

Frei rotierende Systeme in der Schneckenextrusion

Von der Fakultät für Ingenieurwissenschaften,
Abteilung Maschinenbau und Verfahrenstechnik der

Universität Duisburg-Essen

zur Erlangung des akademischen Grades

eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

Dr.-Ing.

genehmigte Dissertation

von

Mirco Janßen

aus

Oberhausen

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Reinhard Schiffers

Prof. Dr.-Ing. Christian Bonten

Tag der mündlichen Prüfung:

27.02.2023

Man muss viel gelernt haben, um über das, was man nicht weiß, fragen zu können.

Jean-Jacques Rousseau

Vorwort / Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Konstruktion und Kunststoffmaschinen des Institutes für Produkt Engineering der Universität Duisburg-Essen in den Jahren 2017 bis 2021.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Schiffers sowohl für das entgegenbrachte Vertrauen als auch für die anregenden Gespräche und wertvollen Ratschläge. Die fachliche und persönliche Unterstützung hat maßgeblich zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen. Weiterhin danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. C. Bonten für die Übernahme des Korreferats und das damit verbundene Interesse an der Thematik. Ebenfalls möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. J. Wortberg bedanken, der durch seine ansteckende Begeisterung für die Kunststofftechnik mein Interesse an diesem Fachgebiet geweckt hat.

Meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am Institut möchte ich für die vielen schönen Erinnerungen und stets freundschaftliche Zusammenarbeit danken. Meinem ehemaligen Masterarbeitsbetreuer und Bürokollegen Dr. Jens Siepmann danke ich für die Heranführung an den Lehrstuhl und das von ihm bei mir geweckte Interesse am wissenschaftlichen Arbeiten. Simon Rocker, Marius Janßen, Dr. Michael Burgfeld und Dr. Bastian Neubrech danke ich für die moralische und fachliche Unterstützung. Ein besonderer Dank gilt Christoph Dohm und Jan Kummerow nicht nur für die kritische fachliche Durchsicht meiner Arbeit, sondern auch für das stets offene Ohr zum privaten Austausch und Fachsimpelen verschiedenster Art.

Einen großen Dank möchte ich allen Studierenden aussprechen, die im Rahmen von Abschlussarbeiten und Tätigkeiten am Lehrstuhl wichtige Beiträge zu dieser Arbeit geleistet haben. Hervorheben möchte ich an dieser Stelle Bastian Stratmann, Kevin Buchalik, Lucas Schulz und Felix Vorjohann für das außerordentliche Engagement und die vorbildliche wissenschaftliche Arbeit.

Ferner bedanke ich mich bei der Firma ETA Kunststofftechnologie GmbH sowie der W. Eubel GmbH & Co. KG und insbesondere bei Herrn Dr. Robert Michels für die vielen anregenden Hinweise. Ebenfalls möchte der Firma LyondellBasell Polyolefine GmbH für die großzügige Bereitstellung von kostenlosen Versuchsmaterialien, die zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben, sowie bei Herrn Werner Rothhöft als Organisator danken.

Nicht zuletzt danke ich meiner Familie und ganz besonders meiner Frau Melina ohne deren Rückhalt, aufbauenden Worte und den steten Zuspruch diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Oberhausen, September 2022

Mirco Janßen

I Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung	IX
Summary	XI
1 Einleitung	1
1.1 Motivation.....	1
1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise.....	2
2 Grundlagen und Stand der Technik	4
2.1 Einschneckenextrusion.....	4
2.2 Methoden zur Bewertung der Schmelzeshomogenität	7
2.2.1 Empirische Methoden zur Bewertung der Schmelzeshomogenität	7
2.2.2 Numerische Ansätze zur Bewertung der Schmelzeshomogenität.....	9
2.3 Frei rotierende Systeme	11
2.3.1 High-Speed-S-Truder	15
2.3.2 Frei rotierende Mischelemente.....	16
2.4 Numerische Strömungssimulation	18
2.4.1 Erhaltungsgleichungen.....	19
2.4.2 Zustandsgleichungen und Materialgesetze.....	21
2.4.3 Allgemeine Transportgleichung.....	22
2.4.4 Finite-Volumen-Methode.....	23
2.4.5 Rotierende Bezugssysteme.....	24
3 Allgemeine Rahmenbedingungen der experimentellen Erprobung	26
3.1 Prozessparameter und Extrudatqualität.....	26
3.2 Untersuchungen zur Extrudathomogenität mittels Bypass	28
3.2.1 Dünnschnitterstellung und Grauwertanalyse.....	30
3.2.2 Wärmebildaufnahmen	31
4 High-Speed-S-Truder	32
4.1 Versuchsaufbau und -umfang für Plastifizierversuche	32
4.2 Neuartige Schneckenhülsekonzepte.....	34
4.3 Auswertungstechnik für Schneckenhülsendrehzahl.....	35
4.4 Ergebnisanalyse HSST.....	36
4.5 Extrudatqualität.....	38
4.6 Hypothese zum Aufschmelzverhalten.....	41
4.7 Zwischenfazit HSST-Versuche.....	42
5 Frei rotierende Mischhülsen	44
5.1 Vorversuche	44
5.1.1 Versuchsaufbau und Datenerfassung	44
5.1.2 Versuchsumfang.....	46

5.1.3	Auswertung der Mischhülsemdrehzahl	47
5.1.4	Ergebnisanalyse Mischelemente	51
5.1.5	Zwischenfazit Vorversuche	62
5.2	Hauptversuche	63
5.2.1	Versuchsumfang	64
5.2.2	Überprüfung der Reproduzierbarkeit der Messergebnisse und der Vorversuchshypothesen	68
5.2.3	Analyse der Prozessparameter	72
5.2.4	Analyse der Extrudatqualität	75
5.2.5	Zwischenfazit Hauptversuche	77
5.3	CFD-gestützte Untersuchung frei rotierender Systeme	78
5.3.1	Simulationsmodell und Randbedingungen	79
5.3.2	Einfluss der Hülsenposition auf das Simulationsergebnis	82
5.3.3	Vergleich Simulation und Experiment	84
5.3.4	Prognose der Drehzahlen frei rotierender Mischhülsen	86
5.3.5	Zwischenfazit CFD-gestützte Untersuchung	89
6	Algorithmus für die Auslegung und Optimierung von dynamischen Mischelementen	90
6.1	Stand der Forschung	90
6.2	Konzeptidee	92
6.3	Automatisierte Auslegung und Optimierung von Mischelementen	94
6.3.1	Mathematische Optimierungsmethoden	94
6.3.2	Optimierungsalgorithmus	96
6.3.3	Qualitäts- und Ausschlusskriterien	98
6.3.4	Gewichtung der Qualitätskriterien	104
6.4	Untersuchung des Algorithmus am Beispiel der DMS-Konzeptidee	105
6.4.1	Geometrie und Randbedingungen	105
6.4.2	Analyse der Optimierungsergebnisse	111
6.4.3	Zwischenfazit Optimierungsalgorithmus	116
7	Fazit und Ausblick	118
8	Verzeichnisse	122
8.1	Literaturverzeichnis	122
8.2	Eigene Publikationen des Autors	133
8.3	Vom Autor betreute, unveröffentlichte studentische Abschlussarbeiten	134
8.4	Abbildungsverzeichnis	135
8.5	Tabellenverzeichnis	138
A	Anhang	141
A.1	Deformationsgradienten- und Rotationsgradientensor	141
A.2	Herleitung der Schergeschwindigkeit aus Deformationsgradiententensor	141

A.3 Sensorik zur Hülsendrehzahlerfassung	142
A.4 Materialdaten	143
A.5 HSST-Versuchsprotokolle	144
A.6 Versuchsprotokolle Vorversuche	145
A.7 Verschleißerscheinungen	147
A.8 Homogenitätsergebnisse Vorversuche für PE-LD*	147
A.9 Versuchsprotokolle Hauptversuche	149
A.10 Homogenitätsergebnisse Hauptversuche	161
A.11 Ergebnisanalyse Massetemperaturen aus Hauptversuchen	169
A.12 Drucksignalverlauf ME2-PP-SD125	169
A.13 Verwendete Hardware	169
A.14 Materialdaten für Simulation	170
A.15 UDF-Beispiel für Betriebspunkt ME3-HD1-SD75	170
A.16 Konvergenzkriterien	172
A.17 Vernetzungseinstellungen Optimierung	172
A.18 Ergebnisse Netzstudie	172
A.19 Simulationsergebnisse ME2-LD-SD125 für Randbedingungen Kapitel 6	174
A.20 Einstellungen MOGA	174

II Bezeichnungen

II.I Abkürzungen

<u>Abkürzung</u>	<u>Bedeutung</u>
AK	Ausschlusskriterium
B	Beziehung
BV	Betriebsverhalten
bzw.	beziehungsweise
CAD	Computer-aided Design
CFD	Computational Fluid Dynamics
COP	Cross-Over-Point
CTM	Cavity-Transfer-Mixer
DMR	Dynamic-Mixing-Ring
DMS	Dynamic-Mixing-Sleeve
DP	Design Point
DPM	Discrete-Phase-Model
DS	Durchsatz
DSC	Differential scanning calorimetry
DV	Datenverarbeitung
EQ	Extrudatqualität
FFT	Fast-Fourier-Transformation
FVM	Finite Volumen Methode
GUI	Graphical-User-Interface
HD	High-Density
HSST	High-Speed-S-Truder
ipe	Institut für Produkt Engineering
LD	Low Density
ME	Mischelement
MOGA	Multi-Objective-Genetic-Algorithm

MRFA	Multiple-Reference-Frame-Approach
OF	Oberfläche
P	Parameter
PE	Polyethylen
Pos	Position
PP	Polypropylen
QK	Qualitätskriterium
rel.	relativ
RS	Rotorsteg
SD	Schneckendrehzahl
SG	Segregationsgrad
SH	Schneckenhülse
SIMPLE	Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations
spez.	spezifisch
TMR	Twente-Mixing-Ring
UDF	User-Defined-Function
VOF	Volume-of-Fluid
WLF	William, Landel und Ferry
WSE	Wendelscherelement

II.II Lateinische Formelzeichen

<u>Symbol</u>	<u>Einheit</u>	<u>Bezeichnung</u>
a_S	[-]	Steganzahl
a_T	[-]	Temperaturverschiebungsfaktor
\underline{a}	[mm/s ²]	Beschleunigungsvektor
A	[Pa s]	Nullviskosität
B	[s]	reziproke Übergangsgeschwindigkeit

c_p	[J/(kg K)]	spezifische Wärmekapazität
C	[-]	Steigung im strukturviskosen Bereich
\bar{C}	[-]	Verhältnis Mittelwert zu Bandbreite
d_K	[mm]	Durchmesser Kanal
D_ϕ	[-]	Diffusiver Transport der Strömungsgröße ϕ
D_S	[Nm]	flächenspezifisches Drehmoment
$\underline{\underline{D}}$	[s ⁻¹]	Deformationsgradiententensor
\underline{e}_z	[-]	Einheitsvektor der z-Achse
E_{ges}	[J]	Gesamtenergie
f_A	[Hz]	Abtastfrequenz
f_S	[Hz]	Maximalfrequenz
F_ϕ	[-]	Konvektiver Transport der Strömungsgröße ϕ
\underline{F}	[N]	Kraftvektor
\underline{g}	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
G'	[Pa]	Speichermodul
G''	[Pa]	Verlustmodul
h	[J/kg]	spezifische. Enthalpie
h	[mm]	Scherspalthöhe
\underline{i}	[N]	Impulsstrom
$II_{\underline{\underline{D}}}$	[s ⁻¹]	Zweite Invariante des Deformationsgradiententensors
K	[-]	Konzentration
l	[mm]	Länge
$\underline{\underline{L}}$	[s ⁻¹]	Geschwindigkeitsgradiententensor
m	[kg]	Masse
\dot{m}	[kg/s]	Massestrom
n_H	[U/min]	Drehzahl Hülse

n_R	[U/min]	Drehzahl Rotor
\underline{n}_S	[-]	Normalvektor auf Oberfläche S
n_S	[U/min]	Drehzahl Schnecke
n_Z	[U/min]	Drehzahl Zylinder
N	[-]	Grundgesamtheit
p	[bar]	skalärer Druck
\underline{q}''	[-]	Wärmestromvektor
\dot{Q}	[J/s]	Wärmestrom
r	[-]	Korrelationskoeffizient
\underline{r}	[-]	Positionsvektor
R	[J/(mol K)]	Universelle Gaskonstante
s	[-]	Standardabweichung
S	[-]	Verhältnis Standardabweichung zu Bandbreite
S	[mm ²]	Oberfläche
S_O	[N]	Oberflächenkräfte
S_V	[N]	Volumenkräfte
S_ϕ	[-]	Quellen und Senken der Strömungsgröße ϕ
T	[K]	Materialtemperatur
T	[s]	Periodendauer
T_0	[K]	Referenztemperatur
T_S	[K]	materialspezifische Standardtemperatur
u	[mm/s]	Geschwindigkeitskomponente in x-Richtung
\underline{u}	[mm/s]	Geschwindigkeitsvektor
\underline{U}	[mm/s]	Rotationsgeschwindigkeit
v	[mm/s]	Geschwindigkeitskomponente in y-Richtung
\underline{V}	[mm/s]	Absolute Geschwindigkeit
w	[mm/s]	Geschwindigkeitskomponente in z-Richtung

\dot{W}	[J/s]	Leistungsstrom am Volumenelement
\underline{W}	[mm/s]	Relative Geschwindigkeit
$\underline{\underline{W}}$	[s ⁻¹]	Rotationsgradiententensor
\bar{x}	[-]	Mittelwert

II.III Griechische Formelzeichen

<u>Symbol</u>	<u>Einheit</u>	<u>Bezeichnung</u>
$\dot{\gamma}$	[s ⁻¹]	Schergeschwindigkeit
Γ_{ϕ}	[mm ² s ⁻¹]	Diffusionskoeffizient
δ	[-]	Absolute mittlere Abweichung
ε	[-]	Fluid-Change-Effectivness
η	[Pa s]	Dynamische Viskosität
θ	[s]	Mittlere lokale Alter
λ	[-]	Mischindex,
λ	[W/(m K)]	Wärmeleitfähigkeit
μ	[-]	Mittelwert
ρ	[kg/m ³]	Dichte
σ	[N/mm ²]	Normalspannung
σ	[-]	Standardabweichung
τ	[s]	mittlere Verweilzeit
$\underline{\underline{\tau}}$	[N/mm ²]	Spannungstensor
φ	[°]	Winkelversatz
ϕ	[-]	generische Strömungsgröße
ω	[s ⁻¹]	Winkelgeschwindigkeit

Zusammenfassung

Die Einschneckenextrusion ist eines der wichtigsten Verarbeitungsverfahren in der Kunststoffindustrie. Die Forderungen von Maschinenbetreibern und -herstellern nach effizienten Anlagen zur Herstellung von hochwertigen Produkten sind entsprechend stark. Das Potenzial zur Leistungssteigerung konventioneller Maschinen ist nahezu ausgereizt, wohingegen das Potenzial von sogenannten frei rotierenden Systemen bisher kaum untersucht wurde. Bei frei rotierenden Systemen handelt es sich um eine nicht durch einen Motor aktiv angetriebene Komponente im System, deren Rotation sich aufgrund von Schleppströmungen einstellt. Solche Systeme können sowohl in der Plastifizierungszone als auch in der Meteringszone eingesetzt werden. Während es für die Plastifizierungszone bisher nur frei rotierende Konzepte gibt, die noch nicht in der Industrie etabliert sind, werden in der Meteringszone bereits frei rotierende Mischelemente eingesetzt. Diese Art von Mischelementen ist für ihre exzellente Mischwirkung bekannt. Der Twente-Mixing-Ring ist hier ein bekanntes Beispiel. Trotz vielversprechender Ergebnisse aus empirischen Versuchsreihen und Praxiserfahrungen sind frei rotierende Systeme in der Vergangenheit nicht konsequent untersucht und die Entwicklung sowie Auslegung innovativer Konstruktionen nicht vorangetrieben worden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden verschiedene frei rotierende Systeme sowohl experimentell als auch CFD-gestützt untersucht, um das Verständnis über diese Systeme auszubauen und Einflussfaktoren auf das Betriebsverhalten zu identifizieren. Neben den Standardprozessparametern, die maschinenseitig komfortabel ausgelesen werden können, wurden auch die Hülsendrehzahl und die Extrudatqualität ermittelt. Als frei rotierende Systeme wurden einerseits ein alternatives Plastifizierkonzept, welches in der Dissertation von Karrenberg vorgestellt wurde, und andererseits verschiedene frei rotierende Mischelemente verwendet [Ka16].

Bei dem untersuchten alternativen Plastifizierkonzept handelte es sich um den sogenannten High-Speed-S-Truder, der mittels einer frei rotierenden Schneckenhülse eine Feststoff-Schmelze-Trennung realisiert, um die Effizienz des Aufschmelzprozesses zu erhöhen. Für dieses Konzept wurden sowohl die noch unbekannte thermische und stoffliche Extrudathomogenität bestimmt als auch verschiedene konstruktive Änderungen an der bisher verwendeten Referenz-Schneckenhülse vorgenommen. Durch die konstruktiven Modifikationen wurde sich eine weitere Leistungssteigerung versprochen. Die Einbringung axialer Nuten auf der Innenfläche der Schneckenhülse brachte hierbei den gewünschten Erfolg. Die Beurteilung der Extrudatqualität erfolgte mittels des Segregationsgrades und mittels Thermographieaufnahmen. Es konnte gezeigt werden, dass die Extrudatqualität mit steigenden Schneckendrehzahlen abnimmt, aber für einen großen Drehzahlbereich gute Ergebnisse aufweist.

Die Untersuchung frei rotierender Mischelemente wurde insgesamt mit fünf verschiedenen Mischelementen durchgeführt. Ein kalottenförmiger Dynamic-Mixing-Ring (modifizierter Twente-Mixing-Ring) und vier wabenförmige Dynamic-Mixing-Rings wurden herangezogen, sodass Rückschlüsse über

den Einfluss der Konstruktion auf das Betriebsverhalten gezogen werden konnten. Als Versuchsmaterialien wurden zwei PE-HD, ein PE-LD und ein PP betrachtet, um den Einfluss der Viskosität des Materials auf das Betriebsverhalten ermitteln zu können. Die Erfassung der Hülsendrehzahl wurde über die Auswertung von Drucksignalen vollzogen. Eine Methodik zur automatisierten Erfassung der Hülsendrehzahl mittels Fast-Fourier-Transformation wurde erprobt und der manuellen Auswertung gegenübergestellt. Auf Basis der Versuchsergebnisse wurde das Material als maßgeblicher Einflussfaktor auf die Höhe der Mischhülsendrehzahl identifiziert. Es wurden verschiedene Hypothesen diskutiert, welche Materialeigenschaften und welche Strömungsverhältnisse zur einer erhöhten bzw. reduzierten Mischhülsendrehzahl führen. Es konnte jedoch kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Materialviskosität bzw. den viskoelastischen Materialeigenschaften und der Höhe der Hülsendrehzahl ermittelt werden. Ein Einfluss der Konstruktion auf das Betriebsverhalten konnte ebenfalls festgestellt werden. Insbesondere eine Erhöhung des freien Volumens reduziert den Druckbedarf bei gleichzeitig geringerer Hülsendrehzahl und gleichbleibender Extrudatqualität. Die Erfassung der stofflichen und thermischen Extrudatqualität ist für eines der verwendeten PE-HD und das verwendete PE-LD zuverlässig möglich. Für das zweite PE-HD und das PP erwies sich die Generierung und Aufbereitung der Ergebnisse zur Bewertung der Extrudatqualität aufgrund der herausfordernden Materialeigenschaften als schwierig und nicht für alle Betriebspunkte als zuverlässig. Im Rahmen einer CFD-gestützten Strömungsanalyse wurden die experimentellen den virtuellen Ergebnissen gegenübergestellt. Insbesondere der berechnete Einlassdruck lag niedriger als im Experiment. Die Ursache für diese Abweichung konnte u. a. auf die Position des Drucksensors im System zurückgeführt werden. Weiterhin wurde mittels CFD-Strömungsanalyse eine Methodik zur Prognose der Hülsendrehzahl vorgestellt und untersucht. Ein Vergleich zwischen experimentell gemessenen und prognostizierten Hülsendrehzahlen zeigte einen erheblichen Unterschied. Als Ursache für diesen Unterschied werden viskoelastische Materialeigenschaften vermutet, welche in der durchgeführten Strömungsanalyse nicht berücksichtigt wurden.

Um die Auslegung von Mischelementen und insbesondere frei rotierender Mischelemente in Zukunft zu vereinfachen, wurde ein Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung vorgestellt und anhand eines neuartigen, frei rotierenden Mischhülsenkonzeptes untersucht. Hierbei wurde das Strömungsfeld einer jeden Geometrievariante durch einen genetischen Optimierer mittels neun verschiedener Qualitätskriterien hinsichtlich seiner Eignung zur Realisierung der distributiven und dispersiven Mischwirkung beurteilt. Darüber hinaus wurde die verfahrenstechnische Leistungsfähigkeit (Performance) beurteilt, sodass mittels eines genetischen Algorithmus automatisiert eine optimierte Variante erzeugt wurde. Es wurde gezeigt, dass eine willkürlich gewählte Referenzgeometrie mit Hilfe des vorgestellten Algorithmus unter den vorgegebenen Randbedingungen optimiert werden konnte.

Summary

Single-screw extrusion is one of the most important processing methods in the plastics industry. The demands of machine operators and manufacturers for efficient systems to manufacture high-quality products are correspondingly strong. The potential for increasing the performance of conventional machines is almost exhausted, whereas the potential of so-called free-rotating systems has hardly been investigated. Free-rotating systems involve a component in the system that is not actively driven by a motor and whose rotation occurs as a result of drag flows. Such systems can be used both in the plasticizing zone and in the metering zone. While only freely rotating concepts exist for the plasticizing zone, which are not yet established in the industry, freely rotating mixing elements are already used in the metering zone. This type of mixing element is known for its excellent mixing action. The Twente mixing ring is a well-known example here. Despite promising results from empirical test series and practical experience, free-rotating systems have not been consistently investigated in the past and the development and design of innovative constructions has not been advanced.

In this work, various free-rotating systems were investigated both experimentally and CFD-based to expand the understanding of these systems and to identify factors influencing the operating behavior. In addition to the standard process parameters, which can be conveniently read out on the machine side, the sleeve speed and the extrudate quality were determined. As free-rotating systems, an alternative plasticizing concept presented in Karrenberg's dissertation and various free-rotating mixing were used.

The alternative plasticizing concept investigated was the so-called high-speed S-Truder, which realizes a solid-melt separation by means of a free-rotating screw sleeve to increase the efficiency of the melting process. For this concept, both the still unknown thermal and material extrudate homogeneity were determined and various design modifications were made to the previously used reference screw sleeve. The design modifications were expected to result in a further increase in performance. The insertion of axial grooves on the inner surface of the screw sleeve brought the desired success. The extrudate quality was assessed by means of the degree of segregation and thermographic images. It was shown that the extrudate quality decreases with increasing screw speeds, but exhibits good results for a wide speed range.

The investigation of free-rotating mixing elements was carried out with a total of five different mixing elements. One spherical-shaped dynamic mixing ring (modified twentieth mixing ring) and four honeycomb-shaped dynamic mixing rings were used so that conclusions could be drawn about the influence of the design on the operating behavior. Two PE-HD, one PE-LD and one PP were considered as test materials to be able to determine the influence of the material on the operating behavior. The sleeve speed was recorded by evaluating pressure signals. A methodology for automated acquisition of the sleeve speed by means of Fast Fourier Transformation was tested and compared with manual evaluation. Based on the test results, the material was identified as a significant influencing factor on the level of the mixing sleeve speed. Various hypotheses were discussed as to which material properties and which

flow conditions lead to an increased or reduced mixing sleeve speed. However, no clear correlation between material viscosity or viscoelastic material properties and the level of sleeve speed could be determined. An influence of the design on the operating behavior was also found. In particular, an increase in the free volume reduces the pressure requirement while at the same time reducing the sleeve speed and maintaining the extrudate quality. The material and thermal extrudate quality can be reliably determined for one of the PE-HD and the PE-LD used. For the second PE-HD and the PP, the generation and processing of the results for the evaluation of the extrudate quality proved to be difficult due to the challenging material properties and not reliable for all operating points. Within the framework of a CFD-based flow analysis, the experimental and virtual results were compared. In particular, the calculated inlet pressure was lower than in the experiment. The cause of this deviation could be traced back to the position of the pressure sensor in the system. Furthermore, a methodology for predicting the sleeve speed was presented and investigated by means of CFD flow analysis. A comparison between experimentally measured and predicted sleeve speeds showed a significant difference. The cause of this difference is assumed to be viscoelastic material properties, which were not taken into account in the flow analysis carried out.

In order to simplify the design of mixing elements and in particular freely rotating mixing elements in the future, an algorithm for automated design and optimization was presented. The algorithm was investigated on the basis of a novel, freely rotating mixing sleeve concept. Here, the flow field of each geometry variant was evaluated by means of nine different quality criteria with regard to its suitability for realizing the distributive and dispersive mixing effect. In addition, the process engineering performance was assessed so that an optimized variant was automatically generated by means of a genetic algorithm. It was shown that an arbitrarily reference geometry could be optimized using the presented algorithm under the given boundary conditions.

1 Einleitung

Die Kunststoffindustrie nimmt mit knapp 322.000 Beschäftigten in etwas mehr als 2.900 Unternehmen im Jahr 2021 (gemäß Branchenstatistik des Gesamtverbandes Kunststoffverarbeitende Industrie e.V. [URLa]) eine Schlüsselrolle in der deutschen Wirtschaft ein. Die Verarbeitung von Kunststoffen stellt zumeist einen urformenden Prozess dar, bei dem die Formgebung direkt aus dem schmelzeförmigen Zustand erfolgt. Die Extrusion zählt hierbei zu den wichtigsten Verarbeitungsverfahren zur Herstellung von bspw. Folien, Platten, Schläuchen und Profilen aus einem Kunststoffausgangsmaterial. Aufgrund ihrer physikalischen, mechanischen und chemischen Eigenschaften werden thermoplastische Kunststoffe in den verschiedensten Branchen verwendet. Insbesondere die Möglichkeit zur gezielten Modifikation von Materialeigenschaften durch die Hinzugabe von Füll- oder Farbstoffen machen Kunststoffe zu einem beliebten Werkstoff. Für die Verarbeitung sind Zusatzstoffe oder auch Rezyklate, die einem Ausgangskunststoff beigemischt werden, eine Herausforderung, da diese gleichmäßig im Endprodukt verteilt werden müssen, um homogene Produkteigenschaften gewährleisten zu können. Um den stetig wachsenden Anforderungen hinsichtlich zu erfüllender Produkteigenschaften und -qualität gerecht zu werden, finden in kunststoffverarbeitenden Prozessen wie beispielsweise der Einschneckenextrusion häufig Mischelemente Verwendung. Diese Elemente gehören mittlerweile zu Standardkomponenten in der Kunststoffverarbeitung.

Neben der Herstellung qualitativ hochwertiger Produkte, ist der stetig steigende Kostendruck durch internationale Wettbewerber eine wesentliche Herausforderung für Hersteller und Betreiber von Extrusionsanlagen, weshalb die Steigerung der Wirtschaftlichkeit und Prozesseffizienz einen hohen Stellenwert einnimmt. Der Extruder hat maßgeblichen Einfluss auf die Gesamteffizienz der Extrusionsanlage, sodass dessen Leistungsoptimierung eine übergeordnete Rolle zugesprochen werden kann, wenn die Prozesseffizienz gesteigert werden soll.

1.1 Motivation

Die Gewährleistung einer hohen Produktqualität und die Steigerung der Prozesseffizienz kann auf vielfältige Weise erforscht werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Fokus auf der Untersuchung sogenannter frei rotierender Systeme innerhalb der Einschneckenextrusion liegen. Hierunter werden Komponenten verstanden, die nicht aktiv durch einen Motor, sondern durch Schlepplströmungen, in Rotation versetzt werden. In vorangegangenen Forschungsarbeiten haben sich diese Systeme als vielversprechend erwiesen, um die o. g. Herausforderungen zu bewältigen.

So sind beispielsweise frei rotierende Mischelemente bekannt für ihre exzellente Mischwirkung und erste Ergebnisse eines neu-entwickelten, alternativen Plastifizierkonzeptes, welches eine frei rotierende Schneckenhülse zur Feststoff-Schmelze-Trennung verwendet, weisen ein deutliches Potenzial zur Leistungssteigerung des Einschneckenextrusionsprozesses auf.

Im Fall des alternativen Plastifizierkonzeptes handelt es sich dem sogenannten *High-Speed-S-Truder* (kurz: HSST). Der HSST verfolgt den Ansatz mittels Maximierung des Massedurchsatzes bei gleichbleibender Maschinengröße durch erhöhte Schneckendrehzahlen bis in den High-Speed-Bereich eine Leistungssteigerung herbeizuführen. Die ersten experimentellen Ergebnisse aus der Dissertation von Karrenberg [Ka16] weisen auf ein deutliches Potenzial zur Leistungssteigerung des Einschneckenextrusionsprozesses hin. Konstruktionsoptimierungen der neuartigen Schneckenhülse bieten jedoch zusätzliches Potenzial eine weitere Leistungssteigerung zu realisieren. Darüber hinaus ist eine abschließende Beurteilung dieses alternativen Plastifizierungskonzeptes erst möglich, wenn die bis dato fehlenden Homogenitätsuntersuchungen anhand von Extrudatproben durchgeführt wurden.

Im Fall frei rotierender Mischelemente sind bereits verschiedene Varianten in der Industrie etabliert. Hier ist der sogenannte *Twente-Mixing-Ring* (kurz: TMR) ein bekanntes Beispiel. Trotz exzellenter Mischwirkung sind frei rotierende Mischelemente seit Jahren nicht weiterentwickelt worden. Optimierungen sind ohne das Verständnis über Wirkzusammenhänge nicht zielgerichtet umsetzbar. Das grundlegende Verständnis verschiedener Einflussfaktoren auf das Betriebsverhalten frei rotierender Mischelemente ist jedoch nicht vollumfänglich verstanden. Weiterhin wird die Optimierung von Strömungskomponenten heutzutage nahezu ausschließlich mittels Strömungssimulationen durchgeführt. Der Optimierungsvorgang erfolgt hierbei in einem zeitintensiven, iterativen Prozess, der durch die Erfahrungen eines Experten gelenkt wird. Insbesondere für frei rotierende Mischelemente ist die zielgerichtete Optimierung herausfordernd, da mindestens eine zusätzliche Komponente im Vergleich zu konventionellen Mischelementen ausgelegt werden muss. Eine Methodik zur automatisierten Auslegung und Optimierung von Mischelementen könnte den zeitintensiven und komplexen Auslegungsprozess vereinfachen. Die Voraussetzungen, hinsichtlich Rechenleistung, Optimierungsmethoden und virtueller Bewertung der Schmelzeshomogenität, zur Entwicklung einer solchen Methodik sind gegeben, jedoch bisher nicht systematisch in einer wissenschaftlichen Arbeit zusammengeführt worden.

1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

Die Zielsetzung dieser Arbeit leitet sich aus der zuvor beschriebenen Motivation ab. Das Verständnis frei rotierender Systeme in der Einschneckenextrusion gilt es auszubauen und weiterzuentwickeln. Mittels umfangreicher experimenteller Versuchsreihen soll der Einfluss verschiedener Faktoren wie Material, Geometrie und Schneckendrehzahl auf das Betriebsverhalten untersucht werden. Neben der experimentellen Erprobung wird die numerische Strömungssimulation genutzt, um das Betriebsverhalten virtuell vertiefend zu betrachten. Die Ergebnisse dieser Arbeit sollen die zukünftige Weiterentwicklung frei rotierender Systeme unterstützen.

Zur Erreichung der soeben beschriebenen, übergeordneten Ziele ist die vorliegende Arbeit folgendermaßen strukturiert: Im Anschluss an diesen Abschnitt werden dem Leser in **Kapitel 2** die Grundlagen

und der aktuelle Stand der Technik zur Thematik frei rotierender Systeme sowie zur numerischen Strömungssimulation vorgestellt, um das notwendige Hintergrundwissen für den Hauptteil dieser Arbeit zu vermitteln.

Im Fokus dieser Arbeit stehen der HSST und frei rotierende Mischelemente in Form des sogenannten Kalotten-DMR's (DMR; Dynamic-Mixing-Ring) sowie Waben-DMR's. Zur Erfassung von Prozessparametern und Extrudatqualität bestehen für den HSST und die frei rotierenden Mischelemente gemeinsame Anforderungen und gemeinsam genutzte Maschinenkomponenten. Diese Schnittmenge wird in **Kapitel 3** mit dem Schwerpunkt auf die verwendeten Komponenten erläutert.

Im Anschluss wird in **Kapitel 4** die aktuelle Konfiguration des HSST mittels zweier neuartiger Schneckenhülsekonzepte erprobt, um das Potenzial einer weiteren Leistungssteigerung durch Modifikation der Schneckenhülsegeometrie untersuchen zu können. Weiterhin werden die bis dato noch fehlenden Ergebnisse der Schmelzeshomogenität für den HSST ermittelt. Zur Bewertung werden die thermische und stoffliche Homogenität bei verschiedenen Schneckendrehzahlen erfasst.

Einen Schwerpunkt dieser Arbeit bilden frei rotierende Mischelemente, die in **Kapitel 5** sowohl experimentell als auch CFD-gestützt ausgewertet werden. Um die experimentellen Erprobungen durchführen zu können, muss ein Versuchsaufbau geschaffen werden, der die Erfassung aller Zielparameter zuverlässig ermöglicht. Aus diesem Grund wird im Rahmen von Vorversuchen die Inbetriebnahme des Versuchsaufbaus und der verwendeten Messtechnik durchgeführt. In Hauptuntersuchungen werden die Erkenntnisse aus den Vorversuchen vertieft, indem zusätzliche Materialien und weitere Mischhülsegeometrien in die Untersuchung einbezogen werden. Abschließend soll eine Möglichkeit zur CFD-gestützten Untersuchung frei rotierender Mischelemente vorgestellt werden, um das Prozessverständnis weiter zu vertiefen. Ein Abgleich zwischen experimentellen und virtuellen Ergebnissen soll die Aussagekraft der CFD-Simulation einordnen. Für frei rotierende Mischelemente ist insbesondere die Prognose der Mischhülsemdrehzahl interessant. Hierfür wird ein Prognosemethodik vorgestellt und untersucht.

Die Auslegung von frei rotierenden Mischelementen ist ein komplexes Vorhaben und ohne Expertenwissen kaum möglich. Um die Auslegung in Zukunft effizienter und unabhängiger von Expertenwissen zu gestalten, wird in **Kapitel 6** ein neuartiger Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung von Mischelementen vorgestellt, der als Ausgangsgeometrie ein neuartiges Mischhülsekonzept verwendet, welches bzgl. der zu optimierenden Geometrieparameter eine hohe Komplexität aufweist.

Abschließend wird ein Fazit über die Ergebnisse dieser Arbeit in **Kapitel 7** gezogen und ein Ausblick auf zukünftige Forschungspotenziale im Bereich frei rotierender Systeme gegeben.

2 Grundlagen und Stand der Technik

Dieses Kapitel wird die für das Verständnis dieser Arbeit notwendigen Grundlagen vermitteln sowie den aktuellen Stand der Technik darstellen. Zunächst werden die Einschneckenextrusion und grundlegende Mischmechanismen zur Erlangung einer homogenen Schmelze vorgestellt. Im Anschluss werden empirische und CFD-gestützte Methoden zur Bewertung der Schmelzeshomogenität erläutert. Anschließend wird sowohl ein Überblick über den Entwicklungsstand ausgewählter, frei rotierender Systeme in der Einschneckenextrusion gegeben als auch eine detaillierte Erläuterung der in dieser Arbeit verwendeten Systeme durchgeführt. Abschließend werden im Hinblick auf die in Kapitel 5 und 6 durchgeführten Simulationen die notwendigen Grundlagen zur numerischen Strömungssimulation vermittelt.

2.1 Einschneckenextrusion

Bei der Extrusion von Kunststoffen handelt es sich um ein kontinuierliches, urformendes Verarbeitungsverfahren zur Herstellung von Halbzeugen wie bspw. Rohren, Profilen, Folien, Schläuchen und Platten. Das Kernstück einer jeden Extrusionslinie ist der Extruder. In Abhängigkeit vom Prozess kommen verschiedene Bauarten von Extrudern zum Einsatz. In der Doppelschneckenextrusion verfügt der Extruder über zwei Schnecken, die entweder in gleich – oder gegenläufiger Fahrweise zur Aufbereitung oder Verarbeitung thermisch sensibler Materialien eingesetzt werden. Hingegen besitzt der Extruder in der Einschneckenextrusion immer nur eine Schnecke. [Bo16], [HM15]

Neben der Schnecke verfügt jeder Extruder über einen Antrieb, um die Schnecke in Rotation zu versetzen. Mit Hilfe eines Trichters wird der Extruder mit Kunststoffgranulat befüllt, sodass das Material in die Einzugszone des Extruders gelangt, wo es anschließend durch die Rotation der Schnecke gefördert, komprimiert, aufgeschmolzen und homogenisiert werden kann. Weiterhin wird der notwendige Druck aufgebaut, um die Schmelze durch das sich anschließende formgebende Werkzeug zu pressen. Heiz-/Kühlkombinationen am Zylinder, der die Schnecke einhaust, tragen einerseits Wärme zum Aufschmelzprozess bei und andererseits können verschiedenen Zonen des Extruders gekühlt werden. Vornehmlich wird der Kunststoff jedoch nicht durch die Wärme der Heizbänder aufgeschmolzen, sondern durch innere Reibung bzw. Scherung (Dissipation) des Kunststoffes. Über die Maschinensteuerung lassen sich verschiedene Prozessparameter erfassen, um den Prozess beurteilen zu können. Hierzu zählen bspw. das Antriebsdrehmoment, die Temperaturen in den verschiedenen Heizzonen, die Massetemperatur und Drücke innerhalb des Zylinders. [GLF18], [Bo16], [HM15]

In Abhängigkeit von der konstruktiven Gestaltung der Einzugszone wird zwischen Glattrohr- und Nutbuchsenextrudern unterschieden. Diese konstruktive Gestaltung führt zu verschiedenen verfahrenstechnischen Eigenschaften, welche sich insbesondere im Druckaufbau entlang des Extruders unterscheiden. Im Gegensatz zum Nutbuchsenextruder wird das Maximum für Druck und Temperatur beim Glattrohr-

extruder in der Austragszone erreicht. Hingegen wird beim Nutbuchsensextruder aufgrund der charakteristischen Feststoffförderung im Einzugsbereich bereits in dieser Zone ein durchsatzbestimmender Druck aufgebaut. Bedingt durch den unterschiedlichen Druckaufbau liegen unterschiedliche Beziehungen zwischen Drehzahl, Durchsatz und Druckniveau vor. Während sich der Massedurchsatz beim Glattrohretruder in Abhängigkeit der Drehzahl und des Werkzeuggedruckes ergibt, wird der Massedurchsatz beim Nutbuchsensextruder lediglich über die Drehzahl eingestellt und zeigt somit ein gegen druckunabhängiges Durchsatzverhalten. Erst beim Überschreiten eines systemspezifischen Werkzeugwiderstandes bricht das Förderprinzip des Nutbuchsensextruders zusammen. Der Nutbuchsensextruder wird häufig in Kombination mit einer sogenannten Barrierschnecke betrieben, welche im Vergleich zur konventionellen 3-Zonenschnecke den Kunststoff nach dem Prinzip der Feststoff-Schmelze-Trennung effizienter aufschmilzt. [Bo16], [HM15]

Mischmechanismen

Um den hohen Ansprüchen an das Endprodukt bezüglich Qualität und Wirtschaftlichkeit gerecht zu werden, sind Extruder häufig mit Mischelementen ausgestattet. Zur Beschreibung der Mischvorgänge in Kunststoffschmelzen wird auf die Unterscheidung in dispersive und distributive Mischmechanismen zurückgegriffen. Dispersives Mischen beschreibt den Vorgang des Aufbruchs von Agglomeraten in kleinere Teilchen, während distributives Mischen den Vorgang der räumlichen Verteilung von Partikeln in einer Matrix beschreibt [Ga09]. Abbildung 2-1 veranschaulicht die beiden Mechanismen anhand von vier möglichen Kombinationen hinsichtlich der Mischgüte.

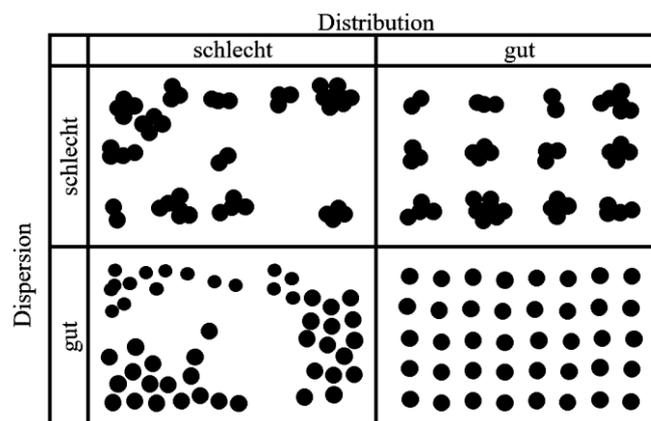


Abbildung 2-1: Grafische Darstellung von distributivem und dispersivem Mischen nach [Ga09]

Grundsätzlich gilt für das Mischen von unterschiedlichen Kunststoffen, dass die beteiligten Materialien vollständig aufgeschmolzen vorliegen müssen, um auch gemischt werden zu können. Unter dieser Voraussetzung wird ein Zustand guter Dispersion und Distribution angestrebt. An dieser Stelle sei angemerkt, dass nicht jedes Mischproblem zwangsweise beide Mischmechanismen benötigt. Sollte die Sekundärkomponente bereits in einem ausreichend feinen Zerteilungsgrad, aber inhomogen in der Polymermatrix vorliegen, so sind vornehmlich distributive Mischvorgänge notwendig [MW01]. In der Realität ist eine vollständige Trennung der beiden Mechanismen jedoch kaum möglich, da sie immer zu

einem gewissen Grad gemeinsam auftreten [AM09]. Zur besseren Beschreibung der Vorgänge wird im Folgenden jedoch jeder Mechanismus einzeln betrachtet.

Dispersives Mischen

Zum Aufbrechen von Agglomeraten oder Tröpfchen müssen Kräfte wirken, welche größer als die inneren Kräfte des betrachteten Teilchens sind. Solche Bedingungen finden sich in der Extrusion an Stellen starker Scher- und Dehnströmung, hervorgerufen durch die Schneckenrotation, besser jedoch durch spezielle Mischelemente. In einer reinen Dehnströmung wirken zwei- bis dreimal so große Kräfte auf das betrachtete Teilchen im Vergleich zur Scherströmung. Scherkräfte führen aufgrund ihres Geschwindigkeitsgradienten zu einer ständigen Rotation der Agglomerate entlang einer Stromlinie, da die größten Kräfte in einem Winkel von 45° am Agglomerat wirken, sodass der Aufbruchvorgang erschwert wird. Dementsprechend sind reine Dehnströmungen für das disperse Mischen besser geeignet als reine Scherströmungen. Sie lassen sich in der Praxis jedoch nur schwer erzeugen. [OM12], [Ga09]

Distributives Mischen

Distributives Mischen hat die Aufgabe eine Sekundärkomponente (disperses Medium) bspw. in der Form von Feststoff- und Fluidpartikeln in der Polymermatrix zu verteilen und eine homogene Masstemperatur einzustellen [Ko16], [CS13]. Das grundsätzliche Verfahren dabei ist das Strecken und Falten oder das Strecken, Aufteilen und Zusammenführen von Schmelzeschichten innerhalb des Strömungsfeldes. Dieses Vorgehen führt zu einer exponentiellen Vergrößerung der Naht- und Zwischenflächen (Baker's Fold) und demnach zu einer Steigerung der Distribution der dispersen Phase in der Matrix [VP19], [CS13], [AM09], [EGW05]. Strömungsvorgängen, die distributives Mischen realisieren, ist es inhärent, dass diese nicht ausnahmslos in Förderrichtung stattfinden. Es ist ein erheblicher Anteil an Quer- und Rückströmungen notwendig, um eine ausreichend gute distributive Mischleistung zu gewährleisten. [Ra14]

Mischelemente

Um die Mischwirkung eines Einschneckenextruders zu verbessern, bietet es sich an, Mischelemente zu nutzen [EGW05]. Unterschieden wird hierbei zwischen dynamischen und statischen Mischelementen, wobei häufig auch eine Unterscheidung bzgl. der dominierenden Mischwirkung in disperse und distributive Mischelemente getroffen wird. Dynamische Mischelemente zeichnen sich dadurch aus, dass diese direkt mit der Extruderschnecke verbunden und somit an ihre Rotation gekoppelt sind, während statische Mischelemente ohne bewegliche Komponenten arbeiten und beispielsweise in Schmelzeleitungen hinter dem Extruder Anwendung finden [KEB19], [KBR19], [Os17], [EGW05].

2.2 Methoden zur Bewertung der Schmelzehomogenität

Die Mischgüte ist das Resultat des Mischprozesses und stellt ein Maß für die Homogenität der Schmelze dar. Dem Verfasser dieser Arbeit ist kein allgemeines und universelles Gütemaß bekannt, welches zur Bewertung des Mischprozesses für alle Mischelemente bzw. -mechanismen, Betriebspunkte und Materialien Gültigkeit besitzt. Weiterhin gibt es keine universelle Mischgütekennzahl, die sowohl die stoffliche als auch die thermische Homogenität zusammenfassend beschreibt. Demnach muss abhängig von den jeweiligen Prozessrandbedingungen eine Bewertung der thermischen und stofflichen Homogenität in separaten Kennzahlen erfolgen [Go11]. Unterscheiden lässt sich zwischen empirischen Methoden und rechnerisch/simulativen Ansätzen der Bewertung. Dabei ist zu beachten, dass nur empirische Methoden die real vorliegende Mischgüte tatsächlich bewerten können. Mittels CFD-Simulationen (Computational Fluid Dynamics, dt.: numerische Strömungssimulation) können lediglich Bewertungen des Mischelementes hinsichtlich der Erzeugung von misch-begünstigenden Strömungsverhältnissen durchgeführt werden [Sc06]. Demnach können immer nur indirekte Rückschlüsse auf die sich einstellende Schmelzehomogenität gezogen werden. Aus diesem Grund wird im Folgenden von numerischen *Ansätzen* zur Bewertung der Mischgüte gesprochen, um sie von den empirischen *Methoden* zu differenzieren. In den folgenden beiden Abschnitten wird eine Auswahl der gängigen empirischen Methoden und numerischen Ansätzen vorgestellt.

2.2.1 Empirische Methoden zur Bewertung der Schmelzehomogenität

Um die Vielzahl verschiedener empirischer Methoden zur Bewertung der Schmelzehomogenität übersichtlich darzustellen, wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Kategorisierung der Methoden gemäß der Zugehörigkeit zur thermischen und stofflichen Analyse durchgeführt. Das Ergebnis dieser Kategorisierung ist in Abbildung 2-2 zu sehen.

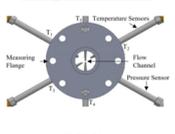
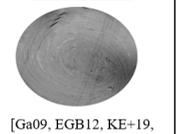
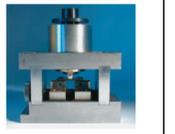
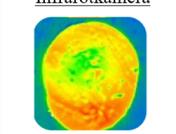
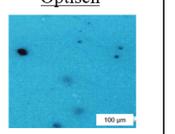
Empirische Methoden				
Thermische Analyse			Stoffliche Analyse	
Thermoelemente	Infrarot	Ultraschall	Extrudat	Produkt
<p><u>Temperaturfühler</u></p>  <p>[DSM20]</p>	<p><u>Infrarotfühler</u></p>  <p>[APS+09]</p>	<p><u>Ultraschallsensoren</u></p>  <p>[PSS13]</p>	<p><u>Dünnschnitte</u></p>  <p>[Ga09, EGB12, KE+19, Go11, DSM20]</p>	<p><u>Mechanisch</u></p>  <p>[GS15]</p>
<p><u>Temperaturkreuz</u></p>  <p>[AMK+12]</p>	<p><u>Infrarotkamera</u></p>  <p>[Go11]</p>			<p><u>Optisch</u></p>  <p>[BH18]</p>

Abbildung 2-2: Übersicht häufig verwendeter empirischer Methoden zur Bewertung der Mischgüte im Extrusionsprozess

Bei der thermischen Analyse verwenden Dörner, Schöppner et al. [DSM20] mehrere Temperaturfühler, welche radial versetzt in den Zylinder ragen, um Daten der Temperaturverteilung über den Querschnitt zu erhalten. In [AMK+12] wird ein Temperaturkreuz genutzt, um die Querschnittstemperaturverteilung zu bewerten. Die Verwendung von Infrarotfühlern wie in [APS+09] bietet den Vorteil einer deutlich reduzierten Antwortzeit im Vergleich zu Thermoelementen. Gemein ist den vorangegangenen Methoden, dass nur lokale Temperaturen erfasst werden können und keine Temperaturinformation über die gesamte Querschnittsfläche verfügbar ist. Temperaturdaten über den gesamten Querschnitt können mittels einer senkrecht auf den Austrittskanal positionierten Infrarotkamera erfasst werden. In [Go11] ist diese Vorgehensweise bereits erfolgreich erprobt worden. Eine weitere, nicht invasive Methode zur thermischen Analyse wird in [PSS13] vorgestellt, bei der mittels Ultraschallsignalen die Temperaturverteilung in einem Zylinder einer Spritzgießmaschine bestimmt werden konnte. Eine umfassendere Übersicht der Möglichkeiten zur Temperaturanalyse im Extrusionsprozess liefern Abeykoon et. al. in [AMK+12].

Zur stofflichen Analyse wird häufig eine mit einem Masterbatch (i. d. R. schwarz) versetzte Extrudatprobe entnommen und diese zu Dünnschnitten weiterverarbeitet. Dies dient der Offenlegung ungleichmäßiger Verteilungen der Materialkomponenten über den Probenquerschnitt. Wie anhand der Vielzahl von praktischen Umsetzungen zu erkennen ist, ist das Anfertigen von Dünnschnitten eine etablierte Methode, um die Bewertung der stofflichen Homogenität vorzunehmen. In [Ga09] wird das Vorgehen des Striation Thickness Measurements (dt. Streifendickenmessung) mittels mikroskopischer Betrachtung von Dünnschnitten beschrieben. Dünnere Streifen stehen dabei in direktem Zusammenhang mit einer größeren Grenzfläche zwischen den Komponenten und damit einer höheren Mischgüte. Gorczyca [Go11] sowie Dörner, Schöppner et al. [DSM20] bewerten die stoffliche Homogenität anhand von Histogrammen der Grauwertverteilung und deren Standardabweichung. Dazu wird die Verteilung eines schwarzen Masterbatches in einem weißen Extrudat untersucht. In [EGB12] werden Dünnschnitte anhand einer Skala klassifiziert. Kast und Eppe et al. [KEB19] bedienen sich der digitalen Bildanalyse und bewerten die Homogenität anhand eingescannter Dünnschnitte auf Basis der Kontrastverteilung. Eine Bewertung mittels des Segregationsgrads wird in [Go11], [Gr11] vorgenommen. Darüber hinaus können die mechanischen und optischen Eigenschaften des Endproduktes geprüft werden, wodurch indirekt Rückschlüsse auf die stoffliche Zusammensetzung gezogen werden können [BH18], [GS15].

Allen diesen Methoden ist gemein, dass sie mit erheblichem experimentellem Aufwand und zum Teil hohen Kosten verbunden sind. Des Weiteren können größtenteils nur lokale Werte erfasst und ausgewertet werden. Die Betrachtung der komplexen Strömungsvorgänge innerhalb des Extruders ist ohne Eingriff in das Strömungsfeld selbst (z. B. durch Einbringen von Sensoren) nicht oder nur sehr begrenzt möglich. Virtuelle Ansätze, welche mittels CFD durchgeführt werden, stellen eine etablierte Alternative zu realen Experimenten dar, weshalb im nächsten Abschnitt genauer auf sie eingegangen wird.

2.2.2 Numerische Ansätze zur Bewertung der Schmelzeshomogenität

Im Gegensatz zur Kategorisierung in thermische und stoffliche Analyse bei den empirischen Methoden zur Bewertung der Schmelzeshomogenität, werden die numerischen Ansätze gemäß der Fähigkeit zur Realisierung der distributiven und dispersiven Mischmechanismen gegliedert. Allen vorgestellten virtuellen Ansätzen zur Bewertung der Mischgüte liegt die numerische Berechnung des Strömungsfeldes in Form von Masse-, Impuls- und Energieerhaltung zu Grunde. Das Strömungsfeld bietet aufgrund seiner Komplexität bezüglich Deformations- und Verteilungsvorgängen vielfältige Möglichkeiten der Auswertung und führt zu einer in der Literatur schier unüberschaubaren Anzahl von Ansätzen. Aus diesem Grund wird in diesem Abschnitt nur eine Auswahl virtueller Ansätze vorgestellt, welche in Abbildung 2-3 zusammengefasst werden.

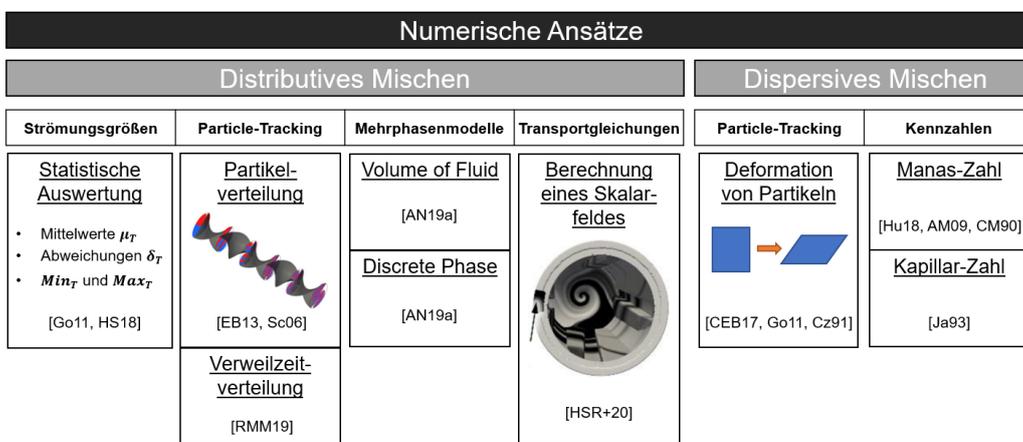


Abbildung 2-3: Übersicht über eine Auswahl virtueller Ansätze zur Beurteilung der distributiven und dispersiven Mischgüte

Die Betrachtung von Strömungsgrößen wie bspw. der Temperatur ist eine Möglichkeit zur Auswertung der distributiven Mischleistung. Dazu werden die Temperaturen am Ein- und Auslass des Simulationsraumes, aber auch im Strömungsgebiet selbst, herangezogen. Über minimale und maximale Werte, sowie über Mittelwerte und Abweichungen können Rückschlüsse auf die thermisch-distributive Mischleistung gezogen werden. Diese Art der Auswertung wird bspw. in [Go11] und [HS18] verwendet, sie gibt jedoch keinen Aufschluss über die stoffliche Homogenisierung der Schmelze. Zu diesem Zweck werden zumeist Particle-Tracking-Ansätze verwendet. Particle-Tracking beschreibt die Abbildung und Untersuchung der Pfade, auf denen sich masselose Partikel durch das Strömungsfeld bewegen würden. Entscheidend für die Kalkulation der Partikeltrajektorien ist hierbei, ob ein stationäres oder instationäres Strömungsfeld vorliegt. Für stationäre Strömungen, in denen das Geschwindigkeitsfeld nicht zeitabhängig ist, stimmen Partikeltrajektorien mit den Strömungslinien überein [Ha09]. Demnach werden auch Auswertungen der Strömungslinien im Rahmen der Zuordnung aus Abbildung 2-3 zu den Particle-Tracking-Ansätzen (Partikelverteilungen) gezählt. Eine weitverbreitete Möglichkeit der Auswertung von Partikel- bzw. Stromlinienverteilungen stellen sogenannte Poincaré-Abbildungen dar. Diese bilden die Schnittpunkte von Trajektorien auf einer Ebene ab [Am95]. Unter anderem wurden sie bereits in [EB13]

und [Sc06] zur Auswertung der Mischgüte herangezogen. Am Einlass wurden verschiedenfarbige Punktwolken aufgegeben, welche sich der Strömung folgend durch das Fluid bewegen. Innerhalb des Mischelementes werden die Verteilungen über Ebenen sichtbar gemacht und erlauben so einen visuellen Einblick in die Vorgänge der Strömung. Die quantitative Auswertung kann über verschiedene statistische Größen (wie bspw. die Standardabweichung) erfolgen. In [EB13] ist dazu eine Auswahl verschiedener Mischgütekennzahlen dargestellt. Roland, Marschik et al. [RMM19] erweitern die Methode des Particle-Trackings um die Einbeziehung der Verweilzeit. Daraus ergibt sich die Möglichkeit der Auswertung der Längsmischung (axiale Mischung) eines Mischelementes.

Im Bereich der Mehrphasenmodelle sind vor allem der Volume-of-Fluid-Ansatz (VOF) sowie das Discrete-Phase-Model (DPM) zu nennen. Der VOF-Ansatz simuliert das Verhalten mehrerer nebeneinander vorliegender Fluide und errechnet für jede Zelle des verwendeten Rechnetetzes den prozentualen Fluidanteil in dieser Zelle, welcher im Anschluss ausgewertet werden kann. Das DPM erlaubt neben der Lösung der kontinuierlichen Phase die Lösung einer weiteren nicht-kontinuierlichen diskreten Phase. Diese zweite Phase besteht aus sphärischen Partikeln, welche in der ersten Phase dispergiert sind. Über die Auswertung der Trajektorien der Partikel lassen sich Rückschlüsse auf die Mischgüte ziehen.

[AN19a] Hopmann, Schön et al. [HSR+20] bewerten die distributive Mischgüte durch die Implementierung einer Transportgleichung in den numerischen Solver. Diese löst einen passiven Skalar im gesamten Fluidvolumen. Am Einlass wird ein kleiner Bereich mit einem Wert von 255 (RGB-Skala = schwarz) aufgegeben, während der Rest den Wert 1 (Weiß) gesetzt wird. Am Auslass lässt sich nach erfolgter Berechnung des Strömungsfeldes über eine Grauwertanalyse die distributive Mischgüte beurteilen.

Bei der dispersiven Mischgütebewertung finden sich ebenfalls Ansätze mit der Methode des Particle-Trackings. Zur Quantifizierung der dispersiven Mischleistung wird ein Ansatz über die Deformation eines der Stromlinie folgenden Partikels gewählt (vgl. [CEB17], [Go11], [Cz91]). Diese wird z. B. auf Basis des, an jeder Stelle der Stromlinie anliegenden, Scher- und Dehnfeldes berechnet und resultiert in der Gesamtbelastung auf den Partikel am Auslass des betrachteten Strömungsfeldes.

Ein weitverbreiteter Kennwert zur Bewertung der dispersiven Mischgüte ist die in [CM90] vorgestellte Fließzahl, auch als Manas-Zahl oder Mischindex bezeichnet wird. Zur Berechnung wird zunächst durch Anwendung des Nabla-Operators ∇ auf den Geschwindigkeitsvektor \underline{u} der Geschwindigkeitsgradient $\underline{\underline{L}}$ nach Gl. 2-1 gebildet.

$$\underline{\underline{L}} = \nabla \cdot \underline{u} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} & \frac{\partial u}{\partial z} \\ \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial z} \\ \frac{\partial w}{\partial x} & \frac{\partial w}{\partial y} & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 2-1}$$

Aus diesem lassen sich im Anschluss der Deformationsgradient $\underline{\underline{D}}$ (Gl. 2-2) sowie der Rotationsgradient $\underline{\underline{W}}$ (Gl. 2-3) ableiten (eine detaillierte Darstellung ist in Anhang A.1 zu finden):

$$\underline{\underline{D}} = \frac{(\underline{\underline{L}} + \underline{\underline{L}}^T)}{2} \quad \text{Gl. 2-2}$$

$$\underline{\underline{W}} = \frac{(\underline{\underline{L}} - \underline{\underline{L}}^T)}{2} \quad \text{Gl. 2-3}$$

Aus Gl. 2-2 und Gl. 2-3 ergibt sich dann der Mischindex λ nach Gl. 2-4.

$$\lambda = \frac{|\underline{\underline{D}}|}{|\underline{\underline{D}}| + |\underline{\underline{W}}|} \quad \text{Gl. 2-4}$$

λ kann Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Die Bedeutung des jeweiligen Wertes ist dabei wie folgt:

- $\lambda = 0$ → reine Rotation,
- $\lambda = 0,5$ → reine Scherströmung,
- $\lambda = 1$ → reine Dehnströmung.

Ein höherer Wert entspricht einer potenziell besseren dispersiven Mischleistung aufgrund des Ausbleibens von Wirbeln. [AN19b], [Hu18], [AM09]

Nicht zuletzt soll der Ansatz von Janssen [Ja93] erwähnt werden, welcher eine Gleichung zur Berechnung für die Kapillarzahl aufstellte. Auch für diese Kennzahl wird je nach Wert zwischen Rotation, Scherung oder Dehnung unterschieden.

2.3 Frei rotierende Systeme

In diesem Abschnitt wird zunächst eine Definition frei rotierender Systeme in der Kunststoffverarbeitung gegeben, bevor der Stand der Technik zu den in dieser Arbeit verwendeten frei rotierenden Systemen vorgestellt wird. Ein frei rotierendes System wird im Kontext dieser Arbeit und der Einschneckenextrusion wie folgt definiert:

Ein frei rotierendes System ist ein mit Kunststoffschmelze/-granulat in Kontakt stehendes Bauteil, das nicht mechanisch im System befestigt oder mit einem Antrieb verbunden ist.

Aus dieser Definition ergeben sich verfahrenstechnische Besonderheiten. Die fehlende mechanische Verbindung mit dem umgebenden System (Gehäuse) und die fehlende Verbindung zu einem Motor bedingen, dass frei rotierende Komponenten (in Form von Hülsen oder Ringen) „schwimmend“ im System gelagert sind. Die schwimmende Lagerung ermöglicht eine relative Bewegung in Bezug zu den fixierten bzw. aktiv angetriebenen restlichen Maschinenkomponenten. Die Hülsen werden hierbei durch Schleppkräfte auf der Innenseite angetrieben, wobei das Kunststoffmaterial zwischen Zylinder und Hülse eine entsprechende Bremswirkung verursacht. Eine schematische Querschnittsgegenüberstellung

eines konventionellen Zylinder-Rotor-Systems mit einem Rotor-Hülse-Zylinder-System ist in Abbildung 2-4 zu sehen.

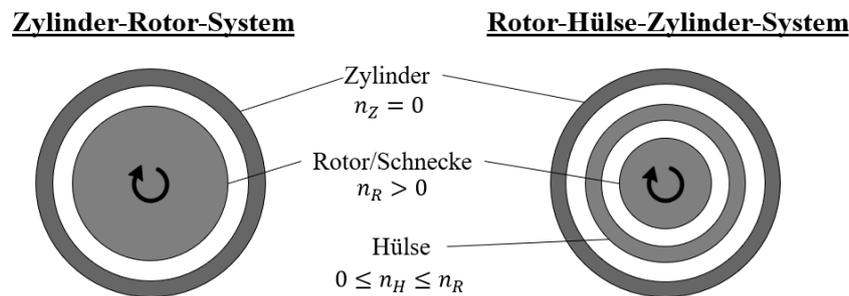


Abbildung 2-4: Schematische Querschnittsgegenüberstellung eines konventionellen Zylinder-Rotor-Systems mit einem Rotor-Hülse-Zylinder-System

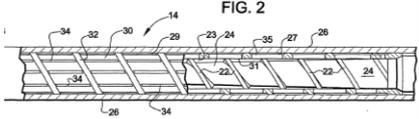
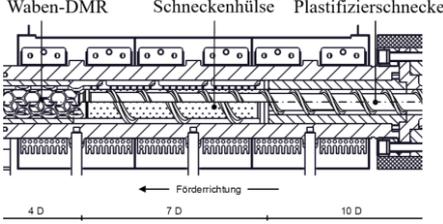
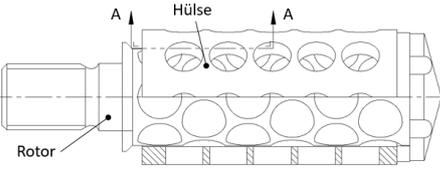
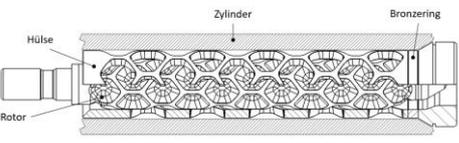
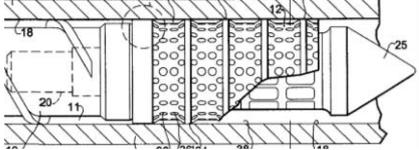
Die Drehzahl des fixierten Zylinders liegt bei $n_Z = 0$ während für die Rotordrehzahl $n_R > 0$ gilt. Die Drehzahl der Hülse n_H kann dementsprechend Werte im Bereich $[0 \leq n_H \leq n_R]$ annehmen. Hieraus lassen sich drei mögliche Prozesszustände ableiten:

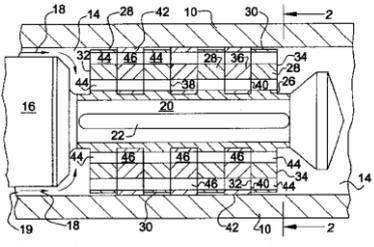
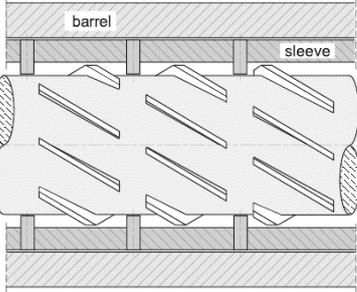
- $0 = n_H \rightarrow$ Hülse liegt blockiert im System vor. Die vorgesehene Funktions- und Arbeitsweise ist nicht gewährleistet.
- $n_R = n_H \rightarrow$ Die Hülse rotiert in derselben Geschwindigkeit wie der Rotor. Die vorgesehene Funktions- und Arbeitsweise ist auch hier nicht gewährleistet.
- $0 < n_H < n_R \rightarrow$ Es stellt sich eine Relativgeschwindigkeit ein. Die vorgesehene Funktions- und Arbeitsweise wird erfüllt.

In bisherigen Forschungsarbeiten wurde die Hülsendrehzahl zwar erfasst (Details zur Messmethodik folgen in Abschnitt 4.3 und 5.1.3), jedoch wurde nicht untersucht, welche Prozessparameter Einfluss auf die Rotationsgeschwindigkeit der Hülse nehmen. Ein grundlegendes Verständnis über diese Einflussfaktoren kann jedoch zur Verbesserung der Auslegung solcher Systeme beitragen.

Frei rotierende Systeme sind in der Kunststoffverarbeitung sowohl in der Extrusion als auch beim Spritzgießen anzutreffen. Im Rahmen dieser Arbeit werden lediglich solche frei rotierenden Systeme betrachtet, deren Einsatzgebiet in der Einschneckenextrusion liegt. Eine Übersicht der existierenden Systeme ist in Tabelle 2-1 zu sehen. Es sei angemerkt, dass die Tabelle keinen Anspruch auf Vollständigkeit erhebt, sondern vielmehr die Variantenvielfalt frei rotierender Systeme veranschaulichen soll.

Tabelle 2-1: Übersicht existierender frei rotierender Systeme in der Einschneckenextrusion

Frei rotierendes System		Details
Plastifizierzone	 <p>Quelle Abbildung: WO 02/04184A1</p>	<p>Bezeichnung: Melt Bleeder Extruder Erfinder: Robert A. Barr Patent: WO 02/04184A1</p> <p>Beschreibung: In seinem Patent WO 02/04184 A1 stellt Barr verschiedene Konzepte zu einer Hülse vor, die in der Plastifizierzone die Extruderschnecke umgibt. Ein Konzept sieht eine frei rotierende Hülse vor, die schlitzförmige Durchlässe hat, die den Transport von Schmelze aus dem innenliegenden Bereich in die Hülsegänge erlauben. Auf der Außenseite der Hülse befinden sich wendelförmige Stege, um das Material zu fördern. [Ba02] Eine Umsetzung dieser Konzeptidee ist dem Autor dieser Arbeit nicht bekannt.</p>
	 <p>Quelle Abbildung: [Ka16]</p>	<p>Bezeichnung: High-Speed-S-Truder (HSST) Erfinder: ETA Kunststofftechnologie GmbH/ G. Karrenberg (Institut für Produkt Engineering (ipe)) k. A.</p> <p>Patent:</p> <p>Beschreibung: Erfolgt in Abschnitt 2.3.1.</p>
	 <p>Quelle Abbildung: [Ra08b]</p>	<p>Bezeichnung: Twente-Mixing-Ring (TMR) Erfinder: G. J. M. Semmekrot Patent: US5013233</p> <p>Beschreibung: Erfolgt in Abschnitt 2.3.2.</p>
Mischbereich	 <p>Quelle Abbildung: ipe</p>	<p>Bezeichnung: Wabenförmiger Dynamic Mixing Ring Erfinder: ETA Kunststofftechnologie GmbH / ipe k. A.</p> <p>Patent:</p> <p>Beschreibung: Erfolgt in Abschnitt 2.3.2.</p>
	 <p>Quelle Abbildung: US 5988866</p>	<p>Bezeichnung: Floating Sleeve Mixer (auch: Fluxion Mixer) Erfinder: Robert A. Barr Patent: US 5988866</p> <p>Beschreibung: Der sogenannte Fluxion Mixer umgibt als Hülse den angetriebenen Rotor. Wiederum ist ein Austausch von Material durch Bohrungen in der Hülse möglich. Die Besonderheit der Hülsekonstruktion liegt in radial umlaufenden Stegen, welche die Hülse in verschiedene Sektionen gliedert. Hierdurch soll ein vorzeitiges Überströmen der Schmelze verhindert werden, sodass ein Zwangsaustausch zwischen Rotor und Hülse stattfindet. [URLc] Laut [Ba99] eignet sich die Hülse nicht nur für den Einsatz in Extrusionslinien, sondern auch als Substitution von Rückströmsperren. [SSP+00] Erprobt in [Ba99] und [MBS+99].</p>

Frei rotierendes System	Details
 <p>Quelle Abbildung: US 6254266 B1</p>	<p>Bezeichnung: Floating Ring Mixer Erfinder: Robert A. Barr Patent: US 6254266 B1</p> <p>Beschreibung: Im Vergleich zu den bisher vorgestellten Mischhülsen, setzt sich dieses frei rotierende System nicht aus einer einzelnen Hülse/Ring zusammen, sondern besteht aus einer <i>Vielzahl</i> von Ringelementen. Hierbei befinden sich die schwimmenden Ringe in Nuten eines angetriebenen Ringes, welcher mittels einer Passfederverbindung mit dem Rotor verbunden ist. Die wechselnde Geschwindigkeit bei der Übergabe von Schmelze durch das angetriebene und frei rotierende Ringen soll mischbegünstigende Scherkräfte einstellen. [Ba01] Erprobt in [MBS+99].</p>
 <p>Quelle Abbildung: [Ra19]</p>	<p>Bezeichnung: Vortex Intermeshing Pin Mixer (VIP) Erfinder: Chris A. Rauwendaal Patent: US 6709147 B1</p> <p>Beschreibung: Das frei rotierende Hülsenkonzept des VIP Mischers besitzt auf der Innenseite der Hülse Stifte, welche in die Zwischenräume der Rotorstege greifen (ähnlich wie eine Harke; intermeshing). Das harkende Wirkprinzip in Kombination mit der relativen Bewegung der Hülse zur Schnecke gewährleisten eine zusätzliche Verwirbelung (vortex) des Schmelzestroms. Eine Verwendung dieses Systems im Spritzguss soll ebenfalls möglich sein. [Ra19], [AM09], [Ra04] Dem Autor sind keine experimentellen Ergebnisse aus Veröffentlichungen bekannt.</p>

Wie aus der Übersicht in Tabelle 2-1 hervorgeht, lassen sich frei rotierende Systeme in der Einschneckenextrusion der Plastifizierungszone und dem Mischbereich einordnen. Eine Ausnahme bildet die Schneckenhülse des HSST-Systems, da hier eine Plastifizierhülse in Kombination mit einer wabenförmigen Mischhülse vorliegt.

Trotz der Variantenvielfalt sind frei rotierende Systeme in der Praxis selten zu finden. So handelt es sich bei den meisten Systemen lediglich um Konzepte, die entweder gar nicht in der Praxis erprobt wurden oder sich nicht in der Industrie etablieren konnten. Grundsätzlich stehen der Anwendung von frei rotierenden Mischhülsenkonzepten in der Einschneckenextrusion verschiedene Herausforderungen gegenüber. Aus verfahrenstechnischer Sicht sei bspw. der hohe Druckverbrauch zu nennen, welcher für die Effizienzsteigerung des Extruders als kritischer Faktor betrachtet werden muss. Als Ursache für den erhöhten Druckverbrauch kann unter anderem die nicht vorhandene Förderwirkung der bis dato erhältlichen Mischhülsen identifiziert werden. Experimentelle Untersuchungen von Myers-Glycon, et al. [MBS+99] betonen indes keine Anzeichen eines signifikant erhöhten Druckverbrauchs von frei rotierenden Mischhülsen für typische kommerzielle Anwendungen, sondern lediglich die exzellente Mischwirkung dieser Systeme. Ein weiterer Schwachpunkt liegt in der Verschleißanfälligkeit der Hülse bei falscher Montage oder Auslegung [CS13]. Als Mittel zur axialen Lagerung solcher Hülsen im Extruder und zur Reduzierung des Verschleißes haben sich Bronzeringe bewährt [Ka16]. Auf Fertigungsseite ist die häufig sehr kosten- und zeitintensive Herstellung anzuführen [CS13].

Um die Funktionsfähigkeit der frei rotierenden Mischhülsen zu gewährleisten, muss sichergestellt sein, dass diese tatsächlich frei im Extruder rotieren können. Hinzu kommt die Herausforderung die Hülsendrehzahl zu erfassen, um eine prozesstechnische Überwachung zu realisieren. Dies kann lediglich durch zusätzliche Messtechnik erfolgen. In den folgenden beiden Abschnitten wird näher auf die frei rotierende Systeme *High-Speed-S-Truder* und *Mischelemente (Mischhülsen)* eingegangen.

2.3.1 High-Speed-S-Truder

Das Institut für Produkt Engineering (ipe) der Universität Duisburg-Essen beschäftigt sich seit Jahren mit der Entwicklung eines alternativen Plastifizierkonzeptes für High-Speed-Anwendungen auf Basis von Feststoff-Schmelze-Trennung [Ka16], [WK15], [Gr11], [Ra08a], [Ka04], um die Effizienz des Verarbeitungsprozesses, durch Anhebung der Massedurchsätze bei gleichbleibender Maschinengröße mittels erhöhter Schneckendrehzahlen bis in den High-Speed-Bereich¹, zu steigern. Aus den Forschungsanstrengungen ist der sogenannte High-Speed-S-Truder (kurz: HSST) mit frei rotierender Schneckenhülse hervorgegangen (siehe Abbildung 2-5).

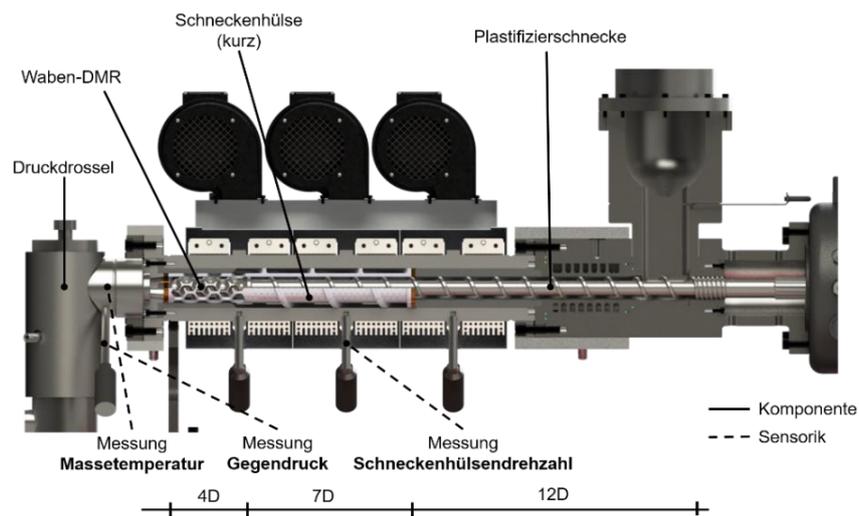


Abbildung 2-5: High-Speed-S-Truder mit glatter Schneckenhülse und Waben-DMR

In seiner aktuellen Konfiguration verfügt der HSST über eine $\varnothing 35$ mm-Plastifizierschnecke der Länge 23D, die den Kunststoff in Richtung der $\varnothing 60$ mm-Schneckenhülse (11 D) fördert. Die Lagerung der Schneckenhülse im System erfolgt in axialer Richtung über Bronzeringe, deren geringere Härte (im Vergleich zum Material der Hülse) einen Verschleiß der Hülse verhindern sollen. Die Schneckenhülse verfügt über mehr als hunderte radiale Bohrungen, die für die Realisierung der Feststoff-Schmelze-Trennung vorgesehen sind. Die sich bildende Schmelze im Schneckengang wird unmittelbar nach ihrer Entstehung in den Schneckenhülsenkanal abgeführt, sodass die Bildung eines Schmelzepools unterhalb der Schneckenhülse vermieden und die Plastifizierleistung des Systems hochgehalten wird. Anschlie-

¹ Gemäß [Ro10] liegt ein High-Speed-Betrieb bei Drehzahlen größer 400 U/min vor.

ßend durchläuft die Schmelze einen 4D langen, kalottenförmigen DMR. Über eine Druckdrossel (Details folgen in Abschnitt 3.1), welche den Gegendruck eines konventionellen Werkzeuges imitieren soll, verlässt die Schmelze das System. Plastifizierungsversuche belegen das Potenzial des HSST für ein breites Material- und Drehzahlspektrum. So konnte bspw. für das Material PE-LD Lupolen2420D der Firma Lyondellbasell ein Massedurchsatz von knapp 150 kg/h bei einer Schneckendrehzahl von 800 U/min erzielt werden. Zur Erfassung der Schneckenhülsendrehzahl hat Karrenberg ein hochfrequent gemessenes Drucksignal genutzt. Die Rotation des Hülsenstegs verursacht ein oszillierendes Drucksignal mit einer bestimmten Frequenz. Durch das automatisierte Auswerten der erfassten Druck-Peaks sind Rückschlüsse über die Hülsendrehzahl möglich. Diese Art der Drucksignalauswertung wurde bereits mehrfach erfolgreich in der Kunststoffverarbeitung angewendet [Ra14], [CS13], [MBS+99]. Eine ausführliche Beschreibung der Ergebnisse aller Prozessparameter ist in [Ka16] nachzulesen.

Zu klären ist für dieses System jedoch, inwieweit die Schmelzehomogenität durch die Kombination von hohen Drehzahlen und frei rotierender Schneckenhülse beeinflusst wird. Darüber hinaus ist es denkbar, dass weitere Steigerungen des Massedurchsatzes durch Modifikationen der Schneckenhülse realisierbar sind.

2.3.2 Frei rotierende Mischelemente

Frei rotierende Mischelemente sind für ihre exzellente Mischwirkung bekannt. Gleichwohl sind solche Systeme nicht weit in der industriellen Praxis verbreitet und ihre Entwicklung ist in der Vergangenheit nicht intensiviert worden. Eine Ausnahme stellt der *Twente-Mixing-Ring* (kurz: TMR) dar. Der TMR ist historisch gesehen eine Weiterentwicklung des sogenannten Cavity-Transfer-Mixers (auch RAPRA-Mixer oder Staromix einer Bauart der Fa. Reifenhäuser aus Troisdorf, kurz: CTM). Im Rahmen dieser Arbeit werden zwei unterschiedliche Varianten frei rotierender Mischelemente näher untersucht. Als Bezeichnung für beide Varianten dient der Übergriff *Dynamic-Mixing-Ring* (kurz: DMR). Die eine Variante weist kalottenförmige Aussparungen in Rotor und zylindrische Bohrungen in der Hülse auf, während die zweite Variante jeweils wabenförmige Aussparungen besitzt.

Der kalottenförmige DMR ist eine durch das Unternehmen ETA Kunststofftechnologie GmbH modifizierte Variante des TMR und setzt sich aus einem Rotor, der über den Umfang fünf kalottenförmige Bohrungen besitzt, sowie einer frei rotierenden Mischhülse zusammen, die in Umfangsrichtung sechs Bohrungen aufweist. Bertrieben wird der kalottenförmige DMR in Kombination mit einem primär dispersiv wirkenden Wendelscherelement (kurz: WSE). Das gesamte Mischelement bestehend aus vorgeschaltetem WSE und DMR ist in Abbildung 2-6 dargestellt.

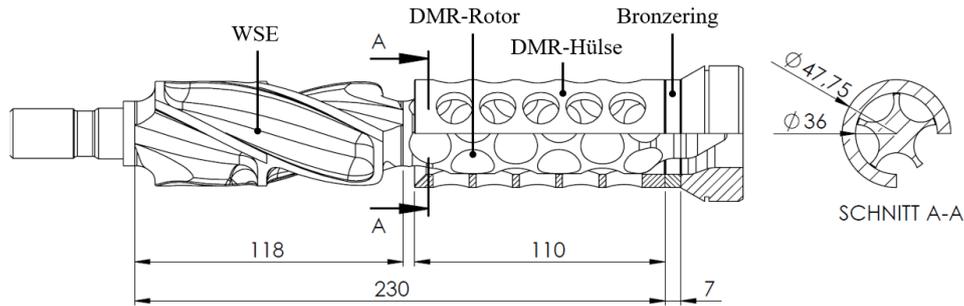


Abbildung 2-6: Schematische Darstellung des dynamischen Mixers bestehend aus WSE und Kalotten-DMR

Gelagert wird die Hülse durch einen Bronzering, der den Verschleiß – ähnlich wie beim HSST – an der Auflageseite reduzieren soll. Das plastifizierte Material tritt zunächst in die Kalotten des Rotors ein, strömt anschließend durch die Bohrungen der Hülse und gelangt schließlich wieder zurück zum Rotor. Die auf diese Weise sich wiederholenden, komplexen Strömungsvorgänge führen zu einem guten Mischergebnis des DMR [KBR19]. Das vorgeschaltete WSE stimmt in seinem Mischprinzip mit dem des bekannten Maddock-Mischers [CS13] überein und verfügt über zwei Gangpaarungen mit jeweils einer Einlassnut. Eine Gangpaarung besteht aus drei Quer- und zwei Scherstegen. Über die Einlassnuten strömt die Schmelze in den Mischer ein und wird jeweils durch einen Sperrsteg an der einen Seite der Nut am Übertritt in die benachbarte Nut gehindert. Der Schersteg (auch Mischsteg genannt) an der anderen Nutseite erlaubt hingegen ein Überströmen der Schmelze, sodass sowohl Dehn- als auch Scherströmungsfelder innerhalb dieser Engstelle entstehen. Hier ist die Schmelze kurzzeitig zwar stark belastet, durch die starke Scherung und Dehnung wird gleichzeitig aber auch die dispersive Mischwirkung realisiert.

Das zweite zu untersuchende frei rotierende Mischelement ist der sogenannte *Waben-DMR*, der in einer Kooperation zwischen dem ipe der Universität Duisburg-Essen und der Firma ETA Kunststofftechnologie GmbH entwickelt wurde. Beim Waben-DMR (siehe Abbildung 2-7) handelt es sich um ein primär distributiv-wirkendes Mischelement, welches in seinem Wirkprinzip dem Kalotten-DMR bzw. TMR entspricht.

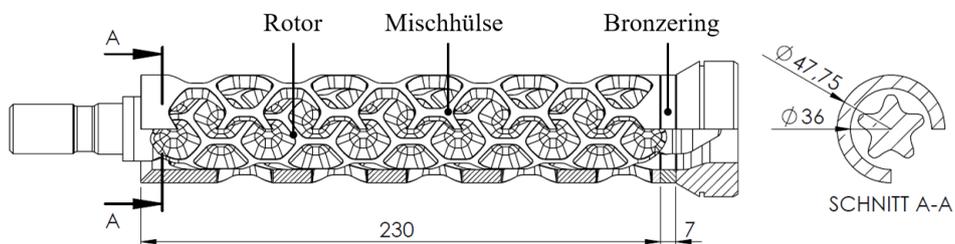


Abbildung 2-7: Schematische Darstellung des Waben-DMRs bestehend aus Rotor und Mischhülse

Im Gegensatz zum Kalotten-DMR besitzt der Waben-DMR kein vorgeschaltetes dispersiv wirkendes WSE, sodass der Waben-DMR, neben den distributiven Mischmechanismus, auch die dispersiven

Mischanforderungen erfüllen muss. Entlang des Rotors sind elf Reihen von wabenförmigen Aussparungen mit einer Stegbreite von 4 mm zu finden. Sowohl in Umfangsrichtung des Rotors als auch der Hülse sind je Reihe fünf Einfräsungen gleichmäßig eingearbeitet, wobei die Hülse lediglich zehn Reihen in axialer Richtung aufweist. Der konstruktive Wechsel von einer Kalottenform hin zu einer Wabenstruktur beruht auf Überlegungen, die Karrenberg in [Ka16] zur Optimierung eines Kalotten-DMRs im Rahmen der High-Speed-Extrusion angestellt hat. Die Wahl von Waben statt Kalotten bietet hierbei den Vorteil, dass diese sich besser zueinander ausrichten lassen und somit die Oberfläche des Rotors bzw. der Mischhülse minimiert wird. Da eine durch Scherung hervorgerufene, übermäßige thermische Belastung zur Schädigung des Materials beiträgt, können auf diese Weise Bereiche hoher Schergeschwindigkeiten reduziert werden, ohne die grundsätzlichen Strömungswege im Mischelement zu verändern. Die Idee zur Reduzierung der Scherbelastung ist nachvollziehbar, steht jedoch vermeintlich im Zielkonflikt mit einer effizienten dispersiven Mischung, da die Schmelze weniger bzw. kürzer geschert wird. Es ist unklar, ob der Verzicht auf ein vorgeschaltetes dispersiv wirkendes Mischelement die Mischwirkung nicht zu stark einschränkt. Tiefergehende experimentelle Untersuchungen zum Waben-DMR sind bis dato nicht veröffentlicht.

2.4 Numerische Strömungssimulation

Die computergestützte, numerische Strömungssimulation hat sich in den letzten Jahrzehnten zu einem unverzichtbaren Werkzeug zur Auslegung von Strömungsmaschinen entwickelt. Im Rahmen dieser Arbeit werden strömungsmechanische Phänomene und Berechnungen gemäß der Kontinuumstheorie betrachtet. Hieraus folgt, dass atomare bzw. molekulare Wechselwirkungen in der Betrachtung nicht differenziert berücksichtigt werden, sondern vielmehr die Summe aller mikroskopischen Wirkungen in Form von makroskopischen Größen beschrieben werden. Zur Strömungsanalyse sind makroskopische Größen, welche den Bewegungszustand und auch den thermodynamischen Zustand eines Fluidelementes charakterisieren, ausreichend. Die numerische Strömungssimulation ermöglicht die iterative Berechnung der das Strömungsfeld beschreibenden Größen Geschwindigkeit \underline{u} , Druck p und Temperatur T [Bö81]. Zur Bestimmung dieser Größen werden die Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie für eine Fluidomäne – bestehend aus infinitesimal kleinen Kontrollvolumina – gelöst. [FPS20], [LO18], [MMD16], [Co08], [Bö81]

Im Folgenden werden zunächst die Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie erläutert, bevor ergänzende Zustandsgleichungen zur Lösung des Gleichungssystems vorgestellt werden. Im Anschluss wird die allgemeine Transportgleichung eingeführt und das grundsätzliche Vorgehen der Finiten-Volumen-Methode gezeigt. Abschließend zu den Grundlagen der numerischen Strömungssimulation soll auf rotierende Bezugssysteme eingegangen werden, welche die Basis der rechenzeit-reduzierenden Simulation von rotierenden Komponenten darstellen.

2.4.1 Erhaltungsgleichungen

Die mathematische Beschreibung einer Strömung erfolgt durch ein System von fünf partiellen, nichtlinearen Differentialgleichungen für Masse, Impuls in den drei Raumrichtungen und Energie. Grundsätzlich können diese auf verschiedenste Weise dargestellt werden. Hier wird auf die konservative Darstellungsform für raumfeste Kontrollvolumina innerhalb eines kartesischen Koordinatensystems in Divergenzform zurückgegriffen. Auf eine detaillierte Herleitung wird an dieser Stelle verzichtet und auf die Grundlagenliteratur verwiesen. [FPS20], [Le18], [MMD16], [OBP12], [FP08], [VM07], [Bö81]

Masseerhaltung:

Mit der Masseerhaltung wird die zeitliche Änderung der Masse m für ein raumfestes Kontrollvolumen V durch die Bilanzierung der eintretenden und austretenden Masseströme über die Kontrollflächen A von V erfasst. Die entsprechende Masseerhaltungsgleichung (auch Kontinuitätsgleichung) wird gemäß Gl. 2-5 formuliert.

$$\frac{\delta}{\delta t}(\rho) + \nabla \cdot (\rho \underline{u}) = 0 \tag{Gl. 2-5}$$

Die partielle Ableitung nach der Zeit t des Dichtefeldes $\rho(x, y, z, t)$ und die Divergenz des Produktes aus Dichtefeld und Geschwindigkeitsvektor $\underline{u}(u, v, w)$ müssen 0 ergeben, um die Massebilanz aufzustellen. Für inkompressible Strömungen entfällt $\frac{\delta}{\delta t}(\rho)$.

Impulserhaltung:

Die Grundlage für die Impulserhaltung stellt das zweite Newton'sche Gesetz $\underline{F} = \underline{\dot{I}} = m \cdot \frac{d\underline{u}}{dt}$ dar. Der Kraftvektor \underline{F} beinhaltet die Summe aller Kräfte, welche auf das Kontrollvolumen bzw. Fluidvolumen wirken. Zu diesen Kräften zählen neben den Oberflächenkräften S_O auch Volumenkräfte S_V . Die Fähigkeit eines Fluides seinen Impuls ganz oder teilweise auf andere Körper bzw. Fluide zu übertragen oder die Impulse von anderen Körpern bzw. Fluiden aufnehmen zu können, ist Grundlage für die Impulserhaltung innerhalb eines geschlossenen Systems.

Für den Impuls werden drei Erhaltungsgleichungen in alle Raumrichtungen aufgestellt, die sich jedoch mit dem dyadischen Produkt \otimes zu einer Gleichung zusammenfassen lassen. [Le18], [MMD16]

$$\frac{\delta}{\delta t}(\rho \underline{u}) + \nabla \cdot (\rho \underline{u} \otimes \underline{u}) = S_O + S_V \tag{Gl. 2-6}$$

$$\text{mit } \begin{aligned} S_O &= -\nabla p + \nabla \cdot \underline{\tau} && \text{Gl. 2-7} \\ S_V &= \rho \underline{g} - 2\rho(\underline{\omega} \times \underline{u}) - \rho(\underline{\omega} \times (\underline{\omega} \times \underline{r})) && \text{Gl. 2-8} \end{aligned}$$

$\underbrace{\hspace{1.5cm}} \quad \underbrace{\hspace{1.5cm}} \quad \underbrace{\hspace{1.5cm}}$
 Gravitation Corioliskräfte Zentrifugalkräfte

Auf der linken Seite von Gl. 2-6 sind in komprimierter Darstellung die ein- und ausströmenden Impulse angegeben, wobei die Größe $\rho \underline{u}$ den Impuls pro Volumeneinheit angibt. [OBP12] Hingegen umfasst die

rechte Seite von Gl. 2-6 die am Fluidelement angreifenden Oberflächen- und Volumenkräfte S_O (Gl. 2-7) und S_V (Gl. 2-8). Die Oberflächenkräfte lassen sich hierbei in Druck p sowie Normal- σ und Scherspannungen τ unterteilen. Von den Normalspannungen lässt sich der Druck p abspalten, da dieser für alle Raumrichtungen gleich groß ist. Beschrieben werden die Oberflächenkräfte über den Spannungstensor $\underline{\underline{\tau}}$ (Gl. 2-9) und den skalaren Druck p (Gl. 2-10) [MMD16]:

$$\underline{\underline{\tau}} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 2-9}$$

$$p = -\frac{1}{3}(p_{xx} + p_{yy} + p_{zz}) \quad \text{Gl. 2-10}$$

Zu den Volumenkräften S_V zählen die Gravitation, bei rotierenden Systemen die Zentrifugal- und Corioliskräfte sowie elektromagnetische Kräfte. Im Rahmen dieser Arbeit nehmen rotierende Systeme eine vordergründige Rolle ein, weshalb diese Thematik in Abschnitt 2.4.5 nochmal gesondert aufgegriffen wird.

Energieerhaltung:

Die Energieerhaltungsgleichung ist die letzte der fünf Erhaltungsgleichungen und basiert auf der Anwendung des ersten Hauptsatzes der Thermodynamik. Da Energie weder erschaffen noch verloren gehen kann, bleibt die Summe aller Energieformen (mechanisch, kinetisch, chemisch, etc.) eines geschlossenen Systems konstant, sodass die Bilanz gemäß Gl. 2-11 aufgestellt werden kann [MMD16]:

$$\frac{dE_{ges}}{dt} = \dot{W} + \dot{Q} \quad \text{Gl. 2-11}$$

Hierbei bezeichnet \dot{W} die Leistung am Volumenelement und \dot{Q} den Wärmestrom über die Systemgrenze. Die Summe beider Komponenten ist gleich der Änderung der Gesamtenergie E_{ges} im Kontrollvolumen. Die Gesamtenergie E_{ges} besteht hierbei aus der inneren, der kinetischen und der potenziellen Energie. Ferner umfasst \dot{W} die Leistung, die sich aus der verrichteten Arbeit der Körper- und Oberflächenkräfte in einem bestimmten Zeitraum ergibt. Da das Volumenelement der Strömung folgt, tritt keine Konvektion auf. Zugleich wird die Wärmestrahlung nicht berücksichtigt. Daher besteht der Wärmestrom \dot{Q} lediglich aus der Wärmeleitung über die Oberfläche des Kontrollvolumens [Le18].

Die Energieerhaltungsgleichung kann in verschiedensten Formen dargestellt werden. Die Art der Darstellung hängt hierbei von der betrachteten physikalischen Variablen ab. Eine Darstellung bezogen auf die spez. Gesamtenergie, spez. innere Energie, spez. Enthalpie, etc. ist denkbar. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Darstellungsform mit der spez. Enthalpie h in Anlehnung an [Sc13] gewählt. Die Energiegleichung ist in Gl. 2-12 zu sehen.

$$\frac{\delta}{\delta t}(\rho h) + \nabla \cdot (\rho \underline{u} h) = -\nabla \cdot \underline{q}'' + \frac{\delta p}{\delta t} + \nabla \cdot (\underline{\tau} \cdot \underline{u}) \quad \text{Gl. 2-12}$$

Aus den drei Erhaltungsgleichungen Gl. 2-5, Gl. 2-6 und Gl. 2-12 lässt sich ein Gleichungssystem ableiten, welches sich derzeit aus mehr unbekanntem ($\rho, u, v, w, p, h, T, \lambda, \underline{\tau}$) als bekannten Gleichungen zusammensetzt, sodass dieses nicht eindeutig gelöst werden kann. Zur Lösung werden weitere Gleichungen benötigt. Im folgenden Abschnitt 2.4.2 wird gezeigt, wie die zusätzlichen Gleichungen über Zustandsgleichungen und Materialgesetze generiert werden.

2.4.2 Zustandsgleichungen und Materialgesetze

Über die kalorische Zustandsgleichung Gl. 2-13 wird die spezifische Enthalpie mit der Temperatur T und der spezifischen Wärmekapazität c_p gekoppelt.

$$dh = c_p dT \quad \text{Gl. 2-13}$$

Wie aus Gleichung Gl. 2-13 hervorgeht, wird die Kenntnis über die Materialeigenschaften der spez. Wärmekapazität c_p vorausgesetzt. Oftmals wird diese Größe als konstant angenommen [Le18]. Neben diesen Materialeigenschaften werden weitere Stoffwerte vorgegeben, um das rheologische und thermodynamische Materialverhalten zu beschreiben und dadurch die Anzahl der unbekanntem Variablen im Gleichungssystem zu reduzieren. So wird bspw. mittels des Fourier'schen Wärmeleitungsgesetzes der spez. Wärmestromvektor \underline{q}'' aus Gl. 2-12 mit der Wärmeleitfähigkeit λ und dem Temperaturgradienten ∇T gemäß Gl. 2-14 verknüpft.

$$\underline{q}'' = -\lambda \nabla T \quad \text{Gl. 2-14}$$

Um die Verknüpfung der neun unbekanntem Größen des reibungsbehafteten Spannungstensor $\underline{\tau}$ mit dem Geschwindigkeitsgradient $\nabla \cdot \underline{u}$ durchführen zu können, wird die dynamische Viskosität η des Materials herangezogen. Gemäß dem newtonschen Reibungsgesetz und unter Vernachlässigung elastischer Effekte, lässt sich Gl. 2-15 aufstellen. [SGK06]

$$\underline{\tau} = \eta(T, \dot{\gamma}) \dot{\underline{\gamma}} \quad \text{Gl. 2-15}$$

Die Viskosität von strukturviskosen Materialien wie Kunststoffen ist hierbei in hohem Maße von der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ (und auch von weiteren Größen wie bspw. Temperatur, Druck, etc.) abhängig. Zur Berechnung von $\underline{\tau}$ müssen demnach Informationen über die Viskosität und die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ vorliegen. Letztere wird über die zweite Invariante $II_{\underline{D}}$ des Deformationsgradiententensor \underline{D} und dessen Betrag gemäß Gl. 2-16 ermittelt, sodass sich die Anzahl der Unbekanntem des Gleichungssystems weiter reduzieren. [OR14], [CS13], [BAH87], [BDY83]

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} II_{\underline{\underline{D}}}} = \sqrt{\frac{1}{2} [\underline{\underline{D}} : \underline{\underline{D}}]} \quad \text{mit } \underline{\underline{D}} = \frac{\nabla \cdot (\underline{u} + \underline{u}^T)}{2} \quad \text{Gl. 2-16}$$

Da die Berechnung von $\dot{\gamma}$ in der einschlägigen Literatur selten zu finden ist, wird diese in Anhang A.2 detailliert durchgeführt.

Es ist zu beachten, dass zwischen den Spannungen nicht-newtonscher Fluide und dem Geschwindigkeitsgradienten kein proportionales Verhalten vorliegt (Strukturviskosität). Zur mathematischen Beschreibung der Viskosität und deren Abhängigkeit von der Schergeschwindigkeit existieren eine Vielzahl unterschiedlicher Modelle. Der Potenzansatz nach Ostwald und de Waele [Wa26], [Os25], [Wa23] sowie der drei-parametrische Carreau-Ansatz [Ca68] sind zwei der verbreitetsten mathematischen Modellierungsansätze. Da der Carreau-Ansatz sowohl das newtonsche Verhalten in niedrigen Schergeschwindigkeitsbereichen als auch das strukturviskose Verhalten in hohen Schergeschwindigkeitsbereichen abbilden kann, wird er im Rahmen dieser Arbeit dem Potenzansatz vorgezogen. [MHM+11] Zur Abbildung der Temperaturabhängigkeit wird der Temperaturverschiebungsfaktor a_T gemäß dem Ansatz von Williams, Landel und Ferry (kurz: WLF) verwendet [WLF55]. Die mathematische Formulierung dieses Modellierungsansatzes ist in Gl. 2-17 zu sehen.

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = \frac{A a_T}{(1 + a_T B \dot{\gamma})^C} \quad \text{mit} \quad \log_{10}(a_T) = \frac{8,86(T_0 - T_S)}{101,6 + (T_0 - T_S)} - \frac{8,86(T - T_S)}{101,6 + (T - T_S)} \quad \text{Gl. 2-17}$$

η [Pa s]: Dynamische Viskosität

A [Pa s]: Nullviskosität

B [s]: reziproke Übergangsgeschwindigkeit

C [-]: Steigung im strukturviskosen Bereich

a_T [-]: Temperaturverschiebungsfaktor

T_S [K]: materialspezifische Standardtemperatur

T [K]: Materialtemperatur

T_0 [K]: Referenztemperatur

Die Temperaturverschiebung der Viskositätskurve erfolgt entlang einer 45°-Linie in der doppellogarithmischen Darstellung. Lediglich die Ausprägung der Steigung C ändert sich nicht in Abhängigkeit von der Temperatur.

2.4.3 Allgemeine Transportgleichung

Wie in Abschnitt 2.4.1 gezeigt wurde, werden fünf Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie aufgestellt, um die makroskopischen Größen einer Strömung durch ein definiertes Fluidvolumen beschreiben zu können. Bei genauer Betrachtung fällt eine formale Ähnlichkeit der fünf Gleichungen untereinander auf, sodass eine allgemeine Transportgleichung abgeleitet werden kann, welche den Transport einer generischen Strömungsgröße ϕ beschreibt. Gl. 2-18 ist auf die Arbeiten von Reynolds zurückzuführen. [Re03]

$$\underbrace{\frac{\delta}{\delta t}(\rho\phi)}_{\text{Zeitabhängigkeit}} + \underbrace{\nabla \cdot (\rho\phi\mathbf{u})}_{F_\phi} - \underbrace{\nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla \phi)}_{D_\phi} = \underbrace{S_\phi}_{\text{Quellen/Senken}} \quad \text{Gl. 2-18}$$

Der erste Term berücksichtigt die Zeitabhängigkeit jeder beliebigen Strömungsgröße ϕ (bspw. Strömungsgeschwindigkeit \mathbf{u} , Temperatur T , Konzentration K , etc). Der Term F_ϕ hingegen stellt den konvektiven Transport (durch die Strömung verursacht) von ϕ dar, mit F_ϕ ist der entsprechende Transport aufgrund von Diffusionsvorgängen (Konzentrationsausgleich auf molekularer Ebene) dargestellt. Über den Diffusionskoeffizienten Γ_ϕ wird hierbei die Ausprägung der Konzentrationsausgleichsströme beschrieben. Alle sonstigen Quellen und Senken von ϕ werden über den Term S_ϕ berücksichtigt. [MMD16], [Sc13], [VM07]

Werden nun für die Terme F_ϕ , D_ϕ und S_ϕ die entsprechenden Spezifizierungen gemäß Tabelle 2-2 in die allgemeine Transportgleichung eingesetzt, erhält man die Erhaltungsgleichungen für Kontinuität, Impuls und Energie gemäß den Gleichungen Gl. 2-5, Gl. 2-6 und Gl. 2-12 aus Abschnitt 2.4.1.

Tabelle 2-2: Spezifizierungen der Terme der allgemeinen Transportgleichung nach [Sc13]

Gleichung	ϕ	D_ϕ	Q_ϕ
Kontinuität (Gl. 2-5)	1	0	0
Impuls ² (Gl. 2-6)	$\otimes \mathbf{u}$	$\nabla \cdot \underline{\underline{\tau}}$	$-\nabla p + \rho \underline{\underline{g}}$
Energie (Gl. 2-12)	h	$-\nabla \cdot \underline{\underline{q}}''$	$\frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (\underline{\underline{\tau}} \cdot \underline{\underline{u}})$

2.4.4 Finite-Volumen-Methode

Bei der Finite-Volumen-Methode (kurz: FVM) handelt es sich um eine spezielle Technik der Diskretisierung. Unter Diskretisierung wird in diesem Kontext das Umwandeln von partiellen Differentialen in finite Differenzen verstanden, sodass das Differentialgleichungssystem (Masse, Impuls, Energie) numerisch gelöst werden kann. Eine analytische Lösung dieses Gleichungssystems ist nur in Sonderfällen möglich. [Le18]

Da im Rahmen dieser Arbeit die CFD-Simulationssoftware ANSYS Fluent® eingesetzt wird und diese einen FVM-basierten Solver nutzt, soll diese Methode im Folgenden näher vorgestellt werden. Voraussetzung zur Lösung des Gleichungssystems ist die Zerlegung des gesamten Fluidvolumens in kleinere, einfache Volumenelemente (Gitterzellen), sodass eine lückenlose und überlappungsfreie Anordnung entsteht. Die Genauigkeit der numerischen Lösung hängt hierbei von der Feinheit der Elemente ab. Die allgemeine Transportgleichung wird hierzu zunächst gemäß Gl. 2-19 für jedes Volumenelement integriert.

² Im Vergleich zu Gl. 2-6 werden hier die Coriolis- und Zentrifugalkräfte nicht aufgeführt.

$$\int_V \frac{\delta}{\delta t} (\rho\phi) dV + \int_V \nabla \cdot (\rho\phi\underline{u}) dV - \int_V \nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla \phi) dV = \int_V S_\phi dV \quad \text{Gl. 2-19}$$

Die konvektiven und diffusiven Anteile können mit Hilfe des Gauß'schen Integralsatzes in Oberflächenintegrale umgewandelt werden, sodass die Ströme durch die einzelnen Oberflächen OF des Volumenelementes ausgewertet werden können. Der Nettofluss über alle Elementberandungen ist hierbei gleich der Summe aller Volumenintegrale (Gl. 2-20).

$$\int_V \frac{\delta}{\delta t} (\rho\phi) dV + \int_{OF} \nabla \cdot (\rho\phi\underline{u}) \underline{n} dA - \int_{OF} \nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla \phi) \underline{n} dA = \int_V S_\phi dV \quad \text{Gl. 2-20}$$

Hierbei stellt \underline{n} den Normalvektor auf die konkret betrachtete Oberfläche dA dar. Die Werte von ϕ werden nur für das Volumenelementzentrum berechnet, sodass Approximationen für Oberflächen durchgeführt werden müssen. Hierfür werden bspw. die Quadraturformel, verschiedene Interpolationstechniken und die finite Differenzen-Technik zur Ableitung von Variablen genutzt. [FPS20], [FP08]

2.4.5 Rotierende Bezugssysteme

Die Komplexität von Strömungssimulationen erhöht sich signifikant, wenn sich das diskretisierte Gitter bzw. die Strömung über die Zeit verändert – also eine instationäre Strömung vorliegt. Eine instationäre Strömung bewirkt hierbei, dass die Zeitabhängigkeit in den Erhaltungsgleichungen berücksichtigt werden muss, wodurch aber der Berechnungsaufwand erheblich ansteigt. Da es bei dynamischen Komponenten der Kunststoffextrusion (Schnecken, Mischelemente, Hülsen) zu instationären Strömungsphänomene kommt, wird häufig ein Wechsel des Bezugssystems vollzogen, um den instationären Prozess in einen stationären (zeitunabhängigen) Prozess zu überführen. Unter einem Wechsel des Bezugssystems wird an dieser Stelle der Wechsel von einem ortsfesten Bezugssystem (Euler) hin zu einem bewegten Bezugssystem (Lagrange, engl. Moving Reference Frame) verstanden. [CS13]. Die Methodik des Wechsels des Bezugssystems zur Simulation eines instationären Prozesses in der Kunststoffverarbeitung ist in der Vergangenheit bereits vielfach und erfolgreich angewendet worden. [JS21], [JSV+21], [HS20], [HSR+20], [KB20], [JWS19], [Ce18], [JW18], [NKW17], [KNW16], [AGS+11], [Tö05]

Die relative Formulierung der Geschwindigkeit für den Moving Reference Frame wird errechnet, indem die Erhaltungsgleichungen für Impuls und Energie aus dem ortsfesten Bezugssystem (engl. Stationary Frame) um eine Rotationskomponente erweitert werden. Der Erhaltungssatz der Masse bleibt unverändert. Um diesen Schritt zu verdeutlichen ist die Transformation in der nachfolgenden Abbildung 2-8 a) für einen rotierenden Moving Reference Frame dargestellt.

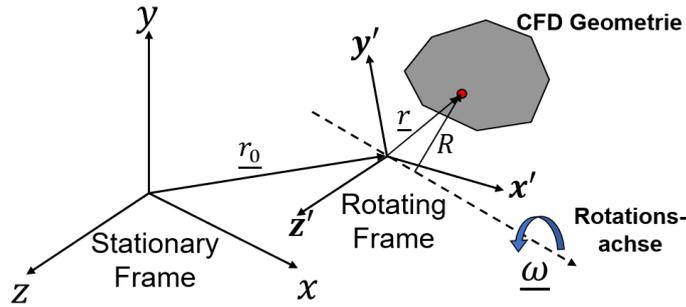


Abbildung 2-8: Stationary und Moving Reference Frame zur Berechnung der Geschwindigkeit [AN19a], [AN07]

Dabei stellt $\underline{\omega}$ die Winkelgeschwindigkeit dar, während \underline{r} den Vektor vom Ursprung des Moving Reference Frames zu einem Punkt im Raum bezeichnet. [AN19a] Die aus der Rotation resultierende Geschwindigkeit \underline{U} des Moving Reference Frames ergibt sich aus der Rotationsgeschwindigkeit $\underline{\omega}$ und dem Abstand \underline{r} . Dieser Zusammenhang wird durch die Gl. 2-21 beschrieben. [AN19a]

$$\underline{U} = \underline{\omega} \times \underline{r} \quad \text{Gl. 2-21}$$

Die Beziehung zwischen absoluter Geschwindigkeit \underline{V} und relativer Geschwindigkeit \underline{W} ergibt sich anschließend zu der Gl. 2-22. [AN19a]

$$\underline{V} = \underline{W} + \underline{U} \quad \text{Gl. 2-22}$$

Mithilfe von Gl. 2-21 und Gl. 2-22 erfolgt die relative Formulierung der Geschwindigkeit. Dies geschieht durch Anpassungen der Erhaltungsgleichungen für Impuls und Energie. In der relativen Formulierung für den rotierenden Moving Reference Frame wird die Impulserhaltungsgleichung durch die Gl. 2-23 beschrieben. [AN19a]

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \underline{W}) + \nabla \cdot (\rho \underline{W} \underline{W}) + \rho (2\underline{\omega} \times \underline{W} + \underline{\omega} \times \underline{\omega} \times \underline{r}) = -\nabla p + \nabla \underline{\tau}_r \quad \text{Gl. 2-23}$$

Im Gegensatz zu der stationären Impulserhaltungsgleichung enthält die relative Formulierung der Geschwindigkeit des rotierenden Moving Reference Frames zwei zusätzliche Terme für die Beschleunigung. Dabei handelt es sich um die Coriolisbeschleunigung ($2\underline{\omega} \times \underline{W}$) und um die Zentripetalbeschleunigung ($\underline{\omega} \times \underline{\omega} \times \underline{r}$). Die Schubspannungen ($\underline{\tau}_r$) werden in ähnlicher Weise berücksichtigt wie im Stationary Reference Frame, mit dem Unterschied, dass hier die relative Geschwindigkeit verwendet wird. [AN19a] Gemäß der Argumentation von [HOD+13] sind die Coriolis- und Zentripetalbeschleunigung für kunststoffbezogene Modellierungen allgemein zu vernachlässigen. Der Wechsel des Bezugssystems erfordert, dass die erhaltene Lösung des neuen Bezugssystems zurück transformiert wird, da einige Mechanismen der Fluidbewegung unterschiedlich sind. Allerdings ist die Änderungsrate von Strömungsgrößen in beiden Bezugssystemen identisch. [Ra14], [CS13]

3 Allgemeine Rahmenbedingungen der experimentellen Erprobung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden umfangreiche Versuchsreihen mit verschiedenen frei rotierenden Systemen durchgeführt, um das Betriebsverhalten und die erzielte Extrudathomogenität zu untersuchen. Bei den frei rotierenden Systemen handelte es sich um den in Abschnitt 2.3.1 vorgestellten High-Speed-S-Truder sowie einen Kalotten- und diverse Waben-DMR-Varianten (siehe Abschnitt 2.3.2). Da der HSST und die Mischhülsen auf unterschiedlichen Maschinen untersucht wurden, sollen in diesem Kapitel die grundsätzlichen Schnittmengen beider Systeme hinsichtlich der Anforderungen und Voraussetzungen für die Versuchsbewertung aufgezeigt werden, um möglichst wenig Informationen in den späteren Kapiteln zu wiederholen. Zunächst werden die Anforderungen an die Messtechnik der Extrusionsanlagen erläutert, mit der die relevanten Prozessparameter erfasst wurden, um das Betriebsverhalten bewerten zu können. Anschließend werden die maschinenseitigen Voraussetzungen beschrieben und eine bauliche Lösung vorgestellt, die eine Beurteilung der Extrudatqualität ermöglichen.

3.1 Prozessparameter und Extrudatqualität

Mit modernen Extrusionsanlagen können eine Vielzahl unterschiedlicher Prozessgrößen erfasst werden. Zur Beurteilung des Betriebsverhaltens frei rotierender Systeme wurden in dieser Arbeit die in Tabelle 3-1 aufgeführten Prozessparameter als relevant erachtet. Ebenfalls in Tabelle 3-1 dargestellt, sind die Größen zur Bewertung der Extrudatqualität, welche gleichermaßen zur Beurteilung des Betriebsverhaltens ermittelt wurden. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird zur sprachlichen Abgrenzung von Untersuchungen zum Betriebsverhalten und zur Extrudatqualität gesprochen. Während beim Betriebsverhalten die Betrachtung und Auswertung der Prozessparameter im Fokus stand, war bei den Untersuchungen zur Extrudatqualität die Betrachtung der stofflichen und thermischen Homogenität im Fokus (es wurden zwar auch Prozessparameter aufgezeichnet, jedoch nicht systematisch weiter untersucht).

Tabelle 3-1: Übersicht der relevanten Prozessparameter (Betriebsverhalten) und der Größen zur Beurteilung der Extrudatqualität

Prozessparameter	Extrudatqualität
Antriebsstrom	Stoffliche Homogenität
Schneckendrehzahl	Thermische Homogenität
Massedurchsatz (spez. Massedurchsatz)	
Massetemperatur	
Druck	
Hülsendrehzahl	

Über den Antrieb wird die Schnecke des Extruders in Rotation versetzt, sodass mechanische Energie in das System eingetragen und bspw. in Wärmeenergie umgewandelt werden kann. Hierbei ist der fließende **Antriebsstrom** abhängig vom gewählten Betriebspunkt (Systemkonfiguration, Schneckendrehzahl, Material, etc.). Eine nahezu konstanter Antriebsstrom bedeutet demnach, dass ein stationärer Prozess vorliegt. Die durch den Motor bereitgestellte Antriebsleistung ist begrenzt, sodass nicht jeder beliebige Betriebspunkt mit jedem Extruder angefahren werden kann.

Schneckendrehzahl und **Massedurchsatz** können jeweils als Regelgröße vorgegeben werden. Beide Größen haben wesentlichen Anteil an der Ausprägung der übrigen Prozessparameter. Um eine Bewertung des Zusammenhangs zwischen Schneckendrehzahl und Massedurchsatz zu ermöglichen, wird häufig der **spezifische Massedurchsatz** berechnet. Dieser spiegelt das Verhältnis von Massedurchsatz zu Schneckendrehzahl wider. Sinkt der spez. Massedurchsatz, dissipiert ein überproportionaler Anteil der eingebrachten Leistung im System, sodass sich zwangsläufig die Massetemperatur erhöht. Dies ist insbesondere in High-Speed-Anwendungen kritisch, da die ohnehin hohen Schneckendrehzahlen bereits eine Erhöhung der Massetemperatur bewirken.

Die **Massetemperatur** ist die wesentliche Kenngröße, um Rückschlüsse auf die Materialbeanspruchung zu ziehen. Schnecken- und Hülsenrotation bewirken insbesondere in Engstellen des Systems eine mechanische Dehn- und Scherbelastung des Kunststoffes. Die hieraus resultierende Dissipation erwärmt das Material und führt zu einer thermischen Belastung. Das Erreichen der angestrebten Produkteigenschaften kann nur gewährleistet werden, wenn die materialspezifischen, zulässigen Temperaturbereiche nicht überschritten werden. Nur so können Verarbeitungseigenschaften gesichert und die thermische Degradation verhindert werden. Im Rahmen dieser Arbeit erfolgte die Erfassung der Massetemperatur über Massetemperaturfühler, die bei beiden Systemen (in Extrusionsrichtung) hinter dem rotierenden Bereich positioniert waren. Zur Beurteilung der thermischen Homogenität reichte ein einzelner Massetemperaturfühler nicht aus, da dieser immer nur einen „Punktwert“ der Massetemperatur repräsentiert, weshalb zusätzliche Messtechnik eingesetzt wurde, um die thermische Homogenität zu bewerten (siehe hierzu Abschnitt 3.2).

Die Überwachung des Druckverlaufs im Extruder ist unerlässlich, um die Sicherheit des Systems zu gewährleisten. Hoher Druck begünstigt Verschleiß und führt im schlechtesten Fall zu einem Versagen von Systemkomponenten [Gr11]. Weiterhin ist der Druck durchsatzbestimmend, insbesondere bei gedruckabhängigen Extrudern. Aus energetischer Sicht sind niedrige Drücke zu bevorzugen, weil diese weniger Drehmoment benötigen und somit weniger Leistung durch den Motor bereitgestellt werden muss [Im04]. Druckverbräuche (bspw. für Mischelemente oder auch für formgebende Werkzeuge) lassen sich aus den verschiedenen Drucksignalen der Extrusionsanlage ableiten. Sowohl der HSST als auch der Extruder zur Untersuchung der Mischhülsen wurden mit einer sogenannten Druckdrossel betrieben. Die Druckdrossel imitierte den Druckverbrauch eines konventionellen Werkzeuges und ist so konzipiert, dass sie an beide Systeme montiert werden kann. Der Einsatz einer Druckdrossel ist nicht unüblich und wurde bereits in den Arbeiten [Ka16], [Gr11], [Im04], [MI03] praktiziert. Eine Halbschnittsdarstellung der Druckdrossel mit den entsprechenden Komponenten ist in Abbildung 3-1 zu sehen.

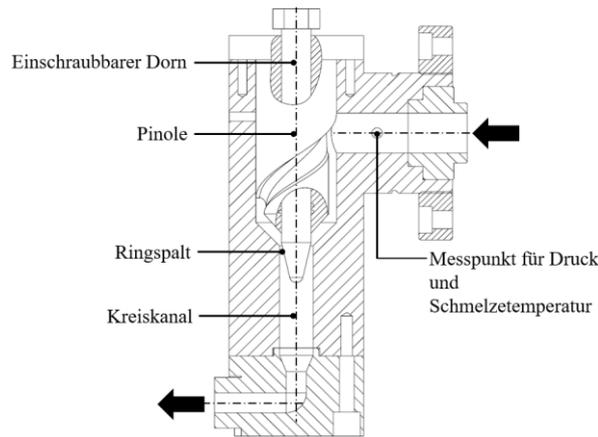


Abbildung 3-1: Halbschnitt der verwendeten Druckdrossel

Die vom Extruder bereitgestellte Schmelze wird um 90° umgelenkt, durch einen Ringspalt gedrückt und erneut um 90° umgelenkt, um das System verlassen zu können. Mittels eines einschraubbaren Dornes kann die Größe des Ringspaltquerschnittes angepasst werden, um den gewünschten Gegendruck eines konventionellen Werkzeuges einzustellen. Im Rahmen der durchgeführten Versuche wurde die Tiefe des einschraubbaren Dorns nicht geändert.

Bei der **Hülsendrehzahl** handelt es sich um einen Prozessparameter, der prinzipbedingt in frei rotierenden Systemen eine funktionsrelevante Rolle einnimmt. Um die korrekte Funktionsweise überprüfen zu können, muss die Hülsendrehzahl erfasst werden. Zur Ermittlung wurde der gemessene Druckverlauf $p(t)$ eines Drucksensors, der im Bereich der Hülse positioniert war, über der Zeit ausgewertet. Die Berechnung der Hülsendrehzahlen aus den, von einem A/D-Wandler an den Messrechner übertragenen, Messwerten, erfolgte mittels der Software LabVIEW 2010 der Firma National Instruments. In den entsprechenden Kapiteln zum HSST (Abschnitt 4.3) und Mischhülsen (Abschnitt 5.1.3) wird auf die jeweiligen Unterschiede in der Auswertung der Hülsendrehzahlen gesondert eingegangen. Die Messkette inklusive der verwendeten Hard- sowie Software zur Drucksignalauswertung ist in Anhang A.3 beschrieben.

Im Rahmen dieser Arbeit sollte die **Extrudatqualität** hinsichtlich ihrer thermischen und stofflichen Homogenität untersucht werden. Für dieses Vorhaben waren ebenfalls zusätzliche Maschinenkomponenten und Messtechnik notwendig. Auf diese und die grundsätzliche Vorgehensweise bei der Auswertung wird im folgenden Abschnitt 3.2 näher eingegangen.

3.2 Untersuchungen zur Extrudathomogenität mittels Bypass

Zur Einstellung industrienaher Gegendrücke wurde die zuvor beschriebene Druckdrossel verwendet. Eine Homogenitätsuntersuchung des aus der Druckdrossel austretenden Extrudates war nicht sinnvoll, da die unterschiedliche Fließhistorie durch diverse Umlenkungen und Kanalquerschnittsänderungen die stoffliche und thermische Homogenität beeinflusst. Eine Bewertung der Extrudatqualität unmittelbar nach dem Verlassen des Extruders war demnach nicht ohne zusätzliche Komponenten möglich. Vor

diesem Hintergrund wurde ein Bypass verwendet, der in Kooperation mit der Firma ETA Kunststofftechnologie GmbH entwickelt wurde.

Der Bypass wurde zwischen Extruder und Druckdrossel montiert. Mittels eines drehbaren Ventils konnte die vom Extruder bereitgestellte Schmelze (in Abhängigkeit der Ventilstellung) entweder zur Druckdrossel oder ins Freie zur Entnahme einer Extrudatprobe geleitet werden. Der verwendete Bypass in seiner ersten Version für die HSST-Versuche sowie die beiden Stellungen (A und B) des Ventils sind in Abbildung 3-2 dargestellt.

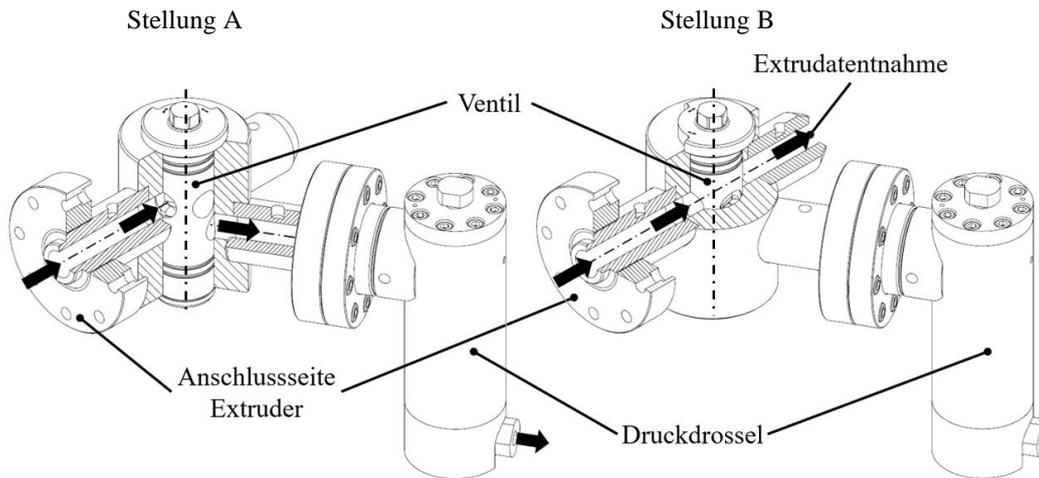


Abbildung 3-2: Schematische Darstellung des verwendeten Bypasses zur Extrudatentnahme

Der Bypass wurde mittels eines Flansches an den Extruder montiert (Anschlussseite Extruder). Im Standardbetrieb wurde die Schmelze über eine schräg abfallende Bohrung innerhalb des Ventils zur Druckdrossel umgelenkt. Zur Extrudatentnahme wurde das gleiche Ventil gedreht, sodass die Schmelze unmittelbar nach dem Mischelement (mit Ausnahme der Wandhaftung) und unbeeinflusst das System durch einen geraden Kreiskanal verlassen konnte. Prinzipbedingt veränderten sich alle Prozessgrößen schlagartig, wenn das Ventil von Stellung A zu Stellung B geschaltet wurde. Um trotzdem eine repräsentative Extrudatprobe für den zuvor eingestellten Betriebspunkt zu erhalten, war es von größter Bedeutung, dass lediglich aus dem Bereich zwischen Mischelement und Ventil eine Extrudatprobe entnommen wurde. Nur dieser Bereich repräsentierte den Schmelzestand, der den Plastifizier- und Mischprozess unter den definierten Bedingungen des eingestellten Betriebspunktes durchlaufen hatte. Hierzu wurde über den Massestrom, die Kanalquerschnittfläche und -länge sowie der temperaturabhängigen Dichte mittels Gl. 3-1 die Dauer t näherungsweise berechnet, bis das Fluidvolumen der Extrudatprobe das System verlässt.

$$t = \frac{4 \cdot d_K^2 \cdot \pi \cdot l \cdot \rho(T)}{\dot{m}} \quad \begin{array}{l} \dot{m} = \text{Massestrom} \\ d_K = \text{Durchmesser Kanal} \\ \rho(T) = \text{Dichte in Abhängigkeit der Massetemperatur} \\ l = \text{Länge Kanal} \end{array} \quad \text{Gl. 3-1}$$

Anschließend wurde mittels zweier Schnitte eine ca. 120 mm lange Extrudatprobe entnommen. Die 120 mm entsprachen hierbei der Länge des repräsentativen Fluidvolumens. Insbesondere der erste

Schnitt hatte für die Auswertung der thermischen Homogenität erheblichen Einfluss und wird in Abschnitt 3.2.2 erneut aufgegriffen. Das weitere Vorgehen zur Auswertung der stofflichen Homogenität ist im folgenden Abschnitt 3.2.1 detailliert beschrieben.

3.2.1 Dünnschnitterstellung und Grauwertanalyse

Die stoffliche Homogenität wurde im Rahmen dieser Arbeit über eine Grauwertanalyse von Dünnschnitten bewertet. Die Vorgehensweise erfolgte hierbei in Anlehnung an die Methodik, welche bereits in Abschnitt 2.2.1 vorgestellt wurde. Ein naturbelassener, weißer Ausgangskunststoff wurde mit einem definierten Masseanteil eines schwarzen Masterbatches lose gemischt. In der Extrudatprobe konnten sich Bereiche in einem Grauwertspektrum zwischen weiß und schwarz ergeben. Vollständig schwarz-eingefärbte Bereiche repräsentierten hierbei vollständig plastifizierte bzw. stofflich gut gemischte Schmelze, wohingegen weiße Bereiche stofflich schlecht gemischt waren. Wie bereits in den Grundlagen zum Mischen vorgestellt wurde, können nur vollständig aufgeschmolzene Kunststoffe miteinander gemischt werden, sodass weiße Bereiche folglich mit hoher Wahrscheinlichkeit nicht vollständig aufgeschmolzen wurden. Um die Farbverteilung der Extrudatprobe sichtbar und auswertbar zu machen, wurden mit Hilfe eines Rotationsmikrotoms (Microm HM325) Dünnschnitte von 50 μm Dicke angefertigt, anschließend digitalisiert und mittels einer Grauwertanalyse durch das Bildauswertungsprogramm Fiji aufbereitet und analysiert. Der grundsätzliche Ablauf der Dünnschnittauswertung ist in folgender Abbildung 3-3 zu sehen.

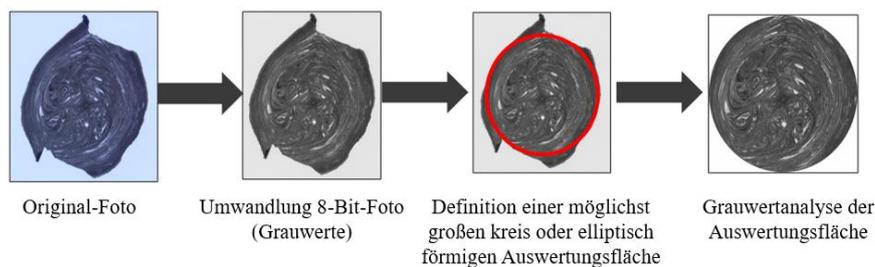


Abbildung 3-3: Ablauf der Dünnschnittauswertung

Das Original-Foto des Dünnschnittes wurde in ein 8-Bit-Bild umgewandelt. Hierbei wurde jedem Bildpunkt ein Grauwert zwischen 0 (schwarz) und 255 (weiß) zugeordnet. Anschließend wurde der Auswertungsbereich auf dem Dünnschnitt als möglichst große kreis- oder elliptische Fläche definiert. Hierdurch sollten Bereiche aus der Auswertung ausgeschlossen werden, welche durch den Aufbereitungsprozess nicht mehr brauchbar waren (hierzu zählen bspw. Überlappungen des Dünnschnittes in Randbereichen). Für einen quantitativen Vergleich verschiedener Dünnschnitte wurde zuletzt der Segregationsgrad (kurz: SG, bei [Po88] auch als „experimenteller Mischgrad“ bezeichnet) aus dem Mittelwert \bar{x} , der Standardabweichung s und der Bandbreite B der Grauwerte gemäß [Da58] berechnet.

$$SG = \frac{s^2}{\bar{c} \cdot (1 - \bar{c})} \quad \text{Gl. 3-2} \quad \text{mit} \quad S = \frac{s}{B}$$

$$\bar{C} = \frac{\bar{x}}{B}$$

Der Wertebereich für SG liegt zwischen 0 und 1, wobei ein Wert nahe 0 einer guten Mischung entspricht und einen Wert nahe 1 ein ungemischtes System darstellt. Alle Extrudatproben, welche in den Versuchsreihen der Kapitel 4 und 5 beschrieben sind, wurden gemäß des o. g. Auswertungsablaufes analysiert. An dieser Stelle sei angemerkt, dass bei der Beurteilung der stofflichen Homogenität mittels des SG berücksichtigt werden muss, dass die messtechnischen Bedingungen nur eingeschränkt reproduzierbar sind. Das beigemischte Masterbatch unterliegt bspw. einer statistischen Verteilung im Ausgangsmaterial. So ist es denkbar, dass es zu graduellen Unterschieden in der Farbintensität kommen kann, wenn der Anteil des Masterbatches „schwankt“. Weiterhin hat die Dicke des Dünnschnittes Einfluss auf die Digitalisierung mittels Durchlichtverfahren, sodass auch hier die Ergebnisse immer kritisch begutachtet werden müssen.

3.2.2 Wärmebildaufnahmen

Neben der stofflichen Homogenität ist die thermische Homogenität von größter Bedeutung für die spätere Produktqualität. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine ähnliche Vorgehensweise zur Auswertung der Temperaturverteilung am Auslass des Extruders herangezogen wie bei [Go11] und [Gr11], die mittels Wärmebildaufnahmen den austretenden Querschnitt des Schmelzestranges erfasst haben. Der Zeitpunkt der Aufnahme war hier mit dem Zeitpunkt des ersten Schnittes bei der Extrudatentnahme identisch. Im Rahmen der hier durchgeführten Versuche wurde die Wärmebildkamera t-885-2 der Firma testo SE & Co. KGaA verwendet. Das System zeichnet sich durch eine feine thermische Auflösung von < 30 mK (bei 30 °C), einen Messbereich von -30 °C bis 650 °C und einer Infrarotauflösung von 320 x 240 Pixel aus [URLd]. Das Messprinzip basiert auf dem physikalischen Phänomen, dass jeder Körper mit einer Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunkts elektromagnetische bzw. thermische Strahlung emittiert. Die Eigenschaften des betrachtenden Körpers beeinflussen hierbei maßgeblich die Fähigkeit, Strahlen zu emittieren. Um verschiedene Körper miteinander vergleichen zu können, wird daher das sogenannte Emissionsverhältnis genutzt. Dieses beschreibt den Quotienten aus der Strahlungsintensität eines realen Körpers und der eines schwarzen Strahlers bei identischer Temperatur. Der schwarze Körper dient hierbei als Referenz, da dieser bei gegebener Temperatur stets eine maximale Strahlungsintensität aufweist [BW14]. Hierbei sei zu beachten, dass mögliche Störeinflüsse im besten Fall unterbunden oder zumindest konstant gehalten werden. Um Reflexionen der metallischen Oberflächen abzusenken und einen möglichst hohen Emissionsgrad des Bypasses zu gewährleisten, wurden diese Flächen mit einem schwarzen Thermolack bearbeitet. Die Auswertung der Wärmebilder erfolgte in der herstellereigenen Software IRSofT (Version 4.4) mit der die Minimal- und Maximaltemperaturen, sowie die Durchschnittstemperaturen ermittelt werden konnten.

4 High-Speed-S-Truder

In diesem Kapitel wird beschrieben, wie die Untersuchungen des am ipe entwickelten High-Speed-S-Truder fortgeführt wurden. Im Fokus der Untersuchungen standen hierbei zum einen das Potenzial zur Leistungssteigerung durch geometrische Modifikationen der Schneckenhülse und zum anderen die Ermittlung der Extrudatqualität in Abhängigkeit der Schneckendrehzahl.

Im Folgenden werden zunächst der Aufbau und Umfang der durchgeführten Versuchsreihen beschrieben. Bevor die Ergebnisse der Versuchsreihen vorgestellt werden, wird zunächst die Erfassung der Schneckenhülsendrehzahl gemäß der Dissertation von Karrenberg [Ka16] vorgestellt.

4.1 Versuchsaufbau und -umfang für Plastifizierversuche

Als Ausgangspunkt für den Versuchsaufbau des HSST diente die in Abschnitt 2.3.1 vorgestellte Konfiguration. Weiterhin wurde zwischen Versuchen zum Betriebsverhalten (kurz: BV) und zur Extrudatqualität (kurz: EQ) unterschieden. Bei den Versuchen zum BV wurde die HSST-Konfiguration lediglich mit Druckdrossel (ohne Bypass) und mit dem reinem Kunststoff betrieben. Hingegen wurde bei den Versuchen zur Untersuchung der EQ das reine Ausgangsmaterial mit einem 2 %-igen Masseanteil des Farbbatches Polyblak der Firma A.Schulman lose gemischt und der in Abschnitt 3.2 vorgestellte Bypass an den HSST montiert. Der HSST-Aufbau für die EQ-Versuche ist in Abbildung 4-1 dargestellt.

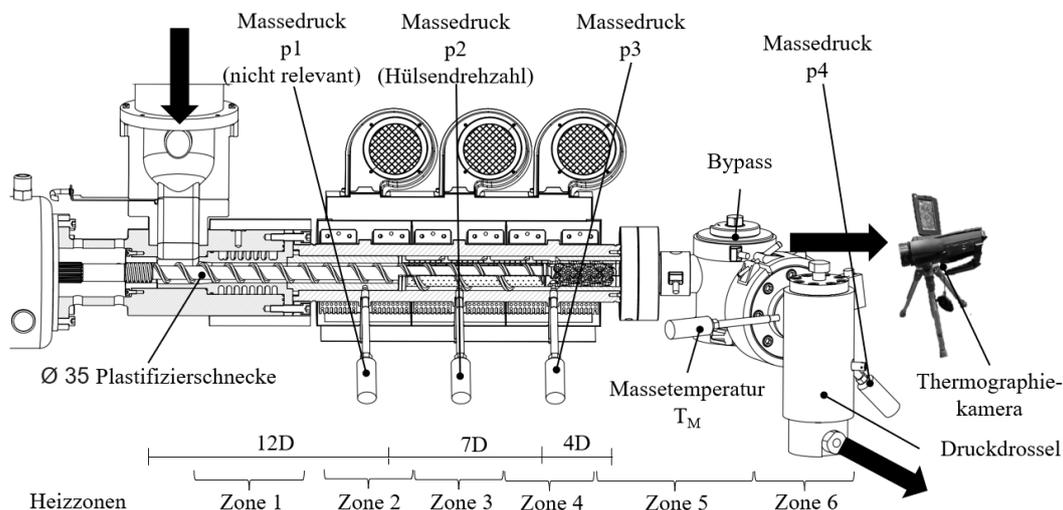
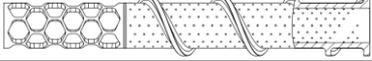
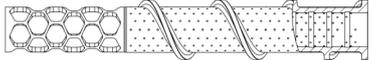


Abbildung 4-1: HSST mit montiertem Bypass für Versuche zur Extrudatqualität

Eine strikte Trennung zwischen Versuchen zum Betriebsverhalten und zur Homogenität war sinnvoll, da einerseits das Farbbatch die Verarbeitungseigenschaften des Grundmaterials beeinflussen konnte, und andererseits hätten sich durch den Bypass die Druckverhältnisse und hierdurch auch das Plastifizierverhalten ändern können.

Im Zuge der Untersuchungen wurden die drei Faktoren Schneckenhülisentyp, Material und Schnecken-drehzahl gemäß den Vorgaben aus Tabelle 4-1 variiert.

Tabelle 4-1: Versuchsumfang der Vorversuche für frei rotierende Mischhülsen

Schneckenhülse (SH)			Material		Schneckendrehzahl [U/min]	
Kürzel	Beschreibung	Bild	BV	EQ	BV	EQ
SH1	Referenz Schneckenhülse		PE-LD	2 M.-% Batch	200	
SH2*	Axial-genutete Schneckenhülse				400	
SH3	Radial-genutete Schneckenhülse				600	
					800	
					1000	-

*EQ-Versuche nur mit SH2

Es sei angemerkt, dass die EQ-Untersuchungen lediglich für SH2 durchgeführt wurden. Als Grundmaterial der Versuchsreihen wurde, wie schon von Karrenberg, ein teilkristalliner Thermoplast niedriger Dichte mit Markennamen Lupolen2420D der Firma lyondellbasell verwendet. Dieser wird im weiteren Verlauf der Arbeit nur noch als PE-LD bzw. als LD bezeichnet. Weitere Materialeigenschaften sind in Anhang A.4 hinterlegt. Die Schneckendrehzahlen wurden sukzessive um jeweils 200 U/min erhöht, bis die zulässige Materialverarbeitungstemperatur von 220 °C an der Messstelle der Druckdrossel überschritten wurde. Hieraus ergab sich ein Drehzahlbereich von 200 U/min bis 1000 U/min für die Untersuchungen zum BV und ein Bereich von 200 U/min bis 800 U/min für die EQ-Versuche. Insgesamt wurden drei verschiedene Schneckenhülsegeometrien verwendet. Die Hülsen unterschieden sich in der Gestaltung der inneren Hülsoberfläche. Auf die untersuchten Schneckenhülsen (kurz: SH) wird im folgenden Abschnitt näher eingegangen. Die übrigen Einstellungen (Heizzonen, etc.) sind den Versuchsprotokollen in Anhang A.5 zu entnehmen.

Zur eindeutigen Identifizierung eines Betriebspunktes wird folgende Kombination aus den drei Faktoren Material, Schneckendrehzahl und Schneckenhülsetyp gewählt:

$$\text{Betriebspunkt} = \text{Schneckenhülseentyp-Material-Schneckendrehzahl (kurz: SD)}$$

$$\text{Beispiel-Betriebspunkt BV} = \text{SH1-LD-SD200}$$

$$\text{Beispiel-Betriebspunkt EQ} = \text{SH1-LD* -SD200}$$

Während der obere Beispiel-Betriebspunkt der Kombination aus SH1 mit dem Material PE-LD bei einer Schneckendrehzahl von 200 U/min für das Betriebsverhalten entspricht, repräsentiert der untere Beispiel-Betriebspunkt die gleiche Kombination lediglich mit zusätzlichem 2 M.-% Batch (gekennzeichnet durch *) zum Grundmaterial für die EQ-Untersuchung. Alle Faktoren werden miteinander kombiniert und die entsprechende Anzahl von Kombinationen werden als Betriebspunkte untersucht.

4.2 Neuartige Schneckenhülsekonzepte

Die Verwendung von Nuten im Rahmen der Einschneckenextrusion ist nicht ungewöhnlich [Bo16], [HM15]. Bei Nutenbuchsenextrudern werden Nuten im Bereich der Einzugszone verwendet, um ein verbessertes Feststoffförderverhalten zu erzielen und den Druckaufbau unabhängig vom Systemgegendruck zu gestalten. Grünschloss entwickelte Anfang der 2000er Jahre ein Einschneckenextruderkonzept (Helibar[®]), dessen Plastifiziertzylinder sowohl in der Einzugs- als auch in der Plastifizierzone über Nuten verfügt. Dieses durchgehend genutete System verzeichnet in Verbindung mit einer Barrierschnecke Verbesserungen im Betriebsverhalten hinsichtlich des spez. Massedurchsatzes, der Förderkonstanz, eines gleichmäßigen Druckaufbaus und der Massetemperaturentwicklung. [Gr02]

Angeregt durch die Idee zur Nutzung von Nuten im Plastifizierbereich, wurde das Innenprofil der freirotierenden Schneckenhülse auf zwei unterschiedliche Arten modifiziert, um die der High-Speed-Extrusion inhärente, hohe Dissipationsleistung reduzieren zu können. Das Plastifizierkonzept des HSST basiert auf der Abfuhr der entstehenden Schmelze in den Schneckenhülsekanal, wodurch im Schneckenengang vornehmlich Feststoff verbleibt und die Bildung eines Schmelzepools vor der aktiven Schneckenflanke größtenteils unterdrückt wird. Die Entstehung eines dünnen Schmelzefilms zwischen Schnecke und der inneren Schneckenhülse kann allerdings nicht vermieden werden. Es wird angenommen, dass die Höhe des Schmelzefilms dem vorliegenden Schneckenpiel entspricht und über die gesamte Länge der Schneckenhülse vorliegt. Der Schmelzefilm ist hohen Scherbelastungen ausgesetzt und stellt demnach eine maßgebliche Wärmequelle dar. Entsprechend Gl. 4-1 hat die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ einen quadratischen Einfluss auf die volumenspezifische Dissipationsleistung [MHM+11].

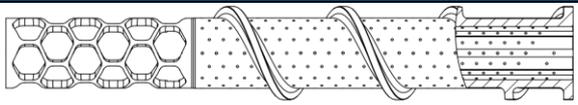
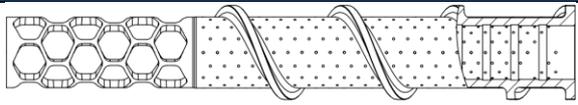
$$P_{Diss} = \eta(T, \dot{\gamma}) \cdot \dot{\gamma}^2 = \eta(T, \dot{\gamma}) \cdot \left(\frac{\Delta v}{\Delta h}\right)^2 \quad \text{Gl. 4-1}$$

Die Schergeschwindigkeit ist wiederum von der Geschwindigkeitsdifferenz Δv und der Scherspaltänderung Δh abhängig. Über eine Anpassung der Scherspalthöhe kann die Dissipationsleistung entsprechend stark beeinflusst werden. Die Einbringung von Nuten in die Innenkontur der Schneckenhülse kann demnach zu einer lokalen Reduzierung der Dissipationsleistung beitragen. Weitere verfahrenstechnische Vorteile sind in Abhängigkeit der Nutausrichtung und -dimensionierung zu erwarten. Darüber hinaus musste sichergestellt werden, dass jede Nut in Verbindung zu einer radialen Bohrungsreihe steht, um die Bildung von Stagnationszonen zu vermeiden. Weiterhin sollte die Nut so geformt sein, dass kein Granulat eindringen und eine formschlüssige Verkeilung zwischen Feststoffbett und Schneckenhülse entstehen kann.

Um den Einfluss der Ausrichtung von Nuten untersuchen zu können, wurden zwei Konzepte SH2 und SH3 im Rahmen dieser Arbeit betrachtet. Die konstruktiven Unterschiede sind in Tabelle 4-2 gegenübergestellt. Während SH2 acht Nuten mit axialer Ausrichtung besitzt, weist SH3 in gleichmäßigen

Abständen 13 Nuten mit radialer Ausrichtung auf. Die Dimensionierung beider SchneckenhülSENTYPEN erfolgte in Anlehnung an [Av16], wo für die Gestaltung des Nutquerschnittes eine Nuttiefe von 0,5 mm und eine Nutbreite von 5 mm vorgesehen wurde.

Tabelle 4-2: Gegenüberstellung der konstruktiven Unterschiede zwischen SH2 und SH3

SH2	SH3
 <p>Anzahl Nuten = 8 (axial)</p>	 <p>Anzahl Nuten = 13 (radial)</p>

4.3 Auswertungstechnik für SchneckenhülSENDREHZAHl

In [Se91] schreibt Semmekrot, dass die HülSENDREHZAHl in einem Bereich von 5 % bis 20 % der SchneckenDREHZAHl liegt. Karrenberg konnte diesen Bereich mit dem in Abschnitt 3.1 beschriebenen Messaufbau für die beim HSST verwendete SchneckenhülSENDREHZAHl bestätigen. Für die Auswertung der SchneckenhülSENDREHZAHl wurde im Rahmen dieser Arbeit dieselbe Soft- und Hardware verwendet wie von Karrenberg. Aus diesem Grund soll an dieser Stelle nur kurz vorgestellt werden, wie die Auswertungsroutine in LabVIEW arbeitet. Hierzu wurde das Drucksignal des Sensors, welcher direkt über den Stegen der SchneckenhülSENDREHZAHl positioniert war, hochfrequent aufgezeichnet und über die Messbox an den Messrechner geleitet.³ Der umlaufende Schneckensteg verursachte hierbei einen Peak im Signal, welcher sich periodisch wiederholte. Die Auswertung der Peaks erlaubte wiederum Rückschlüsse auf die HülSENDREHZAHl. Dieser Vorgang ist in Abbildung 4-2 a) und b) schematisch dargestellt.

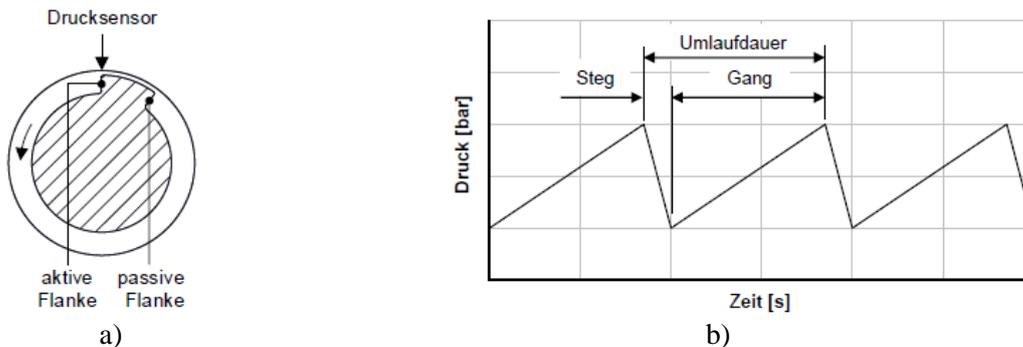


Abbildung 4-2: a) Schematische Darstellung des Drucksensors sowie der aktiven und passiven Flanke und b) charakteristisches Sägezahnprofil [Ka16]

Die Drehrichtung hingegen wurde über die Entstehung des Druckpeaks ermittelt. In den Arbeiten von [APS+09], [PSA+08], [MM59] wird beschrieben, dass ausgehend von der passiven Flanke über den Schneckengang zur aktiven Flanke (siehe Abbildung 4-2 a)) ein moderat ansteigender Druck gemessen werden kann, bis zu einem Hochpunkt, von dem der Druck rapide auf das Ursprungsdruckniveau der passiven Flanke abfällt. Es entsteht ein charakteristisches Sägezahnprofil, welches in Abbildung 4-2 b)

³ Der Aufbau der Messbox ist in Anhang A.3 beschrieben.

dargestellt ist. Für weitere Informationen zur Erfassung der Schneckenhülsendrehzahl wird auf die Dissertation von Karrenberg verwiesen [Ka16].

4.4 Ergebnisanalyse HSST

Zur Beurteilung der Einflüsse der axial- und radial genuteten Schneckenhülsen (SH2 und SH3) wurden identische Versuche durchgeführt wie für die glatte Referenzschneckenhülse (SH1). Als Prozessparameter wurden die maximal erreichbaren Schneckendrehzahlen und die sich einstellenden Schneckenhülsendrehzahlen sowie der maximal erreichte Durchsatz und die zugehörige Massetemperatur herangezogen. Die Ergebnisse der Plastifizierungsversuche sind in den Diagrammen von Abbildung 4-3 vergleichend gegenübergestellt.

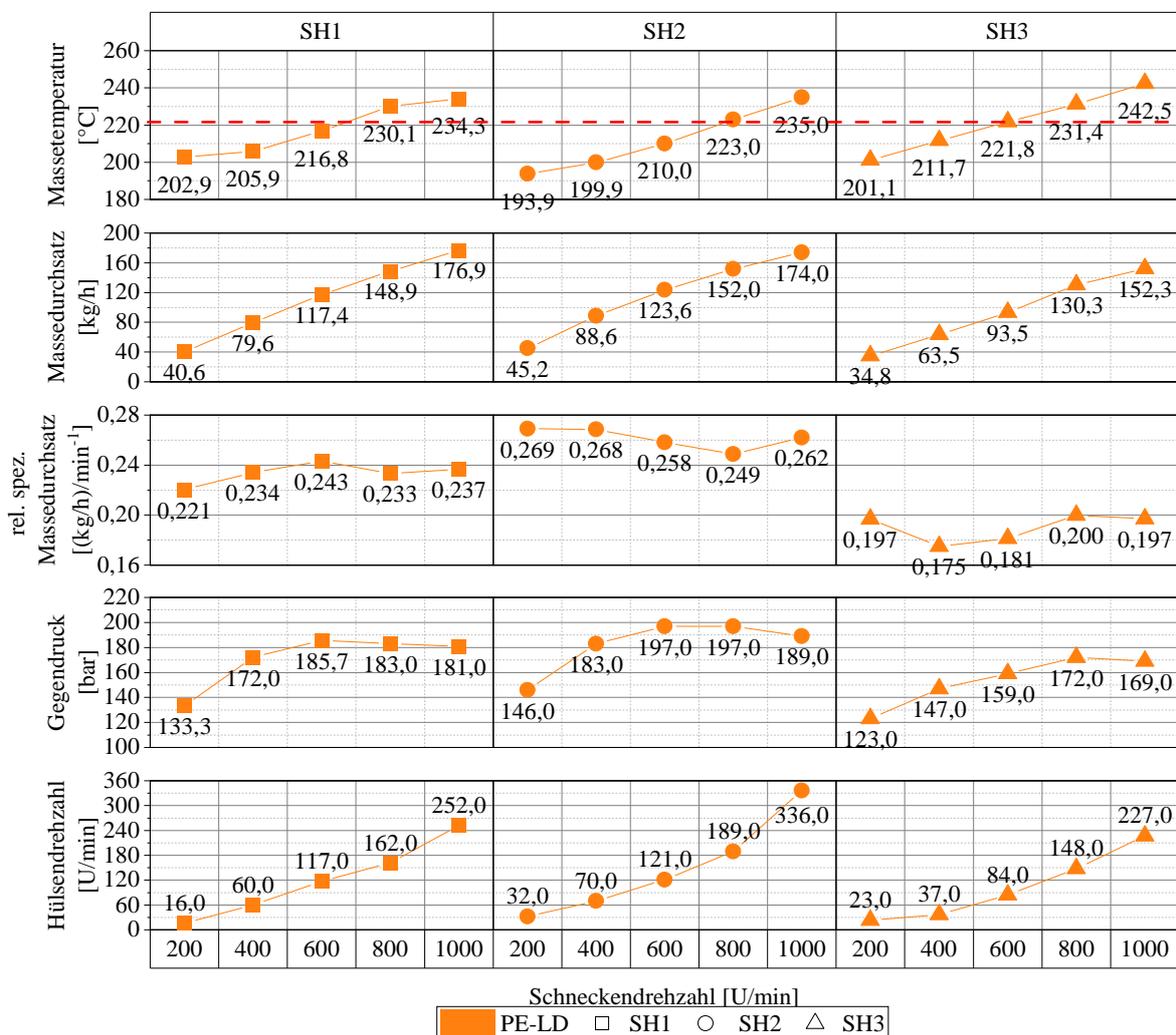


Abbildung 4-3: Gegenüberstellung der Plastifizierungsergebnisse von SH1, SH2 und SH3

Wie dem Diagramm Massetemperatur⁴ entnommen werden kann, wurden für SH2 im Vergleich zu SH1 und SH3 in einem Schneckendrehzahlbereich von 200 U/min bis 800 U/min die niedrigsten Massetemperaturen gemessen. Die höchste Reduktion konnte mit 9 °C bei einer Schneckendrehzahl von 200 U/min erzielt werden. Erst bei einer Schneckendrehzahl von 1000 U/min war die Massetemperatur von SH1 marginal niedriger als bei SH2. Die Kombination aus Scherspalterhöhung und axialer Ausrichtung der Nuten scheint wie erwartet zu einer geringeren Dissipation zu führen, welche sich in einer geringeren Massetemperatur widerspiegelt. Ein weiterer Effekt der axialen Nuten liegt in deren Ausrichtung in Förderrichtung, wodurch die Verweilzeit der Schmelze nicht stark beeinflusst wurde. Ein gegenteiliges Phänomen war bei SH3 zu sehen. Die radialen Nuten erhöhten zwar den Scherspalt, deren Ausrichtung ermöglichte jedoch keinen Transport der Schmelze in Förderrichtung, sondern erhöhte die Wahrscheinlichkeit, dass die Schmelze mit jeder Umdrehung im System umlief. Es wird vermutet, dass das Umlaufen der Schmelze die Verweilzeit im System erhöhte und konsequenterweise auch zu höheren Massetemperaturen im Vergleich zu SH1 und SH2 führte. Die maximale Schneckendrehzahl von 600 U/min der Referenz Hülse (SH1) konnte mit Konzept SH2 gesteigert werden. Erst bei 800 U/min überschritt die Massetemperatur marginal den zulässigen Verarbeitungsbereich von 220 °C des PE-LD.

Es ließen sich weitere positive Ergebnisse hinsichtlich der Prozessparameter bei SH2 im Vergleich zu SH1 finden. Die größte Durchsatzsteigerung wurde von SH2 gegenüber SH1 für den Betriebspunkt von 400 U/min mit zusätzlichen 9,0 kg/h (entspricht einer Steigerung von knapp 11 %) erreicht. SH2 ermöglicht für einen Schneckendurchmesser von 35 mm ein beachtliches Verarbeitungsfenster von 45 kg/h bei 200 U/min bis zu 152 kg/h bei 800 U/min. Die höheren Durchsätze von SH2 unterstreichen die Förderwirksamkeit der axialen Nuten und die geringeren Massetemperaturen dieses Konzepts. Erneut erwies sich SH3 als nicht förderwirksam. Über den gesamten Schneckendrehzahlbereich lagen die Massedurchsätze, teils deutlich, unterhalb der Durchsätze von SH1 und SH2. Während der Massedurchsatz von SH2 für 800 U/min bei 152 kg/h lag, konnten für SH3 bei dieser Schneckendrehzahl nur noch 130,3 kg/h gemessen werden. Dies entsprach einem verringerten Durchsatz von knapp 15 %.

Die positiven Ergebnisse für Massetemperatur und Durchsatz von SH2 spiegelten sich auch im nahezu konstanten Verlauf des (rel.) spez. Durchsatzes (bezogen auf die Hülsendrehzahl) wider. Im Vergleich zu SH1 und SH3 wies SH2 auch die höchsten Werte für den rel. spez. Durchsatz auf, was auf einen effizienteren Prozess schließen lässt. Werden die gemessenen Gegendrucke (Position p4) betrachtet, fällt auf, dass eine Abhängigkeit zwischen Gegendruck und Massetemperatur besteht. Je höher die Massetemperatur, desto geringer der gemessene Gegendruck. Demnach wies SH2 die höchsten Gegendrucke und SH3 die niedrigsten Gegendrucke auf. Ursache für den erhöhten Druck konnte einerseits die Abhängigkeit der Viskosität von der Massetemperatur sein, da durch niedrigere Massetemperaturen die

⁴ Rot-gestrichelte Linie repräsentiert die vom Hersteller empfohlene maximale Verarbeitungstemperatur.

Viskosität stieg und daher auch der Druckbedarf. Andererseits könnte der erhöhte Massedurchsatz von SH2 gegenüber SH1 und SH3 ebenfalls eine Ursache für den Druckbedarf darstellen.

Hervorzuheben sind an dieser Stelle die gemessenen Schneckenhülsendrehzahlen, da diese bei der axialgenuteten SH2 für alle Betriebspunkte (teils deutlich) über den Referenzwerten von SH1 lagen. Für die Schneckendrehzahl von 200 U/min konnte sogar eine Verdopplung der Schneckenhülsendrehzahl von 16 U/min auf 32 U/min detektiert werden. Ein Einbruch der Drehzahlsteigerung war lediglich für den Betriebspunkt bei 600 U/min festzustellen. Hier wurde die Referenzdrehzahl lediglich um 4 U/min überstiegen. Demgegenüber war bei 1000 U/min ein überproportionaler Anstieg der Schneckenhülsendrehzahl zu verzeichnen. Hier überstieg die Drehzahl von SH2 die von SH1 um 84 U/min. Als Konsequenz war die Relativgeschwindigkeit zwischen Rotor und Hülse im Fall von SH2 zwar geringer als für SH1, gleichzeitig erhöhte sich jedoch die Relativgeschwindigkeit von SH2 zwischen Hülse und Zylinder, wodurch die Scherbelastung im Schneckenhülsekanal zunahm. Als Resultat kehrte sich die positive Durchsatz- und Temperaturentwicklung bei diesem Betriebspunkt um. Hieraus lässt sich schließen, dass eine verfahrenstechnisch sinnvolle Grenze für die Relativgeschwindigkeit zwischen Schneckenhülse und Plastifizierschnecke existiert. Die Hülse SH3 rotierte im Vergleich zu SH1 und SH2 mit einer Ausnahme bei einer Schneckendrehzahl von 200 U/min langsamer. Als Ursache für die gesteigerte bzw. reduzierte Schneckenhülsendrehzahl wird eine Verkantung des Materials zwischen Rotor und Hülse vermutet, der bei SH2 und SH3 gegenläufige Wirkung zeigte. Die axial ausgerichteten Nuten von SH2 ermöglichen ein Verkeilen von nicht aufgeschmolzenem Material in den Nuten, was zu einer Art Formschluss zwischen Rotor und Hülse führte. Das Mitreißen der Hülse wurde begünstigt und konsequenterweise wurden höhere Drehzahlen der Schneckenhülse gemessen. Es ist denkbar, dass auch für SH3 ein vergleichbarer Formschluss entstand. Durch die nicht förderwirksame Ausrichtung der radialen Nuten ist es wahrscheinlich, dass das Material jedoch lediglich in den Nuten umlief und nicht zur Beschleunigung der Hülse beitrug. Die gesenkte Massetemperatur für die Betriebspunkte 200 U/min bis 800 U/min für SH2 lässt sich demnach auf zwei sich überlagernde Effekte zurückführen. Auf der einen Seite verringerte sich die Massetemperatur durch die lokale Anhebung des Scherspalt. Auf der anderen Seite wurde durch die erhöhte Schneckenhülsendrehzahl die Relativgeschwindigkeit zwischen Plastifizierschnecke und Schneckenhülse verringert, sodass der Schmelzefilm einer grundsätzlich niedrigeren Scherbelastung ausgesetzt war als bei glatter Schneckenhülse. Aufgrund der positiven Ergebnisse von SH2 wurde die Untersuchung der EQ lediglich mit diesem Konzept durchgeführt.

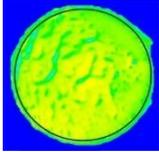
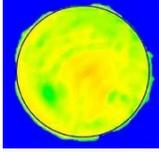
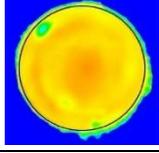
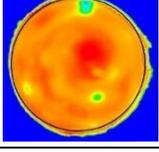
4.5 Extrudatqualität

Ziel dieser Untersuchung war es, die EQ mittels thermischer und stofflicher Homogenität zu beurteilen. Für die thermische Homogenität wurde die Temperaturverteilung im Extrudatquerschnitt für jeden Betriebspunkt herangezogen, wobei die Wärmebildaufnahmen unter identischen Rahmenbedingungen angefertigt wurden. Hierzu wurde die Position und Ausrichtung der Wärmebildkamera (senkrecht zur

Querschnittsfläche) fixiert. Um eine glatte Oberflächenaufnahme des Schmelzestranges zu erhalten, wurde dieser abgeschnitten, sodass der Querschnitt möglichst exakt mit der Wärmebildkamera aufgenommen werden konnte. Eine Wärmebildaufnahme für den Betriebspunkt 1000 U/min konnte aufgrund der hohen Austrittsgeschwindigkeit des Extrudates aus dem Bypass nicht realisiert werden.

Eine Übersicht der Wärmebildaufnahmen sowie die ermittelten Mittelwerte, Minima und Maxima für die Bypass Versuche mit SH2 in Abhängigkeit der Schneckendrehzahl n_s ist in Tabelle 4-3 gegeben.

Tabelle 4-3: Wärmebildaufnahmen aus Bypassversuchen mit SH2

n_s [U/min]	Wärmebild	Mittelwert / Minimum und Maximum	Spannweite Minimum und Maximum
200		$\bar{x}_{T_{200}} = 171,9\text{ °C}$	24,6 °C
		$Max_{200} = 178,2\text{ °C}$	
		$Min_{200} = 153,6\text{ °C}$	
400		$\bar{x}_{T_{400}} = 174,8\text{ °C}$	19,1 °C
		$Max_{400} = 183,8\text{ °C}$	
		$Min_{400} = 164,7\text{ °C}$	
600		$\bar{x}_{T_{600}} = 181,6\text{ °C}$	35 °C
		$Max_{600} = 192,2\text{ °C}$	
		$Min_{600} = 157,2\text{ °C}$	
800		$\bar{x}_{T_{800}} = 191,8\text{ °C}$	57,4 °C
		$Max_{800} = 206,9\text{ °C}$	
		$Min_{800} = 149,5\text{ °C}$	

Wie bereits die Massetemperaturmessungen mittels Temperaturfühler zeigten, erhöhte sich die Durchschnittstemperatur \bar{x}_T mit steigender Drehzahl für alle Betriebspunkte. Die Betriebspunkte 200 U/min, 400 U/min und 600 U/min weisen bei einer visuellen Beurteilung eine annähernd homogene Temperaturverteilung auf. Die Differenz zwischen Minimal- und Maximaltemperatur ist mit 19,1 °C bei 400 U/min am geringsten. Die höchste Differenz mit 57,4 °C wurde für den Betriebspunkt 800 U/min gemessen. Betrachtet man die Wärmebildaufnahmen des Extrudates für die Schneckendrehzahlen 600 U/min und 800 U/min fallen vereinzelte kalte Bereiche („cold-spots“) auf. An diesen Stellen war der Temperaturunterschied zur umgebenden Schmelze gravierend, wodurch die hohen Differenzen zwischen den gemessenen Maximal- und Minimaltemperaturen zustande kamen. Abgesehen von einem cold-spot bei 600 U/min war die Temperaturverteilung für diesen Betriebspunkt sehr homogen. Die Anzahl der auftretenden *cold-spots* erhöhte sich hierbei für den Betriebspunkt 800 U/min. In Abschnitt 4.6 wird eine Hypothese formuliert, welche auf das Auftreten der *cold-spots* in Verbindung mit dem Aufschmelzverhalten innerhalb der High-Speed-S-Truders eingeht.

Die Bewertung der stofflichen Homogenität erfolgt einerseits qualitativ durch einen optischen Vergleich der Dünnschnitte und andererseits quantitativ mit Hilfe des SG gemäß den Ausführungen in Abschnitt

3.2.1. Die Ergebnisse der Dünnschnittversuche und der Grauwertanalyse sind folgend tabellarisch (Tabelle 4-4) zusammengefasst.

Tabelle 4-4: Übersicht der Dünnschnittergebnisse aus Bypassversuchen mit SH2

n_s [U/min]	Dünnschnitt	Segregationsgrad (SG)
200		$\bar{x}_{S,200} = 18,562$
		$s = 7,758$
		SG = 0,016
400		$\bar{x}_{S,400} = 11,576$
		$s = 19,01$
		SG = 0,148
600		$\bar{x}_{S,600} = 20,404$
		$s = 30,234$
		SG = 0,218
800		$\bar{x}_{S,800} = 29,333$
		$s = 44,417$
		SG = 0,346

Schwarz eingefärbte Bereiche repräsentieren hierbei vollständig aufgeschmolzenes Material und homogenisierte Bereiche, wohingegen weiße Bereiche nicht vollständig aufgeschmolzen bzw. homogenisiert sind. Durch die Standardabweichung s und den SG ist die abnehmende stoffliche Mischgüte bei steigenden Schneckendrehzahlen quantifizierbar. Sowohl der optische Eindruck als auch der SG von 0,016 unterstreichen die sehr gute stoffliche Homogenisierung der Schmelze des Betriebspunktes 200 U/min. Der SG des Betriebspunktes 400 U/min belief sich auf 0,148, was einerseits eine Verschlechterung darstellte, andererseits optisch noch einer zufriedenstellenden Homogenität entsprach. Für alle Betriebspunkte lagen die einzelnen Schmelzeschichten des Extrudatstranges in gleichmäßigen Wirbeln um die Achse des DMR-Elementes vor. Unterbrochen werden die Schmelzeschichten besonders bei den Betriebspunkten 600 U/min und 800 U/min von verstärkt auftretenden weißen Bereichen. Hierbei verhielten sich Anzahl und Größe der weißen Flecken ähnlich wie die *cold-spots* der Wärmebildaufnahmen – je höher die Schneckendrehzahl, desto häufiger und ausgeprägter waren die weißen Domänen. Die bereits visuell zu erkennende schlechtere Durchmischung der Schmelze beim Betriebspunkt von 800 U/min spiegelte sich auch in dem hohen SG-Wert von 0,346 wider. Zur Ursachenanalyse der schlechteren Schmelzehomogenität bei steigenden Drehzahlen wird im folgenden Abschnitt eine Hypothese aufgestellt.

4.6 Hypothese zum Aufschmelzverhalten

Wie bereits sowohl von Rahal als auch von Großmann vermutet und von Karrenberg nachgewiesen, kommt es durch erhöhte Heizraten, verursacht durch die schnell rotierende Schnecke, zu einer zeitlich verschobenen Plastifizierung von Feststoffpartikeln bzw. kristallinen Strukturen innerhalb des Polymers [Ka16], [Gr11], [Ra08a]. Karrenberg konnte im Rahmen von Flash-DSC-Analysen zeigen, dass hohe Heizraten sowohl die Peak-Aufschmelztemperatur erhöhen, als auch den Temperaturbereich des Aufschmelzens verbreitern. Weiterhin führen hohe Heizraten zu einem rapiden Temperaturanstieg im Material, sodass der Kunststoff derart schnell aufgeheizt wird, sodass bestehende kristalline Strukturen nicht vollständig aufgelöst werden können, sofern die Expositionszeit des Materials im System verkürzt ist. Demnach kann die notwendige Aufschmelzenthalpie für ein vollständiges Aufschmelzen nicht erbracht werden. Die Verweilzeit des Materials wird im Fall des HSST im Vergleich zu konventionellen Systemen einerseits durch die kompakte sowie kurze Bauweise reduziert und andererseits auch durch die erhöhte Förderrate. Die Aufschmelzverhalten des HSST ist demnach von erhöhten Heizraten und verkürzten Verweilzeiten abhängig. Insbesondere teilkristalline Thermoplaste, die eine hohe Aufschmelzenthalpie benötigen, sind von diesen Effekten betroffen.

Im Hinblick auf *cold-spots* und auf die vermehrt bei hohen Schneckendrehzahlen detektierten weißen Bereiche ist es denkbar, dass diese das Resultat von Verweilzeit- und Heizrateneffekten darstellen. Demnach würde es sich bei den weißen Bereichen um nicht vollständig aufgeschmolzenen Kunststoff handeln, der im Vergleich zum vollständig aufgeschmolzenen und durchmischten schwarzen Bereich eine geringere Massetemperatur aufweist. Das Auftreten von nicht vollständig aufgeschmolzenem Material ist bemerkenswert, wenn man sich den durchlaufenen Plastifizierungsprozess im HSST vergegenwärtigt. Hohe Dissipation innerhalb des Schmelzefilms zwischen Plastifizierschnecke und Schneckenhülse, anschließende Scher- und Dehnströmungen durch die radialen Bohrungen der Hülse und zuletzt das Durchlaufen des Waben-DMR waren nicht ausreichend, um alle kristallinen Strukturen aufzulösen, sodass die gesamte Kunststoffschmelze aus strukturlosen bzw. amorphen Bereichen bestand. Die Existenz von nicht aufgeschmolzenem Material im Schneckenhülsekanal konnte im Schneckenzugversuch für den Betriebspunkt 800 U/min mit der Referenz-Konfiguration des HSST (glatte Schneckenhülse) nachgewiesen werden (Abbildung 4-4).

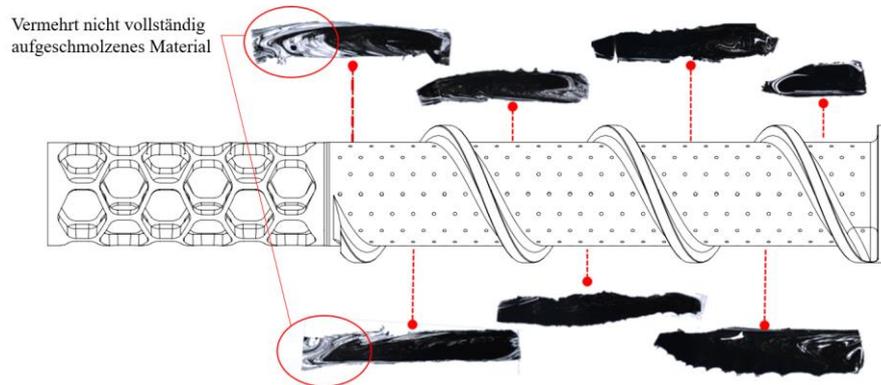


Abbildung 4-4: Dünnschnittergebnisse für glatte Schneckenhülse

In der letzten Windung vor dem Waben-DMR konnte weißes Material detektiert werden. Aufgrund der hohen Elastizität von bereits stark erwärmtem Kunststoff, ist es vorstellbar, dass sich das feststoffförmige Material unter Einwirkung von Druck so stark verformte, dass ein Transport durch die engen Bohrungen möglich wurde. Eine weitere Ursache lässt sich in der offensichtlich zu gering ausgeprägten dispersiven Mischwirkung des Systems finden. Das Zerteilen von kristallinen Strukturen würde die Einbringung von Wärme beschleunigen, da sich das Verhältnis von Partikeloberfläche zu -volumen vergrößern und hierdurch die Wärme besser in den Partikel eingebracht werden kann, wodurch wiederum ein verkürztes Aufschmelzen kristalliner Volumina ermöglicht würde. Der verwendete Waben-DMR ist hingegen primär für die Umsetzung distributiver Mischvorgänge geeignet. Es ist vorstellbar, dass nicht aufgeschmolzenes Material, welches durch die radialen Bohrungen in den Schneckenhülsekanal abgeführt wurde, den Waben-DMR durchliefen, ohne zerteilt und gemischt zu werden. Folglich wurden genau diese Bereiche in den Thermografie- und Dünnschnittaufnahmen detektiert.

Zur Bekräftigung der getätigten Hypothese ist es denkbar, weitere Versuchsreihen mit Materialien zu erproben, welche unterschiedliche Kristallisationseigenschaften aufweisen. Darüber hinaus kann die Verwendung eines zusätzlichen dispersiven Mischelementes – unter Berücksichtigung der Massetemperatur- und Durchsatzentwicklung – zu einer verbesserten thermischen und stofflichen Homogenität des Extrudates beitragen.

4.7 Zwischenfazit HSST-Versuche

Basierend auf den Erkenntnissen der Arbeit von Karrenberg zum alternativen Plastifizierkonzept des HSST, wurden konstruktive Maßnahmen im Bereich der Innenprofilierung der Schneckenhülse zur Leistungssteigerung untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass durch die Einbringung von axialen Nuten sowohl der Massedurchsatz gesteigert als auch die Massetemperatur für den Drehzahlbereich 200 U/min bis 800 U/min gesenkt wurde. Eine weitere Drehzahlerhöhung auf 1000 U/min führte zu einer Überschreitung der zulässigen Verarbeitungstemperatur. Mit radialen Nuten konnten keine prozessrelevanten Vorteile erzielt werden.

Unter Verwendung eines Bypasses zur Probenentnahme wurde für die HSST-Konfiguration mit axialgenuteter Schneckenhülse die thermische und stoffliche Extrudathomogenität untersucht. Die Ergebnisse der Wärmebilder und Dünnschnitte weisen eine zufriedenstellende Homogenität für den Drehzahlbereich 200 U/min bis 600 U/min auf. Für eine Schneckendrehzahl von 800 U/min konnten auf dem Wärmebild vereinzelt auftretende *cold-spots* und in den Dünnschnitten unaufgeschmolzene Bereiche detektiert werden. Eine Hypothese zum Aufschmelzverhalten in der High-Speed-Extrusion führt die festgestellten Phänomene auf nicht vollständig aufgeschmolzene kristalline Strukturen innerhalb des Extrudates zurück. Als Ursache werden die hohen Heizraten und die verkürzten Verweilzeiten in der High-Speed-Extrusion vermutet.

In zukünftigen Arbeiten ist es denkbar, die getätigte Hypothese zum Aufschmelzverhalten in der High-Speed-Extrusion weiter zu untersuchen. Folgeversuche mit unterschiedlichen Materialien, die sich in ihren Kristallisationseigenschaften unterscheiden, können hier als Ansatz gewählt werden. Es wird erwartet, dass sich in Abhängigkeit vom Kristallisationsgrad eine Verstärkung bzw. eine Abschwächung der entdeckten Effekte einstellt. Darüber hinaus ist der Test eines amorphen Kunststoffes zweckmäßig, da das Aufschmelzverhalten von dieser Kunststoffart weniger stark von Heizraten- und Verweilzeiteffekten abhängt als bei teilkristallinen Kunststoffen.

5 Frei rotierende Mischhülsen

In diesem Kapitel werden die experimentellen und CFD-gestützten Untersuchungen zu den betrachteten frei rotierenden Mischhülsen vorgestellt. Bei den experimentellen Versuchsreihen wurde eine Unterscheidung zwischen Vor- und Hauptversuchen vorgenommen, auf deren entsprechende Zielsetzungen in den jeweiligen Abschnitten eingegangen wird. Die experimentellen Ergebnisse wurden im Anschluss genutzt, um Randbedingungen für eine CFD-gestützte Untersuchung vorgeben zu können. Die Ergebnisse der Strömungssimulation werden am Ende dieses Kapitels präsentiert.

5.1 Vorversuche

Im Rahmen von Vorversuchen sollte sichergestellt werden, dass die folgenden Zielsetzungen erreicht werden können:

- Funktionsfähigkeit des Versuchsaufbaus, insbesondere der Berechnung der Mischhülsemdrehzahl
- Sicherstellung der Durchführbarkeit der Untersuchungen zur thermischen und stofflichen Homogenität des Extrudates mittels des neu entwickelten Bypasses
- Erkenntnisgewinn über das Verhalten frei rotierender Mischhülsen hinsichtlich
 - Einfluss des Materials auf die Hülsemdrehzahl
 - Einfluss der Konstruktion auf die Hülsemdrehzahl

Um die oben genannten Zielsetzungen untersuchen zu können, wurde ein Versuchsplan generiert, der mit einem entsprechenden Versuchsaufbau realisiert wurde. Der Versuchsaufbau und der Versuchsumfang werden im folgenden Abschnitt 5.1.1 beschrieben.

5.1.1 Versuchsaufbau und Datenerfassung

Alle Versuche mit frei rotierenden Mischhülsen wurden auf einem Extruder des Technikums des Institutes für Produkt Engineering der Universität Duisburg-Essen durchgeführt. Der Extruder verfügte über eine wassergekühlte, genutete Einzugszone und hatte einen Durchmesser von $\varnothing 48$ mm bei einer Länge von 24D. Mit dem Antrieb, bestehend aus 45kW-Motor und Getriebe, konnte für die Barrierschnecke eine maximale Schneckendrehzahl von 180 U/min realisiert werden. An der Spitze der Barrierschnecke besteht die Möglichkeit über eine Schraubverbindung verschiedene Mischelemente zu montieren. Eine schematische Übersicht des Versuchsaufbaus und der Komponenten zur Signalverarbeitung ist in Abbildung 5-1 zu sehen.

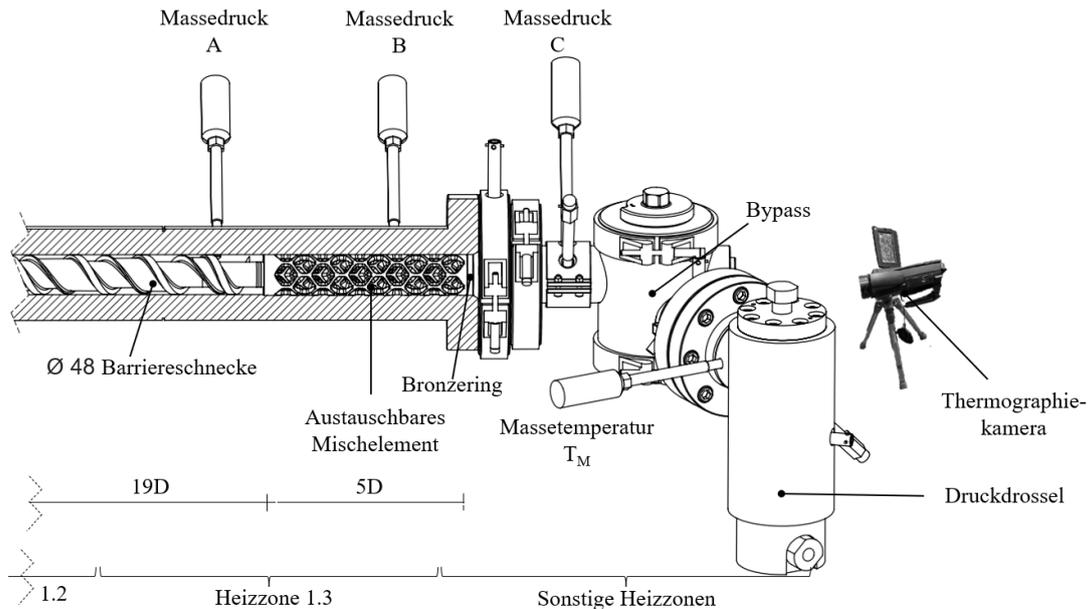


Abbildung 5-1: Versuchsaufbau für Untersuchungen zu frei rotierenden Mischhülsen

Der Extruder war mit drei Drucksensoren⁵ ausgestattet. Mittels der Sensoren A und C war es möglich den Druckverlust des Mischelementes zu berechnen. Weiterhin gab Sensor C Auskunft über den Druckverlust des Bypasses bzw. der Druckdrossel. Zur Erfassung der Hülsendrehzahl war Sensor B entscheidend. Dieser war direkt über dem austauschbaren Mischelement positioniert. Das Drucksignal wurde mittels der in Anhang A.3 gezeigten Messkette an den Messrechner geleitet, um die Mischhülsendrehzahl zu berechnen. Die Massetemperatur T_M wurde wiederum unmittelbar vor dem Verlassen der Schmelze durch die Druckdrossel gemessen. Auf eine detaillierte Darstellung aller Zonen, die temperiert werden konnten, wird an dieser Stelle verzichtet. So sind in Abbildung 5-1 die Einzugszone und Heizzone 1.1 nicht abgebildet. Unter „Sonstige Heizzonen“ sind die Zonen 2.1, 2.2, 2.3 und 3.1 zusammengefasst, da diese in Abhängigkeit vom Versuchsmaterial mit einer identischen Sollwert-Temperatur beaufschlagt wurden (PE-HD = 230 °C und PE-LD = 220 °C). Eine genaue Aufschlüsselung der Soll-Temperaturen für die unterschiedlichen Heizzonen kann den Versuchsprotokollen der Vorversuche in Anhang A.6 entnommen werden.

Als Messdatenerfassungs- und Visualisierungssystem wurde die auf dem Messrechner installierte Software iba-PDA (Process-Data-Acquisition) verwendet. Zur Auswertung der Signale wurde die Software iba-Analyzer herangezogen. Die Aufzeichnung von Messdaten erfolgte nach Erreichen eines stationären Betriebspunktes, wobei folgende Prozessparameter als Entscheidungsgrundlage herangezogen wurden:

- Massedruck C
- Massetemperatur
- Antriebsstrom
- Hülsendrehzahl

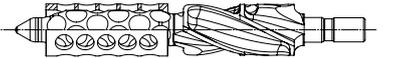
⁵ Sensor A: Firma Gefran M30-6-M-B01M-1-4 → 0 – 1000 bar
 Sensor B/C: Firma Gneuß, DA-250-12A-B60-S0-F0-R-W-6P → 0 – 600 bar

Jeder Betriebspunkt wurde mindestens 10 min gefahren und anschließend eine qualitative Beurteilung des Verlaufes dieser Größen über der Zeit vorgenommen. Für stationäre Bedingungen mussten sich diese auf einem konstanten Niveau eingependelt haben.⁶ Sobald die Entscheidung über stationäre Bedingungen gefallen war, wurden alle Signale für einen Zeitraum von 2 min aufgezeichnet und zur Charakterisierung des Betriebspunktes ein Mittelwert gebildet. Im Anschluss wurde das Bypass-Ventil umgeschaltet, sodass die Kunststoffschmelze ins Freie extrudiert wurde. Gemäß den Ausführungen in Abschnitt 3.2 wurden Wärmebilder und Dünnschnitte erstellt.

5.1.2 Versuchsumfang

Zur Visualisierung des Versuchsumfanges sind die drei zu variierenden Faktoren Mischelement, Material und Durchsatz in Tabelle 5-1 dargestellt.

Tabelle 5-1: Versuchsumfang der Vorversuche für frei rotierende Mischhülsen

Mischelement (ME)			Material		Durchsatz \dot{m} [kg/h]
Kürzel	Beschreibung	Bild	EQ		EQ
ME1	K-Rotor-WSE		PE-LD	2 M.-% Batch	20
ME2	K-DMR		PE-HD1	2 M.-% Batch	40
ME3	W-DMR Referenz				60
					80
					100

Als Mischelemente wurden die frei rotierenden Hülsen des Kalotten-DMR (ME2) und des Waben-DMR (ME3) untersucht, welche beide in Abschnitt 2.3.2 vorgestellt wurden. Bei ME1 handelte es sich um den Rotor, welcher in ME2 zum Einsatz kam, lediglich ohne Hülse. Durch die Betrachtung von ME1 konnte der Einfluss der Hülse auf die Extrudatqualität gezielt untersucht werden.

Im Rahmen der Vorversuche wurde als Versuchsmaterial – wie bereits bei den HSST-Untersuchungen – Lupolen2420D der Firma Firma lyondellbasell verwendet und mit PE-LD abgekürzt. Zusätzlich wurde das Material Hostalen ACP 9255 Plus der Firma lyondellbasell als PE-HD1 verwendet. Weiterhin ist Tabelle 5-1 zu entnehmen, dass lediglich Versuche zur Ermittlung der EQ durchgeführt wurden. Hierzu wurde den Ausgangsmaterialien PE-LD und PE-HD1 jeweils 2 M.-% (bezogen auf das Gewicht) Farbbatch Polyblak P 7090SC der Firma A. Schulmann beigemischt.

Erneut wurde aus der Kombination der drei o. g. Faktoren ein eindeutig identifizierbarer Betriebspunkt definiert, dessen Benennung sich wie folgt zusammensetzt:

⁶ Im Falle eines Materialwechsels wurden deutlich längere Zeiten als 10 min benötigt wurden, um stationäre Bedingungen zu erhalten.

Betriebspunkt = Mischelement-Material-Durchsatz (kurz: DS)

Beispiel-Betriebspunkt = ME2-HD1-DS20*

5.1.3 Auswertung der Mischhülsemdrehzahl

Wie schon bei der Auswertung der Schneckenhülsemdrehzahl bei den HSST-Versuchen sollte eine Analyse des Drucksignalverlaufs herangezogen werden, um die Mischhülsemdrehzahl zu ermitteln. Im Falle des HSST war das Drucksignal jedoch weniger komplex auszuwerten als für die Mischhülsen, da lediglich ein einzelner Steg pro Umdrehung an dem Drucksensor vorbei rotiert. Hingegen war zu erwarten, dass im Fall von Mischhülsen ein deutliches komplexeres Drucksignal mit mehreren Druckpeaks entsteht, da sowohl die einzelnen Stege der kalotten- und wabenförmigen Bohrungen der Hülse als auch die Aussparungen im Rotor selbst Druckpeaks verursachen konnten. Aus diesem Grund mussten die Einstellungen hinsichtlich Abtastfrequenz des Drucksignals aus den HSST-Versuchen überprüft werden, um gewährleisten zu können, dass alle relevanten, charakteristischen Frequenzen im Signal identifiziert werden konnten. Hierzu wurde auf das Abtasttheorem nach Nyquist-Shannon zurückgegriffen, welches besagt, dass die Abtastrate f_A größer als das Doppelte der Maximalfrequenz f_S des Signals sein muss [Pa20]. Vor dem Hintergrund, dass der Extruder eine maximale Schneckendrehzahl n_S von 180 U/min realisieren konnte, wurde zur Ermittlung der Maximalfrequenz f_S die maximale Anzahl von Rotorstegen a_S (sechs Stege für Waben-DMR) mit der maximalen Schneckendrehzahl multipliziert. Hieraus ergab sich im Fall der getesteten Mischhülsen ein f_S von maximal 36 Hz. Die bereits voreingestellte Abtastfrequenz aus den HSST-Versuchen lag bei 500 Hz und war demnach ausreichend, um alle geometriebedingten Druckimpulse erfassen zu können.

Im folgenden Abschnitt wird der Verlauf des komplexen Drucksignals analysiert und manuell ausgewertet, bevor eine Methodik zur automatisierten Auswertung der Hülsemdrehzahl vorgestellt wird.

5.1.3.1 Manuelle Methodik zur Auswertung der Mischhülsemdrehzahl

Da nicht jeder einzelne Betriebspunkt im Detail vorgestellt werden kann, wird die Vorgehensweise der manuellen Auswertung hier lediglich am exemplarischen Betriebspunkt ME2-HD1*-DS40 gezeigt. Der Drucksignalverlauf des o. g. Betriebspunkts wird in Abbildung 5-2 für verschiedene Zeitspannen dargestellt.

Graph a) zeigt das aufgezeichnete Drucksignal für eine Dauer von 60 s. Die markierten Muster α , β und γ weisen optisch eine große Ähnlichkeit auf. Dieser Eindruck bestätigt sich, wenn die Frequenzen f_α , f_β und f_γ für jedes Muster mittels der Periodendauern T gemäß Gl. 5-1 berechnet werden.

$$f = \frac{1}{T} \quad \text{Gl. 5-1}$$

Die Frequenzen der Muster α , β und γ lagen mit 0,064 Hz, 0,066 Hz und 0,63 Hz auf einem nahezu identischen Niveau.

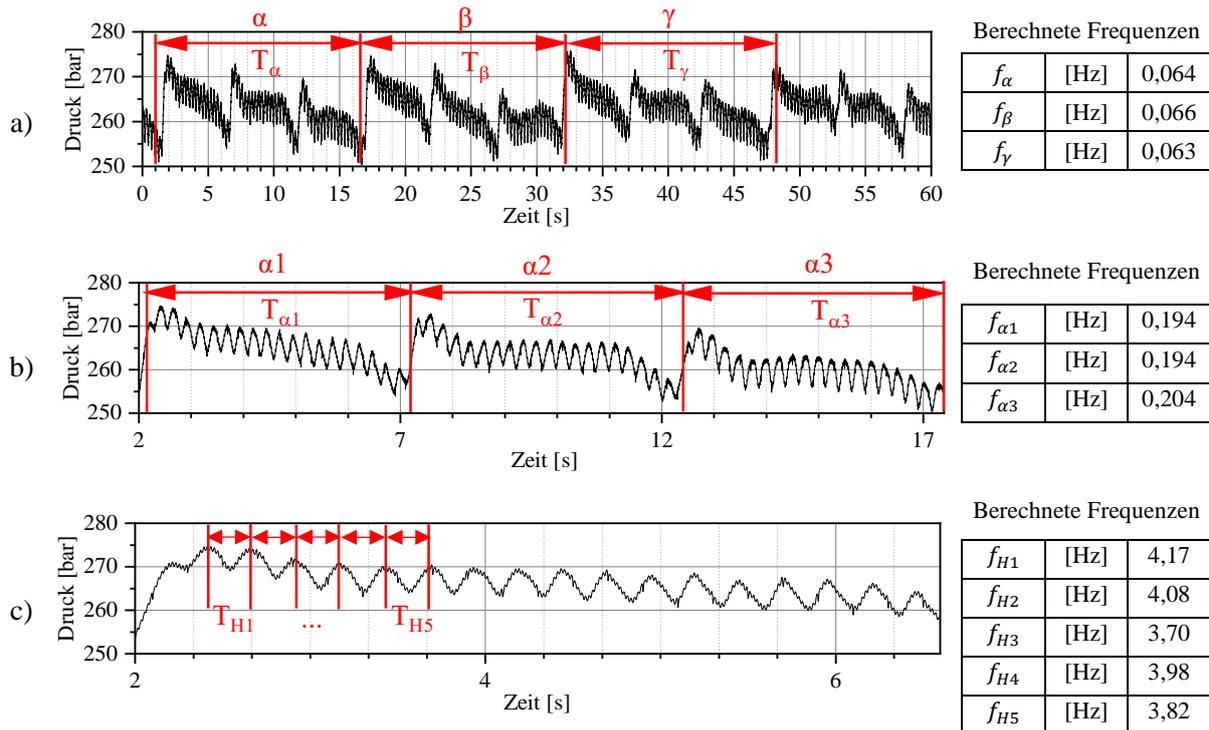


Abbildung 5-2: Drucksignalverlauf für Betriebspunkt ME2-HD1*-DS40 sowie die zugehörigen berechneten Frequenzen für verschiedene Zeitspannen

Bevor eine Zuordnung der Signalmuster zu den charakteristischen Geometrieigenschaften von ME2 erfolgt, soll zunächst das Muster α detaillierter aufgeschlüsselt werden. Dieses ist in Abbildung 5-2 b) für einen Zeitraum von knapp 17 s dargestellt. Erneut fallen die sich wiederholenden Untermuster α_1 , α_2 und α_3 auf, deren Frequenzen f_{α_1} , f_{α_2} und f_{α_3} wiederum eine gute Übereinstimmung aufweisen (0,194 Hz, 0,194 Hz, 0,204 Hz). Allerdings stimmten die Muster nur in ihren Frequenzen überein, das Druckniveau hingegen nahm bei jedem Muster ab. Die Veränderung des Druckniveaus wird an späterer Stelle erneut aufgegriffen.

Graph c) zeigt eine Vergrößerung des Signalmusters α_1 aus Graph b) für einen Zeitraum von knapp 6 s. Es lässt sich ein sinusförmiger Verlauf von Hoch- und Tiefpunkten erkennen. Die Hochpunkte traten hierbei in einer in einer Frequenz im Bereich um 4 Hz auf. Die Frequenz von 4 Hz entsprach hierbei genau der Frequenz, welche durch den kalottenförmigen Rotor (5 Stege) bei einer Drehzahl von 48 U/min verursacht wurde. Demnach ließ sich die Frequenz f_H der Rotorstegfrequenz f_{RS} eindeutig zuordnen.

Die Zuordnung der Muster α sowie der Untermuster α_1 , α_2 und α_3 zu einem spezifischen geometrischen Merkmal des Kalotten-DMR ist nachvollziehbar, wenn eine Abwicklung der Mischhülse betrachtet wird. Diese ist in Abbildung 5-3 dargestellt.

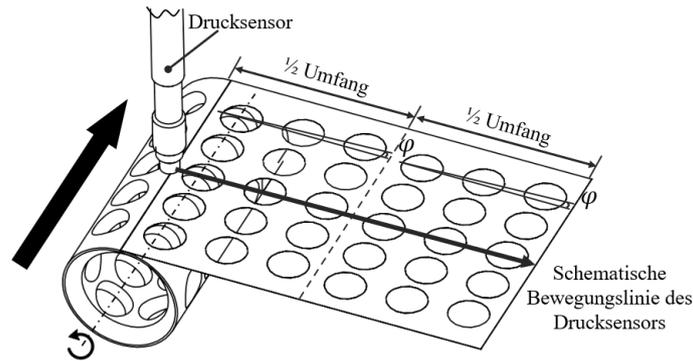


Abbildung 5-3: Abwicklung Mischhülse ME2

Die einzelnen Bohrungen von ME2 sind nicht gleichmäßig über den Umfang verteilt. Jeweils drei der sechs Bohrungen weisen einen Winkelversatz φ auf, wodurch in Abhängigkeit der aktuellen Hülsenposition unterschiedliche Strömungsverhältnisse vor dem Drucksensor B hervorgerufen wurden, da die Stege unterschiedlich lang sind und verschiedene Mengen von Schmelze an der Membran des Sensors vorbeirotierten. Der Winkelversatz liefert den Erklärungsansatz der unterschiedlichen Druckniveaus der Muster α_1 , α_2 und α_3 . Hieraus folgt, dass das Muster α jeweils einer halben Umdrehung der Mischhülse entsprach. Demnach konnten für die Berechnung der Mischhülsemdrehzahl verschiedene Vorgehensweise gewählt werden. Einerseits konnte die Anzahl der Muster α über der Zeit erfasst und durch zwei dividiert werden oder andererseits war das Zählen der Muster α_1 , α_2 und α_3 möglich. Diese Art der Auswertung traf jedoch nur auf ME2 zu, da die Bohrungen einen Winkelversatz und somit einen komplexeren Drucksignalverlauf aufwiesen als ME3, dessen Wabenbohrungen gleichmäßig über den Umfang verteilt waren.

Für die Mischelemente ME2 und ME3 ließen sich folgende Gleichungen Gl. 5-2 und Gl. 5-3 zur Berechnung der Mischhülsemdrehzahl aufstellen:

$$n_{MH,ME2} = \frac{\text{Anzahl Muster } \alpha}{2} \quad \text{Gl. 5-2}$$

$$n_{MH,ME3} = \frac{\text{Anzahl Muster } \alpha}{a_{S,ME3}} \quad \text{mit } a_{S,ME3} = 6 \quad \text{Gl. 5-3}$$

Die manuelle Kalkulation der Mischhülsemdrehzahl für jeden Betriebspunkt aus dem Versuchsplan gemäß Abschnitt 5.1.1 ist zeitintensiv und für zukünftige Anwendungen war eine automatisierte Auswertung wünschenswert. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Methodik entwickelt und untersucht, mit der eine automatisierte Auswertung der Mischhülsemdrehzahl ermöglicht wurde, um den Prozess zur Berechnung der Hülsemdrehzahl zu vereinfachen.

5.1.3.2 Automatisierte Methodik zur Auswertung der Mischhülsemdrehzahl

Wie im vorherigen Abschnitt gezeigt wurde, konnten verschiedene, sich überlagernde Muster im zeitabhängigen Drucksignalverlauf $p(t)$ identifiziert werden. Jedes Muster trat hierbei mit einer spezifischen Frequenz auf. Um die aufwendige, manuelle Überführung des zeitabhängigen Drucksignals $p(t)$ in den Frequenzbereich zu ersetzen, sollte die diskrete Fouriertransformation herangezogen werden.

Ein digitales Signal kann als Folge von Abtastzeitpunkten verstanden werden, denen jeweils ein bestimmter Messwert zugeordnet ist. Die diskrete Fouriertransformation (DFT) wird genutzt, um ein derartiges Signal vom Zeit- in den Frequenzbereich zu überführen und die zugrundeliegenden Frequenzen sowie deren Amplituden zu analysieren. Die Darstellung des Signals im Frequenzbereich wird auch als Spektrum bezeichnet. [Me17], [Ji13] Zur Bestimmung der Mischhülsemdrehzahl ist hierbei die Frequenz der höchsten Amplitude wichtig, da diese Frequenz dem periodisch wiederkehrenden Peak mit dem höchsten Druckwert im Drucksignalverlauf entspricht. Der Algorithmus zur Umsetzung der diskreten Fouriertransformation wird auch als FFT-Algorithmus (*Fast Fourier Transform*) bezeichnet. Hierbei handelt es sich um ein besonders effizientes Verfahren zur Berechnung der Spektralfolge. [Me17] Eine detaillierte Erläuterung dieses Verfahrens ist beispielsweise [Sc08] zu entnehmen.

Die Integration der FFT in das bestehende Labview-Programm war komfortabel über bereits vorhandene Funktionen möglich. Durch Betätigen eines Start-Buttons in der Labview-Oberfläche wurde die FFT auf das aufgezeichnete Signal $p(t)$ der letzten 60 Sekunden angewendet. Weiterhin wurde durch das Drücken des Start-Buttons eine Exportfunktion aktiviert, welche die Messwerte in eine Excel-Datei exportierte, sodass weiterhin eine manuelle Auswertung des Drucksignals vollzogen werden konnte (Überprüfung). Eine Abbildung des Graphical-User-Interfaces (GUI) des Labview-Programms mit 30.000 Messwerten (Abtastfrequenz 500 Hz; 60 Sekunden) für den exemplarischen Betriebspunkt ME2-HD1*-DS40 ist in Abbildung 5-4 zu sehen.

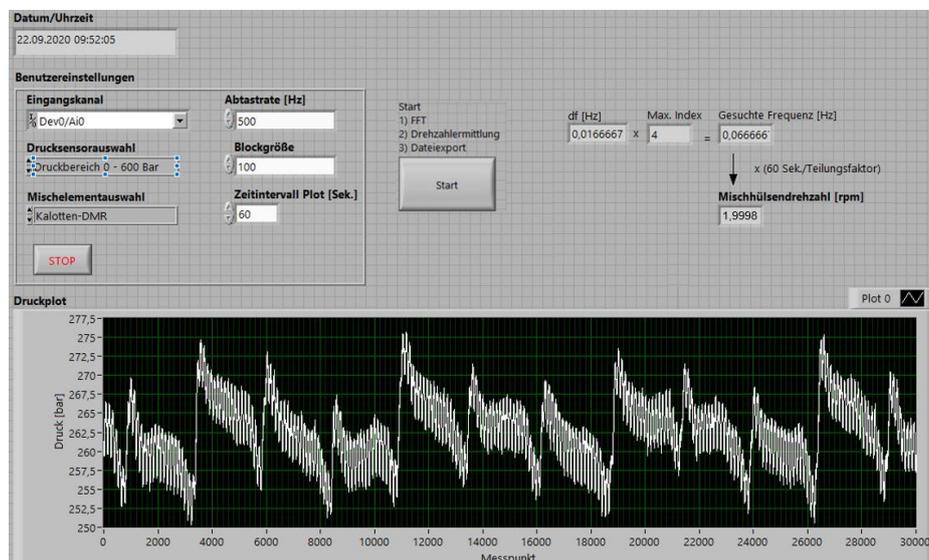


Abbildung 5-4: GUI des Labview-Programms für automatisierte Mischhülsemdrehzahlerfassung für den Betriebspunkt ME2-HD1*-DS40

In der oberen, rechten Ecke der GUI ist die mit Hilfe der FFT ermittelte *Gesuchte Frequenz* der größten Amplitude des Drucksignals angegeben. Diese entsprach praktisch genau jener Frequenz f_α , welche manuell für das Muster α in Abschnitt 5.1.3.1 bestimmt wurde. Über einen Mischelement-spezifischen Teilungsfaktor, der über den Button *Mischelementauswahl* in der GUI ausgewählt werden konnte, wurde die Mischhülsemdrehzahl gemäß Gl. 5-2 und Gl. 5-3 berechnet und ausgegeben.

Für den untersuchten Betriebspunkt ergab sich demnach für die automatisierte Auswertung mittels FFT eine Mischhülsemdrehzahl von 1,98 U/min. Diese stimmte mit der manuell ermittelten Hülsemdrehzahl überein. Um die Funktionsfähigkeit der FFT-basierten Mischhülsemdrehzahl zu belegen, wurden für alle Betriebspunkte die manuell und automatisiert ermittelten Mischhülsemdrehzahlen miteinander verglichen und die absoluten Abweichungen in Abbildung 5-5 dargestellt. In der Abbildung ist jedem Material eine Farbe (PE-HD1*=blau und PE-LD*=orange) zugeordnet und jedes Balkenmuster repräsentiert ein Mischelement. Dieses Farb- und Musterschema wird für alle folgenden Abbildungen dieser Arbeit wieder aufgegriffen. Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass die Betriebspunkte ME2-HD1*-DS80 und ME2-HD1*-DS100 nicht untersucht werden konnten, weil Schleifgeräusche auf Höhe des Mischelementes vernommen wurden. Da es sich bei diesen Geräuschen um Schleifen der Hülse an der Zylinderwand handeln konnte, wurden diese Punkte nicht weiter erprobt, um Schäden am System zu vermeiden.

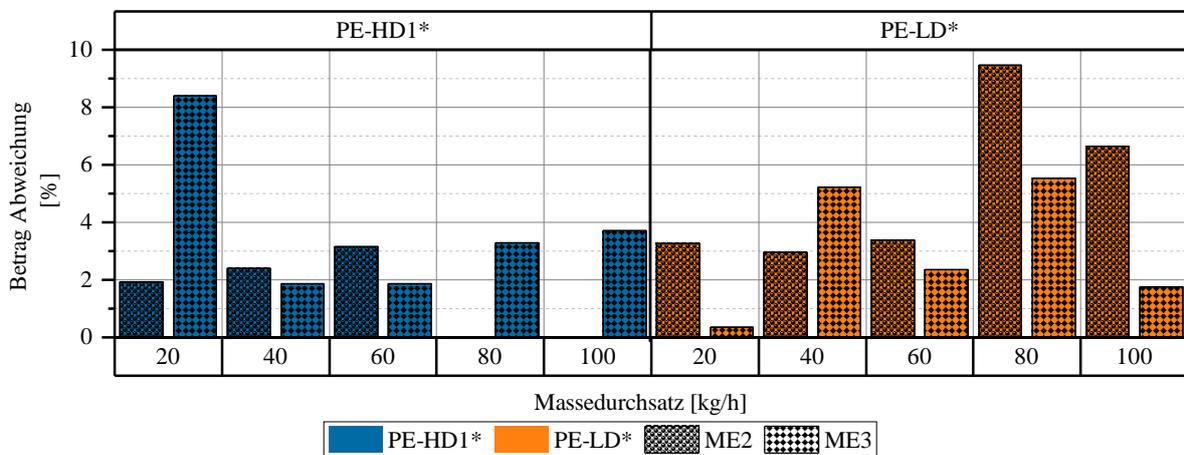


Abbildung 5-5: Betrag der Abweichungen zwischen manuell und automatisiert ermittelten Mischhülsemdrehzahlen

Die höchste Abweichung mit knapp 9,2 % wurde für den Betriebspunkt ME2-LD*-DS80 ermittelt. Der überwiegende Teil der absoluten Abweichungen lag jedoch in einem geringen Bereich nahe 4 %. Bei der manuellen Auswertung hatte die ausführende Person mit der subjektiven Wahl von Hoch- und Tiefpunkten bzw. mit der Wahl des Musters einen erheblichen Einfluss auf die Frequenzbestimmung. Vor diesem Hintergrund und den geringen Abweichungen der automatisierten Auswertung im Vergleich zur manuellen Auswertung, wurde das Potential der FFT zur objektiven Ermittlung der Drehzahl als hoch eingestuft und deshalb für alle folgenden Versuche diese Methode zur Bestimmung der Mischhülsemdrehzahl verwendet.

5.1.4 Ergebnisanalyse Mischelemente

In diesem Abschnitt wird auf die Detailergebnisse der Untersuchungen für ME1, ME2 und ME3 näher eingegangen. Hierzu werden zunächst jene Prozessparameter vorgestellt, die inline während des Prozesses erfasst wurden und im Anschluss auf die Parameter der Extrudatqualität, welche im Nachgang durch zusätzliche Auswertung ermittelt wurden.

5.1.4.1 Prozessparameter

Zunächst werden die gemessenen Drücke vorgestellt. Hierzu sind in Abbildung 5-6 drei Größen zur Charakterisierung der Druckwerte durch einen Balken visualisiert. Die obere Begrenzung des Balkens repräsentiert den Messwert des Drucksensors A (vor Mischelement), die untere Begrenzung den Messwert C (nach Mischelement) und die Länge des Balkens folglich den Druckverlust. Dem bekannten Farb- (Material) und Musterschema (Mischelement) folgend, ergibt sich folgende Darstellung:

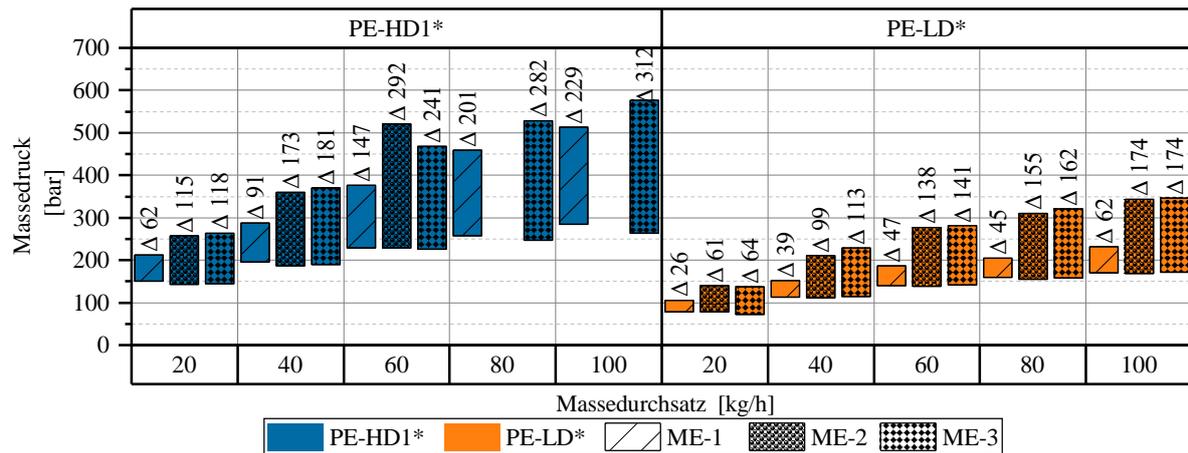


Abbildung 5-6: Übersicht der gemessenen Druckwerte und der resultierenden Druckverluste der Vorversuche

Grundsätzlich fällt auf, dass der zulässige Messbereich der verwendeten Drucksensoren (siehe Abschnitt 5.1.1) bei keinem Betriebspunkt ansatzweise beansprucht wurde. Der Druckverlust in den Leitungen des Bypasses und der Druckdrossel lag für die drei untersuchten Mischelemente in Abhängigkeit vom Massedurchsatz erwartungsgemäß nahezu auf einem konstanten Niveau. Dies kann anhand der unteren Balkenbegrenzungen (Druckwert des Sensors C) abgeleitet werden. Kleinere Abweichungen bei diesem Wert waren auf Massetemperaturschwankungen zurückzuführen, die wiederum durch die unterschiedlichen Strömungsbedingungen der Mischelemente verursacht wurden und letztlich zu unterschiedlichen Viskositäten der Schmelze führten.

Erwartungsgemäß erhöhte sich der Druckverlust der Mischelemente mit steigendem Massedurchsatz für alle Materialien und alle Mischelemente. Aufgrund der höheren Viskosität des Materials PE-HD1 war das allgemeine Druckniveau bei diesem Material höher als bei PE-LD. Der Druckverlust von ME2 und ME3 lag für PE-LD bei nahezu allen Betriebspunkten gleich auf. Dies ist vor dem Hintergrund der fast doppelten so langen Mischhülse von ME3 im Vergleich zu ME2 bemerkenswert. Die feine Wabenstruktur erfüllte demnach nicht nur ihren Zweck zur Verminderung der Scherbelastung, sondern reduzierte durch das vergrößerte freie Strömungsvolumen merklich den Druckbedarf. Der Druckverlust von ME1 lag für alle Massedurchsätze deutlich unter denen von ME2 und ME3. Im Fall von ME1 ist anzunehmen, dass der größte Anteil des Druckverlustes durch das WSE verursacht wurde, da hier enge Spalte der Scher- und Querstege überwunden werden mussten. Der Kalotten-Rotor von ME1 besaß hingegen ein

größeres freies Volumen, wodurch der Druckbedarf signifikant reduziert wurde. Der zusätzliche Druckverlust von ME2 gegenüber ME1 war demnach überwiegend auf die Hülse zurückzuführen. Bemerkenswert ist die Entwicklung des Druckverlustes des ME2 für PE-HD1 bei 60 kg/h. Für diesen Betriebspunkt lag der Druckverlust bei 292 bar, wohingegen der von ME3 um knapp 50 bar niedriger ausfiel. Wie bereits eingangs erwähnt, konnten die Betriebspunkte ME2-HD1*-DS80/100 nicht untersucht werden, weil Schleifgeräusche im System auf Höhe der Mischhülse vernommen wurden. Als eine mögliche Ursache für diese Geräusche werden hohe Anpresskräfte – verursacht durch den hohen Druck im System – der Hülse auf den Bronzering vermutet, welche die Schmierschicht zwischen Ring und Hülse herausdrücken, sodass es zu einem metallischen Kontakt kommt.⁷ Eine weitere Begründung für die Schleifgeräusche könnte die Aufweitung der Hülse aufgrund des hohen Druckes sein, sodass diese in Kontakt mit dem Zylinder kam. Eine Strukturanalyse gekoppelt mit einer CFD-Analyse könnte in zukünftigen Arbeiten Erkenntnisse über das Verformungsverhalten der Hülse unter Belastung liefern.

Eine Auswahl von Prozessparametern ist in Abbildung 5-7 sowohl vergleichend für die untersuchten Materialien als auch für Mischelemente (unterschiedliche Symbole) gegenübergestellt. Die zulässigen Temperaturbereiche für die Verarbeitung der jeweiligen Materialien sind mit rot-gestrichelten Linien gekennzeichnet. Mit dem gewählten Prozessfenster für Massedurchsätze von 20 kg/h bis 100 kg/h in Verbindung mit den Heizzonen Soll-Werten konnten die zulässigen Temperaturverarbeitungsbereiche größtenteils eingehalten werden. Lediglich ME1 unterschritt bei der Verarbeitung des PE-HD1* die untere Grenze der empfohlenen Massetemperatur. Grundsätzlich wies ME1 im Vergleich zu ME2 und ME3 deutliche geringere Massetemperaturen auf. Die Temperaturdifferenz zwischen ME1 und ME2 konnte demnach überwiegend der zusätzlichen Mischhülse zugeschrieben werden. Weiterhin ist zu erkennen, dass bei steigenden Massedurchsätzen die Massetemperaturen für beide Materialien und alle Mischelemente eine fallende Tendenz aufwiesen. Die fallende Massetemperatur lässt sich auf die verkürzte Verweilzeit des Materials im System zurückführen. Lediglich beim Material PE-LD* zeigte sich ab einem Massedurchsatz von 80 kg/h eine Art konstantes Temperaturplateau, welches auf eine Abschwächung des Effektes der kürzeren Verweilzeit hindeutet.

Hinsichtlich der Schneckendrehzahlverläufe bestätigte sich das gegendruckunabhängige Förderverhalten des gewählten Nutbuchsenextruders für alle untersuchten Betriebspunkte. Weiterhin fällt auf, dass für die untersuchten Materialien unterschiedliche Schneckendrehzahlen eingestellt werden mussten, um den geforderten Massedurchsatz des Betriebspunktes zu realisieren. Dies lässt sich auf die unterschiedlichen Feststoffförder- und Strömungseigenschaften der Materialien zurückführen und wurde in dieser Weise vor den Experimenten auch erwartet.

⁷ Eine Bestätigung des metallischen Kontaktes liefern die Verschleißerscheinungen auf den Komponenten aus Anhang A.7.

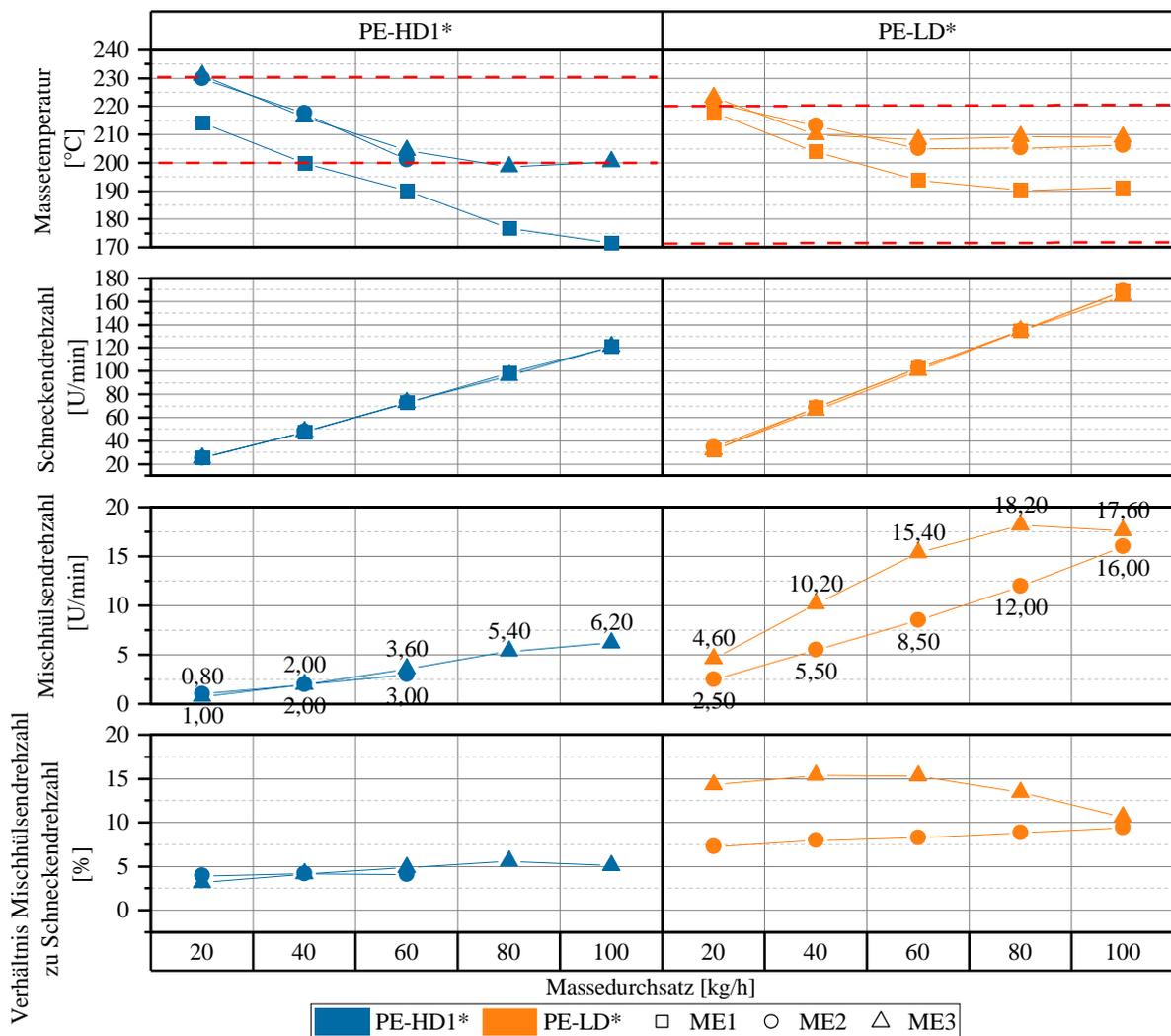


Abbildung 5-7: Auswahl der ermittelten Prozessparameter der Vorversuche

Im Folgenden werden die ermittelten Hülsendrehzahlen näher betrachtet, um einerseits den Einfluss der Geometrie und andererseits des Materials auf die sich einstellende Hülsendrehzahl zu untersuchen. Die absolut gemessenen Hülsendrehzahlen in Abhängigkeit vom Massedurchsatz sind ebenfalls in Abbildung 5-7 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass sich die Hülsendrehzahl – mit einer Ausnahme – mit steigendem Massedurchsatz erhöhte. Lediglich für Betriebspunkt ME3-LD*-DS100 reduzierte sich die Hülsendrehzahl auf 17,60 U/min (von 18,20 U/min bei 80 kg/h). Während für das Material PE-HD* sowohl für ME2 und ME3 eine ähnlich niedrige Hülsendrehzahl erfasst wurde, lagen die Drehzahlen von ME3 für das Material PE-LD* deutlich über denen von ME2. Demzufolge konnte zunächst kein eindeutiger Einfluss der Hülsengeometrie auf die Mischhülsendrehzahl identifiziert werden, der für alle untersuchten Materialien Gültigkeit besitzt. Es scheint lediglich im Fall des PE-LD* einen eindeutigen Einfluss der Geometrie zu geben. Diese Tatsache ist besonders vor dem Hintergrund interessant, dass die Hülsengeometrien stark voneinander abweichen. Die Oberfläche von ME3 ist im Vergleich zu ME2 durch die größeren Bohrungen und schmalere Stege deutlich reduziert. Hierdurch verkleinerte sich die Flä-

che, auf die die antreibenden Schlepkräfte auf der Innenseite der Hülse wirken konnten, sodass konsequenterweise geringere Hülsendrehzahlen für ME3 erwartet wurden. Jedoch bestätigte sich diese Annahme für beiden Materialien nicht. Im Gegenteil, für das Material PE-LD* wurde sogar eine höhere Drehzahl bei ME3 gemessen als bei ME2. Eine Auswertung der äußeren Oberfläche der Hülse (siehe Tabelle 5-2), an der die abbremsenden Kräfte wirken, liefert eine mögliche Erklärung für die Höhe der ermittelten Drehzahlen.

Tabelle 5-2: Größenvergleich der Innen- und Außenfläche der Hülsen von ME2 und ME3

	ME2	ME3
$A_{\text{Innenkontur}}$	65,6 cm ²	87,9 cm ²
$A_{\text{Außenkontur}}$	102,9 cm ²	102,5 cm ²
$A_{\text{Innenkontur}}/A_{\text{Außenkontur}}$	63,8 %	85,8 %

Bei der Herstellung von ME3 wurde die Dicke des Steges in radialer Richtung konstant gehalten (anders als bei ME2), sodass die äußere Fläche $A_{\text{Außenkontur}}$ im Verhältnis zur inneren Fläche $A_{\text{Innenkontur}}$ deutlich reduziert wurde, wodurch sich ein Flächenverhältnis $A_{\text{Innenkontur}}/A_{\text{Außenkontur}}$ für ME2 von 63,8 % und für ME3 von 85,8 % ergab. Demnach begünstigt das Flächenverhältnis, welches in diesem Zusammenhang mit dem Verhältnis von antreibenden (innen) und abbremsenden (außen) Flächen gleichzusetzen ist, von ME3 höhere Hülsendrehzahlen im Vergleich zu ME2.

Da die Antriebs- und Abbremskräfte auf den Hülsenflächen im Experiment nicht erfasst werden konnten, ist es denkbar, Strömungssimulationen durchzuführen, um die obigen Ergebnisse hinsichtlich der vorliegenden Strömungsverhältnisse tiefergehend zu untersuchen. Es wurde erwartet, dass die Höhe der Schneckendrehzahl einen direkten Einfluss auf die Höhe der Hülsendrehzahl hat, da die mechanische Energie der Schnecke auf das Material übertragen und anschließend vom Material teilweise weiter an die Hülse übertragen, sodass diese in Rotation versetzt wurde. Aus diesem Grund wird im letzten Diagramm aus Abbildung 5-7 das Verhältnis der Hülsen- zur Schneckendrehzahl in Prozent ausgewiesen, um den Einfluss des Materials auf die Hülsendrehzahl isoliert betrachten zu können. Die Betrachtung der prozentualen Verhältnisse bestätigt den Eindruck, der auf Basis der absoluten Hülsendrehzahlen gewonnen wurde. Die Hülsendrehzahlen für das Material PE-LD* lagen höher als für das Material PE-HD1*. Während für PE-HD1* ein nahezu konstantes Verhältnis von 5 % für beide Mischhülsen berechnet wurde, lagen die Verhältnisse für ME2 beim Material PE-LD* bei knapp 7 % – 10 % und für ME3 sogar bei knapp 15 % (mit Ausnahme bei einem Massedurchsatz von 100 kg/h).

5.1.4.2 Hypothesen über Einflussfaktoren auf die Hülsendrehzahl

Auf Basis der zuvor vorgestellten Ergebnisse wurden Hypothesen abgeleitet, auf welche Materialeigenschaften und Strömungsmechanismen die unterschiedlichen Hülsendrehzahlen zurückzuführen sind.⁸

⁸ Diese sind für Bauteile im Schmelzbereich und nur eingeschränkt auf Hülsen, die in der Plastifizierungszone eingesetzt werden, anwendbar.

Bevor eine detaillierte Erläuterung erfolgt, soll ein Überblick über die abgeleiteten Hypothesen gegeben werden:

1. Je niedriger die Viskosität, desto höher ist die Hülsendrehzahl.
2. Je elastischer sich ein Material verhält, desto höher ist die Hülsendrehzahl.
3. Es gibt materialinduzierte *Mitreibeffekte* beim Überströmen der Schmelze aus den Vertiefungen des Rotors in die Bohrungen der Hülse.

Die **erste Hypothese** basiert auf dem Vergleich der Viskositätseigenschaften der untersuchten Materialien. Die Viskosität des PE-HD1 war im Vergleich zum PE-LD sowohl im Bereich der Nullviskosität als auch im strukturviskosen Bereich höher (die gemessenen Viskositätskurven werden in Abschnitt 5.2.1.2 zur rheologischen Materialcharakterisierung im Detail vorgestellt).

Die Schmelze des PE-HD1 war hochviskos, wodurch die angreifenden Tangentialkräfte auf der Hülseinnenseite im Vergleich zum PE-LD größer waren und konsequenterweise eine höhere Hülsendrehzahl für PE-HD1 erzielt hätte werden müssen. Da die Hülse beim PE-LD trotzdem schneller rotierte, müssten zwangsweise die Bremskräfte an der äußeren Hülsoberfläche beim PE-HD1 größer gewesen sein. Das Verhältnis von angreifender zu abbremsender Kraft war demnach beim PE-HD1 kleiner als beim PE-LD. Es scheint, dass die niedrigere Viskosität die Ausbildung eines „Schmierfilmes“ zwischen Zylinder und Hülseinnenseite begünstigte und hierdurch Reibungskräfte derart stark reduziert wurden, dass im Gesamten eine erhöhte Drehzahl festgestellt wurde. Weiterhin steht eine niedrigere Viskosität im direkten Zusammenhang mit einem geringeren Druckverbrauch, sodass sich die Anpresskräfte auf den Bronzering bei niedrigeren Viskositäten ebenfalls reduzierten. Die Überprüfung dieser Hypothese ist durch die Untersuchung weiterer Materialien, die sich in ihren Viskositätseigenschaften von den bisher untersuchten Materialien unterscheiden, möglich.

Die **zweite Hypothese** berücksichtigt die viskoelastischen Materialeigenschaften von Kunststoffschmelzen und deren potenziellen Einfluss auf die Hülsendrehzahlen. Bevor die Hypothese näher erläutert wird, soll ein kurzer Einblick in das viskoelastische Materialverhalten gegeben werden.

Viskoelastische Schmelzen weisen sowohl elastisches als auch viskoses Verhalten auf. Grundsätzlich antworten polymere Schmelzen auf eine Belastung mit einer Verformung. Idealelastische Körper antworten ohne Verzögerung auf die eingebrachte Kraft. Idealelastisches Deformationsverhalten kann bei Festkörpern mit starken Valenzbindungen angetroffen werden. Es besteht ein proportionaler Zusammenhang zwischen Kraft und Deformation. Die Valenzbindungen strecken sich bei Belastung und relaxieren vollständig unter Entlastung. Das mechanische Ersatzmodell eines idealelastischen Körpers kann durch eine hooksche Feder beschrieben werden. Demnach kann die Deformationsenergie vollständig gespeichert und im Fall der Entlastung wieder zurückgeführt werden. Es handelt sich um einen vollständig reversiblen Prozess. Hingegen ist die Antwort im Fall von idealviskosem Materialverhalten auf eine eingebrachte Deformation verzögert, sodass kein proportionaler Zusammenhang zwischen

Spannungen τ und Verformung γ besteht, sondern ein Zusammenhang zwischen den Spannungen und der Rate der Verformung $\dot{\gamma}$. Diese Art von Zusammenhang wird (wie in Abschnitt 2.4.2 beschrieben) über das Newton'sche Gesetz gemäß Gl. 2-15 abgebildet. Das mechanische Ersatzmodell kann in diesem Fall durch einen Dämpfer beschrieben werden. Im Fall der Belastung bewegt sich der Kolben des Dämpfers kontinuierlich und bei Entlastung verharrt der Kolben in der aktuellen Position. Es handelt sich demnach um einen irreversiblen Prozess. [Me16], [MHM+11]

Kunststoffe zeigen viskoelastisches Verhalten und demnach eine Überlagerung der beiden oben beschriebenen Verhaltensweisen. In der Literatur können eine Vielzahl von Methoden gefunden werden, um die Überlagerung mathematisch durchzuführen. Das Maxwell- und Kelvin-Voigt-Modell bedient sich bspw. an den mechanischen Ersatzbildern von Feder und Dämpfer. [Sc18], [Bo16], [Me16], [MHM+11]

Wird der Einfluss des viskoelastischen Materialverhaltens auf frei rotierende Systeme bezogen, ist es denkbar, dass Materialien mit elastisch ausgeprägtem Verhalten die durch die Schnecke eingebrachte Deformation unmittelbar an die Hülse übertragen und die viskosen (Dämpfungs-) Eigenschaften eine untergeordnete Rolle spielen. Im Fall von viskos-dominierten Materialien würde hingegen eine verringerte Übertragung der eingebrachten Deformationsenergie an die Hülse erfolgen, wodurch sich langsamere Hülsendrehzahlen ergeben würden. Demzufolge wird durch die zweite Hypothese ein Einfluss der viskoelastischen Materialeigenschaften auf die Übertragung der durch den Rotor verursachten Deformationsenergie auf die angreifenden Tangentialkräfte an Mantelfläche der Hülse vermutet. Zur Untersuchung der zweiten Hypothese ist es notwendig, das viskoelastische Materialverhalten über den relevanten Schergeschwindigkeitsbereich beurteilen zu können. Messungen mit einem Rotationsrheometer können hierfür herangezogen werden, um Speicher- und Verlustmoduln der Materialien in Abhängigkeit der Kreisfrequenz zu ermitteln. Gemäß der Namenskonvention beschreibt der Speichermodul G' die gespeicherte Deformationsenergie und der Verlustmodul G'' entsprechend die „Verlustenergie“, sodass diese Aussagen über die elastischen und viskosen Anteile der Schmelze zulassen. [Me16] Auch hier ist es sinnvoll, weitere Materialien in die Untersuchung einzubeziehen, um die zweite Hypothese auf überprüfen zu können.

Bisher besteht die Annahme, dass die durch Scherströmung hervorgerufenen Schleppkräfte an der inneren Mantelfläche der Hülse angreifen und diese in Rotation versetzen. **Die dritte und letzte Hypothese** erweitert dieses Antriebsverständnis jedoch um einen *Verkantungs- oder auch Mitreißeffekt*, welcher entsteht, wenn die Schmelze aus den Vertiefungen des Rotors in die Bohrungen der Hülse fließt. Zur Visualisierung dieses Effektes, ist in Abbildung 5-8 schematisch eine Querschnittsdarstellung am Beispiel des Waben-DMR dargestellt.

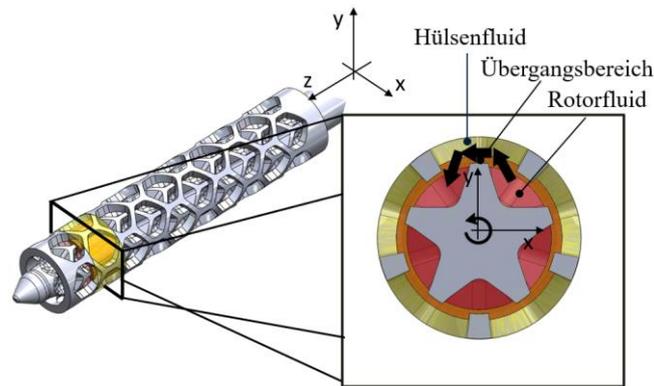


Abbildung 5-8: Schematische Darstellung der Überströmungs-Verhältnisse am Beispiel eines Waben-DMR

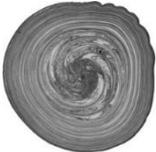
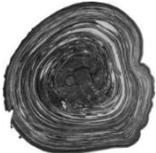
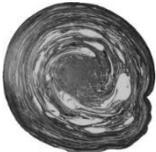
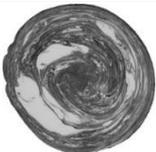
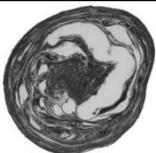
Es sind drei (farblich) unterschiedliche Fluidbereiche in Abbildung 5-8 zu erkennen. Es wird angenommen, dass die rot markierte Fluidvolumen in den Vertiefungen des Rotors mit der gleichen Geschwindigkeit rotiert wie der Rotor selbst (Schneckendrehzahl). Hingegen rotiert das Fluidvolumen der Hülse (gelb-markiert) mit der Hülsendrehzahl. Jenes Fluid im Übergangsbereich zwischen Rotor und Hülse ist orange gekennzeichnet. Sollte der Übergangsbereich eher durch die Geschwindigkeit des Rotors dominiert sein, würde der Anteil, welcher zur Hülse gehört, entsprechend schneller rotieren als das übrige Fluidvolumen der Hülse, wodurch es zu einer Beschleunigung der Hülse käme und sich letztendlich eine konstante Hülsendrehzahl einstellt, wenn der Prozess stationäre Bedingungen angenommen hat. Inwiefern der Übergangsbereich von der Rotorgeschwindigkeit dominiert ist und wie stark der Mitreißeffekt ausgeprägt ist, hängt wiederum von den Materialeigenschaften ab. Auch hier sind die Viskosität und die viskoelastischen Eigenschaften als mögliche beeinflussende Faktoren anzuführen. Eine Verifizierung- bzw. Falsifizierung der dritten Annahme ist nur sehr schwer möglich, da der Mitreißeffekt nicht isoliert untersucht werden kann. Lediglich Strömungssimulationen können herangezogen werden, um die antreibenden und abbremsenden Kräfte an den Kontaktflächen der Hülse zu bestimmen und hieraus eine Drehzahl abzuleiten (siehe Abschnitt 5.3.4). Sollte die abgeleitete Drehzahl nicht mit den im Experiment gemessenen Drehzahlen übereinstimmen, würde dies einen Hinweis darauf geben, dass nicht alle Effekte in der Simulation berücksichtigt werden.

Ein weiterer Aspekt, der aber aufgrund von Skaleneffekten als unwahrscheinlich eingeschätzt wird, ist der Einfluss der Polydispersität (Molmassenverteilung) und der Molekültopologie (Verzweigungsgrad). [Ko16] Es ist denkbar, dass längere und verzweigtere Molekülketten im Übergangsbereich eine Art Formschluss herbeiführen und den Mitreißeffekt begünstigen. Vor dem Hintergrund, dass sich Molekülkettenlängen und -verzweigungen im mikroskopischen Bereich aufhalten und der zu erklärende Mitreißeffekt makroskopischer Natur ist, ist diese Annahme als physikalisch schwach begründbar einzuordnen.

5.1.4.3 Extrudathomogenität

Als letzte Größe sollte die Extrudathomogenität der Vorversuche mittels Segregationsgrad und Wärmebildern ausgewertet werden. Es sei jedoch angemerkt, dass die folgenden Ergebnisse wegen der aufwändigen Erstellung lediglich einem Probenumfang von $N = 1$ entsprachen. Aus diesem Grund ist es denkbar, dass nicht alle zugrundeliegenden Effekte, die einen Einfluss auf die Extrudatqualität hatten, erfasst werden konnten. Die Dünnschnitte zur Beurteilung der stofflichen Homogenität sind exemplarisch für das Material PE-HD1* in Tabelle 5-3 zu sehen. Die Dünnschnitte für das Material PE-LD* sind in Anhang A.8 aufgeführt.

Tabelle 5-3: Dünnschnitte der Vorversuche für PE-HD1* mit Segregationsgrad

\dot{m} [kg/h]	ME1-HD1*			ME2-HD1*			ME3-HD1*		
	Dünnschnitt	[-]		Dünnschnitt	[-]		Dünnschnitt	[-]	
20		\bar{x}	126,431		\bar{x}	30,390		\bar{x}	40,186
		s	31,222		s	9,216		s	4,911
		SG	0,118		SG	0,018		SG	0,004
40		\bar{x}	89,855		\bar{x}	57,048		\bar{x}	59,009
		s	44,306		s	14,993		s	9,008
		SG	0,218		SG	0,032		SG	0,012
60		\bar{x}	105,679		\bar{x}	72,508		\bar{x}	36,537
		s	48,627		s	28,915		s	19,277
		SG	0,256		SG	0,103		SG	0,066
80		\bar{x}	121,657					\bar{x}	82,139
		s	47,485					s	19,415
		SG	0,275					SG	0,044
100		\bar{x}	115,61					\bar{x}	75,454
		s	58,903					s	25,893
		SG	0,388					SG	0,080

Wie schon bei der Analyse der Dünnschnitte der HSST-Proben in Abschnitt 4.5, zeigen die weißen Bereiche nicht vermischte Fluidvolumina des Grundmaterials mit dem farbigen Masterbatch. Es ist zu erkennen, dass die stoffliche Homogenität mit zunehmendem Massedurchsatz abnahm. Belegt wird der subjektive Eindruck der schlechter werdenden stofflichen Homogenität durch den Anstieg des SG für alle Mischelemente. Einen besonders schlechten optischen Eindruck weisen die Dünnschnitte von Betriebspunkt ME1-HD1*-DS80 und ME1-HD1*-DS100 mit Werten für SG von 0,275 bzw. 0,388 auf. Die Ergebnisse bestätigten, dass die alleinige Verwendung eines WSE im Fall von ME1 nicht ausreichend war, um eine zufriedenstellende stoffliche Homogenität zu erzielen. Die Dünnschnitte von ME2

und ME3 besaßen hingegen weniger weiße Fluidvolumina und augenscheinlich auch eine bessere stoffliche Homogenität. Dieser Eindruck wurde wiederum durch einen geringeren SG von 0,08 für den Betriebspunkt ME3-HD1*-DS100 belegt. An dieser Stelle sollen die Werte von SG des Materials PE-LD* und PE-HD1* in Abbildung 5-9 gegenübergestellt werden.

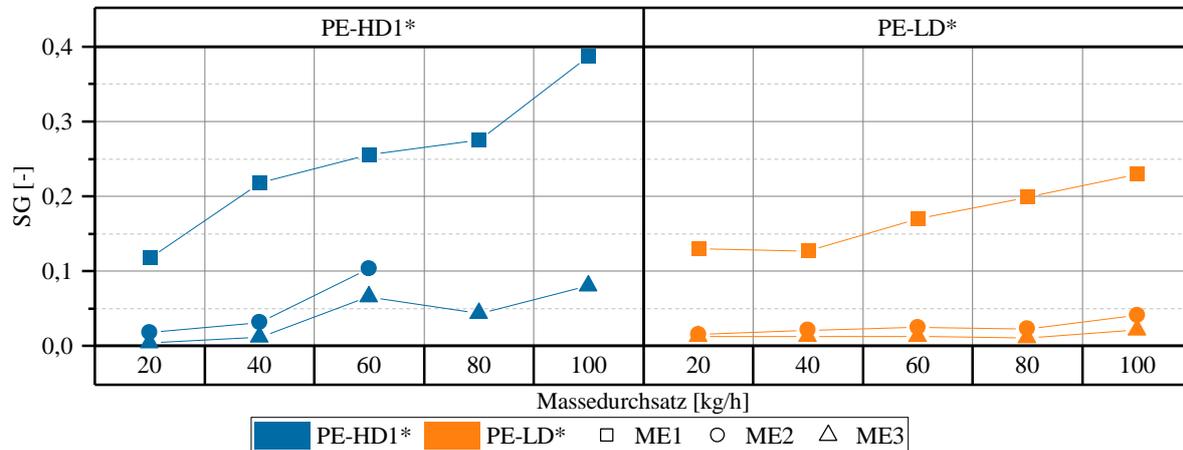
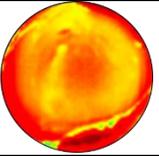
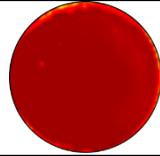
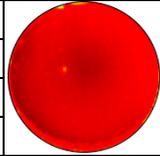
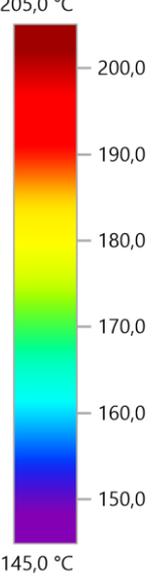
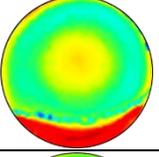
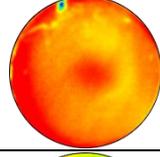
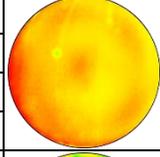
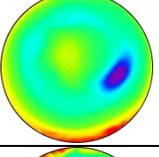
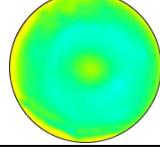
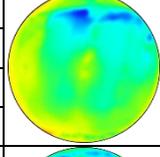
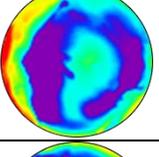
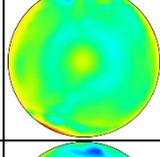
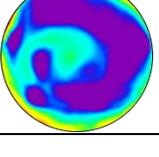
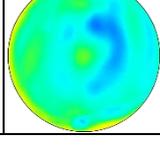


Abbildung 5-9: SG-Werte Vorversuche

Eine vergleichende Betrachtung des SG der Mischelemente untereinander zeigt, dass der SG für PE-LD* grundsätzlich niedriger lag als für PE-HD1*, was auf eine bessere stoffliche Homogenität schließen lässt. Weiterhin konnte auf Basis der Ergebnisse gefolgert werden, dass das Fehlen eines primär dispersiven Mischelementes bei ME3 keine negativen Auswirkungen auf die stoffliche Homogenität hatte, da die SG-Werte von ME2 und ME3 für beide Materialien vergleichbar ausfielen. Der längere Waben-DMR schien die engen Scherspalte des WSE kompensieren zu können.

Um die Extrudatqualität der Vorversuchsreihen abschließend zu bewerten, sollen im Folgenden die Wärmebilder betrachtet werden. Hierzu sind diese mit den ermittelten maximalen, minimalen und durchschnittlichen Massetemperaturen wiederum für das Material PE-HD1* sowie die drei untersuchten Mischelemente exemplarisch in Tabelle 5-4 dargestellt. Um einen mischelementübergreifenden Vergleich der Wärmebildaufnahmen zu ermöglichen, wurde für die jeweiligen Materialien bei der Darstellung eine einheitliche Temperaturskala gewählt. Im Fall des PE-HD1* lag dieser Bereich zwischen 145 °C und 205 °C. Die Auswertung der durchschnittlichen Massetemperaturen auf Basis der Wärmebilder ergab eine Differenz zu den mittels Temperaturfühler ermittelten Massetemperaturen. Als Ursache für diese Differenz können verschiedene Effekte in Frage kommen. So handelte es sich bei der Massetemperatur mittels Temperaturfühler um einen lokalen Temperaturwert der Schmelze. Hingegen stellte die durchschnittliche Massetemperatur auf Basis der Thermographie eine statistische gemittelte Größe aus dem gesamten Strömungsquerschnitt dar. Weiterhin sind Differenzen, verursacht durch das Messprinzip der infraroten Temperaturermittlung und der starken Abhängigkeit vom angenommenen Emissionsgrad, nicht auszuschließen. Im Rahmen dieser Auswertung lag der Fokus jedoch nicht auf den absoluten Werten, sondern vielmehr auf der Temperaturverteilung und der Identifikation von thermisch nicht homogenen Bereichen.

Tabelle 5-4: Wärmebilder der Vorversuche für PE-HD1*

\dot{m} [kg/h]	ME1-HD1*			ME2-HD1*			ME3-HD1*			Skala
	[-]	[°C]		[-]	[°C]		[-]	[°C]		[°C]
20		T _{max}	205,0		T _{max}	207,1		T _{max}	202,3	
		T _{min}	167,3		T _{min}	178,3		T _{min}	164,6	
		ΔT	37,7		ΔT	28,8		ΔT	37,7	
		T _{mittel}	187,7		T _{mittel}	202,3		T _{mittel}	197,9	
40		T _{max}	200,1		T _{max}	195,2		T _{max}	191,4	
		T _{min}	152,1		T _{min}	150,8		T _{min}	174,0	
		ΔT	48,0		ΔT	44,4		ΔT	17,4	
		T _{mittel}	174,0		T _{mittel}	187,4		T _{mittel}	185,0	
60		T _{max}	194,1		T _{max}	186,3		T _{max}	187,0	
		T _{min}	146,4		T _{min}	162,4		T _{min}	152,7	
		ΔT	47,7		ΔT	23,9		ΔT	34,3	
		T _{mittel}	169,4		T _{mittel}	169,0		T _{mittel}	169,4	
80		T _{max}	193,0					T _{max}	191,1	
		T _{min}	126,8					T _{min}	157,0	
		ΔT	66,2					ΔT	34,1	
		T _{mittel}	159,0					T _{mittel}	169,5	
100		T _{max}	190,7					T _{max}	181,2	
		T _{min}	124,3					T _{min}	155,0	
		ΔT	66,4					ΔT	26,2	
		T _{mittel}	154,7					T _{mittel}	164,8	

Wie schon bei der Auswertung der Massetemperatur mittels Temperaturfühlern, wurde auch bei den Wärmebildern die Tendenz sinkender Massetemperaturen bei steigendem Massedurchsatz festgestellt. Anhand der Wärmebilder konnte erneut bestätigt werden, dass die Mischwirkung von ME1 ohne Hülse deutlich schlechter ausfällt als für ME2 und ME3. Besonders auffällig war die Form eines umgedrehten „C“ der *cold-spots* (lila Bereiche) für den Betriebspunkt ME1-PE-HD1*-DS100. Diese Form wies eine große Übereinstimmung mit den weißen Fluidbereichen in den Dünnschnitten des entsprechenden Betriebspunktes auf. Für diesen Betriebspunkt ließ sich auf Basis dieser Ergebnisse ein direkter Zusammenhang zwischen *cold-spots* und den stofflich nicht gut durchmischten Fluidvolumina finden. Dieser Zusammenhang zeigte sich bei den übrigen Betriebspunkten nicht in dieser Deutlichkeit.

Zur anschaulicheren Beurteilung der Temperaturspannen sowohl aus Tabelle 5-4 für PE-HD1* als auch für PE-LD* wird in Abbildung 5-10 erneut auf ein Balkendiagramm zurückgegriffen. Die obere Balkenbegrenzung repräsentiert den maximal gemessenen Temperaturwert, die untere Balkenbegrenzung den minimalen Temperaturwert und die Länge wiederum die Temperaturspanne. Die Temperaturspannen sind an den jeweiligen Balken ausgewiesen.

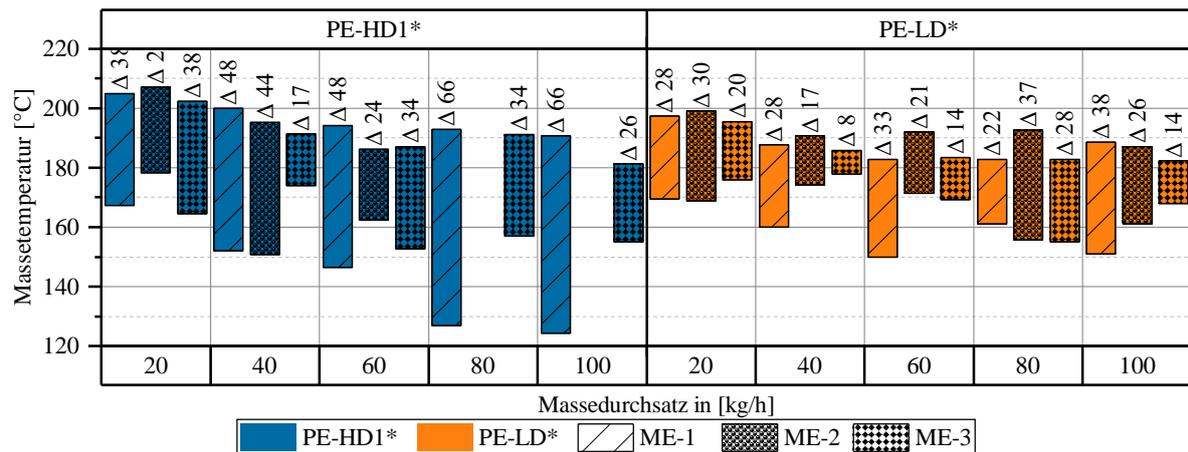


Abbildung 5-10: Temperaturspanne der Thermographieaufnahmen aus den Vorversuchen

Während bei niedrigen Massedurchsätzen die Temperaturspannen für alle Mischelemente noch auf einem vergleichbaren Niveau lagen, nahm die Temperaturspanne mit steigendem Massedurchsatz besonders bei ME1 und PE-HD1* zu. Grundsätzlich waren die Temperaturspannen bei PE-HD1* auch stärker ausgeprägt als bei PE-LD*, was auf eine schlechtere thermische Homogenität bei diesem Material hindeutet und die Erkenntnisse aus den Dünnschnittauswertungen belegt. Bemerkenswert sind die Betriebspunkte des Materials PE-LD* bei einem Massedurchsatz von 80 kg/h. Hier wies ME1 mit 22 °C eine geringere Temperaturspanne gegenüber ME2 ($\Delta 37$ °C) und ME3 ($\Delta 28$ °C) auf, was auf eine bessere thermische Homogenität der ME1-Probe hindeutete. Für die Durchsätze von 100 kg/h hingegen wurden sowohl für PE-HD1* und PE-LD* deutliche Reduzierungen der Temperaturspannen von ME1 gegenüber ME2 (für PE-LD*) bzw. ME3 erzielt. So lag die Temperaturspanne bei PE-HD1* für ME1 bei 66 °C und bei ME3 lediglich bei 26 °C. Im Fall von PE-LD* für ME1 bei 38 °C, für ME2 bei 26 °C und für ME3 bei 14 °C.

5.1.5 Zwischenfazit Vorversuche

Die gesetzten Ziele zur Untersuchung der grundsätzlichen Praktikabilität und Forschungspotentiale konnten im Rahmen der Vorversuche erreicht werden. Mit Hilfe des gewählten Versuchsaufbaus konnten sowohl die Mischhülsemdrehzahl ermittelt als auch Extrudatproben zur Analyse der Homogenität entnommen werden.

Eine automatisierte Drehzahlerfassung mittels FFT aus dem Drucksignal $p(t)$ konnte erfolgreich in die bestehende Messkette integriert werden. Ein Vergleich zwischen manuell und automatisierten analysierten Drucksignalverläufen bestätigt die Eignung der FFT zur Ermittlung der Hülsemdrehzahl unter Berücksichtigung geometrischer Besonderheiten der untersuchten Mischhülsen. Die erfassten Hülsemdrehzahlen lagen alle in einem Bereich von bis zu 20 % der Schneckendrehzahl. Innerhalb dieses Bereiches gab es jedoch größere Schwankungen, insbesondere der Einfluss des Materials konnte für das untersuchte PE-HD1* und PE-LD* nachgewiesen werden. Für PE-LD* wurden deutlich höhere Hülsemdrehzahlen erfasst als für das PE-HD1*.

Es wurden drei Hypothesen formuliert, die sowohl den Einfluss des Materials als auch der Strömungsverhältnisse berücksichtigen. Diese Hypothesen müssen in Folgeuntersuchungen näher betrachtet werden. Um ein besseres Verständnis über die Strömungssituation und die sich daraus ergebenden antreibenden sowie abbremsenden Kräfte, welche an der Oberfläche der Mischhülse wirken, zu erlangen, sind CFD-Simulationen durchzuführen. Jedoch können die bisherigen Ergebnisse nicht als Randbedingungen für die CFD-Modellierung genutzt werden, da es sich um eine lose Mischung aus Grundmaterial und Masterbatch handelte. Die CFD-Simulation mehrerer Materialkomponenten ist nicht-trivial und mit erhöhtem Rechenaufwand verbunden. Um trotzdem möglichst präzise Randbedingungen für die Simulation zu erzeugen, bedarf es empirischer Versuchsreihen, in denen lediglich reiner Kunststoff verwendet wird und die entsprechenden Prozessdaten erfasst werden.

Ein Einfluss der Hülsengeometrie auf die Hülsendrehzahl konnte nicht eindeutig identifiziert werden. Lediglich für das Material PE-LD* zeigten sich Unterschiede zwischen den Hülsendrehzahlen der untersuchten Mischhülsen von ME2 und ME3. Auch hier können weitere Versuche tiefere Einblicke auf den Einfluss der Hülsengeometrie ermöglichen.

Im Rahmen der Versuche haben sich verschiedene verfahrenstechnische Vorteile von ME3 gegenüber ME2 ergeben. Hierzu zählen:

- Vergleichbarer und in einigen Fällen sogar geringerer Druckbedarf trotz doppelter so langer Mischhülse.
- Erprobung aller Betriebspunkte ohne das Schleifgeräusche einen Abbruch erzwungen haben.
- Keine erheblichen Unterschiede in den Ergebnissen der Extrudatqualität in Abhängigkeit vom Material.

5.2 Hauptversuche

Die durchgeführten Vorversuche zeigten auf, dass weitere Versuchsreihen notwendig waren, um den Erkenntnisgewinn über frei rotierende Mischhülsen voranzutreiben. Aus diesem Grund sollten im Rahmen von Hauptversuchen die folgenden Zielsetzungen mittels eines neuen Versuchsplans näher untersucht werden:

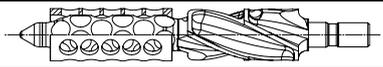
- Versuche mit reinem Kunststoff, um Randbedingungen für Simulation abzuleiten.
- Bewertung der Reproduzierbarkeit der Messungen durch Wiederholversuche.
- Überprüfung der drei Hypothesen aus Abschnitt 5.1.4.1
 - Bewertung des Materialeinflusses auf die Hülsendrehzahl durch Untersuchung weiterer Materialtypen.
 - Bewertung des Einflusses der Hülsengeometrie auf die Hülsendrehzahlen durch Betrachtung weiterer Mischelementvarianten.
- Untersuchung der Extrudatqualität für alle Materialien und Mischelemente.

Der durchgeführte Versuchsumfang wird im folgenden Abschnitt 5.2.1 vorgestellt.

5.2.1 Versuchsumfang

Auf Basis der zuvor vorgestellten zu untersuchenden Zielsetzungen wurde ein neuer Versuchsplan für die Hauptversuche aufgestellt, dessen Umfang in Tabelle 5-5 zu sehen ist.

Tabelle 5-5: Versuchsumfang der Hauptversuche

Mischelement			Material		Schneckendrehzahl in [U/min]	
Kürzel	Beschreibung	Bild	BV	EQ	BV	EQ
ME2	K-DMR		PE-LD	1 M.- % Batch	25	25
ME3	W-DMR Referenz	 Hinweis: ME3 dient als Ausgangsgeometrie. ME4 bis ME6 weisen nur kleine geometrische Veränderungen auf.	PE-HD1	1 M.- % Batch	50	-
ME4	W-DMR Genutet		PE-HD2	1 M.- % Batch	100	-
ME5	W-DMR Breit		PP	1 M.- % Batch	125	125
ME6	W-DMR Aufgeweitet					

Die drei Faktoren Mischelement, Material und Schneckendrehzahl wurden miteinander kombiniert und die jeweiligen Betriebspunkte erprobt. Da ME1 aufgrund der fehlenden Mischhülse keine tieferen Erkenntnisse mehr im Hinblick auf Mischhülsen und deren Einflussfaktoren liefern konnte, wurde dieses Element nicht weiter betrachtet. Zusätzlich zu ME2 und ME3 wurden drei weitere ME-Geometrien untersucht. Hierbei handelte es sich um geometrisch geringfügig modifizierte Varianten von ME3. Demnach besaßen ME4, ME5 und ME6 als Ausgangsgeometrie die ursprüngliche Waben-DMR-Referenz ME3. Mit Hilfe dieser zusätzlichen Varianten sollte der Einfluss konstruktiver Details auf die Prozessparameter und Extrudatqualität ermittelt werden. Die Rotorgeometrie blieb für alle Varianten unverändert. Eine detaillierte Vorstellung und eine Formulierung der Erwartungen an die unterschiedlichen Geometrievarianten werden in Abschnitt 5.2.1.1 gegeben. Um die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse bewerten zu können, wurden die Versuchsreihen für ME3 dreimal für alle Materialien (ohne Batch) und alle Schneckendrehzahlen wiederholt. Neben dem zeitlichen Aufwand war eine Untersuchung der Reproduzierbarkeit für alle Mischelemente aus ökonomischen sowie ökologischen Gründen nicht sinnvoll.

Zur Ermittlung valider Randbedingungen für die Simulation und zur weiteren Verständnisgenerierung wurde im Rahmen der Hauptversuche explizit das BV von Versuchen hinsichtlich der EQ unterschieden. Während BV-Versuche nur mit reinem Kunststoff durchgeführt wurden, wurde bei den EQ-Versuchen ein 1 M.-% Batch (erneut Polyblak P 7090SC) hinzugefügt, um Untersuchungen der stofflichen Homogenität zu ermöglichen. Im Vergleich zu den Vorversuchen wurde der Batchanteil um 1 % reduziert, um den Einfluss des Batches auf den Prozess gering zu halten. Zu den bereits untersuchten Materialien PE-LD und PE-HD1 wurden die Materialien Lupolen4021K (PE-HD2) und Moplen HP501H (Polypropylen, kurz: PP) der Firma lyondellbasell herangezogen. Diese wiesen vielversprechende rheologische Materialeigenschaften auf, um die Hypothesen bzgl. des Einflusses der Viskosität und des viskoelasti-

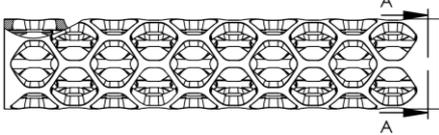
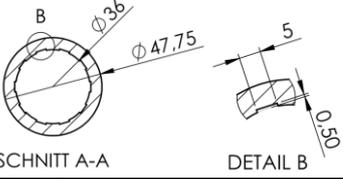
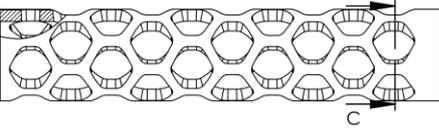
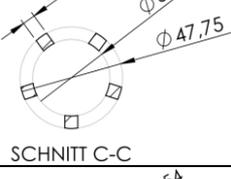
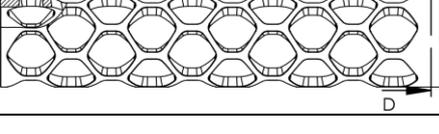
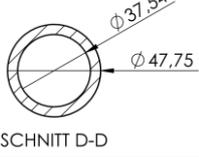
schen Verhaltens zu untersuchen. In Abschnitt 5.2.1.2 werden die rheologischen Eigenschaften der Versuchsmaterialien vorgestellt. Die Einstellungen für Temperaturzonen sind den Versuchsprotokollen in Anhang A.9 zu entnehmen.

Im Gegensatz zu den Vorversuchen wurde im Rahmen der Hauptversuche anstelle des Massedurchsatzes die Schneckendrehzahl variiert, sodass eine direkte Vergleichbarkeit des Einflusses der Schneckendrehzahl auf die Hülsendrehzahl über die verschiedenen Materialien gewährleistet war. Um den Versuchsaufwand ohne merklichen Informationsverlust zu reduzieren, wurden für die EQ-Versuche jedoch nur die Schneckendrehzahlen von 25 U/min, 75 U/min und 125 U/min untersucht, da sich in den Vorversuchen die Homogenitätsunterschiede der einzelnen Intervalle nicht deutlich unterschieden haben.

5.2.1.1 Waben-DMR-Varianten

In diesem Abschnitt sollen die drei zusätzlichen Waben-DMR-Varianten und deren geometrischen Besonderheiten im Vergleich zur Referenz ME3 näher erläutert werden. Hierzu zeigt Tabelle 5-6 eine Übersicht der durchgeführten Änderungen.

Tabelle 5-6: Übersicht der durchgeführten Änderungen der Mischelemente ME4, ME5 und ME6 im Vergleich zu ME3

Mischelement	Detailansicht	Änderung im Vergleich zu ME3
<p>ME4 W-DMR_Genutet</p> 		<ul style="list-style-type: none"> • 10 Nuten in Längsrichtung • Breite der Nut 5 mm • Tiefe der Nut 0,5 mm
<p>ME5 W-DMR_Breit</p> 		<ul style="list-style-type: none"> • Verbreiterung der Stege von 4 mm auf 6 mm
<p>ME6 W-DMR_Aufgeweitet</p> 		<ul style="list-style-type: none"> • Überarbeitung von ME4 und Aufweitung des Innendurchmessers auf 37,54 mm (Nuten beseitigt)

Für ME4 wurden insgesamt zehn Nuten auf der Innenseite der Hülse eingebracht. Jede Nut hatte hierbei eine Breite von 5 mm und eine Tiefe von 0,5 mm. Die Dimensionierung der Nuten entsprach demnach den Nuten der Schneckenhülse im Rahmen der HSST-Versuche. Im Gegensatz zur Schneckenhülse wurde durch die Nuten im W-DMR keine höhere Mischhülsendrehzahl erwartet, sondern vordergründig eine Reduktion des Druckverbrauches durch die Zunahme des freien Fluidvolumens. Weiterhin wurde vermutet, dass sich durch die lokale Vergrößerung des Scherspaltens eine Reduktion der Dissipation ergibt und folglich eine geringere (lokale) Massetemperaturerhöhung (ähnlich wie beim HSST). Als weiterer Effekt wurde erwartet, dass die Mischhülsendrehzahl abnimmt, da durch die Anhebung des Scherspaltens

die Effizienz bei der Übertragung von Schleppkräften von Rotor auf Mischhülse reduziert wird. Der Einfluss auf die EQ wurde als gering eingeschätzt, sodass sich insbesondere der geringere Druckverlust als verfahrenstechnische Verbesserung herausstellen könnte.

Für Variante ME5 wurde eine Stegbreite von 6 mm im Vergleich zu ME3 von 4 mm umgesetzt. Diese Änderung verringerte das freie Fluidvolumen, sodass erhöhte Druckverbräuche erwartet wurden. Weiterhin dürfte die vergrößerte Scherfläche zu einer Erhöhung der Dissipation führen und folglich zu einer erhöhten Massetemperatur. Durch die Verbreiterung der Stege vergrößerte sich sowohl die innere als auch die äußere Mantelfläche der Hülse, wodurch einerseits die Schleppkräfte und andererseits die Bremskräfte an einer größeren Fläche wirken konnten. Hierdurch sollte untersucht werden, welche Flächenvergrößerung einen stärkeren Einfluss auf die Mischhülsendrehzahl hat. Auf die sich einstellenden EQ wurde ebenfalls kein Einfluss erwartet.

Das letzte zu untersuchende Mischelement stellte ME6 dar, welches aus ME4 gefertigt wurde, nachdem mit diesem die Versuchsreihen abgeschlossen worden waren. Die Nuten wurden weggeschliffen, sodass sich der Innendurchmesser von 36 mm auf 37,54 mm vergrößerte. Hier wurde ein niedriger Druckverlust, eine geringere Massetemperatur und eine reduzierte Mischhülsendrehzahl erwartet. Die verfahrenstechnischen Vorteile könnten jedoch mit einer schlechteren EQ einhergehen. Dies galt es zu untersuchen.

5.2.1.2 Rheologische Materialcharakterisierung

Die rheologische Materialcharakterisierung wurde an einem Platte-Platte-Rotations-Rheometer (Oszillationsmessungen) des Typs Gemini 150 der Firma Bohlin durchgeführt. Der Messbereich lag in einem Kreisfrequenzbereich von 0,122 rad/s bis 485 rad/s bei einer Amplitude von 1 %. Als Messtemperatur wurde 210 °C gewählt, da dieser Wert für alle Materialien im zulässigen Verarbeitungsbereich liegt und einen direkten Vergleich der Ergebnisse ermöglicht. Die Ergebnisse für die komplexe Viskosität $|\eta^*|$ sind in Abbildung 5-11 zu sehen.

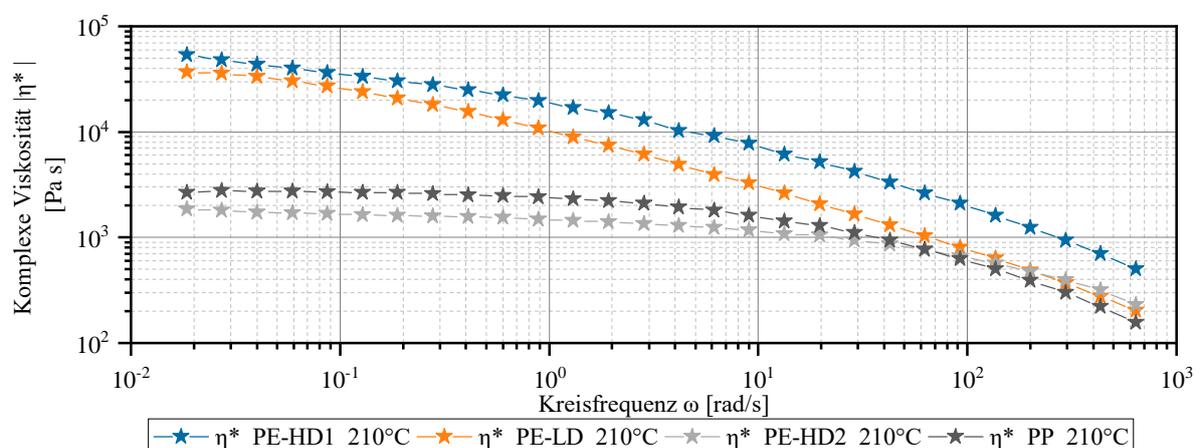


Abbildung 5-11: Komplexe Viskosität $|\eta^*|$ über Kreisfrequenz ω der Versuchsmaterialien

Die gewählten Versuchsmaterialien weisen unterschiedliche Viskositätsverläufe auf, sodass die Überprüfung der ersten Hypothese (Einfluss der Viskosität auf die Hülsendrehzahl) ermöglicht wurde. PE-HD1 hat über den gesamten Messbereich die höchste Viskosität. PE-HD2, PE-LD und PP weisen hingegen im niedrigen Kreisfrequenzbereich deutlich Unterschiede auf und erst im strukturviskosen Bereich nähern sich die Kurven einem vergleichbaren Niveau an. Gemäß der ersten Hypothese müsste demnach die Höhe der Hülsendrehzahl der folgenden Reihenfolge entsprechen, sofern die Massetemperaturen des jeweiligen Betriebspunktes gleich wären:

$$n_{PE-HD2} > n_{PP} > n_{PE-LD} > n_{PE-HD1}$$

Im Zuge der Viskositätsmessung wurden auch die Speicher- und Verlustmoduln als Funktion der Kreisfrequenz ermittelt. Der Schnitt-/Übergangspunkt beider Verläufe wird auch als Cross-Over-Point (kurz: COP) bezeichnet [Sc18]. Die Verläufe für Speicher- (G') und Verlustmodul (G'') sowie die jeweiligen COP sind in Abbildung 5-12 zu sehen.

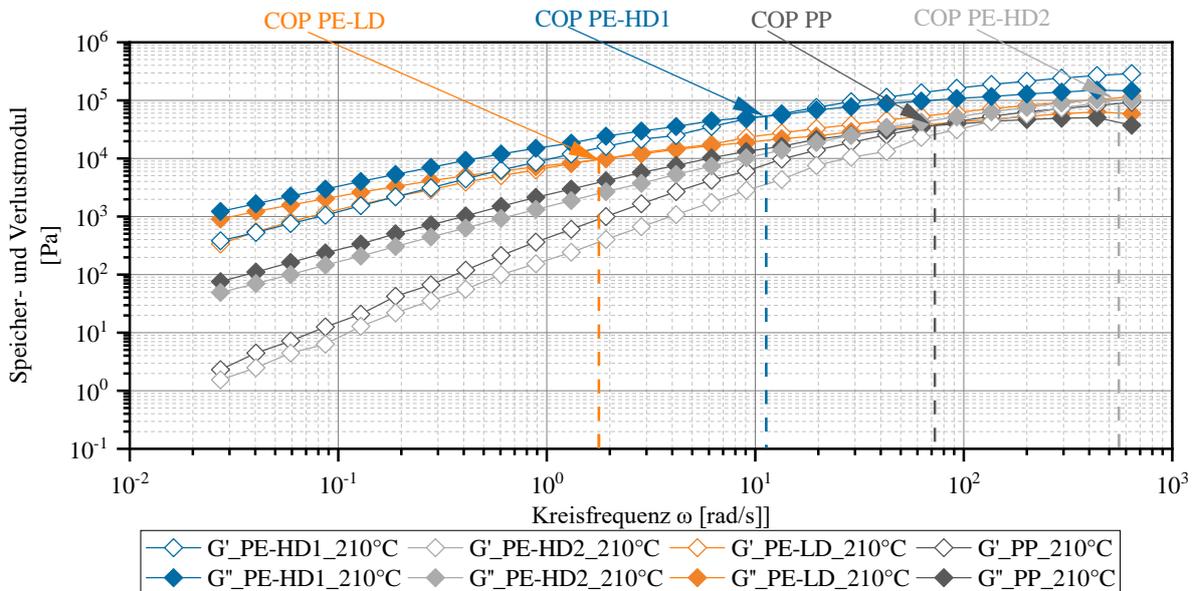


Abbildung 5-12: Verläufe von Speicher- und Verlustmoduln über Kreisfrequenz der Versuchsmaterialien mit den jeweiligen COP

Es gilt, dass linksseitig vom COP die viskosen Materialeigenschaften überwiegen, während rechts vom COP die elastischen Materialeigenschaften dominanter ausgeprägt sind. Demnach weisen jene Materialien, die ihren COP bei niedrigeren Kreisfrequenzen (links) längere oder stärker verzweigte Molekülketten auf, welche wiederum das Rückstellen von Deformation begünstigen [Sc18]. Es ist ersichtlich, dass für PE-LD bei niedrigeren Kreisfrequenzen die elastischen Eigenschaften eher dominieren als bei den übrigen Materialien. PE-HD2 weist bis zu einer Kreisfrequenz von ca. 550 rad/s viskoses Verhalten auf. Im Vergleich zeigt PE-LD bereits bei Kreisfrequenzen von knapp 2 rad/s elastisch dominiertes Verhalten. Gemäß der zweiten Hypothese müssten sich demnach die Höhe der Hülsendrehzahlen in folgender Reihenfolge ergeben:

$$n_{PE-LD} > n_{PE-HD1} > n_{PP} > n_{PE-HD2}$$

Die Reihenfolge unterschied sich deutlich von jener, welche sich aus der ersten Hypothese ergab, sodass eine Verifizierung- bzw. Falsifizierung der ersten beiden Hypothesen mit den ausgewählten Materialien möglich war. Weitere Materialeigenschaften wie bspw. die Dichte sind in Anhang A.4 aufgeführt.

5.2.2 Überprüfung der Reproduzierbarkeit der Messergebnisse und der Vorversuchshypothesen

Die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse wurde im Rahmen dieser Arbeit für ME3 überprüft. Hierzu wurden alle Materialien (reiner Kunststoff) nacheinander erprobt (mit entsprechenden Spülzeiten) und die Messergebnisse aufgezeichnet. Diese Vorgehensweise wurde insgesamt dreimal wiederholt. Um die Abweichungen innerhalb der Wiederholungen darzustellen, werden im Folgenden die Mittelwerte und Standardabweichungen der aufgezeichneten Prozessparameter dargestellt.

Erneut werden zunächst die Ergebnisse der Drucksignale in Abbildung 5-13 betrachtet. Diesmal repräsentiert der obere Balkenrand den Mittelwert der drei gemessenen Drucksignale des Sensors A. Der untere Balkenrand hingegen den Mittelwert des Sensors C. Die Fehlerbalken (rot) zeigen jeweils die Standardabweichungen der beiden Positionen A und C an.

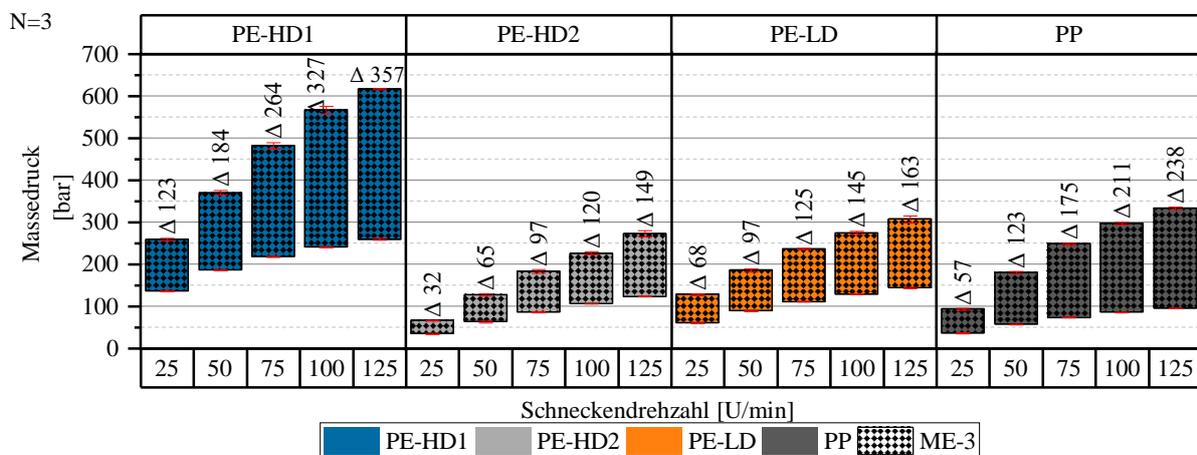


Abbildung 5-13: Übersicht der Mittelwerte sowie der Standardabweichungen der Druckwerte A und C der drei Messungen für ME3 aller Materialien

Hinsichtlich der gemessenen Drucksignale erwies sich die Messkette als robust und reproduzierbar, da die Spanne der Fehlerbalken für alle Materialien sehr gering war. Die höchste Standardabweichung mit knapp 10 bar wurde für den Betriebspunkt ME3-HD1-SD100 an Position A ermittelt. Im Verhältnis zum Mittelwert von knapp 566 bar hatte die Standardabweichung demnach nur einen Anteil von knapp unter 2 %. Dem rheologischen Materialverhalten entsprechend wurden für PE-HD1 die höchsten Druckwerte an Position A und ebenfalls die größten Druckverluste (entsprechend der Balkenhöhe) ermittelt. Die Druckverluste für PE-LD und PP lagen bei einer Schneckendrehzahl von 25 U/min mit Mittelwerten

von 68 bar und 57 bar noch sehr nah beieinander. Mit steigenden Schneckendrehzahlen stieg der Druckbedarf für PP jedoch stärker an, sodass bei einer Schneckendrehzahl von 125 U/min der Druckverbrauch des PP bei 238 bar im Mittel aufwies und der des PE-LD lediglich einen von 163 bar. Als einen möglichen Erklärungsansatz für die unterschiedliche Entwicklung des Druckverlustes bei steigenden Drehzahlen des PE-LD und PP wurden die Verläufe der Viskositätskurven aus Abbildung 5-11 herangezogen. Vor dem Hintergrund des fördersteifen Verhaltens des genuteten Extruders könnte die fast lineare Zunahme des Druckverlustes mit der Drehzahl des PP auf den deutlich größeren newtonschen Bereich des PP im Vergleich des PE-LD zurückzuführen sein. Der strukturviskose Bereich des PE-LD beginnt bereits bei geringeren Kreisfrequenzen, sodass eine lineare Zunahme des Druckverlustes materialbedingt unwahrscheinlich war.

Eine Auswahl der übrigen Prozessgrößen für ME3 ist in Abbildung 5-14 dargestellt.⁹ Die Fehlerbalken geben wiederum die Standardabweichung (rot) an, während das Symbol den Mittelwert der drei Messungen darstellt.

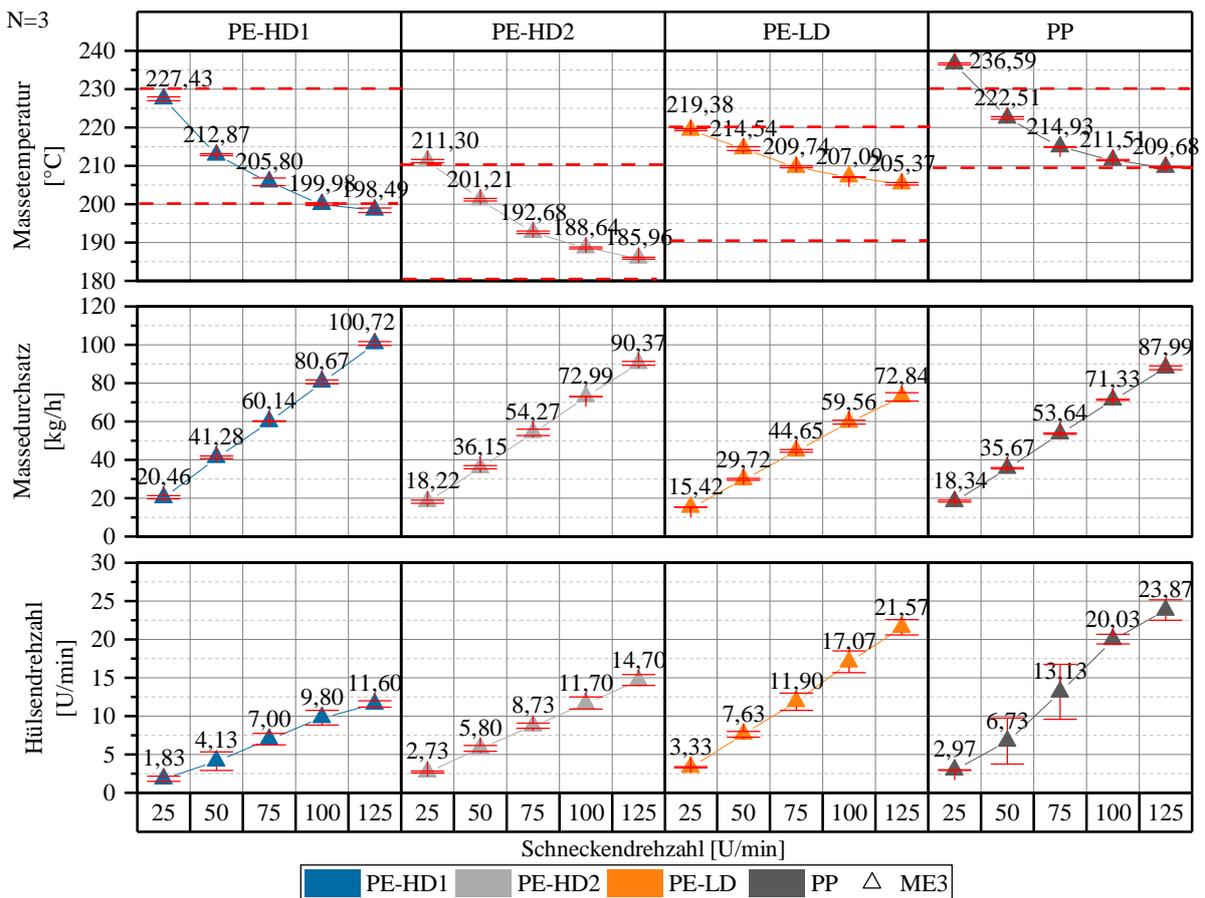


Abbildung 5-14: Auswahl der ermittelten Prozessgrößen aus den Hauptversuchen

⁹ Die rot-gestrichelten Linien bei der Massetemperatur geben den vom Hersteller empfohlenen Verarbeitungsbereich an.

Die sehr geringe Spanne der Fehlerbalken für Massetemperatur und -durchsatz ließen wiederum auf eine robuste und reproduzierbare Messung schließen. Die Spanne der Fehlerbalken bei der Hülsendrehzahl war jedoch größer. Hier lagen die Schwankungen für die Materialien PE-HD1, PE-HD2 und PE-LD in einem schmalen Bereich von knapp 8 %-Anteil der Standardabweichung am Mittelwert. Deutlich größere Schwankungen wies PP auf. Hier lag die Standardabweichung beim Betriebspunkt ME3-PP-SD75 stellenweise bei knapp 3,6 U/min, wodurch sich im Verhältnis zum Mittelwert von 13,13 U/min ein Anteil von ca. 28 % ergab. Im Fall des Betriebspunktes ME3-PP-SD50 lag dieser Anteil sogar bei 44 %, sodass die Drehzahlerfassung des PP insgesamt als nicht reproduzierbar eingeordnet wurde. Die großen Schwankungen für PP wurden auf folgende Ursachen zurückgeführt. Mit steigender Schneckendrehzahl waren vermehrt Mahlgeräusche im Extruder zu vernehmen, die auf nicht vollständig aufgeschmolzene Granulatkörner hindeuteten, sodass davon ausgegangen werden musste, dass im Bereich der Mischhülse nicht ausschließlich flüssige Schmelze vorlag. Sollten in diesem Bereich vereinzelte Granulatkörner vorhanden gewesen sein, hätten diese die Dynamik der Hülse maßgeblich beeinflusst, da das Verkanten von Granulat zwischen Rotor und Hülse zu einem nicht stationären Drehverhalten der Hülse geführt hätte. Gemessene DSC-Kurven der untersuchten Materialien bestätigten, dass die Kristallschmelztemperatur des PP im Vergleich zu den übrigen HD-basierten Materialien knapp 30 °C und im Fall des PE-LD knapp 55 °C höher lagen (siehe Abbildung 5-15).

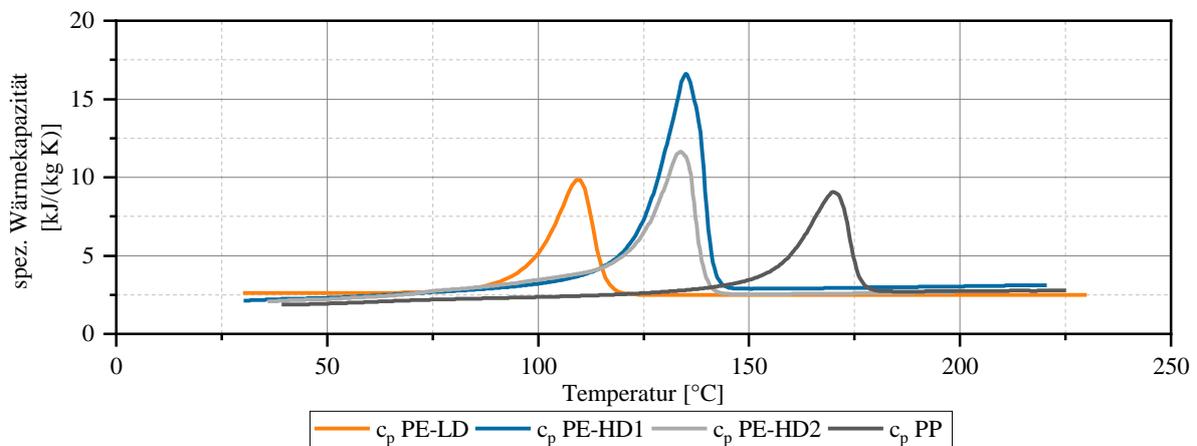


Abbildung 5-15: Spez. Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur der untersuchten Versuchsmaterialien (2. Aufheizkurve, Heizrate 10 K/min)

Unterstützt wurde die Vermutung durch die Ergebnisse der automatisierten Auswertung der Drucksignale mittels FFT. Hier stellte sich für das untersuchte PP-Material heraus, dass stellenweise keine physikalisch sinnvollen Drehzahlen ermittelt werden konnten. Eine detaillierte Betrachtung der Drucksignalverläufe verdeutlichte, dass die gemessenen Drücke nur phasenweise ein wiederkehrendes Muster aufwiesen. Die sich wiederholenden Muster waren bei niedrigen Schneckendrehzahlen noch gut identifizierbar, jedoch bei höheren Schneckendrehzahlen immer seltener auszumachen. Die Druckschwankungen von Sensor B waren nach Meinung des Autors ebenfalls auf nicht vollständig aufgeschmolzenes

Material zurückzuführen, welches vor dem Sensor zu nicht-einheitlichen Signalen führte. Bei der Analyse der Dünnschnittuntersuchungen, welche in Abschnitt 5.2.4 vorgestellt werden, muss dieser Aspekt näher betrachtet und geprüft werden, ob die PP-Dünnschnitte bei steigenden Schneckendrehzahlen vermehrt nicht vollständig aufgeschmolzene Bereiche aufweisen. Aus den genannten Gründen war die Analyse der Mischhülsemdrehzahlen für PP nur sehr eingeschränkt möglich.

Bzgl. der Verifizierung bzw. Falsifizierung der in Abschnitt 5.1.4.2 aufgestellten Hypothesen über den Einfluss der Materialeigenschaften auf die Mischhülsemdrehzahl sollten aus den o. g. Gründen lediglich die Materialien PE-LD, PE-HD1 und PE-HD2 dienen, da für diese reproduzierbare Messergebnisse generiert werden konnten. Hierzu wurden exemplarisch die Betriebspunkte mit einer Schneckendrehzahl von 75 U/min herangezogen und die durchschnittlich gemessene Massetemperatur, der Verlust- und Speichermodul sowie der COP bestimmt, da sich die Verläufe und Schnittpunkte im Vergleich zur Darstellung in Abbildung 5-12 hätten verschieben können.

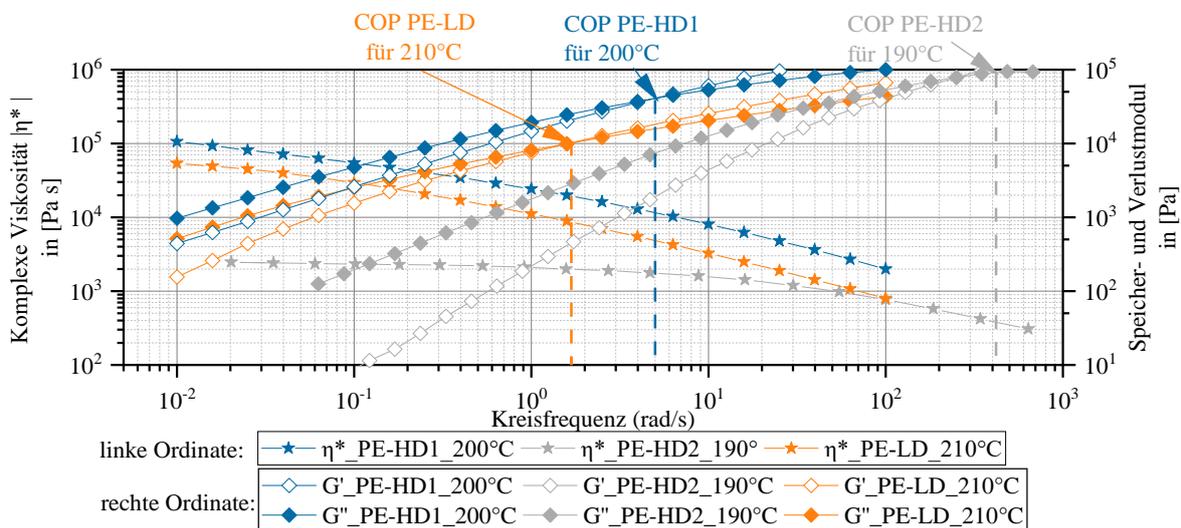


Abbildung 5-16: Komplexe Viskosität und COP für Betriebspunkte ME3-SD75 der Materialien PE-HD1, PE-HD2 und PE-LD

Gemäß der Hypothesen 1 und 2 ergaben sich auf Basis der Viskositätsverläufe und COP-Schnittpunkte aus Abbildung 5-16 die folgenden Reihenfolgen der Hülsemdrehzahlen in Abhängigkeit vom Material:

Hypothese 1	$n_{PE-HD2} > n_{PE-LD} > n_{PE-HD1}$
Hypothese 2	$n_{PE-LD} > n_{PE-HD1} > n_{PE-HD2}$
Experiment	$n_{PE-LD} > n_{PE-HD2} > n_{PE-HD1}$

Im Experiment wurden für das Material LD die höchsten Hülsemdrehzahlen und für HD1 die niedrigsten gemessen. Die Hülsemdrehzahl für HD2 lag zwischen LD und HD1. Demnach traf weder die auf Basis der ersten noch der zweiten Hypothese formulierte Reihenfolge zu. Es scheint, als wäre die Höhe der Hülsemdrehzahl nicht auf eine einzelne Materialeigenschaft zurückzuführen, sondern aus einer Überlagerung der Viskosität und den viskoelastischen Eigenschaften resultiert. So ist es denkbar, dass PE-HD2 schneller als PE-HD1 rotierte, weil die Eigenschaften der Gleitschicht zwischen Zylinder und Hülse

maßgeblich die Hülsendrehzahl beeinflussen. Insgesamt scheint das Verhältnis von antreibenden zu abbremsenden Kräfte für PE-HD2 demnach größer gewesen zu sein als für PE-HD1, sodass für PE-HD2, trotz des viskoserem Verhaltens, höhere Hülsendrehzahlen gemessen wurden. PE-LD war weiterhin das Material mit der höchsten Werten für die Hülsendrehzahl.

Der *Mitreibeffekt*, der in der dritten Hypothese beschrieben ist, kann an dieser Stelle nur indirekt diskutiert werden. Für das Material PP wurde ein solcher *Verkantungs- und Mitreibeffekt* vermutet, da die Wahrscheinlichkeit hoch ist, dass unaufgeschmolzene Granulatkörnern die Strömung zwischen Rotor und Hülse beeinflussten. Aus den Drucksignalen ließen sich lediglich manuell und auch nur sporadisch Muster sowie deren Frequenzen ermitteln. Eine Umrechnung dieser Frequenzen ergab eine Hülsendrehzahl, die stellenweise sogar die Hülsendrehzahl des PE-LD überstieg, insbesondere bei höheren Schneckendrehzahlen, bei denen potenziell vermehrt unaufgeschmolzenes Material vorlag (Dünnschnitte in Anhang A.10), wurde der Mitreibeffekt begünstigt. Demnach scheint die dritte Hypothese sich indirekt bestätigen zu lassen, jedoch kann keine Aussage über den Einfluss der Viskosität und der viskoelastischen Eigenschaften auf den Mitreibeffekt getroffen werden.

5.2.3 Analyse der Prozessparameter

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse für die Prozessparameter Druck, Massetemperatur, Massedurchsatz und Hülsendrehzahl der Hauptversuche vorgestellt und erläutert. Es sei angemerkt, dass nicht alle Betriebspunkte des Versuchsplanes erfolgreich angefahren werden konnten, weil – ähnlich wie in den Vorversuchen bereits festgestellt – Schleifgeräusche auf Höhe des Mischelementes detektiert wurden. Insbesondere die Kombination aus ME5 und PE-HD1 erwies sich als anfällig für Schleifgeräusche. Diese waren bereits ab einer Schneckendrehzahl von 75 U/min deutlich vernehmbar. Einerseits ist es auffällig, dass die Geräusche vermehrt bei Betriebspunkten auftraten, deren Kombination aus Mischelement und Material einen hohen Druckverlust hervorriefen. Andererseits konnte kein Grenzwert für Massedruck A ermittelt werden ab dem Schleifgeräusche auftraten, sodass die Ursache der Geräuschentwicklung nicht abschließend erklärt werden konnte.

Im Folgenden werden die gemessenen Druckwerte der Drucksensoren A sowie C für die Schneckendrehzahl von 75 U/min, die repräsentativ für die übrigen Schneckendrehzahlen war, in Abbildung 5-17 dargestellt. Der Systematik gemäß Abschnitt 5.1.4.1 folgend, stellt der obere Balkenrand Massedruck A und der untere Balkenrand entsprechend Massedruck C dar. Der direkte Vergleich der Mischelemente ME2 und ME3 zeigt, dass die gemessenen Druckverluste auf einem vergleichbaren Niveau lagen. Für die Materialien PE-HD1 und PP war der Druckverlust von ME2 marginal höher als bei ME3. Hingegen wies ME3 für PE-HD2 und PE-LD höhere Druckverluste auf. Die Ergebnisse aus den Vorversuchen, dass die fast doppelt so lange Hülse von ME3 ähnliche Druckverluste aufweist wie ME2, bestätigten sich demnach in den Hauptversuchen.

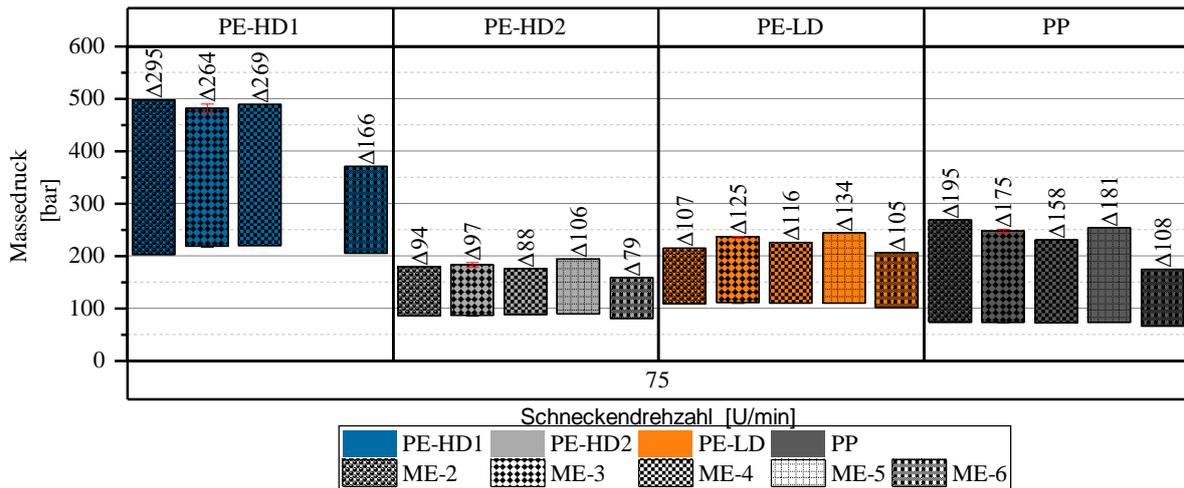


Abbildung 5-17: Übersicht der gemessenen Druckwerte und der resultierenden Druckverluste der Hauptversuche für eine Schneckendrehzahl von 75 U/min

Die Druckverluste zwischen ME3 und ME4 (genutete Innenhülse) waren hingegen bemerkenswert. Die Nuten haben lediglich bei den Materialien PE-HD2, PE-LD und PP zu einer Reduktion des Druckverlustes geführt. Für das Material PE-HD1 ist der Druckbedarf von ME4 gegenüber ME3 sogar angestiegen (269 bar von ME4 zu 264 bar von ME3). Demnach haben die Nuten die Erwartungen an geringeren Druckverlust nur teilweise erfüllt. Lediglich ME6 wies gegenüber allen anderen Mischelementen und für alle Materialien die geringsten Druckverluste auf. Demnach besteht für ME6 das Potenzial zu einer Prozessverbesserung beizutragen, sofern die Ergebnisse der EQ keine Verschlechterung im Vergleich zur Referenz (ME3) erkennen lassen. Als Ursache für den geringeren Druckbedarf von ME6 wird das vergrößerte freie Schmelzevolumen vermutet, welches aus der Anhebung des Scherspalt zwischen Rotor und Hülse resultierte. Diese Anhebung kann jedoch aufgrund von geringerer Scherung die dispersive Mischwirkung herabsetzen. Dieser Aspekt musste bei der Untersuchung der EQ im Fokus stehen.

Die gemessenen Daten für die restlichen Prozessparameter sind in Abbildung 5-18 als Übersicht dargestellt. Die Ergebnisse sind hierbei spaltenweise für die Mischelemente über der Schneckendrehzahl aufgeführt. Zunächst sollen die Verläufe der Massetemperaturen für das Material PE-LD in Abhängigkeit der Schneckendrehzahlen und Mischelemente näher betrachtet werden. Es fällt auf, dass die gemessenen Massetemperaturen in Abhängigkeit der Schneckendrehzahl und des Materials für alle Mischelemente auf einem vergleichbaren Niveau lagen (spaltenweiser Vergleich). Weiterhin wiesen alle Temperaturverläufe mit steigenden Schneckendrehzahlen, wie bereits in den Vorversuchen festgestellt, eine fallende Tendenz auf. Um den optischen Eindruck gleicher Temperaturverläufe zu quantifizieren, wurden die Standardabweichungen aus den Werten der Massetemperaturen aller Mischelemente in Abhängigkeit der Schneckendrehzahl und des Materials berechnet. Die Ergebnisse der berechneten Standardabweichungen sind in Anhang A.11 zu sehen. Während für das Material PE-HD1 die höchste Standardabweichung mit $\sigma = 2,53 \text{ }^\circ\text{C}$ bei einer Schneckendrehzahl von 75 U/min ermittelt wurde, wurde für das Material PE-LD die niedrigste Standardabweichung mit $0,53 \text{ }^\circ\text{C}$ bei einer Schneckendrehzahl von

25 U/min festgestellt. Die geringe Spanne der Massetemperaturen lässt darauf schließen, dass die Massetemperaturentwicklung zumindest für die Mischelemente ME3 bis ME6 nicht direkt von der Hüslengeometrie abhängen. Die Massetemperatur von ME2 entwickelte sich zwar ähnlich wie die der übrigen frei rotierenden Mischhülsen, jedoch konnte der Einfluss des vorgeschalteten WSE nicht bewertet werden. Es ist anzunehmen, dass eine Kalotten-DMR-Hülse gleicher Länge wie die der Waben-DMR-Hülse zu anderen Massetemperaturen führen würde.

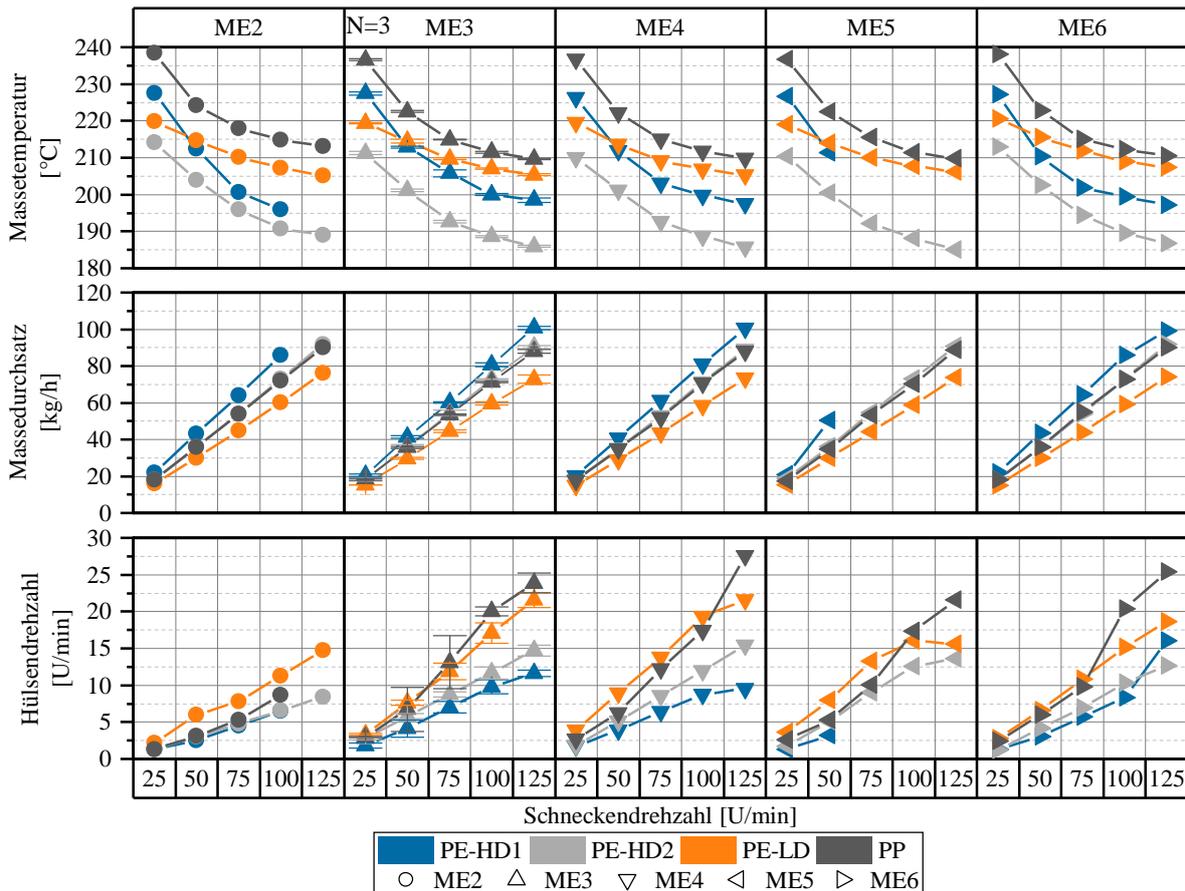


Abbildung 5-18: Übersicht der Ergebnisse für Massetemperatur, Massedurchsatz und Hülsendrehzahl aller Hauptversuche für das Betriebsverhalten

Ein mischelementübergreifender Vergleich der gemessenen Massedurchsätze (spaltenweiser Vergleich) aus Abbildung 5-18 bestätigt das gegendruckunabhängige Förderprinzip des Extruders mit genuteter Einzugszone. In Abhängigkeit der Schneckendrehzahl und des Materials wurden mischelementspezifisch nahezu identische Massedurchsätze ermittelt. Die höchsten Massedurchsätze wurden mit dem Material PE-HD1 erzielt. Demnach trug neben der hohen Viskosität des Materials auch der erhöhte Massedurchsatz zu dem höheren Druckverlust im Vergleich zu den übrigen Materialien bei. Während bei PE-HD2 und PP die Massedurchsätze auf einem vergleichbaren Niveau lagen, wies PE-LD die niedrigsten Massedurchsätze auf.

Nicht zuletzt sollen die gemessenen Hülsendrehzahlen aus Abbildung 5-18 näher betrachtet werden. An dieser Stelle ist zu beachten, dass für den Betriebspunkt ME2-PP-SD125 weder mittels FFT noch manuell eine Hülsendrehzahl ermittelt werden konnte. Zur Veranschaulichung ist der Verlauf des Drucksignals von Betriebspunkt ME2-PP-SD125 in Anhang A.12 dargestellt. Grundsätzlich ist festzuhalten, dass sich die Hülsendrehzahlen, wie bereits in den Vorversuchen festgestellt wurde, bei steigenden Schneckendrehzahlen erhöhten. Wird PP aus der Betrachtung ausgeschlossen, wies das Material PE-LD (mischelementübergreifend) erneut die höchsten Drehzahlen auf. Mit Ausnahme von Betriebspunkt ME6-HD1-SD125 lagen für das Material PE-HD1 alle Hülsendrehzahlen unterhalb der Hülsendrehzahlen für die Materialien PE-LD und PE-HD2. Wie bereits in den Vorversuchen festgestellt, waren die Hülsendrehzahlen von ME2 niedriger als die der Waben-DMR-Varianten (ME3 bis ME6). Innerhalb der Waben-DMR-Varianten wiesen ME3 und ME4 ein ähnliches Niveau auf. Demnach hatten die Nuten in der Hülse keinen messbaren Einfluss auf die Hülsendrehzahl. Dementgegen waren die gemessenen Hülsendrehzahlen von ME5 und ME6 marginal niedriger als bei ME3 und ME4. Für ME5 hatte demnach die Verbreiterung der Stege und der damit einhergehende Anstieg der äußeren Mantelfläche (Bremswirkung) stärkeren Einfluss auf die Höhe der Hülsendrehzahl als der Anstieg inneren Mantelfläche (Antriebswirkung). Die gemessenen Hülsendrehzahlen von ME6 bestätigten die Vermutung, dass sich durch die Aufweitung des inneren Hülsendurchmessers und die damit einhergehende Vergrößerung des Scherspaltens die Übertragungswirkung der Schleppkräfte von Rotor auf Hülse reduzierte.

Die Untersuchungen legen offen, dass die Konstruktion des Mischelementes einen Einfluss auf die Hülsendrehzahl hat, sofern die Konstruktion stark voneinander abweicht (Vergleich ME2 zu ME3). Geringfügige geometrische Details wie bspw. Nuten, breitere Stege oder aufgeweitete Hülsendurchmesser haben hingegen lediglich einen marginalen Einfluss. Demnach kann festgehalten werden, dass das Material der dominierende Einflussfaktor auf die Höhe der Hülsendrehzahl ist.

5.2.4 Analyse der Extrudatqualität

In diesem Abschnitt soll die Beurteilung der EQ der Hauptversuchsreihen vornehmlich auf Basis des SG durchgeführt werden. Die Aus- und Bewertung der generierten Wärmebilder wird am Ende dieses Abschnittes thematisiert.

Bei der Erstellung der Dünnschnitte hat sich gezeigt, dass das Material einen wesentlichen Einfluss auf die Güte des Dünnschnittes hat. Insbesondere für das Versuchsmaterial PP hat sich die Ausführung eines gleichmäßigen Schnittes in der experimentellen Praxis als schwierig erwiesen. Als Ursache wird die höhere Härte des PP-Materials vermutet, sodass mit der Klinge des Mikrotoms keine gleichmäßige Schnittbewegung durchgeführt werden konnte. Aus diesem Grund konnten für die Grauwertanalyse nur solche Bereiche des Dünnschnittes verwendet werden, welche eine gleichmäßige Dicke aufwiesen, weshalb für PP häufiger von dem elliptischen Auswertungsbereich abgewichen werden musste. Ein weiteres Phänomen, welches bei der Erstellung der PP-Dünnschnitte zu Tage trat, waren Lunker im Kern der

Extrudatstränge der Betriebspunkte ME2-PP*-SD75 und ME6-PP*-SD75. Es ist wahrscheinlich, dass sich diese Bereiche durch Kristallisation während des Erstarrungsprozesses gebildet haben. Die hohe Massetemperatur der Schmelze und die gute Isolation des Strangkernes gegenüber der schnell erstarrenden Außenschicht begünstigten den Schwindungsprozess. Zur Auswertung des SG wurden die Bereiche der Lunker nicht berücksichtigt. Alle Dünnschnitte sind in den Tabellen in Anhang A.10 zu finden. Diese sind in Abbildung 5-19 kategorisiert nach dem jeweiligen Mischelement für alle Materialien und Schneckendrehzahlen aufgeschlüsselt.

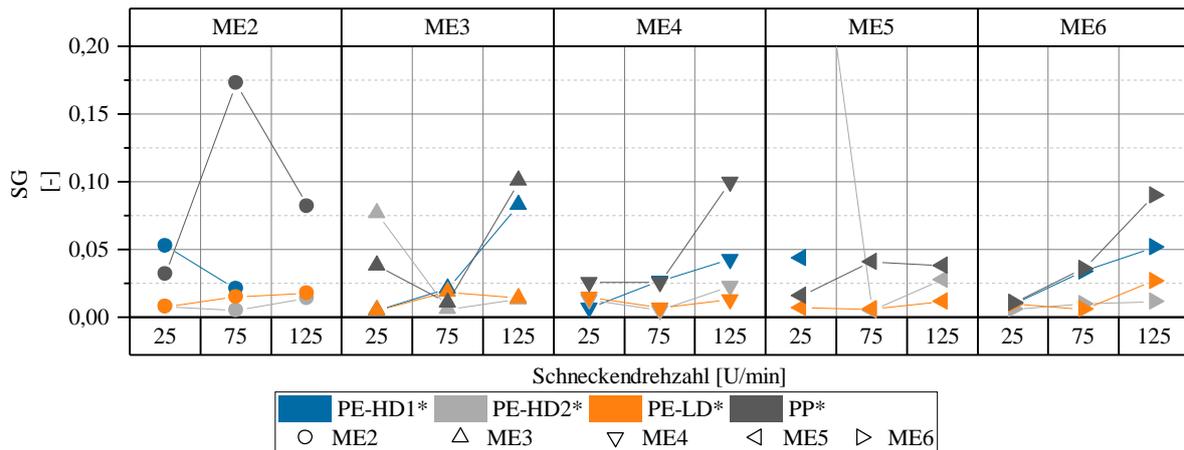


Abbildung 5-19: Werte von SG für Hauptversuche

Wie anhand der SG-Verläufe des Materials PP* für die verschiedenen Drehzahlen und unterschiedlichen Mischelemente zu sehen ist, wurden, trotz der eingangs beschriebenen eingeschränkten Auswertungsmöglichkeiten, für PP* SG auf einem ähnlichen Niveau ermittelt wie für die übrigen Materialien. Diese Tatsache ist bemerkenswert, weil für PP* vermehrt weiße Spots in den Dünnschnitten detektiert werden konnten (wie in den Dünnschnitten in Anhang A.10 zu sehen ist), welche wiederum die dritte Hypothese aus Abschnitt 5.2.3 bzgl. des Verkantens von Kunststoffgranulat zwischen Rotor und Hülse und einer erhöhten Hülsendrehzahl stützt.

Aus dem Gesamteindruck fiel lediglich Betriebspunkt ME5-HD2*-SD25 mit einem SG-Wert von 0,394 aus der Reihe (in Abbildung 5-19 durch beschränkte Skala nicht zu sehen). Der Dünnschnitt dieses Betriebspunktes war optisch jedoch unauffällig und wies eine gleichmäßige Einfärbung auf. Grundsätzlich lagen die sonstigen SG jedoch auf einem niedrigen Niveau. Insbesondere für PE-LD* lag der höchste ermittelte SG beim Betriebspunkt ME6-LD*-SD125 mit 0,027 auf einem sehr niedrigen Niveau. Eine eindeutige Tendenz von höheren SG-Werten bei steigenden Schneckendrehzahlen war lediglich für ME6 zu erkennen. Diese Entwicklung des SG entspricht nicht den optischen Eindruck der stofflichen Homogenität der Dünnschnitte, da hier mit steigender Schneckendrehzahl die Anzahl von weißen Spots für alle ME deutlich zunahm. Vor diesem Hintergrund ist die Betrachtung des SG als alleiniges Kriterium zur Beurteilung der stofflichen Homogenität mit Vorsicht zu bewerten.

Trotzdem konnten aus den generierten Ergebnissen wichtige Erkenntnisse über die Wirkung der unterschiedlichen Mischelemente abgeleitet werden. Der SG der wabenförmigen Mischelemente ME3 bis ME6 lag mit dem industriell etablierten Mischelement ME2 auf einem vergleichbaren Niveau. Hieraus folgt, dass es bei der Mischwirkung zur Realisierung der stofflichen Homogenität der wabenförmigen Mischelemente untereinander ebenfalls keine beträchtlichen Unterschiede festgestellt werden konnten. Insbesondere für ME6 ist dies eine positive Erkenntnis, da ME6 trotz des aufgeweiteten Innendurchmessers und dem damit einhergehenden Vergrößerung des Scherspalt zu konkurrenzfähigen Mischergebnissen gelangt, jedoch im Hinblick auf die verfahrenstechnische Prozessgröße *Druckverlust* Vorteile aufweist. Folglich konnte durch eine einfache Modifikation der Geometrie eine Verbesserung der Prozesseffizienz erzielt werden, ohne dass die stoffliche Homogenität der Schmelze sich verschlechtert hat.

Die Generierung auswertbarer Wärmebilder konnte im Rahmen der Hauptversuche lediglich für die Materialien PE-HD1* und PE-LD* erreicht werden – wie bereits in den Vorversuchen. Für die Materialien PE-HD2* und PP* hingegen waren sowohl auf der realen Fotoaufnahme als auch auf der Wärmebildaufnahme nicht glatte, sondern vielmehr strukturierte Querschnittsflächen zu erkennen. Insbesondere die Schnittflächen des Materials PE-HD2* waren anfällig für strukturierte Oberflächen (siehe Betriebspunkt ME5-HD2*.-SD125 in Anhang A.10). Als Ursache wurde das viskose Fließverhalten des Materials vermutet. Für die zulässige Auswertung der statistischen Größen Temperaturmittelwert und -spanne war eine glatte Schnittoberfläche jedoch zwingend erforderlich, da Unebenheiten zu einer anderen Lichtbrechung führen und eine Infrarot-basierte Temperaturerfassung und -auswertung nur eingeschränkt möglich machen. Auf Basis der durchgeführten Versuchsreihen lässt sich demnach festhalten, dass die vorgestellte Methodik zur Auswertung der thermischen Homogenität nur eingeschränkt geeignet war. In zukünftigen Versuchsreihen ist es daher empfehlenswert, eine alternative Auswertungsmethodik gemäß Abschnitt 2.2.1 für die thermische Homogenität heranzuziehen.

5.2.5 Zwischenfazit Hauptversuche

Als Versuchsmaterial für die Hauptversuche wurden zwei PE-HD-Typen, ein PE-LD und ein PP herangezogen, die sich sowohl hinsichtlich ihrer Viskosität- als auch in ihren viskoelastischen Materialeigenschaften unterschieden. Diese Materialauswahl ermöglichte die Überprüfung der aus den Vorversuchen abgeleiteten drei Hypothesen. Es hat sich gezeigt, dass keine der Hypothesen abschließend eindeutig bestätigt werden konnte. Die Ausprägung der Viskosität war demnach nicht als alleiniger Einflussfaktor auf die Hülsendrehzahl zu identifizieren (Hypothese 1). Weiterhin waren die viskoelastischen Materialeigenschaften in Form von Speicher- und Verlustmoduln bewertet worden. Auch hier konnte für keines der untersuchten Materialien und Mischelemente eine eindeutige Tendenz für den Zusammenhang zwischen Höhe der Hülsendrehzahl und viskosen sowie elastischen Verhalten identifiziert werden. Wie zu Beginn bereits vermutet, konnte der Nachweis von Hypothese 3 nicht direkt erfolgen. Lediglich für das Material PP deuteten die experimentellen Ergebnisse auf die Existenz eines „Verkantungseffektes“

hin. Mahlgeräusche auf Höhe des Mischelementes deuteten bei der Verarbeitung von PP auf unaufgeschmolzenes Material hin. Die Auswertung von Dünnschnitten belegte die Vermutung, da viele unvermischte bzw. nicht vollständig aufgeschmolzene Bereiche detektiert wurden. Für PP wurden die höchsten Hülsendrehzahlen sowohl in Abhängigkeit vom Material als auch vom Mischelement ermittelt. Es wird vermutet, dass unaufgeschmolzene Granulatkörner das Mitreißen der Hülse durch Verkantung im Überströmbereich zwischen Rotor und Hülse begünstigten. Dieser Effekt bestätigte in gewissen Umfang Hypothese 3.

Weiterhin konnte im Rahmen der Hauptversuche die Reproduzierbarkeit der Prozessdatenerfassung anhand von ME3 mittels einer dreifachen Versuchswiederholung nachgewiesen werden. Lediglich für das Material PP schwankte der Prozessparameter Hülsendrehzahl deutlich stärker als bei den übrigen Materialien. Es wird vermutet, dass die Ursache für diese Schwankungen größtenteils auf unaufgeschmolzenes Material zurückgeführt werden kann. Trotz der stabilen drucksignalbasierten Auswertung soll an dieser Stelle darauf verwiesen werden, dass die empfindliche Membran eines Drucksensors nicht für einen dauerhaften Betrieb mit stark wechselndem Drucksignal ausgelegt ist. Im forschungsbezogenen Kontext ist diese Auswertung, wie in dieser Arbeit gezeigt werden konnte, praktikabel. Für industrielle Anwendungen sollten jedoch auch alternative Messtechniken in Betracht gezogen werden.¹⁰

Für die Extrudatqualität wurde lediglich der SG zur Bewertung der stofflichen Homogenität herangezogen. Mit Ausnahme einzelner Betriebspunkte lagen die SG-Werte für alle untersuchten Materialien und Mischelemente auf einem niedrigen und somit guten Niveau. Für die Materialien PE-HD2 und PP konnten keine glatten Schnittoberflächen erstellt werden, sodass die Auswertung von Wärmebildaufnahmen nur eingeschränkt möglich war. Es empfiehlt sich in zukünftigen Untersuchungen eine Inline-Messung der thermischen Homogenität durchzuführen.

5.3 CFD-gestützte Untersuchung frei rotierender Systeme

In diesem Abschnitt wird eine Auswahl von Betriebspunkten der Hauptversuche hinsichtlich der Strömungsverhältnisse mittels CFD-Simulation untersucht, um die gewonnen Erkenntnisse weiter zu vertiefen. Die virtuelle Betrachtung erlaubt einen Einblick in Strömungsgrößen, die im Experiment nicht direkt gemessen werden können. Insbesondere die an der Hülsenoberfläche wirkenden Drehmomente sollen mittels der CFD-Simulation näher untersucht werden, um einerseits die in Abschnitt 5.1.4.1 aufgestellten drei Hypothesen tiefgehend zu untersuchen und andererseits eine Methodik zur betriebspunktabhängigen Prognose der Mischhülsendrehzahl zu überprüfen.

¹⁰ Es ist bspw. denkbar, vergleichbare ultraschallbasierte Sensoren wie in [DKK+16] zu verwenden.

5.3.1 Simulationsmodell und Randbedingungen

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die virtuelle Auswertung auf ME3 und die Materialien PE-HD1 und PE-LD beschränkt. Vorteil bei der Betrachtung von ME3 ist die konstruktive Ähnlichkeit zu ME4, ME5 und M6, sodass die Grundlage für einen Erkenntnistransfer auf Basis der Simulationsergebnisse von ME3 gegeben ist. ME2 besteht aus einem WSE und einem DMR, sodass eine isolierte Betrachtung der frei rotierenden Mischhülse nicht ohne Berücksichtigung des WSE möglich ist, da dieses die Strömungsverhältnisse des DMR unmittelbar beeinflusst.¹¹ Zur Durchführung der CFD-Simulationen wurde die Software ANSYS®2019R1 in Kombination mit der in Anhang A.13 aufgelisteten Hardware verwendet.

CAD-Modell und Fluidvolumen

Nachfolgend wird die Generierung des Fluidvolumens von ME3 beschrieben. Ausgehend von einem CAD-Modell von ME3 (inklusive des umgebenden Zylinders) wurde zunächst das freie Volumen der Schmelze, das sogenannte Fluidvolumen, generiert. In Abbildung 5-20 a) und b) sind sowohl das CAD-Modell des Mischelementes sowie die anschließende Schmelzeleitung als auch das abgeleitete Fluidvolumen zu sehen. Grundsätzlich kann das Fluidvolumen in die Bereiche (Domains) Rotor (rot), Hülse (blau) und Schmelzeleitung (grün) unterteilt werden. Die Länge der Schmelzeleitung entsprach hierbei der Länge zwischen Mischelement und Messposition des Drucksensors C. Hierdurch wurde gewährleistet, dass die Druckverbräuche in der Simulation möglichst exakt die Druckverbräuche des Experimentes widerspiegeln.

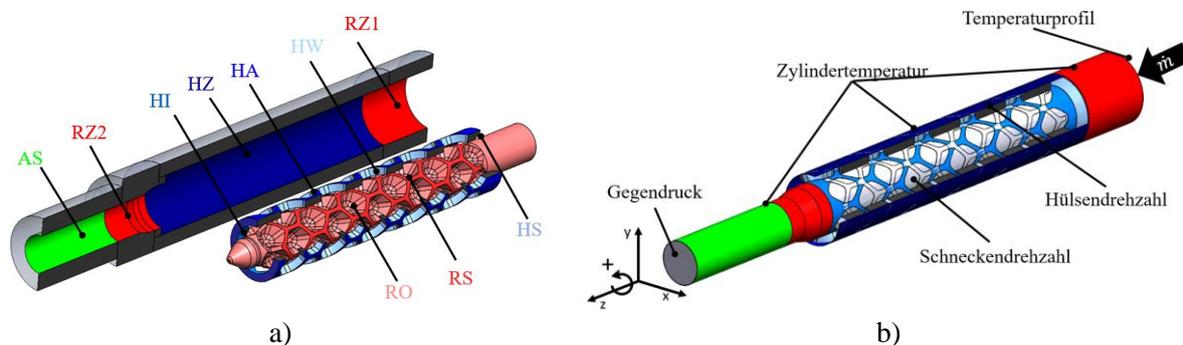


Abbildung 5-20: a) Kennzeichnung der Oberflächen im CAD-Modell und b) abgeleitetes Fluidvolumen mit Randbedingungen für ME3

Die Kennzeichnung der verschiedenen metallischen Oberflächen ist durch farbliche Abstufungen der jeweiligen Domain in Abbildung 5-20 a) ersichtlich und deren Bedeutung ist in Tabelle 5-7 aufgeschlüsselt. Die jeweilige Kennzeichnung ist demnach ein Akronym aus der Domain (bspw. H = Hülse) und der Bezeichnung der Fläche (bspw. Außenfläche=A).

¹¹ Simulationsergebnisse für ME2 werden in Abschnitt 6.4.1 aufgegriffen. Die Herleitung des Fluidvolumens und dessen Diskretisierung erfolgte hierbei analog zu ME3.

Tabelle 5-7: Kennzeichnung der metallischen Oberflächen ME3

Rotor		Hülse		Auslass	
Bezeichnung	Abkürzung	Bezeichnung	Abkürzung	Bezeichnung	Abkürzung
Oberfläche	RO	Außenfläche	HA	Schmelzeleitung	AS
Stegfläche	RS	Innenfläche	HI		
Zylinder1	RZ1	Stirnfläche	HS		
Zylinder2	RZ2	Wabenfläche	HW		
		Zylinder	HZ		

Eine flächenspezifische Auswertung der Drehmomente wurde für die o.g. Flächen durchgeführt. Hierbei war zu beachten, dass alle Flächen auch nach der Generierung des Fluidvolumens auswählbar waren. Dieser Aspekt wird bei der Diskretisierung des Rechengebietes erneut aufgegriffen. Weiterhin dienen die in Abbildung 5-20 b) gekennzeichneten Flächen zur Aufprägung von Randbedingungen, um den Strömungszustand der zu untersuchenden Betriebspunkte zu definieren.

Diskretisierung

Die Anzahl und die Qualität von Netzelementen kann die Ergebnisse einer CFD-Simulation stark beeinflussen, sodass auf eine möglichst feine Netzstruktur zu achten ist, um die Genauigkeit der Simulation nicht zu beeinträchtigen. Hierbei muss jedoch stets ein Kompromiss zwischen Simulationsdauer und Rechengenauigkeit gefunden werden. Die Netzqualität wurde im Rahmen dieser Arbeit mit Hilfe der Netzschiefe bewertet. Der Wertebereich für die Netzschiefe liegt zwischen 0 und 1, wobei gemäß ANSYS Werte unterhalb von 0,94 für die Berechnung empfohlen werden [AN19b]. Zur Vernetzung wurde ein hybrides Netz bestehend aus strukturiert angeordneten Prismenschichten und unstrukturiert angeordneten Tetraederelementen gewählt. Für jene Bereiche des Fluidvolumens, die in der Realität in direktem Kontakt zum Mischelement oder der Schmelzeleitung standen, wurde eine Randschichtverfeinerung mit fünf Prismenelementen, die eine Wachstumsrate von 1,2 aufwiesen, vorgenommen. Eine feinere Netzauflösung in den wandnahen Bereichen gewährleistet, dass die hohen Geschwindigkeitsgradienten, welche durch Wandhaftung und Scherung der Schmelze verursacht werden, realitätsnah abgebildet werden können. Hierbei wurde für die Rotor- und Auslassdomain eine minimale Elementgröße von 0,6 mm und eine maximale Elementgröße von 1,2 mm vorgegeben, wobei eine Wachstumsrate von 1,2 ins Innere des Fluidvolumens ermöglicht wurde, um die Anzahl von Netzelementen zu reduzieren, ohne einen Verlust der Abbildbarkeit von wichtigen Strömungseffekten hinnehmen zu müssen. Die Elementgröße für die Wabenbohrungen der Hülsendomain wurde hingegen mit 1 mm definiert. Die Vernetzung der zwei engen Leckspalte zwischen Rotor und Hülse (0,25 mm) sowie zwischen Hülse und Zylinder (0,125 mm) nahm eine Schlüsselrolle ein, da in diesem Bereich (Kontaktschicht zwischen Fluid und Bauteil) die Kräfte berechnet wurden, die die Rotation der Hülse verursachen. Um eine feine Auflösung des Leckspaltes zu erreichen, wurde eine Schicht bestehend aus fünf strukturiert vernetzten Hexaederelementen über die Dicke des Leckspaltes definiert. Weiterhin wurden die Fluidvolumina der Leckspalte so unterteilt, dass die Selektion einzelner Fluidvolumina ermöglicht wurde, um einerseits die

wirkenden Kräfte an allen relevanten Oberflächen gemäß der Aufschlüsselung nach Tabelle 5-7 berechnen und andererseits die entsprechenden Interfaces zwischen Rotor- und Hülsendomäne festlegen zu können. Alle übrigen Fluidvolumina wurden mit einem Tetraeder-dominierten Elementen vernetzt. Mit diesen Einstellungen wurde ein Netz mit knapp 3,9 Millionen Elementen und einer maximalen Netzschiefe von 0,88 erreicht.

Randbedingungen und Solver

Die Randbedingungen für die CFD-Simulation wurden aus den experimentell gewonnenen Ergebnissen abgeleitet und gemäß den Vorgaben aus Abbildung 5-20 b) in die Simulation integriert. Ein konstanter Massestrom wurde senkrecht zur ringförmigen Eintrittsfläche aufgeprägt. Die Eingangsmasstemperatur der Schmelze war nicht bekannt. Die Arbeiten von [AML+14], [KBC06], [BRS+04] belegen, dass im Schneckenkanal keine konstante Masstemperatur vorliegt, sondern dass sich ein radiales Temperaturprofil über den Strömungsquerschnitt ausbildet. In Anlehnung an die Arbeiten von [HS21], [HSR+20] und [NKW17] wurde im Rahmen der hier durchgeführten Simulationen ebenfalls ein radiales Temperaturprofil in Form einer Parabel am Einlass aufgeprägt, welches eine Temperaturspanne von 20 °C zwischen minimaler und maximaler Temperatur besaß¹². Das Temperaturprofil wurde in Simulationsstudien für jeden Betriebspunkt in der Weise bestimmt, dass die massegewichtete Temperatur an der Auslassfläche des Systems mit der im Experiment ermittelten Masstemperatur eine Übereinstimmung in einem Temperaturbereich von 0 – 2 °C aufwies. Das thermo-rheologische Materialverhalten wurde über die Größen Wärmeleitfähigkeit λ , die spez. Wärmekapazität c_p sowie über die Dichte ρ und die Viskosität η berücksichtigt. Es wurde angenommen, dass das Rechengebiet vollständig mit Schmelze gefüllt war und keine Feststoffpartikel vorlagen, sodass die Größen λ , c_p und ρ als konstant betrachtet wurden, da deren Änderungen im Schmelzebereich vernachlässigbar gering sind. Hingegen wurde für die Implementierung der Viskosität das Modell von Carreau-Williams-Landel-Ferry [Ca68], [WLF55] verwendet, mit dem die schergeschwindigkeits- und temperaturabhängige Berücksichtigung der Viskosität möglich war (siehe Abschnitt 2.4.2). Die verwendeten Materialdaten für die Simulation sind in Anhang A.14 aufgeführt. Um die mechanische Energie, die aufgrund der Reibung im Fluid auftritt, und deren Beitrag zur Temperaturentwicklung zu berücksichtigen, wurde eine Formulierung für die Dissipationsenergie (gemäß Gl. 4-1) integriert. Die Implementierung des radialen Temperaturprofils, des rheologischen Materialverhaltens und der Dissipationsformulierung in ANSYS erfolgten mittels User-Defined-Functions (kurz: UDF). Eine exemplarische UDF für den Betriebspunkt ME3-HD1-SD75 ist in Anhang A.15 zu finden.

¹² Die Einstellungen zur Bestimmung der parabelförmigen Form des Temperaturprofils wurden hierbei aus [NKW17] übernommen.

An der Austrittsfläche wurde ein Gegendruck (Massedruck C) definiert, welcher dem Druckbedarf der restlichen Schmelzeleitung und der Druckdrossel im Experiment entsprach. Der Druckverlust des simulierten Systems konnte anschließend über den berechneten Eingangsdruck bestimmt werden. Für alle Zylinderflächen wurde die im Experiment eingestellte Zylindertemperatur angegeben, wohingegen für alle übrigen Flächen adiabate Bedingungen angenommen wurden. Zur recheneffizienten Simulation des dynamischen Systems bestehend aus rotierender Hülse und Rotor, wurde der sogenannte Multiple-Reference-Frame-Approach (kurz: MRFA) verwendet (Erläuterung in Abschnitt 2.4.5). Eine Übersicht der untersuchten Betriebspunkte mit entsprechenden Randbedingungen ist in Tabelle 5-8 gegeben.

Tabelle 5-8: Übersicht der Randbedingungen für CFD-Simulationen

Betriebspunkt	Massedurchsatz [kg/h]	Gegendruck [bar]	Zylindertemperatur [°C]	Schneckendrehzahl [U/min]	Hülsendrehzahl [U/min]
ME3-HD1-SD75	60	218	230	75	7,0
ME3-HD1-SD125	100	260		125	11,6
ME3-LD-SD75	45	111	220	75	11,9
ME3-LD-SD125	73	144		125	21,57

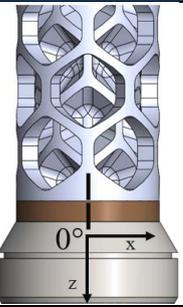
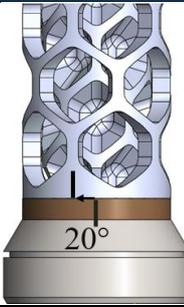
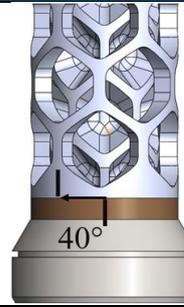
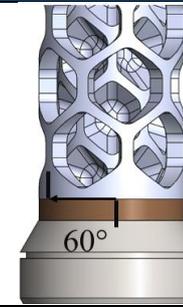
Als Solver wurde im Rahmen dieser Arbeit ANSYS Fluent® verwendet. Zur Lösung der Erhaltungsgleichungen wurde der sogenannte SIMPLE-Algorithmus (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations) genutzt [AN19a]. Die Berechnung eines Betriebspunktes wurde so lange durchgeführt, bis definierte Konvergenzkriterien erreicht waren. Als solche wurden zusätzlich zu den Standardresiduen von Kontinuität, Impuls und Energie vier weitere Kriterien jeweils für minimale sowie maximale Druck- und Temperaturwerte im Fluidvolumen definiert. Eine Übersicht der zu erreichenden Konvergenzkriterien und der übrigen Einstellungen für die numerische Simulation sind in Anhang A.16 aufgeführt. Diese Konvergenzkriterien fanden in allen folgenden Simulationen Anwendung. Die Dauer der hier beschriebenen Simulationen lag in einem Bereich zwischen 3 Stunden und 4 Stunden (in Abhängigkeit von der Anzahl der Netzelemente).

5.3.2 Einfluss der Hülsenposition auf das Simulationsergebnis

Der große Vorteil des MRFA ist die Betrachtung einer physikalisch-dynamischen Problemstellung als statischen Simulationsfall, wodurch sich die Rechenzeiten erheblich reduzieren. Jedoch werden die Strömungsgrößen genau für den Strömungszustand berechnet, der sich aus der Anordnung von Hülse zu Rotor ergibt. Der Zustand ist gewissermaßen „eingefroren“ (daher auch engl. *Frozen-Rotor-Approach* genannt) und die Strömungsgrößen werden für genau diese Anordnung berechnet. Demnach ist es möglich, dass sich andere Strömungsgrößen in Abhängigkeit der relativen Lage von Hülse zu Rotor ergeben können. Bevor in den folgenden Abschnitten ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Experimentergebnissen sowie die Untersuchung der antreibenden und abbremsenden Drehmomente durchgeführt wird, wird in diesem Abschnitt die Abhängigkeit der Strömungsgrößen von der relativen Lage von Hülse zu Rotor näher untersucht. Hierzu wurden die Betriebspunkte ME3-HD1-SD75 sowie ME3-LD-

SD75 herangezogen und die Position (kurz: Pos) der Hülse in 20°-Schritten geändert, bis alle relevanten Kombinationen der Hülse-Rotor-Anordnung abgedeckt waren (siehe Tabelle 5-9). Für jede Anordnungsmöglichkeit musste folglich eine eigene Vernetzung erstellt werden.

Tabelle 5-9: Übersicht der Hülse-Rotor-Anordnungsmöglichkeiten

Pos0	Pos20	Pos40	Pos60
			
Netzelemente: 3.893.376 Max. Netzschiefe: 0,88	Netzelemente: 4.225.418 Max. Netzschiefe: 0,84	Netzelemente: 4.089.016 Max. Netzschiefe: 0,88	Netzelemente: 4.202.359 Max. Netzschiefe: 0,85

Die Anzahl der Elemente schwankte hierbei in einem Bereich von ca. 3,9 Millionen bis 4,2 Millionen. Mit Werten zwischen 0,84 und 0,88 wies die max. Netzschiefe eine gute Qualität für alle Anordnungsvarianten aus.

Zur Überprüfung des Einflusses der Hülsenposition wurde das flächenspezifische Drehmoment als Prozessgröße herangezogen. Die Berechnung der flächenspezifischen Drehmomente D_S erfolgte gemäß Gl. 5-4. [AN19b]

$$D_S = \int_S \left(\underline{r} \times \left(\underline{\tau} \cdot \underline{n}_s \right) dS \right) \cdot \underline{e}_z + \int_S \left(\underline{r} \times \left(\underline{p} \cdot \underline{n}_s \right) dS \right) \cdot \underline{e}_z \quad \text{Gl. 5-4}$$

Wie bereits aus der Impulserhaltung gemäß Gl. 2-6 bekannt ist, treten im Fall einer dynamischen Strömung sowohl viskose Kräfte in Form des Spannungstensors $\underline{\tau}$ als auch Druckkräfte in Form des Drucktensors \underline{p} auf, welche jeweils anteilig das Drehmoment D_S bestimmen. Die Umrechnung der Tensoren in die jeweiligen Kräfte, die an einem infinitesimal kleinen Flächenelement dS wirken, erfolgt mittels des Flächenintegrals über die gesamte Oberfläche S . Mit Hilfe des Normalvektors \underline{n}_s wird die Normalkraft des Flächenelementes dS ermittelt. Das Drehmoment lässt sich wiederum aus dem Kreuzprodukt des Ortsvektors \underline{r} mit der Normalkraft berechnen. Das Ergebnis ist ein Drehmomentvektor. Zur Bewertung des Drehmomentanteils, welcher für die Rotation um die z-Achse verantwortlich ist, wird der Drehmomentvektor mit dem Einheitsvektor der Rotationsachse \underline{e}_z multipliziert. In Abhängigkeit der Wirkrichtung des Drehmomentes können sowohl positive als auch negative Werte für Drehmomente berechnet werden. [NBL+07]

Aus den berechneten flächenspezifischen Drehmomenten der Betriebspunkte ME3-HD1-SD75 und ME3-LD-SD75 wurden aus den vier unterschiedlichen Hülsenpositionen ($N = 4$) die Mittelwerte und

Standardabweichungen (roter Fehlerbalken) bestimmt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-21 dargestellt.

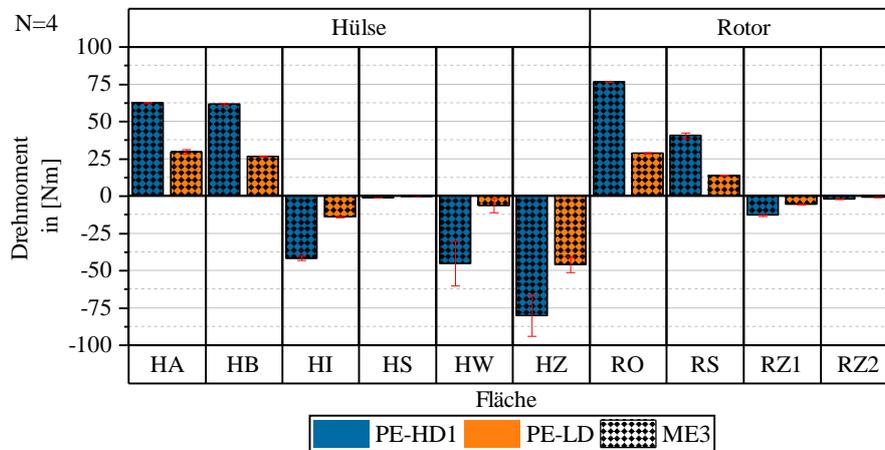


Abbildung 5-21: Einfluss der Hülsenposition auf die flächenspezifischen Drehmomente

Ein geringerer Wert für die Standardabweichung ist hierbei gleichzusetzen mit einem geringen Einfluss der Hülsenposition auf das flächenspezifische Drehmoment. Es fällt auf, dass die Spanne der Fehlerbalken für die Mehrheit der Flächen gering war. Lediglich die Flächen HW und HZ wiesen für das Material PE-HD1 mit Absolutwerten von 15,07 Nm und 13,85 Nm eine vergleichsweise große Standardabweichung zum Mittelwert von -45,25 Nm und -80,17 Nm auf. Eine Analyse der einzelnen Hülsenpositionen und deren Werte für HW und HZ für PE-HD1 ergab, dass Pos20 den größten Teil dieser Streuung verursacht. Wurde Pos20 aus der Analyse entfernt, reduzierte sich die Standardabweichung für HW auf einen Absolutwert von 5,66 Nm bei einem Mittelwert von -52,43 Nm. Eine ähnliche Reduktion der Standardabweichung konnte für die Fläche HZ registriert werden (Standardabweichung 5,78 Nm zu Mittelwert von -73,65 Nm). Vor dem Hintergrund, dass mit den Positionen Pos0, Pos40 und Pos60 ähnliche flächenspezifische Drehmomente ermittelt werden konnten, wurde der Einfluss der Hülsenposition auf die Strömungsgröße als gering eingeschätzt. Eine Überprüfung mit weiteren Strömungsgrößen (berechnete Einlassmassedrucke und Massetemperaturen) bestätigte den geringen Einfluss der Hülsenposition auf das Ergebnis der Strömungssimulation. Aus diesem Grund wurden alle Simulationen mit der Hülsenposition Pos0 durchgeführt.

5.3.3 Vergleich Simulation und Experiment

Die Beurteilung und Validierung des aufgestellten Simulationsmodelles anhand von experimentellen Daten waren nur eingeschränkt möglich, da bereits eine Vielzahl von Prozessparametern, die im Experiment gemessen wurden, als Randbedingungen für die Simulation verwendet wurden. Es bleiben nur wenige Größen übrig, die zum Vergleich zwischen Simulation und Experiment herangezogen werden konnten. Hierzu zählt aus Sicht des Autors der durchschnittliche Massedruck am Einlass des Berechnungsraumes. Von einem Abgleich der Dünnschnitte bzw. der Wärmebilder mit den Simulationsergeb-

nissen wurde abgesehen, da zur Dünnschnitterstellung ein reiner Kunststoff mit einem Masterbatch vermischt und verarbeitet wurde. Die hier verwendete Einphasensimulation wäre nicht in der Lage gewesen die Interaktionen der unterschiedlichen Materialien korrekt abzubilden. Weiterhin wäre hierzu die Kenntnis über den initialen Zustand der stofflichen bzw. thermischen Verteilung nötig gewesen, um diesen als Randbedingung am Einlass der Simulation definieren zu können. Gleiches galt für die initiale Temperaturverteilung. Der Simulationsumfang wurde so weit reduziert, dass eine aussagekräftige Beurteilung des Simulationsmodelles möglich war. So wurden für das Material PE-HD1 sowie PE-LD und bei den Schneckendrehzahlen 75 U/min und 125 U/min berücksichtigt.

Der Vergleich von gemessenen und berechneten Einlassdrücken ist in der Literatur ein beliebter Ansatz, um die Aussagekraft von Simulationen und die Simulationsmodellgüte zu beurteilen [KB20], [HSS19], [NKW17]. Der Ergebnisvergleich für den Einlassdruck (Massedruck A) sowie die berechneten Δ -Druckwerte zwischen Experiment und Simulation sind in Abbildung 5-22 dargestellt.

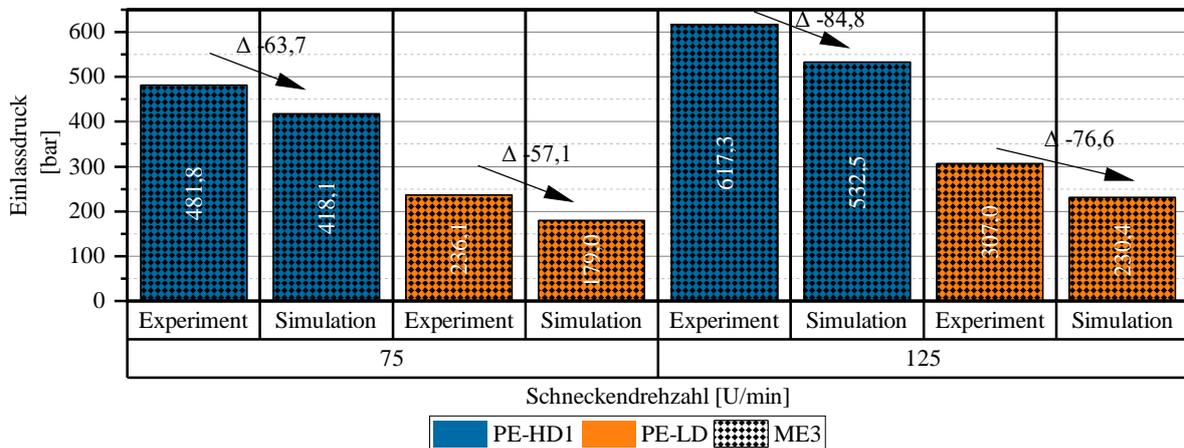


Abbildung 5-22: Vergleich des Einlassdruckes zwischen Experiment und Simulation für die Betriebspunkte ME3-HD1-SD75/125 und ME3-LD-SD75/125

Für alle betrachteten Betriebspunkte wurden Abweichungen zwischen dem experimentell gemessenen und dem simulativ berechneten Einlassdruck ermittelt. Die simulierten Einlassdrücke waren hierbei grundsätzlich niedriger als die im Experiment gemessenen Werte. Mit steigender Drehzahl erhöhte sich der Δ -Wert für alle Materialien. So war das Delta Δ für den Betriebspunkt ME3-LD-SD75 noch bei -57,1 bar und für den Betriebspunkt ME3-LD-SD125 schon bei -76,6 bar. Somit lagen für beide Betriebspunkte die relativen Abweichungen bei knapp 25 % zwischen Experiment und Simulation. Für PE-HD1 hingegen wurden Abweichungen von knapp 13 % (ME3-HD1-SD75) und 14 % (ME3-HD1-SD125) ermittelt. Als Ursache für die berechneten Unterschiede werden vom Autor drei wesentliche Faktoren vermutet. Grundsätzlich ist nicht auszuschließen, dass die rheologische Charakterisierung des Materials einer einzelnen Probe nur eingeschränkt repräsentativ für das verarbeitete Material war. Weiterhin kann die Genauigkeit der Messkette einen gewissen Einfluss auf die Abweichungen haben. Es ist jedoch wahrscheinlicher, dass der wesentliche Anteil der Abweichungen auf Prozessbedingungen zu-

rückzuführen ist. Die Position von Sensor A für die Bestimmung des Massedruckes vor dem Mischelement lag über der Barrierschnecke, sodass hier ein dynamisches Signal – ähnlich wie bei Sensor B über der Mischhülse – erfasst wurde. Wie in Abschnitt 5.1.1 beschrieben, wurde aus einem zweiminütigen Messzeitraum ein Mittelwert für die Prozessparameter gebildet. Hierdurch erhöhen Druckpeaks, die durch die Barrierschnecke verursacht wurden, den Mittelwert des Druckes. Um diesen Sachverhalt zu veranschaulichen, ist das erfasste Drucksignal eines der drei Betriebspunkte von ME3-LD-SD125 als Beispiel in Abbildung 5-23 dargestellt. Der Verlauf des Drucksignals wurde hierbei lediglich mit einer Abtastfrequenz von 10 Hz erfasst und wies regelmäßige Peaks auf, welche durch die Stege der Barrierschnecke verursacht werden.

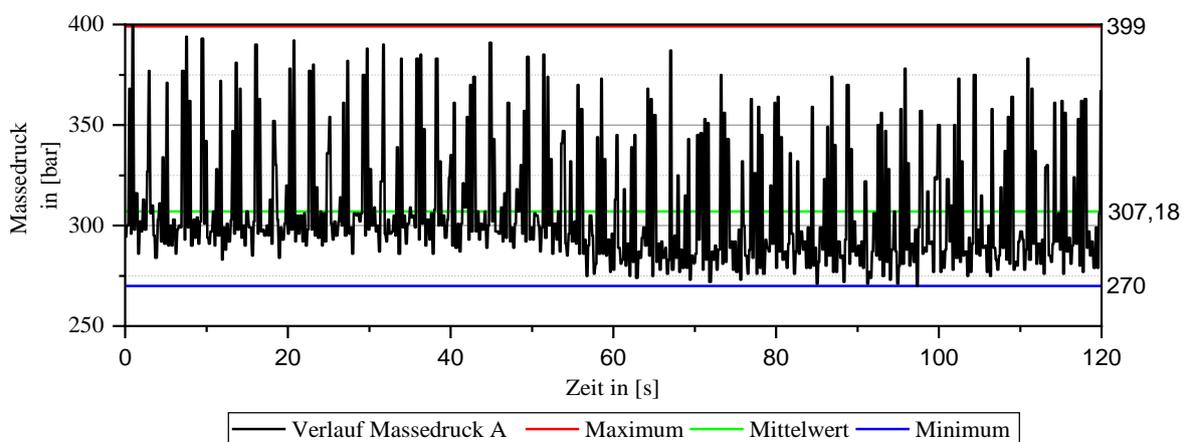


Abbildung 5-23: Verlauf Massedruck für eine Abtastfrequenz von 10Hz sowie Kennzeichnung des maximalen, minimalen und mittleren Wertes für Betriebspunkt ME3-LD-SD125

Der Mittelwert des Druckes lag für diesen Betriebspunkt bei 307,18 bar. Der maximale Wert betrug hingegen knapp 399 bar, während der minimale Wert bei 270 bar gemessen wurde. Der minimale Druckwert entsprach hierbei vermutlich dem Wert, der gemessen wurde, als die passive Flanke des Schneckenkanals am Drucksensor vorbeirotierte. Dieser Druckwert dürfte am ehesten an die Bedingungen der Simulation heranreichen. Es fällt jedoch auf, dass selbst bei einem zugrundeliegenden Einlassdruck von 270 bar im Experiment eine Differenz von 40 bar zum simulierten Massedruck von 230 bar vorlag. Weiterhin ist es denkbar, dass die gesetzten Randbedingungen der Simulation wie bspw. Temperaturen zu Differenzen in den simulierten und gemessenen Prozessgrößen führten.

Es lässt sich festhalten, dass das aufgestellte Simulationsmodell zwar robuste Simulationsergebnisse erzeugte, diese jedoch in den Kontext der prozessbedingten Messwerterfassung gesetzt werden müssen. Für zukünftige Untersuchungen erscheint es deshalb sinnvoll, den Sensor in einem Zwischenraum zwischen Mischelement und Barrierschnecke zu platzieren.

5.3.4 Prognose der Drehzahlen frei rotierender Mischhülsen

In diesem Abschnitt sollen mit Hilfe des Simulationsmodelles für ME3 Untersuchungen bzgl. der antreibenden und abbremsenden Drehmomente der Mischhülse durchgeführt werden. Es wird ein Konzept

vorgestellt und überprüft, welches auf Basis des dynamischen Drehmomentes der Mischhülse die Prognose der Drehzahlen frei rotierender Mischhülsen ermöglichen soll. Weiterhin dienen die Untersuchungen zur tiefergehenden Analyse von Hypothese 1 bzgl. des Einflusses der Viskosität auf die Hülsendrehzahl. Da in der Simulation keine viskoelastischen Eigenschaften berücksichtigt werden, sind Rückschlüsse über Hypothese 2 und 3 nur eingeschränkt möglich.

5.3.4.1 Vorgehensweise

Die Idee zur Prognose der Hülsendrehzahlen basierte auf der Bilanzierung der Kräfte und Momente, die auf die unterschiedlichen Flächen der Mischhülse wirken. Ausgangspunkt für diese Überlegung war die dynamische Drehmomentgleichung (Gl. 5-5) nach [Ge64]:

$$\sum D_{antreibend} + \sum D_{bremsend} = D_{dynamisch} \quad \text{Gl. 5-5}$$

Im stationären Fall müssen sich die antreibenden und abbremsenden Drehmomente, die auf die Hülse wirken, im Gleichgewicht befinden – dem sogenannten Momentengleichgewicht. Das dynamische Drehmoment ist Null. Ein dynamisches Drehmoment $D_{dynamisch} \neq 0$ würde bedeuten, dass die Hülse entweder beschleunigt oder abgebremst wird. Die Vorzeichen der flächenspezifischen Drehmomente geben deren Wirkrichtung an. HI, HS und HW besaßen ein negatives Vorzeichen und HA ein Positives. Als antreibende Drehmomente wurden jene flächenspezifischen Drehmomente mit einem negativen Vorzeichen angesehen, weil diese mit der Drehrichtung der Schnecke übereinstimmten. Dieser Systematik folgend repräsentierte HA das abbremsende Drehmoment. Die Betrachtung der flächenspezifischen Drehmomente innerhalb der Rotor- und Auslassdomains war im Rahmen dieser Auswertung nicht notwendig, da diese keinen unmittelbaren Kontakt zur metallischen Hülsenoberfläche hatten.

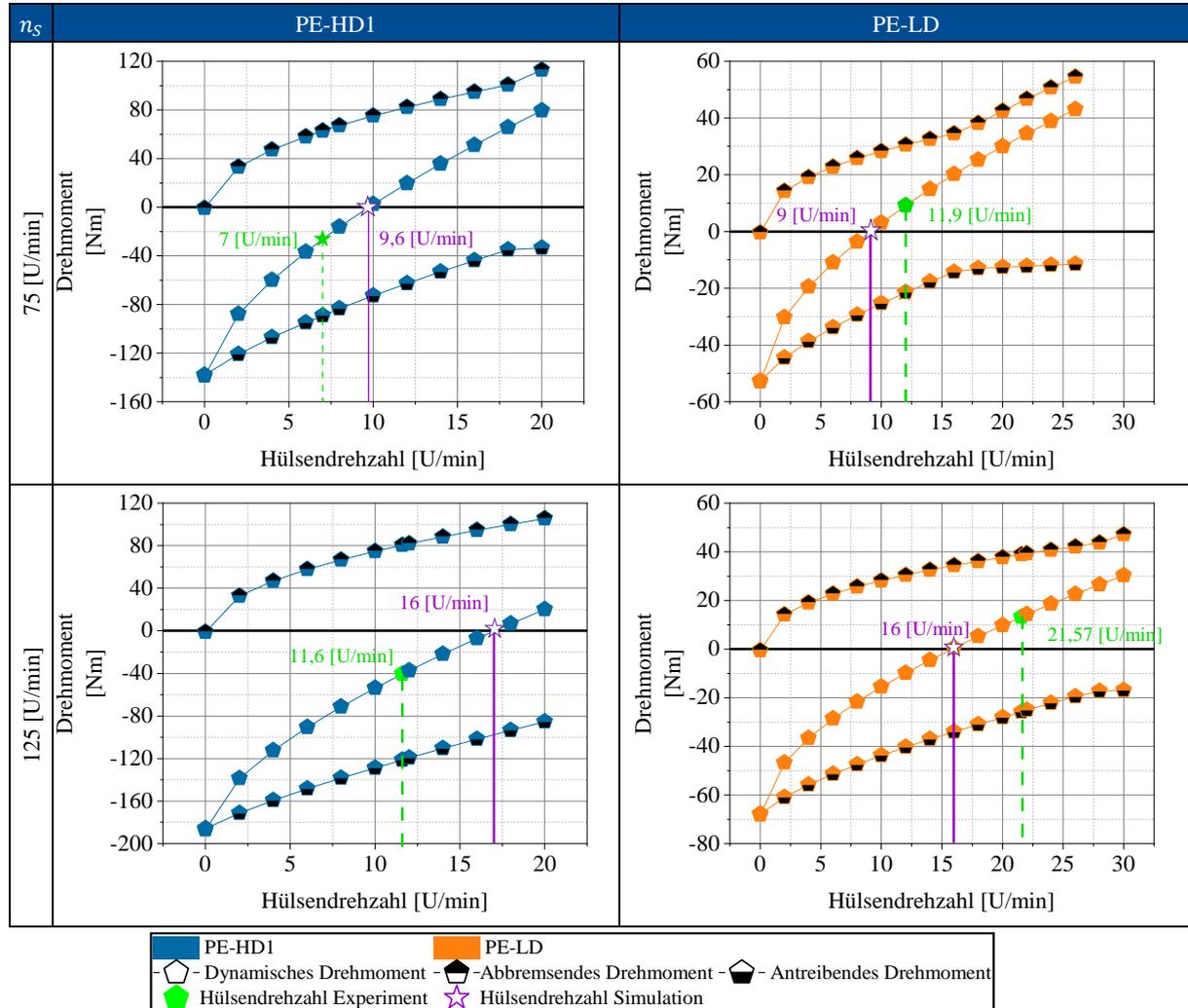
In der Strömungssimulation sollte nun die Hülsendrehzahl n_H^* ermittelt werden, bei der sich die antreibenden und abbremsenden Drehmomente zu 0 aufaddieren, sodass das dynamische gleich 0 wurde. Zur Untersuchung des Verlaufes von $D_{dynamisch}$ in Abhängigkeit der Hülsendrehzahl n_H , wurde diese systematisch in einer Schrittgröße von zwei Umdrehungen die Minute in einem Bereich zwischen 0 U/min und 20 U/min (bzw. 30 U/min) zur Darstellung des Schnittpunktes des dynamischen Drehmomentes mit der Abszisse variiert. Der Schnittpunkt von $D_{dynamisch}$ mit der Abszisse erfolgte bei der gesuchten Mischhülsendrehzahl n_H^* . Es sei an dieser Stelle erwähnt, dass alle sonstigen Randbedingungen der Simulation hinsichtlich Massestrom, Gegendruck, Temperatur unverändert blieben und lediglich die Hülsendrehzahl variiert wurde.

5.3.4.2 Ergebnisdiskussion

Für die Prognose der Hülsendrehzahlen wurden die gleichen Betriebspunkte herangezogen wie bereits für den Vergleich zwischen Simulation und Experiment. Demnach wurden verschiedene Materialien und Schneckendrehzahlen betrachtet, um deren Einfluss auf die zu prognostizierende Hülsendrehzahl

untersuchen zu können. In Tabelle 5-10 ist eine Übersicht der Simulationsergebnisse zur Prognose der Hülsendrehzahl in Abhängigkeit vom Material und der Schneckendrehzahl dargestellt.

Tabelle 5-10: Übersicht der Ergebnisse zur Prognose der Hülsendrehzahlen in Abhängigkeit vom Material und von der Schneckendrehzahl



Der Schnittpunkt des dynamischen Drehmomentes mit der Abszisse gab den numerisch berechneten Gleichgewichtszustand für die Hülsendrehzahl an (lila Stern). Weiterhin ist in den Abbildungen aus Tabelle 5-10 die experimentell ermittelte Hülsendrehzahl in grün hervorgehoben. Bemerkenswert sind die deutlichen Unterschiede bei den simulierten Hülsendrehzahlen und den experimentell ermittelten Hülsendrehzahlen. Ein Vergleich von experimentell bestimmter und berechneter Hülsendrehzahl ergab, dass die Hülsendrehzahl für PE-HD1 in der Simulation überschätzt und für PE-LD unterschätzt wurde. So lag die prognostizierte Hülsendrehzahl für den Betriebspunkt ME3-HD1-SD125 bei ca. 16 U/min (Experiment: 11,6 U/min) und für den Betriebspunkt ME3-LD-SD125 ebenfalls bei 16 U/min (Experiment: 21,57 U/min). Demnach besitzt PE-HD1 eine Materialeffekt, der in der Realität eine zusätzliche Bremswirkung generiert, welche in der Simulation nicht abgebildet werden konnte. Hingegen muss PE-

LD ein Materialverhalten aufweisen, das das Antriebsdrehmoment im Vergleich zum Abbremsdrehmoment erhöhte. Wiederum erscheinen die viskoelastischen Materialeigenschaften gemäß Hypothese 2 als möglicher Erklärungsansatz, da PE-LD sich wesentlich elastischer (bessere Impulsübertragung des Rotors auf die Hülse) und PE-HD1 sich viskoser (gedämpfte Impulsübertragung) verhält. Weiterhin fällt auf, dass sowohl die Höhe der berechneten Hülsendrehzahl als auch der Kurvenverlauf der drei Drehmomente in Abhängigkeit der Schneckendrehzahl für beide Materialien nahezu identisch war. Diese Tatsache ist vor dem Hintergrund deutlich unterschiedlicher Materialviskositäten bemerkenswert. Als Ursache für die gleiche Höhe und den gleichen Kurvenverlauf der Drehmomente aus der Simulation muss sich demnach ein ähnliches Verhältnis zwischen antreibenden und abbremsenden Drehmoment – unabhängig vom Material – ergeben.

Die Simulationsergebnisse bestätigen, dass die reale Hülsendrehzahl nicht allein von der Materialviskosität abhängt. Eine zuverlässige Prognose von Hülsendrehzahlen unter Vernachlässigung viskoelastischer Materialeffekte, allein auf Basis der Viskosität, ist folglich nicht möglich.

5.3.5 Zwischenfazit CFD-gestützte Untersuchung

Mittels des sogenannten Multiple-Reference-Frame-Ansatzes wurde ein stationäres Simulationsmodell für den Referenz-Waben-DMR (ME3) aufgesetzt. Aus dem CAD-Modell von ME3 wurde das Fluidvolumen abgeleitet und für jedes Fluidvolumen, welches Kontakt mit einer metallischen Fläche hat, eine Wandfläche definiert. Nur so konnte gewährleistet werden, dass Wandschubspannungen durch die verwendete Strömungssoftware ANSYS Fluent® berechnet wurden. Eine Untersuchung des Einflusses der Ausgangsposition der Hülse auf die Strömungsgrößen ergab, dass diese vernachlässigbar ist, weshalb die übrigen Simulationen immer nur für eine Hülsenposition (Pos0) durchgeführt wurden. Ein Vergleich zwischen Ergebnissen aus der Simulation und aus Experimenten zeigte in Abhängigkeit vom Betriebspunkt teils erhebliche Abweichungen für den Einlassdruck des Systems. Eine Ursachenanalyse für diese Unterschiede ergab, dass das Drucksignal aus dem Experiment durch die Position des Drucksensors oberhalb des Schneckensteges zu überhöhten Druckpeaks im Signalverlauf führte. Diese Peaks konnten in der stationären Simulation nicht abgebildet werden, wodurch sich die Differenzen beim Einlassdruck teilweise erklären ließen.

Abschließend wurde eine Methodik zur Prognose von Hülsendrehzahlen vorgestellt, bei der die antreibenden und abbremsenden Drehmomente mittels Strömungssimulation für verschiedene Hülsendrehzahlen ermittelt wurden. Ausgehend von der Idee, dass sich im stationären Prozess ein dynamisches Drehmoment von Null ergeben muss, wurde diejenige Hülsendrehzahl bestimmt, bei der sich die antreibenden und abbremsenden Drehmomente zu Null aufaddieren. Jedoch zeigte sich bei den prognostizierten Hülsendrehzahlen in Abhängigkeit vom Material eine Differenz zu den gemessenen Hülsendrehzahlen. Es wird vermutet, dass die Differenz u. a. auf die fehlenden viskoelastischen Materialeigenschaften in der Simulation zurückzuführen ist.

6 Algorithmus für die Auslegung und Optimierung von dynamischen Mischelementen

Durch die wachsende Bedeutung der numerischen Strömungssimulation und die steigende Leistung moderner Computer gewinnt das Thema der automatisierten Optimierung immer mehr Bedeutung [HS21], [JS20], [He15], [Sa11], [Cr08]. In diesem Kapitel wird ein Algorithmus vorgestellt und untersucht, um den Prozess zur Auslegung von dynamischen Mischelementen in zukünftigen Forschungsprojekten CFD-gestützt sowie automatisiert und größtenteils unabhängig von Expertenwissen zu gestalten. Zunächst wird eine Einordnung dieser Thematik in den Stand der Forschung gegeben. Bevor der Algorithmus vorgestellt und untersucht wird, wird das Konzept einer neuartigen frei rotierenden Mischhülse präsentiert an deren Beispiel das Potenzial des Algorithmus zur schnellen und komfortablen Auslegung neuartiger Mischelemente verdeutlicht werden soll.

6.1 Stand der Forschung

Die Auslegung von Mischelementen ist aufgrund der Vielzahl von zu berücksichtigenden Anforderungen als komplex einzustufen. Neben den grundsätzlichen Forderungen nach einer ausreichenden stofflichen und thermischen Homogenität der austretenden Schmelze, stellen insbesondere die strömungsbedingten Randbedingungen für Verweilzeiten, Druckverbräuche, Temperatur-, Schergeschwindigkeits- sowie Schubspannungsbereiche eine wesentliche Rolle dar. Aber auch wirtschaftliche und praxisrelevante Aspekte wie bspw. die „Einfachheit“ der Montage und Demontage müssen bei der konstruktiven Auslegung Berücksichtigung finden. Wie bereits die Vielzahl an verfügbaren Mischelementen zeigt, mangelt es selten an Kreativität, wenn es um neue Lösungsansätze geht, mit denen das Strömungsverhalten im Bereich des Mischelementes an die jeweiligen Anforderungen angepasst wird. [Ra14], [AM09], [EGW05], [MW01].

Auf Basis der Erfahrungen bei der Auslegung von Mischelementen der Vergangenheit konnten verschiedene grundlegende Gestaltungsmerkmale abgeleitet werden, welche sich für einen Großteil der Mischanwendungen verallgemeinern lassen. Die Auflistung dieser Gestaltungsmerkmale nach [GGM+13], [MW01], [RGD+00] mit den entsprechenden Vor- und Nachteilen ist in Tabelle 6-1 zu sehen.

Tabelle 6-1: Übersicht verschiedener Gestaltungsmerkmale zur Auslegung von Mischelementen

Gestaltungsmerkmal	Vorteil	Nachteil
Scharfkantige Hindernisse	Gute Mischwirkung durch lokal hohe Deformation	Stagnationszonen, Ablagerungen
Enge Spalte	Gute Zerteilwirkung, Barrierewirkung	Hohe Dissipation oder hoher Druckverlust
Keilspalte	Hohe Zerteilwirkung durch Erhöhung Dehnströmung	Fertigungsaufwand
Hindernis in Umfangsrichtung	Hohe Umlenkung, gutes Verteilen	Hoher Druckverlust
Hindernis in axialer Richtung	Teilweise förderwirksam, gute Zerteilwirkung	Hohe Dissipation
Unterschiedlich hohe Fließkanäle	Gute Längsmischwirkung	Ungleichmäßige Verweilzeit

Zur Auslegung kann sich nach dem Baukastenprinzip verschiedener Merkmale bedient werden, um neue Mischelemente zu konstruieren. Die exakte Dimensionierung der Gestaltungsmerkmale ist jedoch weiterhin stark von der Erfahrung des Konstrukteurs abhängig. Während bei der konstruktiven Gestaltung konventioneller Mischelemente auf umfassende Erfahrungen zurückgegriffen werden kann, ist die Erfahrung im Bereich der Konstruktion frei rotierender Mischelemente aktuell geringer. Aber auch im Bereich der frei rotierenden Mischelemente besteht Bedarf zur ganzheitlichen CFD-gestützten Simulation des Mischprozesses. In der Literatur lassen sich bereits eine Vielzahl weiterer Quellen finden, die sich mit der simulationsgestützten Optimierung sowohl von statischen als auch dynamischen Mischelementen auseinandersetzen [HS20], [HST+19], [MW19], [RMM19], [Ce18], [EE18], [MSM18], [SSW+17], [KVS+09], [Th07], [Tö05], [RGO00], [RO00], [Cz91], [TK73]. Nur wenige Vorhaben beschäftigen sich jedoch mit einer automatisierten Auslegung und Optimierung dynamischer Mischelemente.

Zur aktuellen Forschungslage im Bereich der automatisierten Auslegung und Optimierung von dynamischen Mischelementen in der Einschneckenextrusion innerhalb der deutschen Universitätslandschaft seien folgende Projekte genannt:

- Institut für Kunststoffverarbeitung (IKV) der RWTH Aachen: Automatisierte Auslegung und Optimierung von dynamischen Misch- und Scherteilen für Einschneckenextruder (Projekt-Nr.: 327074219, Status: abgeschlossen) [URLb]
- Institut für Kunststofftechnik (IKT) der Universität Stuttgart: Automatisierte Optimierung von Wendelscher- und Mischteilen für Einschneckenextruder (Projekt-Nr.: 441921604, Status: laufend) [URLc]

In der Veröffentlichung [HBE+21] des IKV wurde ein Framework aufgestellt, mit dessen Hilfe eine Zielfunktion zur Bewertung der distributiven Mischgüte und eine Gestalt-/Formoptimierung eines dynamischen Rautenmischelementes durchgeführt werden konnte. Die positiven Optimierungsergebnisse konnten in experimentellen Validierungsversuchen bestätigt werden.

Die grundsätzlichen Ziele des laufenden Forschungsprojektes des IKT sind:

- Das Erstellen eines Frameworks zur Optimierung.
- Das Aufstellen einer Zielfunktion mit der Möglichkeit zur Integration verschiedener Kriterien die sowohl die distributive sowie die dispersive Mischwirkung als auch verfahrenstechnische Parameter (wie bspw. den Druckverlust) betrachten.
- Die experimentelle Validierung des Frameworks.

Beiden Forschungsprojekten ist gemein, dass zunächst ein Framework für die Optimierung entwickelt werden soll. Weiterhin wird eine Zielfunktion definiert, die im Fall des IKV bisher nur das distributive Kriterium der Oberflächenvergrößerung betrachtet, und diese anschließend optimiert.

Das Institut für Produkt Engineering der Universität Duisburg-Essen konnte in den vergangenen Jahren bereits umfangreiche Erfahrungen im Bereich der automatisierten Auslegung und Optimierung von Extrusionswerkzeugen sammeln. [KWS19], [He15], [Sa11] Resultat dieser Forschungsvorhaben ist ein Algorithmus dessen Ausgangspunkt ein durchgängig parametrisiertes CAD-Modell ist, das jede Geometrievariante entsprechend globaler Netzeinstellungen automatisiert diskretisiert. Das diskretisierte Modell wird dem numerischen CFD-Solver übergeben, um die Strömungsfelder zu berechnen. Diese werden im Anschluss durch einen geeigneten Postprozessor zur automatisierten Aus- und Bewertung der prognostizierten Produktqualität auf Grundlage von charakterisierenden Qualitätskriterien evaluiert. Die Qualitätskriterien haben bei der Bewertung der Geometrievarianten demnach eine fundamentale Bedeutung. Unpassende Qualitätskriterien, die in keinem Zusammenhang zur Zielsetzung stehen, würden entsprechend mangelhaft optimierte Geometrievarianten hervorbringen. Für weitere Informationen wird auf die Arbeiten von [He15, Sa11] verwiesen.

In seinen Grundzügen ist der oben beschriebene Algorithmus auch für Mischelemente einsetzbar. Bevor der modifizierte Algorithmus detailliert vorgestellt wird, soll zunächst die Konzeptidee für ein neuartiges frei rotierendes Mischelement vorgestellt werden. Der Algorithmus wird später genutzt, um diese Konzeptidee im Hinblick auf eine Steigerung der Mischwirkung zu optimieren.

6.2 Konzeptidee

Wie sich aus dem Stand der Technik in Abschnitt 2.3.2 zu frei rotierenden Mischelementen ableiten lässt, ist die Entwicklung solcher Systeme in den vergangenen Jahren mit Ausnahme des Waben-DMR nicht intensiv verfolgt worden, obwohl die exzellente Mischwirkung in der Vergangenheit nachgewiesen werden konnte. Das Vorantreiben der Entwicklung solcher Systeme erhält auch durch die Ergebnisse dieser Arbeit weitere Relevanz. Um den Innovationsgeist im Bereich frei rotierender Mischelemente anzuregen, wird im Rahmen dieser Arbeit eine Konzeptidee für ein neuartiges Mischelement vorgestellt. Dieses wird mittels des Algorithmus für die automatisierte Auslegung und Optimierung untersucht sowie das Potenzial des Algorithmus demonstriert.

Als Ausgangsmischelement diente ME2, welches eine Kombination aus einem WSE und einem Kalotten-DMR ist. Um die Erkenntnisse dieser Arbeit bzgl. der vergleichbaren Mischwirkung von Kalotten- und Waben-DMR sowie der verbesserten Verfahrenseigenschaften des letzteren gegenüber dem Kalotten-DMR zu berücksichtigen, wurden in der Konzeptidee konsequenterweise die Kalotten durch Waben ersetzt. Eine weitere Änderung betraf den WSE-Bereich des ME2. Hier sollte ebenfalls eine frei rotierende Mischhülse integriert werden. Zur namentlichen Abgrenzung zum Waben-DMR wurde der neue Hülsenbereich *Dynamic-Mixing-Sleeve* (kurz: DMS) genannt. Eine Visualisierung der Konzeptidee ist in Abbildung 6-1 zu sehen.

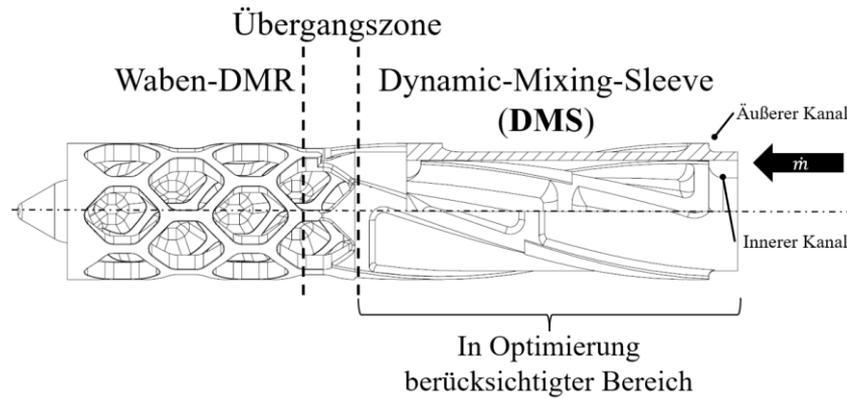


Abbildung 6-1: Konzeptidee für ein neuartiges frei rotierendes Mischelement bestehend, aus einem Waben-DMR mit einer DMS

Im ehemaligen WSE-Bereich umgibt nun eine Hülse, deren Außenseite mit ähnlichen Designmerkmalen wie die eines WSE versehen wurde, eine verkleinerte Version des (Rotor-) WSE. Die Dimensionierung der Durchmesser, Stegbreiten und Abstände wurde zunächst willkürlich gewählt und nicht auf eine optimale Umsetzung der Mischwirkung ausgelegt. Die Gestaltung der Wabenstruktur wurde hingegen an jene Größen angelehnt, die bereits den in dieser Arbeit verwendeten Waben-DMR-Varianten (ME3 – ME6) entsprach. Die Verbindung von DMS und Waben-DMR erfolgt durch eine Übergangszone, sodass eine einzelne, durchgängige Hülse entsteht. Weiterhin diene die Übergangszone dazu, die Schmelze aus dem äußeren DMS-Kanal in den Waben-DMR zurückzuführen. Die Auslegung der Übergangszone soll an dieser Stelle jedoch nicht weiter thematisiert werden¹³, sondern vielmehr die Abstimmung der Geometrieparameter des inneren Kanals auf die Parameter des äußeren Kanals im Bereich des DMS, sodass durch die Integration einer Mischhülse im Bereich des WSE folgende Vorteile angestrebt wurden:

- Verringerung der Scherbelastung im äußeren und inneren Fließkanal des DMS,
- Senkung der Massetemperatur,
- Erweiterung des möglichen Schneckendrehzahlbereichs (Effizienzsteigerung durch Durchsatzserhöhung) und
- Gleichbleibende Mischqualität bei erhöhtem Massedurchsatz.

Um diese Vorteile zu erreichen, mussten bei der Auslegung des neuartigen DMS verschiedene Kriterien berücksichtigt werden. Beim Eintritt in den DMS wird die Schmelze durch den äußeren Kanal und den inneren Kanal in zwei Ströme geteilt. Aufgrund der unterschiedlichen Drehzahlen von Hülse und Rotor sowie durch die unterschiedlichen Durchmesser des äußeren Kanals im Vergleich zum Inneren, treten unterschiedlich große Umfangsgeschwindigkeiten bzw. Scherbelastungen auf. Zur Kompensation der

¹³ Es sei auf die unveröffentlichte Abschlussarbeit von Dur [b11] verwiesen.

Scherbelastung und zur Realisierung einer gleichmäßigen Mischung sollten verschiedene Geometrieparameter des DMS und des innenliegenden WSE (z. B. die Schersteg-, Querstegbreiten und Durchmesser) gezielt modifiziert werden.

Es ist offensichtlich, dass die Abstimmung einer Vielzahl von Parametern bei der mischbegünstigenden Auslegung des DMS erfolgen musste. Aufgrund seiner Komplexität in der Auslegung stellt der DMS ein gut geeignetes Beispiel dar, um einen Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung zu untersuchen.

6.3 Automatisierte Auslegung und Optimierung von Mischelementen

In den folgenden Abschnitten wird der Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung erläutert. Hierzu werden zunächst grundlegende Kenntnisse über mathematische Optimierungsmethoden vermittelt. Im Anschluss wird sowohl der Algorithmus mit den verwendeten Qualitäts- und Ausschlusskriterien als auch die Gewichtung der Qualitätskriterien dargestellt. Abschließend erfolgt die praktische Untersuchung des Algorithmus am Beispiel der DMS.

6.3.1 Mathematische Optimierungsmethoden

Im Rahmen einer Optimierung soll diejenige Kombination von Eingangsparametern ermittelt werden, die ein oder mehrere definierte Ziele möglichst optimal erfüllt [Mi09]. Mathematisch betrachtet sind solche Ziele in der Regel Minima oder Maxima einer Systemantwortfunktion, die sich aus dem definierten Optimierungsziel ergibt, innerhalb eines Parameterraumes. Auf Basis der ingenieurwissenschaftlichen Problemstellung muss die Auswahl einer geeigneten mathematischen Optimierungsmethode erfolgen. Die Einteilung von Optimierungsverfahren kann auf unterschiedlichste Arten und in unterschiedlichste Kategorien erfolgen. An dieser Stelle sei auf die einschlägige Literatur zu dieser Thematik verwiesen [MPR18], [Mi09], [SC76].

Im Rahmen dieser Arbeit wurde auf das Spektrum der Optimierungsmethoden zurückgegriffen, die in die CFD-Software ANSYS Fluent[®] integriert sind. Um eine geeignete Methode auszuwählen, wurden vorab Anforderungen definiert, die diese Methode bestmöglich erfüllen sollen.

- Auffinden globaler Mini- und Maxima der Zielfunktion,
- Möglichkeit zur Lösung mono- und multikriterieller Optimierungsprobleme,
- Integration von Parameterbeziehungen und -abhängigkeiten.

Es war das ausgewiesene Ziel dieser Arbeit mehrere Kriterien zu verwenden, diese aber durch die Methode der gewichteten Summe in eine Problemstellung zu überführen, die einen einzelnen Funktionswert minimiert. Hierdurch wurden Zielkonflikte der verschiedenen Zielkriterien untereinander durch Gewichtung umgangen. Des Weiteren kann davon ausgegangen werden, dass sich die Zielfunktionen nicht-

linear verhält. In der Regel existieren für solche Optimierungsaufgaben keine analytischen Lösungsverfahren, sodass auf numerisch, iterative Methoden zurückgegriffen werden muss. Auch direkt mit dem praktischen Problem verknüpft ist die Tatsache, dass in der Regel definierte Nebenbedingungen einzuhalten sind. Diese Parameterbeziehungen sollten in Form von Gleichungen oder Ungleichungen vorliegen können. Als potenzielle Methoden, welche die Anforderungen erfüllen, wird im Folgenden auf das Screening und den sogenannten MOGA näher eingegangen. Diese beiden Optimierungsmethoden sind in ANSYS standardmäßig enthalten. [AN19c]

Die Methode des Screenings stellt im eigentlichen Sinne keine Optimierungsmethode dar. Sie generiert zu Beginn eine bestimmte Anzahl zufälliger Geometrievarianten in Abhängigkeit von möglichen Parameterkombinationen und -grenzen (Freiheitsgrade der Geometrie). Anschließend erfolgt die Berechnung der so erstellten Geometrievarianten, auch Design Points (kurz: DP), und je nach Vorgabe wird eine Anzahl an optimalen Kandidaten ausgegeben, die das vom Benutzer vorgegebene Ziel der Optimierung am besten erfüllen. Es findet kein weiterer Optimierungslauf statt, der bspw. weitere Geometrievarianten aus der Menge der besten Kandidaten bildet. Demnach ist das Ziel des Screenings (zu Deutsch: Durchsieben) nicht das Finden der optimalen Parameterkombination, sondern das Ermitteln eines Datensets, welches für anschließende Optimierungen als Startwert genutzt werden kann und somit den Umfang und die Dauer der eigentlichen Optimierung reduzieren kann [AN19c].

Der sogenannte MOGA (Multi-Objective-Genetic-Algorithm) hingegen ist ein genetischer Algorithmus, der auf dem biologischen Prinzip der Evolution basiert und darauf ausgelegt ist, globale Optima einer Funktion zu ermitteln. Beim biologischen Prinzip der Evolution geht es um den Überlebenskampf einer Population in einer bestimmten Umwelt. Durch Fortpflanzung entstehen neue Individuen, welche durch Selektion, Rekombination und Mutation von Genen bessere oder schlechtere Eigenschaften als ihre Eltern aufweisen. Die fittesten Individuen haben dabei die größte Überlebenschance. Bei Übertragung dieses Prinzips auf eine Optimierung, stellt die Umwelt das zugrundeliegende Problem dar. Die einzelnen Individuen sind mögliche Lösungen für dieses Problem. Durch Aufstellen einer Zielfunktion wird die Fitness der einzelnen Individuen miteinander verglichen. Das fitteste Individuum stellt demnach die beste Lösung für das Optimierungsproblem dar [MPR18]. In ANSYS läuft der MOGA nach dem folgenden Prinzip ab. In einem ersten Schritt wird eine initiale Population an DP erstellt und simuliert (bis zu diesem Arbeitsschritt vergleichbar mit Screening). Auf Basis dieser Ergebnisse wird anschließend eine neue Population erzeugt. Dazu verwendet der Algorithmus zwei verschiedene Verfahren, die Kreuzung und die Mutation. Mittels Kreuzung zweier DP der vorhergegangenen Population (Eltern) wird versucht die potenziell besten Eigenschaften der Eltern auf einen DP in der neuen Generation (Kind) zu übertragen. Durch Mutation werden ein oder mehrere Werte eines Individuums zufällig verändert, um eine bessere Lösung zu erreichen. Dadurch soll verhindert werden, dass die Population an einem lokalen Minimum stagniert. Ist die neue Population erzeugt, wird die Berechnung für alle DP der aktuellen Generation aktualisiert. Anschließend wird geprüft, ob eine optimale Lösung, auf Basis

zuvor definierter Toleranzen, gefunden wurde. Ist dies nicht der Fall, wird auf Basis der neu erzeugten Population eine weitere Population erschaffen, bis ein optimaler Kandidat mit entsprechender Fitness identifiziert wurde [AN19c].

Im Gegensatz zum Screening ermöglicht der MOGA demnach die Ermittlung eines optimalen Kandidaten. Weiterhin erlaubt der MOGA die Berücksichtigung von Randbedingungen, weshalb im Rahmen dieser Arbeit der MOGA als mathematisches Optimierungsverfahren verwendet wurde. Es sei bereits an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass durch einen Wechsel zu einer alternativen (nicht in ANSYS verfügbaren) Optimierungsmethode, welche ebenfalls die o. g. Anforderungen erfüllt, Vorteile im Hinblick auf die Optimierungsdauer erzielt werden können. Hierauf liegt jedoch nicht der Fokus dieser Arbeit.

6.3.2 Optimierungsalgorithmus

Der Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung von dynamischen Mischelementen wurde in die kommerziell verfügbare CFD-Software ANSYS Fluent® implementiert. Der grundsätzliche Ablauf des Algorithmus ist als Flussdiagramm in Abbildung 6-2 dargestellt.

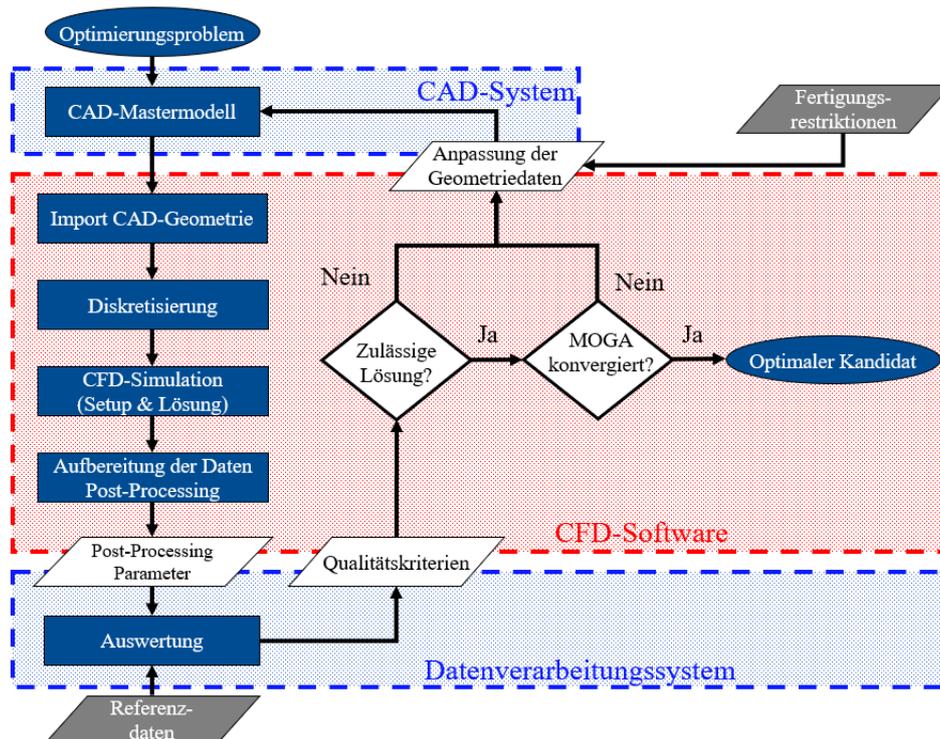


Abbildung 6-2: Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung von dynamischen Mischelementen

Das Flussdiagramm ist in drei Bereiche untergliedert, die durch farblich unterschiedlich gestrichelte Rahmen markiert sind. Diese beschreiben die verschiedenen Programmgruppen, die im Rahmen des Algorithmus verwendet wurden. In Blau ist das CAD-System (hier Solidworks) sowie das verwendete Datenverarbeitungssystem (kurz: DV-System), in Rot ist die CFD-Software (ANSYS 2019R1), welche

die notwendigen Module zum Pre-Processing, Solving und Post-Processing bereitstellt, gekennzeichnet. Die in Abbildung 6-2 verwendeten Elemente richten sich nach DIN66001 zur Erstellung eines Programmablaufplans, dementsprechend handelt es sich bei den Rechtecken um die Operationen des Algorithmus, die Rauten stellen Entscheidungsknoten dar. Die Parallelogramme beschreiben Ein- und Ausgaben und die elliptischen Elemente den Start- und Endpunkt des Prozesses [DIN].

Um ein zugrundeliegendes Optimierungsproblem mit Hilfe des Algorithmus zu lösen, muss ein parametrisiertes **CAD-Mastermodell**, für das mischelementspezifisch geometrische Freiheitsgrade definiert sind, vorliegen. Die Freiheitsgrade sind so zu gestalten, dass eventuelle Fertigungsrestriktionen berücksichtigt werden. Hieraus lassen sich Grenzen festlegen, in dem Geometrieparameter frei variiert werden können. Das CAD-Mastermodell wird anschließend an das **CFD-System** übergeben, wo aus der Geometrievariante das Fluidvolumen abgeleitet und **diskretisiert wird**. Hierzu werden globale Vernetzungseinstellungen gewählt, um sicherzustellen, dass für jede Geometrievariante die gleichen Einstellungen für Elementgrößen, Wachstumsraten und Anzahl von Randschichtverfeinerungen genutzt werden. Strukturierte Prismenschichten werden zur hohen Auflösung der wandnahen Strömungseffekte verwendet, in den mittleren Bereichen hingegen unstrukturiert angeordnete Tetraederelemente.

Das vernetzte Geometriemodell wird in die **CFD-Simulation** überführt, in der die numerische Berechnung des Strömungsfeldes für jede Variante erfolgt. Jede Geometrievariante wird mit dem gleichen Betriebspunkt (Rotordrehzahl, Material, Massendurchsatz, etc.) simuliert, um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse gewährleisten zu können. Da es sich bei den betrachteten Mischelementen um dynamische Mischelemente handelt, führt die Relativbewegung zwischen dem Rotor und dem Zylinder zu einem instationären Strömungszustand. Um den Aufwand bezüglich Zeit und Rechenleistung bei einer instationären Berechnung zu vermeiden, wurde erneut auf das Prinzip der kinematischen Umkehr mittels des MRFA-Ansatzes zurückgegriffen. Dieses ermöglicht die Überführung des instationären Prozesses in einen stationären Prozess. Für weiterführende Informationen zu dieser Thematik sei auf [AN19b], [CS13], und Abschnitt 2.4.5 dieser Arbeit verwiesen.

Nach Berechnung des Strömungsfeldes werden die Ergebnisse aus dem Solver an das **Post-Processing** übergeben. Im Post-Processing von ANSYS ist es nicht möglich jede beliebige Auswertungsgröße komfortabel zu erstellen und zu analysieren. Deshalb werden alle relevanten Strömungsgrößen in das verwendete DV-System exportiert und anschließend mit speziell programmierten **Makros** eine separate **Berechnung** der Qualitätskriterien durchgeführt, bevor diese an ANSYS zurückgegeben werden. Diese Größen nutzt der MOGA zur Ermittlung eines „optimalen“ Kandidaten, der unter Einhaltung der vorgegebenen Ausschlusskriterien, die gewichteten Qualitätskriterien bestmöglich erfüllt. Bevor die Definitionen der Qualitäts- und Ausschlusskriterien im nächsten Abschnitt vorgestellt werden, wird an dieser Stelle explizit darauf hingewiesen, dass lediglich solche Kriterien berücksichtigt werden, welche eine Beurteilung einer einphasigen Strömung auf makroskopischer Ebene zulassen. Rückschlüsse über das

mikroskopische Verhalten, bspw. über Tropfenverteilung, -bruch oder -koaleszenzvorgänge wie sie Celik in seiner Dissertation gezogen hat [Ce18], sind demnach nicht möglich. Celiks Modell wird auf ein in der Größe und Komplexität begrenztes Fluidvolumen (6300 Zellen) angewendet, wohingegen der vorgestellte Algorithmus auf die Simulation eines gesamten Mischelementes (>1 Mio. Zellen) ausgelegt ist. Entsprechend höher ist der Rechenbedarf für die Optimierung. Im Rahmen dieser Arbeit werden insgesamt neun verschiedene Qualitätskriterien erprobt und auf deren Eignung zur automatisierten Bewertung der Mischgüte untersucht. Hierbei muss dem Anwender bewusst sein, dass jede Aggregation von Informationen zwangsläufig zu einem Informationsverlust führt. Eine kritische Beurteilung der Optimierungsergebnisse ist demnach erforderlich.

6.3.3 Qualitäts- und Ausschlusskriterien

Wie in Abschnitt 2.2.2 gezeigt werden konnte, gibt es bereits eine Vielzahl virtueller Ansätze zur Bewertung der Mischgüte. In vergangenen wissenschaftlichen Publikationen lag der Fokus in der Regel auf der Betrachtung von ein oder zwei unterschiedlichen Ansätzen. Um eine möglichst umfassende Bewertung der Strömung hinsichtlich ihres Mischpotentials vorzunehmen, wurden im Rahmen dieser Arbeit neun verschiedene Qualitätskriterien (kurz: QK) und drei Ausschlusskriterien (kurz: AK) herangezogen. Tabelle 6-2 und Tabelle 6-3 geben eine Übersicht dieser Kriterien mit entsprechender Kategorisierung der QK. Die einzelnen Kriterien werden in den folgenden Abschnitten 6.3.3.1 bis 6.3.3.4 näher erläutert.

Tabelle 6-2: Übersicht der verwendeten Qualitätskriterien

Qualitätskriterien		
Performance	Mischmechanismen	
	distributiv	dispersiv
QK_{TE} : Temperaturentwicklung QK_{FCE} : Fluid Change Effectiveness	QK_{TV} : Temperaturverteilung QK_{TS} : Temperaturspanne QK_{PS} : Passiver Skalar QK_{LM} : Längsmischung	QK_{LSB} : Lokale Scherbelastung QK_{SV} : Scherungsverteilung QK_{GMI} : Globaler Mischindex

Tabelle 6-3: Übersicht der verwendeten Ausschlusskriterien

Ausschlusskriterien
AK_{DV} : Druckverlust < systemspezifisch AK_{ES} : Elementschiefe < 0,94 AK_{TL} : Temperaturlimit < materialspezifisch

Die QK gliedern sich in die zwei Kategorien *Performance* und *Mischmechanismen*, wobei letztere nochmals in die Unterkategorien *distributiv* und *dispersiv* aufgeteilt ist. Diese Art der Zuordnung ermöglichte eine klare Abgrenzung verfahrenstechnischer Kriterien (Performance) zu solchen, die die Mischwirkung bewerten sollten. Die Zuordnung in distributive und dispersive Mischmechanismen sollte verdeutlichen, dass nicht „die“ eine Mischgüte bestimmt wurde. Vielmehr sollte bewertet werden, inwiefern sich bestimmte Geometrievariationen eignen, solche Strömungsverhältnisse herbeizuführen, die distributive

oder dispersive Mischwirkungen begünstigen. Bevor in den nächsten Abschnitten die einzelnen Kriterien näher erläutert werden, soll zunächst das Thema der mono- bzw. multikriteriellen Optimierung aufgegriffen werden.

Jedes Qualitätskriterium stellte im Rahmen der Optimierung eine Zielfunktion dar, welche es zu minimieren gilt. Es handelte sich demnach um ein multikriterielles Optimierungsproblem, welches zur Vereinfachung – mittels der Methode der gewichteten Summe – in ein monokriterielles Optimierungsproblem (eine einzelne Zielfunktion) überführt wurde. Die dazu notwendige Gewichtung der QK wird in Abschnitt 6.3.4 detailliert vorgestellt. Die Beurteilung jedes DP erfolgte „referenzbasiert“. Hierzu wurden die QK einer beliebig gewählten Startgeometrie ins Verhältnis zu jedem QK der DP gesetzt, so dass folgende Zusammenhänge für QK festgehalten werden konnten:

- $QK = 1 \rightarrow$ Variante gleichwertig mit Referenzmodell
- $QK < 1 \rightarrow$ Variante besser als Referenzmodell
- $QK > 1 \rightarrow$ Variante schlechter als Referenzmodell

Im Anschluss an die durchgeführte Optimierung musste geprüft werden, ob durch die Wahl einer alternativen Startgeometrie die Ermittlung des optimalen Kandidaten beeinflusst wurde.

6.3.3.1 Ausschlusskriterien

Der Algorithmus nutzte in der verwendeten Form drei Ausschlusskriterien AK . Das erste AK_{DV} , beschrieb den maximal zulässigen Druckverlust des Systems und war in Abhängigkeit vom verwendeten System sowie des betrachteten Betriebspunktes festzusetzen. Grundsätzlich ist es denkbar, den Druckverlust auch als QK aufzunehmen, jedoch besteht das Risiko, dass gut mischende Varianten aufgrund des tendenziell höheren Druckverlusts ausgeschlossen werden, obwohl das System den Druckverlust erlauben würde.

Das zweite $AK_{ES} < 0,94$ (Elementschiefe) bezog sich auf den Diskretisierungsprozess und sollte sicherstellen, dass nur solche Geometrievarianten in die Bewertung einbezogen wurden, bei denen eine ausreichende Netzqualität gewährleistet war. Unzureichende Werte für die Elementschiefe führen zu einer schlechten Abbildung der physikalischen Realität, zu Konvergenzproblemen und zu fehlerhaften Lösungen, sodass Geometrievarianten mit einer Elementschiefe $> 0,94$ ausgeschlossen wurden. Das Risiko bestand, dass aufgrund dieses AK die optimale Variante nicht berücksichtigt wird. Aus diesem Grund musste der Anwender im Nachgang kontrollieren, welche Varianten aufgrund zu schlechter Elementschiefe ausgeschlossen wurden und entscheiden, ob der Ausschluss hinsichtlich der Mischwirkung sinnvoll war. Gegebenenfalls muss eine manuelle Vernetzung sowie Auswertung dieser Variante erfolgen.

Das dritte AK_{TL} (Temperaturlimit) sollte das Überschreiten von unzulässigen Materialverarbeitungstemperaturen verhindern, indem ein Temperaturlimit in Abhängigkeit vom verwendeten Material definiert wurde.

6.3.3.2 Performance-Kriterien

Die verfahrenstechnische Performance des Mischelementes wird durch zwei QK beschrieben. Das Kriterium QK_{TE} (Temperaturentwicklung) soll die primär durch Dissipation entstehende Massetemperaturerhöhung am Systemauslass betrachten, wohingegen das Kriterium QK_{FCE} die Spülbarkeit des Mischelementes bewerten soll. Der größte Teil aller QK wird an der Auslassfläche des Systems berechnet. Aus diesem Grund wird lediglich bei solchen Kriterien ein Vermerk in den Gleichungen aufgeführt, bei denen der Auswertungsbereich abweicht.

QK_{TE} wird auf der Auslassfläche des Systems berechnet, indem die massestromgewichtete, mittlere Temperatur $\mu_{T(\dot{m})}$ einer jeden Geometrievariante gebildet wird. Die Schreibweise erfolgt für die mittlere Temperatur einer Geometrievariante j als $\mu_{T(\dot{m}),j}$ und für das zugehörige Qualitätskriterium als $QK_{TE,j}$. Diese Schreibweise wird für alle folgenden QK beibehalten. Gl. 6-1 setzt $\mu_{T(\dot{m}),j}$ ins Verhältnis zur Referenzgeometrie.

$$QK_{TE,j} = \frac{\mu_{T(\dot{m}),j}}{\mu_{T(\dot{m}),Referenz}} \quad \text{Gl. 6-1}$$

Das Kriterium QK_{FCE} konzentriert sich auf mögliche Totzonen im Fluidvolumen. In [KW19] leiten Kummerow und Wortberg die Fluid Change Effectiveness ε aus einem Ansatz von Spalding [Sp58] ab. Dabei beschreibt ε wie effizient einzelne, lokale Fluidbereiche (Netzelemente), bei einmaligem Durchströmen des gesamten Rauminhaltes des Fluidvolumens des Mischelementes durch das System, gespült werden. Mathematisch lässt sich ε durch Gl. 6-2 beschreiben:

$$\varepsilon = \frac{\tau}{\theta} \quad \text{Gl. 6-2}$$

ε ergibt sich demnach aus dem Quotienten der mittleren Verweilzeit τ und dem mittleren lokalen Alter θ . Das mittlere lokale Alter θ der Schmelze stellt die Zeit dar, die ein masseloser Partikel durchschnittlich benötigt, um vom Eintritt des Fluidvolumens bis zu einem beliebigen räumlichen Punkt des Fluidvolumens zu gelangen. Das mittlere lokale Alter lässt sich somit in jeder Zelle des betrachteten Fluidvolumens auswerten. Daraus folgt, dass der Mittelwert aller mittleren lokalen Alter am Auslass des Fluidvolumens der mittleren Verweilzeit τ des Systems entspricht. Für Zellen mit $\varepsilon > 1$ gilt, dass die betrachtete Zelle mindestens einmal gespült wird. Zellen mit $\varepsilon < 1$ werden beim einmaligen Durchfluss des Volumens hingegen nicht vollständig gespült. Bezieht man die Summe aller Zellvolumina, in denen $\varepsilon < 0,5$ liegt (V_ε), auf das gesamte Fluidvolumen (V_{total}), ergibt sich das von [KW19] vorgestellte Kriterium K_ε nach Gl. 6-3.

$$K_{\varepsilon,j} = \frac{V_{\varepsilon,j}}{V_{total,j}} \quad \text{Gl. 6-3}$$

Um das Kriterium in seinem Aufbau an die vorherigen anzugleichen, wird $K_{\varepsilon,j}$ ins Verhältnis zu $K_{\varepsilon,Referenz}$ gesetzt, sodass sich gemäß Gl. 6-4 das Qualitätskriterium $QK_{FCE,j}$ aufstellen lässt.

$$QK_{FCE,j} = \frac{K_{\varepsilon,j}}{K_{\varepsilon,Referenz}} \quad \text{Gl. 6-4}$$

6.3.3.3 Distributive Mischkriterien

Das Potenzial des Strömungsfeldes zur Umsetzung der distributiven Mischwirkung sollte anhand von vier QK bewertet werden. Die Kriterien QK_{TV} (Temperaturverteilung) und QK_{TS} (Temperaturspanne) basieren hierbei auf der Auswertung von simulierten Temperaturfeldern. Um das Potenzial zur stofflichen Homogenisierung einbeziehen zu können, werden die Kriterien QK_{PS} (Passiver Skalar) und QK_{LM} (Längsmischung) verwendet.

QK_{TV} bewertet die thermische Homogenität am Auslass des Systems mit der mittleren absoluten Abweichung der massestromgewichteten Temperatur $\delta_{T(\dot{m}),j}$ (für jede Geometrievariante j) im Vergleich zum Referenzwert. Der Wert von δ beschreibt allgemein den durchschnittlichen Abstand der Merkmalswerte vom arithmetischen Mittel μ . Anzustreben sind für die Temperaturverteilung möglichst kleine Werte der mittleren absoluten Abweichung, sodass die Streuung um den Temperaturmittelwert μ_T minimiert und eine homogene Temperaturverteilung erreicht wird. Die Berechnung des Kriteriums QK_{TV} erfolgte gemäß Gl. 6-5.

$$QK_{TV,j} = \frac{\delta_{T(\dot{m}),j}}{\delta_{T(\dot{m}),Referenz}} \quad \text{Gl. 6-5}$$

Mit dem ebenfalls temperaturbasierten Kriterium QK_{TS} wurde die Temperaturspanne, also die Differenz zwischen minimalem und maximalem Temperaturwert am Auslass gemäß Gl. 6-6 ins Verhältnis zur Referenz gesetzt.

$$QK_{TS,j} = \frac{\max_{T(\dot{m}),j} - \min_{T(\dot{m}),j}}{\max_{T(\dot{m}),Referenz} - \min_{T(\dot{m}),Referenz}} \quad \text{Gl. 6-6}$$

Je näher der minimale und maximale Wert beieinander liegen, desto homogener ist die Massetemperatur am Auslass und desto kleiner der Wert für das Kriterium QK_{TS} . Die Betrachtung maximaler und minimaler Werte in der numerischen Strömungssimulation unterliegt durch mögliche Ausreißer einem Risiko. Diese Ausreißer können durch numerische Fehler (entartete Zellen) entstehen und verfälschen das Ergebnis der Auswertung. Zur Vermeidung dieser Problematik werden bei der Auswertung für die Temperaturspanne am Auslass die oberen 1 % und die unteren 1 % der Temperaturwerte nicht berücksichtigt. Ein Temperaturwert beschreibt in diesem Fall den Temperaturwert eines Netzelementes am Auslass der Geometrie.

Zur Beurteilung der stofflichen Verteilung innerhalb des Strömungsfeldes wird das Kriterium QK_{PS} eingeführt. Hier wird ein ähnlicher Ansatz wie in [HSR+20] und [HS21] verfolgt. Mittels eines passiven Skalars, der durch die konvektive Strömung transportiert wird, kann die Verteilung des Skalars am Auslass bewertet werden. Die Berechnung des passiven Skalars erfolgte hierbei über die allgemeine Transportgleichung gemäß Gl. 2-18, wobei der generischen Strömungsgröße ϕ nun ein numerischer Wert

zugewiesen wurde. Hierzu wurde der kreisringförmige Eintrittsquerschnitt des Simulationsraumes in zwei Hälften aufgeteilt. Für die obere Hälfte erhielt der passive Skalar bzw. die Strömungsgröße den Wert 1 und für die untere Hälfte den Wert 0. Quellen und Senken waren nicht vorhanden. Der diffusive Anteil der Transportgleichung wurde durch einen niedrig gewählten Diffusionskoeffizienten egalisiert, sodass lediglich konvektive Transportvorgänge die Strömung dominierten. In Abhängigkeit von der distributiven Mischwirkung des Strömungsfeldes wird der passive Skalar nun Werte zwischen 0 und 1 entlang des Mischelementes annehmen. Ein Wert von 0,5 in jeder Zelle am Auslass des Systems würde einer perfekten distributiven Durchmischung entsprechen. An dieser Stelle sei erwähnt, dass mit dieser Methodik nicht die Absicht verfolgt wurde, die Mischung zweier unterschiedlicher Materialien miteinander zu bewerten, sondern lediglich eine einphasige Strömung betrachtet wurde. Rückschlüsse über die disperse Verteilung waren mit dieser Methodik demnach nicht möglich. Zur Berechnung des Kriteriums QK_{PS} wurde die mittlere absolute Abweichung des massenstromgewichteten Skalars am Auslass einer jeden Geometrievariante $\delta_{PS(\dot{m}),j}$ wiederum ins Verhältnis zum Wert der Referenz gesetzt (siehe Gl. 6-7).

$$QK_{PS,j} = \frac{\delta_{PS(\dot{m}),j}}{\delta_{PS(\dot{m}),Referenz}} \quad \text{Gl. 6-7}$$

Während die vorherigen Kriterien das Potenzial zur Quermischung bewerten, sollte durch das Kriterium QK_{LM} das Potenzial zur Längsmischung beurteilt werden. Ähnlich wie Roland und Marschik et al. in [RMM19] sollte die Verteilung des mittleren lokalen Alters θ am Auslass des Systems zur Beurteilung der Längsmischung herangezogen werden. Hier wurde jedoch anstatt der Particle-Tracking-Methode die Verweilzeitverteilung gemäß Kummerow und Wortberg [KW19] über eine Transportgleichung ermittelt. In [LT10] und [BL00] konnte gezeigt werden, dass die transportgleichungsbasierte Ermittlung der Verweilzeit ähnliche Genauigkeit aufweist, wie bei einer transienten Bestimmung der Verweilzeit. Wiederum wurde für die Berechnung des Kriteriums QK_{LM} die mittlere absolute Abweichung des massenstromgewichteten mittleren Alters am Auslass $\delta_{\theta(\dot{m}),j}$ des Simulationsraumes ermittelt, um den durchschnittlichen zeitlichen Versatz der Schmelze in Strömungsrichtung von der mittleren Verweilzeit τ zu bewerten. Dieser Wert wurde gemäß Gl. 6-8 ins Verhältnis zur Referenz gesetzt.

$$QK_{LM,j} = \frac{\delta_{\theta(\dot{m}),Referenz}}{\delta_{\theta(\dot{m}),j}} \quad \text{Gl. 6-8}$$

Anders als bei den vorherigen Kriterien stand der Referenzwert in dieser Gleichung im Zähler. Dies ist auf die übergeordnete Minimierungsfunktion zurückzuführen. Eine hohe absolute Abweichung der Verweilzeit war förderlich für die Mischgüte, da sie gleichbedeutend mit einem axialen Versatz der Schmelze ist. Das Qualitätskriterium musste also mit steigender Abweichung kleiner werden, was durch den Tausch von Zähler und Nenner erfolgte. Demnach verhielten sich die Kriterien LM und FCE gegenläufig.

6.3.3.4 Dispersive Mischkriterien

Das Potenzial des berechneten Strömungsfeldes zur Umsetzung der dispersiven Mischwirkung sollte anhand von drei QK bewertet werden. Die zwei Kriterien QK_{LSB} und QK_{SV} beruhen hierbei auf der Auswertung von Scherungsvorgängen und das dritte Kriterium QK_{GMI} bewertete die Ausprägung der herrschenden Dehnströmungen (siehe Abschnitt 2.2.2).

Die Scherbelastung und die daraus resultierende Deformation von Fluidteilchen sollte durch die Kriterien QK_{LSB} (lokale Scherbelastung) und QK_{SV} (Scherungsverteilung) erfolgen. „Lokal“ bedeutete in diesem Fall, dass nicht das gesamte Fluidvolumen zur Auswertung der Größen herangezogen wurde, sondern vielmehr solche Bereiche im Fokus lagen, in denen erwartungsgemäß die dispersive Mischwirkung am stärksten ausgeprägt ist. Diese Bereiche sind mischelementspezifisch zu definieren. Im Fall der in dieser Arbeit untersuchten DMS waren das bspw. die Bereiche über den Scher- und Querstegen. Mit dem Kriterium QK_{GMI} (globaler Mischindex) wurde die Strömung innerhalb des gesamten (globalen) Fluidvolumens hinsichtlich der auftretenden Strömungsformen bewertet (siehe hierzu Abschnitt 2.2.2). Um den Wert der Optimierungsfunktion minimieren zu können, wurde bei allen folgenden dispersiven Mischkriterien der Referenzwert in den Zähler gesetzt.

Die Berechnung für das Kriterium QK_{LSB} erfolgte über die mittleren Scherraten des lokalen Volumens (V_{lokal}) $\mu_{\dot{\gamma}(V_{lokal}),j}$ (visualisiert in Abbildung 6-7). Gemäß Gl. 6-9 wurde das Verhältnis der Referenz zur Variante gebildet.

$$QK_{LSB,j} = \frac{\mu_{\dot{\gamma}(V_{lokal}),Referenz}}{\mu_{\dot{\gamma}(V_{lokal}),j}} \quad Gl. 6-9$$

Die Auswertung des Qualitätskriteriums QK_{GMI} erfolgte über das gesamte Fluidvolumen. Zur Formulierung des Qualitätskriteriums wurde der volumenbezogene, mittlere Mischindex $\mu_{\lambda(V),j}$ (aus Gl. 2-4 ins Verhältnis zum gleichartigen Mischindex der Referenz $\mu_{\lambda(V),Referenz}$ gesetzt (Gl. 6-10).

$$QK_{GMI,j} = \frac{\mu_{\lambda(V),Referenz}}{\mu_{\lambda(V),j}} \quad Gl. 6-10$$

Mit QK_{SV} (Scherungsverteilung) sollte die Gleichmäßigkeit der Schmelzebelastung (durch Scherung) am Auslass des Systems bewertet werden. Ähnlich dem verfolgten Ansatz von Celik und Erb et al. in [CEB17], bei dem die Schmelzebelastung entlang von Partikeltrajektorien kumuliert wurde, sollte in dieser Arbeit die kumulierte Scherbelastung mittels einer eigens definierten Strömungsgröße $\phi_{\dot{\gamma}}$ bestimmt werden. Hierzu wurde die allgemeine Transportgleichung (Gl. 2-18) um eine dichtespezifische Quelle der Form (Gl. 6-11)

$$Q_{\phi_{\dot{\gamma}}} = \dot{\gamma} \cdot \rho \quad Gl. 6-11$$

ergänzt, sodass in jeder Zelle die zellspezifische Scherung auf die Strömungsgröße $\phi_{\dot{\gamma}}$ addiert wurde. Weiterhin wurde der Diffusionskoeffizient zu 10^{-12} gesetzt, sodass lediglich konvektive Transportphänomene Berücksichtigung fanden. Das Kriterium QK_{SV} berechnete sich wiederum aus dem Verhältnis der Referenz und der mittleren absoluten Abweichung der kumulierten, massenstromgewichteten Scherung $\delta\phi_{\dot{\gamma}(m),j}$ am Auslass des Simulationsraumes (siehe Gl. 6-12).

$$QK_{SV,j} = \frac{\delta\phi_{\dot{\gamma}(m),Referenz}}{\delta\phi_{\dot{\gamma}(m),j}} \quad \text{Gl. 6-12}$$

6.3.4 Gewichtung der Qualitätskriterien

Um das multikriterielle Optimierungsproblem in ein Monokriterielles zu überführen, wurde wie folgt vorgegangen. Die QK (Index m) einer Kategorie (Index k) wurden mittels der Faktoren $a_{k,m}$ gewichtet und für jede Kategorie zu aggregierten Kriterien zusammengefasst. Hierbei sollte die Summe der Faktoren $a_{k,m}$ für jede Kategorie 1 ergeben. Im Anschluss wurden die aggregierten Kriterien erneut mit einem Faktor a_k gewichtet. Auch hier galt, dass die Summe der Faktoren a_k den Wert 1 erhalten sollte. Durch diese Vorgehensweise war einerseits die individuelle Gewichtung der einzelnen Qualitätskriterien und andererseits die Gewichtung der drei Kategorien Performance, distributive und dispersive Mischgüte möglich. Das aggregierte Kriterium aus der Gewichtung der Kategoriekriterien bildete zuletzt das finale, Qualitätskriterium QK_{FINAL} , welches als Zielfunktion für die Optimierung diente und zu minimieren war. Eine Übersicht der Gewichtungsfaktoren für die QK ist in Abbildung 6-3 dargestellt.

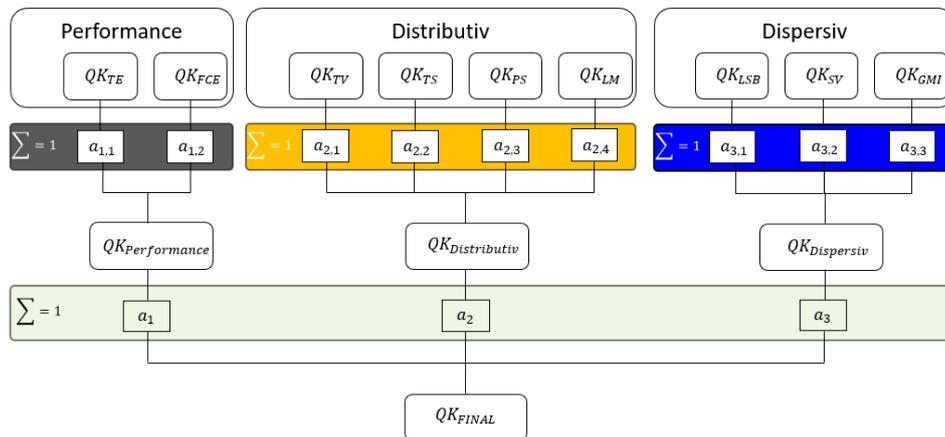


Abbildung 6-3: Übersicht der Gewichtungsfaktoren für die Qualitätskriterien

Die entsprechenden Gleichungen (Gl. 6-13 bis Gl. 6-15) für die Berechnung der aggregierten, gewichteten Kriterien je Kategorie sind im Folgenden zu sehen:

$$QK_{Performance} = \sum_{m=1}^2 a_{1,m} \cdot QK_{1,m} \quad \text{Gl. 6-13}$$

$$QK_{Distributiv} = \sum_{m=1}^4 a_{2,m} \cdot QK_{2,m} \quad \text{Gl. 6-14}$$

$$QK_{Dispersiv} = \sum_{m=1}^3 a_{3,m} \cdot QK_{3,m} \quad \text{Gl. 6-15}$$

Aus diesen aggregierten Kriterien ergab sich dann mit der Gewichtung a_k das finale QK nach Gl. 6-16.

$$\text{Min} \rightarrow QK_{FINAL} = a_1 \cdot QK_{Performance} + a_2 \cdot QK_{Distributiv} + a_3 \cdot QK_{Dispersiv} \quad \text{Gl. 6-16}$$

Der Wahl der Gewichtungsfaktoren fiel dabei eine große Bedeutung zu, da sie das Ergebnis der Optimierung in erheblichem Maße beeinflussen können. Anzustreben ist eine mischelementübergreifende, allgemeingültige Gewichtung der Qualitätskriterien, ähnlich wie es auch bei der Optimierung von Extrusionswerkzeugen angestrebt wird [Cr08]. Aufgrund der Vielzahl unterschiedlich arbeitender Mischelemente und spezifischer Anforderungen ist dies jedoch nicht oder nur sehr begrenzt realisierbar. Für ein vorwiegend dispersiv wirkendes Mischelement ist es bspw. denkbar, dass das Kriterium $QK_{Dispersiv}$ stärker gewichtet wird. An dieser Stelle ist vom Anwender zu entscheiden, inwieweit die Performancekriterien und somit ggf. kritische Verfahrensparameter vernachlässigt werden dürfen.

Generell gilt, je mehr individuelle Benutzereingaben notwendig sind, desto stärker fließen subjektive Faktoren in den Algorithmus ein, welche die Ermittlung des optimalen Kandidaten beeinflussen.

6.4 Untersuchung des Algorithmus am Beispiel der DMS-Konzeptidee

Im folgenden Abschnitt wird der Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung am Beispiel des DMS-Konzeptes untersucht. Im Fokus stehen sowohl die Erstellung eines geeigneten Simulationsmodelles als auch das Aufsetzen des Optimierungsframeworks in der verwendeten Software. Abschließend werden die Ergebnisse analysiert und das Potenzial des Algorithmus bewertet.

6.4.1 Geometrie und Randbedingungen

Zur Optimierung wurde der DMS-Bereich des neuartigen Konzeptes einer frei rotierenden Mischhülse (Abschnitt 6.2) herangezogen. Für die Ermittlung eines optimalen Kandidaten war es notwendig mischelementspezifische Freiheitsgrade für die Dimensionierung von Geometrieparametern zu definieren, in dessen Grenzen verschiedene Geometrievarianten erzeugt werden konnten. Im Rahmen dieser Arbeit wurden insgesamt sieben verschiedene Parameter (kurz: P) des DMS variiert.

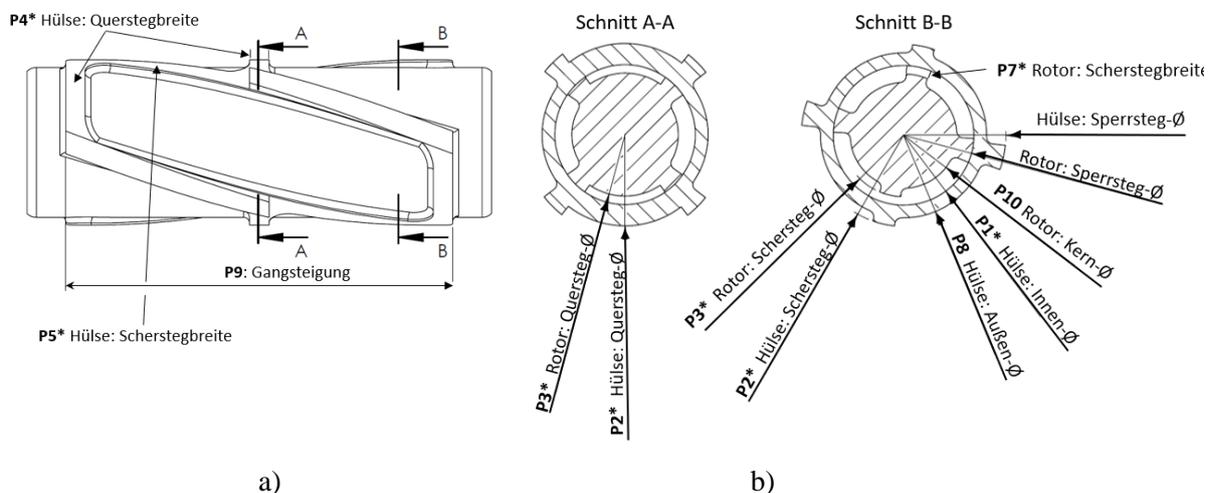


Abbildung 6-4: Visualisierung DMS-Geometrieparameter

Neben den zu modifizierenden Parametern (mit Stern * gekennzeichnet) sind in Abbildung 6-4 a) und b) auch weitere Geometrieparameter, die sich aus Randbedingungen (P8) ergaben bzw. konstant (P9) gehalten wurden, visualisiert. Während Abbildung 6-4 a) eine Seitenansicht der DMS zeigt, ist in Abbildung 6-4 b) der Querschnitt von Hülse und Rotor mit den Benennungen der entsprechenden Geometrieparameter zu sehen. Die Parameterwerte für die Referenzgeometrie und die zulässigen Grenzen für die Variation dieser Werte sind in Tabelle 6-4 aufgeführt.

Tabelle 6-4: Dimensionierung DMS

ID	Beschreibung	Referenz [mm]	Min [mm]	Max [mm]
P1*	Hülse: Innen- \emptyset	33	31	36
P2*	Hülse: Quersteg-/Schersteg- \emptyset	43	41	46
P3*	Rotor: Quersteg-/Schersteg- \emptyset	29	29	34
P4*	Hülse: Querstegbreite	5	3	15
P5*	Hülse: Scherstegbreite	5	3	15
P6*	Rotor: Querstegbreite	5	3	15
P7*	Rotor: Scherstegbreite	5	3	8
P8	Hülse: Außen- \emptyset	39	37	42
P9	Hülse/Rotor: Gangsteigung	400	-	-
P10	Rotor: Kern- \emptyset	25	-	-

Die Dicke der Hülse betrug für alle Parameterkombinationen 3 mm, um die bauteilspezifischen Anforderungen an die Festigkeit zu erfüllen [b15]. Mithilfe des Innendurchmessers der Hülse (P1*) konnte folglich der Außendurchmesser P8 berechnet werden. P9 und P10 (Rotorkerndurchmesser) waren nicht Gegenstand der Untersuchung und wurden daher im Rahmen der Optimierung nicht variiert. Darüber hinaus fließen zwei weitere Beziehungen (kurz: B) für die Parameter P1, P2 und P3 in die Optimierung ein. Diese sind in Tabelle 6-5 aufgeführt.

Tabelle 6-5: Parameterbeziehungen für die DMS

Parameter-Beziehung	Beschreibung	Gleichung
B1	Abstand Rotor zu Hülse	$P1 - P3 \geq 2 \text{ mm}$
B2	Minimale Steghöhe Hülse	$P2 - P1 \geq 10 \text{ mm}$

Die Beziehung B1 beschrieb den minimal zulässigen Abstand der Quer- und Scherstege des Rotors zur Hülse. Möglich waren Abstände ab 1 mm. B2 beschränkt die minimale Steghöhe der Hülse, diese wurde im Rahmen dieser Arbeit auf mindestens 2 mm festgelegt. Der Wert von 10 mm in der Gleichung ergab sich, da für die Berechnung der Innendurchmesser der Hülse (P1*) verwendet wurde anstelle des Außendurchmessers.

Zur Reduzierung der Rechenzeit wurde im Rahmen der Optimierung auf eine Betrachtung des schmalen Leckspaltes zwischen Rotor und Hülse sowie Hülse und Zylinder verzichtet. Voruntersuchungen haben gezeigt, dass der Leckspalt keinen erheblichen Einfluss auf die Ergebnisse der Optimierung hatte, da

dieser ohnehin konstant gehalten wurde. Der Einfluss des Leckspaltes auf die Rechenzeit hatte sich jedoch als überproportional stark erwiesen.¹⁴

Auf Basis der oben formulierten Beziehungen wurde das Fluidvolumen erzeugt und vernetzt.

Vernetzung:

Für die Vernetzung der unterschiedlichen DMS-Varianten wurden globale Netzeinstellungen verwendet, um variantenübergreifend ähnliche Netze zu erzeugen. Die wichtigsten Netzeinstellungen waren:

- Elementgröße: 1,5 mm
- Mindestanzahl der Zellen zwischen Prismenschichten (über den Spalt): 4
- Anzahl der verwendeten Prismenschichten an wandnahen Flächen: 3

Die vollständigen Einstellungen zur Vernetzung sind in Anhang A.17 aufgeführt. Eine durchgeführte Netzstudie für die Referenzgeometrie bestätigte die obigen Einstellungen als hinreichend genau, um die Strömungsgrößen berechnen zu können. Die Ergebnisse der Netzstudie sind in Anhang A.18 zu finden. Gemäß AK_{ES} durfte die Elementschiefe einen Wert von 0,94 nicht überschreiten. Das so erzeugte Rechenetz für die Referenzgeometrie ist in Abbildung 6-5 als Schnittdarstellung zu sehen.

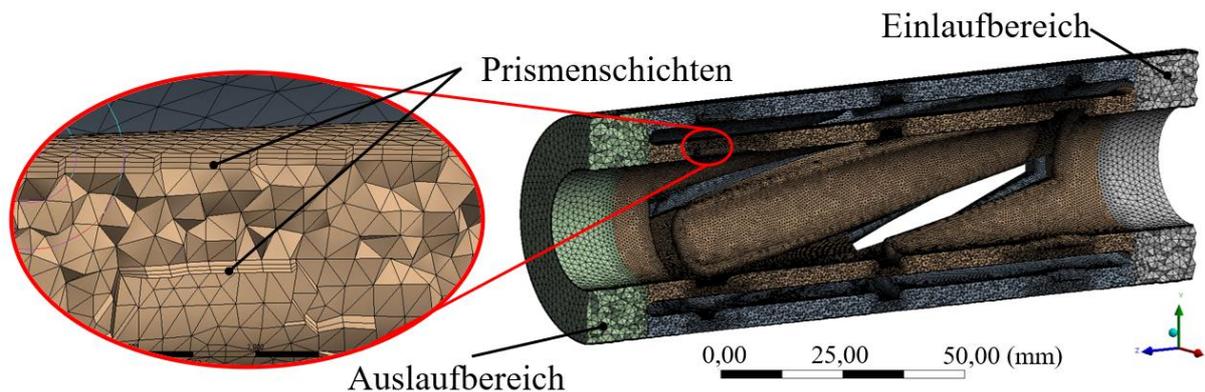


Abbildung 6-5: Rechenetz der Referenzgeometrie der DMS

Zur Gewährleistung der stabilen numerischen Berechnung des Strömungsfeldes wurde sowohl vor als auch nach dem DMS ein Ein- bzw. Auslaufbereich erzeugt. Insbesondere der Einlassbereich sollte die Ausbildung eines laminaren Strömungsprofils ermöglichen. Für die Vernetzung der Referenz des DMS wurden ca. 2,5 Mio. Elemente verwendet. Für Geometrievarianten mit engeren Scher- und Querstepalten wurde eine höhere Elementanzahl und eine entsprechend höhere Rechendauer erwartet.

Randbedingungen und Solver

Da es sich bei der DMS um eine Konzeptstudie handelte, lagen keine experimentellen Daten vor auf deren Basis Randbedingungen für die Strömungssimulation abgeleitet werden konnten. Als Grundlage

¹⁴ Es sei auf die unveröffentlichte Arbeit von Buchalik verwiesen. [b15]

zur Untersuchung des Optimierungsalgorithmus wurde stattdessen Betriebspunkt ME2-LD-SD125 herangezogen. Demnach wurde als Material PE-LD und eine Schneckendrehzahl von 125 U/min vorgegeben. Folgende Annahmen wurden für den Betriebspunkt der DMS-Simulation getroffen:

Unter der Annahme, dass der DMS auf dem fördersteifen Extruder mit gleicher Barrierschnecke wie in Kapitel 5 beschrieben eingesetzt wird, konnte ein Massedurchsatz von 76 kg/h am Einlass festgesetzt werden. Für die Ableitung des Gegendruckes wurde auf Simulationsergebnisse von ME2 zurückgegriffen, um zunächst den Druckverbrauch des Kalotten-DMRs zu ermitteln. Hierbei handelte es sich um eine Annäherung des Druckverbrauches für die Konzeptstudie, da im Anschluss an den DMS ein Waben-DMR zum Einsatz kommt, der mit hoher Wahrscheinlichkeit einen geringeren Druckverbrauch aufweist als der Kalotten-DMR des ME2, wodurch theoretisch ein zu hoher Gegendruck für den DMS festgesetzt wurde. Jedoch musste berücksichtigt werden, dass der Übergang zwischen DMS und Waben-DMR einen zusätzlichen Druckverbrauch im Vergleich zu ME2 verursachen könnte, sodass sich der erhöhte Gegendruck relativiert. Die Simulationsergebnisse und der abgeleitete Gegendruck für ME2 sind in Anhang A.19 zu finden. Die Abschätzung einer Hülsendrehzahl war für die Konzeptstudie ebenfalls nur schwierig durchzuführen, da die Hülse sowohl Bohrungen im Bereich des Waben-DMR, welche wiederum einen Mitreißeffekt der Hülse ermöglichen (siehe Hypothese 3 aus Kapitel 5), als auch eine glatte Hülsenoberfläche im Bereich des DMS aufwies, für die keine Erkenntnisse vorlagen. Aus diesem Grund wurde die Hülsendrehzahl als prozentualer Anteil an der Schneckendrehzahl von 14 % festgelegt, was einer Mittelung zwischen ME2 und ME3 entspricht. Als Einlasstemperaturprofil wurde mit dem gleichen Temperaturprofil gearbeitet wie für ME2, da dieses Profil entsprechend der Masstemperatur am Systemauslass für diesen Betriebspunkt angepasst wurde und die Temperaturverhältnisse der Schmelze nach der Barrierschnecke als vergleichbar für ME2 und DMS angenommen wurden. Die Zylindertemperaturen wurden auf 220 °C festgesetzt. Eine Übersicht der verwendeten Randbedingungen ist in Abbildung 6-6 dargestellt.

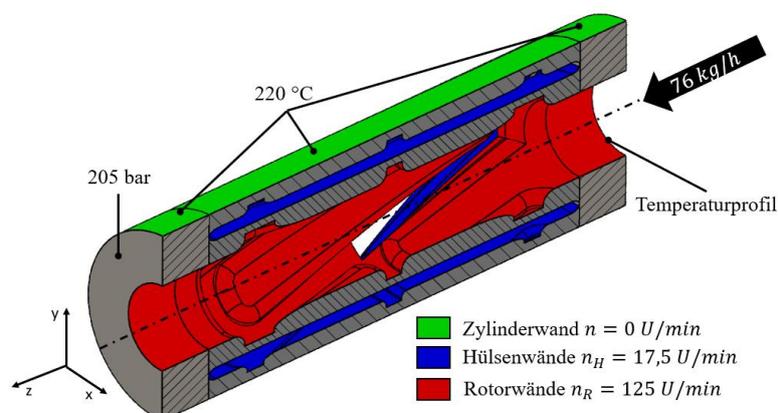


Abbildung 6-6: Randbedingungen für die Simulation der Referenzgeometrie des Dynamic Mixing Sleeve

Zur Überführung der dynamischen Strömungssituation wurde erneut der Ansatz der Moving-Reference-Frame-Modellierung herangezogen, sodass die jeweiligen Fluiddomänen mit den entsprechenden Rotationsgeschwindigkeiten versehen wurden. Weiterhin sind in Abbildung 6-6 die Geschwindigkeiten der jeweiligen Begrenzungsflächen des Fluids farblich hervorgegeben. Jene Flächen, die in Kontakt mit dem Zylinder standen (grün), wurden im absoluten Frame auf eine Geschwindigkeit von 0 U/min gesetzt. Die blau markierten Flächen hingegen rotierten mit der Hüsendrehzahl $n_H = 17,5$ U/min und die roten Bereiche mit der Rotordrehzahl $n_R = 125$ U/min. Die Wände von Rotor und Hülse wurden als adiabate Randbedingungen eingestellt.

Die Einstellungen des Solvers stimmten mit den Einstellungen für die in Kapitel 5 durchgeführten Simulationen überein und werden an dieser Stelle nicht erneut erläutert.

Auswertung

Die Auswertung der DMS wurde in ANSYS CFD-Post durchgeführt. Von besonderem Interesse war dabei die Errechnung der QK, die in Abschnitt 6.3.3 vorgestellt wurden. Die Auswertung erfolgte an Kontrollflächen und -volumina, welche in Abbildung 6-7 zu sehen sind.

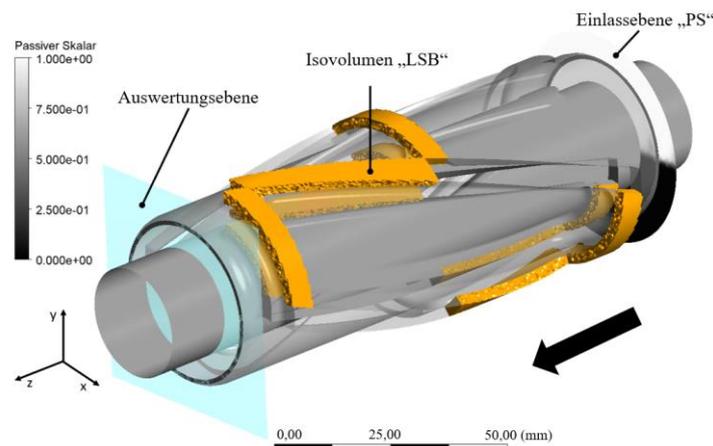


Abbildung 6-7: Auswertungsflächen und -volumina am Beispiel der Referenzgeometrie des DMS

Zur Visualisierung des zusätzlichen, passiven Skalars ist der Einlassbereich farblich in schwarz (Wert 0) und weiß (Wert 1) dargestellt. Grundsätzlich wurden die statistischen Kennzahlen der überwiegenden Mehrheit der QK an der hellblau markierten Auswertungsebene bzw. am Einlass des Systems gemäß der beschriebenen Berechnungsvorschriften ermittelt. Für die Kriterien QK_{LSB} (lokale Scherbelastung), QK_{GMI} und QK_{FCE} wurden hingegen Isovolumina verwendet. Die lokale Scherbelastung oberhalb der Scher- und Querstege wurde über die orange-markierten Isovolumina berechnet. Aufgrund von Symmetrieeffekten war eine Berechnung über alle Stege nicht erforderlich. Weiterhin passten sich die Isovolumina in Abhängigkeit der Steggeometrie durch Parametrisierung der Gleichungen zur Berechnung der Volumina automatisch an die neue Geometrie an. Die übrigen beiden Kriterien (QK_{GMI} und QK_{FCE}) wurden in einem Isovolumen zwischen Einlass- und Auswertungsebene bestimmt, welches die gesamte Fluiddomäne in diesem Bereich beinhaltet.

Optimierung und Gewichtung der QK

Zur Optimierung der DMS wurden die Parameter **P1*** bis **P7*** innerhalb Dimensionierungsgrenzen (Tabelle 6-4) durch den MOGA variiert. Hierbei waren nur ganzzahlige Anpassungen der Parameter zulässig, da im Rahmen dieser Arbeit zunächst der Nachweis der allgemeinen Funktionsfähigkeit des Algorithmus im Fokus stand. Es ist denkbar, in zukünftigen Arbeiten auch kleinere Anpassungen im Dezimalbereich zu erlauben, sofern die Dimensionierungsgrenzen gleichermaßen eingeschränkt werden, da sonst die Simulationsdauer stark ansteigen würde. Für die Optimierung wurde die in Abschnitt 6.3.1 beschriebene MOGA-Methode verwendet. Die Einstellungen des MOGA sind in Anhang A.20 aufgeführt. Die geschätzte Anzahl an zu berechnenden Design Points lag für diese Einstellungen bei 240. Mit der verwendeten Hardware (24 Kerne, 32 GB Arbeitsspeicher, siehe Anhang A.13) und durchschnittlich einer Stunde Berechnungsdauer pro DP, ergab sich demnach eine Optimierungsdauer von knapp 240 Stunden.

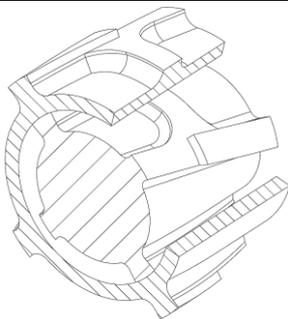
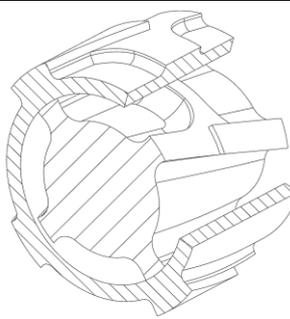
Ziel der Optimierung war die Minimierung des Qualitätskriteriums QK_{FINAL} unter Einhaltung der drei Ausschlusskriterien $AK_{DV} < 400 \text{ bar}$ (Druckverlust), $AK_{ES} < 0,94$ (Elementschiefe) und $AK_{TL} < 190^\circ\text{C}$ (Temperaturlimit). Der zulässige Druckverbrauch entsprach hierbei dem maximal zulässigen Druck am Einlass des Systems und ist in Anlehnung an die experimentellen Untersuchungen gewählt worden, in denen sich gezeigt hatte, dass der Extruder bei Schneckendrehzahlen von 125 U/min bis zu 619 bar verarbeiten konnte. Das Temperaturlimit von 190°C war niedrig gewählt (für dieses Material können Temperaturen von bis zu 220°C zulässig sein), jedoch wurde die Temperatur in der Simulation im Übergang zwischen DMS und Waben-DMR ermittelt. Demnach beschrieb die ermittelte Temperatur nicht die finale Masstemperatur am Systemauslass. Diese hätte demnach noch durch Aufheizung durch den Waben-DMR um 30°C ansteigen können, ohne den zulässigen Verarbeitungsbereich zu verlassen.

Wie bereits in Abschnitt 6.3.4 erläutert, ist die Wahl einer optimalen Gewichtung nicht trivial. Da es sich bei der DMS um ein primär dispersiv-wirkendes Mischelement handeln soll, wurde den dispersiven QK bei der Gewichtung eine übergeordnete Bedeutung zugeschrieben, weshalb die Gewichtung der aggregierten Kriterien $QK_{Performance}$, $QK_{Distributiv}$ und $QK_{Dispersiv}$ wie folgt vorgenommen wurde. $QK_{Performance}$ und $QK_{Distributiv}$ wurden jeweils mit $1/4$ gewichtet und $QK_{Dispersiv}$ mit $1/2$. Innerhalb der aggregierten Kriterien erhielt jedes individuelle Kriterium abhängig von der Anzahl der Kriterien pro Gruppe die gleiche Gewichtung. Für die Kriterien aus der Gruppe Performance bedeutete dies einen Wert von $1/2$, für distributiv $1/4$ und dispersiv $1/3$ je Kriterium. Es ist denkbar, den Einfluss der Gewichtung auf das Optimierungsergebnis in zukünftigen Arbeiten weiter zu untersuchen.

6.4.2 Analyse der Optimierungsergebnisse

Insgesamt wurden während der Optimierung 229 Design-Varianten erstellt. Durch das Erzeugen einer neuen DP-Population mittels Mutation und Rekombination waren stellenweise Duplikate enthalten, die bereits in vorherige Iterationsschritten berechnet wurden. Diese mussten nicht erneut berechnet werden, sodass sich die Anzahl einzigartiger DP auf 111 reduzieren ließ. Entsprechend fiel die Simulationsdauer mit ca. 111 h kürzer aus als anfangs vermutet. An dieser Stelle sei erwähnt, dass kein DP die zulässigen Bereiche der Ausschlusskriterien überschritten hat. Die Netzqualität muss besonders hervorgehoben werden, weil selbst der schlechteste DP lediglich eine Elementschiefe von 0,8312 erreicht hatte. Das Ergebnis der Optimierung ist in Tabelle 6-6 vergleichend der Referenzgeometrie gegenübergestellt.

Tabelle 6-6: Gegenüberstellende Schnittdarstellung der Referenzgeometrie und der optimierten Geometrie der DMS

Referenz			Optimaler Kandidat		
P1*	33 mm		P1*	35 mm	
P2*	43 mm		P2*	45 mm	
P3*	29 mm		P3*	33 mm	
P4*	5 mm		P4*	10 mm	
P5*	5 mm		P5*	9 mm	
P6*	5 mm		P6*	3 mm	
P7*	5 mm		P7*	5 mm	
Legende:					
P1*	Hülse: Innen-Ø	P5*	Hülse: Scherstegbreite		
P2*	Hülse: Quersteg-/Schersteg-Ø	P6*	Rotor: Querstegbreite		
P3*	Rotor: Quersteg-/Schersteg-Ø	P7*	Rotor: Scherstegbreite		
P4*	Hülse: Querstegbreite				

Die Werte für die Parameter **P1*** bis **P3*** erhöhten sich für den optimalen Kandidaten so weit, dass diese jeweils 1 mm unterhalb des zulässigen Maximums lagen. Die Parameter **P4*** und **P5*** verbreiterten sich von anfangs 4 mm auf 10 mm bzw. 5 mm auf 9 mm. Der Parameter **P6*** verringerte sich hingegen von 5 mm auf 3 mm. **P7*** blieb als einziger Parameter unverändert.

Die Ergebnisse der QK des optimalen Kandidaten sind in Abbildung 6-8 dargestellt. Dem Farbschema aus Abbildung 6-3 folgend sind die dispersiven Kriterien in blau, die distributiven Kriterien in orange, die Performance-Kriterien in grau, die Kategorie-Kriterien in hell-türkis und das finale Kriterium in schwarz dargestellt. Ein Wert von 1 entspricht der Referenz, ein Wert kleiner 1 stellt eine Verbesserung und ein Wert größer 1 eine Verschlechterung dar. Der Wert von 0,83 für QK_{FINAL} zeigte eine deutliche Verbesserung der optimierten Geometrie im Vergleich zur Referenz. Insbesondere das aggregierte Kriterium $QK_{Dispersiv}$ hatte mit einem Wert von 0,672 einen wesentlichen Anteil an dem Optimierungsergebnis.

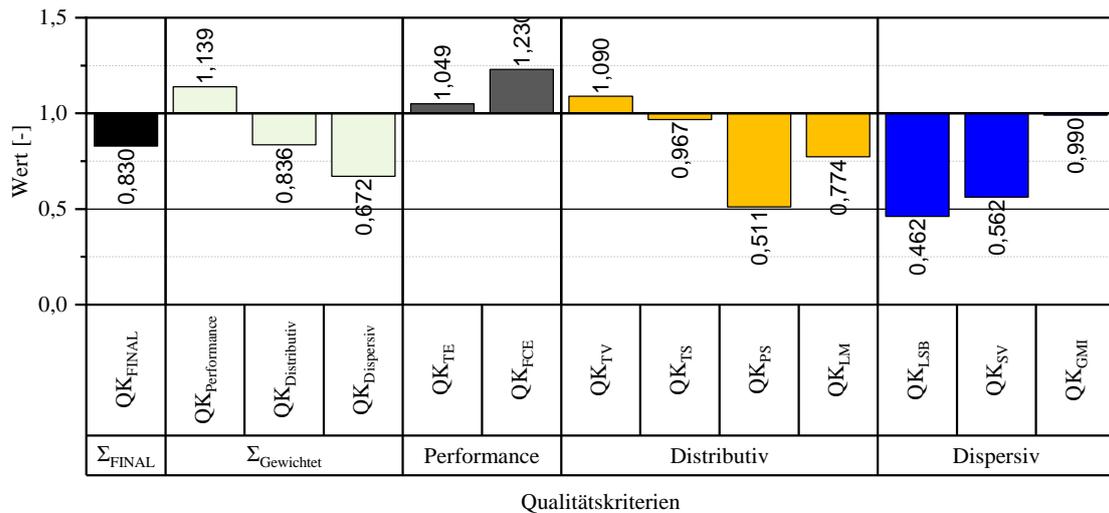


Abbildung 6-8: Übersicht Qualitätskriterien des optimalen Kandidaten

Diese Verbesserung war schwerpunktmäßig auf die dispersiven Kriterien QK_{LSB} (0,462) und QK_{SV} (0,562) zurückzuführen. Auch die distributiven Kriterien $QK_{Distributiv}$ wiesen mit einem Wert von 0,836 Verbesserungen auf. Hier waren QK_{PS} (0,511) und QK_{LM} (0,774) als maßgeblich für die Verbesserung zu identifizieren. Lediglich die Performance-Kriterien $QK_{Performance}$ waren mit einem Wert von 1,139 schlechter als die Referenz. Sowohl QK_{TE} (1,049) als auch QK_{FCE} (1,230) weisen im Vergleich zur Referenz schlechtere Ergebnisse auf.

Im Folgenden sollen die Ergebnisse einer Korrelationsanalyse vorgestellt werden, in der die Zusammenhänge zwischen Geometrieparametern und den ermittelten QK näher untersucht wurden.

Korrelationsanalyse

Als Basis der Korrelationsanalyse wurde der Pearson-Korrelationskoeffizient r herangezogen. Dieser gibt die Stärke des linearen Zusammenhangs zwischen den betrachteten Werten an und lässt sich durch Gl. 6-17 berechnen.

$$r = \frac{\sum(x_j - \bar{x}) \cdot (y_j - \bar{y})}{\sqrt{\sum(x_j - \bar{x})^2 \cdot \sum(y_j - \bar{y})^2}} \quad \begin{array}{l} \bar{x} : \text{Mittelwert Qualitätsmerkmal} \\ x_j : \text{Qualitätsmerkmal Geometrievariante} \\ \bar{y} : \text{Mittelwert Geometrieparameter} \\ y_j : \text{Geometrieparameter Geometrievariante} \end{array} \quad \text{Gl. 6-17}$$

Der Korrelationskoeffizient kann Werte zwischen $-1 \leq r \leq 1$ annehmen. Ein $r > 0$ drückt hierbei einen gleichgerichteten Zusammenhang der betrachteten Merkmale aus und ein $r < 0$ einen Entgegengesetzten. Der Betrag von r drückt die Stärke des linearen Zusammenhangs aus. Ein Wert von $|r| = 1$ würde demnach einen direkten Zusammenhang der Merkmalswerte bedeuten [Bo18].

Die Ergebnisse der Korrelationsanalyse mit den entsprechenden r -Werten für Geometrieparameter, die Kategorie-QK sowie die einzelnen QK für alle DP sind in Form einer Korrelationsmatrix in Tabelle 6-7 dargestellt, wobei jene Korrelationskoeffizienten, die unterstrichen sind, im Folgenden näher betrachtet

Die Verbesserung der dispersiven Mischwirkung ging mit einer schlechteren Performance einher. Für $QK_{Performance}$ lag eine positive Korrelation zu P1 und P2 vor, was einen gleichläufigen Zusammenhang zwischen Geometrieparameter und QK schließen ließ. Die Korrelationskoeffizienten lagen jedoch in einem moderaten Bereich von 0,36 bzw. 0,52. Hervorzuheben ist die hohe Korrelation von -0,89 zwischen P3 (Rotor: Quersteg-/Schersteg- \emptyset) und $QK_{Dispersiv}$. Hieraus kann gefolgert werden, dass zur Verbesserung der dispersiven Mischwirkung insbesondere eine Erhöhung von P3 zielführend ist. Durch die Kombination aus höherer Drehzahl des Rotors gegenüber der Hülse und den verringerten Scherspalt (durch Vergrößerung von P3) erhöhte sich in den Bereichen der Quer- und Schersteg des Rotors die Scherbelastung, wodurch erneut das dispersive Mischverhalten gefördert wurde. Die Korrelationsanalyse hat gezeigt, dass für die Durchmesserparameter P1 bis P3 ein Zusammenhang mit der dispersiven und distributiven Mischgüte besteht. Für die Quer- und Scherstegbreiten (Parameter P4 bis P7) war ein solch starker Zusammenhang nicht zu erkennen. Die r-Werte lagen mit einer Ausnahme in einem niedrigen Bereich von -0,34 bis 0,35. Lediglich zwischen P4 (Hülse: Querstegbreite) und $QK_{Dispersiv}$ bestand mit einem r-Wert von -0,6 ein ansatzweise ausgeprägter Zusammenhang. Folglich konnte die distributive und dispersive Mischwirkung überwiegend auf Anpassung der Parameter P1 bis P3 zurückgeführt werden. Demnach sind zwei Parameter der Hülse (P1 und P2) zur Auslegung entscheidend sowie ein Parameter des Rotors (P3). Es bleibt festzuhalten, dass nur Durchmesser-Parameter einen größeren Einfluss auf das Optimierungsergebnis nahmen. Die Breite der Quer- und Schersteg waren hingegen weniger relevant, wobei hier P4 (Hülsen-Querstegbreite) auf die dispersive Mischwirkung den größten Einfluss zeigte.

Im nächsten Schritt soll die Korrelation der Geometrieparameter mit den einzelnen QK aus Bereich 2 der Korrelationsmatrix (Tabelle 6-7) näher untersucht werden. Wie erwartet, sind die Zusammenhänge der Geometrieparameter P1 bis P3 erneut stärker ausgeprägt als für P4 bis P7. Hervorzuheben ist der Einfluss von P1 ($r = -0,90$) und P2 ($r = -0,72$) auf QK_{SV} . Dieser Einfluss soll mit Abbildung 6-9 a) und b) als Streudiagramm mit allen Einzelwerten der 111 DP in Abhängigkeit der Geometrieparameter P1 und P2 visualisiert. Neben den Einzelwerten ist auch die lineare Regressionsgerade in der Farbe Rot dargestellt. Die Lage des – gemäß Algorithmus – optimalen DP ist durch einen grünen Stern hervorgehoben.

Anhand des Streudiagramms aus Abbildung 6-9 a) ist die negative Korrelation von P1 und QK_{SV} von $r = -0,9$ deutlich zu erkennen. Mit steigendem P1 sank der Wert von QK_{SV} bis P1 einen Wert von 35 mm erreicht hatte. Durch die Erhöhung des inneren Hülsendurchmessers reduzierte sich der Spalt zwischen Hülsen- und Zylinderoberfläche, sodass die Scherung innerhalb der Hülsendomain zunahm. Diese Zunahme führte zu einer homogeneren Scherungsverteilung zwischen Rotor- und Hülsendomain. Die Erhöhung von P1 auf 36 mm schien einen Wendepunkt der Scherungsverteilung darzustellen, da QK_{SV} moderat anstieg und auch nur ein einzelner DP berechnet wurde. Es ist anzunehmen, dass die Scherungsbelastung in der Hülsendomain im Verhältnis zur Rotordomain stieg, sodass sich eine schlechtere

Verteilung ergab. Die Lage des optimalen DP zeigt, dass die gewählten Grenzen für P1 als angemessen beurteilt werden konnten, da sich dieser innerhalb der gewählten minimalen und maximalen Grenzen befand.

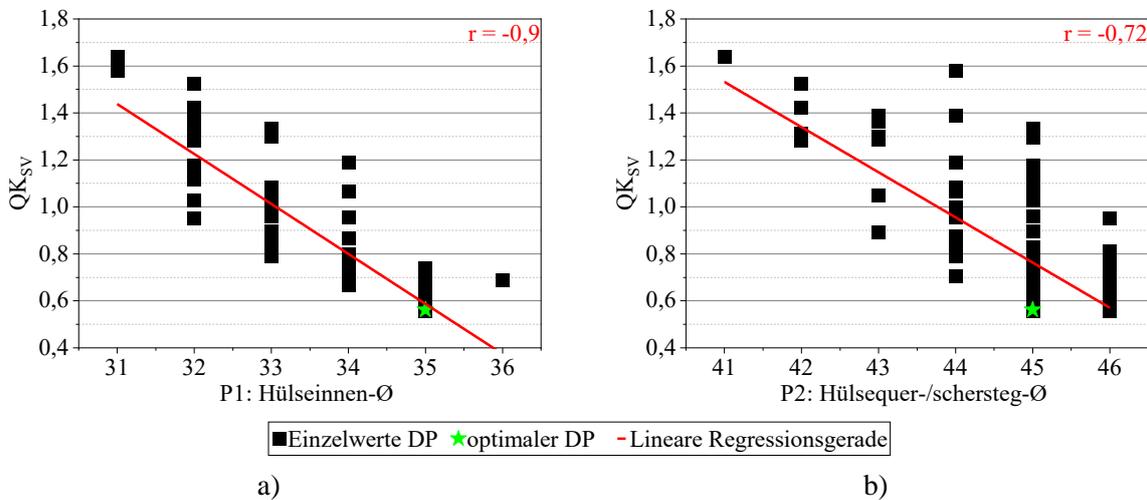


Abbildung 6-9: Streudiagramme von QK_{sv} in Abhängigkeit der Geometrieparameter P1 (a) und P2 (b)

In Abbildung 6-9 b) bestätigt das Streudiagramm von QK_{sv} über P2 den negativen Korrelationskoeffizienten von $r = -0,72$. Ein höherer Wert von P2 verkleinerte den Scherspalt zwischen Hülse und Zylinder, sodass die lokale Scherbelastung über den Scher- und Querstegen zunahm. Diese Zunahme führte in der Gesamtbetrachtung zu einer gleichmäßigeren Scherungsverteilung mit der Rotordomain. Auch für P2 lässt sich festhalten, dass die minimalen und maximalen Grenzen angemessen gewählt wurden, da dieser Parameter ebenfalls innerhalb der Grenzen lagen.

Nicht zuletzt soll der Einfluss von P3 auf QK_{TS} und QK_{LSB} mittels Abbildung 6-10 a) und b) näher veranschaulicht werden, da für diese Größen ebenfalls starke Korrelationen aus der Korrelationsmatrix (Tabelle 6-7) zu finden waren.

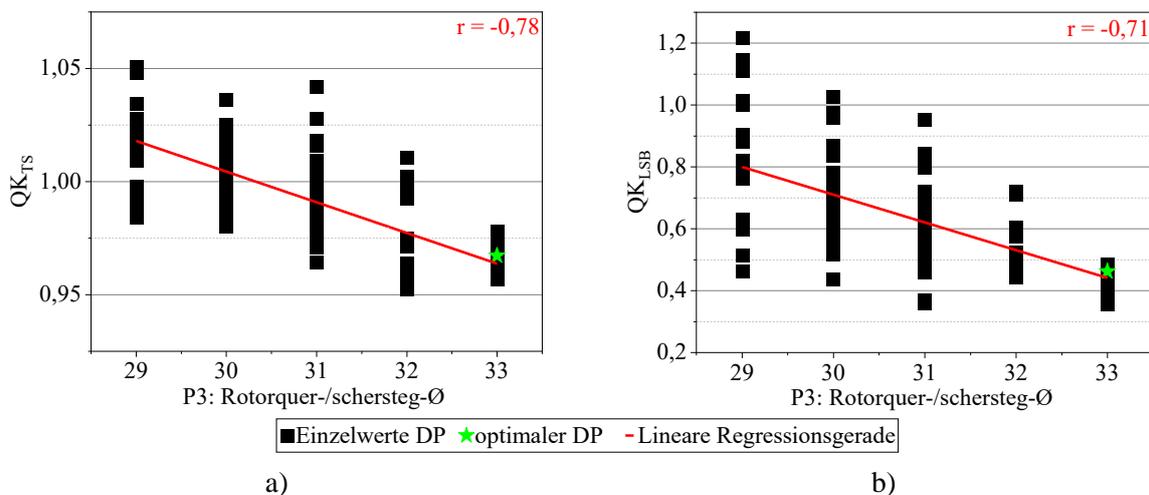


Abbildung 6-10: Streudiagramme von QK_{ts} (a) und QK_{lsb} (b) in Abhängigkeit vom Geometrieparameter P3

Wie in Abbildung 6-10 a) zu sehen ist, besteht zwischen QK_{TS} und P3 eine negative Korrelation ($r = -0,78$). Die Erhöhung von P3 führte an der Auswertungsebene zu einer marginal geringeren Temperaturspanne (mittleres QK_{TS} bei 33 mm lediglich bei $\approx 0,96$). Im Fall von P3 lag der optimale DP mit 33 mm auf der zulässigen oberen Grenze, sodass nicht abschließend bewertet werden konnte, ob durch höhere Werte für P3 weiteres Optimierungspotenzial hätte ausgeschöpft werden können. Hier könnte in zukünftigen Optimierungen eine Anpassung der Intervallgrenzen vorgenommen werden. Die Korrelation von P3 und QK_{LSB} von $r = -0,71$ ist in Abbildung 6-10 b) visualisiert. Erwartungsgemäß verbesserte sich das QK der lokalen Scherbelastung (QK_{LSB}), wenn P3 erhöht wurde, da der lokale Scherspalt zwischen Rotor und Hülse über den Scher- sowie Querstegen verringert wurde.

Abschließend zur Analyse soll die Bedeutung der Geometrieparameter P1 bis P3 auf das Ergebnis der Optimierung verdeutlicht werden. Hierzu sind die zehn besten DP in Tabelle 6-8 mit den jeweiligen QK_{FINAL} -Werten und den Kombinationen der sieben unterschiedlichen Geometrieparametern P1 bis P7 aufgeführt.

Tabelle 6-8: Ergebnisübersicht der zehn besten DP

Platzierung	QK_{FINAL}	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7
Referenz	1	33 mm	43 mm	29 mm	5 mm	5 mm	5 mm	5 mm
1.	0,8296	35 mm	45 mm	33 mm	10 mm	9 mm	3 mm	5 mm
2.	0,8302	35 mm	45 mm	33 mm	10 mm	9 mm	4 mm	4 mm
3.	0,8311	35 mm	45 mm	33 mm	10 mm	9 mm	3 mm	4 mm
4.	0,8329	35 mm	45 mm	33 mm	10 mm	4 mm	3 mm	5 mm
5.	0,8337	35 mm	45 mm	33 mm	10 mm	4 mm	4 mm	5 mm
6.	0,8342	35 mm	45 mm	33 mm	10 mm	5 mm	4 mm	5 mm
7.	0,8351	35 mm	45 mm	33 mm	10 mm	4 mm	3 mm	4 mm
8.	0,8352	35 mm	45 mm	33 mm	9 mm	4 mm	4 mm	5 mm
9.	0,8356	35 mm	45 mm	33 mm	9 mm	4 mm	4 mm	4 mm
10.	0,8364	35 mm	45 mm	33 mm	10 mm	4 mm	4 mm	4 mm

Für die drei best-platzierten DP sind die Parameter P1 bis P5 identisch. Lediglich P6 und P7 unterscheiden sich geringfügig. Für P1 bis P4 sind die besten acht DP identisch und erst dann verändern sich P4 bis P7 regelmäßig. Die Parameter P1 bis P3 sind hingegen durchweg konstant. Die Schwankungsbreite von QK_{FINAL} liegt für diese DP im Hundertstel-Bereich, sodass von marginalen Unterschieden in der Mischwirkung ausgegangen werden kann. Demnach haben die Geometrieänderungen von P4 bis P7 nur einen geringen Einfluss auf das finale Ergebnis.

6.4.3 Zwischenfazit Optimierungsalgorithmus

Ein Algorithmus zur automatisierten Optimierung von Mischelementen wurde vorgestellt und untersucht. Zur Realisierung des Algorithmus wurde eine Auswertungsroutine in die Software ANSYS Fluent implementiert, mit einem Datenverarbeitungssystem verknüpft, eine benutzerfreundliche Integration von Qualitätskriterien und deren anwendungsspezifischer Gewichtung ermöglicht. Insgesamt wurden neun Qualitätskriterien zur Bewertung der Strömungsverhältnisse herangezogen. Eine Kategorisierung

der Qualitätskriterien in Performance, distributive und dispersive Mischwirkung erlaubte neben der individuellen Gewichtung einzelner Kriterien auch eine Gewichtung der drei Kategorien zu einem finalen Kriterium. Hierdurch wurde das multikriterielle Optimierungsproblem in ein monokriterielles Optimierungsproblem überführt. Als mathematisches Optimierungsverfahren wurde die MOGA-Methode (**M**ulti-**O**bjective-**G**enetic-**A**lgorithm) verwendet. Die Untersuchung des Algorithmus erfolgte am Beispiel eines neuartigen Mischhülsekonzeptes – der sogenannten Dynamic-Mixing-Sleeve –, wobei insgesamt sieben unterschiedliche, geometriebestimmende Parameter in vorab definierten Wertebereichen optimiert wurden. Ausgehend von einer Referenzgeometrie, deren Startwerte sich überwiegend aus den mittleren Werten des jeweiligen Geometriewertebereiches zusammensetzten, wurde die Optimierung gestartet. Die aggregierten Qualitätskriterien der distributiven und dispersiven Kategorie wiesen im Vergleich zur Referenz eine deutliche Verbesserung auf. Lediglich das Kategorie-Qualitätskriterium der Performance hatte sich marginal verschlechtert, sodass das finale Kriterium im Vergleich zur Referenz verbessert wurde. Im Rahmen der Ergebnisanalyse konnten anhand einer Korrelationsmatrix insbesondere die verschiedenen Durchmessergrößen als diejenigen Geometrieparameter mit dem größten Einfluss auf die Verbesserung der Mischwirkung ermittelt werden.

In zukünftigen Arbeiten ist notwendig den Einfluss der gewählten Randbedingungen auf das Optimierungsergebnis näher zu untersuchen. Hierzu zählen einerseits der Einfluss der willkürlich gewählten Referenzgeometrie sowie andererseits die unteren und oberen Dimensionierungsgrenzen der zu optimierenden Geometrieparameter. Weiterhin sei der Einfluss der subjektiv gewählten Gewichtungsfaktoren auf das Ergebnis zu erwähnen. Auch hier muss in zukünftigen Arbeiten untersucht werden, inwiefern die Gewichtung Einfluss auf das Optimierungsergebnis nimmt. Es sei an dieser Stelle die Möglichkeit zur Reduzierung der Anzahl der betrachteten Qualitätskriterien genannt. Es ist denkbar, dass einzelne Kriterien nicht länger berücksichtigt werden müssen, sofern diese stark mit anderen QK korrelieren. Der Auswertungsaufwand könnte auf diese reduziert werden, ohne das Optimierungsergebnis erheblich zu beeinflussen. Nicht zuletzt sind die virtuell generierten Ergebnisse mit experimentellen Untersuchungen zu verifizieren.

7 Fazit und Ausblick

Hersteller und Betreiber von Extrusionsanlagen sind einem stetig steigenden Wettbewerbsdruck ausgesetzt. Die Gestaltung effizienter Produktionsprozesse und die Gewährleistung einer den Ansprüchen der Kunden gerecht werdenden Produktqualität innerhalb der Einschnuckenextrusion steht verstärkt im Fokus. Konventionelle Systeme sind hinsichtlich der Komponentenoptimierung weitestgehend ausgereizt. Hingegen konnte im Stand der Technik dieser Arbeit (Kapitel 2) gezeigt werden, dass frei rotierende Systeme das Potenzial besitzen Prozesseffizienz und Produktqualität zu steigern. Zur Verbesserung der Prozesseffizienz wurde in vorangegangenen Forschungsarbeiten ein alternatives Plastifizierkonzept (HSST) entwickelt, welches eine frei rotierende Schneckenhülse zur Fest-Stoff-Schmelze-Trennung verwendet. Für eine hohe Produktqualität ist eine gute Schmelzeshomogenität notwendig. Die bereits lange im Einsatz befindlichen frei rotierenden Mischelemente (bspw. TMR oder Kalotten-DMR) tragen zu einer guten Schmelzeshomogenität bei, wurden jedoch, trotz ihrer hinlänglich bekannten exzellenten Mischwirkung, in den vergangenen Jahren nicht konsequent weiterentwickelt, um weiteres Optimierungspotenzial zu untersuchen. Sowohl der HSST als auch verschiedene frei rotierende Mischelemente wurden im Rahmen dieser Arbeit untersucht. Das übergeordnete Ziel für beide Systeme war der Ausbau und die Weiterentwicklung des Verständnisses über das Betriebsverhalten und die verschiedenen Prozesseinflussgrößen. Darüber hinaus wurde ein Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung von Mischelementen vorgestellt, sodass der Auslegungsprozess in Zukunft vereinfacht durchgeführt werden kann. Die Erkenntnisse dieser Arbeit sollten weiteren Forschungsbedarf aufdecken und als Grundlage für zukünftige Forschungsprojekte über frei rotierende Systeme dienen. Im Folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse und Erkenntnisse zunächst für den HSST, anschließend für die untersuchten frei rotierenden Mischelemente und abschließend für den Optimierungsalgorithmus ein Fazit gezogen sowie ein Ausblick gegeben.

HSST (Kapitel 4)

Um die noch fehlenden Daten des von Karrenberg und der Firma ETA Kunststofftechnologie GmbH entwickelten alternativen Plastifizierkonzeptes für die High-Speed-Extrusion zu ergänzen, wurden die thermische und stoffliche Schmelzeshomogenität in dieser Arbeit erfasst. Unter Verwendung eines neu entwickelten Bypasses (Kapitel 3) konnten erfolgreich Wärmebildaufnahmen und Dünnschnitte zur Bewertung der thermischen sowie stofflichen Homogenität des Systems generiert werden. In einem Drehzahlbereich von 200 bis 600 U/min konnten zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden. Ab 800 U/min wurden vermehrt nicht vollständig gemischte bzw. aufgeschmolzene Bereiche detektiert. Als Erklärung für das Auftreten dieser Bereiche wurde eine Hypothese zum Aufschmelzverhalten des Kunststoffes im HSST formuliert, welche die hohen Heizraten und die verkürzten Verweilzeiten als Ursache annimmt.

Um die Leistungsfähigkeit des HSST noch weiter zu steigern, wurden verschiedene konstruktive Modifikationen an der Schneckenhülse durchgeführt. Die Einbringung von axialen Nuten auf der inneren Oberfläche der Schneckenhülse erwies sich als erfolgreiche Maßnahme zur Leistungssteigerung des Systems. Sowohl der maximal erreichbare Massedurchsatz konnte gesteigert als auch eine Reduktion der Massetemperatur erzielt werden.

Für zukünftigen Arbeiten ist es denkbar, die getätigte Hypothese zum Aufschmelzverhalten in der High-Speed-Extrusion weiter zu untersuchen. Folgeversuche mit unterschiedlichen Materialien, die sich in ihren Kristallisationseigenschaften unterscheiden, können hier als Ansatz gewählt werden. Es wird erwartet, dass sich in Abhängigkeit vom Kristallisationsgrad eine Verstärkung bzw. eine Abschwächung der entdeckten Effekte einstellt. Die bisherigen experimentellen Ergebnisse sind vielversprechend und müssen in zukünftigen Arbeiten vom Labormaßstab auf den Industriemaßstab skaliert werden. Hierzu ist die Fertigung und umfangreiche Betriebserprobungen eines Prototyps im Industriemaßstab notwendig.

Frei rotierende Mischelemente (Kapitel 5)

Zur Durchführung experimenteller Untersuchungen verschiedener frei rotierender Mischhülsen, Materialien und Betriebszuständen (Massedurchsätze, Schneckendrehzahlen) wurde ein Versuchsaufbau geschaffen, der sowohl die Erfassung sämtlicher relevanter Prozessparameter als auch der Extrudatqualität in Form von Wärmebildaufnahmen und Dünnschnitten erlaubte. Als Versuchsmaterialien wurden zwei unterschiedliche PE-HD, ein PE-LD und ein PP herangezogen. In Gänze wurden sechs verschiedene Mischelemente untersucht, wobei fünf eine frei rotierende Mischhülse besaßen. Eine automatisierte Auswertung der Hülsendrehzahl wurde durch Anwendung der Fast-Fourier-Transformation auf das von der Mischhülse verursachte Drucksignales ermöglicht. Ein Vergleich zwischen manuell und automatisiert ausgewerteten Hülsendrehzahlen ergab eine gute Übereinstimmung. Die Höhe der Hülsendrehzahlen lag in Abhängigkeit vom Material und der Geometrie in einem Bereich von 5 % bis 20 % der Schneckendrehzahl. Insbesondere das Material hat sich als wesentlicher Einflussfaktor auf die Höhe der Hülsendrehzahl erwiesen. Es konnte jedoch kein direkter Zusammenhang zwischen der Materialeigenschaft Viskosität und der Hülsendrehzahl ermittelt werden. Gleiches gilt für die viskoelastischen Eigenschaften. Es wird vermutet, dass die komplexen Strömungsvorgänge beim Überströmen der Schmelze vom Rotor in die Hülse zu einer dynamischen Überlagerung verschiedener Einflussfaktoren führen, wodurch die eindeutige Identifizierung von Wirkzusammenhängen auf die Hülsendrehzahl herausfordernd ist. Auch bei der Hülsenkonstruktion konnten nicht abschließend alle Wirkzusammenhänge aufgeklärt werden. Es hat sich gezeigt, dass der überwiegende Teil der Waben-DMR-Varianten (mit Ausnahme von Variante ME5 mit breiteren Stegen) im Vergleich zum Kalotten-DMR schneller rotierten.

Hinsichtlich der Prozessparameter konnte gezeigt werden, dass der Waben-DMR gegenüber dem Kalotten-DMR verschiedene verfahrenstechnische Vorteile aufweist. Insbesondere der geringere Druckver-

brauch sei hier zu nennen. Nicht nur der Referenz-Waben-DMR (ME3), sondern vor allem die am Hülseninnendurchmesser aufgeweitete Waben-DMR Variante ME6 konnte den Druckverlust deutlich reduzieren. Die durchgeführten Untersuchungen zur Extrudatqualität zeigten, dass die stoffliche Homogenität bei allen Waben-DMR Varianten auf einem vergleichbaren Niveau lag, sodass die durchgeführten konstruktiven Modifikationen von ME6 im Vergleich zur Referenz eine Verbesserung darstellten.

Zuletzt wurden für ME3 CFD-Simulationen durchgeführt, um die wirkenden antreibenden und abbrem-senden Kräfte an der Mischhülsenoberfläche zu ermitteln. Auf dieser Basis wurde eine Methodik zur Prognose der sich einstellenden Hülsendrehzahl mittels des dynamischen Drehmomentes vorgestellt und untersucht. Es hat sich gezeigt, dass die Hülsendrehzahl in Abhängigkeit vom Material durch die Prognosemethodik entweder unterschätzt bzw. überschätzt wurde. Die Unschärfe in der Prognosegenauigkeit wurde auf die Nicht-Berücksichtigung viskoelastischer Materialeigenschaften in der Strömungssimulation zurückgeführt.

Die in dieser Arbeit generierten Ergebnisse bieten eine umfangreiche, experimentelle Basis für das Verständnis über den Einfluss von Material sowie Konstruktion auf die Prozessparameter. Im Vordergrund kommender Forschung sollte der Einfluss des Überströmens der Schmelze vom Rotor zur Hülse stehen, um eventuelle Verkantungs- und Mitreißeffekte gezielt zu untersuchen. Bzgl. der Optimierung frei rotierender Mischelemente hat die, leicht zu realisierende und doch vielversprechende, Modifikation des Waben-DMR in Form von ME6 bewiesen, dass frei rotierende Mischelemente noch Potenzial zur Weiter- bzw. Neuentwicklung bieten.

Optimierungsalgorithmus (Kapitel 6)

Die Weiter- und Neuentwicklung von frei rotierenden Mischelementen konnte mit dem in dieser Arbeit vorgestellten Optimierungsalgorithmus komfortabel erfolgen. Zur Demonstration des Algorithmus wurde ein neuartiges Mischhüsenkonzept zur Auslegung herangezogen. Der Algorithmus nutzt in seiner präsentierten Form insgesamt neun verschiedene Qualitätskriterien, um den Einfluss einer Geometriemodifikation auf die Strömung und deren Mischwirkung zu beurteilen. Hierbei war der Algorithmus in der Lage zwischen disitributiven und dispersiven Mischvorgängen zu unterscheiden sowie die verfahrenstechnischen Einflüsse wie bspw. die Verweilzeit einzubeziehen. Das multikriterielle Optimierungsproblem wurde mittels Gewichtung in eine monokriterielle Zielfunktion überführt, sodass lediglich ein finales Kriterium zur Bewertung der Geometrievarianten verwendet wurde. Das Auffinden eines globalen Optimums erfolgte durch eine genetische Optimierungsmethode.

Die Funktionsfähigkeit des Frameworks zur automatisierten Kalkulation und Bewertung der durch den genetischen Algorithmus vorgeschlagenen Geometrievarianten konnte demonstriert werden, in dem eine sinnvolle Dimensionierung der willkürlichen gewählten Ausgangsgeometrie vollzogen wurde. Im Rahmen der Optimierung hat sich gezeigt, dass insbesondere die verschiedenen Durchmesserparameter

des neuartigen Hülsenkonzeptes die maßgeblichen Einflussfaktoren für die Verbesserung der mischbegünstigenden Strömung darstellen.

In zukünftigen Arbeiten muss der Algorithmus weiter untersucht und verbessert werden. Es ist zu untersuchen, inwieweit die willkürlich gewählte Startgeometrie und die vom Anwender vorgegebene Gewichtung der unterschiedlichen Qualitätskriterien das Optimierungsergebnis beeinflusst. Weiterhin ist eine experimentelle Validierung der Ergebnisse des Algorithmus notwendig, um das Potenzial des Algorithmus abschließend bewerten zu können.

Im Rahmen dieser Arbeit konnte gezeigt werden, dass frei rotierende Systeme das Potenzial besitzen, Leistungssteigerungen in der Einschneckenextrusion zu ermöglichen. Insbesondere der vorgestellte Optimierungsalgorithmus kann bei der zukünftigen Auslegung genutzt werden, um schnell und zuverlässig Designvarianten zu überprüfen, um einen Beitrag zur weiteren Steigerung der Prozesseffizienz zu leisten.

8 Verzeichnisse

8.1 Literaturverzeichnis

- [AGS+11] Altinkaynak, A.; Gupta, M.; Spalding, M. A.; Crabtree, S. L.: *Melting in a Single Screw Extruder: Experiments and 3D Finite Element Simulations*. Intern. Polymer Processing, 2, 2011; S. 182–196.
- [AM09] Agassant, J.-F.; Manas-Zloczower, I.: *Mixing and compounding of polymers*, Theory and practice, 2. ed., Hanser, Munich [u.a.], 2009.
- [Am95] Amann, H.: *Gewöhnliche Differentialgleichungen*, 2. überarbeitete Aufl., Walter de Gruyter, Berlin, New York, 1995.
- [AMK+12] Abeykoon, C.; Martin, P. J.; Kelly, A. L.; Brown, E. C.: *A review and evaluation of melt temperature sensors for polymer extrusion*. Sensors and Actuators A: Physical, 2012; S. 16–27.
- [AML+14] Abeykoon, C.; Martin, P. J.; Li, K.; Kelly, A. L.: *Dynamic modelling of die melting temperature profile in polymer extrusion: Effects of process settings, screw geometry and material*. Applied Mathematical Modelling, 38, 2014; S. 1224–1236.
- [AN07] ANSYS Inc.: *Moving Zones*, Introductory FLUENT Training, 2007.
- [AN19a] ANSYS Inc.: *Fluent Theory Guide*, Release 2019R1, 2019a.
- [AN19b] ANSYS Inc.: *ANSYS Fluent User's Guide*, Release 2019R1, 2019b.
- [AN19c] ANSYS Inc.: *DesignModeler User's Guide*, Release 2019 R1, 2019c.
- [APS+09] Anger, K.; Potente, H.; Schöppner, V.; Enns, E.; Giese, E.: *Dynamic Temperature and Pressure Measurement in Polymer Processing*. Zeitschrift Kunststofftechnik/Journal of Plastics Technology, 5, 2009; S. 31–47.
- [Av16] Avila Alfaro, J. A.: *Der Aufschmelzvorgang von Einschneckenextrudern mit genutetem Plastifizierzylinder*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2016.
- [Ba01] Barr, R. A.: *Floating Ring Mixer Extruder*US002654266B1, 2001.
- [Ba02] Barr, R. A.: *Melt Bleeder Extruder*WO 02/04184 A1, 2002.
- [Ba99] Barr, R. A.: *Floating Sleeve Mixer and Method*US005988866A, 1999.
- [BAH87] Bird, R. B.; Armstrong, R. C.; Hassager, O.: *Dynamics of Polymeric Liquids*, John Wiley & Sons, Inc., 1987.
- [BDY83] Bird, R. B.; Dai, G. C.; Yarusso, B. J.: *The Rheology and Flow of Viscoplastic Materials*. Reviews in Chemical Engineering, 1, 1983; S. 1–70.

- [BH18] Bastian, M.; Hochrein, T.: *Einfärben von Kunststoffen*, Produktanforderungen - Verfahrenstechnik - Prüfmethodik, 2., aktualisierte und erweiterte Auflage, Hanser, München, 2018.
- [BL00] BALÉO, J.-N.; Le CLOIREC, P.: *Validating a prediction method of mean residence time spatial distributions*. Fluid Mechanics and Transport Phenomena, 46, 2000; S. 675–683.
- [Bo16] Bonten, C.: *Kunststofftechnik*, Einführung und Grundlagen, 2., aktualisierte Auflage, Hanser, München, 2016.
- [Bo18] Bourier, G.: *Beschreibende Statistik*, Praxisorientierte Einführung - mit Aufgaben und Lösungen, 13. Auflage, Springer Gabler, Wiesbaden, 2018.
- [Bö81] Böhme, G.: *Strömungsmechanik nicht-newtonscher Fluide*, Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 1981.
- [BRS+04] Bur, A. J.; Roth, S.; Spalding, M. A.; Baugh, D. W.; Koppi, K. A.; Buzanowski, W. C.: *Temperature Gradients in the Channels of a Single-Screw Extruder*. Polymer Engineering and Science, 44, 2004; S. 2148–2157.
- [BW14] Böckh, P. von; Wetzel, T.: *Wärmeübertragung*, Grundlagen und Praxis, 5., überarb. und erw. Aufl. 2014, Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2014.
- [Ca68] Carreau, P. J.: *Rheological Equations from molecular network theory*, Dissertation, University of Wisconsin, 1968.
- [Ce18] Celik, O.: *Neuartiges Simulationsmodell zur Vorhersage der prozessinduzierten Morphologieausbildung in heterogenen Kunststoffblends*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2018.
- [CEB17] Celik, O.; Erb, T.; Bonten, C.: *Mischgüte in Einschneckenextrudern vorhersagen*, Effizientere Einfärbung von Kunststoffen in Hochleistungsextrudern. Kunststoffe, 2017; S. 175–177.
- [CM90] Cheng, J. J.; Manas-Zloczower, I.: *Flow Field Characterization in a Banbury Mixer*. Intern. Polymer Processing, 5, 1990; S. 178–183.
- [Co08] Conzen, C.: *Numerische und experimentelle Untersuchungen zu Transportvorgängen in Schneckenmaschinen*, Dissertation, Universität Kassel, 2008.
- [Cr08] Cretu, I. M.: *Analyse, Auslegung und Optimierung von Wendeverteilersystemen*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2008.
- [CS13] Campbell, G. A.; Spalding, M. A.: *Analyzing and troubleshooting single-screw extruders*, Literaturangaben, Hanser, München, 2013.

- [Cz91] Czyborra, L.: *Mischvorgänge in Einschneckenextrudern*, Eine Analyse am Beispiel von Rautenmischteilen, Dissertation, RWTH Aachen, 1991.
- [Da58] Danckwerts, P. V.: *The effect of incomplete mixing on homogeneous reactions*. Chemical Engineering Science, 8, 1958; S. 93–102.
- [DIN] DIN66001: *Sinnbilder und ihre Anwendung*, 1983.
- [DKK+16] Dimmler, G.; Kapeller, P.; Kilian, J.; Pfeil, R.; Schönegger, C.: *Ungeplante Stillstände vermeiden*, Zustandsbasierte prädiktive Instandhaltung an Spritzgießmaschinen, 2016; S. 47–50.
- [DSM20] Dörner, M.; Schöppner, V.; Marschik, C.: *Analysis of the Andventeous Process and Mixing Behaviour of Wave-Dispersion Screws in Single Screw Extrusion*. Proceedings of SPE ANTEC Conference, San Antonio (Texas), USA, 2020.
- [EB13] Erb, T.; Bonten, C.: *A Novel Method for Evaluation of Particle Tracking Simulations of Mixing Processes*. Proceedings of SPE ANTEC Conference, Cincinnati (Ohio), USA, 2013.
- [EE18] Eusterholz, S.; Elgeti, S.: *CFD-Based Optimization In Plastics Extrusion*. Proceedings of the 21st Int. ESAFORM Conference on Material Forming, 2018.
- [EGB12] Epple, S.; Grünschloss, E.; Bonten, C.: *Mischergebnisse im Einschneckenextruder*. Kunststoffe, 2012; S. 58–61.
- [EGW05] Eldridge M. Mount; Giles, H. F.; Wagner, J. R.: *Extrusion*, The Definitive Processing Guide and Handbook, 1. Aufl., Elsevier professional, s.l., 2005.
- [FP08] Ferziger, J. H.; Perić, M.: *Numerische Strömungsmechanik*, Springer, Berlin, 2008.
- [FPS20] Ferziger, J. H.; Perić, M.; Street, R. L.: *Computational Methods for Fluid Dynamics*, fourth, rev. edition, Springer Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, s.l., 2020.
- [Ga09] Gale, M.: *Mixing in single screw extrusion*, Smithers Rapra, Shawbury, 2009.
- [Ge64] Gens, W.: *Fachwissen des Ingenieurs*, Elektrotechnik-Elektronik, Fachbuchverl., Leipzig, 1964.
- [GGM+13] Geiger, K.; Grünschloß, E.; Martin, G. A.; Platz, E.: *Scher- und Dehndeformationen von Kunststoffschmelzen im Keilspalt*. Chemie Ingenieur Technik, 85, 2013; S. 1904–1913.
- [GLF18] Greif, H.; Limper, A.; Fattmann, G.: *Technologie der Extrusion*, Lern- und Arbeitsbuch für die Aus- und Weiterbildung, 2., aktualisierte und neu bearbeitete Auflage, Hanser, München, 2018.

- [Go11] Gorczyca, P.: *Analyse und Optimierung von Einschneckenextrudern mit schnelldrehenden Schnecken*, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, 2011.
- [Gr02] Grünschloß, E.: *A New Style Single Screw Extruder with Improved Plastification and Output Power*. *International Polymer Processing*, 17, 2002; S. 291–300.
- [Gr11] Großmann, M.: *Leistungs- und Effizienzsteigerung in der Einschneckenextrusion durch alternative Plastifizieretechnik*, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, 2011.
- [GS15] Grellmann, W.; Seidler, S.: *Kunststoffprüfung*, 3., aktualisierte Aufl., Carl Hanser Verlag, München, 2015.
- [Ha09] Hauke, G.: *An introduction to fluid mechanics and transport phenomena*, Repr, Springer, Dordrecht, 2009.
- [HBE+21] Hube, S.; Behr, M.; Elgeti, S.; Schön, M.; Sasse, J.; Hopmann, C.: *Numerical Design of Distributive Mixing Elements*, 2021.
- [He15] Heesen, O. t.: *Ganzheitlicher Ansatz zur Dimensionierung und Optimierung von Extrusionswerkzeugen am Beispiel von Wendelverteilern*, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, 2015.
- [HM15] Hopmann, C.; Michaeli, W.: *Einführung in die Kunststoffverarbeitung*, 7. Aufl., Hanser Fachbuchverlag, s.l., München, 2015.
- [HOD+13] Habla, F.; Obermeier, S.; Dietsche, L.; Kintzel, O.; Hinrichsen, O.: *CFD-Analysis of the Frame Invariance of the Melt Temperature Rise in a Single-screw Extruder*. *Intern. Polymer Processing*, 28, 2013; S. 463–469.
- [HS18] Hopmann, C.; Schön, M.: *Thermische Homogenisierung von Schmelze durch simulativ optimierte statische Mischer*. *Extrusion*, 2018; S. 36–38.
- [HS20] Hopmann, C.; Schön, M.: *Evaluation of Mesh Interface and Immersed Boundary Models for the Optimisation of Mixing Elements*. *Proceedings of SPE ANTEC Conference*, San Antonio (Texas), USA, 2020.
- [HS21] Hopmann, C.; Sasse, J.: *Automatische Optimierung von additiv gefertigten statischen Mixern*. *Blasformen & Extrusionswerkzeuge*, 17, 2021; S. 5–7.
- [HSR+20] Hopmann, C.; Schön, M.; Reul, M. M.; Facklam, M.: *A Method for the Validation of Simulated Mixing Characteristics of Two Dynamic Mixers in Single-Screw Extrusion*. *Polymer*, 12, 2020.
- [HSS19] Hopmann, C.; Schön, M.; Schmithüsen, T.: *Bessere statische Mischer dank Simulation und additiver Fertigung*. *Blasformen & Extrusionswerkzeuge*, 2019; S. 5–9.

- [HST+19] Hopmann, C.; Schön, M.; Theunissen, M.; Meiners, W.; Shen, L.: *Simulative Evaluation Of The Optimization Potential Of Additively Manufactured Static Mixing Elements For Extrusion*. Proceedings of the Europe/Africa Conference Dresden - Polymer-Processing Society (PPS), 2019.
- [Hu18] Huszar, A. A.: *Mischuntersuchung von verschiedenen Rauten-Mischelementen mit Hilfe von ANSYS Polyflow*, Masterarbeit, Johannes Kepler Universität Linz, 2018.
- [Im04] Imhoff, A.: *Dreidimensionale Beschreibung der Vorgänge in einem Einschneckenplastifizierextruder*, Dissertation, RWTH Aachen, 2004.
- [Ja93] Janssen, J. M. H.: *Dynamics of liquid-liquid mixing*, Dissertation, Technische Universität Eindhoven, 1993.
- [Ji13] Jiang, J.: *Digital signal processing, Fundamentals and applications*, Second edition, Elsevier, Waltham, Mass, 2013.
- [JS20] Janßen, M.; Schiffers, R.: *Design of a Novel Free-Rotating Mixing Sleeve for Single-Screw Extrusion*. Proceedings of SPE ANTEC Conference, San Antonio (Texas), USA, 2020.
- [JS21] Janßen, M.; Schiffers, R.: *Predicting the Rotation Speed of Mixing Sleeves in Single-Screw Extrusion by Means of CFD-Simulation*. Proceedings of PPS 36, 2021.
- [JSV+21] Janßen, M.; Schulz, L.; Vorjohann, F.; Schiffers, R.: *Automatisierte Optimierung von dynamischen Mischelementen*. Zeitschrift Kunststofftechnik/Journal of Plastics Technology, 2021.
- [JW18] Janßen, M.; Wortberg, J.: *Simulation Based Investigations On Dissipation Reduction In Grooved Melting Zones Using A High-Speed-Extruder*. Proceedings of PPS-34: the 34th International Conference of the Polymer Processing Society (PPS), Taipei, Taiwan, 2018.
- [JWS19] Janßen, M.; Wortberg, J.; Schiffers, R.: *Leistungssteigerung in der High-Speed-Extrusion*. Zeitschrift Kunststofftechnik, 15, 2019; S. 245–270.
- [Ka04] Kaczmarek, D.: *Feststoffförderung und alternative Plastifizierung bei der Extrusion*, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, 2004.
- [Ka16] Karrenberg, G.: *Einsatz innovativer Simulationstechniken zur Entwicklung eines High-Speed-Extrusionskonzeptes auf Basis von Feststoff-Schmelze-Trennung*, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, 2016.
- [KB20] Kettemann, J.; Bonten, C.: *Simulation of a Saxton-Mixer in High-Performance Extruders Using The Immersed Boundary Method*. Proceedings of SPE ANTEC Conference, San Antonio (Texas), USA, 2020.

- [KBC06] Kelly, A. L.; Brown, E. C.; Coates, P. D.: *The Effect of Screw Geometry on Melt Temperature Profile in Single Screw Extrusion*. Polymer Engineering and Science, 46, 2006.
- [KBR19] Kohlgrüber, K.; Bierdel, M.; Rust, H.: *Polymer-Aufbereitung und Kunststoff-Compounding*, Grundlagen, Apparate, Maschinen, Anwendungstechnik, Hanser, München, 2019.
- [KEB19] Kast, O.; Epple, S.; Bonten, C.: *Unbestechlich mischen*, Die Mischgüte von Extrudaten mittels digitaler Bildauswertung bestimmen. Kunststoffe, 2019; S. 60–63.
- [KNW16] Karrenberg, G.; Neubrech, B.; Wortberg, J.: *CFD-Simulation der Kunststoffplastifizierung in einem Extruder mit durchgehend genutetem Zylinder und Barrierschnecke*. Zeitschrift Kunststofftechnik, 12, 2016; S. 205–238.
- [Ko16] Kohlgrüber, K. Hrsg.: *Der gleichläufige Doppelschneckenextruder*, Grundlagen, Technologie, Anwendungen, 2., neu bearbeitete und erweiterte Auflage, Hanser, München, 2016.
- [KVS+09] Kubik, P.; Vicek, J.; Svabik, J.; Paseka, I.; Zatloukal, M.: *3D Simulation of the Fluted Mixer Element Behavior*. Proceedings of Novel Trends in Rheology III, 2009; S. 293–301.
- [KW19] Kummerow, J.; Wortberg, J.: *Local mean age of melt: New approaches for die optimisation*. Proceedings of PPS-34: the 34th International Conference of the Polymer Processing Society (PPS), Taipei, Taiwan, 2019.
- [KWS19] Kummerow, J.; Wortberg, J.; Schiffers, R.: *Integration zeitabhängiger Materialmodelle in CFD-Simulationen von Extrusionswerkzeugen*. Zeitschrift Kunststofftechnik, 15, 2019; S. 288–313.
- [Le18] Lecheler, S.: *Numerische Strömungsberechnung*, Schneller Einstieg in ANSYS CFX 18 durch einfache Beispiele, 4., überarbeitete und aktualisierte Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2018.
- [LO18] Laurien, E.; Oertel, H.: *Numerische Strömungsmechanik*, Grundgleichungen und Modelle - Lösungsmethoden - Qualität und Genauigkeit mit 229 Abbildungen und über 530 Wiederholungs- und Verständnisfragen, 6., überarbeitete und erweiterte Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2018.
- [LT10] Liu, M.; Tilton, J. N.: *Spatial Distributions of Mean Age and Higher Moments in Steady Continuous Flows*. AIChE Journal, 56, 2010; S. 2561–2572.
- [MBS+99] Myers-Glycon, J. A.; Barr, R. A.; Spalding, M. A.; Hughes, K. R.: *Experimental Comparison of Floating Ring Mixing Devices*. SPE ANTEC Proceedings, 1999.

- [Me16] Mezger, T. G.: *Das Rheologie Handbuch*, 5., vollständig überarbeitete Auflage, Vincentz Network, Hannover, 2016.
- [Me17] Meyer, M.: *Signalverarbeitung*, Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter, 8., verbesserte Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2017.
- [MHM+11] Menges, G.; Haberstroh, E.; Michaeli, W.; Schmachtenberg, E.: *Menges Werkstoffkunde Kunststoffe*, 6. Aufl., Carl Hanser Fachbuchverlag, s.l., 2011.
- [MI03] Michaeli, W.; Imhoff, A.: *Betriebspunktabhängige Bewertung von Mischelementen*. Kunststoffe, 2003; S. 42–45.
- [Mi09] Michaeli, W.: *Extrusionswerkzeuge für Kunststoffe und Kautschuk*, Bauarten, Gestaltung und Berechnungsmöglichkeiten, 3. Aufl., Hanser, München, 2009.
- [MM59] Mohr, W. D.; Mallouk, R. S.: *Flow, Power Requirement, and Pressure Distribution of Fluid in a Screw Extruder*. Ind. Eng. Chem., 51, 1959; 765-770.
- [MMD16] Moukalled, F.; Mangani, L.; Darwish, M.: *The Finite Volume Method in Computational Fluid Dynamics*, An Advanced Introduction with OpenFOAM® and Matlab, 1st ed. 2016, Springer International Publishing, Cham, s.l., 2016.
- [MPR18] Martí, R.; Pardalos, P.M.; Resende, M.G.C. Hrsg.: *Handbook of Heuristics*, Springer International Publishing, Cham, 2018.
- [MSM18] Marschik, C.; Skrabala, O.; Miethlinger, J.: *Balancierte Einschnecken-Mischer*, Auslegung der Mischelemente für anspruchsvolle Extrusionsprozesse. Kunststoffe, 2018; S. 67–70.
- [MW01] Michaeli, W.; Wolff, T.: *Mischen und Mischteile*, In (Martin, G. A. Hrsg.): *Der Einschneckenextruder*, Grundlagen und Systemoptimierung, 2. Aufl., VDI-Verl., Düsseldorf, 2001; S. 279–308.
- [MW19] Moritzer, E.; Wittke, M.: *Simulation-based optimization of advanced mixing elements in single screw extruder*. Proceedings of SPE ANTEC Conference, Detroit (Michigan), USA, 2019.
- [NBL+07] Naunheimer, H.; Bertsche, B.; Lechner, G.; Ryborz, J.: *Fahrzeuggetriebe*, Grundlagen, Auswahl, Auslegung und Konstruktion, 2., bearb. und erw. Aufl., Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [NKW17] Neubrech, B.; Karrenberg, G.; Wortberg, J.: *Virtual and experimental comparison of different dynamic mixing devices for single screw extrusion*. Proceedings of SPE ANTEC Conference, Anaheim (Kalifornien), USA, 2017.

- [OBP12] Oertel, H.; Böhle, M.; Prandtl, L.: *Prandtl - Führer durch die Strömungslehre*, Grundlagen und Phänomene, 13., überarb. Aufl. 2012, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, s.l., 2012.
- [OM12] Osswald, T. A.; Menges, G.: *Materials Science of Polymers for Engineers*, 1. Aufl., Hanser Fachbuchverlag, s.l., München, 2012.
- [OR14] Osswald, T.; Rudolph, N.: *Polymer rheology*, Fundamentals and applications, Hanser, Munich, 2014.
- [Os17] Osswald, T. A.: *Understanding polymer processing*, Processes and governing equations, 2nd edition, Hanser Publishers, Munich, Cincinnati, 2017.
- [Os25] Ostwald, W.: *Über die Geschwindigkeitsfunktion der Viskosität disperser Systeme*. Kolloid-Zeitschrift, 36, 1925.
- [Pa20] Parthier, R.: *Messtechnik*, Vom SI-Einheitensystem über Bewertung von Messergebnissen zu Anwendungen der elektrischen Messtechnik, 9., überarbeitete und erweiterte Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2020.
- [Po88] Potente, H.: *Zum Mischen rheologisch inhomogener Stoffsysteme auf Einschneckenmaschinen*. Rheologica Acta, 27, 1988; S. 410–417.
- [PSA+08] Potente, H.; Schöppner, V.; Anger, K.; Giese, E.: *Messen unter Druck*. Kunststoffe, 12, 2008; S. 76–79.
- [PSS13] Praher, B.; Straka, K.; Steinbichler, G.: *An Ultra-based system for Temperature distribution measurements in injection molding: System design, simulations and off-line test measurements in water*. Measurement Science and Technology, 24, 2013; S. 1–9.
- [Ra04] Rauwendaal, C.: *Intermeshing Element Mixer* US 6709147 B1, 2004.
- [Ra08a] Rahal, H.: *Alternative Methoden zur Feststoffförderung und Plastifizierung in der Extrusionstechnik*, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, 2008a.
- [Ra08b] Rauwendaal, C.: *New developments in mixing and screw design*. PlasticsAdditives & Compounding, 2008b; S. 32–36.
- [Ra14] Rauwendaal, C.: *Polymer extrusion*, 5. ed., Hanser, Munich [u.a.], 2014.
- [Ra19] Rauwendaal, C.: *Understanding extrusion*, 3rd edition, Hanser Publishers, Munich, Germany, 2019.
- [Re03] Reynolds, O.: *The Sub-Mechanics of the Universe*, Royal Society of London, 1903.
- [RGD+00] Rauwendaal, C.; Gramann, P. J.; Davis, B. A.; Osswald, T. A.: *Screw Extruder with Improved Dispersive Mixing Elements*. US 61364246, 2000.

- [RGO00] Rios, A. C.; Gramannand, P. J.; Osswald, T. A.: *Experimental and Numerical Study of Rhomboidal Mixing Sections*. International Polymer Processing, 15, 2000.
- [RMM19] Roland, W.; Marschik, C.; Miethlinger, J.: *MIXING STUDY ON DIFFERENT PINEAPPLE MIXER DESIGNS - SIMULATIONS RESULTS I*. Proceedings of SPE ANTEC Conference, Detroit (Michigan), USA, 2019.
- [RO00] Rios, A. C.; Osswald, T. A.: *Comparative study of rhomboidal mixing sections using the boundary element method*. Engineering Analysis with Boundary Elements, 24, 2000; S. 89–94.
- [Ro10] Roth, M.: *Schnelllaufende Einschnucken-Extruder - Entwicklungsstand*. VDI-Tagungsband "Extrusionstechnik 2010", 2010; S. 21–32.
- [Sa11] Saul, K.: *Automatisierte Auslegung von Extrusionswerkzeugen*, Dissertation, Universität Duisburg-Essen, 2011.
- [Sc06] Schütz, S.: *Berechnung und Analyse der Vermischung von Flüssigkeiten im Makro- und Mikromaßstab bei laminarer Strömung*, Habilitationsschrift, Universität Stuttgart, 2006.
- [Sc08] Schüßler, H. W.: *Digitale Signalverarbeitung I*, Analyse diskreter Signale und Systeme, 5., völlig neu bearb. Aufl., Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [Sc13] Schwarze, R.: *CFD-Modellierung*, Grundlagen und Anwendungen bei Strömungsprozessen, Springer, Berlin, Heidelberg, 2013.
- [Sc18] Schröder, T.: *Rheologie der Kunststoffe*, Theorie und Praxis, Hanser, München, 2018.
- [SC76] SCHWEFEL: *Numerische Optimierung Von Computer-Modellen Mittels der Evolutionsstrategie*, Mit Einer Vergleichenden Einführung in Die Hill-Climbing- und Zufallsstrategie, Springer Basel AG, Basel, 1976.
- [Se91] Semmekrot, G. J. M.: *Distributive Mixing Device*. US005013233, 1991.
- [SGK06] Schlichting, H.; Gersten, K.; Krause, E.: *Grenzschicht-Theorie*, Mit 22 Tabellen, 10., überarbeitete Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2006.
- [Sp58] Spalding, D. B.: *A note on mean residence-times in steady flows of arbitrary complexity*. Chemical Engineering Science, 9, 1958; S. 74–77.
- [SSP+00] Salamon, B. A.; Spalding, M. A.; Powers, J. R.; Serrano, M.; Sumner, W. C.; Somers, S. A.; Peters, R. B.: *Color Mixing Performance in Injection Molding: Comparing a Conventional Screw and Non-Return Valve to those Designed for Improved Mixing*. SPE ANTEC Proceedings,, 2000.

- [SSW+17] Sun, X.; Spalding, M. A.; Womer, T. W.; Uzelac, N.: *Design Optimization of Maddock Mixers for Single-Screw Extrusion Using Numerical Simulation*. Proceedings of SPE ANTEC Conference, Anaheim (Kalifornien), USA, 2017; S. 1017–1023.
- [Th07] Thiel, H.: *Berechnungsmodell für Maddock- und Wendelscherteile in der Einschneckenplastifizierttechnologie*, Diplomarbeit, Montanuniversität Leoben, 2007.
- [TK73] Tadmor, Z.; Klein, I.: *Design of Certain Fluted Mixing Sections of Extruder Screws*. Polymer Engineering and Science, 13, 1973; S. 382–389.
- [Tö05] Többen, W. H.: *Rechnergestützte Prozessbeschreibung von Scher- und Mischelementen*, Zugl.: Paderborn, Univ., Diss., 2005, Shaker, Aachen, 2005.
- [URLa] Gesamtverbandes Kunststoffverarbeitende Industrie: *Branchenstatistik*. <https://www.gkv.de/de/statistik/>, 19.04.2022.
- [URLb] Bonten, C.: *Automatisierte Optimierung von Wendelscher- und Mischteilen für Einschneckenextruder*, Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) - Projektnummer 441921604. <https://gepris.dfg.de/gepris/projekt/441921604>, 09.04.2022.
- [URLc] Barr, R. A.: *The Fluxion Mixer*. <https://www.robertbarr.com/barr-fluxion-mixer.php>, 14.09.2021.
- [URLd] testo: *Datenblatt Wärmebildkamera*. <https://www.farnell.com/datasheets/2626548.pdf>, 02.11.2021.
- [URLe] Elgeti, S.; Hopmann, C.: *Automatisierte Auslegung und Optimierung von dynamischen Misch- und Scherteilen für Einschneckenextruder*, Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) - Projektnummer 327074219. <https://gepris.dfg.de/gepris/projekt/327074219>, 09.04.2022.
- [VM07] Versteeg, H. K.; Malalasekera, W.: *An introduction to computational fluid dynamics, The finite volume method*, 2. ed., [Nachdr.], Pearson/Prentice Hall, Harlow, 2007.
- [VP19] Vlachopoulos, J.; Polychronopoulos, N. D.: *Understanding Rheology and Technology of Polymer Extrusion*, 1st Edition, 2019.
- [Wa23] Waele, A. de: *Viscometry and plastometry*. Oil and Color Chem. Assoc. J., 38, 1923.
- [Wa26] Waele, A. de: *Bemerkungen über Plastizität*. Kolloid-Zeitschrift, 38, 1926.
- [WK15] Wortberg, J.; Karrenberg, G.: *Alternative Plastifizierkonzepte für die High-Speed-Extrusion*, Der High-Speed-S-Truder mit rotierender Schneckenhülse. Zeitschrift Kunststofftechnik/Journal of Plastics Technology, 11, 2015; S. 328–354.

- [WLF55] Williams, M. L.; Landel, R. F.; Ferry, J. D.: *The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids*. Journal of the American Chemical Society, 77, 1955; S. 3701–3706.

8.2 Eigene Publikationen des Autors

- [a01] SCHIFFERS, R.; SIEPMANN, J. P.; JANßEN, M.; WORTBERG, J.: *3D surface characterization of etched, injection-molded parts before a fellow up electroplating process.*
Society of Plastics Engineers Annual Technical Conference (SPE Antec), Orlando, Florida (USA), 2018.
- [a02] SCHIFFERS, R.; JANßEN, M.; SIEPMANN, J. P.; WORTBERG, J.; HEINZLER, F. A.: *Using 3D Injection Molding Simulation to Explain Emerging Two- and Three-Dimensional Surface Structures of ABS and PC/ABS Parts within the Process of Electroplating on Plastics.*
Proceedings of Polymer Processing Society 34th (PPS-34), Taipeh, Taiwan, 2018.
- [a03] Janßen, M.; Wortberg, J.: *Simulation Based Investigations on Dissipation Reduction in Grooved Melting Zones Using a High-Speed-Extruder.*
Proceedings of Polymer Processing Society 34th (PPS-34), Taipeh, Taiwan, 2018.
- [a04] JANßEN, M.; NEUBRECH, B.; STRATMANN, B.; WORTBERG, J.; SCHIFFERS, R.: *Two concepts for extending the 3D-simulation technique of melting processes in high-speed-extrusion based on a custom material model.*
Society of Plastics Engineers Annual Technical Conference (SPE Antec), Detroit, Michigan (USA), 2019.
- [a05] Janßen, M.; Wortberg, J.; Schiffers, R.: *Leistungssteigerung in der High-Speed-Extrusion*
Zeitschrift Kunststofftechnik – Journal of Plastics Technology, Ausg. 3, S.245-270, Carl Hanser Verlag 2019.
- [a06] M. Janßen, R. Schiffers: *Desing of a Novel Free-Rotating Mixing Sleeve for Single-Screw Extrusion,*
Society of Plastics Engineers Annual Technical Conference (SPE Antec), THE VIRTUAL EDITION, 2020.
- [a07] M. Janßen und R. Schiffers, *Operating Performance of free-rotating mixing sleeves in single-screw extrusion,*
Society of Plastics Engineers Annual Technical Conference (SPE Antec), Denver, Colorado (USA), 2021.
- [a08] M. Janßen und R. Schiffers, *Predicting the Rotation Speed of Mixing Sleeves in Single-Screw Extrusion by Means of CFD-Simulation,*
Proceedings of Polymer Processing Society 36th (PPS-36), Montreal (Canada), 2021.
- [a09] Ma. Janßen, Mi. Janßen, R. Schiffers, R. Blankenagel: *Influence of Injection Molding Parameters on the Surface Structure of Polyamide Parts,*
Society of Plastics Engineers Annual Technical Conference (SPE Antec), Denver, Colorado (USA), 2021.
- [a10] F. Vorjohann, L. Schulz, M. Janßen, R. Schiffers: *Automated Optimization of a Block-Head-Mixer with an innovative Algorithm,*
Society of Plastics Engineers Annual Technical Conference (SPE Antec), Charlotte, North-Carolina (USA), 2022.
- [a11] M. Janßen, L. Schulz, F. Vorjohann, R. Schiffers: *Automatisierte Optimierung von dynamischen Mischelementen,* Zeitschrift Kunststofftechnik – Journal of Plastics Technology, Ausg. 1, S.24-61, Carl Hanser Verlag 2022.

8.3 Vom Autor betreute, unveröffentlichte studentische Abschlussarbeiten

- [b01] Kulanthavetpillai, S.: *Konstruktive Auslegung und CFD-gestützte Bewertung der Einzugszone einer Extruderschnecke zur Anwendung im High-Speed-S-Truder*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2017).
- [b02] Sanagapati, A.: *Investigation of the potential of inner sleeve profiling in the HSST for local dissipation reduction based on numerical flow simulations*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2018).
- [b03] Grollmann, T.: *Experimentelle Untersuchungen unterschiedlicher Schneckengeometrien am High-Speed-S-Truder hinsichtlich des Betriebsverhaltens*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2018).
- [b04] Krobok, A.: *Dissipationsleistung in Plastifiziervorgängen: Modellbildung und CFD-gestützte Analyse*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2018).
- [b05] Schmitz, T.: *Experimentelle Untersuchung verschiedener Komponenten mit genuteten Innenprofil am High-Speed-S-Truder hinsichtlich des Betriebsverhaltens und der Schmelzeshomogenität*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2018).
- [b06] Xu, A.: *CFD-Simulationen genuteter Plastifizierzone und experimentelle Untersuchung der Extrudatqualität am High-Speed-S-Truder*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2019).
- [b07] Müller, M.K.: *CFD-gestützte Analyse verschiedener Betriebszustände eines dynamischen Mischelementes im Extrusionsprozess*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2019).
- [b08] Pews, S.: *Entwicklung und Kostenanalyse eines Automatisierungskonzeptes für ein Void Volume Meter zur Rußcharakterisierung*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2019).
- [b09] Hüls, J.: *Entwicklung einer Auswahlmethodik zur belastungsgerechten Gestaltung geflochtener Faserverbund-Hohlprofile*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2019).
- [b10] Blankenagel, R.: *Untersuchung des Einflusses von Prozessparametern auf die Randschichtentstehung spritzgegossener Polyamid-Teile im Rahmen der Kunststoffgalvanik-Prozesskette und Aufarbeitung alternativer Ansätze für die Kunststoff-Oberflächenveredelung*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2019).
- [b11] Dur, A.: *Konzeptentwicklung zur Zusammenführung zweier frei-rotierender Mischhülsen unter Verwendung numerischer Strömungssimulationen*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2020).
- [b12] Stratmann, B.: *Experimentelle Erprobung und 3D CFD-gestützte Strömungsanalyse frei rotierender Mischhülsen in der Einschnckenextrusion*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2020).
- [b13] Grupe, C.: *Messmethodiken für die Prozessüberwachung frei rotierender Systeme in der Einschnckenextrusion*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2020).
- [b14] Krobok, A.: *CFD-gestützte Untersuchung der Wärmeübertragung verschiedener Öltemperiersysteme in der Einschnckenextrusion*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2020).
- [b15] Buchalik, K.: *Entwicklung eines neuartigen Mischhülsenkonzeptes auf Basis numerischer Simulationen und automatisierter Optimierung für die Einschnckenextrusion*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2020).

- [b16] Schulz, L.: *Virtuelle Auslegung und Optimierung von Mischelementen in der Einschneckenextrusion mittels numerischer Strömungssimulationen*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2021).
- [b17] Elshahed, M.: *CFD-gestützte Prognose von Mischhülsendrehzahlen in der Einschneckenextrusion*. Bachelorarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2021).
- [b18] Kreuels, K.: *Einfluss von Rezyklat auf spritzgegossene Bauteile im Fahrzeuginnenraum*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2021).
- [b19] Keip, G.: *Einfluss visko-elastischer Materialeigenschaften auf das Betriebsverhalten frei rotierender Mischhülsen*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2021).
- [b20] Vorjohann, F.: *Automatisierte Optimierung von dynamischen Mischelementen in der Einschneckenextrusion: Entwicklung und Erprobung neuartiger Qualitätskriterien mittels numerischer Strömungssimulationen*. Masterarbeit, Universität Duisburg-Essen, Duisburg, (2021).

8.4 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Grafische Darstellung von distributivem und dispersivem Mischen nach [Ga09]	5
Abbildung 2-2: Übersicht häufig verwendeter empirischer Methoden zur Bewertung der Mischgüte im Extrusionsprozess	7
Abbildung 2-3: Übersicht über eine Auswahl virtueller Ansätze zur Beurteilung der distributiven und dispersiven Mischgüte	9
Abbildung 2-4: Schematische Querschnittsgegenüberstellung eines konventionellen Zylinder-Rotor-Systems mit einem Rotor-Hülse-Zylinder-System	12
Abbildung 2-5: High-Speed-S-Truder mit glatter Schneckenhülse und Waben-DMR	15
Abbildung 2-6: Schematische Darstellung des dynamischen Mischers bestehend aus WSE und Kalotten-DMR	17
Abbildung 2-7: Schematische Darstellung des Waben-DMRs bestehend aus Rotor und Mischhülse	17
Abbildung 2-8: Stationary und Moving Reference Frame zur Berechnung der Geschwindigkeit [AN19a], [AN07]	25
Abbildung 3-1: Halbschnitt der verwendeten Druckdrossel	28
Abbildung 3-2: Schematische Darstellung des verwendeten Bypasses zur Extrudatentnahme	29
Abbildung 3-3: Ablauf der Dünnschnittauswertung	30
Abbildung 4-1: HSST mit montiertem Bypass für Versuche zur Extrudatqualität	32
Abbildung 4-2: a) Schematische Darstellung des Drucksensor sowie der aktiven und passiven Flanke und b) charakteristisches Sägezahnprofil [Ka16]	35
Abbildung 4-3: Gegenüberstellung der Plastifiziererergebnisse von SH1, SH2 und SH3	36
Abbildung 4-4: Dünnschnittergebnisse für glatte Schneckenhülse	42

Abbildung 5-1: Versuchsaufbau für Untersuchungen zu frei rotierenden Mischhülsen	45
Abbildung 5-2: Drucksignalverlauf für Betriebspunkt ME2-HD1*-DS40 sowie die zugehörigen berechneten Frequenzen für verschiedene Zeitspannen	48
Abbildung 5-3: Abwicklung Mischhülse ME2	49
Abbildung 5-4: GUI des Labview-Programms für automatisierte Mischhülsendrehzahlerfassung für den Betriebspunkt ME2-HD1*-DS40	50
Abbildung 5-5: Betrag der Abweichungen zwischen manuell und automatisiert ermittelten Mischhülsendrehzahlen	51
Abbildung 5-6: Übersicht der gemessenen Druckwerte und der resultierenden Druckverluste der Vorversuche	52
Abbildung 5-7: Auswahl der ermittelten Prozessparameter der Vorversuche	54
Abbildung 5-8: Schematische Darstellung der Überströmungs-Verhältnisse am Beispiel eines Waben-DMR	58
Abbildung 5-9: SG-Werte Vorversuche	60
Abbildung 5-10: Temperaturspanne der Thermographieaufnahmen aus den Vorversuchen	62
Abbildung 5-11: Komplexe Viskosität η^* über Kreisfrequenz ω der Versuchsmaterialien	66
Abbildung 5-12: Verläufe von Speicher- und Verlustmoduln über Kreisfrequenz der Versuchsmaterialien mit den jeweiligen COP	67
Abbildung 5-13: Übersicht der Mittelwerte sowie der Standardabweichungen der Druckwerte A und C der drei Messungen für ME3 aller Materialien	68
Abbildung 5-14: Auswahl der ermittelten Prozessgrößen aus den Hauptversuchen	69
Abbildung 5-15: Spez. Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur der untersuchten Versuchsmaterialien (2. Aufheizkurve, Heizrate 10 K/min)	70
Abbildung 5-16: Komplexe Viskosität und COP für Betriebspunkte ME3-SD75 der Materialien PE-HD1, PE-HD2 und PE-LD	71
Abbildung 5-17: Übersicht der gemessenen Druckwerte und der resultierenden Druckverluste der Hauptversuche für eine Schneckendrehzahl von 75 U/min	73
Abbildung 5-18: Übersicht der Ergebnisse für Massetemperatur, Massedurchsatz und Hülsendrehzahl aller Hauptversuche für das Betriebsverhalten	74
Abbildung 5-19: Werte von SG für Hauptversuche	76
Abbildung 5-20: a) Kennzeichnung der Oberflächen im CAD-Modell und b) abgeleitetes Fluidvolumen mit Randbedingungen für ME3	79
Abbildung 5-21: Einfluss der Hülsenposition auf die flächenspezifischen Drehmomente	84
Abbildung 5-22: Vergleich des Einlassdruckes zwischen Experiment und Simulation für die Betriebspunkte ME3-HD1-SD75/125 und ME3-LD-SD75/125	85

Abbildung 5-23: Verlauf Massedruck für eine Abtastfrequenz von 10Hz sowie Kennzeichnung des maximalen, minimalen und mittleren Wertes für Betriebspunkt ME3-LD-SD125	86
Abbildung 6-1: Konzeptidee für ein neuartiges frei rotierendes Mischelement bestehend, aus einem Waben-DMR mit einer DMS	93
Abbildung 6-2: Algorithmus zur automatisierten Auslegung und Optimierung von dynamischen Mischelementen	96
Abbildung 6-3: Übersicht der Gewichtungsfaktoren für die Qualitätskriterien	104
Abbildung 6-4: Visualisierung DMS-Geometrieparameter	105
Abbildung 6-5: Rechennetz der Referenzgeometrie der DMS	107
Abbildung 6-6: Randbedingungen für die Simulation der Referenzgeometrie des Dynamic Mixing Sleeve	108
Abbildung 6-7: Auswertungsflächen und -volumina am Beispiel der Referenzgeometrie des DMS	109
Abbildung 6-8: Übersicht Qualitätskriterien des optimalen Kandidaten	112
Abbildung 6-9: Streudiagramme von $QKSV$ in Abhängigkeit der Geometrieparameter P1 (a) und P2 (b)	115
Abbildung 6-10: Streudiagramme von $QKTS$ (a) und $QKLSB$ (b) in Abhängigkeit vom Geometrieparameter P3	115
Abbildung 8-1: Schematische Darstellung des Messboxzusammenbaus	142
Abbildung 8-2: Verschleißerscheinungen an a) Bronzering, b) ME2, c) ME3 und d) Zylinder	147
Abbildung 8-3: Statistische Auswertung der Massetemperaturen aus Hauptversuchen für Betriebsverhalten aller Mischelemente	169
Abbildung 8-4: Massedruckverlauf Sensor für ME2-PP-SD125	169
Abbildung 8-5: Veränderung der Ergebnisse des Dynamic Mixing Sleeve für unterschiedliche Netzeinstellungen: a) Massetemperatur am Auslass, b) Druckverbrauch	173

8.5 Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Übersicht existierender frei rotierender Systeme in der Einschneckenextrusion.....	13
Tabelle 2-2: Spezifizierungen der Terme der allgemeinen Transportgleichung nach [Sc13]	23
Tabelle 3-1: Übersicht der relevanten Prozessparameter (Betriebsverhalten) und der Größen zur Beurteilung der Extrudatqualität	26
Tabelle 4-1: Versuchsumfang der Vorversuche für frei rotierende Mischhülsen	33
Tabelle 4-2: Gegenüberstellung der konstruktiven Unterschiede zwischen SH2 und SH3	35
Tabelle 4-3: Wärmebildaufnahmen aus Bypassversuchen mit SH2	39
Tabelle 4-4: Übersicht der Dünnschnittergebnisse aus Bypassversuchen mit SH2	40
Tabelle 5-1: Versuchsumfang der Vorversuche für frei rotierende Mischhülsen	46
Tabelle 5-2: Größenvergleich der Innen- und Außenfläche der Hülsen von ME2 und ME3.....	55
Tabelle 5-3: Dünnschnitte der Vorversuche für PE-HD1* mit Segregationsgrad	59
Tabelle 5-4: Wärmebilder der Vorversuche für PE-HD1*.....	61
Tabelle 5-5: Versuchsumfang der Hauptversuche	64
Tabelle 5-6: Übersicht der durchgeführten Änderungen der Mischelemente ME4, ME5 und ME6 im Vergleich zu ME3	65
Tabelle 5-7: Kennzeichnung der metallischen Oberflächen ME3.....	80
Tabelle 5-8: Übersicht der Randbedingungen für CFD-Simulationen.....	82
Tabelle 5-9: Übersicht der Hülse-Rotor-Anordnungsmöglichkeiten	83
Tabelle 5-10: Übersicht der Ergebnisse zur Prognose der Hülsendrehzahlen in Abhängigkeit vom Material und von der Schneckendrehzahl	88
Tabelle 6-1: Übersicht verschiedener Gestaltungsmerkmale zur Auslegung von Mischelementen	90
Tabelle 6-2: Übersicht der verwendeten Qualitätskriterien.....	98
Tabelle 6-3: Übersicht der verwendeten Ausschlusskriterien	98
Tabelle 6-4: Dimensionierung DMS	106
Tabelle 6-5: Parameterbeziehungen für die DMS	106
Tabelle 6-6: Gegenüberstellende Schnittdarstellung der Referenzgeometrie und der optimierten Geometrie der DMS	111
Tabelle 6-7: Korrelationsmatrix der Optimierungsergebnisse	113
Tabelle 6-8: Ergebnisübersicht der zehn besten DP.....	116

Tabelle 8-1: Materialdaten der verwendeten Materialien.....	143
Tabelle 8-2: HSST-Versuchsprotokolle	144
Tabelle 8-3: Versuchsprotokolle für PE-HD1* (mit 2 % Batch) Vorversuche.....	145
Tabelle 8-4: Versuchsprotokolle für PE-LD* (mit 2 % Batch) Vorversuche	146
Tabelle 8-5: Dünnschnitte Vorversuche PE-LD* (mit 2 % Batch).....	147
Tabelle 8-6: Thermographieaufnahmen Vorversuche PE-LD* (mit 2 % Batch).....	148
Tabelle 8-7: Versuchsprotokolle ME2, ME4, ME5 und ME6 für PE-HD1 der Hauptversuche	149
Tabelle 8-8: Versuchsprotokolle der Wiederholversuche ME3 für PE-HD1 der Hauptversuche.....	150
Tabelle 8-9: Versuchsprotokolle ME2, ME4, ME5 und ME6 für PE-HD2 der Hauptversuche	151
Tabelle 8-10: Versuchsprotokolle der Wiederholversuche ME3 für PE-HD2 der Hauptversuche.....	152
Tabelle 8-11: Versuchsprotokolle ME2, ME4, ME5 und ME6 für PE-LD der Hauptversuche.....	153
Tabelle 8-12: Versuchsprotokolle der Wiederholversuche ME3 für PE-LD der Hauptversuche	154
Tabelle 8-13: Versuchsprotokolle ME2, ME4, ME5 und ME6 für PP der Hauptversuche	155
Tabelle 8-14: Versuchsprotokolle der Wiederholversuche ME3 für PP der Hauptversuche	156
Tabelle 8-15: Versuchsprotokolle für PE-HD1* (mit 1 % Batch) der Hauptversuche (Homogenität).....	157
Tabelle 8-16: Versuchsprotokolle für PE-HD2* (mit 1 % Batch) der Hauptversuche (Homogenität).....	158
Tabelle 8-17: Versuchsprotokolle für PE-LD* (mit 1 % Batch) der Hauptversuche (Homogenität) ..	159
Tabelle 8-18: Versuchsprotokolle für PP* (mit 1 % Batch) der Hauptversuche (Homogenität)	160
Tabelle 8-19: Dünnschnitte der Hauptversuche für PE-HD1* (1 % Batch).....	161
Tabelle 8-20: Dünnschnitte der Hauptversuche für PE-HD2* (1 % Batch).....	162
Tabelle 8-21: Dünnschnitte der Hauptversuche für PE-LD* (1 % Batch)	163
Tabelle 8-22: Dünnschnitte der Hauptversuche für PP* (1 % Batch).....	164
Tabelle 8-23: Wärmebildaufnahmen Hauptversuche für PE-HD1* (1 % Batch)	165
Tabelle 8-24: Wärmebildaufnahmen Hauptversuche für PE-HD2* (1 % Batch)	166
Tabelle 8-25: Wärmebildaufnahmen Hauptversuche für PE-LD* (1 % Batch).....	167
Tabelle 8-26: Wärmebildaufnahmen Hauptversuche für PP* (1 % Batch).....	168
Tabelle 8-27: Übersicht der verwendeten Hardware.....	169
Tabelle 8-28: Materialdaten für CFD-Simulation	170
Tabelle 8-29: Übersicht der verwendeten Konvergenzkriterien.....	172

Tabelle 8-30: Vernetzungseinstellungen der Optimierung.....	172
Tabelle 8-31: Randbedingungen für Simulation des Betriebspunktes ME2-LD-SD125	174
Tabelle 8-32: Vorgehensweise und Einstellungen analog zu Simulation für ME3.....	174
Tabelle 8-33: Gegenüberstellung Ergebnisse aus Experiment und Simulation.....	174
Tabelle 8-34: Einstellungen MOGA-Algorithmus.....	174

A Anhang

A.1 Deformationsgradienten- und Rotationsgradientensor

$$\nabla \cdot \underline{u} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} & \frac{\partial u}{\partial z} \\ \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial z} \\ \frac{\partial w}{\partial x} & \frac{\partial w}{\partial y} & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} = \underline{\underline{D}} + \underline{\underline{W}} \quad \text{Gl. 8-1}$$

$$\underline{\underline{D}} = \frac{\nabla \cdot (\underline{u} + \underline{u}^T)}{2} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 8-2}$$

$$\underline{\underline{W}} = \frac{\nabla \cdot (\underline{u} - \underline{u}^T)}{2} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} \right) & 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial z} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \right) & 0 \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 8-3}$$

A.2 Herleitung der Schergeschwindigkeit aus Deformationsgradiententensor

Aufgrund der inkompressiblen und stationären Scherströmung sind die Invarianten I_D und III_D gleich Null. [BAH87], [Rü19], [OR14], [CS13]

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} \text{Spur}(\underline{\underline{D}}^2)} = \sqrt{\frac{1}{2} II_{\underline{\underline{D}}}} = \sqrt{\frac{1}{2} \text{Spur} \left(\begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \right)}$$

$$\Leftrightarrow \dot{\gamma} =$$

$$\sqrt{\frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right]}$$

$$\Leftrightarrow \dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right]}$$

A.3 Sensorik zur Hülsendrehzahlerfassung

Um das Ausgangssignal des Drucksensors mithilfe des Messrechners auszuwerten zu können, wurde eine Messbox genutzt. Diese setzte sich aus einem Netzgerät (Serie NG24, LEG Industrie-Elektronik GmbH), einem Voltmeter, einem DMS Verstärker (Serie DM2, LEG Industrie-Elektronik GmbH) und einem A/D-Wandler (RedLab 1608FS, Meilhaus Electronic GmbH) zusammen. Der Aufbau dieser Messbox ist in Abbildung 8-1 schematisch dargestellt (rot gestrichelter Kasten).

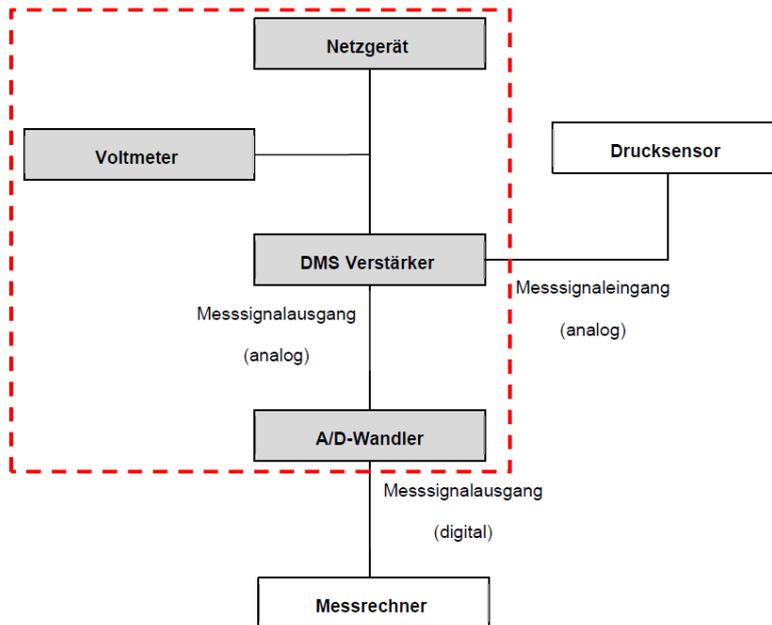


Abbildung 8-1: Schematische Darstellung des Messboxzusammenbaus

Das Netzgerät diente zur Spannungsversorgung des DMS Verstärkers, der die niedrige Ausgangsspannung des Drucksensors auf einen Spannungsbereich von 0 – 10 V verstärkte. Zudem war ein Voltmeter integriert, welches ein direktes Ablesen der am DMS-Verstärker anliegenden Eingangsspannung des Netzgerätes zuließ. Das analoge Ausgangssignal des DMS Verstärkers wurde anschließend dem A/D-Wandler zugeführt, der dieses in ein digitales Messsignal umsetzte. Dieses wurde über eine USB-Schnittstelle an den Messrechner übertragen.

A.4 Materialdaten

Tabelle 8-1: Materialdaten der verwendeten Materialien¹⁵

Produktname	Typ	Kennzeichnung in Arbeit	Aufschmelztemperatur [°C]	Verarbeitungstemperaturbereich [°C]	Dichte [g/cm ³]	Anwendung
Lupolen 2420D	PE-LD	PE-LD	110	170 – 220	0,923	Blasfolienextrusion
Hostalen ACP 9255 Plus	PE-HD	PE-HD1	133	200 – 230	0,957	Blasfolienextrusion
Lupolen 4021 K RM	PE-HD	PE-HD2		180 – 210	0,9395	Rotationsformen ¹⁶
Moplen HP501H	PP	PP		210 – 230	0,90	Extrusionsblasformen, Spritzgießen, Thermoformen

¹⁵ Alle Angaben gemäß Datenblatt.

¹⁶ Die Möglichkeit zur Anwendung dieses Materials in der klassischen Extrusion wurde von Werkstoffingenieuren der Firma lyondellbasell bestätigt.

A.5 HSST-Versuchsprotokolle

Tabelle 8-2: HSST-Versuchsprotokolle

Betriebspunkt	Drehzahlen			Temperateureinstellung						\dot{m}	Drücke				Antrieb	
	Soll n_{Snecke} [U/min]	Ist n_{Snecke} [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Zone 1 140°C	Zone 2 190°C	Zone 3 190°C	Zone 4 190°C	Zone 5 190°C	Zone 6 200°C		T_M [°C]	p2 [bar]	p3 [bar]	p4 [bar]	Drehmo- ment [%]	P_{Gesamt} [kW]
SH1-LD-SD200	200	202,7	23	139,7	190,1	189,1	190,1	190,1	190,1	198,4	178	195	133,3	63,24	7,01	6,3
SH1-LD-SD400	400	400,7	60,00	139,9	189,9	191,4	189,7	189,8	189,8	205,94	194	238	172	71,30	17,17	12,71
SH1-LD-SD600	600	600,1	117	137	210,2	202,9	178,1	189,8	199	216,8	190	250	185,7	76,17	25,65	19,75
SH1-LD-SD800	800	798,5	162	139,8	243	219,7	189	198,6	200	230,1	184	246	183	77,61	32,42	26,34
SH1-LD-SD1000	1000	996,7	252	145,8	252,6	230,2	188,2	194,9	200,8	234,3	177	242	181	82	40,1	33,95
SH2-LD-SD200	200	202,8	32	139,6	189,9	187,9	187,9	190,3	199,8	193,9	174	205	146	61,48	10,04	6,13
SH2-LD-SD400	400	400,4	70,00	140	190	192,3	189,9	190	200,2	199,9	204	254	183	74,97	17,71	13,53
SH2-LD-SD600	600	600	121,00	139,7	203,5	196	188,8	190,2	200	210	211	271	197	80,40	25,98	20,81
SH2-LD-SD800	800	798,6	189,00	141,4	236,2	220,5	193,3	190,4	200,5	223,4	201	265	197	80,09	332,00	27,00
SH2-LD-SD1000	1000	996,6	336,00	151,4	267,1	247	198	190	200,4	235	184	250	189	78,20	38,22	32,46
SH2-LD*-SD200	200	202,7	29	136	188,9	191,6	187,8	190,7	200,1	200,6	173	212	133	57,5	9,19	5,72
SH2-LD*-SD400	400	400,6	63	132	189	193	190	190	200	208	210	253	159	69,65	17,51	12,43
SH2-LD*-SD600	600	599,9	109	139	208	204	190	191	200	219,2	215	268	172	74,54	23,95	19,34
SH2-LD*-SD800	800	798,47	163	140	237	228	195	193	201	232,7	205	261	170	74,19	29,92	23,92
SH3-LD-SD200	200	202,8	23	140,1	190	190,3	189,6	190	200,1	201,14	141	170,4	123	48,36	8,36	4,65
SH3-LD-SD400	400	400,52	36	139,8	190,1	190,2	190,5	189,9	200,1	211,7	173	202	147	59,6	14,17	10,56
SH3-LD-SD600	600	600,17	84	140	199	195,1	189,3	189,9	199,8	221,8	169	214	159	64,78	21,36	16,66
SH3-LD-SD800	800	798,95	148	140,3	233,2	214,8	191,5	190,4	200,3	231,4	174	230	172	70,96	28,85	23,86
SH3-LD-SD1000	1000	996,9	227,00	140,1	262,8	233,5	194,5	189,8	200,1	242,5	162	224	169	71,48	35,29	29,62

A.6 Versuchsprotokolle Vorversuche

Tabelle 8-3: Versuchsprotokolle für PE-HDI* (mit 2 % Batch) Vorversuche

Betriebspunkt	Temperatureinstellung										T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	$n_{Schnecke}$ [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb
	Einzug 40°C	Zone			Leitungen & Bypass			Druckdrossel		A					C	I	
		1.1 210°C	1.2 220°C	1.3 230°C	Zone 2.1 230°C	Zone 2.2 230°C	Zone 2.3 230°C	Zone 3.1 230°C	Zone 3.1 230°C								
ME1-HDI*-DS20	30,2	178,61	206,71	226,44	225,43	229,03	231,24	229,75	214,18	20	25,18	-	212,49	150,1	44,22		
ME1-HDI*-DS40	30,2	186,15	202,66	223,10	228,47	231,81	229,99	232,33	199,86	40	48,06	-	286,81	196,14	52,36		
ME1-HDI*-DS60	30,2	196,13	209,45	219,39	228,81	231,78	231,76	234,77	190,1	60	73,25	-	375,8	229,1	60,38		
ME1-HDI*-DS80	30,2	199,87	210,80	222,12	228,83	230,41	229,54	230,60	176,92	80	98,43	-	458,73	257,31	64,79		
ME1-HDI*-DS100	30,2	197,39	204,55	215,45	226,83	225,48	228,94	218,84	171,6	100	121,31	-	513,02	284,24	69,48		
ME2-HDI*-DS20	30,2	199,38	224,56	232,53	236,32	231,16	230,40	232,16	229,86	20	25,17	1	257,31	142,41	45,26		
ME2-HDI*-DS40	30,2	198,55	221,78	230,46	234,68	230,74	230,36	231,55	217,55	40	48,06	2	360,06	187,41	53,01		
ME2-HDI*-DS60	30,2	196,91	208,57	221,38	230,46	225,95	225,42	220,20	201,13	60	73,25	3	521,19	229,06			
ME2-HDI*-DS80	30,2	-	-	-	-	-	-	-	-	80	-	-	-	-	-		
ME2-HDI*-DS100	30,2	-	-	-	-	-	-	-	-	100	-	-	-	-	-		
ME3-HDI*-DS20	30,2	199,71	222,62	230,54	231,87	231,31	228,03	223,00	231,1	20	25,17	0,8	263,27	144,88	47,00		
ME3-HDI*-DS40	30,2	197,58	218,14	231,87	231,38	231,59	230,57	232,56	216,2	40	48,07	2	370,31	189,2	53,52		
ME3-HDI*-DS60	30,2	197,25	208,40	219,84	229,34	227,66	227,14	225,26	204,51	60	73,24	3,6	467,78	226,39	62,99		
ME3-HDI*-DS80	30,2	203,86	211,76	216,23	228,24	231,24	231,99	231,54	198,65	80	96,13	5,4	528,47	246,22	64,39		
ME3-HDI*-DS100	30,2	213,10	220,08	221,12	230,06	231,69	229,69	231,19	200,41	100	121,32	6,2	575,88	263,89	66,32		

Tabelle 8-4: Versuchsprotokolle für PE-LD* (mit 2 % Batch) Vorversuche

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperatureinstellung										T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb I
		Zone			Leitungen & Bypass			Druckdrossel		A	C							
		1.1 210°C	1.2 220°C	1.3 230°C	Zone 2.1 230°C	Zone 2.2 230°C	Zone 2.3 230°C	Zone 3.1 230°C	Zone 3.1 230°C	[bar]	[bar]							
ME1-LD*-DS20	30,2	176,86	199,14	223,54	223,27	219,17	216,15	215,96	215,96	217,9	20	32,03	-	104,75	78,93	20,75		
ME1-LD*-DS40	30,2	181,92	198,74	218,59	220,91	220,53	218,56	218,20	218,20	203,94	40	68,65	-	151,33	112,47	33,42		
ME1-LD*-DS60	30,2	187,88	201,29	211,56	217,91	222,25	224,65	222,37	222,37	194	60	102,99	-	186,01	139,48	39,98		
ME1-LD*-DS80	30,2	191,96	200,74	206,56	217,46	217,58	217,34	206,96	206,96	190,38	80	135,04	-	204,21	159,55	44,09		
ME1-LD*-DS100	30,2	199,16	206,54	213,59	217,14	222,60	223,29	222,71	222,71	191,35	100	169,38	-	232,19	169,92	47,27		
ME2-LD*-DS20	30,2	174,12	196,57	217,95	222,29	218,09	228,60	229,77	229,77	221,22	20	34,34	2,5	139,59	78,24	26,60		
ME2-LD*-DS40	30,2	179,04	196,16	216,88	219,96	218,25	225,43	221,45	221,45	213,12	40	68,66	5,5	210,89	111,78	38,18		
ME2-LD*-DS60	30,2	184,32	197,88	207,49	217,25	219,51	230,15	218,37	218,37	205,02	60	102,98	8,5	276,95	138,57	44,79		
ME2-LD*-DS80	30,2	194,52	204,48	209,15	217,37	220,10	231,59	220,55	220,55	205,41	80	135,04	12	309,78	154,61	48,24		
ME2-LD*-DS100	30,2	199,28	206,79	211,96	217,56	220,04	229,11	218,82	218,82	206,23	100	169,39	16	342,87	169,25	51,64		
ME3-LD*-DS20	30,2	189,91	199,62	219,76	223,95	220,52	220,19	220,08	220,08	223,12	20	32,05	4,6	137,11	72,71	26,96		
ME3-LD*-DS40	30,2	179,21	191,44	209,81	218,81	216,07	218,89	210,59	210,59	210,04	40	66,37	10,2	228,53	115,16	40,28		
ME3-LD*-DS60	30,2	188,59	200,41	210,14	217,03	218,94	219,98	208,81	208,81	208,16	60	100,7	15,4	281,47	140,76	45,66		
ME3-LD*-DS80	30,2	195,91	199,39	211,97	220,12	221,76	221,94	209,55	209,55	209,3	80	135,08	18,2	320,42	158,44	49,79		
ME3-LD*-DS100	30,2	197,71	202,23	208,85	220,99	218,18	219,04	207,17	207,17	209,16	100	164,79	17,6	346,52	172,31	52,56		

A.7 Verschleißerscheinungen

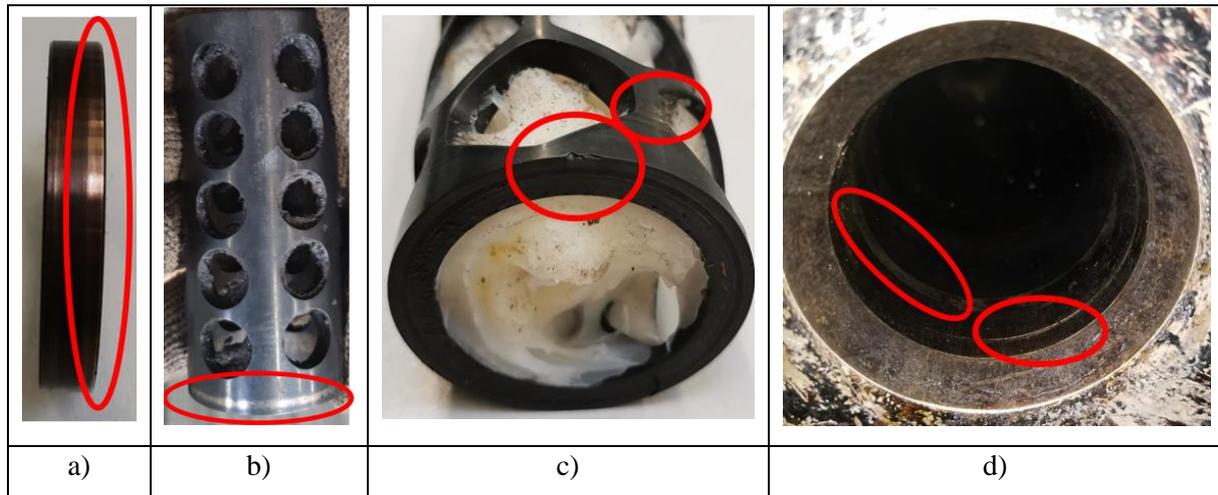


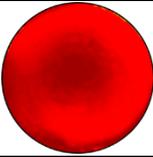
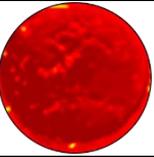
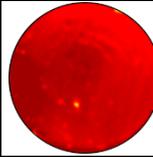
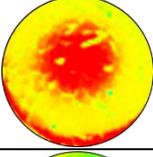
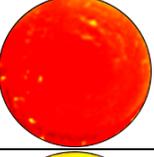
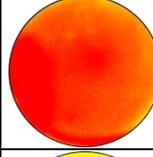
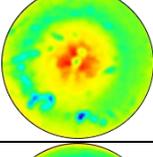
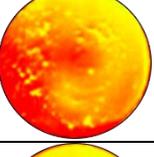
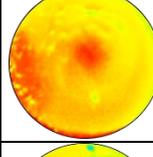
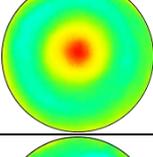
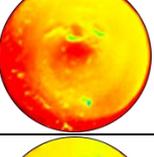
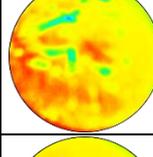
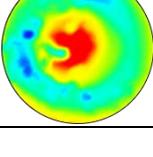
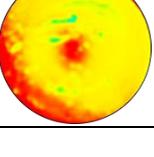
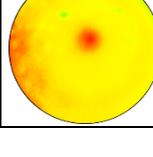
Abbildung 8-2: Verschleißerscheinungen an a) Bronzering, b) ME2, c) ME3 und d) Zylinder

A.8 Homogenitätsergebnisse Vorversuche für PE-LD*

Tabelle 8-5: Dünnschnitte Vorversuche PE-LD* (mit 2 % Batch)

\dot{m} [kg/h]	ME1-LD*			ME2-LD*			ME3-LD*		
	Dünnschnitt	[-]		Dünnschnitt	[-]		Dünnschnitt	[-]	
20		\bar{x}	76,290		\bar{x}	44,519		\bar{x}	53,234
		s	34,190		s	9,679		s	9,274
		SG	0,130		SG	0,015		SG	0,013
40		\bar{x}	82,34		\bar{x}	60,998		\bar{x}	46,643
		s	33,878		s	12,366		s	9,274
		SG	0,127		SG	0,021		SG	0,013
60		\bar{x}	86,369		\bar{x}	49,049		\bar{x}	41,457
		s	39,166		s	12,744		s	8,933
		SG	0,170		SG	0,025		SG	0,013
80		\bar{x}	73,412		\bar{x}	46,566		\bar{x}	42,504
		s	41,463		s	12,474		s	8,383
		SG	0,199		SG	0,023		SG	0,011
100		\bar{x}	90,154		\bar{x}	68,818		\bar{x}	36,714
		s	44,782		s	17,773		s	10,994
		SG	0,230		SG	0,041		SG	0,021

Tabelle 8-6: Thermographieaufnahmen Vorversuche PE-LD* (mit 2 % Batch)

\dot{m} kg/h	ME1-LD*			ME2-LD*			ME3-LD*			Skala
	[-]	[°C]		[-]	[°C]		[-]	[°C]		[°C]
20		T_{\max}	197,4		T_{\max}	199,1		T_{\max}	195,5	
		T_{\min}	169,4		T_{\min}	168,8		T_{\min}	176,0	
		ΔT	28,0		ΔT	30,3		ΔT	19,5	
		T_{mittel}	189,4		T_{mittel}	191,4		T_{mittel}	190,3	
40		T_{\max}	187,7		T_{\max}	190,8		T_{\max}	185,7	
		T_{\min}	159,9		T_{\min}	174,1		T_{\min}	177,8	
		ΔT	27,8		ΔT	16,7		ΔT	7,9	
		T_{mittel}	177,5		T_{mittel}	183,9		T_{mittel}	181,7	
60		T_{\max}	182,8		T_{\max}	192,1		T_{\max}	183,4	
		T_{\min}	149,8		T_{\min}	171,5		T_{\min}	169,3	
		ΔT	33,0		ΔT	20,6		ΔT	14,1	
		T_{mittel}	169,4		T_{mittel}	179,7		T_{mittel}	177,5	
80		T_{\max}	182,9		T_{\max}	192,7		T_{\max}	182,8	
		T_{\min}	161,0		T_{\min}	155,8		T_{\min}	155,0	
		ΔT	21,9		ΔT	36,9		ΔT	27,8	
		T_{mittel}	167,0		T_{mittel}	179,3		T_{mittel}	175,6	
100		T_{\max}	188,5		T_{\max}	187,0		T_{\max}	182,3	
		T_{\min}	151,0		T_{\min}	161,0		T_{\min}	167,9	
		ΔT	37,5		ΔT	26,0		ΔT	14,4	
		T_{mittel}	167,0		T_{mittel}	176,6		T_{mittel}	175,9	

A.9 Versuchsprotokolle Hauptversuche

Tabelle 8-7: Versuchsprotokolle ME2, ME4, ME5 und ME6 für PE-HD1 der Hauptversuche

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperatureinstellung						T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	n_{Hilse} [U/min]	Drücke		Antrieb I
		Zone 1		Zone 2		Zone 3						A	C	
		1.1 210°C	1.2 220°C	1.3 230°C	2.1 230°C	2.2 230°C	2.3 230°C					3.1 230°C	[bar]	
ME2-HD1-SD25	40,2	209,95	220,17	230,19	230,08	230,45	229,99	230,09	22,5	25	1,3	263,13	126,16	46,656
ME2-HD1-SD50	40,2	208,16	220,10	229,78	229,27	229,27	230,15	230,21	212,37	50	2,5	372,58	172,39	53,782
ME2-HD1-SD75	40,2	210,53	219,91	229,70	229,40	228,79	229,75	229,68	200,66	75	4,5	496,98	202,38	62,998
ME2-HD1-SD100	40,2	210,10	219,92	230,06	229,76	228,80	230,28	230,20	195,92	100	6,5	562,19	222,59	67,343
ME2-HD1-SD125	-	-	-	-	-	-	-	-	-	125	-	-	-	-
ME4-HD1-SD25	40,2	210,27	220,16	230,06	231,05	230,31	230,01	230,85	226,26	25	1,7	260,97	136,59	45,34
ME4-HD1-SD50	40,2	208,15	220,08	230,04	229,50	229,88	229,97	229,99	211,93	50	3,9	371,99	186,58	51,83
ME4-HD1-SD75	40,2	210,22	220,07	230,31	229,88	230,08	230,19	229,64	203,05	75	6,4	488,95	219,6	59,73
ME4-HD1-SD100	40,2	210,10	219,96	230,22	229,04	229,56	229,66	229,00	199,76	100	8,8	559,98	239,36	63,45
ME4-HD1-SD125	40,2	210,20	219,98	228,60	230,14	229,88	229,93	230,71	197,43	125	9,5	610,52	257,95	67,38
ME5-HD1-SD25	40,2	211,68	220,46	230,17	227,17	229,49	206,95	229,73	226,71	25	1,2	271,55	137,24	45,68
ME5-HD1-SD50	40,2	206,72	218,46	227,96	230,16	230,24	199,04	229,88	211,34	50	3,2	382,45	190,09	52,36
ME5-HD1-SD75	-	-	-	-	-	-	-	-	-	75	-	-	-	-
ME5-HD1-SD100	-	-	-	-	-	-	-	-	-	100	-	-	-	-
ME5-HD1-SD125	-	-	-	-	-	-	-	-	-	125	-	-	-	-
ME6-HD1-SD25	40,2	211,06	220,15	230,26	231,51	230,43	230,01	229,98	227,14	25	1,3	190,44	127,06	46,21
ME6-HD1-SD50	40,2	208,29	219,71	228,99	228,99	229,74	229,99	229,89	210,27	50	3	272,03	176,55	52,90
ME6-HD1-SD75	40,2	210,27	220,33	228,43	229,95	230,26	229,95	229,88	201,93	75	5,7	370,74	204,91	60,52
ME6-HD1-SD100	40,2	210,94	220,01	229,01	230,06	230,29	230,13	229,95	199,38	100	8,3	445	224,15	64,57
ME6-HD1-SD125	40,2	211,46	220,86	222,18	208,29	230,79	230,51	230,41	197,19	125	16	519,46	265,3	64,26

Tabelle 8-8: Versuchsprotokolle der Wiederholversuche ME3 für PE-HDI der Hauptversuche

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperatur einstellen									T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb I
		Zone			Leitungen & Bypass			Druckdrossel							A	C	
		1.1 210°C	1.2 220°C	1.3 230°C	Zone 2.1 230°C	Zone 2.2 230°C	Zone 2.3 230°C	Zone 3.1 230°C	Zone 3.1 230°C	Zone 3.1 230°C					[bar]	[bar]	
ME3-HDI1-SD25	40,2	210,21	220,03	229,96	229,95	230,62	229,87	230,32	227,98	20	25	1,8	258	135,69	44,09		
ME3-HDI1-SD50	40,2	206,51	219,39	228,72	229,36	229,80	230,07	229,86	213,01	40,7	50	3,4	374,99	184,83	51,31		
ME3-HDI1-SD75	40,2	210,11	219,88	229,89	229,30	230,18	230,24	230,29	206,89	60	75	6,6	480,07	216,73	58,51		
ME3-HDI1-SD100	40,2	210,00	219,94	229,80	229,45	229,12	229,99	229,78	200,26	80	100	9,7	571,04	239,2	62,58		
ME3-HDI1-SD125	40,2	210,19	220,10	230,23	230,27	230,26	230,08	230,33	199,16	99,72	125	11,4	619	257,95	66,22		
ME3-HDI1-SD25	40,2	209,98	220,06	230,01	229,97	230,01	230,05	230,02	227,32	20	25	2,2	262,96	138,01	45,97		
ME3-HDI1-SD50	40,2	204,90	219,87	230,91	229,13	230,26	230,20	230,06	212,99	41,98	50	5,5	371,92	187,14	52,51		
ME3-HDI1-SD75	40,2	210,37	220,22	229,38	229,55	230,14	229,98	230,13	205,4	60	75	7,9	490,41	218,8	58,76		
ME3-HDI1-SD100	40,2	210,24	220,03	229,91	229,28	229,94	229,90	229,58	200	80	100	10,8	573,49	240,52	62,91		
ME3-HDI1-SD125	40,2	210,26	220,10	229,95	230,11	230,36	229,83	230,31	198,23	101,64	125	12,1	616,75	260,55	66,34		
ME3-HDI1-SD25	40,2	211,15	219,44	230,08	232,12	230,05	230,07	229,92	227	21,39	25	1,5	256,1	135,6	46,32		
ME3-HDI1-SD50	40,2	206,30	218,93	230,35	230,54	229,85	230,04	229,73	212,61	41,15	50	3,5	364,31	186,5	51,85		
ME3-HDI1-SD75	40,2	210,50	219,81	230,40	229,88	230,09	230,05	229,98	205,11	60,41	75	6,5	474,96	218,92	59,72		
ME3-HDI1-SD100	40,2	210,09	219,78	229,88	229,27	229,68	230,19	230,27	199,69	82,01	100	8,9	555,61	240,87	63,86		
ME3-HDI1-SD125	40,2	210,39	220,18	229,94	229,60	229,95	229,86	229,65	198,09	100,8	125	11,3	616,01	260,93	67,80		

Tabelle 8-9: Versuchsprotokolle ME2, ME4, ME5 und ME6 für PE-HD2 der Hauptversuche

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperatureinstellung										T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb I						
		Zone 1.1		Zone 1.2		Zone 1.3		Zone 2.1		Zone 2.2						Zone 2.3			Zone 3.1		A	C		
		190°C	200°C	200°C	220°C	220°C	220°C	220°C	220°C	220°C	220°C					220°C	220°C		220°C	220°C	220°C	[bar]	[bar]	
ME2-HD2-SD25	40,2	188,92	201,08	220,95	220,09	220,26	219,97	219,92	219,92	219,92	219,92	219,92	219,92	219,92	219,92	219,92	219,92	219,92	18	25	1,3	72,71	36,8	17,70
ME2-HD2-SD50	40,2	190,15	199,41	219,03	219,87	219,77	219,95	220,09	220,09	220,09	220,09	220,09	220,09	220,09	220,09	220,09	220,09	220,09	36	50	3	130	63,99	32,69
ME2-HD2-SD75	40,2	190,49	199,79	218,96	219,77	219,48	219,98	219,98	219,98	219,98	219,98	219,98	219,98	219,98	219,98	219,98	219,98	219,98	54	75	4,8	179,56	85,75	41,15
ME2-HD2-SD100	40,2	190,62	199,96	218,82	219,85	219,55	220,06	220,03	220,03	220,03	220,03	220,03	220,03	220,03	220,03	220,03	220,03	220,03	73	100	6,6	222,88	104,43	46,80
ME2-HD2-SD125	40,2	190,81	200,30	219,30	219,91	219,95	220,09	219,94	219,94	219,94	219,94	219,94	219,94	219,94	219,94	219,94	219,94	219,94	92	125	8,4	265,95	119,98	50,83
ME4-HD2-SD25	40,2	187,66	200,18	219,89	217,65	219,89	220,02	219,90	219,90	219,90	219,90	219,90	219,90	219,90	219,90	219,90	219,90	219,90	17,38	25	1,8	69,45	38,25	16,77
ME4-HD2-SD50	40,2	191,35	199,01	218,48	222,99	219,86	219,91	219,86	219,86	219,86	219,86	219,86	219,86	219,86	219,86	219,86	219,86	219,86	35	50	5,1	127,37	66,04	31,51
ME4-HD2-SD75	40,2	190,35	199,51	218,22	219,84	219,47	219,84	219,66	219,66	219,66	219,66	219,66	219,66	219,66	219,66	219,66	219,66	219,66	52,94	75	8,6	176,13	87,74	40,01
ME4-HD2-SD100	40,2	190,54	200,01	219,62	219,12	219,74	220,04	219,78	219,78	219,78	219,78	219,78	219,78	219,78	219,78	219,78	219,78	219,78	71,27	100	12	219,32	105,43	45,60
ME4-HD2-SD125	40,2	191,05	200,02	219,29	224,63	220,18	220,03	220,53	220,53	220,53	220,53	220,53	220,53	220,53	220,53	220,53	220,53	220,53	88,98	125	15,4	261,22	122,74	49,78
ME5-HD2-SD25	40,2	190,03	200,07	219,34	219,97	219,95	220,04	219,84	219,84	219,84	219,84	219,84	219,84	219,84	219,84	219,84	219,84	219,84	18,74	25	1,7	78,69	40,25	17,98
ME5-HD2-SD50	40,2	190,90	199,61	219,21	219,56	219,78	219,99	219,68	219,68	219,68	219,68	219,68	219,68	219,68	219,68	219,68	219,68	219,68	36,06	50	5,1	139,07	66,62	33,97
ME5-HD2-SD75	40,2	190,60	199,61	219,12	219,25	219,84	219,84	219,43	219,43	219,43	219,43	219,43	219,43	219,43	219,43	219,43	219,43	219,43	54,68	75	9	194,43	88,42	42,26
ME5-HD2-SD100	40,2	190,75	199,99	219,29	219,68	219,70	219,99	219,89	219,89	219,89	219,89	219,89	219,89	219,89	219,89	219,89	219,89	219,89	72,9	100	12,6	243	106,65	47,67
ME5-HD2-SD125	40,2	190,50	199,10	217,25	219,63	220,50	219,76	219,79	219,79	219,79	219,79	219,79	219,79	219,79	219,79	219,79	219,79	219,79	90,7	125	13,6	288,88	123,96	51,70
ME6-HD2-SD25	40,2	189,44	200,21	220,02	219,74	219,89	220,09	220,69	220,69	220,69	220,69	220,69	220,69	220,69	220,69	220,69	220,69	220,69	18	25	1,2	58,93	30,24	17,31
ME6-HD2-SD50	40,2	190,35	199,53	219,51	219,54	219,68	219,87	219,39	219,39	219,39	219,39	219,39	219,39	219,39	219,39	219,39	219,39	219,39	36	50	4,2	113,8	58,59	31,61
ME6-HD2-SD75	40,2	190,47	199,73	219,40	219,10	219,54	219,95	219,67	219,67	219,67	219,67	219,67	219,67	219,67	219,67	219,67	219,67	219,67	54	75	6,9	159,12	80,43	40,13
ME6-HD2-SD100	40,2	190,63	199,94	219,26	219,69	219,73	220,17	219,69	219,69	219,69	219,69	219,69	219,69	219,69	219,69	219,69	219,69	219,69	73	100	10,3	199,91	99,46	45,55
ME6-HD2-SD125	40,2	191,42	200,81	218,47	220,01	219,98	219,94	220,14	220,14	220,14	220,14	220,14	220,14	220,14	220,14	220,14	220,14	220,14	91,81	125	12,7	234,53	115,56	49,40

Tabelle 8-10: Versuchsprotokolle der Wiederholversuche ME3 für PE-HD2 der Hauptversuche

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperateureinstellung						T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	n_{Hilse} [U/min]	Drücke		Antrieb I	
		Zone		Leitungen & Bypass		Druckdrossel						A	C		
		1.1 190°C	1.2 200°C	1.3 220°C	Zone 2.1 220°C	Zone 2.2 220°C	Zone 2.3 220°C					Zone 3.1 220°C	[bar]		[bar]
ME3-HD2-SD25	40,2	186,58	200,02	219,83	220,65	219,84	219,80	220,90	210,83	19	25	2,6	67,06	35,9	16,62
ME3-HD2-SD50	40,2	189,46	200,10	220,62	220,88	219,87	219,97	219,53	200,88	37,05	50	5,4	131,28	64,86	32,03
ME3-HD2-SD75	40,2	189,39	200,11	220,02	220,54	220,43	219,97	220,42	192,62	55,95	75	8,4	188,24	88,26	39,92
ME3-HD2-SD100	40,2	189,85	200,20	220,13	219,60	219,86	220,17	219,98	188,74	72,95	100	10,8	222,75	105,96	44,85
ME3-HD2-SD125	40,2	194,05	199,91	218,35	219,97	220,16	220,14	219,96	185,72	89,33	125	14	280,07	124,21	49,26
ME3-HD2-SD25	40,2	187,13	199,89	219,85	219,78	219,90	219,99	220,00	211,48	18,21	25	2,8	66	34,19	16,20
ME3-HD2-SD50	40,2	190,36	199,48	219,65	219,33	220,01	220,06	220,02	201,18	36,15	50	6	127,16	62,31	31,59
ME3-HD2-SD75	40,2	190,64	199,85	219,06	219,21	220,06	220,07	219,62	192,35	54,03	75	8,7	183,05	86,35	40,31
ME3-HD2-SD100	40,2	190,73	200,07	219,26	219,12	219,81	219,99	219,89	188,35	73,14	100	11,9	230,36	106,18	45,66
ME3-HD2-SD125	40,2	190,84	200,25	219,40	219,53	219,78	219,98	219,69	186,01	90,68	125	14,7	272,69	123,53	50,08
ME3-HD2-SD25	40,2	185,69	200,15	219,94	219,03	220,05	219,90	219,94	211,59	17,45	25	2,8	65,91	34,16	16,14
ME3-HD2-SD50	40,2	191,37	199,23	219,01	218,90	219,67	219,91	219,35	201,57	35,25	50	6	125,05	61,68	31,39
ME3-HD2-SD75	40,2	190,58	199,80	220,33	219,06	220,01	220,06	219,69	193,08	52,83	75	9,1	178,94	85,57	40,32
ME3-HD2-SD100	40,2	190,60	199,93	220,17	219,39	220,01	220,08	219,80	188,83	72,89	100	12,4	225,71	105,48	45,83
ME3-HD2-SD125	40,2	191,18	199,98	219,87	219,74	219,96	219,98	220,28	186,14	91,09	125	15,4	264,77	122,47	49,90

Tabelle 8-11: Versuchsprotokolle ME2, ME4, ME5 und ME6 für PE-LD der Hauptversuche

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperateureinstellung							T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	$n_{S,necke}$ [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb I
		Zone			Leitungen & Bypass								A [bar]	C [bar]	
		1.1 190°C	1.2 200°C	1.3 220°C	Zone 2.1 220°C	Zone 2.2 220°C	Zone 2.3 220°C	Zone 3.1 220°C							
ME2-LD-SD25	40,2	188,54	199,88	220,11	220,17	220,09	220,04	219,82	15,95	25	2,2	115	58,98	23,94	
ME2-LD-SD50	40,2	189,73	199,36	219,19	220,02	219,81	219,97	214,76	30	50	6	169	86,31	31,93	
ME2-LD-SD75	40,2	190,20	199,77	219,24	219,98	219,88	219,97	210,13	45	75	7,8	215	108,1	38,71	
ME2-LD-SD100	40,2	190,30	200,03	219,62	219,88	219,76	220,07	207,15	60,23	100	11,3	254,6	126,28	43,42	
ME2-LD-SD125	40,2	190,60	200,35	219,67	219,79	219,94	220,03	205,06	76,04	125	14,7	287	142,48	47,48	
ME4-LD-SD25	40,2	189,75	200,23	220,01	222,35	220,14	219,97	219,62	15,09	25	3,9	118,84	57,82	23,82	
ME4-LD-SD50	40,2	190,41	200,05	219,03	224,95	220,01	220,00	213,66	29,01	50	8,9	179	86,79	31,86	
ME4-LD-SD75	40,2	190,05	199,78	220,03	217,63	219,70	219,98	209,16	43,35	75	13,8	225,44	109,86	38,60	
ME4-LD-SD100	40,2	190,36	199,96	219,81	224,13	220,15	219,95	206,86	58,54	100	19,3	263,03	128,15	43,41	
ME4-LD-SD125	40,2	190,57	200,16	220,14	220,44	219,62	220,23	205,32	73,26	125	21,6	294,89	143,78	47,01	
ME5-LD-SD25	40,2	190,46	199,98	219,98	220,12	220,06	220,00	219,01	15,41	25	3,6	131	58,74	25,93	
ME5-LD-SD50	40,2	190,48	199,45	219,53	219,87	219,94	219,97	214,02	29,8	50	8	194	87,68	33,43	
ME5-LD-SD75	40,2	190,60	199,59	219,45	219,99	220,00	219,86	209,99	44,14	75	13,3	244	109,55	39,82	
ME5-LD-SD100	40,2	190,76	200,06	219,46	219,92	219,99	219,93	207,76	58,71	100	16	284,51	127,88	44,40	
ME5-LD-SD125	40,2	191,27	200,43	219,51	220,17	220,08	220,02	206,26	73,89	125	15,6	318,99	143,82	48,42	
ME6-LD-SD25	40,2	188,94	200,47	220,47	219,70	220,10	220,19	220,61	15	25	2,8	107,39	51,69	24,09	
ME6-LD-SD50	40,2	190,60	199,93	219,51	219,78	219,71	219,94	215,55	29,97	50	6,6	161,73	79,38	31,36	
ME6-LD-SD75	40,2	190,18	199,83	219,35	219,90	219,88	220,00	211,84	44	75	10,8	206,24	101,27	38,11	
ME6-LD-SD100	40,2	190,52	199,99	219,91	219,72	219,68	220,05	209,04	59	100	15,2	241,45	118,64	42,64	
ME6-LD-SD125	40,2	190,77	200,24	219,72	219,85	220,46	219,82	207,4	74	125	18,6	272,52	133,89	46,62	

Tabelle 8-12: Versuchsprotokolle der Wiederholversuche ME3 für PE-LD der Hauptversuche

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperateureinstellung									T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb I
		Zone			Leitungen & Bypass			Druckdrossel							A	C	
		1.1 190°C	1.2 200°C	1.3 220°C	Zone 2.1 220°C	Zone 2.2 220°C	Zone 2.3 220°C	Zone 3.1 220°C	A	C							
ME3-LD-SD25	40,2	194,70	200,50	220,03	219,46	220,20	220,05	220,11	219,57	15,45	25	3,2	126	58,85	25,64		
ME3-LD-SD50	40,2	189,84	200,15	220,33	220,42	220,05	220,00	220,22	215,12	29,11	50	7,3	182,15	87,83	31,45		
ME3-LD-SD75	40,2	190,52	199,75	219,87	219,76	219,92	219,90	220,15	209,81	43,85	75	11,1	237,16	110,06	40,22		
ME3-LD-SD100	40,2	189,62	200,23	220,04	219,19	219,92	219,92	219,97	207,24	60,25	100	15,6	276,73	129,87	43,44		
ME3-LD-SD125	40,2	192,12	200,16	219,69	220,12	219,68	220,06	219,94	205,57	73,39	125	20,5	312,83	143,52	48,21		
ME3-LD-SD25	40,2	190,05	200,03	220,05	220,27	219,94	220,03	219,77	219,45	15,38	25	3,4	130	61,63	25,96		
ME3-LD-SD50	40,2	190,05	199,93	219,75	219,87	220,02	220,10	220,19	214,1	29,98	50	8	189	89,32	33,44		
ME3-LD-SD75	40,2	190,02	199,86	219,37	219,88	219,93	219,97	219,98	209,49	44,98	75	13,2	237,16	111,51	39,42		
ME3-LD-SD100	40,2	190,60	200,01	219,53	219,76	220,11	220,05	219,98	206,97	59,96	100	18,4	276,21	129,67	44,12		
ME3-LD-SD125	40,2	190,99	200,31	219,72	220,23	219,92	219,99	219,83	205,04	74,63	125	22,5	310,14	146	47,89		
ME3-LD-SD25	40,2	189,09	199,87	220,46	218,76	220,16	220,07	219,61	219,11	15,43	25	3,4	128,14	60,74	26,48		
ME3-LD-SD50	40,2	190,60	199,82	220,14	219,81	219,97	220,10	220,22	214,4	30,06	50	7,6	187,09	88,81	33,99		
ME3-LD-SD75	40,2	190,14	199,88	220,25	219,67	220,00	220,02	219,70	209,91	45,12	75	11,4	234	111,17	40,39		
ME3-LD-SD100	40,2	190,37	199,92	219,91	219,70	220,08	220,04	220,22	207,07	58,48	100	17,2	270	129	44,49		
ME3-LD-SD125	40,2	190,38	200,05	219,87	220,10	220,03	220,01	219,98	205,5	70,51	125	21,7	297,88	143,12	47,68		

Tabelle 8-13: Versuchsprotokolle ME2, ME4, ME5 und ME6 für PP der Hauptversuche

Betriebspunkt	Temperateureinstellung				T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	n_{Hilse} [U/min]	Drücke		Antrieb				
	Einzug 40°C	Zone		Leitungen & Bypass					A [bar]	C [bar]					
		1.1 210°C	1.2 220°C	1.3 230°C								Zone 2.1 230°C	Zone 2.2 230°C	Zone 2.3 230°C	Zone 3.1 230°C
ME2-PP-SD25	40,2	222,93	230,19	249,71	249,21	250,16	250,16	250,07	238,5	18	25	1,3	89,67	36,88	33,72
ME2-PP-SD50	40,2	220,62	230,19	249,01	249,87	249,63	250,02	249,92	224,28	36	50	3,1	173,18	57,62	51,02
ME2-PP-SD75	40,2	220,40	230,32	249,27	249,73	249,78	249,93	250,00	217,96	54	75	5,3	268,15	72,79	57,95
ME2-PP-SD100	40,2	220,90	230,45	249,71	249,89	249,67	249,91	249,73	214,78	72	100	8,7	343,92	84,26	62,22
ME2-PP-SD125	40,2	220,16	230,31	250,20	249,66	249,61	249,65	249,65	213,06	90	125		402,92	93,09	64,87
ME4-PP-SD25	40,2	221,07	230,09	249,48	253,53	250,22	250,03	250,16	236,77	17,57	25	2,7	89,29	36,03	33,85
ME4-PP-SD50	40,2	220,68	229,84	249,23	250,57	249,28	249,87	249,42	222,19	34,7	50	6,2	170,04	57,38	50,24
ME4-PP-SD75	40,2	221,72	230,41	248,68	248,84	249,75	250,02	250,08	215,03	51,83	75	12,2	230,52	72,53	55,42
ME4-PP-SD100	40,2	221,54	230,54	249,52	253,81	250,03	250,10	249,89	211,68	70,5	100	17,4	282,96	84,96	58,98
ME4-PP-SD125	40,2	220,53	230,33	249,86	249,37	249,65	250,17	250,03	209,83	88,16	125	27,6	318,54	94,65	60,85
ME5-PP-SD25	40,2	222,76	230,28	249,58	250,16	250,06	250,10	250,30	236,64	17,29	25	2,6	97,67	36,22	36,43
ME5-PP-SD50	40,2	220,49	229,86	249,81	249,11	249,84	249,95	249,81	222,49	34,95	50	5,3	183,89	57,23	51,71
ME5-PP-SD75	40,2	220,80	230,38	249,87	249,61	250,01	249,95	249,54	215,51	53,19	75	10,1	254,09	72,9	57,30
ME5-PP-SD100	40,2	220,82	230,25	249,95	249,69	250,10	250,07	250,18	211,42	70,27	100	17,3	311,28	85,45	61,20
ME5-PP-SD125	40,2	220,54	230,49	249,95	250,05	250,21	250,01	249,97	209,88	88,63	125	21,6	344,82	94,95	62,48
ME6-PP-SD25	40,2	221,36	230,27	249,47	249,37	250,01	250,09	250,06	238,05	18	25	2,4	77,44	29,14	35,93
ME6-PP-SD50	40,2	220,71	230,07	249,37	249,16	249,53	249,99	249,63	222,9	36	50	6	131,83	50,13	50,48
ME6-PP-SD75	40,2	220,57	230,32	249,07	249,80	249,91	250,07	250,03	215,09	55	75	9,8	173,99	65,97	56,13
ME6-PP-SD100	40,2	221,80	230,94	249,21	249,91	250,22	250,24	250,36	212,21	72,56	100	20,4	192,03	77,83	59,22
ME6-PP-SD125	40,2	220,80	230,58	249,02	249,50	249,75	249,91	250,17	210,55	90	125	25,4	218,86	87,51	60,94

Tabelle 8-14: Versuchsprotokolle der Wiederholversuche ME3 für PP der Hauptversuche

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperatureinstellung						T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	n_{Hitze} [U/min]	Drücke		Antrieb I	
		Zone 1.1		Zone 1.2		Zone 1.3						A [bar]	C [bar]		
		210°C	220°C	220°C	230°C	249,97	249,97								
ME3-PP-SD25	40,2	219,82	229,88	249,97	247,78	250,01	250,17	250,11	236,28	18,7	25	3	92,45	37,44	36,55
ME3-PP-SD50	40,2	220,51	230,02	249,64	248,25	249,69	250,00	249,95	222,35	35,3	50	10,2	183,7	57,93	50,52
ME3-PP-SD75	40,2	220,78	230,24	249,66	249,23	249,84	250,03	250,23	214,91	54,06	75	15,2	249,37	73,63	56,69
ME3-PP-SD100	40,2	221,16	230,46	250,04	249,33	249,90	249,96	249,77	211,35	71,52	100	19,3	299,39	86,1	60,13
ME3-PP-SD125	40,2	220,41	230,28	250,02	249,56	250,00	250,13	249,96	209,49	89,13	125	25,4	336,45	95,79	62,21
ME3-PP-SD25	40,2	219,21	230,08	249,87	250,33	250,01	250,19	250,08	236,58	18,55	25	3	92,35	36,17	37,48
ME3-PP-SD50	40,2	220,37	229,92	250,33	248,84	250,04	249,96	249,97	222,83	35,57	50	5,1	180,01	56,84	50,81
ME3-PP-SD75	40,2	220,61	230,05	249,73	248,93	249,76	250,01	249,81	214,88	53,58	75	15,2	249,74	73,32	57,52
ME3-PP-SD100	40,2	221,90	230,54	250,13	249,72	250,28	249,95	250,15	211,78	71,44	100	20,4	293,88	85,31	60,52
ME3-PP-SD125	40,2	220,21	230,35	250,02	250,12	250,12	250,01	249,82	209,9	87,97	125	23	330,74	95,25	62,31
ME3-PP-SD25	40,2	220,20	230,04	249,99	250,38	250,24	249,99	249,99	236,92	17,78	25	2,9	95,96	35,75	37,89
ME3-PP-SD50	40,2	220,97	230,10	250,12	249,51	249,95	250,16	249,85	222,34	36,15	50	4,9	177,46	56,99	51,58
ME3-PP-SD75	40,2	221,04	230,50	249,95	248,90	250,02	250,02	250,17	214,99	53,27	75	9	245	73,28	58,05
ME3-PP-SD100	40,2	221,43	230,51	250,10	249,30	250,11	250,05	249,83	211,4	71,02	100	20,4	297,91	85,48	61,09
ME3-PP-SD125	40,2	220,42	230,55	249,80	249,78	250,04	250,08	249,90	209,64	86,87	125	23,2	331,18	94,83	62,96

Tabelle 8-15: Versuchsprotokolle für PE-HD1* (mit 1 % Batch) der Hauptversuche (Homogenität)

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperateureinstellung						T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb I	
		Zone 1.1 210°C	Zone 1.2 220°C	Zone 1.3 230°C	Leitungen & Bypass							Zone 3.1 230°C	A [bar]		C [bar]
					Zone 2.1 230°C	Zone 2.2 230°C	Zone 2.3 230°C								
ME2-HD1*-SD25	40,2	210,17	220,35	230,00	229,92	229,79	230,20	229,98	227,58	22	25	1,2	258,52	124,48	45,91
ME2-HD1*-SD75	40,2	211,07	219,21	227,85	229,12	228,41	229,96	229,50	203,2	64	75	4,3	450,1	200	62,04
ME2-HD1*-SD125	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	125	-	-	-	-
ME3-HD1*-SD25	40,2	208,47	219,05	228,89	230,18	230,00	229,83	230,29	226,48	21,19	25	1,3	260,17	129,84	46,61
ME3-HD1*-SD75	40,2	209,86	216,88	222,56	229,65	228,37	229,58	229,62	201,73	63,55	75	4,9	447	205,94	61,52
ME3-HD1*-SD125	40,2	212,10	220,08	220,12	230,06	230,69	229,69	231,19	200,41	100	121,32	6,2	577,83	262,34	66,59
ME4-HD1*-SD25	40,2	211,78	220,19	230,32	229,87	230,18	229,91	230,03	226,52	20,31	25	1,1	261	137,37	44,47
ME4-HD1*-SD75	40,2	211,10	218,99	226,07	229,30	229,40	230,05	229,41	205,52	61,09	75	5,6	485,54	219,41	61,16
ME4-HD1*-SD125	40,2	210,53	219,96	229,11	229,66	229,84	230,05	230,03	197,83	102,24	125	8	604,04	258,25	68,93
ME5-HD1*-SD25	40,2	203,60	217,43	228,96	229,11	229,61	230,09	229,65	225,19	20,28	25	1,4	274,63	137,43	46,93
ME5-HD1*-SD75	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	75	-	-	-	-
ME5-HD1*-SD125	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	125	-	-	-	-
ME6-HD1*-SD25	40,2	210,85	219,80	230,05	230,50	229,73	230,27	230,05	225,39	21,48	25	-	272,39	145,26	45,63
ME6-HD1*-SD75	40,2	197,12	211,08	217,48	230,38	230,80	229,59	225,94	201,02	61,22	75	9	-	226,73	60,72
ME6-HD1*-SD125	40,2	209,76	217,11	213,72	230,90	227,52	228,79	225,14	195,62	101,44	125	16,8	-	269,12	66,21

Tabelle 8-16: Versuchsprotokolle für PE-HD2* (mit 1 % Batch) der Hauptversuche (Homogenität)

Betriebspunkt	Temperatureinstellung											T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	$n_{Füllse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb
	Einzug 40°C	Zone			Leitungen & Bypass			Druckdrossel		A [bar]	C [bar]					I [A]		
		1.1 190°C	1.2 200°C	1.3 220°C	Zone 2.1 220°C	Zone 2.2 220°C	Zone 2.3 220°C	Zone 3.1 220°C	Zone 3.1 220°C									
ME2-HD2*-SD25	40,2	183,99	199,60	219,62	220,12	220,01	220,07	220,10	213,22	19	25	1,5	73,52	25,95	18,39			
ME2-HD2*-SD75	40,2	192,54	199,80	218,46	219,30	218,85	219,79	219,64	195,02	56,47	75	5,2	175,44	75,74	41,92			
ME2-HD2*-SD125	40,2	193,27	200,54	216,37	219,48	218,39	219,93	219,64	188,04	94,78	125	8,7	251,05	110,49	51,79			
ME3-HD2*-SD25	40,2	177,14	199,48	218,44	219,55	219,92	219,91	220,16	210,57	18,29	25	2,5	68,92	34,9	17,95			
ME3-HD2*-SD75	40,2	190,55	199,10	218,29	217,29	219,50	220,03	219,54	191,13	54,95	75	8,1	188,46	89,11	42,24			
ME3-HD2*-SD125	40,2	191,24	200,12	219,56	219,22	219,85	219,94	219,57	185,16	92,92	125	13	276,67	125,74	51,44			
ME4-HD2*-SD25	40,2	188,36	199,97	221,48	220,32	220,13	220,07	220,07	210,55	18,61	25	2,4	70	35,87	16,85			
ME4-HD2*-SD75	40,2	189,61	200,01	221,05	219,80	220,28	220,24	220,35	191,04	55,59	75	6,7	189,34	89,97	41,76			
ME4-HD2*-SD125	40,2	191,73	199,66	216,63	219,12	219,24	219,96	219,55	184,63	91,57	125	14,6	278,59	125,91	50,71			
ME5-HD2*-SD25	40,2	188,21	199,34	219,79	219,69	219,76	219,88	220,14	210,83	18,39	25	2,6	73	34,69	17,73			
ME5-HD2*-SD75	40,2	193,35	199,22	218,76	219,39	219,92	220,22	219,35	191,56	54,6	75	7,8	195,17	87,44	41,94			
ME5-HD2*-SD125	40,2	192,42	200,26	218,44	219,14	219,91	219,94	219,85	185,64	92,14	125	12,2	284,9	123,39	51,38			
ME6-HD2*-SD25	40,2	189,35	200,28	220,07	219,40	219,96	220,01	219,70	212,13	18,92	25	2,2	80,01	40,28	16,98			
ME6-HD2*-SD75	40,2	191,04	199,34	217,33	219,02	219,30	220,03	220,09	192,03	56	75	7,8	194,57	96,95	41,08			
ME6-HD2*-SD125	40,2	192,48	201,03	217,88	218,15	219,34	219,98	220,11	185,61	94,05	125	13,6	280,27	134,35	49,70			

Tabelle 8-17: Versuchsprotokolle für PE-LD* (mit 1 % Batch) der Hauptversuche (Homogenität)

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperatureinstellung										T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	$n_{Füllse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb I
		Zone			Leitungen & Bypass			Druckdrossel		A	C							
		I.1 190°C	I.2 200°C	I.3 220°C	Zone 2.1 220°C	Zone 2.2 220°C	Zone 2.3 220°C	Zone 3.1 220°C	Zone 3.1 220°C	[bar]	[bar]							
ME2-LD*-SD25	40,2	189,61	200,11	220,20	220,00	220,09	219,98	220,03	220,59	16	25	1,83	121,14	51,76	25,00			
ME2-LD*-SD75	40,2	190,75	199,89	218,73	219,46	219,33	219,96	219,60	211,05	46	75	8	209,48	98,35	39,26			
ME2-LD*-SD125	40,2	191,22	200,79	218,92	219,52	218,76	219,85	219,66	206,2	76,05	125	14,8	273,62	128,93	47,96			
ME3-LD*-SD25	40,2	188,05	199,69	219,39	219,15	219,96	220,28	219,52	220	15,56	25	3,2	130,64	61,95	25,51			
ME3-LD*-SD75	40,2	191,29	199,14	217,22	219,67	219,80	219,87	219,64	209,97	44,54	75	10,8	237,65	111,13	39,88			
ME3-LD*-SD125	40,2	194,05	201,69	218,16	219,61	219,80	220,04	219,90	205,61	73,98	125	19,5	308	143,9	48,14			
ME4-LD*-SD25	40,2	190,88	200,43	219,81	219,86	220,03	220,00	219,54	218,89	15,44	25	3,6	126,73	60,72	25,20			
ME4-LD*-SD75	40,2	189,35	200,20	220,01	219,98	220,16	220,19	219,45	209,29	44,49	75	13,4	235,97	111,68	39,37			
ME4-LD*-SD125	40,2	191,05	200,00	219,55	219,79	219,81	220,01	219,95	204,79	73,68	125	23,2	310	145,3	48,33			
ME5-LD*-SD25	40,2	189,60	200,01	220,17	219,93	220,04	219,96	220,03	220,21	15,42	25	3	130,12	94,43	25,95			
ME5-LD*-SD75	40,2	191,71	199,36	218,81	219,81	219,86	220,02	219,88	210,53	44,72	75	10,9	243,91	163,18	40,87			
ME5-LD*-SD125	40,2	192,13	200,55	218,83	219,61	220,00	219,96	219,69	205,69	75,17	125	19,3	316,99	209,13	48,97			
ME6-LD*-SD25	40,2	190,26	200,09	220,03	219,67	218,99	220,23	219,87	220,94	15	25	3	131,7	68,55	24,53			
ME6-LD*-SD75	40,2	191,91	198,57	215,71	219,72	219,04	219,74	219,77	209,57	45,93	75	11,4	240,63	121,93	39,38			
ME6-LD*-SD125	40,2	192,83	200,99	219,16	219,08	219,52	219,91	219,71	205,75	76,2	125	19,4	313,45	157,36	47,60			

Tabelle 8-18: Versuchsprotokolle für PP* (mit 1 % Batch) der Hauptversuche (Homogenität)

Betriebspunkt	Einzug 40°C	Temperatureinstellung									T_M [°C]	\dot{m} [kg/h]	n_{Snecke} [U/min]	$n_{Hülse}$ [U/min]	Drücke		Antrieb I
		Zone			Leitungen & Bypass			Druckdrossel							A	C	
		1.1 190°C	1.2 200°C	1.3 220°C	Zone 2.1 220°C	Zone 2.2 220°C	Zone 2.3 220°C	Zone 3.1 220°C	Zone 3.1 220°C	Zone 3.1 220°C					[bar]	[bar]	
ME2-PP*-SD25	40,2	220,44	229,84	249,32	250,42	248,90	250,20	249,91	273,93	18	25	1,6	87,84	26,98	35,85		
ME2-PP*-SD75	40,2	222,72	230,72	246,13	249,32	248,28	249,87	250,04	217,36 2	54	75	4,5	214,47	61,81	57,34		
ME2-PP*-SD125	40,2	222,51	231,61	249,33	248,86	248,26	249,97	249,93	213,85	88,06	125	3,33	320,75	81,56	64,07		
ME3-PP*-SD25	40,2	220,39	229,97	249,95	249,93	250,30	250,09	250,43	238,27	17,38	25	2,7	91,22	35,85	36,13		
ME3-PP*-SD75	40,2	221,57	230,17	248,04	249,19	250,13	250,07	249,37	216,56	51,31	75	7,8	231,96	72,76	55,54		
ME3-PP*-SD125	40,2	221,52	230,51	249,53	249,43	250,33	250,04	250,42	211,17	84,75	125	21	317,65	94,29	60,94		
ME4-PP*-SD25	40,2	219,85	230,20	249,93	250,73	250,08	249,83	249,63	236,18	17,56	25	2,4	91,18	36,69	37,78		
ME4-PP*-SD75	40,2	219,64	229,83	249,96	249,38	250,07	249,85	250,14	214,78	52,76	75	15,4	237,78	73,91	57,19		
ME4-PP*-SD125	40,2	221,21	230,49	248,67	249,70	250,30	250,43	249,80	210,14	85,14	125	25,4	308,8	94,95	61,42		
ME5-PP*-SD25	40,2	219,51	229,83	250,37	249,93	250,43	250,10	250,30	236,25	17,61	25	1,8	99,28	35,51	37,70		
ME5-PP*-SD75	40,2	223,98	231,34	246,38	249,99	249,57	250,31	249,39	216,51	52,13	75	7,5	243,04	71,69	56,03		
ME5-PP*-SD125	40,2	225,80	232,70	248,56	249,32	249,78	250,14	249,45	210,94	84,16	125	15,8	329,26	93,37	61,52		
ME6-PP*-SD25	40,2	220,48	229,77	250,07	249,70	250,11	250,09	250,17	237,55	18	25	3	98,68	39,87	36,03		
ME6-PP*-SD75	40,2	221,34	230,61	247,98	248,54	249,58	249,75	250,20	215,35	54	75	15,4	213,12	78,8	55,93		
ME6-PP*-SD125	40,2	223,09	232,67	246,50	247,56	249,85	249,87	249,36	209,67	89	125	25,4	292,83	101,05	60,13		

A.10 Homogenitätsergebnisse Hauptversuche

Tabelle 8-19: Dünnschnitte der Hauptversuche für PE-HDI* (1 % Batch)

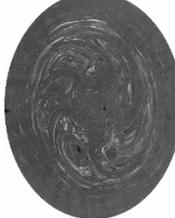
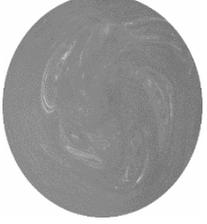
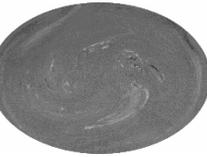
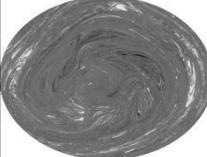
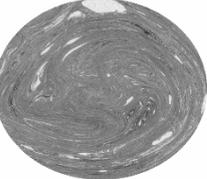
<i>n</i>	25 U/min			75 U/min			125 U/min		
ME2		B	228		B	226	-	B	-
		\bar{x}	88,156		\bar{x}	89,602		\bar{x}	-
		s	25,567		s	16,122		s	-
		\bar{c}	0,387		\bar{c}	0,396		\bar{c}	-
		S	0,112		S	0,071		S	-
		SG	0,053		SG	0,021		SG	-
ME3		B	169		B	191		B	186
		\bar{x}	72,403		\bar{x}	57,819		\bar{x}	76,692
		s	5,972		s	12,866		s	26,319
		\bar{c}	0,428		\bar{c}	0,303		\bar{c}	0,412
		S	0,035		S	0,067		S	0,142
		SG	0,005		SG	0,021		SG	0,083
ME4		B	134		B	181		B	176
		\bar{x}	55,605		\bar{x}	75,923		\bar{x}	81
		s	5,475		s	14,577		s	18,278
		\bar{c}	0,415		\bar{c}	0,419		\bar{c}	0,460
		S	0,041		S	0,081		S	0,104
		SG	0,007		SG	0,027		SG	0,043
ME5		B	148	-	B	-	-	B	-
		\bar{x}	138,72 4		\bar{x}	-		\bar{x}	-
		s	7,549		s	-		s	-
		\bar{c}	0,937		\bar{c}	-		\bar{c}	-
		S	0,051		S	-		S	-
		SG	0,044		SG	-		SG	-
ME6		B	203		B	216		B	214
		\bar{x}	114,78 1		\bar{x}	114,67 1		\bar{x}	139,296
		s	10,014		s	19,862		s	23,175
		\bar{c}	0,565		\bar{c}	0,531		\bar{c}	0,651
		S	0,049		S	0,092		S	0,108
		SG	0,010		SG	0,034		SG	0,052

Tabelle 8-20: Dünnschnitte der Hauptversuche für PE-HD2* (1 % Batch)

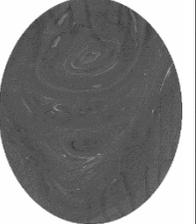
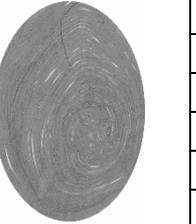
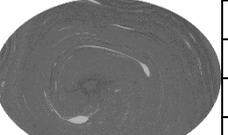
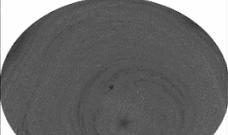
n	25 U/min		75 U/min		125 U/min				
ME2		B	201		B	229		B	202
		\bar{x}	84,31		\bar{x}	91,725		\bar{x}	137,723
		s	9,061		s	7,836		s	11,107
		\bar{c}	0,419		\bar{c}	0,401		\bar{c}	0,682
		S	0,045		S	0,034		S	0,055
		SG	0,008		SG	0,005		SG	0,014
ME3		B	164		B	150		B	169
		\bar{x}	83,502		\bar{x}	46,841		\bar{x}	105,934
		s	22,814		s	5,277		s	9,357
		\bar{c}	0,509		\bar{c}	0,312		\bar{c}	0,627
		S	0,139		S	0,035		S	0,055
		SG	0,077		SG	0,006		SG	0,013
ME4		B	122		B	159		B	179
		\bar{x}	63,413		\bar{x}	90,938		\bar{x}	43,522
		s	7,035		s	5,688		s	11,576
		\bar{c}	0,520		\bar{c}	0,572		\bar{c}	0,243
		S	0,058		S	0,036		S	0,065
		SG	0,013		SG	0,005		SG	0,023
ME5		B	143		B	165		B	152
		\bar{x}	141,50 1		\bar{x}	104,92 6		\bar{x}	134,685
		s	9,150		s	5,656		s	8,103
		\bar{c}	0,990		\bar{c}	0,636		\bar{c}	0,886
		S	0,064		S	0,034		S	0,053
		SG	0,395		SG	0,005		SG	0,028
ME6		B	133		B	170		B	191
		\bar{x}	107,05 3		\bar{x}	130,01 2		\bar{x}	132,110
		s	4,085		s	7,180		s	9,700
		\bar{c}	0,805		\bar{c}	0,765		\bar{c}	0,692
		S	0,031		S	0,042		S	0,051
		SG	0,006		SG	0,010		SG	0,012

Tabelle 8-21: Dünnschnitte der Hauptversuche für PE-LD* (1 % Batch)

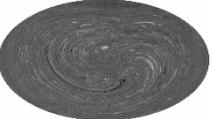
n	25 U/min		75 U/min		125 U/min	
						
ME2		B 196		B 229		B 196
		\bar{x} 132,73		\bar{x} 98,079		\bar{x} 130,519
		s 8,418		s 13,745		s 12,263
		\bar{c} 0,677		\bar{c} 0,428		\bar{c} 0,666
		S 0,043		S 0,060		S 0,063
	SG 0,008		SG 0,015		SG 0,018	
ME3		B 167		B 194		B 186
		\bar{x} 68,336		\bar{x} 54,542		\bar{x} 59,346
		s 5,990		s 11,887		s 10,272
		\bar{c} 0,409		\bar{c} 0,281		\bar{c} 0,319
		S 0,036		S 0,061		S 0,055
	SG 0,005		SG 0,019		SG 0,014	
ME4		B 174		B 158		B 188
		\bar{x} 53,642		\bar{x} 83,021		\bar{x} 34,157
		s 9,811		s 6,725		s 8,124
		\bar{c} 0,308		\bar{c} 0,525		\bar{c} 0,182
		S 0,056		S 0,043		S 0,043
	SG 0,015		SG 0,007		SG 0,013	
ME5		B 193		B 190		B 190
		\bar{x} 152,37 5		\bar{x} 108,65 5		\bar{x} 111,578
		s 6,503		s 7,316		s 10,136
		\bar{c} 0,790		\bar{c} 0,572		\bar{c} 0,587
		S 0,034		S 0,039		S 0,053
	SG 0,007		SG 0,006		SG 0,012	
ME6		B 167		B 164		B 205
		\bar{x} 137,81 8		\bar{x} 119,15 9		\bar{x} 179,950
		s 6,306		s 5,446		s 11,034
		\bar{c} 0,825		\bar{c} 0,727		\bar{c} 0,878
		S 0,038		S 0,033		S 0,054
	SG 0,010		SG 0,006		SG 0,027	

Tabelle 8-22: Dünnschnitte der Hauptversuche für PP* (1 % Batch)

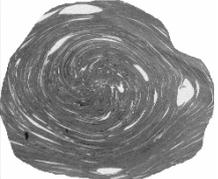
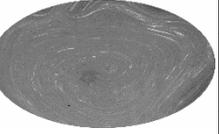
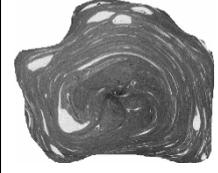
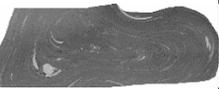
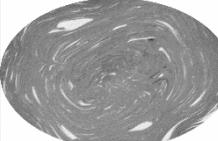
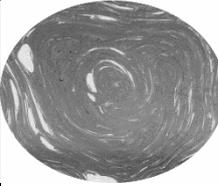
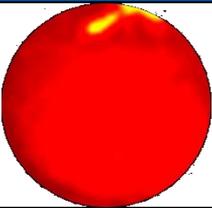
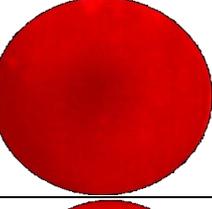
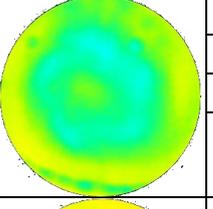
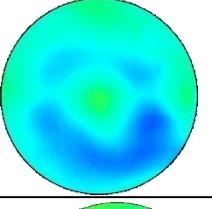
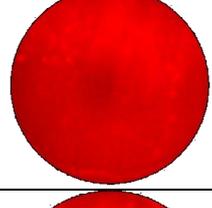
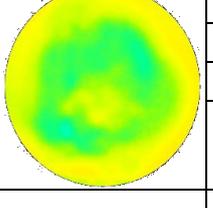
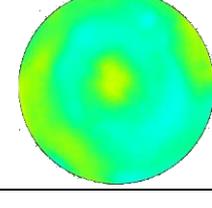
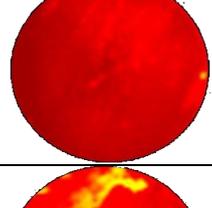
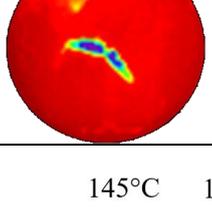
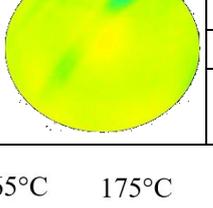
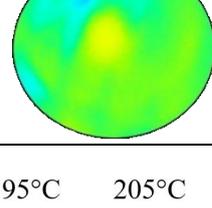
n	25 U/min				75 U/min				125 U/min				
		B				B				B			
ME2		228				246				232			
		54,773				34,996				121,845			
		17,378				35,784				33,119			
		0,240				0,142				0,525			
		0,076				0,145				0,143			
	0,032			0,173			0,082						
ME3		166				217				229			
		111,330				125,749				110,066			
		15,135				11,397				36,426			
		0,671				0,579				0,481			
		0,091				0,053				0,159			
	0,038			0,011			0,101						
ME4		140				188				190			
		71,903				108,113				63,700			
		11,183				15,115				28,296			
		0,514				0,575				0,335			
		0,080				0,080				0,149			
	0,026			0,026			0,100						
ME5		170				199				221			
		120,588				142,861				143,720			
		9,807				18,136				20,607			
		0,709				0,718				0,650			
		0,058				0,091				0,093			
	0,016			0,041			0,038						
ME6		156				213				192			
		91,953				97,893				131,731			
		8,128				20,241				26,716			
		0,589				0,460				0,686			
		0,052				0,095				0,139			
	0,011			0,036			0,090						

Tabelle 8-23: Wärmebildaufnahmen Hauptversuche für PE-HDI* (1 % Batch)

n	25 U/min				75 U/min				125 U/min			
ME2		T _{max}	203,6	Fehlt!	T _{max}	-	Fehlt, da keine Betriebsdaten	T _{max}	-			
		T _{min}	175,1		T _{min}	-		T _{min}	-			
		ΔT	28,5		ΔT	-		ΔT	-			
		T _{mittel}	196,1		T _{mittel}	-		T _{mittel}	-			
ME3		T _{max}	204,0		T _{max}	179,8		T _{max}	171,5			
		T _{min}	192,1		T _{min}	162,1		T _{min}	156,5			
		ΔT	11,9		ΔT	17,7		ΔT	15			
		T _{mittel}	200,2		T _{mittel}	170,9		T _{mittel}	163,6			
ME4		T _{max}	203,3		T _{max}	182,9		T _{max}	175,4			
		T _{min}	183,9		T _{min}	166,3		T _{min}	162,3			
		ΔT	19,4		ΔT	16,6		ΔT	13,1			
		T _{mittel}	199,5		T _{mittel}	174,9		T _{mittel}	168,3			
ME5		T _{max}	202,4	Fehlt, da keine Betriebsdaten	T _{max}		Fehlt, da keine Betriebsdaten	T _{max}				
		T _{min}	193,1		T _{min}			T _{min}				
		ΔT	9,3		ΔT			ΔT				
		T _{mittel}	199,1		T _{mittel}			T _{mittel}				
ME6		T _{max}	204,0		T _{max}	180,7		T _{max}	177,8			
		T _{min}	144		T _{min}	160,9		T _{min}	157,3			
		ΔT	60		ΔT	19,8		ΔT	20,5			
		T _{mittel}	196		T _{mittel}	175,7		T _{mittel}	169,7			

145°C 155°C 165°C 175°C 185°C 195°C 205°C

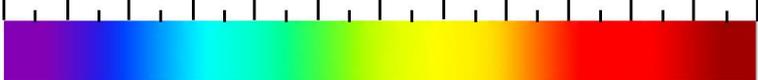
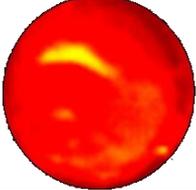
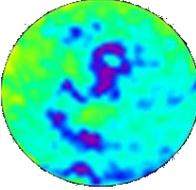
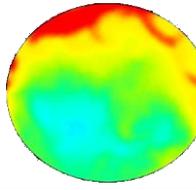
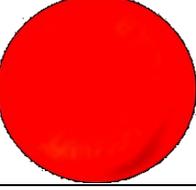
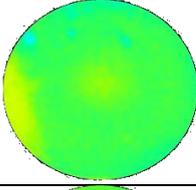
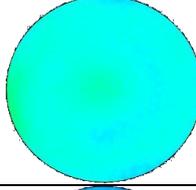
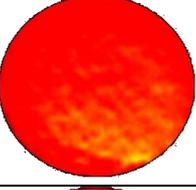
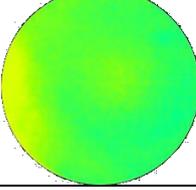
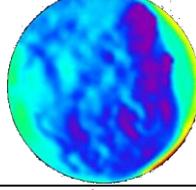
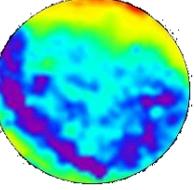
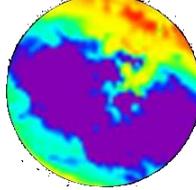
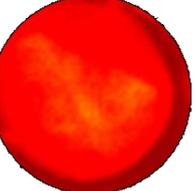
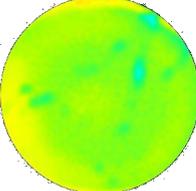
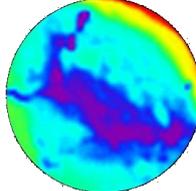


Tabelle 8-24: Wärmebildaufnahmen Hauptversuche für PE-HD2* (1 % Batch)

n	25 U/min				75 U/min				125 U/min						
		T_{\max}	T_{\min}	ΔT	T_{mittel}		T_{\max}	T_{\min}	ΔT	T_{mittel}		T_{\max}	T_{\min}	ΔT	T_{mittel}
ME2		195,0	174,1	20,9	185,7		-171,5	145	26,5	160,5		185,9	157,8	28,1	169,2
ME3		190,4	182,3	8,1	184,6		170,8	157,7	13,1	165,9		164,0	157,1	6,9	159,5
ME4		191,5	177,6	13,9	183,8		172,4	163,7	8,7	166,4		184,4	132,9	51,5	155,8
ME5		190,0	170,7	19,3	183		183,3	79,5	103,8	158,7		182,1	124,3	57,8	155,2
ME6		195,4	180,2	15,2	186,0		177,2	160,8	16,4	168,5		185,9	134,6	51,3	158,3

145°C 155°C 165°C 175°C 185°C 195°C

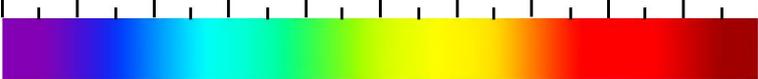
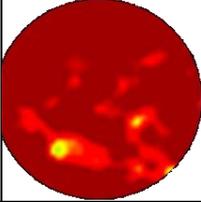
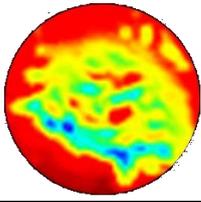
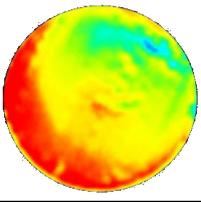
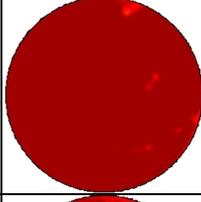
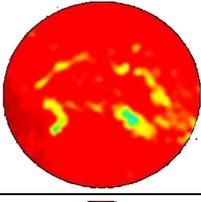
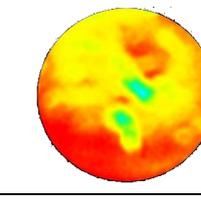
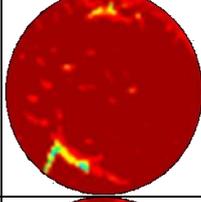
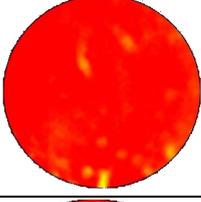
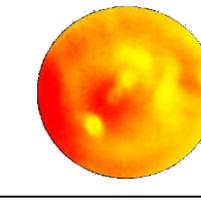
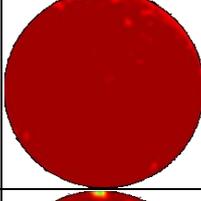
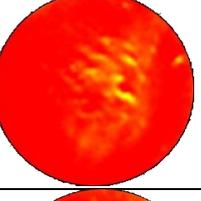
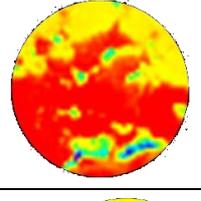
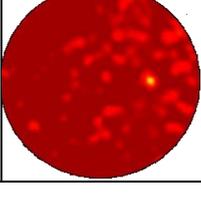
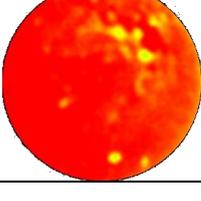
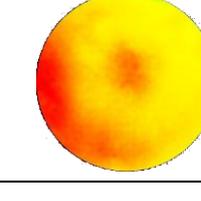
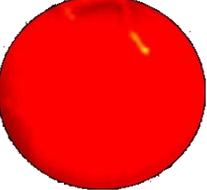
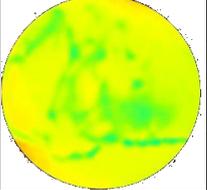
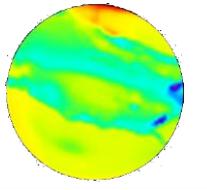
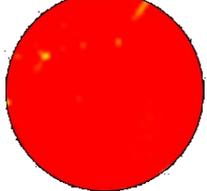
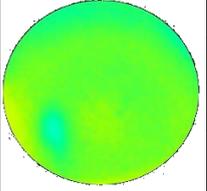
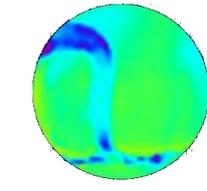
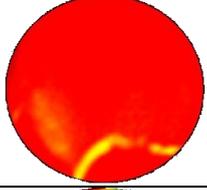
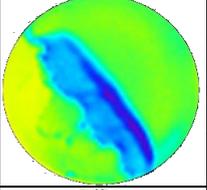
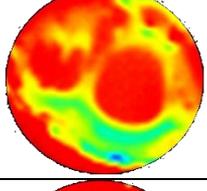
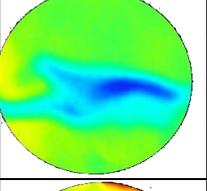
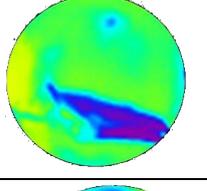
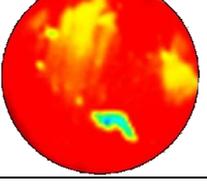
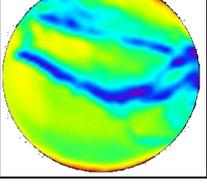
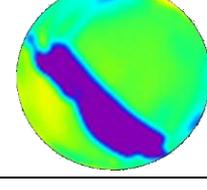
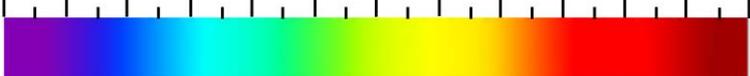


Tabelle 8-25: Wärmebildaufnahmen Hauptversuche für PE-LD* (1 % Batch)

n	25 U/min			75 U/min			125 U/min		
ME2		T _{max}	200,5		T _{max}	193,8		T _{max}	185,8
		T _{min}	168,8		T _{min}	150,5		T _{min}	155,2
		ΔT	31,7		ΔT	43,3		ΔT	30,6
		T _{mittel}	193,4		T _{mittel}	176,9		T _{mittel}	174
ME3		T _{max}	201,0		T _{max}	191,3		T _{max}	184,0
		T _{min}	181,6		T _{min}	158,3		T _{min}	159,5
		ΔT	19,4		ΔT	33		ΔT	24,5
		T _{mittel}	196,6		T _{mittel}	184,7		T _{mittel}	177,6
ME4		T _{max}	200,0		T _{max}	187,5		T _{max}	184,4
		T _{min}	158,1		T _{min}	176,1		T _{min}	167,8
		ΔT	41,9		ΔT	11,4		ΔT	16,6
		T _{mittel}	193,9		T _{mittel}	183,4		T _{mittel}	179,3
ME5		T _{max}	199,3		T _{max}	187,7		T _{max}	187,9
		T _{min}	185,6		T _{min}	171,2		T _{min}	138,5
		ΔT	13,7		ΔT	16,5		ΔT	49,4
		T _{mittel}	194,8		T _{mittel}	183,2		T _{mittel}	179,4
ME6		T _{max}	199,2		T _{max}	188,7		T _{max}	183,8
		T _{min}	168,3		T _{min}	169,4		T _{min}	169,2
		ΔT	30,9		ΔT	19,3		ΔT	14,6
		T _{mittel}	193,3		T _{mittel}	182,9		T _{mittel}	177,9

145°C	155°C	165°C	175°C	185°C	195°C
					

Tabelle 8-26: Wärmebilddaufnahmen Hauptversuche für PP* (1 % Batch)

n	25 U/min				75 U/min				125 U/min			
ME2		T _{max}	217,9		T _{max}	197,5		T _{max}	204,7			
		T _{min}	193,2		T _{min}	176,6		T _{min}	153,1			
		ΔT	24,7		ΔT	20,9		ΔT	51,6			
		T _{mittel}	209,8		T _{mittel}	186,9		T _{mittel}	182,5			
ME3		T _{max}	213,6		T _{max}	190,3		T _{max}	188,1			
		T _{min}	198,8		T _{min}	180,5		T _{min}	155,1			
		ΔT	14,8		ΔT	9,8		ΔT	33			
		T _{mittel}	207,2		T _{mittel}	186,0		T _{mittel}	181,3			
ME4		T _{max}	214,3		T _{max}	195,0	Keine Aufnahme	T _{max}				
		T _{min}	195,5		T _{min}	165,4		T _{min}				
		ΔT	18,8		ΔT	29,6		ΔT				
		T _{mittel}	207,1		T _{mittel}	183,3		T _{mittel}				
ME5		T _{max}	213,8		T _{max}	192,6		T _{max}	191,9			
		T _{min}	169,8		T _{min}	168,4		T _{min}	159,8			
		ΔT	44		ΔT	24,2		ΔT	32,1			
		T _{mittel}	200,1		T _{mittel}	183,6		T _{mittel}	182,2			
ME6		T _{max}	217,2		T _{max}	205,1		T _{max}	201,2			
		T _{min}	171,4		T _{min}	162,1		T _{min}	150,8			
		ΔT	45,8		ΔT	43		ΔT	50,4			
		T _{mittel}	205,5		T _{mittel}	183,9		T _{mittel}	179,7			
<div style="display: flex; justify-content: space-between; align-items: center;"> 160°C 170°C 180°C 190°C 200°C 210°C 220°C </div> 												

A.11 Ergebnisanalyse Massetemperaturen aus Hauptversuchen

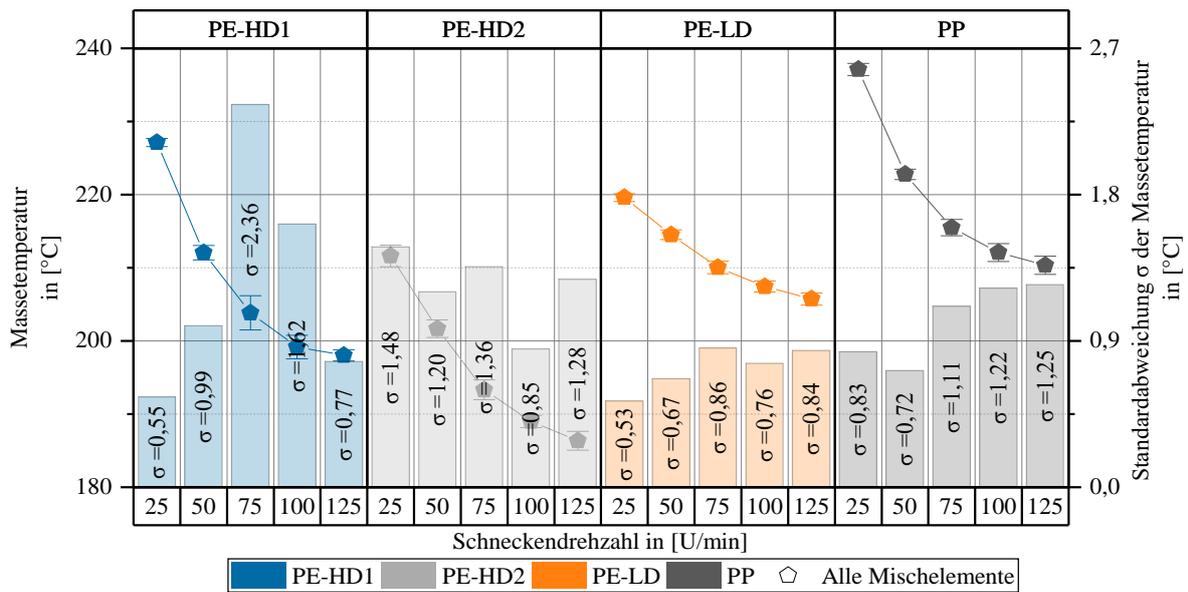


Abbildung 8-3: Statistische Auswertung der Massetemperaturen aus Hauptversuchen für Betriebsverhalten aller Mischelemente

A.12 Drucksignalverlauf ME2-PP-SD125

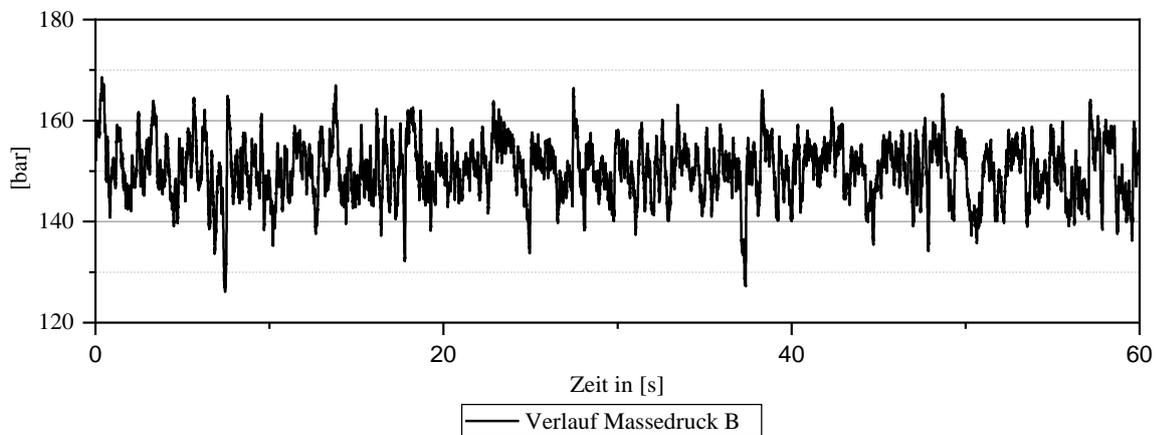


Abbildung 8-4: Massedruckverlauf Sensor für ME2-PP-SD125

A.13 Verwendete Hardware

Tabelle 8-27: Übersicht der verwendeten Hardware

Hardware	Prozessor	Intel ® Xeon ® CPU E5-2640 v4 @2,40GHz
	Max. Anzahl Kerne	40
	Arbeitsspeicher	64GB
	Festplatte	525SSD / 1TB HDD
	Grafikkarte	NVIDIA Quadro M4000
	Betriebssystem	Windows 10 x64

A.14 Materialdaten für Simulation

Tabelle 8-28: Materialdaten für CFD-Simulation

Betriebspunkt	T_M [°C]	Carreau-Parameter	c_p [J/kgK]	λ [W/mK]	ρ [kg/m ³]	Temperaturprofil
ME2-HD1-SD75	200,66		3000	0,26	770	a
						b
						c
ME2-HD1-SD100	195,92	A [Pa s] 106240				a
		B 21,27				b
		C 0,496				c
ME3-HD1-SD75	205,80	T ₀ [°C] 200				a -850250
		T _s [°C] -70				b 32564,57
						c 128,1943 (420-440K)
ME3-HD1-SD125	198,49					a -850250
						b 32564,57
						c 118,1943 (410-430K)
ME2-LD-SD75	210,13		a -850250			
			b 32564,57			
			c 143,1943 (435-455K)			
ME2-LD-SD125	205,06	A [Pa s] 154638	a -850250			
		B 37,81	b 32564,57			
		C 0,579	c 128,1943 (420-440K)			
ME3-LD-SD75	209,74	T ₀ [°C] 170	a -850250			
		T _s [°C] 10	b 32564,57			
			c 148,1943 (440-460K)			
ME3-LD-SD125	205,37		a -850250			
			b 32564,57			
			c 143,1943 (435-455K)			

A.15 UDF-Beispiel für Betriebspunkt ME3-HD1-SD75

```
#include "udf.h"
#include "stdio.h"
#include "math.h"
```

```

/*****
/* Melting-Carreau-WLF-Parameters*/
*****/

#define A 154638          /* [Pa*s] Zero-Viscosity
#define B 37.81          /* [s] Reciprocal Transition Shear Rate
#define C 0.579          /* [-] Power-Law-Exponent
#define T_0 443.15      /* [K] Reference Temperature
#define T_S 283.15     /* [K] Standard Temperatur

/*****
/* Inlet-Parameter*/
*****/

#define in_a -850250     /* Parabel-Parameter
#define in_b 32564.57   /* Parabel-Parameter
#define in_c 128.1943   /* Parabel-Parameter (420-440K)

/*****
/* Carreau-WLF*/
*****/
DEFINE_PROPERTY(carreau_wlf, cell, thread)
{
```

```

/* Variablen */
real T_cell; /* [K] */
real eta; /* [Pas] */
real aT; /* [-] */
real lgaT; /* [-] */
real dummy;
/* Parameter aus Zelle auslesen */
T_cell = C_T( cell, thread);

/* Viskosität mit modifiziertem WLF-Ansatz berechnen */
lgaT = ( ( 8.86 * ( T_0 - T_S ) ) / ( 101.6 + ( T_0 - T_S ) ) ) - ( ( 8.86 * ( T_cell - T_S ) ) / (
101.6 + ( T_cell - T_S ) ) );
aT = pow( 10.0, lgaT );
eta = aT * A / pow( 1 + B * C_STRAIN_RATE_MAG( cell, thread ) * aT, C );

/* Property ausgeben*/
C_UDMI( cell, thread, 0 ) = eta;
return eta; /* [Pas] */
}

/*****
/* Dissipation-Source */
/*****
DEFINE_SOURCE(P_dissipation, cell, thread, dS, eqn)
{
/* Variablen */
real P_diss; /* [W/(m^3)] */
real dummy; /* [-] */

/* Parameter aus Zelle auslesen */
P_diss = C_UDMI( cell, thread, 0 ) * pow( C_STRAIN_RATE_MAG( cell, thread ), 2 );

/* Source ausgeben */
dS[eqn] = 0.0;
C_UDMI( cell, thread, 1 ) = P_diss;
return P_diss;
}

/*****
/* Temperature-Profile */
/*****
DEFINE_PROFILE(inlet_temperature, ft, var)
{
/* Variables */
face_t f;
real rad;
real pos[ND_ND];
real dummy;

begin_f_loop(f, ft)
{
F_CENTROID(pos, f, ft);
rad = sqrt(pow(pos[0], 2) + pow(pos[1], 2));
F_PROFILE(f, ft, var) = in_a * pow(rad, 2) + in_b * rad + in_c;
}
}

```

```

    end_f_loop(f,ft)
}

```

A.16 Konvergenzkriterien

Tabelle 8-29: Übersicht der verwendeten Konvergenzkriterien

Kriterium	Residuum-Wert	
Standard	Kontinuität	Konvergenz: 1e-06
	x-Geschwindigkeit	Konvergenz: 4e-05
	y-Geschwindigkeit	Konvergenz: 4e-05
	z-Geschwindigkeit	Konvergenz: 4e-05
	Energie	Konvergenz: 1e-06
Zusätzlich	max. Druck	Konvergenz: 1e-06
	min. Druck	Konvergenz: 1e-06
	max. Temperatur	Konvergenz: 1e-06
	min. Temperatur	Konvergenz: 1e-06

A.17 Vernetzungseinstellungen Optimierung

Tabelle 8-30: Vernetzungseinstellungen der Optimierung

Kategorie	Beschreibung	Wert
Standard	Elementansatzfunktion	Linear
	Elementgröße	1,5 mm
Elementgröße	Adaptive Größe	Nein
	Wachstumsrate	1,2
	Maximalgröße	3 mm
	Defeaturing Größe	0,07 mm
	Krümmungs-Minimalgröße	0,1 mm
	Wandabstand-Minimalgröße	0,1 mm
	Anzahl der Zellen über Spalt	4
Prismenschichten	Übergangsverhältnis	0,1
	Max. Anzahl der Schichten	3
	Wachstumsrate	1,2

A.18 Ergebnisse Netzstudie

Die Netzstudie wurde für Betriebspunkt (LD-SD125) gemäß Abschnitt 6.4.1 durchgeführt. Für den DMS wurde im Rahmen einer Netzstudie jene Einstellungen ermittelt, die es erlauben, möglichst genaue Ergebnisse in einer vertretbaren Rechenzeit zu erhalten. Variiert wurde dabei zur Untersuchung die Anzahl der Elemente über den Spalt und die Anzahl der Iterationen zur Berechnung. Die Anzahl der Elemente über den Spalt wurde verwendet, da diese sich maßgeblich auf die gesamte Anzahl der Netzelemente auswirkt. Die Anzahl der Iterationen wurde verwendet, da diese direkte Rückschlüsse über die Simulationsdauer zulässt.

Zur Bewertung der Lösungsqualität wurden die massengewichtete Temperatur am Auslass sowie der gesamte Druckverbrauch Mischelementes herangezogen. Abbildung 8-5 zeigt in a) die Temperatur der

Schmelze und in b) den Druckverbrauch für eine variierende Anzahl an Iterationen und Elementen über den Spalt.

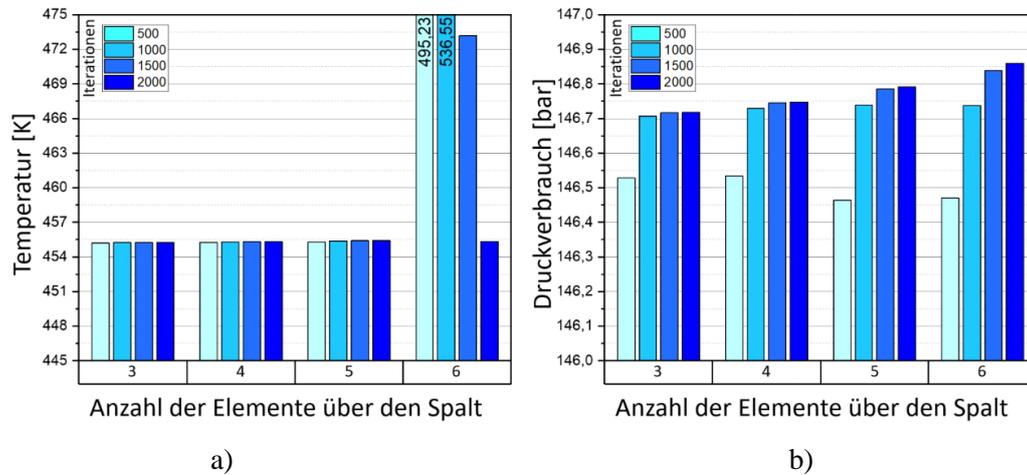


Abbildung 8-5: Veränderung der Ergebnisse des Dynamic Mixing Sleeve für unterschiedliche Netzeinstellungen: a) Massetemperatur am Auslass, b) Druckverbrauch

Auf Basis dieser Ergebnisse ist zu erkennen, dass mit der gewählten Anzahl von vier Elementen über den Spalt genaue Ergebnisse berechnet werden konnten. Für eine Anzahl von fünf und sechs Elementen über dem Spalt wurden ähnliche Größen für Temperatur und Druck berechnet. Weiterhin war auf Basis dieser Ergebnisse anzunehmen, dass in einer Größenordnung ab 1000 bis 2000 Iterationen mit der Erfüllung der Konvergenzbedingungen zu rechnen war.

A.19 Simulationsergebnisse ME2-LD-SD125 für Randbedingungen Kapitel 6

Tabelle 8-31: Randbedingungen für Simulation des Betriebspunktes ME2-LD-SD125

Betriebspunkt	Massedurchsatz \dot{m} in [kg/h]	Gegendruck in [bar]	Zylindertemperatur in [°C]	Schneckendrehzahl in [U/min]	Hülsendrehzahl in [U/min]
ME2-LD-SD125	76	142	220	125	14,7

Tabelle 8-32: Vorgehensweise und Einstellungen analog zu Simulation für ME3

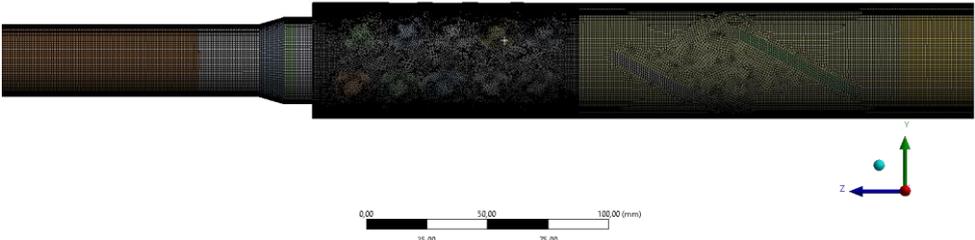
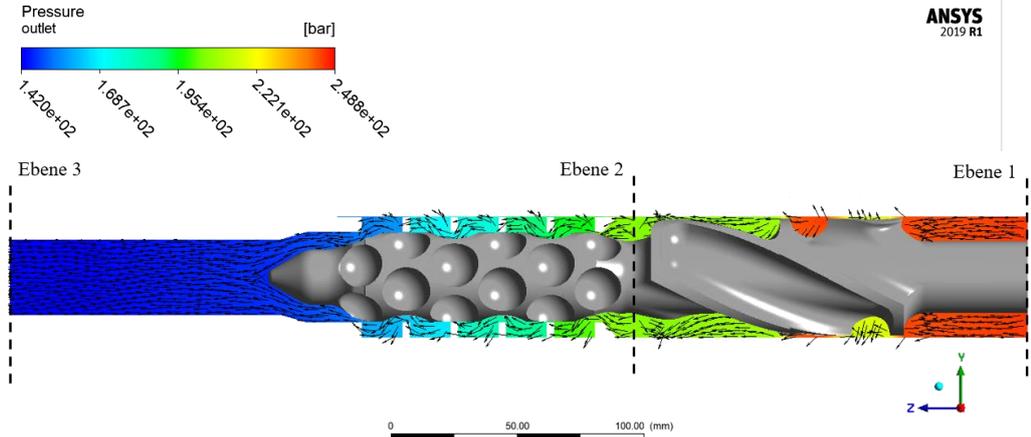
Beschreibung	Abbildung
Vernetztes Modell	 <p>Netzschiefe: 0,9304</p>
Ergebnisse	

Tabelle 8-33: Gegenüberstellung Ergebnisse aus Experiment und Simulation

Prozessgröße	Experiment	Simulation
Massedruck A (Ebene 1) in [bar]	287	245,173
Massetemperatur (Ebene 2) in [°C]	205,06	201,718
Ebene 3 in [bar]	-	205,804

A.20 Einstellungen MOGA

Tabelle 8-34: Einstellungen MOGA-Algorithmus

teellungen	Werte
Methodenname	Multi-Objective-Genetic-Algorithm
Startpopulation	50
Anzahl Stichproben pro Durchlauf	20
Maximal zulässiger Pareto-Prozentsatz	70
Konvegenz-Stabilitätsanteil	2
Maximale Anzahl an Durchläufen	10
Geschätzte Anzahl an Design-Points	230

Der Lebenslauf ist in der Online-Version aus Gründen des Datenschutzes nicht enthalten.

DuEPublico

Duisburg-Essen Publications online

UNIVERSITÄT
DUISBURG
ESSEN

Offen im Denken

ub | universitäts
bibliothek

Diese Dissertation wird via DuEPublico, dem Dokumenten- und Publikationsserver der Universität Duisburg-Essen, zur Verfügung gestellt und liegt auch als Print-Version vor.

DOI: 10.17185/duepublico/78281

URN: urn:nbn:de:hbz:465-20230523-163619-5

Alle Rechte vorbehalten.