51 mm. Dies ist auf die Schmelzeeruptionen und starke Verwirbelungen der Schmelze bei der Formteilfüllung zurückzuführen. An den 4 mm Rippen in Abbildung 6.10 ist dieser Effekt deutlich zu sehen. Neben der Orientierung haben auch die Spritzgießparameter einen erheblichen Einfluss auf die Morphologie, insbesondere bei einer Querorientierung der 4 mm Rippen und einer parallelen Ausrichtung der 2 mm Rippe. Grund hierfür ist, dass die Schmelzeeruptionen und der Aufschäumgrad bei der 4 mm Rippe stark durch die Einspritzgeschwindigkeit und die Schmelzetemperatur beeinflusst werden.

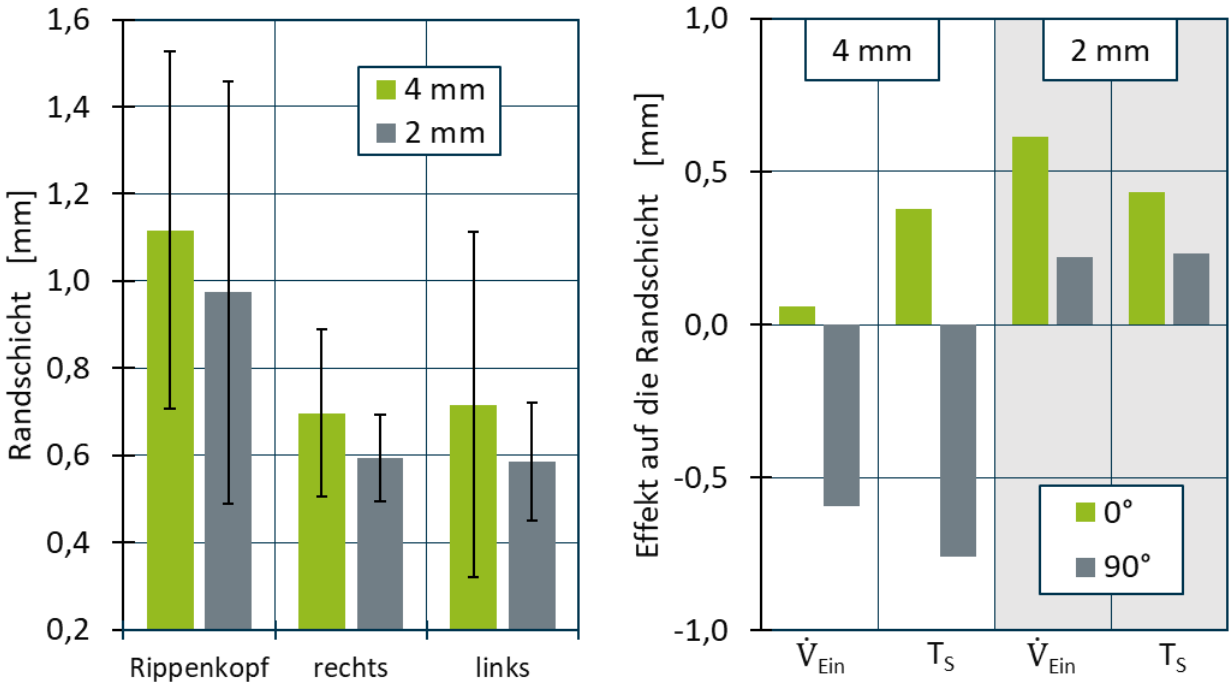


Abbildung 6.11: Randschichtdicke (links), Effekt der Spritzgießparameter auf die mittlere Randschichtdicke (rechts)

Figure 6.11: Surface layer thickness (left), effect of the injection moulding parameters on the mean surface layer thickness (right)

Der Aufschäumgrad – definiert als die prozentuale Zellfläche im Rippenkopf – wird in Abbildung 6.12 dargestellt. Bei der parallelen 2 mm Rippe werden mit dem TSG nur geringe Aufschäumgrade in der Rippe erreicht, die deutlich unterhalb der Gewichtsreduktion von 10 % liegen. Dies ist auf die Unterfüllung der Kavität sowie dem Aufschäumen in dicken Formteilbereichen und am Fließwegende zurückzuführen. Aufgrund der Abhängigkeit der lokalen Morphologie von der lokalen Wanddicke werden bei der 4 mm Rippe auch Aufschäumgrade geringfügig über der Zielgewichtsreduktion von 10 % erreicht.

Der Aufschäumgrad der 2 mm Rippe ist bei einer Querorientierung der Rippe deutlich höher als bei einer parallelen Ausrichtung. Der höhere Aufschäumgrad ist auf den Druckabfall bei der Füllung der Rippe zurückzuführen. Dieser wird durch eine höhere Einspritzgeschwindigkeit verstärkt. Höhere Schmelzetemperaturen führen bei der 2 mm Rippe jedoch zu geringeren Aufschäumgraden, dickeren Randschichten und größeren Zellen. Ein Grund hierfür könnte ein stärkeres Aufschäumen in dickeren Formteilbereichen wie der Rippenbasis sein, da das Schwindungspotenzial durch die Temperaturerhöhung zunimmt.

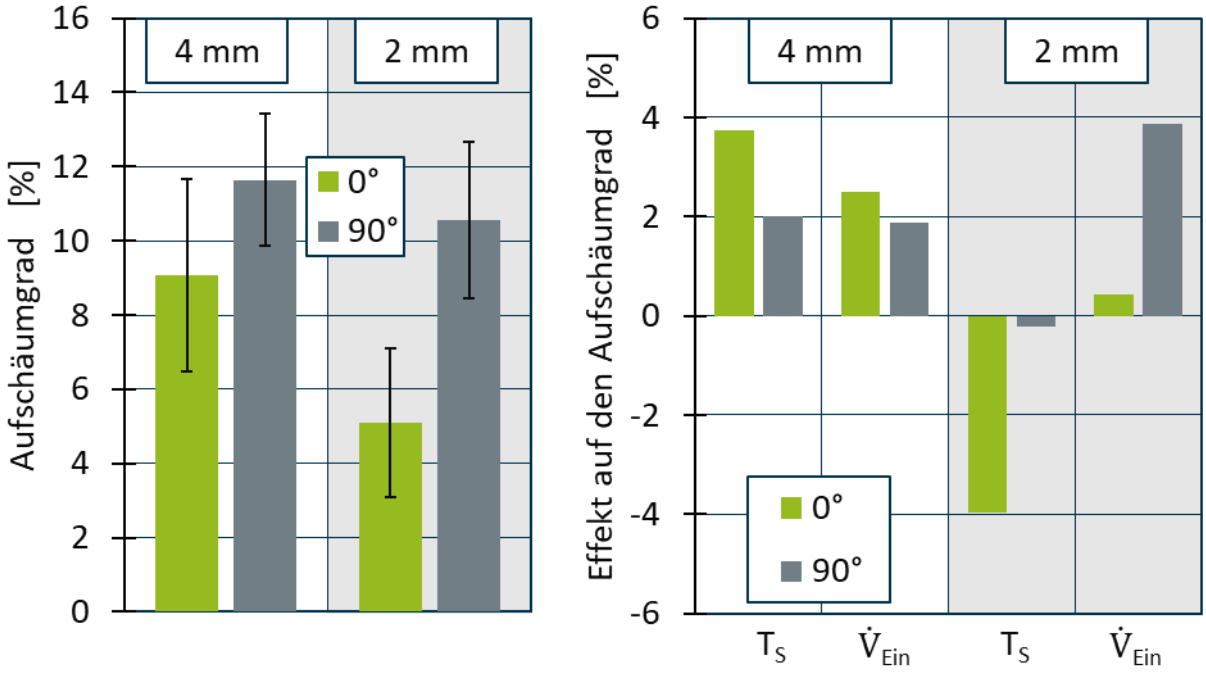


Abbildung 6.12: Zellfläche (links), Effekt der Spritzgießparameter auf die Zellfläche (rechts)

Figure 6.12: Cell area (left), effect of the injection moulding parameters on the cell area (right)

Bei der 4 mm Rippe resultieren schnelleres Einspritzen und höhere Schmelzetemperaturen generell in höheren Aufschäumgraden. Bei einer parallelen Ausrichtung der Rippen kann dies auf die höheren Temperaturen in der Rippe sowie die schmaleren randnahen Zonen zurückgeführt werden. Die Spritzgießparameter haben allerdings bei beiden Rippengeometrien im Mittel einen größeren Einfluss auf den Aufschäumgrad bei einer parallelen Orientierung als bei einer Querorientierung. Daher wird im Folgenden der Einfluss der Spritzgießparameter auf die mechanischen Eigenschaften beider Geometrien in der 4-Punkt-Biegung analysiert und mit der Mikrostruktur korreliert.

6.2.2 Maximalkraft und Biegemodul

Für die Analyse der mechanischen Eigenschaften der Rippen werden im Folgenden die spezifische Maximalkraft und der spezifische Kraft/Weg-Modul in Anlehnung an andere Arbeiten verwendet [Kuh18, Sch01], da die Berechnung von Spannung und Dehnung nicht analytisch möglich ist. Für den Vergleich der verschiedenen Geometrien in dieser Arbeit sind die verwendeten Kennwerte geeignet. In Abbildung 6.13 werden die Effekte auf die spezifische Maximalkraft und den spezifischen Kraft-Weg-Modul sowie das Vertrauensniveau von 99 % dargestellt. Die Änderung der mechanischen Eigenschaften durch den Einsatz des TSG mit 10 % Gewichtsreduktion gegenüber dem Kompaktspritzgießen wird dabei ganz rechts in dunkelblau dargestellt.

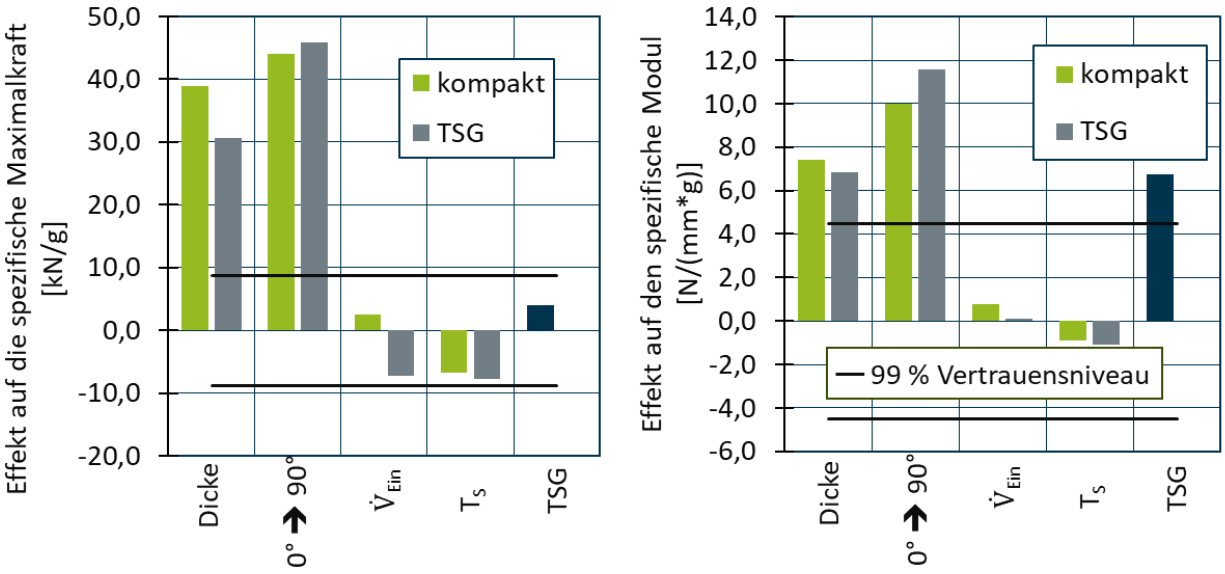


Abbildung 6.13: Effekt auf die spezifischen Biegeeigenschaften

Figure 6.13: Effect on specific bending properties

Der Einfluss der Spritzgießparameter auf die spezifischen Formteileigenschaften sowie der Effekt des TSG erreichen in Bezug auf die spezifische Maximalkraft kein Vertrauensniveau von 99 %. Hinsichtlich des spezifischen Moduls sind sowohl der Einfluss des TSG als auch der geometrischen Parameter signifikant. Dabei hat die Rippendicke beim TSG einen geringeren Einfluss auf Maximalkraft und Modul als beim Kompaktspritzgießen. Grund für den geringen Effekt der Dicke beim TSG ist der geringe Aufschäumgrad und die somit hohe Randschichtdicke der 2 mm Rippen, insbesondere bei einer parallelen Ausrichtung der Rippen. In der Literatur wird zur Steigerung der optischen Eigenschaften und der maximalen Gewichtsreduktion von

TSG Rippen vorgeschlagen, Rippendicken gleich der Wanddicke einzustellen, was für Strukturformteile jedoch nicht relevant ist.

Der Effekt der Orientierung der Rippe ist beim TSG hingegen stärker ausgeprägt als beim Kompaktspritzgießen. Grund für den stärkeren Effekt ist die bereits beschriebene Änderung der kompakten Randschicht beim TSG durch Schmelzeeruptionen bei der Füllung querorientierter Rippen. Die Randschichtdicke ist außerdem der einzige Faktor der Schaummorphologie, der eine Korrelation größer 0,6 mit den spezifischen Biegeeigenschaften zeigt. Die Fasermikrostruktur sowie die morphologischen und geometrischen Eigenschaften, die mindestens mit einem mechanischen Kennwert einen Korrelationskoeffizienten größer 0,6 erreichen, sind in Tabelle 6.2 dargestellt.

		Orientierung	**Dicke**	**Randschicht**	**Faserlänge**	**Gewicht**
Kraft-Weg-Modul	**absolut**	-0,39	0,61	0,50	0,64	0,81
	spezifisch	-0,59	0,41	0,54	0,53	-
Maximalkraft	**absolut**	-0,57	0,65	0,61	0,71	0,61
	spezifisch	-0,68	0,54	0,64	0,63	-

Tabelle 6.2: Korrelation zwischen morphologischen und mechanischen Eigenschaften

Tabel 6.2: Correlation between morphological and mechanical properties

Neben den geometrischen Einflussfaktoren korrelieren die absoluten mechanischen Eigenschaften insbesondere mit der gewichtsgemittelten Faserlänge und dem Probekörpergewicht. Die starke Korrelation des Gewichts kann auf die geringeren absoluten Kräfte und den Aufschäumgrad der Rippe beim TSG zurückgeführt werden. Die Korrelation der gewichtsgemittelten Faserlänge mit der Maximalkraft ist etwas höher als die mit dem Modul. Der Grund hierfür ist, dass die Festigkeit im Bereich der vorliegenden Faserlänge stärker durch die Änderungen der Faserlänge beeinflusst wird [TV96].

Anders als in Kapitel 5 ist der Korrelationskoeffizient der Zellgröße verglichen mit dem der Faserlänge und der Randschichtdicke deutlich geringer. Hierfür ist insbesondere die veränderte Morphologie im Rippenkopf maßgebend, da im Rippenkopf die höchsten Spannungen bei der Prüfung vorliegen. Durch die beim TSG deutlich veränderte Formteilfüllung durch Schmelzeeruptionen resultiert eine sehr dünne Randschicht bei 4 mm Rippen. Bei 2 mm Rippen liegen annähernd kompakte Rippen mit dicken Randschichten vor. Die hohe Randschichtdicke bei 2 mm Rippen ist auf den geringen Aufschäumgrad in der Rippe

zurückzuführen. Der geringe Aufschäumgrad ist eine Folge der inhomogenen Dichte, da die Rippen verstärkt in der Masseanhäufung der Rippenbasis aufschäumen. Die Basis schwindet deutlich stärker und verfügt länger über einen schmelzeflüssigen Kern.

Aufgrund der Dichtereduktion beim TSG von 10 % verfügen die mechanischen Prüfkörper für die 4 mm TSG Rippen über dasselbe Gewicht wie die 2 mm kompakt Rippen. Mit den 4 mm TSG Rippen können deutlich höhere Module und Maximalkräfte als bei den kompakten 2 mm Rippen erreicht werden. Der deutliche Vorteil der 4 mm TSG Rippe kann durch ein deutlich höheres Flächenträgheitsmoment erklärt werden, das proportional zur Rippendicke ist ($I_z \sim d * h^3$). Daher ist ein Vergleich des absoluten Moduls und der absoluten Maximalkraft der 4 mm TSG Rippe und der kompakten 2 mm Rippe in Abbildung 6.14 dargestellt. Das TSG bietet somit das Potenzial, durch konstruktive Änderung einen vergleichbaren Modul und deutlich höhere Maximalkräfte bei gleichem Gewicht zu erreichen. Es können bei den Rippen somit entweder gleich schwere Formteile mit besseren Biegeeigenschaften oder durch die Reduktion von Grundplatte und Rippendicke leichtere Formteile mit vergleichbaren Biegeeigenschaften hergestellt werden.

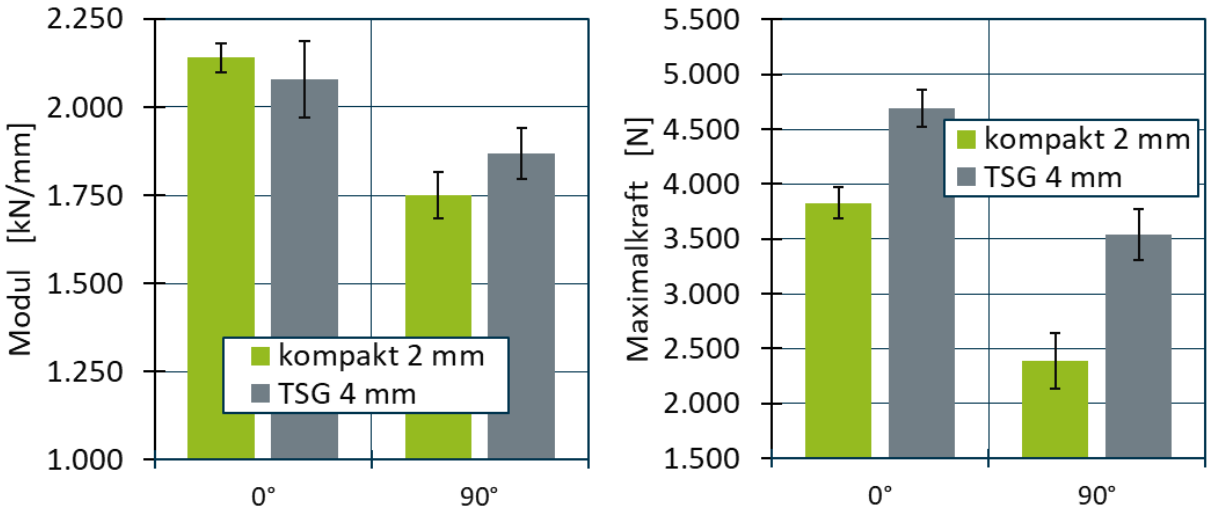


Abbildung 6.14: Vergleich zweier Rippen gleichen Gewichts: Modul (links) und Maximalkraft (rechts)

Figure 6.14: Comparison of two ribs with equal weight: Module (left) and maximum force (right)

Im Folgenden soll durch eine weitere Variation der Rippengeometrie geprüft werden, ob durch die Steigerung der Rippendicke oder der Rippenhöhe eine Steigerung der Materialeffizienz erreicht werden kann und welche Potenziale das TSG zusätzlich zur Verbesserung der Maßhaltigkeit aufweist. Aufgrund des nicht signifikanten Effektes der

Spritzgießparameter wird im weiteren Verlauf analog zu Kapitel 5.4 nur die Einspritzgeschwindigkeit variiert.

6.3 Einfluss der Rippengeometrie

Ausgehend von der 4 mm TSG Rippe wird eine weitere geometrische Variation durchgeführt. Hierbei wird Bezug auf den Satz von *Steiner* genommen, demzufolge das Flächenträgheitsmoment über die Querschnittsfläche und den Abstand zum Schwerpunkt bestimmt werden kann. Bei der Rippenprüfung im 4-Punkt-Biegeversuch ist das Flächenträgheitsmoment proportional zur Rippendicke *d* und der dritten Potenz der Rippenhöhe *h* [RS08]. Aufgrund von $h \gg d$ werden zur Vereinfachung lineare und quadratische Anteile vernachlässigt.

$$I_z \sim d * h^3 \qquad \textit{(Gl 6.1)}$$

Daher ist eine Steigerung der Rippenhöhe einer Steigung der Rippendicke in der Regel vorzuziehen. Aufgrund dessen wird entsprechend Empfehlungen aus der Literatur eine hohe Rippe mit *h = 8 x d* untersucht, was über die Empfehlungen für LFT und das konventionelle Kompaktspritzgießen von faserverstärkten Kunststoffen hinausgeht [HMM+18, JM04, MK13]. Auch die untere Empfehlung der Rippenhöhe *h = 3 x d* [HMM+18] wird untersucht. Zusätzlich soll eine besonders dicke *d = 6 mm* Rippe geprüft werden. Hierdurch soll getestet werden, welche konstruktiven Maßnahmen die höchste Materialeffizienz ermöglichen und welchen Einfluss die Geometrie auf die Maßhaltigkeit der Rippen hat. Die verschiedenen Rippengeometrien sind in Abbildung 6.15 dargestellt, wobei die bereits analysierten 2 mm und 4 mm Rippen grau hinterlegt sind. Für die Analyse der Probekörper wird dabei analog zu den vorherigen Untersuchungen vorgegangen, jedoch wird der Effekt der Schmelzetemperatur nicht weiter betrachtet.

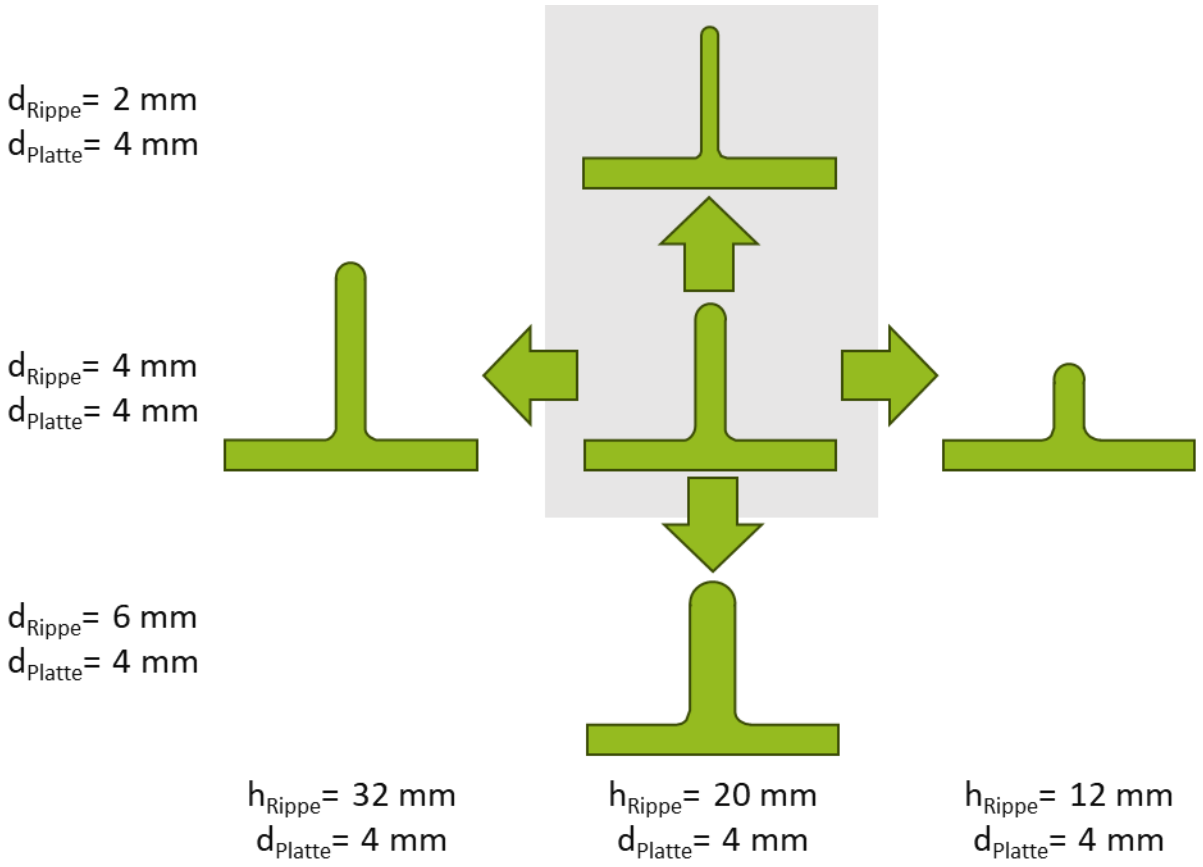


Abbildung 6.15: Schematische Übersicht über die verschiedenen Rippengeometrien

Figure 6.15: Schematic overview of the different rib geometries

6.3.1 Maßhaltigkeit

Neben den morphologischen und mechanischen Eigenschaften ist auch die Maßhaltigkeit bei Strukturleichtformteilen von entscheidender Bedeutung. Wie in Kapitel 5 beschrieben, hängt diese erheblich von der Wanddicke und dem eingesetzten Verfahren ab. Bei Geometrieelementen wie Rippen kommt es neben der Schwindung auch zu Einfallstellen in der Rippenbasis, zu Verzug und im TSG zusätzlich zum Post-Blow. Für einen Vergleich sind die verschiedenen Rippenquerschnitte in Abbildung 6.16 dargestellt. Bei den kompakten Formteilen können in der Basis generell Lunker beobachtet werden, bei höheren Rippendicken ebenfalls in der Rippe und besonders im Rippenkopf. Dies führt bei 4 mm und 6 mm Rippen zum Einfall der Rippenflanken leicht unterhalb des Rippenkopfes. Bei den 4 mm x 32 mm Rippen kommt es durch hohe Eigenspannungen auch zu einem sichtbaren Verzug der Rippe. Aufgrund dieses Verzuges wird von zu hohen Rippen beim Kompaktspritzgießen abgeraten [Erh08, HMM+18].

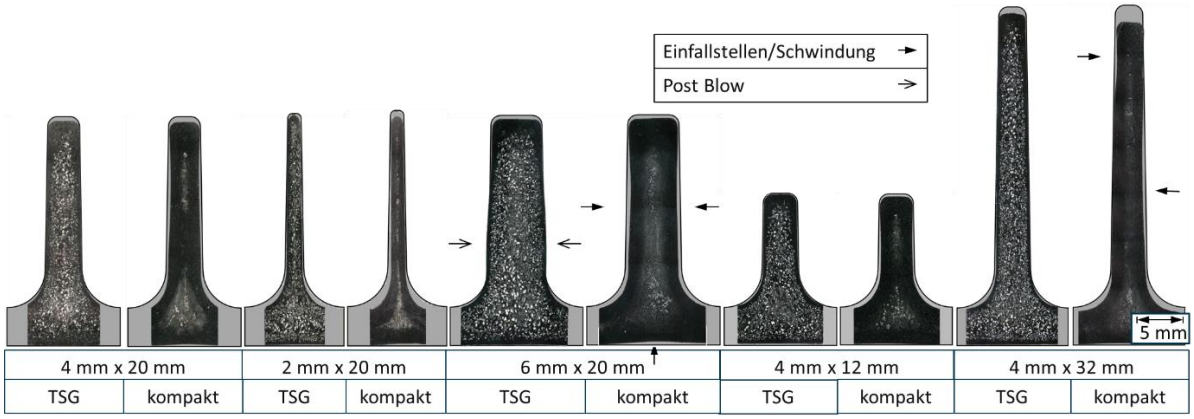


Abbildung 6.16: Querschnitt geschäumter und kompakter Rippen in verschiedenen Dicken

Figure 6.16: Cross-section of foamed and compact ribs in various thickness

Durch den Einsatz des TSG können Einfallstellen und ebenso der Einfall der Rippenflanken verhindert werden. Jedoch kommt es bei den 6 mm dicken Rippen zum Post-Blow der Rippenflanken. Dies hat wiederum höhere Kräfte bei der Entformung zur Folge. Auch an der Basis kommt es bei der 6 mm Rippe zu einem minimalen Post-Blow, dieser ist jedoch im Querschnitt kaum zu erkennen. Es lässt sich festhalten, dass bei hohen Rippendicken beim TSG Maßnahmen zur Vorbeugung des Post-Blow-Effektes zu ergreifen sind. Um die Maßhaltigkeit der Rippen selbst zu quantifizieren, ist in Abbildung 6.17 die Dickenschwindung für die verschiedenen Rippengeometrien dargestellt. Diese wurde mittels Bügelmessschraube bestimmt. Dabei ist die Schwindung für die verschiedenen Orientierungen und Rippengeometrien aufgrund modularen Einsatzes auf das Formteil-Soll-Maß bezogen.

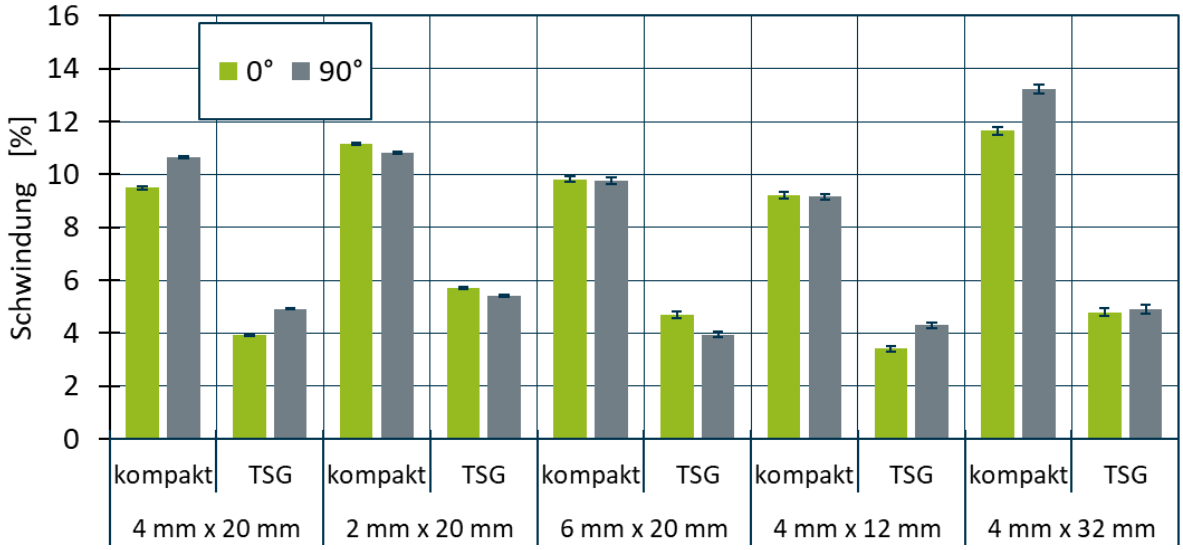


Abbildung 6.17: Schwindung von Rippen in Abhängigkeit von Rippendicke und -orientierung

Figure 6.17: Shrinkage of ribs with different rib thicknesses and orientations

Allgemein kann durch den Einsatz des TSG die Schwindung erheblich reduziert werden. Der Unterschied zwischen geschäumten und kompakten Formteilen ist bei der 4 mm x 32 mm Rippe besonders groß. Dies kann auf eine schlechte Nachdruckwirkung sowie auf die größeren Eigenspannungen durch Temperaturunterschiede innerhalb der kompakten Rippen zurückgeführt werden. Beim Kompaktspritzgießen kommt es außerdem bei einer Zunahme der Rippenhöhe zu einer höheren Schwindung (4 mm x 12 mm ➔ 4 mm x 32 mm). Dieser Effekt wird beim TSG nicht beobachtet. *Somit können mit dem TSG auch höhere und dickere Rippen ohne Nachteile in Bezug auf die Maßhaltigkeit in Form von Einfallstellen gefertigt werden.*

Durch den Einsatz des TSG nimmt auch der Effekt der Spritzgießparameter auf die Maßhaltigkeit deutlich ab. Während die Schmelzetemperatur und Einspritzgeschwindigkeit bei kompakten Formteilen den größten Effekt aufweisen, ist es beim TSG die Orientierung der Rippe. Sowohl beim TSG als auch beim Kompaktspritzgießen hat die Höhe und die Dicke der Rippe jedoch einen deutlich stärken Effekt als die Orientierung oder die Spritzgießparameter. Die Abbildungen zur Analyse des Einflusses der Prozessparameter ist im Anhang in Abbildung 13.18 dargestellt.

6.3.2 Morphologie, Fasermikrostruktur und Biegeeigenschaften

Für die Analyse der mechanischen Eigenschaften der Rippen wird im Folgenden eine Korrelationsanalyse über alle Geometrien und Veruchspunkte durchgeführt. Die morphologischen und geometrischen Eigenschaften der Rippen mit mindestens einem Korrelationskoeffizienten größer 0,5 sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Die Korrelationskoeffizienten für weitere Formteileigenschaften mit geringeren Korrelationskoeffizienten sind im Anhang in Tabelle 13.8 enthalten.

		Gewicht	**d x h³**	**Höhe**	**Randschicht**	**Dicke**
Kraft-Weg-Modul	**absolut**	0,82	0,74	0,73	0,42	0,42
	spezifisch	-	0,55	0,66	0,31	0,16
Maximalkraft	**absolut**	0,85	0,75	0,67	0,52	0,59
	spezifisch	-	0,63	0,61	0,49	0,48

Tabelle 6.3: Tabelle mit verschiedenen Korrelationen für alle Rippengeometrien

Tabel 6.3: Table with various correlations for all rib geometries

Gegenüber den vorangegangen Untersuchungen nehmen die Korrelationskoeffizienten der Orientierung und der Dicke deutlich ab. Grund hierfür ist insbesondere der geringe Effekt der Orientierung der 4 mm x 12 mm Rippe und die deutlich geringeren Maximalkräfte und Kraft-Weg-Module gegenüber den anderen Geometrien bei paralleler Orientierung. Bei allen anderen Rippen korreliert die Orientierung meist am stärksten mit den mechanischen Eigenschaften. *Zur Steigerung der Biegeeigenschaften ist daher eine parallele Orientierung von Rippen einer Querorientierung bei der Formteilgestaltung stets vorzuziehen.*

Im Streudiagramm in Abbildung 6.18 zeigen sich für alle untersuchten Rippengeometrien deutliche Ansammlungen von Punkten. Für die 2 mm Rippen sind die Ansammlungen beispielhaft den Verfahren und einer Rippenorientierung zugeordnet. Bei den 4 mm x 12 mm Rippen sind jedoch die Ansammlungen für das TSG und das Kompaktspritzgießen nicht verschiedenen Orientierungen zuzuordnen, da die Orientierung bei diesen Rippen einen vernachlässigbaren Effekt hat.

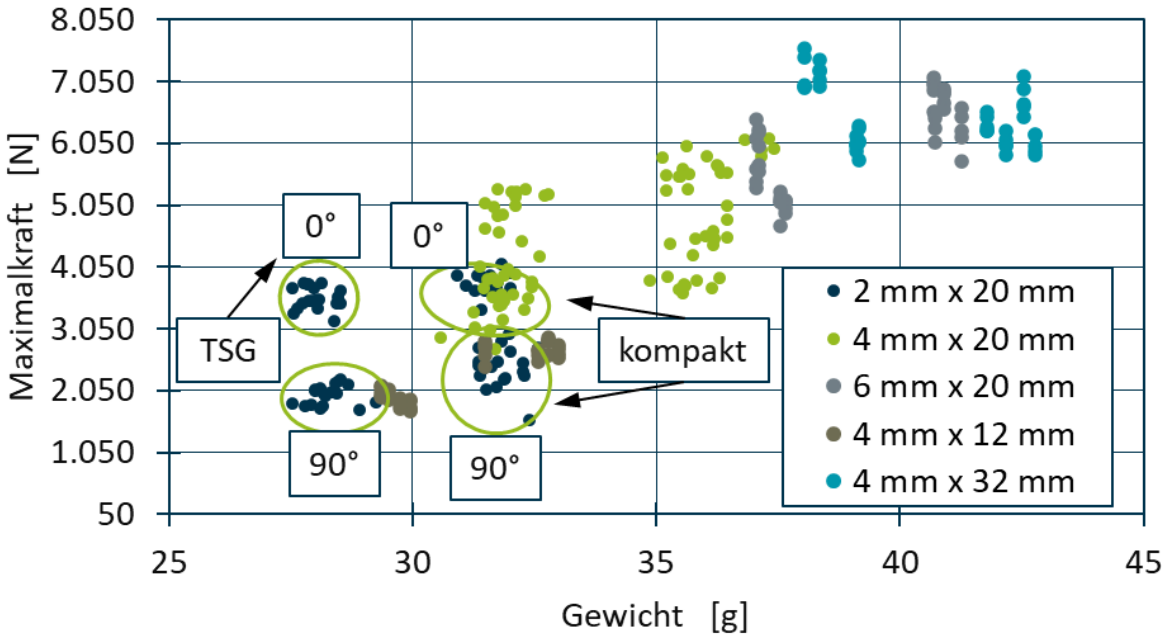


Abbildung 6.18: Streudiagramm von Maximalkraft und Probekörpergewicht

Figure 6.18: Scatter plot of maximum force and test specimen weight

Die Korrelation der Rippenhöhe sowie von $d * h^3$ entsprechend dem Satz von *Steiner* mit den mechanischen Eigenschaften ist besonders stark. Der Grund hierfür ist, dass durch eine höhere Rippe ein deutlicher Anstieg der Flächenträgheit erreicht werden kann, da die Rippenhöhe gemäß Gleichung 6.1 mit der dritten Potenz in das Flächenträgheitsmoment eingeht. Die Korrelation der mechanischen Eigenschaften mit $d * h^3$ ermöglicht es gegenüber

den beiden Einzelfaktoren diesen Zusammenhang besser zu berücksichtigen. Daher ergibt sich eine besonders hohe Korrelation von $d * h^3$ mit absoluter Maximalkraft und absolutem Modul.

In Abbildung 6.19 ist dargestellt, wie sich die spezifische Maximalkraft und der spezifische Modul durch eine Änderung der Geometrie ausgehend von einer 4 mm x 20 mm Rippe verändern und welchen Effekt die Orientierung, die Einspritzgeschwindigkeit und das TSG im Mittel bei allen untersuchten Rippen haben. Den stärksten Effekt auf den Modul hat die Reduktion der Rippenhöhe, wohingegen die Steigerung der Rippenhöhe von 20 mm auf 32 mm beim Kompaktspritzgießen einen deutlich geringeren Effekt auf die spezifischen Eigenschaften hat. Beim TSG kann durch die Höhe der Rippe ein deutlich größerer Effekt erreicht werden. Der Grenznutzen der Rippenerhöhung nimmt auch beim TSG ab, jedoch weniger stark als beim Kompaktsspritzgießen. Gurnd für diesen Effekt ist die in den Proben vorliegende Spannungsverteilung und das Versagensverhalten, welches im Folgenden diskutiert wird.

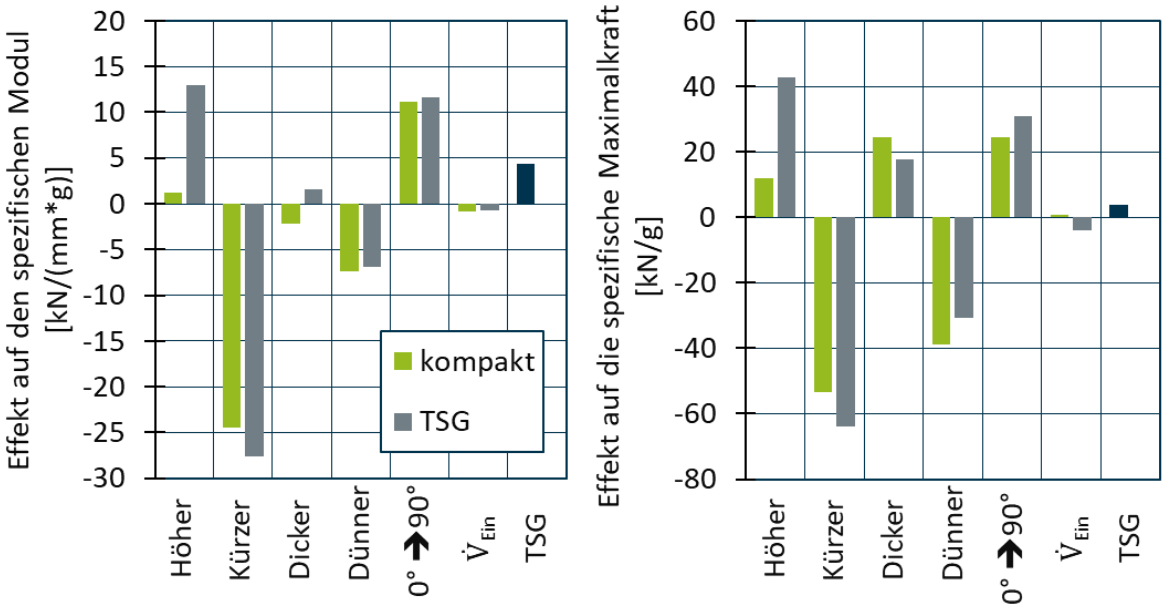


Abbildung 6.19: Effekt auf den spezifische Modul und die spezifische Maximalkraft

Figure 6.19: Effect on the specific modulus and the specific maximum force

Bei der Rippenprüfung im 4-Punkt-Biegeversuch soll der Effekt der Geometrieänderungen der Rippen auf mechanische Eigenschaften quantifiziert werden. Dies ist möglich bei einem Versagensbild wie in Abbildung 6.20 links dargestellt. Sowohl bei den Rippen mit einer Höhe von 32 mm als auch bei den Rippen mit einer Dicke von 6 mm kommt es bei einigen

geschäumten Prüfkörpern zu einem Versagen der Grundplatte oder der Verbindung der Rippen mit der Grundplatte. Dies zeigt, dass die geschäumten Rippen gegenüber der Grundplatte und der Anbindung überdimensioniert sind. Da nur bei geschäumten Probekörpern die Anbindung und die Grundplatte versagen, ist dies vermutlich auf die Schaummorphologie zurückzuführen.

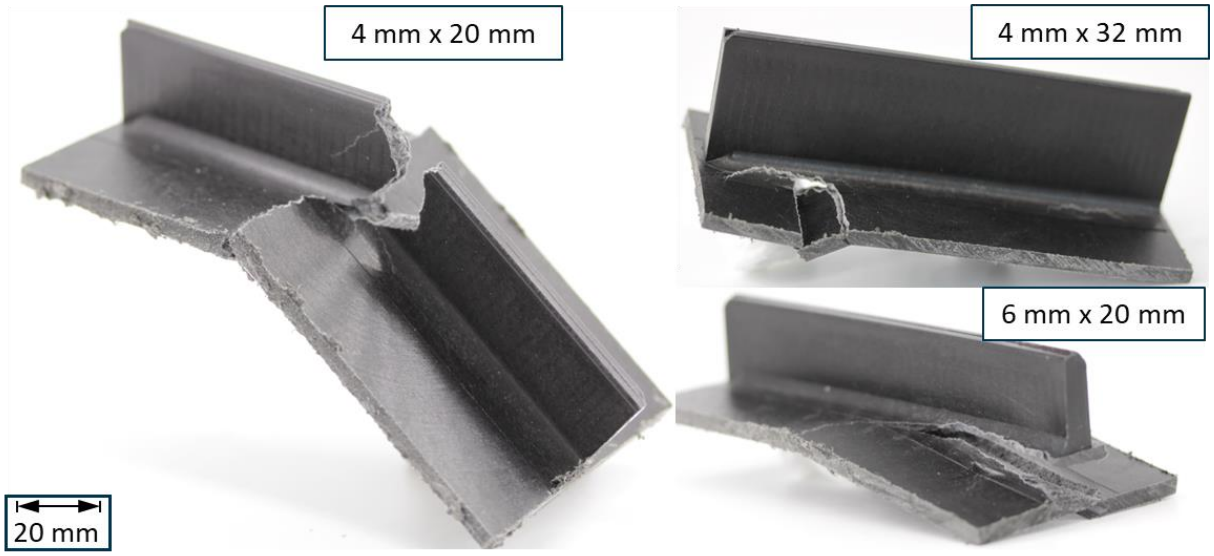


Abbildung 6.20: Versagen verschiedener Rippengeometrien im 4-Punkt-Biegeversuch

Figure 6.20: Failure of various rib geometries in 4-point bending tests

Um den Effekt der Rippenhöhe auf die Spannungsverteilung in der Prüfung zu betrachten, wird aufgrund der Komplexität und fehlenden Genauigkeit der integrativen Simulation erneut eine linear elastische Simulation mit einem isotropen Materialmodell durchgeführt, analog zu Abbildung 6.4. In Abbildung 6.21 wird deutlich, dass die höchsten Spannungen bei dieser linear elastischen Simulation je nach Rippendicke und -höhe an unterschiedlichen Positionen erreicht werden. Der Bereich der maximalen Spannung ist für jeden Prüfkörper markiert. Die Positionen der maximalen Spannung in der linear elastischen Simulation stimmen dabei mit den Versagensbildern der TSG Rippen überein. Bei der 6 mm Rippe kommt es zur Ablösung der Rippen von der Grundplatte, und auch in der Simulation liegt die maximale Spannung nah am Übergang zwischen Rippen und Grundplatte. Bei der 32 mm x 4 mm Rippe ist der Abstand der Rippe von der maximalen Spannung höher, hier versagt nur die Grundplatte selbst.

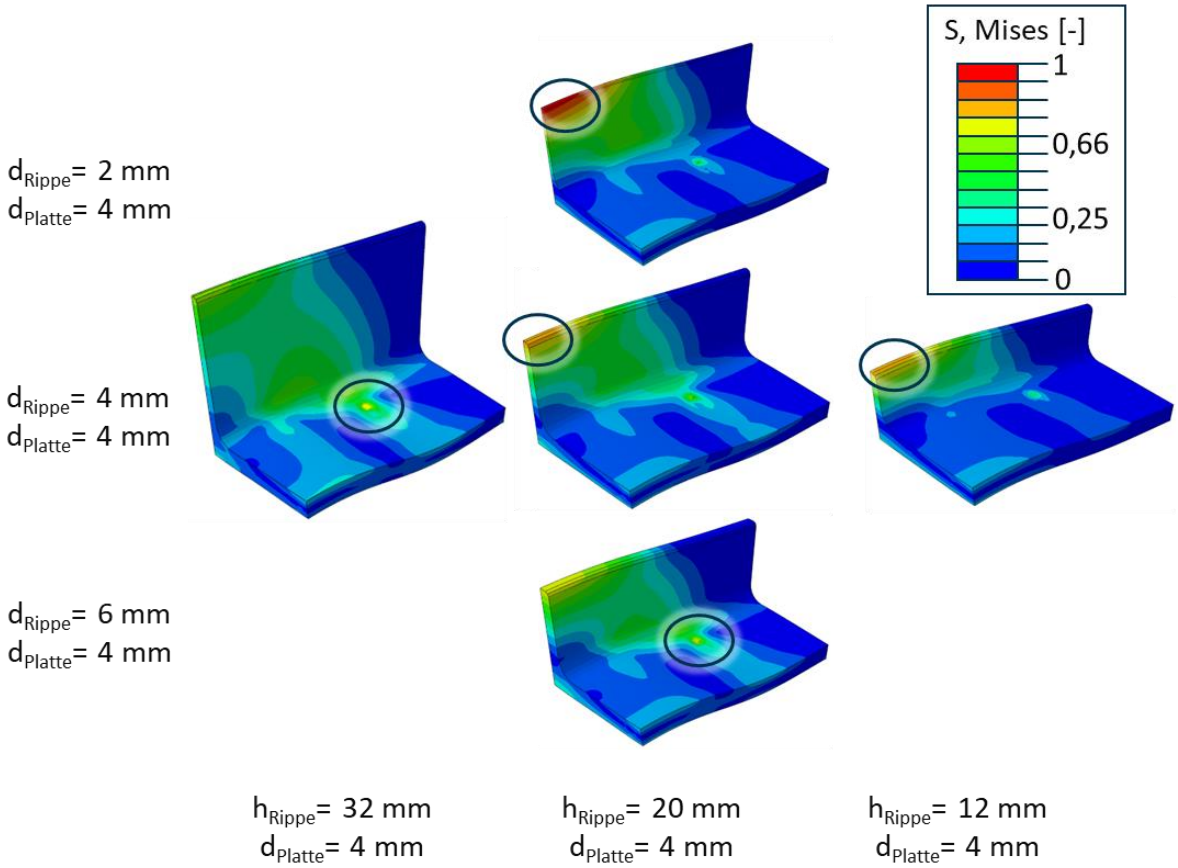


Abbildung 6.21: Simulation des 4-Punkt-Biegeversuchs für die untersuchten Rippengeometrien

Figure 6.21: Simulation of the 4-point bending test for the analysed rib geometries

In der Praxis ist ebenfalls bei einer konstanten Grundwanddicke mit einem abnehmenden Grenznutzen von Rippenhöhe und Rippendicke auszugehen. Dies sollte daher bei der Gestaltung von Formteilen berücksichtigt werden. *In Abbildung 6.22 zeigt deutlich, dass beim TSG die Rippenhöhe einen stärken Einfluss auf Maximalkraft und Modul aufweist als die Rippendicke, verglichen mit dem Kompaktspritzgießen.*

Dies entspricht nicht den Empfehlungen für die Gestaltung von TSG Rippen. In der Regel werden insbesondere zur Steigerung der Dichtereduktion und zur Sicherstellung der Formteilfüllung dickere Rippen als bei kompakten Formteilen empfohlen [AM10, HMM+18]. Grund für die Vorteile des TSG bei dünneren und höheren Rippen könnte der Effekt der Randschichtdicke sein, die als einzige morphologische Größe eine Korrelation von über 0,5 mit der Maximalkraft erreicht. Die Randschichtdicke der Rippen ist in Abbildung 6.23 dargestellt.

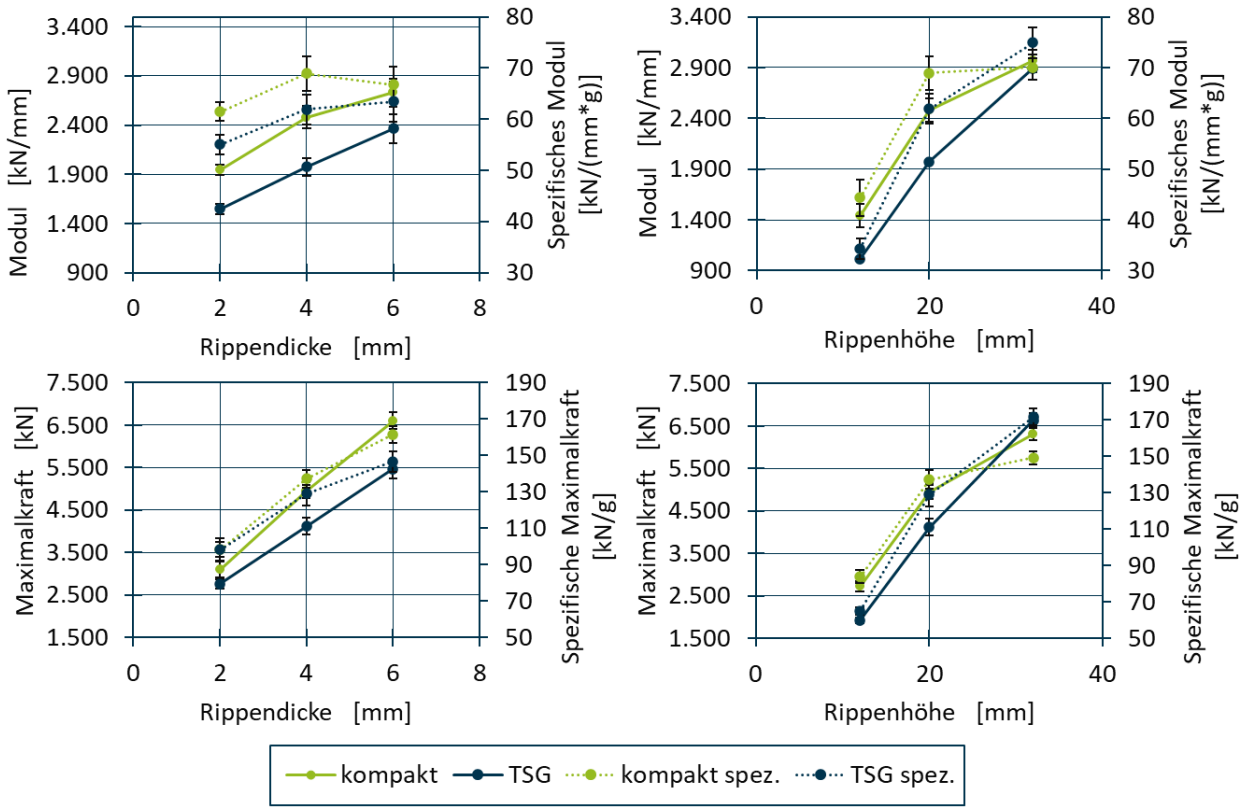


Abbildung 6.22: Maximalkraft und Modul in Abhängigkeit von Rippendicke und -höhe

Figure 6.22: Maximum force and modulus as a function of rib thickness and height

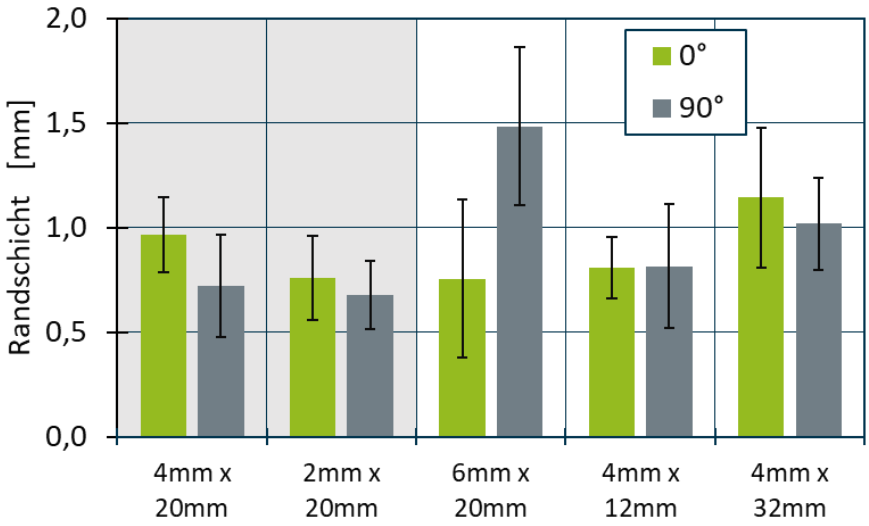


Abbildung 6.23: Randschichtdicke der verschiedenen Rippengeometrien

Figure 6.23: Compact skin thickness of the different rib geometries

Bei 2 mm Rippen kommt es durch eine Änderung der Orientierung zu einem höheren Aufschäumgrad und einer dünneren Randschicht. Bei den übrigen Rippengeometrien resultiert eine Änderung der Orientierung in einer inhomogeneren Schaummorphologie. Dies führt bei 4 mm Rippen teilweise zu Zellbildung am Rippenkopf und einer abnehmenden

Randschichtdicke, welche auch anhand der mikroskopischen Aufnahmen in Abbildung 6.24 deutlich wird. Bei 6 mm Rippen hingegen kommt es durch die Querorientierung der Rippe zu dickeren kompakten Randschichten aufgrund der inhomogenen Schaummorphologie. Der Effekt der Orientierung über alle Rippen hinweg ist insbesondere bei kompakten Formteilen stärker als der von dickeren oder dünneren Rippen. *Daher sollte die Orientierung auch bei der Gestaltung von kompakten Formteilen berücksichtigt werden. Dies ist insbesondere wichtig, da der Effekt der Orientierung stärker ist als der Effekt des TSG bei einer Dichtereduktion um 10 %.*

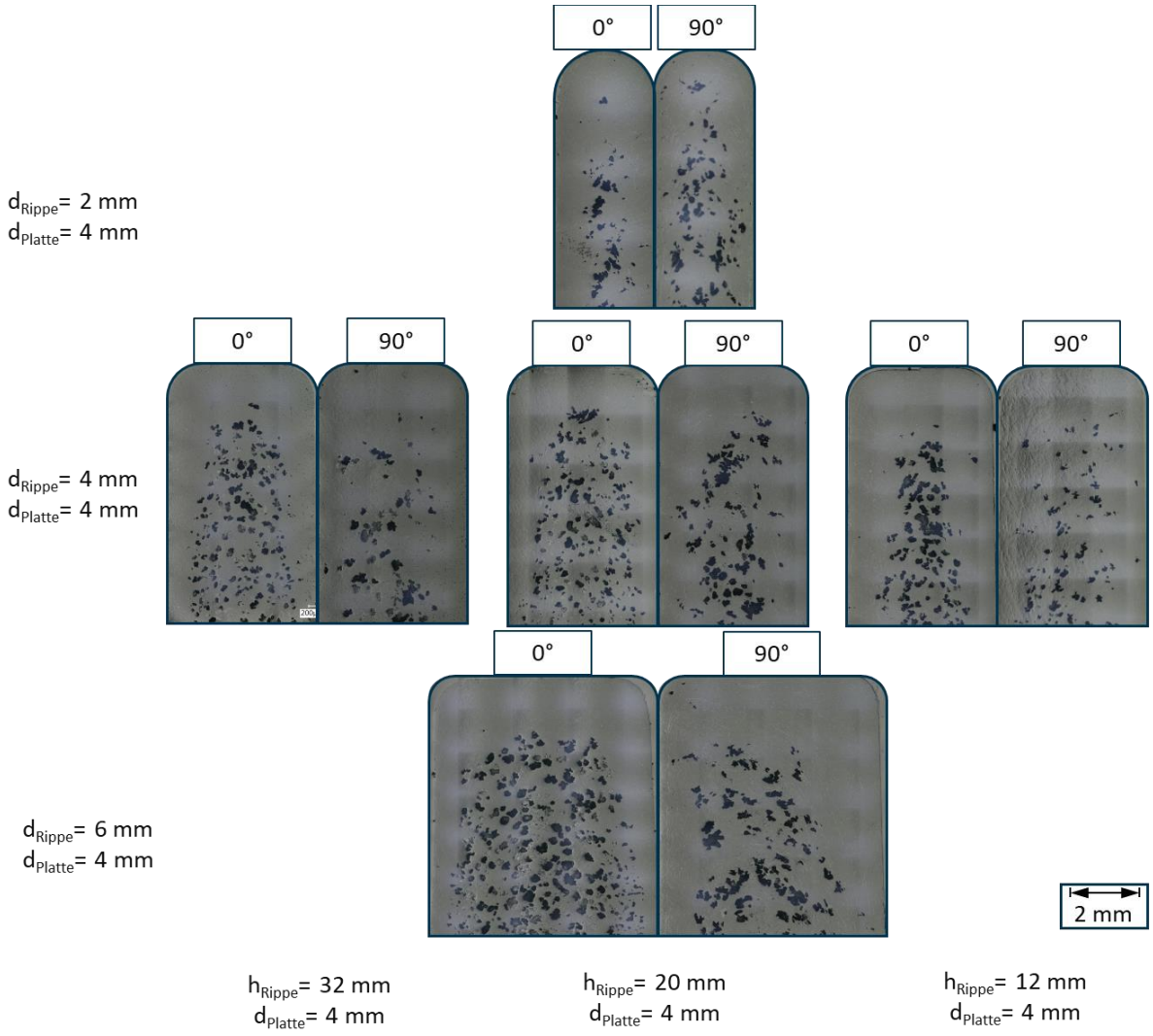


Abbildung 6.24: Morphologie der verschiedenen Rippenköpfe bei 0° und 90° Orientierung

Figure 6.24: Morphology of the different rib tips at 0° and 90° orientation

Auch durch die Änderung der Rippenhöhe verändert sich die Dicke der kompakten Randschicht aufgrund der unterschiedlichen Fließwege. Bei kurzen Rippen sind die Randschichten aufgrund des geringeren Abstandes zur Rippenbasis und damit der

Masseanhäufung dünner als bei höheren Rippen. Neben der geometrischen Versteifung bieten höhere Rippen also auch in Bezug auf die morphologischen Eigenschaften der TSG-Rippen Vorteile, die neben der Gleichung 6.1 den stärkeren Effekt der Rippenhöhe gegenüber der Rippendicke beim TSG erklären.

6.4 Fazit der Analyse verschiedener Rippengeometrien

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen zu verschiedenen Rippengeometrien konnte gezeigt werden, dass mit dem TSG die Maßhaltigkeit bei niedrigen Rippendicken von 2 mm und 4 mm verbessert werden kann. Ab Rippendicken von 6 mm tritt bei dem verwendeten Werkzeug der Post-Blow-Effekt auf, aus dem Maßhaltigkeitsabweichungen beim TSG folgen. In industriellen Anwendungen kann dies durch eine angepasste Temperierung, beispielsweise durch wärmeleitfähige Kerne, verhindert werden.

Zudem können bei richtiger Gestaltung mit dem TSG deutliche Vorteile in Bezug auf den Kraft-Weg-Modul und die Maximalkräfte gegenüber kompakten Formteilen erzielt werden. Bei TSG Rippen hat die Rippendicke gegenüber kompakten Rippen einen geringeren Effekt als die Rippenhöhe. Ab einer Rippenhöhe von 20 mm kann im Rahmen der Untersuchungen beim Kompaktspritzgießen keine Steigerung des gewichtsspezifischen Moduls erreicht werden und auch die spezifische Maximalkraft kann nur leicht gesteigert werden. Beim TSG hingegen steigen die Eigenschaften weiter an und mit 32 mm hohen TSG Rippen können die höchsten Maximalkräfte und die höchsten spezifischen Module erreicht werden.

Die Vorteile hoher Rippen beim TSG können durch die Morphologie des Rippenkopfes erklärt werden, der stärker mit der Kraft als dem Modul korreliert. Denn je nach Geometrie werden verschiedene Randschichtdicken und Aufschäumgrade im Rippenkopf erreicht, welche einen maßgeblichen Einfluss auf die Eigenschaften von TSG Rippen haben. Der Aufschäumgrad und die Randschichtdicke können neben der Geometrie ebenfalls mit einer angepassten Temperierung am Rippenkopf optimiert werden.

Bei hohen und dicken Rippen hat dabei insbesondere die Orientierung der Rippen im Verhältnis zur Fließrichtung einen erheblichen Einfluss auf die Maßhaltigkeit, die Morphologie und die mechanischen Eigenschaften. Daher sollte bei der Gestaltung von Rippen sowohl beim TSG als auch bei den kompakten Formteilen auf eine fließwegparallele Orientierung der Rippen geachtet werden.

Aufgrund des geringen Effektes der Spritzgießparameter werden anhand der Rippenuntersuchungen keine Verarbeitungsempfehlungen gegeben. Für die Gestaltung von geschäumten LFT Rippen können zusammenfassend folgende Empfehlungen abgeleitet werden:

- Es werden große Übergangsradien zur Verhinderung von Faseragglomerationen am Rippengrund empfohlen.
- Durch die fließwegparallele Ausrichtung von Rippen können die Maßhaltigkeit und die Biegeeigenschaften gesteigert werden.
- Höhere Rippen sind dickeren Rippen insbesondere in schlecht zu temperierenden Bereichen vorzuziehen.
- Bei sehr dicken Rippen sind beim TSG Maßnahmen zur Vorbeugung des Post-Blow-Effektes zu ergreifen.

7 Bewertung des Potenzials von geschäumten langglasfaserverstärkten Thermoplasten am Beispiel eines Demonstratorformteils

Abschließend soll das Potenzial von geschäumten LFT anhand eines komplexen Demonstrators bewertet werden. Hierzu werden neben den mechanischen Eigenschaften insbesondere auch die Morphologie und die Maßhaltigkeit des Demonstrators analysiert. Zuerst wird das Vorgehen bei der Gestaltung des Demonstrators dargestellt, gefolgt von der Beschreibung der verwendeten Analysemethoden. Anschließend werden die Ergebnisse vorgestellt und diskutiert und anhand einer Materialvariation weitere Potenziale abgeleitet. Die Untersuchungen wurden gemeinsam mit Robert Bosch GmbH, Stuttgart, BSH Hausgeräte GmbH, Berlin und PEG- Plastics Engineering Group GmbH, Darmstadt durchgeführt und die Ergebnisse entstammen teilweise studentischen Abreiten [Kec23, Koh25, Mön23, Wel24].

7.1 Gestaltung des Demonstrators

Für die Validierung des Potenzials des TSG an einem komplexen Demonstratorformteil wurde der hintere Teil des Laugenbehälters einer Waschmaschine ausgewählt [Kec23]. Die komplette Baugruppe ist in Abbildung 7.1 als Explosionszeichnung dargestellt.

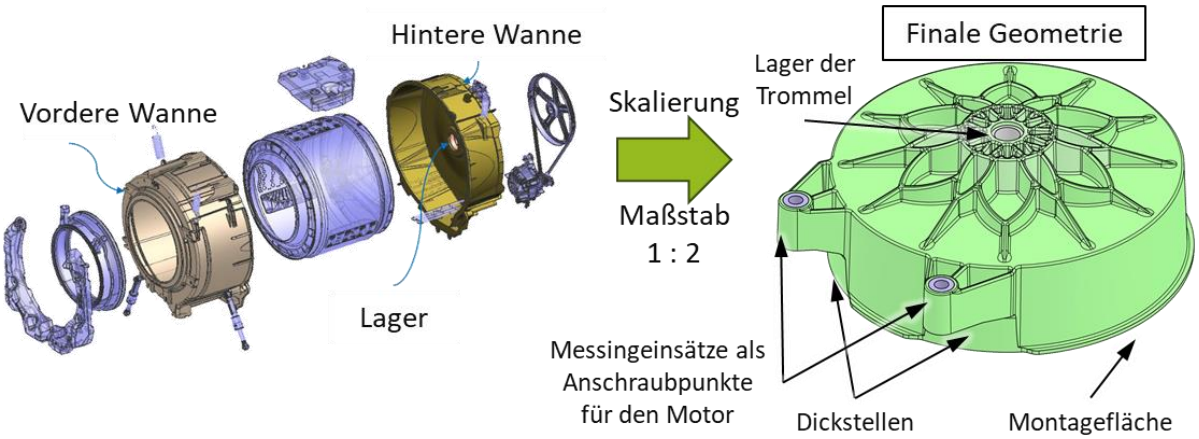


Abbildung 7.1: Ursprügliche Baugruppe und abgeleitete Demonstratorgeometrie [Kec23]

Figure 7.1: Original assembly and derived demonstrator geometry [Kec23]

Der Laugenbehälter muss eine hohe Maßhaltigkeit zur Sicherstellung der Dichtigkeit aufweisen. Auch die mechanischen Anforderungen in Bezug auf Biege- und Torsionseigenschaften sind bedeutsam, da Anschraubpunkte für den Motor, die

Ballastgewichte und das Lager der Trommel in der hinteren Wanne des Laugenbehälters integriert sind. Der Durchmesser der hinteren Wanne des Laugenbehälters wird für die Versuche im Maßstab 1:2 skaliert. Anschließend wird für die effiziente Positionierung der Rippen und Anpassung der Wanddicke eine Topologieoptimierung der skalierten hinteren Wanne durchgeführt. Die Anforderungen an die Biege- und Torsionsbelastungen werden von BSH für eine skalierte Geometrie definiert. Durch die Vorgabe verschiedener Symmetrien und Optimierungsräume wurden verschiedene Designs entwickelt. Diese wurden anhand einer isotrop elastischen FEM-Simulation miteinander verglichen, und es wurde ein Design für die folgende manuelle Optimierung ausgewählt [Kec23].

Nach der Topologieoptimierung werden manuell die Entformungsschrägen, die Radien an den Rippen, die Messingeinsätze für die Befestigung des Motors und das Lager in der Mitte des Laugenbehälters eingefügt. Hierbei wird auf ein spritzgießgerechtes Design ohne Hinterschnitte und Schieber sowie auf den Versatz von Kreuzungspunkten an den Rippen geachtet. Der Verzicht auf Schieber resultiert in Dickstellen unterhalb der Motorbefestigung [Kec23].

Die Rippendicken wurden zur Sicherstellung einer gleichmäßigen Fließfront und zur Verhinderung vom Post-Blow-Effekt auf ein Verhältnis von Rippe/Wanddicke von 1:1 eingestellt. Das Verhältnis von Grundwanddicke zu Rippe beträgt 1:1. Somit entspricht die Rippenhöhe und -dicke in etwa den Empfehlungen aus Kapitel 6. Das Verhältnis von Fließweg zu Wanddicke des Demonstrators beträgt circa 75. Da aus den Ergebnissen in Kapitel 5 hervorgezeigt deutlich, dass beim TSG die Rippenhöhe einen stärken Einfluss auf Maximalkraft und Modul aufweist als die Rippendicke, verglichen mit dem Kompaktspritzgießen. ht, dass längere Fließwege kürzeren vorzuziehen sind, wird nur ein Anspritzpunkt verwendet und die Rippen entsprechend der Ergebnisse aus Kapitel 6 in Fließrichtung orientiert. Die finale Demonstratorgeometrie ist in Abbildung 7.1 rechts dargestellt. Als Angusssystem wird ein Ringanguss auf dem zentralen Lager der Trommel platziert und für die Analysen manuell entfernt.

7.2 Vorgehen bei der Analyse des Demonstrators

Die Herstellung des Demonstrators erfolgt auf einer Spritzgießmaschine des Typs KM1300-8100 MC der Firma Krauss Maffei GmbH, Parsdorf mit einer Schließkraft von 13000 kN. Der

verwendete Schneckendurchmesser beträgt 105 mm. Als Material wird wie in den vorangegangenen Kapiteln ein PP LGF mit einem Fasergehalt von 60 % des Typs Celstran PP-GF60-0403 10/10 der Firma Celanese im Verhältnis 1:1 mit einem reinen PP des Typs PP 579S der Firma Sabic gemischt. Zur besseren Reproduzierbarkeit wurde der Einlegeprozess der Buchsen und des Lagers automatisiert. Aufgrund der kurzen Nachdruckzeit beim TSG wird die Restkühlzeit erhöht, um eine vergleichbare Zykluszeit zum Kompaktspritzgießen zu erhalten und eine sichere Entformung ohne Post-Blow zu ermöglichen.

Für die Versuche wird eine ZiForm-Schleuse der Firma Zimmermann verwendet. Der Aufbau von ZiForm und ProFoam ist bereits in Kapitel 2.2.3 ausführlich dargestellt. Trotz der unterschiedlichen Ventiltechnik ist die physikalische Funktionsweise der Schleusen gleich und die Ergebnisse bieten eine Übertragbarkeit auf das jeweils andere Verfahren. Allerdings ist bei der verwendeten ZiFoam-Schleuse der maximale Treibmitteldruck auf 40 bar begrenzt [Neu23].

Da in den vorangegangenen Kapiteln 5 und 6 gezeigt werden konnte, dass die Spritzgießparameter verglichen mit der Geometrie einen vernachlässigbaren Effekt auf die Biegeeigenschaften haben, werden die Formteile nur mit einer Prozesseinstellung hergestellt. Die Auswahl der Spritzgieß- und Dosierparameter erfolgt auf Basis der Ergebnisse der vorangegangenen Kapitel und ist in Tabelle 7.1 zusammengefasst. Die Gewichtsreduktion des Demonstrators abzüglich metallischer Einleger wird auf 7 % eingestellt, um eine dickere kompakte Randschickt in den Rippenköpfen zu erreichen und die Dichteunterschiede entlang des Fließwegs zu reduzieren.

		Parameter	**Einheit**	**Kompakt**	**TSG**
Prozess-parameter	$\dot{V}_{Ein}$	Einspritzgeschwindigkeit	[mm/s]	70	
	T_s	Schmelzetemperatur	[°C]	250	
	p_{Nach}	Nachdruckhöhe	[bar]	250	
	p_{Treib}	Treibmitteldruck	[bar]	0	40
	t_{Nach}	Nachdruckzeit	[s]	15	4
	t_{Rest}	Restkühlzeit	[s]	50	61
	-	Gewichtsreduktion	[%]	0	7

Tabelle 7.1: Zusammenfassung der wichtigsten Prozessparameter

Table 7.1: Summery of the most important process parameters

Anhand des komplexen Demonstrators soll das Potenzial zur Steigung der Maßhaltigkeit und der Steifigkeit durch den Einsatz von geschäumten LFT anwendungsnah quantifiziert werden. Bei der mechanischen Prüfung wird die Steifigkeit gegenüber einer Unwucht zwischen Lagerbuchse und Laugenbehälter bestimmt, die Unwucht stellt einen anwendungsnahen Lastfall dar. Für die mechanische Charakterisierung wird der Prüfaufbau aus Abbildung 7.2 verwendet. Das zentrale Lager der Trommel wird fest eingespannt. Die Montagefläche des Laugenbehälters wird mittels Schrauben beidseitig in Metallschienen geklemmt. Anschließend werden die Metallschienen kraftgeregelt bis zu einer Maximalkraft von 2 kN nach unten verfahren und die Deformation des Behälters am Wegaufnehmer (in der Skizze links dargestellt) bestimmt. Die Prüfungen werden von BSH durchgeführt [Kec23].

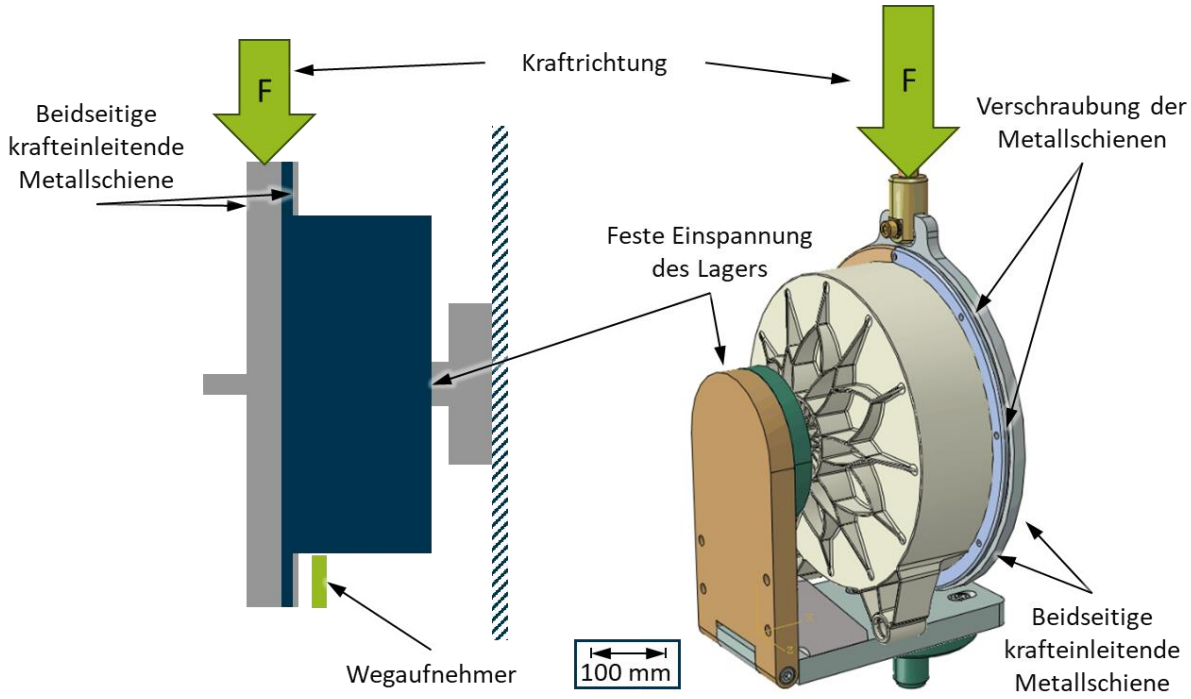


Abbildung 7.2: Schematische Darstellung der mechanischen Prüfung (links) und CAD (rechts) [Wel24]

Figure 7.2: Schematic representation of mechanical testing (left) and CAD (right) [Wel24]

Eine exemplarisch ausgewählte Kraft-Deformationskurve für einen kompakten und einen geschäumten Laugenbehälter ist in Abbildung 7.3 dargestellt. Für die Bewertung der Formteilsteifigkeit anhand der Deformation pro Kraft wird der Kraftbereich 0,5 kN bis 1 kN verwendet. Ausgewählt wurde dieser Kraftbereich aufgrund von nicht linearer Deformation im Kraftbereich bis 0,5 kN, welche möglicherweise auf das Rutschen der Metallschienen zurückgeführt werden kann. Bei hohen Kräften kann es zu plastischer Deformation kommen,

weshalb zusätzlich zur Steifigkeit die absolute Deformation bei einer Prüfkraft von 2 kN bestimmt wird.

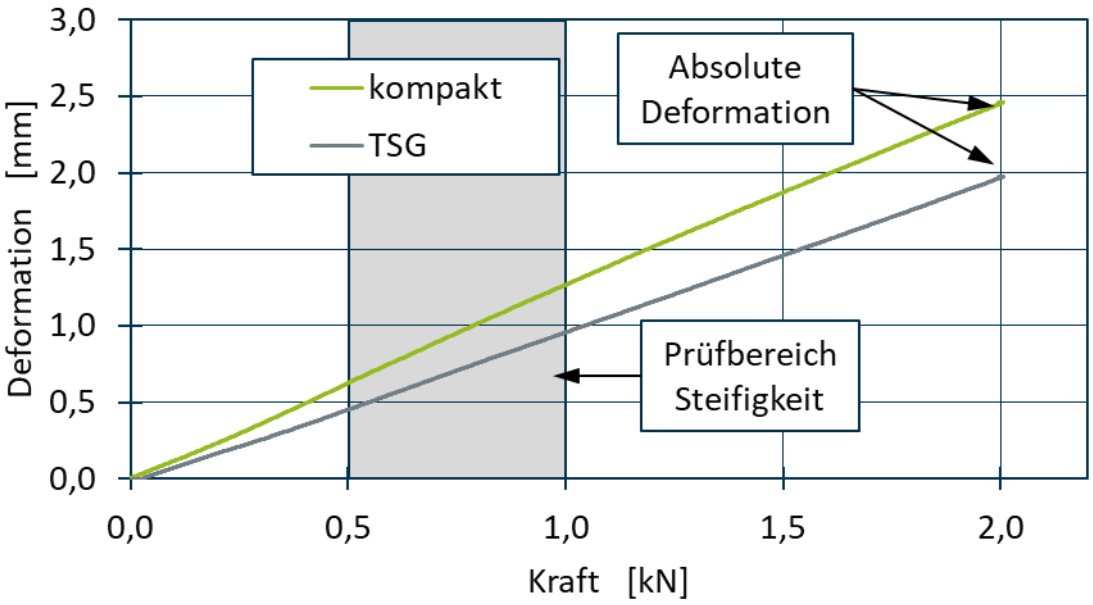


Abbildung 7.3: Exemplarisch ausgewählte Kraft-Deformationskurve eines kompakten und eines geschäumten Demonstrators

Figure 7.3: Exemplary selected force-deformation curve for a compact and a foamed demonstrator

Neben der mechanischen Bewertung des Laugenbehälters wird dieser auch in Hinblick auf die Faser- und Schaummorphologie untersucht, da diese die mechanischen Eigenschaften beeinflussen können. Daher sollen die Probekörper an den am stärksten belasteten Bereichen des Demonstrators entnommen werden. Die Auswahl der Analysepositionen erfolgt anhand einer isotrop elastischen Berechnung des Laugenbehälters von *Welschinger* [Wel24], dargestellt in Abbildung 7.4.

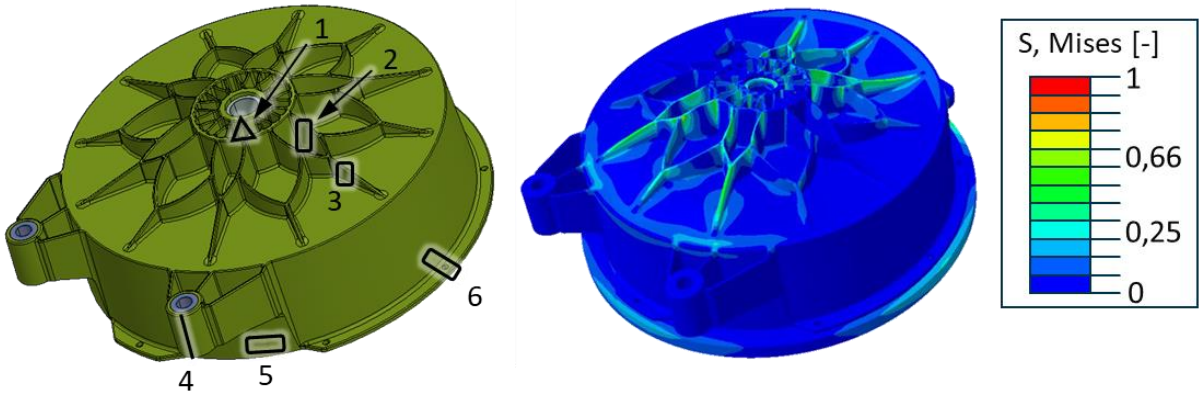


Abbildung 7.4: Ausgewählte Prüfpositionen (links) und isotrop elastische FEM (rechts) [Wel24]

Figure 7.4 Selected test positions (left) and isotropic elastic FEM (right) [Wel24]

Aufgrund der hohen Spannungen in den Rippen nach den Kreuzungspunkten werden an Position 1 bis 3 Prüfkörper für die Mikroskopie entnommen, um die Randschichtdicke und Morphologie zu bestimmen. Wegen der Symmetrie des Laugenbehälters werden die Position 1 bis 3 zur leichteren Präparation um 90° versetzt zum Belastungsmaximum entnommen. Darüber hinaus wird der Effekt der Faserentmischung entlang des Fließwegs und bei unterschiedlichen Rippen- und Wanddicken untersucht. Hierzu werden zusätzlich die Positionen 5 und 6 verwendet. Des Weiteren wird der Einfluss der Bindenaht auf die Morphologie an Position 4 betrachtet. Diese befindet sich am Ende des Fließwegs und wird als letztes gefüllt.

Zusätzlich wird die Maßhaltigkeit des komplexen Demonstrators ermittelt. Aufgrund der Abmessungen und des Gewichts des Werkzeuges ist jedoch nur der Vergleich zum Formteil-Soll-Maß möglich. Hierzu werden die in Abbildung 7.5 definierten Positionen verwendet. Es werden die Rippenhöhe und Rippendicke der inneren, mittleren und äußeren Rippe sowie die Wanddicke unter den Messingeinsätzen zur Motorbefestigung bestimmt. Zusätzlich wird die Ebenheit der Montagefläche analysiert, die als die maximale Abweichung der Montagefläche von einer idealen Ebene definiert ist. Außerdem wird der Abstand der Buchsen zur Motorbefestigung untersucht. Für die statistische Absicherung wurden jeweils 10 Formteile mit einem GOM ScanCobot der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig vermessen.

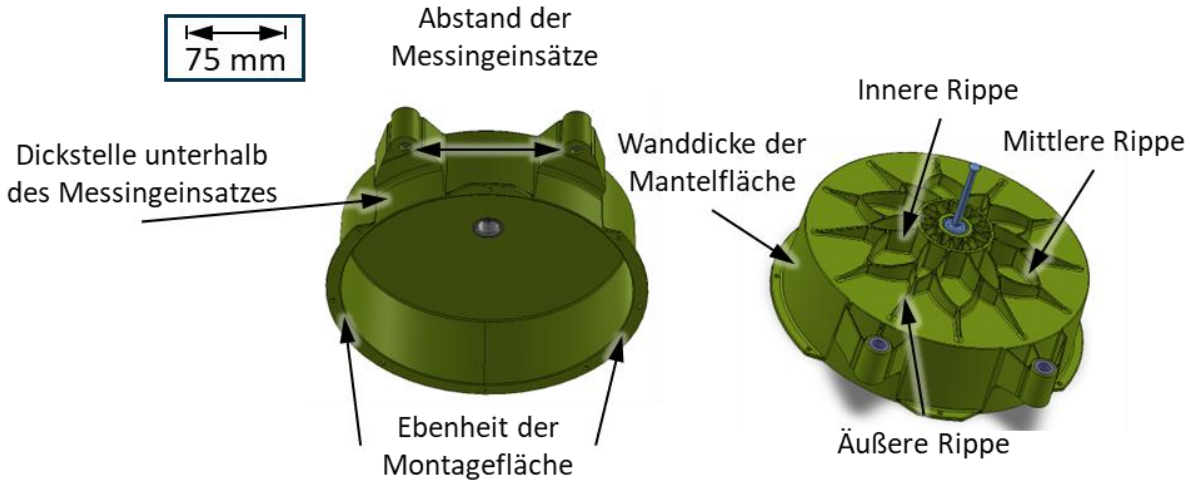


Abbildung 7.5: Messpositionen für Schwindung und Verzug [Koh25]

Figure 7.5: Measuring positions for warpage and shrinkage [Koh25]

7.3 Maßhaltigkeit des Demonstrators

Wie beschrieben stellt die Maßhaltigkeit eine der wesentlichen Anforderungen an den Laugenbehälter dar. Durch den Einsatz des TSG können beim Laugenbehälter Einfallstellen am Rippengrund und an Dickstellen unter der Motorbefestigung verhindert werden. Dieser Effekt ist vergleichbar mit der Reduktion der Einfallstellen aus Kapitel 6. Trotz der geringen Abstände zwischen den Rippen kann an den Formteilen kein Post-Blow-Effekt beobachtet werden.

Für die Funktion des Laugenbehälters ist insbesondere die Maßhaltigkeit der Montageflächen und der Motorbefestigung entscheidend. Diese sind für TSG und kompakte Formteile in Abbildung 7.6 dargestellt. Beim TSG ist die Standardabweichung bei der Ebenheit der Montagefläche höher. Die mittlere absolute Ebenheit der Montagefläche, also die maximale Abweichung zwischen der Ebene und den einzelnen Punkten, ändert sich jedoch nicht signifikant. Anders ist dies beim Abstand zwischen den Gewindebuchsen zur Motorbefestigung. Die Änderung dieses Abstandes wird als prozentuale Änderung auf die Sollstrecke angegeben. An dieser Messposition kann die Maßhaltigkeit gegenüber den kompakten Formteilen um 64 % reduziert werden. Dies entspricht einer Verzugsreduktion um über 1 mm.

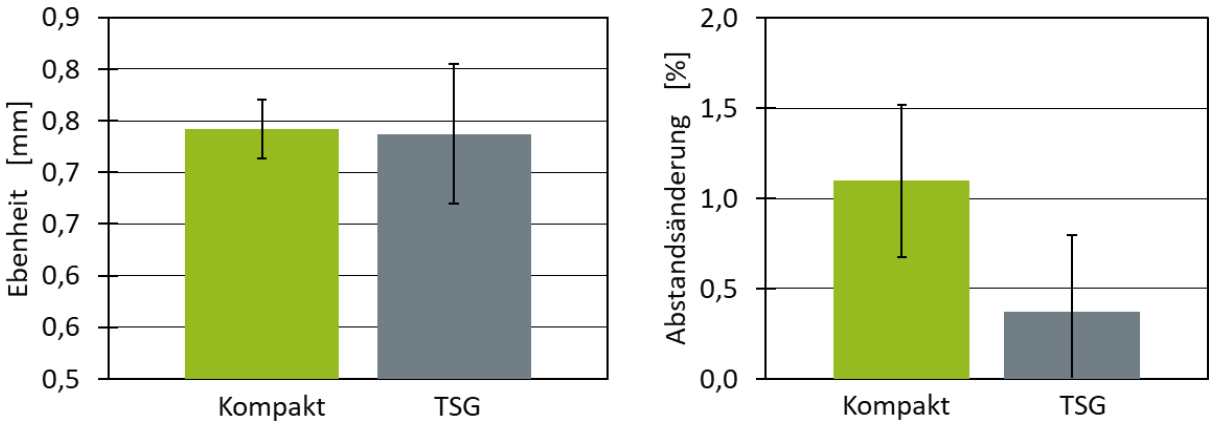


Abbildung 7.6: Ebenheit der Montagefläche (links) und Verzug der Motoraufhängung (rechts) [Koh25]

Figure 7.6: Flatness of the assembly area (left) and distortion of the motor mounting (right) [Koh25]

Wie in Abbildung 7.7 rechts dargestellt ist, ist die Schwindung bezogen auf das Werkzeug-Soll-Maß beim TSG an der Dickstelle unterhalb der Motorbefestigung am Fließwegende erheblich geringer als bei den kompakten Formteilen. Grund für die hohe Schwindung beim Kompaktspritzgießen ist die hohe Wanddicke an dieser Position, welche höher ist als die mittlere Wanddicke der Wanne. Die ist notwendig, um die Motorbefestigung ohne zusätzliche

Schieber im Werkzeug entformen zu können. Aufgrund der hohen Wanddicke liegt an dieser Position am Nachdruckende vermutlich noch eine plastische Seele vor. Diese resultiert beim Kompaktspritzgießen anders als beim Schaumspritzgießen zu einer hohen Schwindung, Einfallstellen und Lunkern [Koh25].

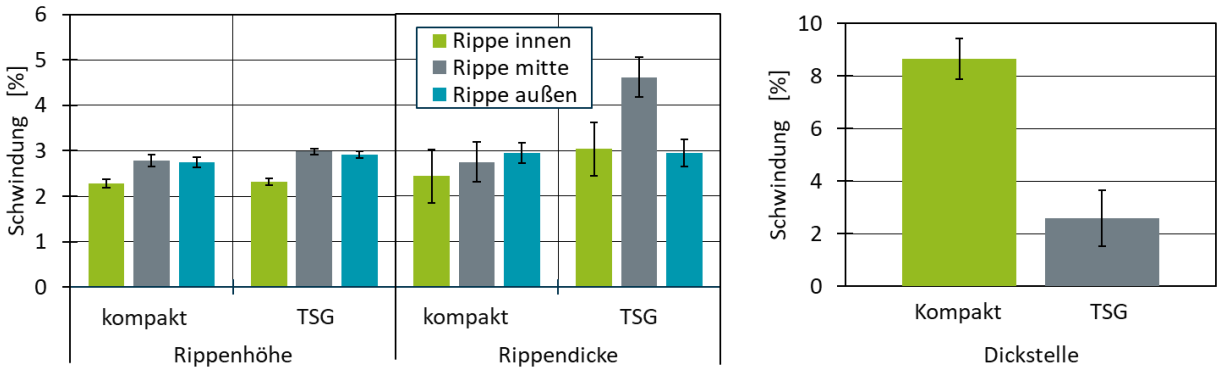


Abbildung 7.7: Schwindung der Rippen (links) und der Dickstelle (rechts) [Koh25]

Figure 7.7: Shrinkage of the ribs (left) and the thick area (right) [Koh25]

Bei der Analyse der Maßhaltigkeit der Rippen in Abbildung 7.7 links zeigt das TSG im Vergleich zum Kompaktspritzgießen eine höhere Schwindung bezogen auf das Werkzeug-Soll-Maß. Insbesondere in Dickenrichtung schwinden die TSG Rippen stärker als die kompakten Referenzformteile. Aufgrund des Einsatzes des GOM ScanCobot unterliegt die Messung der Dickenschwindung jedoch auch höheren Standardabweichungen als die Rippenhöhe.

Ein möglicher Grund für die höhere Schwindung der Rippen und den nur geringfügig reduzierten Verzug durch den Einsatz des TSG ist ein Unterschied im Fasergehalt der geschäumten und kompakten Formteile, der vermutlich aus einer unzureichenden manuellen Mischung der beiden eingesetzten Materialien folgt. Aufgrund der deutlich stärkeren Schwindung der Matrix wird durch den Fasergehalt insbesondere die Schwindung quer zur Fließrichtung in Rippenhöhe und die Dickenschwindung beeinflusst [KDZ+14, RSK+19].

7.4 Fasermikrostruktur und Morphologie des Demonstrators

Der Fasergehalt unterscheidet sich bei den kompakten und den TSG Formteilen erheblich, wie Abbildung 7.8 zeigt. Aufgrund der einfachen Bestimmung des Fasergehalts kann keine Standardabweichung angegeben werden. Eine Steigerung des Fasergehalts um 5 % reduziert die Schwindung in Dickenrichtung um circa 1 % und quer zu Fließrichtung um circa 0,5 %

[KDZ+14]. Daher kann bei einem gleichen Fasergehalt von einer Verringerung der Schwindung der TSG Formteile ausgegangen werden.

Neben dem Effekt auf die Schwindung hat der geringere Fasergehalt aber auch einen erheblichen Einfluss auf die Faser-Faser-Interaktionen in der Schmelze. Die gewichtsgemittelte Faserlänge ist beim TSG vermutlich auch aufgrund der reduzierten Faser-Faser-Interaktionen deutlich höher als bei den kompakten Formteilen. Neben dem geringeren Fasergehalt kann dies auch durch die schonendere Plastifizierung mit dem Treibmittel erklärt werden. Der Unterschied in der Faserlänge von 25 % ist jedoch deutlich höher als die bisher nachgewiesenen Unterschiede in den Kapiteln 3, 5 und 6. Dies kann möglichweise auch auf den größeren Schneckendurchmesser oder die andere Schneckengeometrie zurückgeführt werden, die bei der Verarbeitung von LFT einen großen Einfluss haben [IMT+15, Roc15].

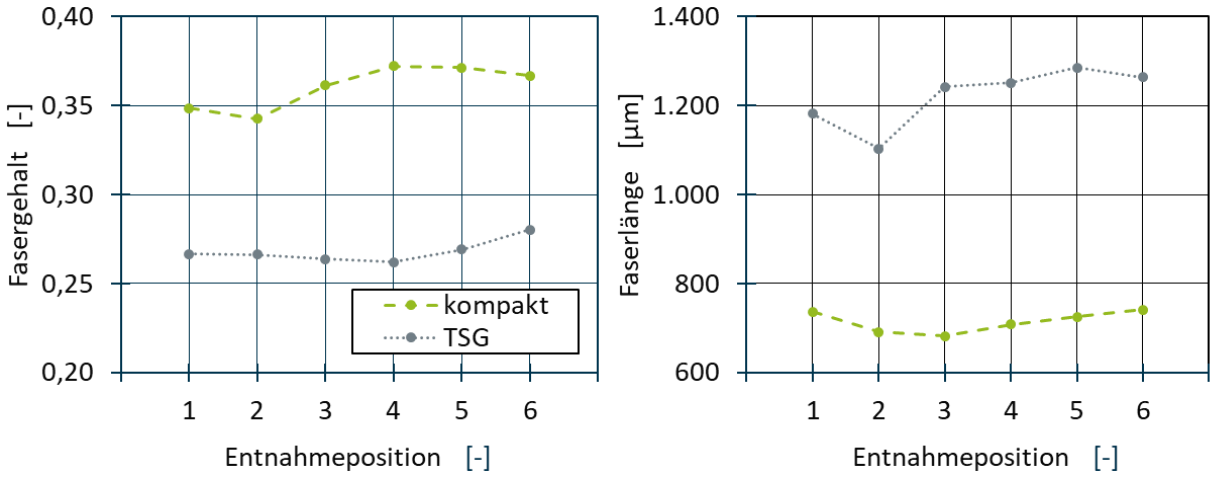


Abbildung 7.8: Fasergehalt (links) und Faserlänge (rechts) an den verschiedenen Entnahmepositionen [Koh25]

Figure 7.8: Fibre content (left) and fibre length (right) at the various removal positions [Koh25]

Gegenüber den kompakten Formteilen ist beim TSG sowohl die Änderung des Fasergehalts um 2 % als auch der Faserlänge um 5 % entlang des Fließwegs geringer, auch wenn die absolute Änderung der Werte beim TSG stärker ist. Dies entspricht den Ergebnissen aus den Fließspiralen in Kapitel 5.4.3, bei denen ebenfalls die Fasergehaltsunterschiede bei kurzen 3 mm dicken Spiralen und bei kurzen 4 mm dicken Spiralen reduziert werden konnten. Grund hierfür sind vermutlich deutlich geringere hydrostatische Kräfte durch die geringere Viskosität sowie das Entfallen des Nachdrucks. Der Nachdruck hat eine zusätzliche Faserschädigung zur Folge [MC00].

Neben der Faserlänge haben insbesondere die Randschichtdicke im Rippenkopf und die Zellgröße bei Fließspiralen in den bisherigen Untersuchungen eine starke Korrelation mit den Biegeeigenschaften gezeigt. Die Randschichtdicke hängt insbesondere von der lokalen Geometrie ab. Wie in Kapitel 6 beschrieben, schäumen dünne Bereiche nahe einer Masseanhäufung deutlich weniger auf. Auch am Laugenbehälter tritt dieser Effekt an den angussnahen Rippen auf, die in Abbildung 7.9 links dargestellt sind. Da der umlaufende Ring im Demonstrator eine Wanddicke von 6 mm aufweist, schäumen die angussnahen 3 mm Rippen weniger stark auf als der umlaufende Ring.

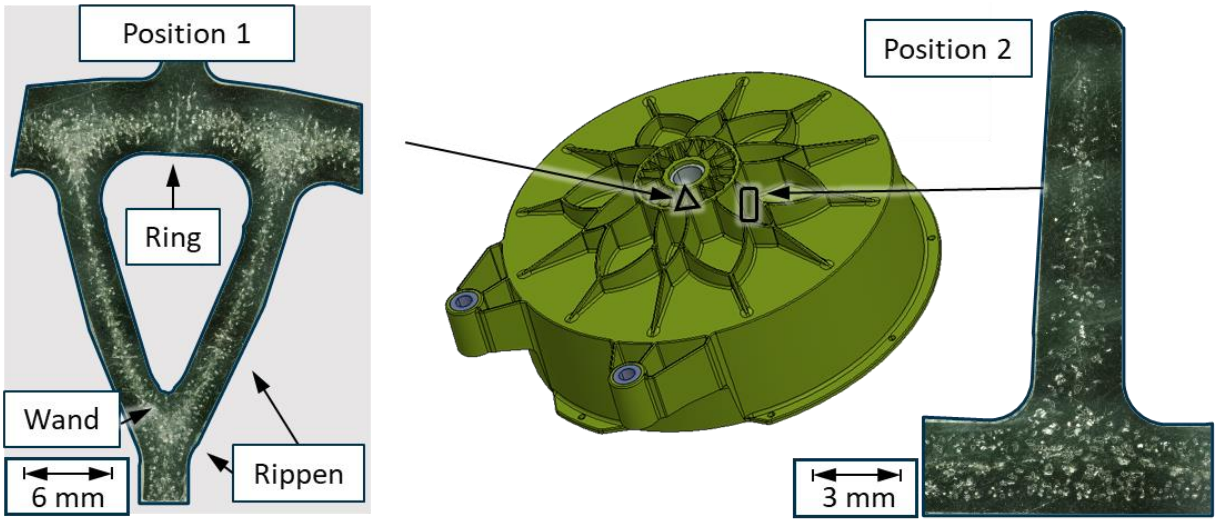


Abbildung 7.9: Mikroskopie Bilder an Entnahmepositionen 1 & 2

Figure 7.9: Microscopy images at sampling positions 1 & 2

Sowohl der Aufschäumgrad als auch die Randschichtdicke werden neben der Wanddicke durch die Füllung und die Querschnittsänderungen beeinflusst. In den Rippenkreuzungen ist der Aufschäumgrad erheblich höher als in den Rippen selbst. Zusätzlich wird deutlich, dass bei der Aufteilung der Schmelze die kompakte Randschicht an der umlenkenden Wand geringer ist. Die Gründe für die dünnere Randschicht sind eine erhöhte Scherung und Temperatur an der Umlenkung verglichen mit dem Bereich der Rippe selbst.

Zur Quantifizierung des Aufschäumverhaltens sind die Randschichtdicke und der Aufschäumgrad in den unterschiedlichen Bereichen des Laugenbehälters in Abbildung 7.10 dargestellt. Die beschriebenen Effekte in Rippen werden sowohl anhand des Aufschäumgrades als auch anhand der Randschichtdicke deutlich. Insbesondere der geringe

Aufschäumgrad und die dicke Randschicht in den Rippenköpfen ist positiv für die Biegeeigenschaften des Demonstrators.

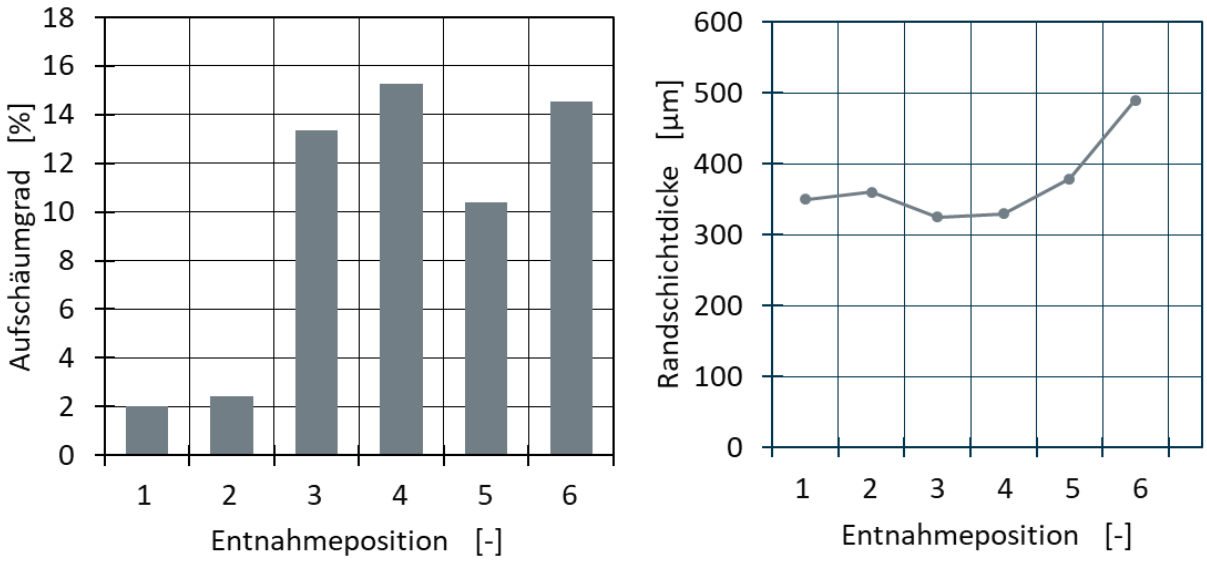


Abbildung 7.10: Aufschäumgrad (links) und Randschichtdicke (rechts) an verschiedenen Entnahmepositionen

Figure 7.10: Degree of foaming (left) and surface layer thickness (right) at the various removal positions

Neben dem stärkeren Aufschäumen in dickwandigen Bereichen nehmen auch der Aufschäumgrad und die Randschichtdicke entlang des Fließwegs zu. Dies kann auf das Unterfüllen der Kavität und die daraus resultierenden Dichteunterschiede sowie die abnehmende Fließfronttemperatur zurückgeführt werden. An der Position 6 im Bereich der Montageflächen kann ein hoher Aufschäumgrad an der Umlenkung und eine dicke Randschicht um die Durchbrüche gemessen werden. Die Durchbrüche in der Montagefläche ermöglichen somit durch die dicke kompakte Randschicht eine sichere Fixierung der Laugenbehälter im Prüfaufbau.

An der Position 4 liegt eine mittlere Randschichtdicke vor. Jedoch ist die Zellgröße in diesem Bereich erheblich höher als an den anderen Positionen. Dies kann auf die Bindenaht in diesem Bereich zurückgeführt werden, dargestellt in Abbildung 7.11. Zur Veranschaulichung der Entstehung der Bindenaht wurde eine Füllsimulation beim Kompaktspritzgießen mit denselben Prozesseinstellungen wie bei der Herstellung des Demonstrators mit der Software Moldflow der Firma Autodesk Inc., San Rafael, USA von *Mönnich* durchgeführt Mön23]. Die Morphologie im Bereich der Bindenaht unterscheidet sich bei beiden Entnahmepositionen erheblich. An der Position 4 kommt es zu einem großen Hohlraum und zusätzlich zu einer

Oberflächenkerbe, welche auf eine unzureichende Entlüftung der stumpfen Bindenaht hindeutet. Ein Effekt, der auch in anderen Arbeiten beschrieben wurde [BR09]. An der Position 6 bildet sich hinter dem Durchbruch ein kompakter Bereich aus. Auch dieser Effekt wurde in anderen Arbeiten beschrieben [AM10, SHS+22].

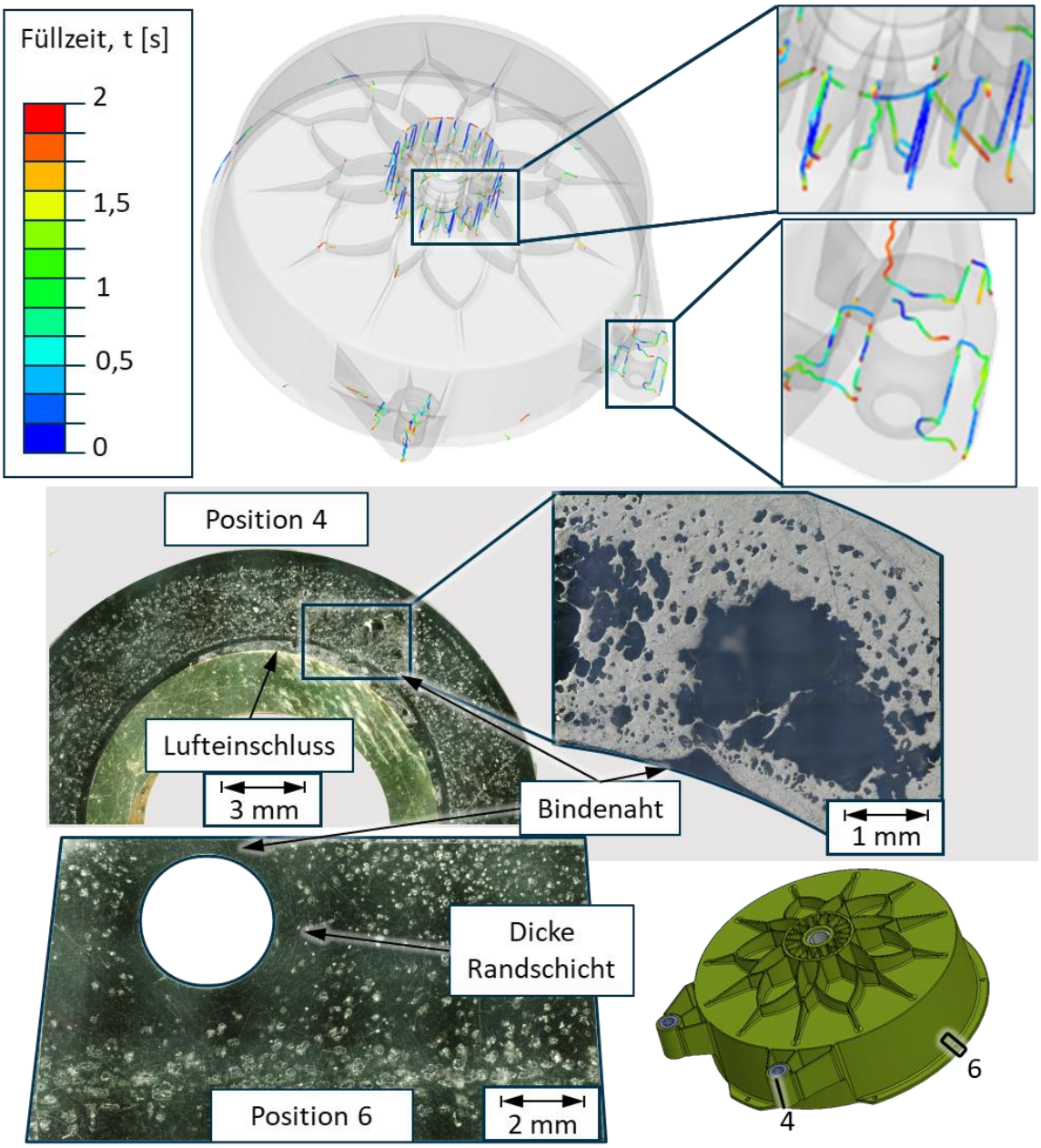


Abbildung 7.11: Füllsimulation des Demonstratorformteils [Mön23] und Mikroskopieaufnahmen von Bindenähten

Figure 7.11: Filling simulation of the demonstrator moulded part [Mön23] and microscopy images of weld lines

Auch an der Position 1 in Abbildung 7.9 sind Bindenähte im umlaufenden Ring zu erkennen, welche weniger Zellen als das umgebende Material aufweisen. Insbesondere die Bindenaht

an der der Position 4 unterschiedet sich erheblich von den übrigen Bindenähten im Formteil. Dieser Unterschied kann nicht nur auf den Unterschied einer fließenden und einer stagnierenden Bindenaht reduziert werden, da auch stagnierende Bindenähte an den Positionen 1 und 6 erhebliche Unterschiede in Bezug auf die Morphologie aufweisen. Eine sehr grobe Morphologie wie beispielsweise an Position 4 hat erhebliche Nachteile für die mechanischen Eigenschaften, welche bisher nicht im Rahmen anderer Arbeiten systematisch quantifiziert wurden [AM10, HAT+22, LR05, SH93, SHS+22, TWS23]. Daher sollten im Rahmen folgender Arbeiten die morphologischen und mechanischen Eigenschaften bei fließenden und stagnierenden Bindenähten systematisch analysiert sowie Gestaltungsempfehlungen für Werkzeug und Formteil abgeleitet werden.

7.5 Mechanische Eigenschaften des Demonstrators

Für die Analyse der mechanischen Eigenschaften des Laugenbehälters wird eine anwendungsnahe Prüfung durch BSH, wie in 7.2 beschrieben, durchgeführt [Wel24]. Die Bauteilsteifigkeit wird mittels der Deformation pro Kraft im Bereich von 0,5 kN bis 1 kN quantifiziert und ist in Abbildung 7.12 links dargestellt.

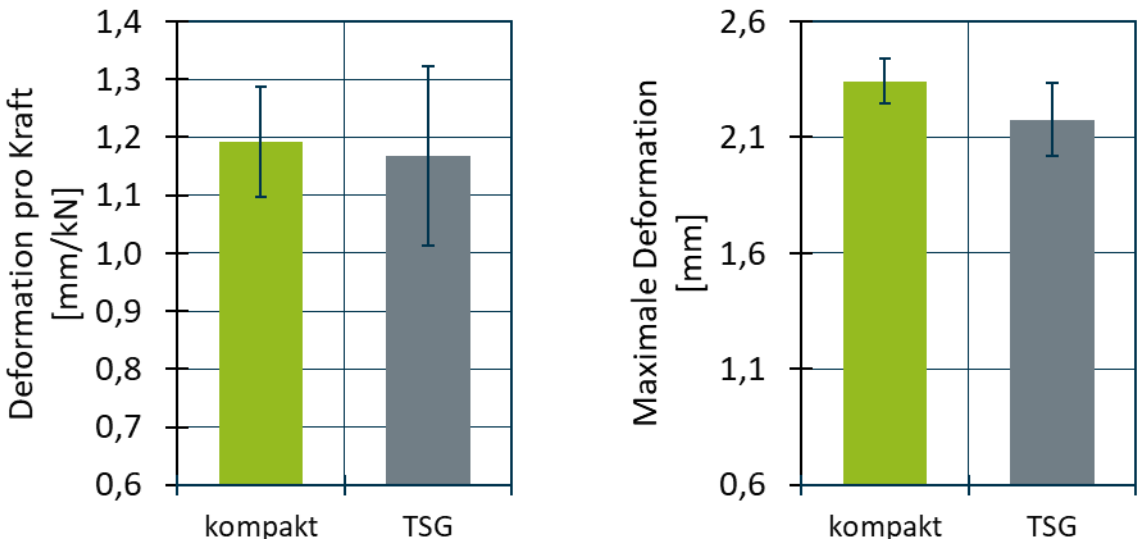


Abbildung 7.12: Deformation pro Kraft (links), maximale Deformation (rechts)

Figure 7.12: Deformation per force (left), maximum deformation (right)

Die Deformation der kompakten und der geschäumten Formteile liegt innerhalb der Standardabweichung, wobei die Standardabweichung der geschäumten Formteile jedoch etwas größer ist als die der kompakten Formteile. Bei der Berücksichtigung der

Gewichtsreduktion beim TSG von 7 % entspricht dies einer Verbesserung der gewichtsspezifischen Steifigkeit um 9,7 %. Dieser Effekt ist vergleichbar mit den 4 mm x 32 mm Rippen in Kapitel 6.3, bei denen ebenfalls eine geringfügig höhere absolute Steifigkeit im Vergleich zum Kompaktspritzgießen erreicht wurde.

Auch die maximale Deformation der geschäumten Formteile bei einer Kraft von 2 kN in Abbildung 7.12 rechts ist geringer als die der kompakten Referenzformteile. Durch die Verbesserung der Steifigkeit und die Reduktion der maximalen Deformation kann somit das Potenzial von geschäumten LFT anwendungsnah gezeigt werden: Dichtereduktion der Formteile um 7 % ohne signifikanten Effekt auf die mechanischen Eigenschaften.

7.6 Fazit zu den Untersuchungen am Demonstrator

Durch das TSG optimierte Design des Laugenbehälters konnte eine vergleichbare Deformation pro Kraft wie bei den kompakten Formteilen erreicht werden. Maßgeblich ermöglicht wird diese Materialeinsprung um 7 % bei vergleichbaren Eigenschaften durch den geringen Aufschäumgrad im Rippenkopf sowie durch die parallele Rippenorientierung. Somit konnte das Potenzial von hohen Rippen beim TSG wie in Kapitel 6.3 ebenfalls bei einem komplexen Lastfall validiert werden.

Zusätzlich wurde die Maßhaltigkeit, beispielsweise der Abstand der Messingbuchsen für die Montage des Motors, verbessert und die Dickenschwindung am Fließwegende reduziert. Dies zeigt, dass mit dem TSG Dickstellen eingesetzt werden können, um Schieber im Werkzeug zu reduzieren, ohne Nachteile für die Maßhaltigkeit. Bei den untersuchten Demonstratoren konnte jedoch nicht die Maßhaltigkeit der Rippen verbessert werden, anders als in den vorherigen Analysen. Dies wird auf Schwankungen im Fasergehalt aufgrund des manuellen Mischprozesses zurückgeführt. Daher sollte in weiteren Arbeiten und insbesondere auch in der industriellen Praxis von der Mischung von Granulaten abgesehen werden.

Wie in Kapitel 7.4 diskutiert, unterscheidet sich die Bindenahtausprägung beim TSG erheblich je nach Position und Art der Bindenaht. Daher sollte im Rahmen weiterer Untersuchungen auch die Ausprägung von Bindenähten untersucht und Gestaltungsempfehlungen für Bindenähte abgeleitet werden. Bisherige Arbeiten betrachten Bindenähte nur peripher oder beschäftigen sich nur mit einer Art von Bindenähten [AM10, HAT+22, LR05, SH93, SHS+22, TWS23].

8 Fazit und Ausblick

Das Ziel der Arbeit ist die Entwicklung von Gestaltungs- und Verarbeitungsempfehlungen für den Strukturleichtbau mit geschäumten LFT. Aufgrund des Potenzials bei der Verarbeitung von LFT werden Schleusenverfahren wie ProFoam und ZiFoam eingesetzt. Als Bewertungsgrundlage für die Gestaltungs- und Verarbeitungsempfehlungen dienen die Maßhaltigkeit und die Biegeeigenschaften der Formteile, welche stark von der Morphologie und von der Prozessführung abhängen.

Im Rahmen der Untersuchung weisen die Dosiereinstellungen einen erheblichen Einfluss auf Faserlänge und die Viskosität an der Düse auf. Es wird gezeigt, dass der Staudruck und der Treibmitteldruck in der Schleuse die maßgeblichen Faktoren für die Faserlänge sind, wohingegen die Schmelzetemperatur und der Treibmitteldruck maßgeblich die Viskosität beeinflussen. Aufgrund des starken Einflusses des Staudrucks muss dieser beim Einsatz von Schleusensystemen um den Treibmitteldruck erhöht werden, um eine vergleichbare Plastifizierung zu erhalten. Dies ist insbesondere bei der Verarbeitung von LFT Stäbchengranulaten zu beachten, bei denen teilweise eine geringe Benetzung der Fasern vorliegt.

Außerdem zeigen die Untersuchungen, dass das TSG auch die Faserlänge und die Faser-Matrix-Separation im Formteil beeinflusst. Die Fasern sind in den durchgeführten Versuchen nach der Plastifizierung mit Schleusensystemen 8,6 % länger, jedoch werden bei vergleichbaren Dosierparametern in den Formteilen nur 1 % längere Fasern erreicht. Der Vorteil der Plastifizierung mit Schleusenverfahren kann somit im Formteil nicht ausgenutzt werden. Die Faser-Matrix-Separation nach *Osswald*, also die Änderung von Fasergehalt und -länge über den Fließweg, wird durch das TSG erheblich reduziert. Insbesondere die Faserlängenverteilung über den Fließweg kann durch das TSG bei Wanddicken von 3 mm und 4 mm erheblich homogenisiert werden. Neben der Faser-Matrix-Separation können auch Faseragglomerationen, beispielsweise an der Rippenbasis bei verrippten Formteilen, hohe Fasergehaltsunterschiede verursachen. Dies kann in der Formteilgestaltung durch entsprechend große Radien an der Rippenbasis verhindert werden.

Auch die Maßhaltigkeit der Formteile kann durch das TSG erheblich homogenisiert und die Schwindung erheblich reduziert werden. Dabei ist die Reduktion der Schwindung gegenüber

kompakten Formteilen maßgeblich für die lokale Formteildichte beim TSG. Die lokale Formteildichte wird außerdem stark durch die Formteilgestaltung beeinflusst. Kurze Fließweglängen führen bei derselben Gewichtsreduktion des Formteils zu deutlich höheren Unterschieden der Dichte entlang des Fließwegs. Daher wird für homogenere Dichten entlang des Fließwegs eine Reduktion der Anspritzpunkte für Strukturbauteile empfohlen.

Die Gestaltung von Rippen oder Masseanhäufungen wie Rippenkreuzungspunkten verursacht erhebliche Unterschiede in der Morphologie. Unterschiede im Querschnitt resultieren in deutlich geringeren Aufschäumgraden in den dünneren Bereichen der Formteile. Dies wird auch durch den Druckabfall bei der Formteilfüllung beeinflusst. So führen starke Druckabfälle beispielsweise bei querorientierten Rippen zu Lufteinschlüssen im Rippenkopf und zu einer sehr inhomogenen, groben Schaummorphologie. Daher sollten Rippen beim TSG stets parallel zum Fließweg orientiert werden und der Druckabfall an Masseanhäufungen stets durch große Radien reduziert werden.

Die inhomogene Schaummorphologie und Formteildichte über den Fließweg und Lufteinschlüsse im Rippenkopf haben Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften der Formteile. Die Dichte der untersuchten Fließspiralen weist eine starke Korrelation von 0,77 mit der Biegefestigkeit auf. Die spezifischen Biegemodule hingegen können durch den Einsatz des TSG um 9 % gesteigert werden und weisen eine geringere Korrelation mit der Formteildichte von 0,33 auf. Die höchsten spezifischen Biegemodule können, aufgrund der hohen Randschichtdicke, durch die Kombination des TSG mit Nachdruck erreicht werden.

Die Biegeeigenschaften von Rippen korrelieren stark mit dem Gewicht der Rippe. Dies zeigt sich sowohl beim Modul mit einem Korrelationskoeffizienten von 0,82 als auch bei der Maximalkraft mit einem Korrelationskoeffizienten von 0,85. Dabei sind die Dichteunterschiede innerhalb eines TSG Formteils von erheblichem Vorteil für die mechanischen Eigenschaften, da in den Formteilbereichen mit geringer Dichte nur geringe innere Spannungen auftreten. Aufgrund des starken Aufschäumens in Masseanhäufungen wie der Rippenbasis ist eine 4 mm dicke TSG Rippe genauso schwer wie eine kompakte 2 mm Rippe. Die mechanischen Eigenschaften der TSG Rippe sind im Mittel aber absolut 1,5 % steifer und erreichen eine absolut 32,5 % höhere Maximalkraft. Auch bei anderen Rippengeometrien können durch hohe Aufschäumgrade in der Rippenbasis und geringe Aufschäumgrade im Rippenkopf Vorteile erzielt werden. Hohe Druckabfallraten bei einer Querorientierung führen

jedoch zu erheblichen Nachteilen in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften, da es zu Lufteinschlüssen im Rippenkopf kommt. Daher verfügen parallel orientierte hohe Rippen über das größte Potenzial zur Steigerung der gewichtsspezifischen Eigenschaften. So zeigen beispielsweise 32 mm x 4 mm Rippen geringe Aufschäumgrade im Rippenkopf und erreichen hierdurch gewichtsspezifisch 7 % höhere Biegemodule und 15 % höhere Maximalkräfte als kompakte Rippen. Sowohl bei Rippen als auch bei einfachen Fließspiralen haben die Spritzgießparameter verglichen mit der Formteilgestaltung einen vernachlässigbaren Effekt auf die Biegeeigenschaften. Die Formteilgestaltung ist daher entscheidend für die Nutzung des Potenzials von geschäumten LFT.

Anhand eines Laugenbehälters als Demonstrator wird das Potenzial der Gestaltungs- und Verarbeitungsempfehlungen an einem industrienahen Formteil gezeigt, wobei eine Gewichtseinsparung von 7 % bei vergleichbaren mechanischen Eigenschaften wie beim Kompaktspritzgießen erzielt wird. Anhand der Untersuchungen wird jedoch auch deutlich, dass es bisher keine ausreichenden Gestaltungsempfehlungen für Bindenähte beim TSG gibt. Daher werden weitere Untersuchungen zur Gestaltung von TSG Bindenähten empfohlen, bei denen zusätzlich zu stagnierenden und fließenden Bindenähten insbesondere der Effekt des Fließwegs und der Entlüftung untersucht werden sollen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Sonderfall einer stagnierenden Bindenaht am Fließwegende als besonders kritisch identifiziert, da in diesem Fall die Bindenaht nur durch das Aufschäumen gefüllt wird. Insbesondere bei diesem Sonderfall spielt die Entlüftung eine wesentliche Rolle, da die Drücke beim Aufschäumen der Schmelze beim TSG wesentlich geringer sind, als Fülldrücke beim Kompaktspritzgießen.

Neben der Auslegung von Bindenähten stellt auch die Genauigkeit der Prozesssimulation eine Herausforderung für den flächendeckenden Einsatz des TSG dar. Diese ist gemeinsam mit den Materialdaten die Grundlage für die integrative Simulation von geschäumten Formteilen. Insbesondere die Dichte- und Morphologieunterschiede müssen in der Simulation präzise vorhergesagt werden können. Bisherige Untersuchungen zeigen, dass Dichte- und Morphologieänderungen, beispielsweise entlang des Fließwegs, in der Simulation nicht ausreichend genau abgebildet werden können.

9 Zusammenfassung

Das Thermoplast-Schaumspritzgießen (TSG) mit Schleusenverfahren bietet gegenüber dem Kompaktspritzgießen eine höhere Gestaltungsfreiheit und eine schonendere Plastifizierung. Im Rahmen dieser Arbeit werden daher anhand praktischer Versuche die Vorteile des TSG bei der Verarbeitung von langglasfaserverstärkten Thermoplasten (LFT) analysiert und Gestaltungs- und Verarbeitungsempfehlungen für den Strukturleichtbau abgeleitet. Dabei wird im ersten Schritt der Einfluss des TSG auf die Schmelzeviskosität und die Faserlänge nach der Plastifizierung untersucht, um Empfehlungen für die Plastifizierparameter abzuleiten. Durch das TSG wird im Rahmen der Versuche eine deutliche Reduktion der Schmelzeviskosität erreicht und der Faserbruch reduziert. Darauf aufbauend wird der Effekt der Zellbildung auf die Faser-Matrix-Haftung diskutiert.

Für die Entwicklung von Gestaltungsempfehlungen werden Fließspiralen mit verschiedenen Wanddicken und Fließweglängen sowie verschiedenen Rippen hergestellt und analysiert. Durch verschiedene statistische Methoden werden die Zusammenhänge zwischen der Maßhaltigkeit, den mechanischen und morphologischen Eigenschaften und der Formteilgeometrie herausgearbeitet und Gestaltungsempfehlungen abgeleitet. Zusätzlich wird der Einfluss der Spritzgießparameter auf die mechanischen und morphologischen Eigenschaften für eine reduzierte Anzahl an Rippen und Wanddicken analysiert. Es zeigt sich, dass der Einfluss der Spritzgießparameter nicht signifikant ist, die Formteilgeometrie jedoch maßgeblich die mechanischen und morphologischen Eigenschaften beeinflusst und somit wesentlich für den Einsatz geschäumter LFT im Strukturleichtbau ist.

Für die Validierung der Gestaltungs- und Verarbeitungsempfehlungen wird abschließend als komplexer Demonstrator der Laugenbehälter einer Waschmaschine mit mehreren metallischen Einlegern untersucht. Die geschäumten Laugenbehälter mit einer Gewichtsreduktion von 7 % erreichen vergleichbare mechanische Eigenschaften wie die kompakte Referenz. Gleichzeitig können die Schwindung am Fließwegende und der Verzug durch das TSG reduziert werden. Basierend auf dem industrienahen Demonstrator kann somit das Potenzial der entwickelten Gestaltungs- und Verarbeitungsempfehlungen für den Strukturleichtbau mit geschäumten LFT in praktischen Versuchen nachgewiesen werden.

10 Summary

Thermoplastic foam injection moulding (FIM) with blowing agent loading through sluice systems offers greater design freedom and gentler plasticising compared to compact injection moulding. This thesis therefore uses practical tests to analyse the advantages of FIM in the processing of long glass fibre reinforced thermoplastics (LFT) and to develop design and processing recommendations for lightweight structural construction. In the first step, the influence of FIM on melt viscosity and fibre length after plasticising is investigated in order to derive recommendations for the plasticising parameters. During the tests, the FIM achieves a significant reduction in melt viscosity and fibre breakage. Based on this, the effect of cell formation on fibre-matrix adhesion is discussed.

For the development of design recommendations, flow spirals with different wall thicknesses and flow path lengths as well as different ribs are produced and analysed. Using various statistical methods, the relationships between the dimensional accuracy, the mechanical and morphological properties and the moulded part geometry are identified and design recommendations are developed. In addition, the influence of the injection moulding parameters on the mechanical and morphological properties is analysed for certain ribs and wall thicknesses. It is shown that the influence of the injection moulding parameters is not significant, but the moulded part geometry has a significant influence on the mechanical and morphological properties and the moulded part geometry is therefore essential for the use of foamed LFT in lightweight structural design.

Finally, to validate the design and processing recommendations, the lye container of a washing machine with several metal inserts is analysed as a complex demonstrator. The foamed lye containers with a weight reduction of 7 % achieve comparable mechanical properties to the compact reference. At the same time, shrinkage at the end of the flow path and warpage can be reduced by the FIM. As part of this work, the potential of the developed design and processing recommendations for lightweight structural construction with foamed LFT can thus be demonstrated in practical tests.

11 Abkürzungen, Formelzeichen, Indizes

11.1 Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
CO_2	Kohlenstoffdioxid
FEM	Finite-Elemente-Methode
LFT	Langglasfaserverstärkte Thermoplaste
LFT-Direkt	LFT-Schaumspritzgieß-Direktverfahren
LGF	Langglasfaser
MFR	Schmlezefließrate
N_2	Stickstoff
PA 6	Polyamid 6
PP	Polypropylen
PPS	Polyphenylensulfid
p	Druck
PCR	Post-Consumer-Rezyklat
SFT	Kurzglasfaserverstärkte Thermoplaste
T	Temperatur
TSG	Thermoplast-Schaumspritzgießen
V	Umfangsgeschwindigkeit

11.2 Formelzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
b	[mm]	Breite

d	[mm]	Dicke
h	[mm]	Höhe des Fließspaltes
h	[mm]	Höhe der Rippe
I	[mm^4]	Flächenträgheitsmoment
l	[mm]	Faserlänge
l	[mm]	Länge des Fließspaltes
p	[bar]	Druck
S	[%]	Schwindung
σ	[N/mm^2]	Spannung
τ	[N/mm^2]	Schubspannung
η	[Pa* s]	Viskosität
$\dot{V}$	[mm/s]	Einspritzgeschwindigkeit
$\dot{V}$	[cm^3/s]	Volumenstrom

11.3 Indizes

Index	**Bedeutung**
c	Kritisch
f	Faser
Formteil	Formteil
Kavität	Kavität
m	Matrix
rep	Repräsentative
z	Raumrichtung z

12 Literaturverzeichnis

[AB91] AKAY, M.; BARKLEY, D. *Fibre orientation and mechanical behaviour in reinforced thermoplastic injection mouldings. Journal of Materials Science* 26 (1991) 10, S. 2731–2742

[AM10] ALTSTÄDT, V.; MANTEY, A. *Thermoplast-Schaumspritzgießen.* München. Carl Hanser Verlag, 2010

[ANO02] AREERAT, S.; NAGATA, T.; OHSHIMA, M. *Measurement and prediction of LDPE/CO2 solution viscosity. Polymer Engineering & Science* 42 (2002) 11, S. 2234–2245

[AP24] AAZZOUZ, I.; Pranger J. *Bewertung des Leichtbaupotentials von langfaserverstärkten geschäumten Thermoplasten.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlichte Projektarbeit, 2024. - Betreuer: F. Di Battista

[BH00] Brast, K.; Hopmann, C. Hrsg.*The Direct Strand-Deposition Process - New Methods in Compression Molding of Long-Fiber Reinforced Thermoplastics.* Proceedings of the 45th International SAMPE Symposium, Los Angeles, USA, 2000

[BO20] BECHARA SENIOR, A.; OSSWALD, T. A. *Measuring fiber length in the core and shell regions of injection molded long fiber-reinforced thermoplastic plaques. Journal of Composites Science* 4 (2020) 3, S. 1–15

[BR09] BÉGIN, M.; RODRIGUE, D. *Effect of Weld Lines on Injection Moulded Fibreglass Reinforced Structural Foams. 1 - Morphology, Shear and Tensile Properties. Cellular Polymers* 28 (2009) 6, S. 387–403

[Bra01] BRAST, K. *Verarbeitung von langfaserverstärkten Thermoplasten im direkten Plastifizier-/Pressverfahren.* RWTH Aachen, Dissertation, 2001 - ISBN: 013170792

[BT92] BAY, R. S.; TUCKER, C. L. *Fiber orientation in simple injection moldings. Part II: Experimental results. Polymer Composites* 13 (1992) 4, S. 332–341

[Cha13] CHAWLA, K. K. *Composite Materials: Science and Engineering.* New York. Springer, 2013 - ISBN: 0387743642

[Cra08] CRAMER, A. *Analyse und Optimierung der Bauteileigenschaften beim Thermoplast-Schaumspritzgießen.* RWTH Aachen, Dissertation, 2008 - ISBN: 3-86130-857-6

[Dao24] DAOUD, B. *Untersuchung des Einflusses von Post-Consumer-Rezyklaten in langfaserverstärkten Thermoplasten auf die mechanischen Eigenschaften,* unveröffentlichtes Forschungslabor, 2024. - Betreuer: F. Di Battista

[Del67] DELPY, U. *Steifigkeit und Tragfähigkeit spritzgegossener Rippen und rippenversteifter Platten aus glasfaserverstärkten Thermoplasten. Kunststoffe* 67 (1967) 9, S. 498–502

[DHB+21] DING, Y.; HASSAN, M. H.; BAKKER, O.; HINDUJA, S.; BÁRTOLO, P. *A Review on Microcellular Injection Moulding. Materials* 14 (2021) 15.

[Dit98] DITTMANN, R. *Hochwertige Verwertung faserverstärkter Thermoplaste.* RWTH Aachen, Dissertation, 1998 - ISBN: 3-925194-43-6

[DT06] DJALILI-MOGHADDAM, M.; TOLL, S. *Fibre suspension rheology: effect of concentration, aspect ratio and fibre size. Rheologica Acta* 45 (2006) 3, S. 315–320

[ECF+14] ELDUQUE, D.; CLAVERÍA, I.; FERNÁNDEZ, Á.; JAVIERRE, C.; PINA, C.; SANTOLARIA, J. *Analysis of the Influence of Microcellular Injection Molding on the Environmental Impact of an Industrial Component. Advances in Mechanical Engineering* 5 (2014) 6.

[EEH05] EYERER, P.; ELSNER, P.; HIRTH, T. *Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften.* Berlin, Heidelberg. Springer Berlin Heidelberg, 2005

[Elb73] ELBE, W. *Untersuchungen zum Plastifizierverhalten von Schneckenspritzgiessmaschinen.* RWTH Aachen, Dissertation, 1973

[Erh08] ERHARD, G. *Konstruieren mit Kunststoffen.* München. Carls Hanser Verlag, 2008

[FGL+23] FENG, T.; GUO, W.; LI, W.; MENG, Z.; ZHU, Y.; ZHAO, F.; LIANG, W. *Unveiling Sustainable Potential: A Life Cycle Assessment of Plant-Fiber Composite Microcellular Foam Molded Automotive Components. Materials* 16 (2023) 14.

[FL96] FU, S.; LAUKE, B. *Effects of fiber length and fiber orientation distributions on the tensile strength of short-fiber-reinforced polymers. Composites Science and Technology* 56 (1996) 10, S. 1179–1190

[Fló11] FLÓREZ SASTRE, L. F. *Influence of the foam morphology on the mechanical properties of structural polymer foams.* RWTH Aachen, Dissertation, 2011 - ISBN: 978-3-86130-980-2

[Gam23] GAMPE, J. *Verbesserung der mechanischen Eigenschaften von langfaserverstärkten Thermoplasten durch Schaumspritzgießen.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlichte Bachelorarbeit, 2023. - Betreuer: J. Wolters

[Gau17] GAUB, H. *Profoam – cost-efficient process for manufacturing foamed lightweight parts. Reinforced Plastics* 61 (2017) 2, S. 109–112

[Ger02] GERLAND, A. *Untersuchung zum Schaumspritzgießen mit chemischen und physikalischen Treibmitteln anhand eines Sichtwerkzeugs,* unveröffentlichte Diplomarbeit, 2002. - Betreuer: S. Habibi-Naini

[GHS+19] GÓMEZ-MONTERDE, J.; HAIN, J.; SÁNCHEZ-SOTO, M.; MASPOCH, M. L. *Microcellular injection moulding: A comparison between MuCell process and the novel micro-foaming technology IQ Foam. Journal of Materials Processing Technology* 268 (2019), S. 162–170

[GMS+89a] GUPTA, V. B.; MITTAL, R. K.; SHARMA, P. K.; MENNING, G.; WOLTERS, J. *Some Studies on Glass Fiber-Reinforced Polypropylene. Part II: Mechanical Properties and Their Dependence on Fiber Length, Interfacial Adhesion, and Fiber Dispersion. Polymer Composites* 10 (1989) 1, S. 16–27

[GMS+89b] GUPTA, V. B.; MITTAL, R. K.; SHARMA, P. K.; MENNING, G.; WOLTERS, J. *Some Studies on Glass Fiber-Reinforced Polypropylene. Part I: Reduction in Fiber Length During Processing. Polymer Composites* 10 (1989) 1, S. 8–15

[GO18] GORIS, S.; OSSWALD, T. A. *Process-induced fiber matrix separation in long fiber-reinforced thermoplastics. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 105 (2018), S. 321–333

[HAT+22] Huaguang Yang; Allen Jonathan Román; Tzu Chuan Chang; Chenglong Yu; Jing Jiang; Demitri Shotwell; Edward Chen; Tim A. Osswald; Lih Sheng Turng *Cell morphologies, mechanical properties, and fiber orientation of glass fiber-*

reinforced polyamide composites: Influence of subcritical gas-laden pellet injection molding foaming technology. Physics of Fluids 34 (2022) 1.

[Hie23] HIEKISCH, R. *Celstran® PP LFRT – Injection Molding Guide,* 11.01.2023

[HM12] HANDSCHKE, A.; MITZLER, J. *Physical Foaming Made Very Easy. Kunststoffe international* 102 (2012) 10, S. 106–110

[HM17] HOPMANN, C.; MICHAELI, W. *Einführung in die Kunststoffverarbeitung.* München. Carl Hanser Verlag, 2017

[HMM+18] HOPMANN, C.; MENGES, G.; MICHAELI, W.; MOHREN, P. *Spritzgießwerkzeuge.* Auslegung, Bau, Anwendung. München. Carl Hanser Verlag, 2018

[HMS87] HEGLER, R. P.; MENNIG, G.; SCHMAUCH, C. *Phase separation effects in processing of glass-bead- and glass-fiber-filled thermoplastics by injection molding. Advances in Polymer Technology* 7 (1987) 1, S. 3–20

[Hoh21] HOHLWECK, T. *Inverse thermische Optimierung zur wissensbasierten thermischen Spritzgießwerkzeugauslegung,* 2021 - ISBN: 978-3-95886-432-0

[HS15] HOPMANN, C.; SANDER, D. *Erarbeitung der Grundlagen für die Prozesssimulation des Schaumspritzgießprozesses.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, Abschlussbericht zum IGF-Vorhaben 17507 N, 2015

[HW24] HOPMANN, C.; WOLTERS, J. *Influence of plasticisation during foam injection moulding on the melt viscosity and fibre length of long glass fibre-reinforced polypropylene. Journal of Polymer Engineering* 44 (2024) 9, S. 695–702

[HZT19] HOPMANN, C.; ZHANG, Y.; THEIßEN, K. *Schaumspritzgießen für dünnwandige Verpackungen. Kunststoffe* 109 (2019) 10, S. 152–156

[IMT+15] INOUE, A.; MORITA, K.; TANAKA, T.; ARAO, Y.; SAWADA, Y. *Effect of screw design on fiber breakage and dispersion in injection-molded long glass-fiber-reinforced polypropylene. Journal of Composite Materials* 49 (2015) 1, S. 75–84

[Jar08] JAROSCHEK, C. *Spritzgießen für Praktiker.* München. Carl Hanser Verlag, 2008

[Jar09] JAROSCHEK, C. *Spritzgussteile konstruieren für Praktiker.* München. Carl Hanser Verlag, 2009

[Jar24] JARRAYA, K. *Untersuchung des Einflusses der Plastifizierung auf den Faserlängenabbau in langfaserverstärkten Thermoplasten beim Schaumspritzgießen.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlichte Bachelorarbeit, 2024. - Betreuer: J. Wolters

[JM04] JOHANNABER, F.; MICHAELI, W. *Handbuch Spritzgießen.* München. Carl Hanser Verlag, 2004

[KDZ+14] KRZYŻAK, A.; DRABIK, M.; ZYŚKO, Ł.; DULEBOVÁ, Ľ. *Selected Properties and Shrinkage Compensating Effect by Injection Moulding of Origin and Recycled Thermoplastic Composites with Polypropylene (PP) Matrix, Talcum and Glass Fiber. Advanced Materials Research* 1001 (2014), S. 187–193

[Kec23] KECH, A. *DigiLaugBeh WP5 Transfer.* 4. DigiLaugBeh Projektreffen, Stuttgart, 2023

[KKK+21] KASTNER, C.; KIENZL, W.; KOBLER, E.; STEINBICHLER, G. *Ein Sonderverfahren auf dem Weg zum nachhaltigen Normalfall. Kunststoffe* 111 (2021) 10.

[KKT+17] KUHN, C.; KUCINSKI, W.; TAEGER, O.; OSSWALD, T. A. *Lightweight design with long fiber-reinforced polymers - Technological challenges due to the effect of fiber matrix separation. Plastics Engineering* 73 (2017) 1, S. 48–49

[KLS12] KIM, D. H.; LEE, Y. S.; SON, Y. *Anomalous rheological behavior of long glass fiber reinforced polypropylene. Korea Australia Rheology Journal* 24 (2012) 4, S. 307–312

[Koh23] KOHLHAAS, L. *Analyse des Einflusses von Prozessparametern auf die Viskosität beim Schaumspritzgießen von langglasfaserverstärkten Thermoplasten.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, Forschungslabor, 2023. - Betreuer: J. Wolters

[Koh25] KOHLHAAS, L. *Einfluss des Thermoplast-Schaumspritzgießens auf zentrale Bauteileigenschaften am Beispiel komplex belasteter langglasfaserverstärkter Laugenbehälter.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlichte Bachelorabeit, 2025. - Betreuer: J. Wolters

[KR22] KOLS, J.; ROCH, A. *Designoberflächen dank neuartiger Werkzeugbeschichtung. Kunststoffe* 112 (2022) 10, S. 160–163

[Kro14] KRONTHALER, F. *Statistik angewandt.* Datenanalyse ist (k)eine Kunst. Berlin, Heidelberg. Springer Spektrum, 2014 - ISBN: 978-3-642-53740-0

[Kuf24] KUFFEL, L. *Analyse von Prozess- und Geometrieeinflüssen auf die mechanischen und morphologischen Eigenschaften von geschäumten langglasfaserverstärkten Thermoplasten.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlichte Bachelorarbeit, 2024. - Betreuer: J. Wolters

[Kuh18] KUHN, C. *Analysis and Prediction of Fiber Matrix Separation during Compression Molding of Fiber Reinforced Plastics.* Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2018

[LBH+18] LOHR, C.; BECK, B.; HENNING, F.; WEIDENMANN, K. A.; ELSNER, P. *Process comparison on the microstructure and mechanical properties of fiber-reinforced polyphenylene sulfide using MuCell technology. Journal of Reinforced Plastics and Composites* 37 (2018) 15, S. 1020–1034

[LBH+19] LOHR, C.; BECK, B.; HENNING, F.; WEIDENMANN, K. A.; ELSNER, P. *Mechanical properties of foamed long glass fiber reinforced polyphenylene sulfide integral sandwich structures manufactured by direct thermoplastic foam injection molding. Composite Structures* 220 (2019), S. 371–385

[LDM+18] LOHR, C.; DIETERLE, S.; MENRATH, A.; WEIDENMANN, K. A.; ELSNER, P. *Rheological studies on gas-laden and long glass fiber reinforced polypropylene through an inline high pressure capillary rheometer in the injection molding process. Polymer Testing* 71 (2018), S. 27–31

[LHO07] LONDOÑO-HURTADO, A.; HERNANDEZ-ORTIZ, J. P.; OSSWALD, T. A. *Mechanism of fiber–matrix separation in ribbed compression molded parts. Polymer Composites* 28 (2007) 4, S. 451–457

[LKC+05] LAFRANCHE, E.; KRAWCZAK, P.; CIOLCZYK, J.-P.; MAUGEY, J. *Injection moulding of long glass fiber reinforced polyamide 66: Processing conditions/microstructure/flexural properties relationship. Advances in Polymer Technology* 24 (2005) 2, S. 114–131

[LLW+16] LIU, M. H.; LI, R.; WANG, G.; HOU, Z. Y.; HUANG, B. *Morphology and dynamic mechanical properties of long glass fiber-reinforced polyamide 6 composites. Journal of Thermal Analysis and Calorimetry* 126 (2016) 3, S. 1281–1288

[LME+17] LOHR, C.; MENRATH, A.; ELSNER, P.; WEIDENMANN, K. A. *Influence of the Manufacturing Process (Comparison MuCell and Direct-LFT) of Foamed and Fiber Reinforced Polymer Sandwich Structures on the Fiber Length. Key Engineering Materials* 742 (2017), S. 38–45

[Loh19] LOHR, C. *Prozess-Struktur-Eigenschafts-Beziehung integral im Hochdruckverfahren gefertigter, langglasfaserverstärkter Polymerschaumsandwichbauteile.* Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Dissertation, 2019

[LPL+19] LIZAMA-CAMARA, Y. A.; PINNA, C.; LU, Z.; BLAGDON, M. *Effect of the injection moulding fibre orientation distribution on the fatigue life of short glass fibre reinforced plastics for automotive applications. Procedia CIRP* 85 (2019), S. 255–260

[LR05] LEDUC, S.; RODRIGUE, D. *Effect of Weld Lines on the Injection Moulding of Structural Foams. I. Foam Morphology. Cellular Polymers* 24 (2005) 6, S. 313–327

[LTP00] LEE, M.; TZOGANAKIS, C.; PARK, C. B. *Effects of supercritical CO2 on the viscosity and morphology of polymer blends. Advances in Polymer Technology* 19 (2000) 4, S. 300–311

[MC00] METTEN, M.; CREMER, M. *Langfaserverstärkte Thermoplaste spritzgießen.* Verfahrensparameter beeinflussen die Faserlänge. *Kunststoffe*(2000) 90, S. 80–83

[MG82] MENGES, G.; GEISBÜSCH, P. *Die Glasfaserorientierung und ihr Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften thermoplastischer Spritzgießteile — Eine Abschätzmethode. Colloid and Polymer Science* 260 (1982) 1, S. 73–81

[MGS88] MITTAL, R. K.; GUPTA, V. B.; SHARMA, P. K. *Theoretical and experimental study of fibre attrition during extrusion of glass-fibre-reinforced polypropylene. Composites Science and Technology* 31 (1988) 4, S. 295–313

[MHM+14] MENGES, G.; HABERSTROH, E.; MICHAELI, W.; SCHMACHTENBERG, E. *Menges Werkstoffkunde Kunststoffe.* München. Carl Hanser Verlag, 2014

[MK13] MATHES, V.; KU, A.-I. V. *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen.* Wiesbaden. Springer Fachmedien, 2013

[MO09] MICHAELI, W.; OBELOER, D. T. *Charakterisierung spritzgegossener thermoplastischer Schäume.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, Abschlussbericht zum IGF-Vorhaben 15010 N, 2009

[Moh92] MOHR-MATUSCHEK, U. *Auslegung von Kunststoff- und Elastomerformteilen mittels Finite-Elemente-Simulationen.* Düsseldorf. VDI-Verl., 1992 - ISBN: 3181468207

[Mön23] MÖNNICH, S. *DigiLaugBeh WP2 Digitalisierung.* 5. DigiLaugBeh Projektreffen, Stuttgart, 2023

[NB64] NICKOLAUS, W.; BREITENBACH, J. *Spritzgießen von treibmittelhaltigen Thermoplasten. Plastverarbeiter* 15 (1964) 12, S. 705–711

[NB68] NICKOLAUS, W.; BREITENBACH, J. *Neue Versuchsergebnisse beim Spritzgießen von treibmittelhaltigen Thermoplasten. Plastverarbeiter* 19 (1968) 11, S. 851–858

[Neu23] NEUMANN, M. *Physikalisches Schäumen leicht(er) gemacht. Kunststoffe* 113 (2023) 4, S. 46–49

[NLH+20] NING, H.; LU, N.; HASSEN, A. A.; CHAWLA, K.; SELIM, M.; PILLAY, S. *A review of Long fibre thermoplastic (LFT) composites. International Materials Reviews* 65 (2020) 3, S. 164–188

[NN11] N.N. *DIN EN ISO 14125:2011-05, Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der Biegeeigenschaften.* Norm, Beuth Verlag. Berlin, 05.2011

[NN15] N.N. N.N. *A GUIDE TO THE MUCELL® MICROCELLULAR FOAM INJECTION MOLDING PROCESS – T SERIES.* Fundamentals, Set-up, Optimization & Troubleshooting, 2015

[NN24a] N.N. *Plastinum Foam Injection Molding.* https://www.linde-gas.com/industries/plastics/foaming/foam-injection-molding, 21.12.2024

[NN24b] N.N. *Der Markt entwickelt sich rückläufig.* https://www.kunststoffe.de/a/fachartikel/der-markt-entwickelt-sich-ruecklaeufig-5580076, 21.01.2025

[NN24c] N.N. *Kompakt, modular, autonom: Somos RDF.* https://www.k-zeitung.de/kompakt-modular-autonom-somos-rdf, 21.12.2024

[NN92] N.N. *Fließweg/Wanddicken-Diagramme. Anwendungstechnische Information ATI 194. Bayer AG, Leverkusen, Geschäftsbereich Kunststoffe*(1992)

[NTA+13] NOFAR, M.; TABATABAEI, A.; AMELI, A.; PARK, C. B. *Comparison of melting and crystallization behaviors of polylactide under high-pressure CO2, N2, and He. Polymer* 54 (2013) 23, S. 6471–6478

[OA96] O'REGAN, D.; AKAY, M. *The distribution of fibre lengths in injection moulded polyamide composite components. Journal of Materials Processing Technology* 56 (1996) 1-4, S. 282–291

[Obe12] OBELOER, D. T. *Thermoplast-Schaumspritzgießen mit gemeinsamer Granulat- und Gaszuführung.* RWTH Aachen, Dissertation, 2012 - ISBN: 9783861309499

[OD98] OELGARTH, A.; DITTMAR, H. *GMT oder LFT? Eine vergleichende Betrachtung langglasfaserverstärkter Thermoplaste. Kunststoffe* 88 (1998) 4, S. 480–484

[Oep95] OEPEN, R. von *Entwicklung spezieller Maschinen- und Verarbeitungstechniken zur Herstellung resorbierbarer Implantate.* RWTH Aachen, Dissertation, 1995 - ISBN: 3860733443

[Pfa02] PFANNSCHMIDT, L.-O. *Herstellung resorbierbarer Implantate mit mikrozellulärer Schaumstruktur.* = Manufacture of resorbable implants with a microcellular foam structure. Aachen. Mainz, 2002 - ISBN: 3896539965

[Pie22] PIEPER, L. *Entwicklung von optimierten Rippengeometrien für den Einsatz von geschäumten langfaserverstärkten Thermoplasten.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlicht Bachelorarbeit, 2022. - Betreuer: J. Wolters

[PLY+01] PARK, C. H.; LEE, W. I.; YOO, Y. E.; KIM, E. G. *A study on fiber orientation in the compression molding of fiber reinforced polymer composite material. Journal of Materials Processing Technology* 111 (2001) 1-3, S. 233–239

[PN07] Parvin Shokri; Naresh Bhatnagar *Effect of packing pressure on fiber orientation in injection molding of fiber-reinforced thermoplastics. Polymer Composites* 28 (2007) 2, S. 214–223

[PN12] Parvin Shokri; Naresh Bhatnagar *Effect of the Post-Filling Stage on Fiber Orientation at the Mid-Plane in Injection Molding of Reinforced Thermoplastics. Physics Procedia* 25 (2012), S. 79–85

[Pre05] PRETEL, G. U. *Fließverhalten treibmittelbeladener Polymerschmelzen.* RWTH Aachen, Dissertation, 2005 - ISBN: 3861308444

[PRO15] PERÉZ, C.; RAMÍREZ, D.; OSSWALD, T. A. *Mechanistic Model Simulation of a Compression Molding Process: Fiber Orientation and Fiber-Matrix-Separation.* Antec, Orlando, USA, 2015

[PSB99] PARK, C. H.; SUH, N. P.; BALDWIN, D. F. *5,866,053: Method for Providing Continuous Other Publications Processing of Microcellular and Supermicrocellular Foamed Materials, United States Patent,* 1999

[QTH+06] QIN, X.; THOMPSON, M. R.; HRYMAK, A. N.; TORRES, A. *Rheological Comparison of Chemical and Physical Blowing Agents in a Thermoplastic Polyolefin. Industrial & Engineering Chemistry Research* 45 (2006) 8, S. 2734–2740

[RDC00] ROUX, C.; DENAULT, J.; CHAMPAGNE, M. F. *Parameters regulating interfacial and mechanical properties of short glass fiber reinforced polypropylene. Journal of Applied Polymer Science* 78 (2000) 12, S. 2047–2060

[RGD+00] ROYER, J. R.; GAY, Y. J.; DESIMONE, J. M.; KHAN, S. A. *High-pressure rheology of polystyrene melts plasticized with CO2: Experimental measurement and predictive scaling relationships. Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics* 38 (2000) 23, S. 3168–3180

[RHH+14] ROCH, A.; HUBER, T.; HENNING, F.; ELSNER, P. *LFT foam - Lightweight potential for semi-structural components through the use of long-glass-fiber-reinforced thermoplastic foams.* Proceedings of the 29th International Conference of the Polymer Processing Society, Nürnberg, Deutschland, 2014

[Rie23] RIECK, M. C. *Mikrospritzgießen gasbeladener Thermoplaste.* RWTH Aachen University, 2023 - ISBN: 978-3-95886-485-6

[RKH+15] ROCH, A.; KEHRET, L.; HUBER, T.; HENNING, F.; ELSNER, P. *Investigations on injection molded, glass-fiber reinforced polyamide 6 integral foams using breathing mold technology.* Proceedings of the 30th International Conference of the Polymer Processing Society, Ohio, USA, 2015

[RMH+13] ROCH, A.; MENRATH, A.; HUBER, T.; HENNING, F.; ELSNER, P. *Lightweight Potential of Fiber-Reinforced Foams. Cellular Polymers* 32 (2013) 4, S. 213–228

[Roc15] ROCH, A. *Leichtbaupotenzial langfaserverstärkter Thermoplaste (LFT) in Integralschaumbauweise hergestellt durch Schaumspritzgießen mit Dekompressionshub.* Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Dissertation, 2015

[RS08] RICHARD, H.; SANDER, M. *Technische Mechanik. Festigkeitslehre.* Lehrbuch mit Praxisbeispielen, Klausuraufgaben und Lösungen. Wiesbaden. Vieweg+Teubner, 2008 - ISBN: 978-3-8348-9514-1

[RSK+19] RYU, Y.; SOHN, J. S.; KWEON, B. C.; CHA, S. W. *Shrinkage Optimization in Talc- and Glass-Fiber-Reinforced Polypropylene Composites. Materials* 12 (2019) 5.

[SB22] SCHAIBLE, T.; BONTEN, C. *In-line measurement and modeling of temperature, pressure, and blowing agent dependent viscosity of polymer melts. Applied Rheology* 32 (2022) 1, S. 69–82

[Sch01] SCHÖNFELD, M. *Untersuchung des Einflusses verschiedener Rippengeometrien auf die mechanischen und strukturellen Eigenschaften von thermoplastischen Schäumen.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlichte Diplomarbeit, 2001. - Betreuer: S. Habibi-Naini

[Sei96] SEIBT, S. *Grundlagen und Anwendungen der Gasbeladung resorbierbarer Polyester: Implantatherstellung im Spritzgiess-und Begasungsverfahren.* RWTH Aachen, Dissertation, 1996 - ISBN: 3860734814

[SFF+09] SEEGER, A.; FREITAG, D.; FREIDEL, F.; LUFT, G. *Melting point of polymers under high pressure. Thermochimica Acta* 486 (2009) 1-2, S. 46–51

[SFT+99] SATO, Y.; FUJIWARA, K.; TAKIKAWA, T.; Sumarno; TAKISHIMA, S.; MASUOKA, H. *Solubilities and diffusion coefficients of carbon dioxide and nitrogen in polypropylene, high-density polyethylene, and polystyrene under high pressures and temperatures. Fluid Phase Equilibria* 162 (1999) 1-2, S. 261–276

[SH93] SHISHESAZ, M. R.; HORNSBY, P. R. *Structural Characterisation of Extruded Polyolefin Foams Made Using a Chemical Expansion System. Cellular Polymers* 12 (1993) 4, S. 275–302

[SHO21] SIMON, S. A.; HAIN, J.; OSSWALD, T. *Effect of gas pressure on the microstructure of parts foamed with the novel microcellular injection molding technology Ku-Fizz™. SPE Polymers* 2 (2021) 4, S. 311–324

[SHO22] SIMON, S. A.; HAIN, J.; OSSWALD, T. A. *Modeling and simulation of an alternative microcellular injection molding process Ku-FizzTM.* Proceedings of the 37th International Conference of the Polymer Processing Society, Fukuoka City, Japan, 2022

[SHS+22] SIMON, S. A.; HAIN, J.; SRACIC, M. W.; TEWANI, H. R.; PRABHAKAR, P.; OSSWALD, T. A. *Mechanical Response of Fiber-Filled Automotive Body Panels Manufactured with the Ku-FizzTM Microcellular Injection Molding Process. Polymers* 14 (2022) 22.

[SLS05] SCHMACHTENBERG, E.; LIPPE, D.; SKRODOLIES, K. *Faser/Matrix-Entmischung während des Fließpressens von SMC. Zeitschrift Kunststofftechnik/Journal of Plastics Technology*(2005) 1, S. 1–15

[SMC+98] SKOURLIS, T. P.; MEHTA, S. R.; CHASSAPIS, C.; MANOOCHEHRI, S. *Impact fracture behavior of injection molded long glass fiber reinforced polypropylene. Polymer Engineering & Science* 38 (1998) 1, S. 79–89

[Ste02] STELZER, G. *Zum Faser- und Eigenschaftsabbau bei Verarbeitung und Recycling diskontinuierlich faserverstärkter Kunststoffe.* Technische Universität Kaiserslautern, Dissertation, 2002

[SW75] SCHMITT, D.; WEBER, A. *Biegesteife, verrippte Platten sowie Platten mit Schaumstoff-Integralstruktur aus thermoplastischen Kunststoffen.* Belastungsgrenzen von Kunststoff-Bauteilen. Düsseldorf. VDI Verlag, 1975

[TA93] TOLL, S.; ANDERSSON, P.-O. *Microstructure of long- and short-fiber reinforced injection molded polyamide. Polymer Composites* 14 (1993) 2, S. 116–125

[TCS+05] THOMASSET, J.; CARREAU, P. J.; SANSCHAGRIN, B.; AUSIAS, G. *Rheological properties of long glass fiber filled polypropylene. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 125 (2005) 1, S. 25–34

[TE83] TURKOVICH, R. von; ERWIN, L. *Fiber fracture in reinforced thermoplastic processing. Polymer Engineering & Science* 23 (1983) 13, S. 743–749

[The19] THEIßEN, K. *Bewertung des Potenzials verschiedener physikalischer Schaumspritzgießverfahren in Bezug auf ihre Eignung für die Anwendung im Verpackungssegment.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlichte Masterarbeit, 2019. - Betreuer: Y. Zhang

[Thi91] THIELTGES, H.-P. *Faserschädigung beim Spritzgießen verstärkter Kunststoffe.* RWTH Aachen, Dissertation, 1991 - ISBN: HT004180071

[Tho02] THOMASON, J. L. *The influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre reinforced polypropylene: 5. Injection moulded long and short fibre PP. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 33 (2002) 12, S. 1641–1652

[Tru96] TRUCKENMÜLLER, F. *Direktverarbeitung von Endlosfasern auf Spritzgießmaschinen.* Möglichkeiten und Grenzen. Düsseldorf. VDI Verlag, 1996 - ISBN: 318-344-403-8

[Tsi24] TSILIAKOU, E. *Development of optimized rib geometries for the application of expanded long-fiber reinforced thermoplastics.* Institut für Kunststoffverarbeitung, RWTH Aachen, unveröffentlichte Masterarbeit, 2024. - Betreuer: J. Wolters

[TV96] THOMASON, J. L.; VLUG, M. A. *Influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre-reinforced polypropylene: 1. Tensile and flexural modulus. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 27 (1996) 6, S. 477–484

[TV97] THOMASON, J. L.; VLUG, M. A. *Influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre-reinforced polypropylene: 4. Impact properties. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 28 (1997) 3, S. 277–288

[TVS+96] THOMASON, J. L.; VLUG, M. A.; SCHIPPER, G.; KRIKOR, H. *Influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre-reinforced polypropylene: Part 3. Strength and strain at failure. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 27 (1996) 11, S. 1075–1084

[TWS23] TRAUT, H.; WOBBE, H.; SEUL, T. *Physikalischer Schaumspritzguss.* Grundlagen für den industriellen Leichtbau. München. Carl Hanser Verlag, 2023 - ISBN: 9783446469648

[VDI23] VDI 2021 - Draft *VDI 2021 - Draft: Thermoplastic foam injection moulding (TSG).* Materials Engineering, 2023-05

[Weg92] WEGENER, M. *Strategien zum werkstoffgerechten Entwurf von Bauteilen aus Faserverbundkunststoffen.* RWTH Aachen, Dissertation, 1992 - ISBN: 3-86073-072

[Wel24] WELSCHINGER, F. *DigiLaugBeh WP2 Digitalisierung.* 7. DigiLaugBeh Projektreffen, Aachen, 2024

[WGL+11] WANG, J.; GENG, C.; LUO, F.; LIU, Y.; WANG, K.; FU, Q.; HE, B. *Shear induced fiber orientation, fiber breakage and matrix molecular orientation in long glass fiber reinforced polypropylene composites. Materials Science and Engineering: A* 528 (2011) 7, S. 3169–3176

[WLK22] WIERDA, L.; LI, W.; KEMNA, R. *Ecodesign Impact Accounting Overview Report 2021,* 2022

[WMH25] WOLTERS, J.; MENTGES, N.; HOPMANN, C. *Increasing the mechanical properties of components by foaming long fibre-reinforced thermoplastics.* Proceedings of ANTEC, St. Louis, USA, 2025

[Wol24] WOLTERS, J. *Resource efficient processing of long fibre-reinforced ther- moplastics in thermoplastic foam injection moulding.* 32th International Colloquium Plastics Technology, Aachen, 2024

[Wöl87] WÖLFEL, U. *Verarbeitung faserverstärkter Formmassen im Spritzgießprozess.* RWTH Aachen, Dissertation, 1987

[Wol96] WOLF, H. J. *Zum Einfluß der Schneckenplastifizierung auf die Faserstruktur.* Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1996

[Wür01] WÜRTELE, M. *Vom Maschinentrichter bis zur Düse: der Aufbereitungsprozess und sein Einfluss auf die Qualität und Präzision im Spritzgießprozess.* Präzision im Spritzgießprozess 2001, Baden-Baden, 2001

[Xu10] XU, J. *Microcellular injection molding.* Hoboken, NJ. Wiley, 2010 - ISBN: 978-0-470-46612-4

[Yan15] YANEV, A. *Foaming of long glass fiber reinforced plastics (LGFRP). A new one approach for lightweight solutions.* International Injection Molding Conference, Aachen, 2015

[ZT05] ZHANG, G.; THOMPSON, M. R. *Reduced fibre breakage in a glass-fibre reinforced thermoplastic through foaming. Composites Science and Technology* 65 (2005) 14, S. 2240–2249

13 Anhang

13.1 Versuchspunkte für die Untersuchung der Fließspiralen

Versuchs-punkt	Treibmittelbeladung [bar]	Werkzeug-temperatur [°C]	Einspritz-geschw. [mm/s]	Masse-Temperatur [°C]	Nachdruck [bar]
V1	0	70	33	250	600
V2	0	40	33	250	600
V3	0	70	99	250	600
V4	0	40	99	250	600
V5	0	55	66	240	600
V6	0	40	99	230	600
V7	0	70	99	230	600
V8	0	40	33	230	600
V9	0	70	33	230	600
V1s	50	70	33	250	0
V2s	50	40	33	250	0
V3s	50	70	99	250	0
V4s	50	40	99	250	0
V5s	50	55	66	240	0
V6s	50	40	99	230	0
V7s	50	70	99	230	0
V8s	50	40	33	230	0
V9s	50	70	33	230	0
V1sn	50	70	33	250	600
V2sn	50	40	33	250	600
V3sn	50	70	99	250	600
V4sn	50	40	99	250	600
V5sn	50	55	66	240	600
V6sn	50	40	99	230	600
V7sn	50	70	99	230	600
V8sn	50	40	33	230	600

V9sn	50	70	33	230	300

Tabelle 13.1: Prozesseinstellungen (Kavität: 3mm lang; Kapitel 5.2 & 4)

Tabel 13.1: Process settings (cavity: 3 mm long; section 5.2 & 4)

Versuchs-punkt	**Treibmittelbeladung [bar]**	**Werkzeug-temperatur [°C]**	**Einspritz-geschw. [mm/s]**	**Masse-Temperatur [°C]**	**Nachdruck [bar]**
V1	0	70	33	250	300
V2	0	40	33	250	300
V3	0	70	99	250	300
V4	0	40	99	250	300
V5	0	55	66	240	300
V6	0	40	99	230	300
V7	0	70	99	230	300
V8	0	40	33	230	300
V9	0	70	33	230	300
V1s	50	70	33	250	0
V2s	50	40	33	250	0
V3s	50	70	99	250	0
V4s	50	40	99	250	0
V5s	50	55	66	240	0
V6s	50	40	99	230	0
V7s	50	70	99	230	0
V8s	50	40	33	230	0
V9s	50	70	33	230	0
V1sn	50	70	33	250	300
V2sn	50	40	33	250	300
V3sn	50	70	99	250	300
V4sn	50	40	99	250	300
V5sn	50	55	66	240	300
V6sn	50	40	99	230	300
V7sn	50	70	99	230	300
V8sn	50	40	33	230	300

V9sn	50	70	33	230	300

Tabelle 13.2: Prozesseinstellungen (Kavität: 4 mm kurz; Kapitel 5.2)

Tabel 13.2: Process settings (cavity: 4 mm short; section 5.2)

Versuchs-punkt	**Treibmittelbeladung [bar]**	**Kavität [-]**	**Einspritzgeschw. [mm/s]**	**Nachdruck [bar]**
V10	0	4mm lang	33	480
V11	0	4mm lang	99	480
V12	0	2mm kurz	33	450
V13	0	2mm kurz	99	450
V14	0	2mm lang	33	660
V15	0	2mm lang	99	660
V10s	50	4mm lang	33	0
V11s	50	4mm lang	99	0
V12s	50	2mm kurz	33	0
V13s	50	2mm kurz	99	0
V14s	50	2mm lang	33	0
V15s	50	2mm lang	99	0
V10sn	50	4mm lang	33	480
V11sn	50	4mm lang	99	480
V12sn	50	2mm kurz	33	450
V13sn	50	2mm kurz	99	450
V14sn	50	2mm lang	33	660
V15sn	50	2mm lang	99	660

Tabelle 13.3: Versuchsreihe 2: Prozesseinstellungen (Temperaturen Zentralpunkt; Kapitel 5.4)

Tabel 13.3: Test series 2: Process settings (temperatures at central point; section 5.4)

13.2 Zusätzliche Analysen an Fließspiralen

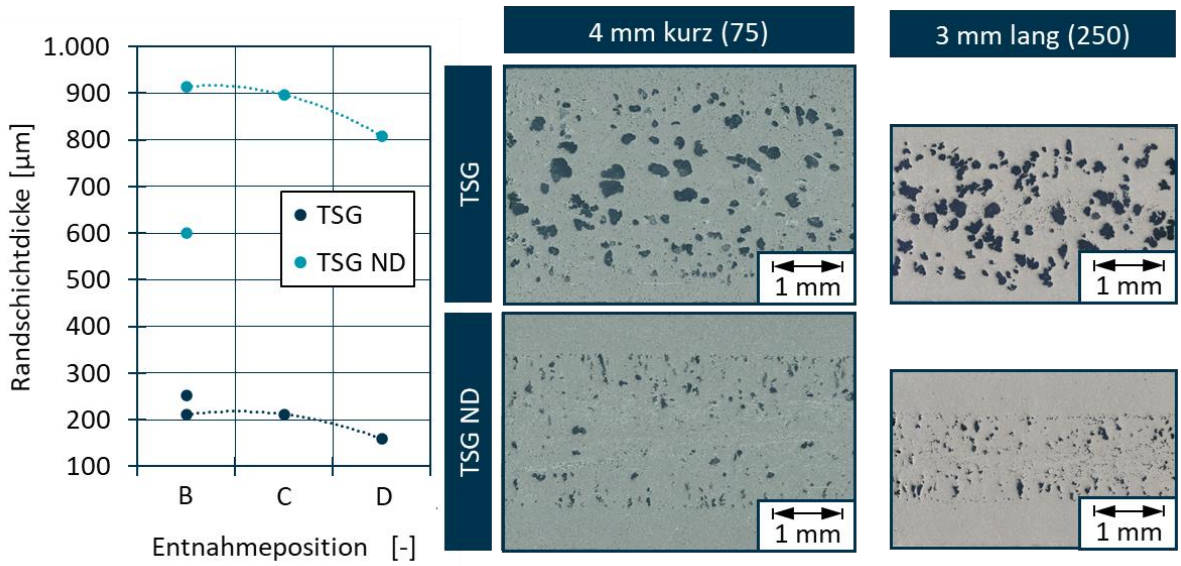


Abbildung 13.1: Randschichtdicke und Schaummorphologie bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.1: Edge layer thickness and foam morphology with 3 mm and 4 mm spirals

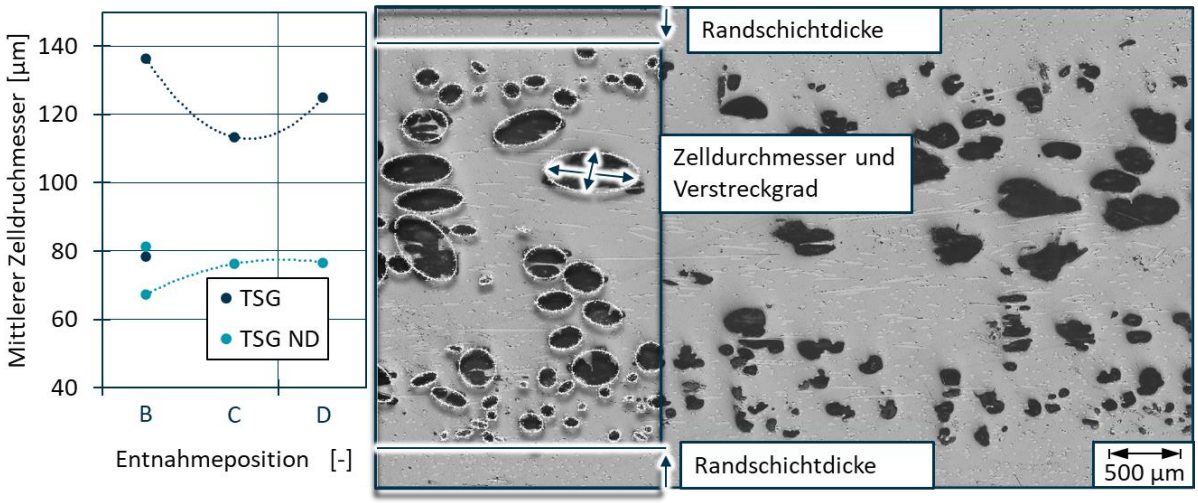


Abbildung 13.2: Zelldurchmesser und Definition von der Morphologiekenngrößen bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.2: Cell diameter and definition of morphological parameters for 3 mm and 4 mm spirals

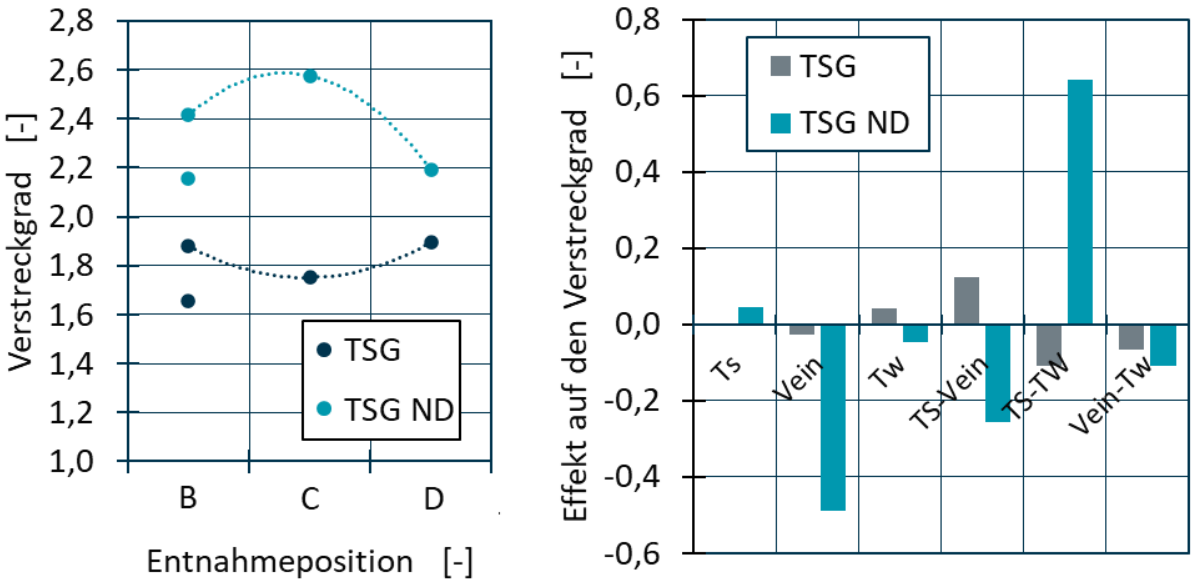


Abbildung 13.3: Verstreckgrad und Effekt auf den Verstreckgrad bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.3: Degree of stretching and effect on the degree of stretching with 3 mm and 4 mm spirals

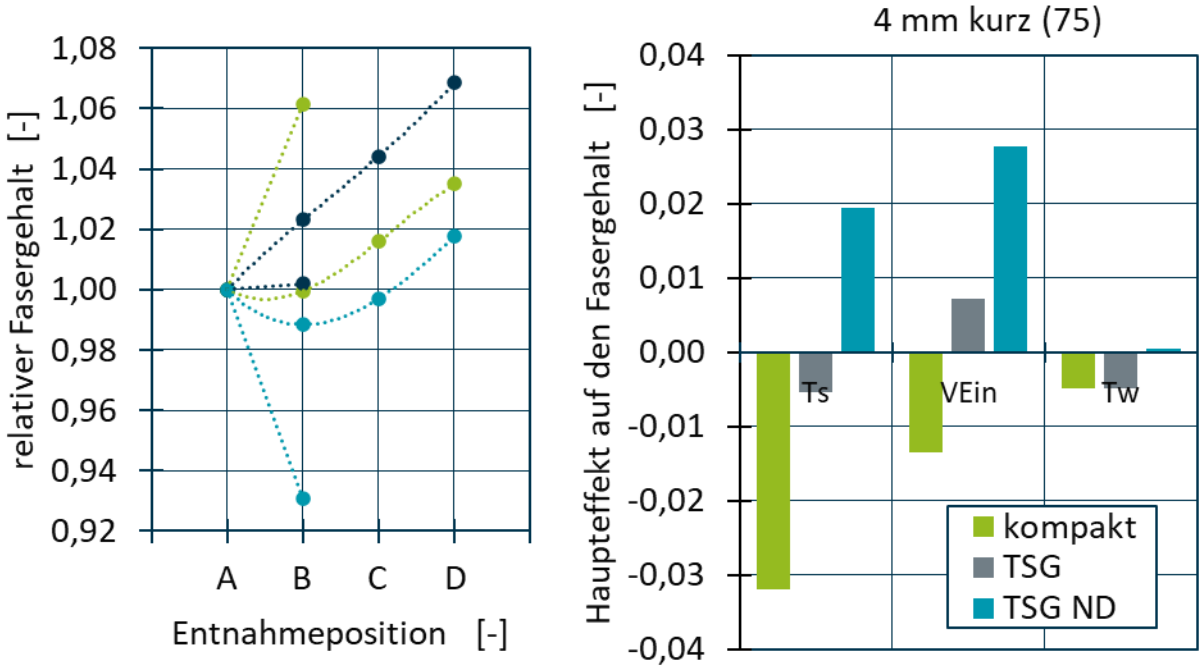


Abbildung 13.4: Fasergehalt und Effekt der Prozessparameter auf die Faserentmischung bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.4: Fibre content and effect of the process parameters on the fibre blend for 3 mm and 4 mm spirals

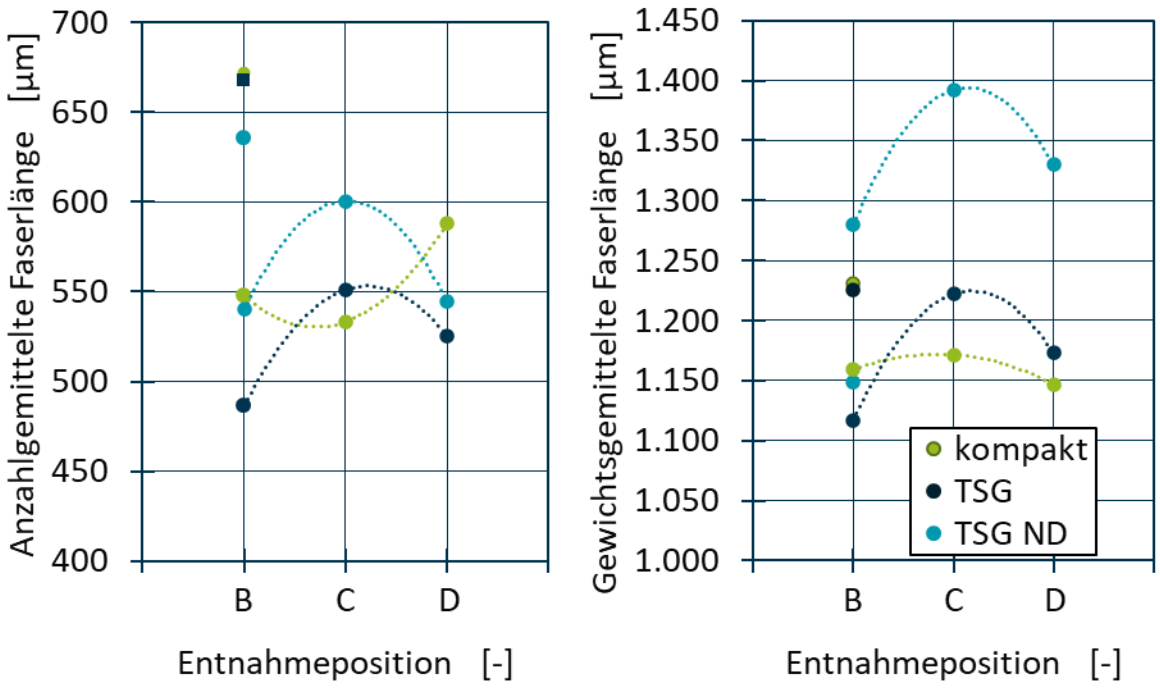


Abbildung 13.5: Anzahl und gewichtsgemittelte Faserlänge bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.5: Number and weight-average fibre length for 3 mm and 4 mm spirals

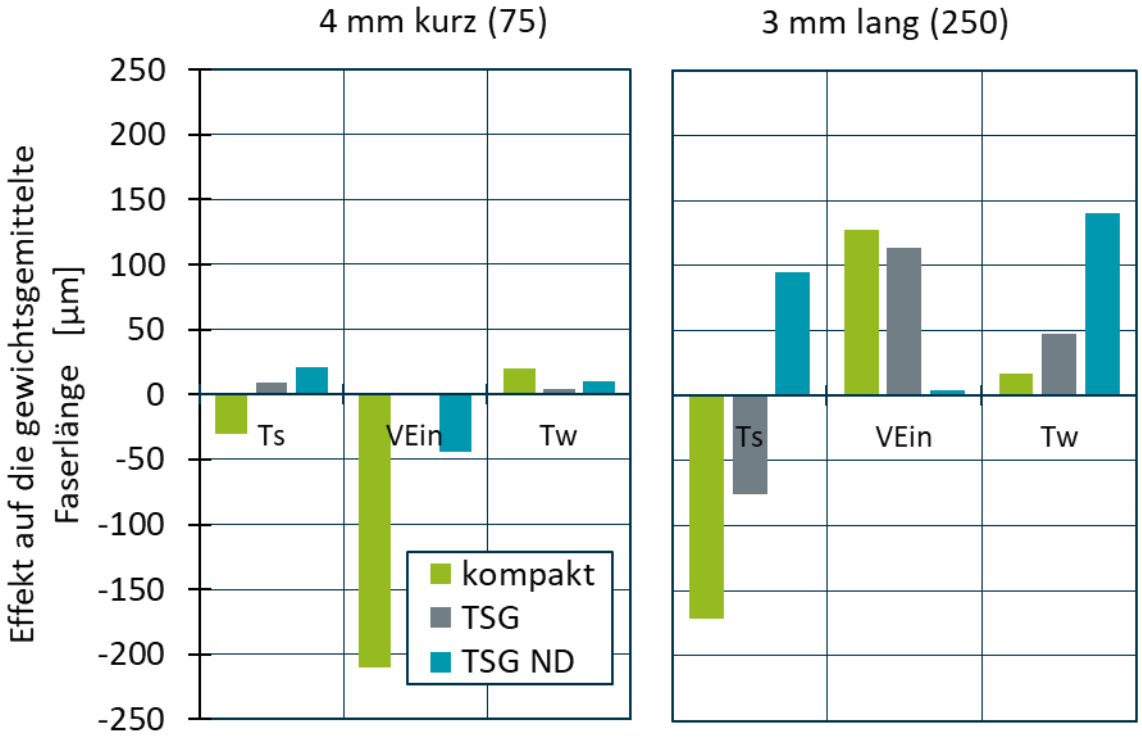


Abbildung 13.6: Effekte auf die Faserlänge bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.6: Effects on fibre length with 3 mm and 4 mm spirals

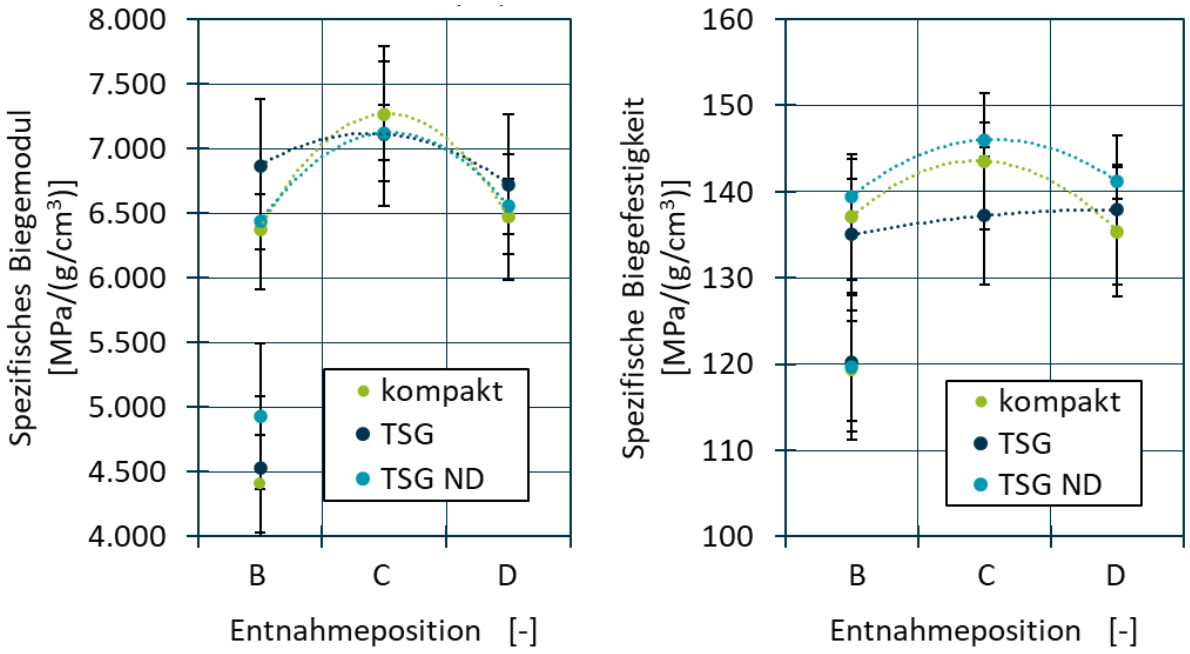


Abbildung 13.7: Biegemodul und Biegefestigkeit bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.7: Flexural modulus and flexural strength with 3 mm and 4 mm spirals

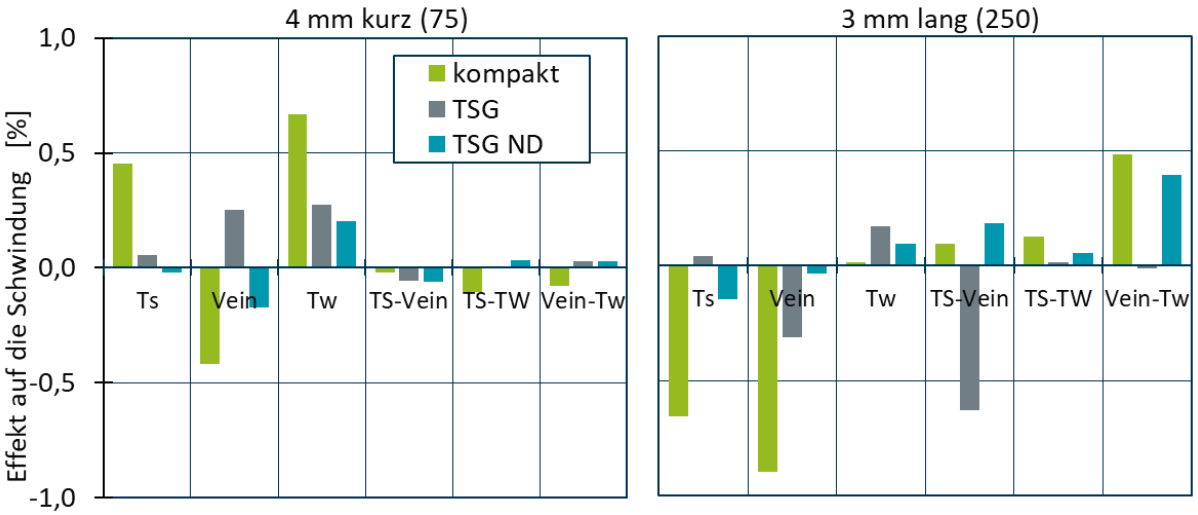


Abbildung 13.8: Effekte auf die Schwindung bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.8: Effects on shrinkage with 3 mm and 4 mm spirals

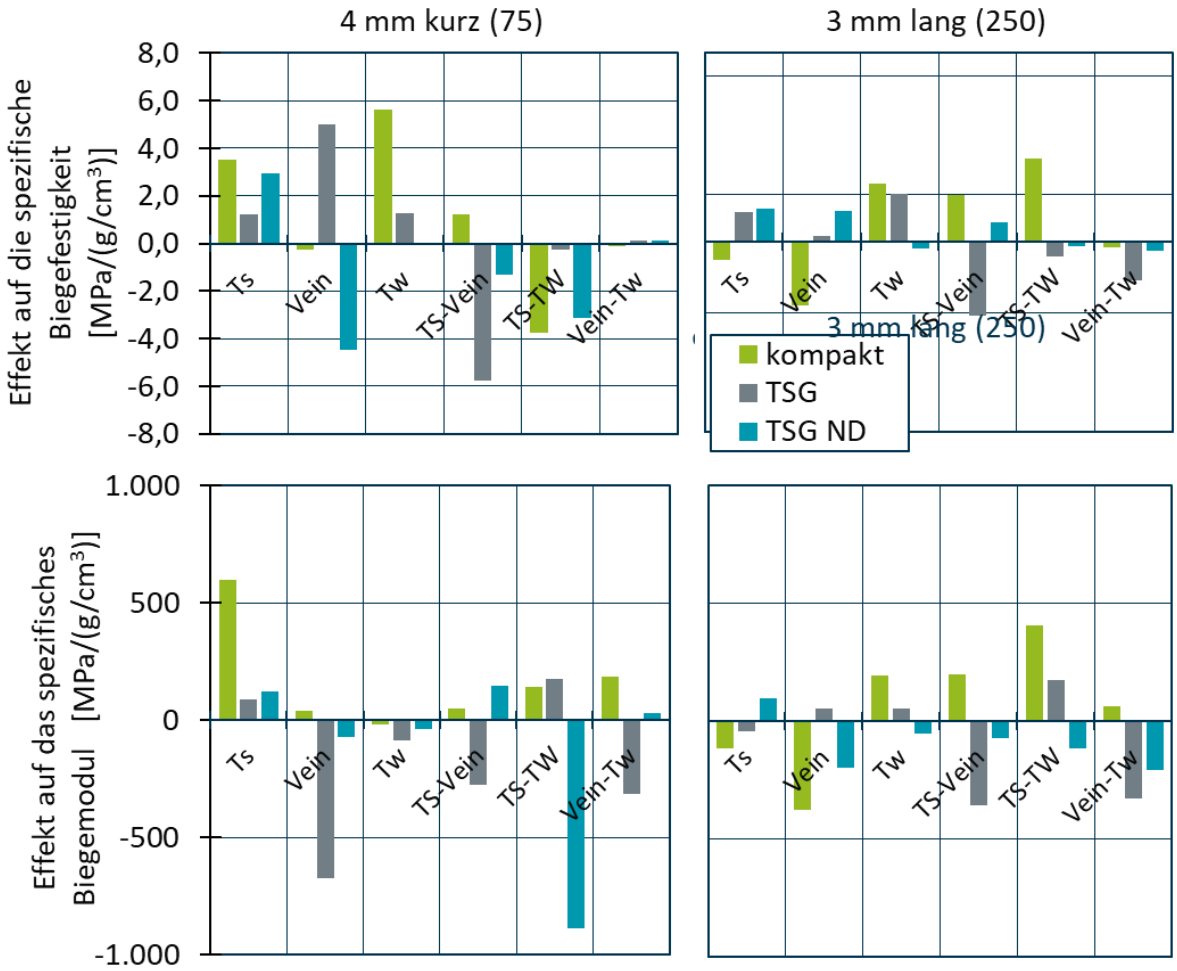


Abbildung 13.9: Effekte auf Biegemodul und -festigkeit bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.9: Effects on flexural modulus and strength with 3 mm and 4 mm spirals

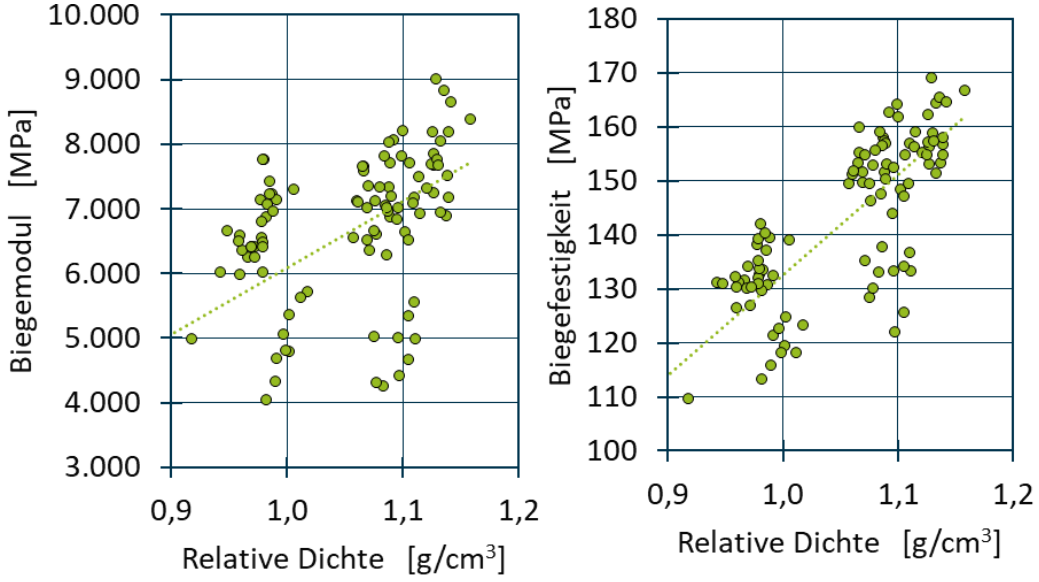


Abbildung 13.10: Korrelation von Dichte mit Biegemodul und -festigkeit bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.10: Correlation of density with flexural modulus and strength for 3 mm and 4 mm spirals

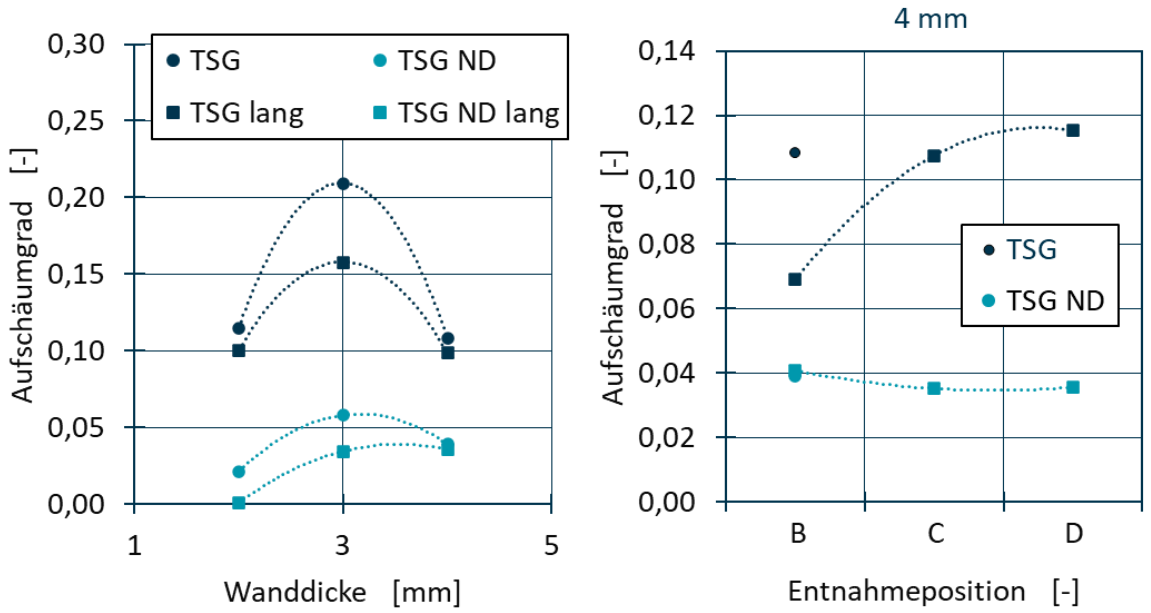


Abbildung 13.11: Aufschäumgrad in Abhängigkeit der Wanddicke und Entnahmeposition bei 3 mm und 4 mm Spiralen

Figure 13.11: Degree of foaming as a function of wall thickness and removal position for 3 mm and 4 mm spirals

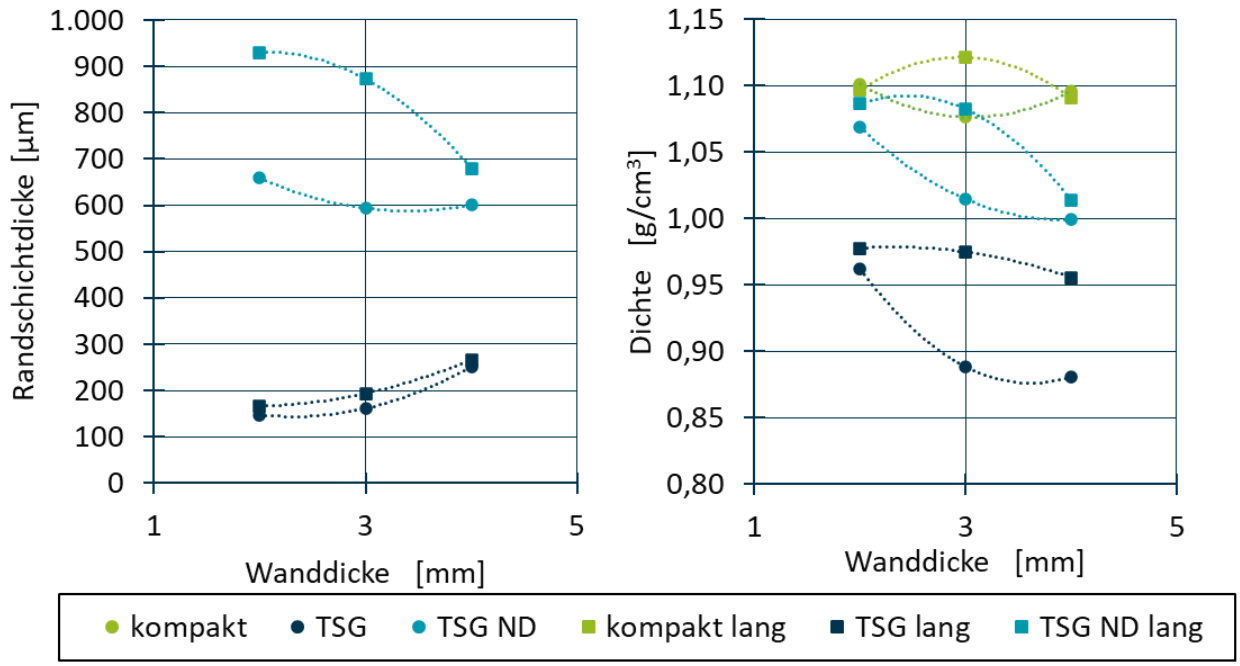


Abbildung 13.12: Randschichtdicke und Dichte bei verschiedenen Wanddicken und Fließweglängen

Figure 13.12: Surface layer thickness and density for different wall thicknesses and flow path lengths

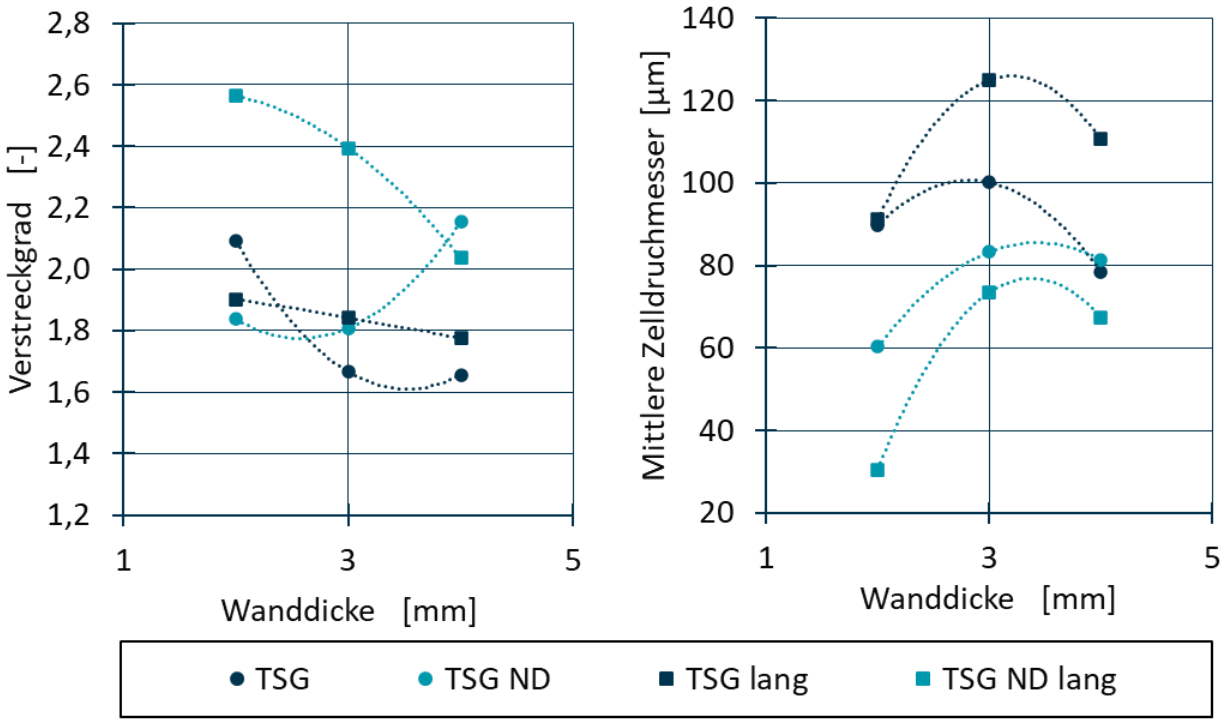


Abbildung 13.13: Verstreckgrad und Zelldurchmesser bei verschiedenen Wanddicken und Fließweglängen

Figure 13.13: Degree of stretching and cell diameter for different wall thicknesses and flow path lengths

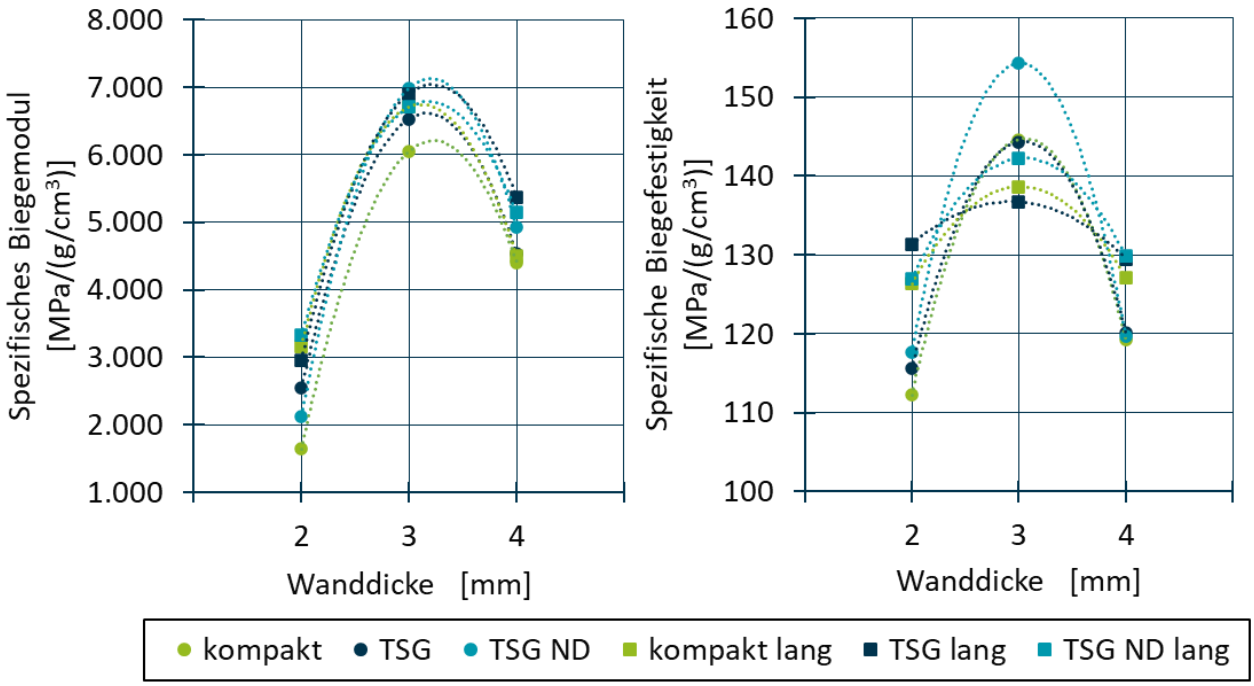


Abbildung 13.14: Biegemodul und -festigkeit bei verschiedenen Wanddicken und Fließweglängen

Figure 13.14: Flexural modulus and strength for different wall thicknesses and flow path lengths

		Einspritzgeschwindigkeit	Randschichtdicke	Aufschäumgrad	Zellgröße	Verstreckgrad	Gewichtsgemittelte Faserlänge	Anzahlgemittelte Faserlänge	Dichte
Biegefestigkeit	**absolut**	-0,01	-0,35	0,39	0,66	0,31	-0,07	-0,26	0,76
	spezifisch	0,03	-0,36	0,62	0,56	0,09	0,02	-0,27	-
Biegemodul	**absolut**	-0,08	0,02	0,39	0,62	-0,02	-0,17	-0,17	0,33
	spezifisch	-0,07	0,00	0,43	0,57	-0,09	-0,16	-0,16	-

Tabelle 13.4: Korrelationsmatrix für alle Versuchspunkte und Dicken

Tabel 13.4: Correlation matrix for all test points and thicknesses

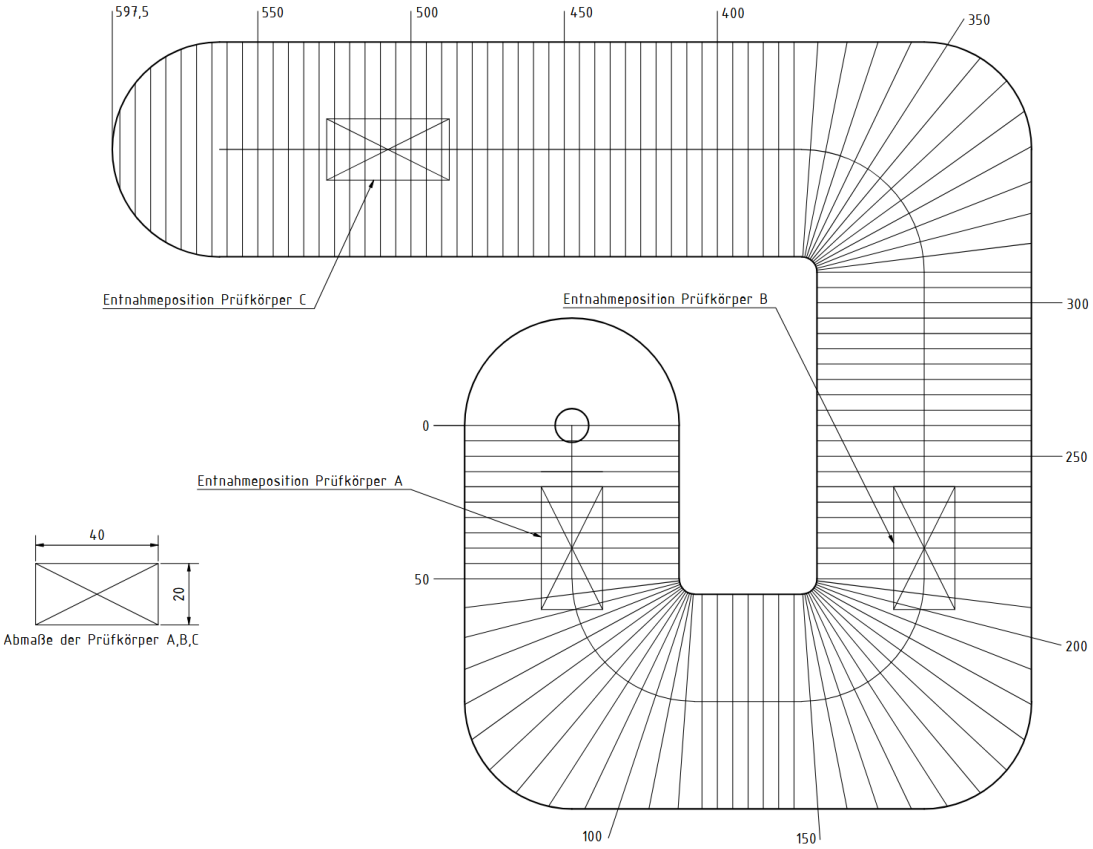


Abbildung 13.15: Entnahmepositionen bei der langen 2 mm Spirale

Figure 13.15: Removal positions for the long 2 mm spiral

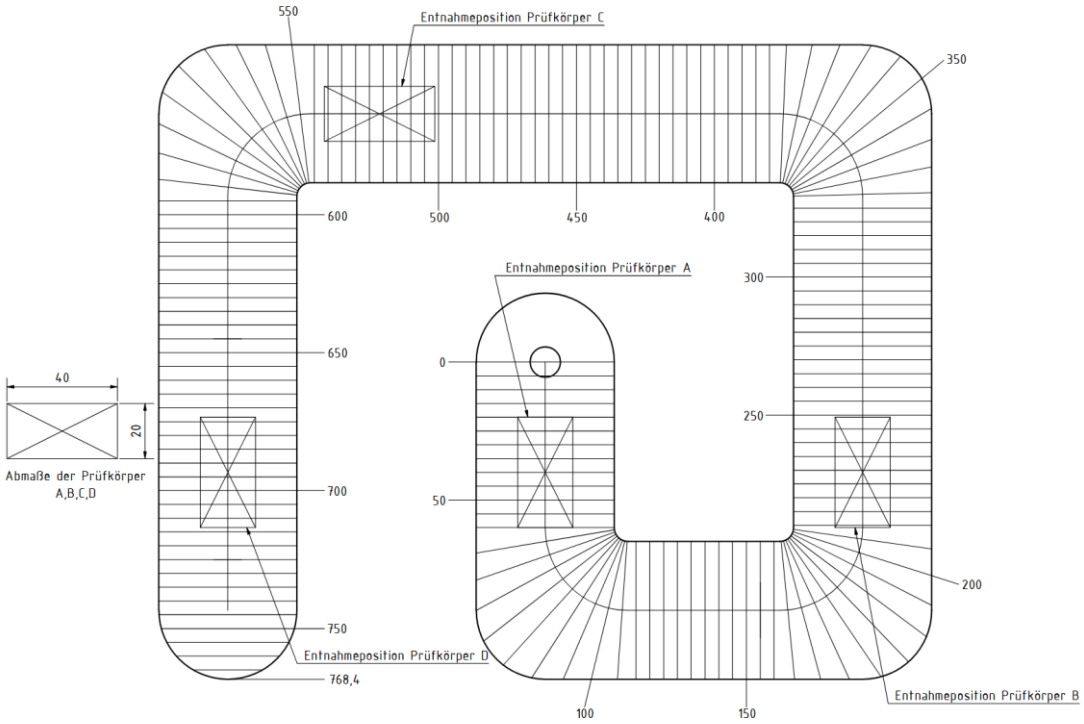


Abbildung 13.16: Entnahmepositionen bei der langen 3 mm Spirale

Figure 13.16: Removal positions for the long 3 mm spiral

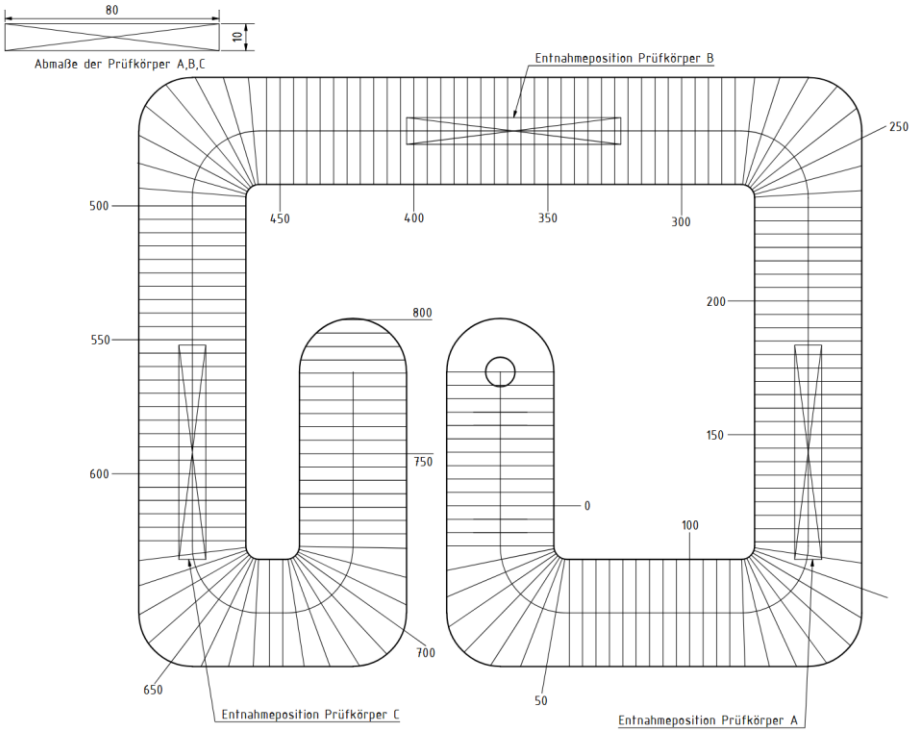


Abbildung 13.17: Entnahmepositionen der mechanischen Prüfkörper bei der langen 4 mm Spirale

Figure 13.17: Removal positions of the mechanical test specimens on the long 4 mm spiral

13.3 Versuchspunkte für die Untersuchung der Fließspiralen

Versuchs-punkt	Einspritz-geschwindigkeit [mm/s]	Massetemperatur [°C]	Treibmittel-beladung [bar]	Rippen-ausrichtung zur Fließfront
VP1	36	230	-	45°
VP2	76	230	-	45°
VP3	36	260	-	45°
VP4	76	260	-	45°
VP5	36	230	-	0°
VP6	76	230	-	90°
VP7	36	230	20	45°
VP8	76	230	20	45°
VP9	36	260	20	45°
VP10	76	260	20	45°
VP11	36	230	40	45°
VP12	76	230	40	45°
VP13	36	260	40	45°
VP14	76	260	40	45°
VP15	36	230	40	0°
VP16	36	230	40	90°

Tabelle 13.5: Prozesseinstellungen für die 4 mm Rippe (Kapitel 6.1.2)

Tabel 13.5: Process settings for the 4 mm rib (section 6.1.2)

Versuchs-punkt	Einspritz-geschwindigkeit [mm/s]	Massetemperatur [°C]	Treibmittel-beladung [bar]	Rippen-ausrichtung zur Fließfront
VP1	36	230	-	0°
VP2	76	230	-	0°
VP3	36	260	-	0°
VP4	76	260	-	0°
VP5	36	230	40	0°
VP6	76	230	40	0°
VP7	36	230	40	0°

VP8	76	230	40	0°
VP9	36	260	-	90°
VP10	76	260	-	90°
VP11	36	230	-	90°
VP12	76	230	-	90°
VP13	36	260	40	90°
VP14	76	260	40	90°
VP15	36	230	40	90°
VP16	76	230	40	90°

Tabelle 13.6: Prozesseinstellungen für die 2 mm und 4 mm Rippe (Kapitel 6.2)

Tabel 13.6: Process settings for the 2 mm and 4 mm rib (section 6.2)

Versuchs-punkt	**Einspritz-geschwindigkeit [mm/s]**	**Treibmittel-beladung [bar]**	**Rippengeometrie [mm x mm]**	**Rippen-ausrichtung zur Fließfront**
VP1	36	-	4 x 12	0°
VP2	76	-	4 x 12	0°
VP3	36	-	4 x 12	90°
VP4	76	-	4 x 12	90°
VP5	36	40	4 x 12	0°
VP6	76	40	4 x 12	0°
VP7	36	40	4 x 12	90°
VP8	76	40	4 x 12	90°
VP9	36	-	4 x 32	0°
VP10	76	-	4 x 32	0°
VP11	36	-	4 x 32	90°
VP12	76	-	4 x 32	90°
VP13	36	40	4 x 32	0°
VP14	76	40	4 x 32	0°
VP15	36	40	4 x 32	90°
VP16	76	40	4 x 32	90°
VP17	36	-	6 x 20	0°
VP18	76	-	6 x 20	0°

VP19	36	-	6 x 20	90°
VP20	76	-	6 x 20	90°
VP21	36	40	6 x 20	0°
VP22	76	40	6 x 20	0°
VP23	36	40	6 x 20	90°
VP24	76	40	6 x 20	90°

Tabelle 13.7: Prozesseinstellungen für die 4 mm x 12 mm, 4 mm x 32 mm, 6 mm x 20 mm Rippe (Kapitel 6.3)

Tabel 13.7: Process settings for the 4 mm x 12 mm, 4 mm x 32 mm, 6 mm x 20 mm rib (section 6.3)

13.4 Zusätzliche Untersuchungen an Rippen

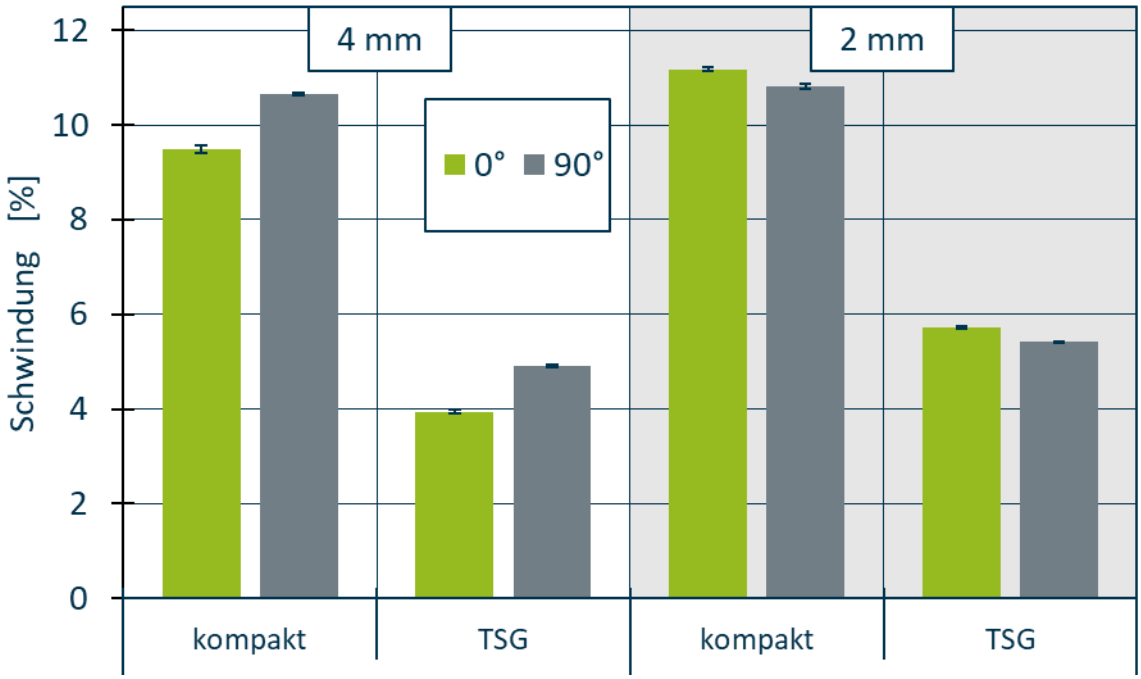


Abbildung 13.18: Schwindung bei 2 mm und 4 mm Rippen

Figure 13.18: Shrinkage for 2 mm and 4 mm ribs

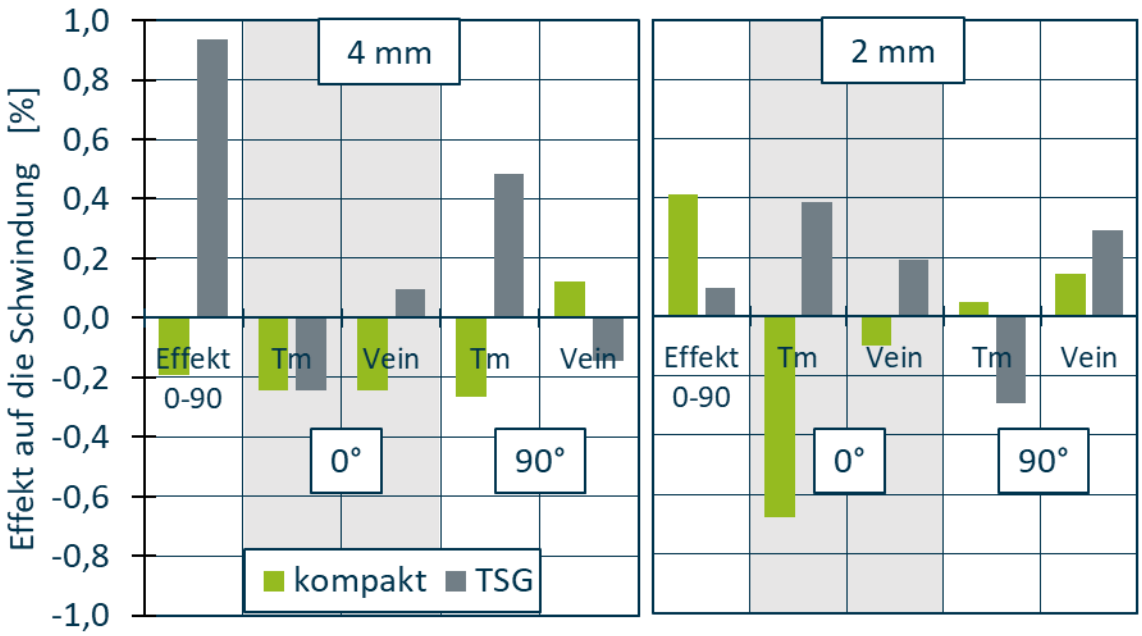


Abbildung 13.19:Effekt der Prozessparameter auf die Schwindung bei 2 mm und 4 mm Rippen

Figure 13.19: Effect of process parameters on shrinkage for 2 mm and 4 mm ribs

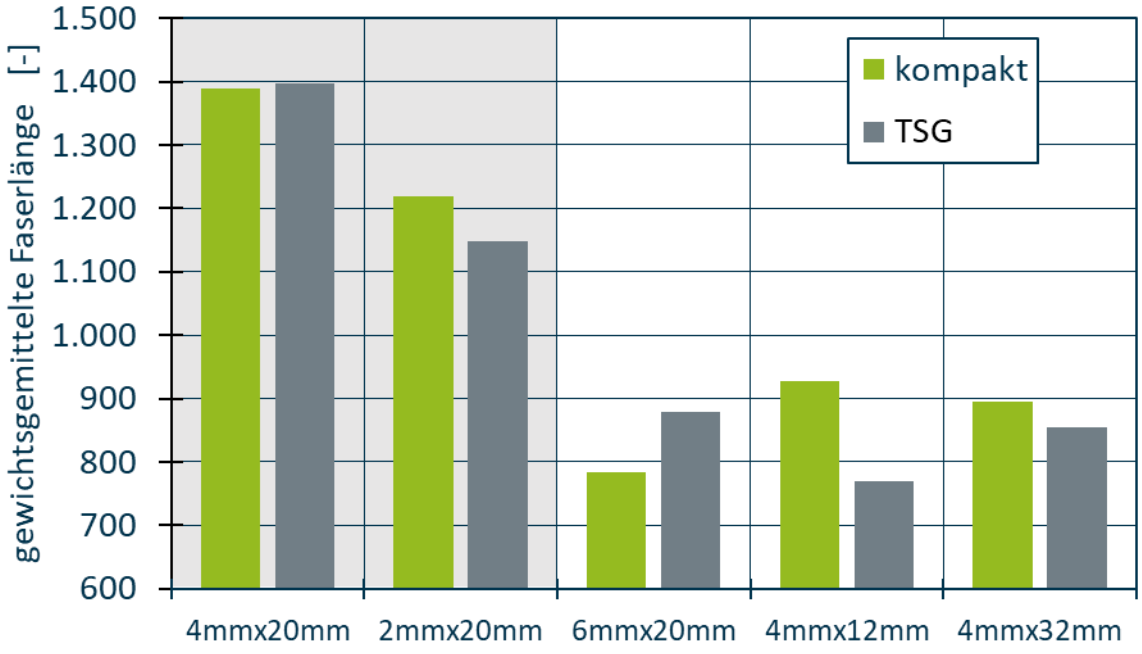


Abbildung 13.20: Gewichtsgemittelte Faserlänge bei verschiedenen Rippengemetrien

Figure 13.20: Weight-averaged fibre length for different rib geometries

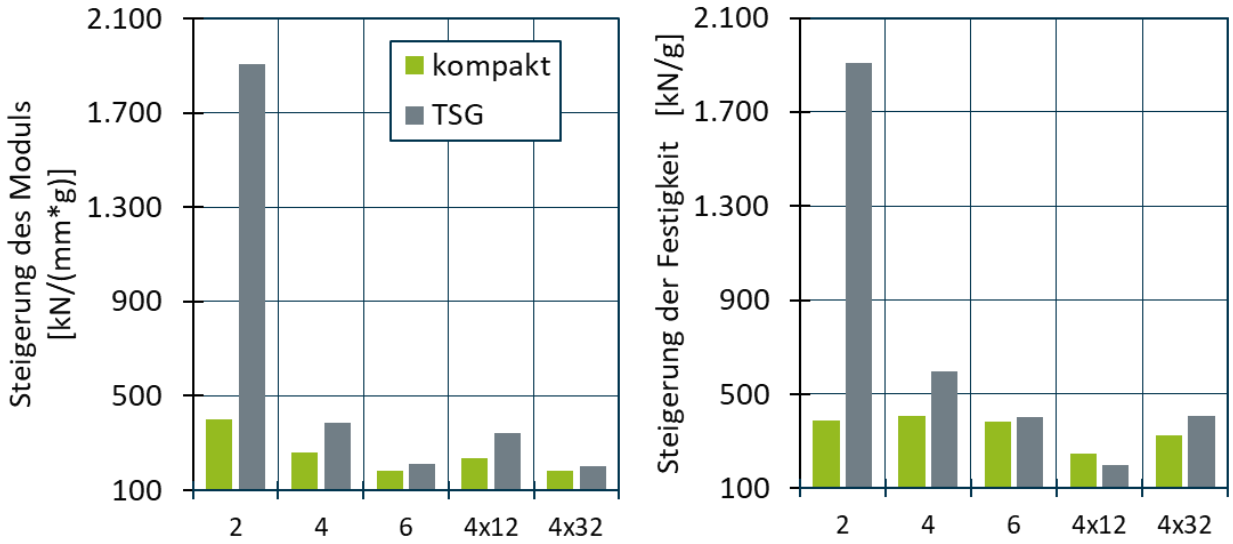


Abbildung 13.21: Steigerung des Biegemoduls und der -festigkeit gegenüber einer kompakten Platte durch den Einsatz von Rippen

Figure 13.21: Increased bending modulus and strength compared to a compact panel through the use of ribs

		Orientierung	Dicke	Höhe	D x h³	Zellfläche	Randschichtdicke	Zelldurchmesser	Gewichtsgemittelte Faserlänge	Gewicht
Kraft-Weg-Modul	**absolut**	-0,31	0,42	0,73	0,74	-0,11	0,42	-0,06	-0,04	0,82
	spezifisch	-0,45	0,16	0,66	0,55	-0,17	0,31	-0,11	0,20	0,54
Maximal-kraft	**absolut**	-0,30	0,59	0,67	0,75	-0,19	0,52	-0,10	-0,09	0,85
	spezifisch	-0,44	0,48	0,61	0,63	-0,26	0,49	-0,14	0,06	0,68

Tabelle 13.8: Korrelation zwischen morphologischen, geometrischen und mechanischen Eigenschaften

Tabel 13.8: Correlation between morphological, geometrical and mechanical properties