

**Neue Erkenntnisse zur Plastifiziereinheit von
Spritzgießmaschinen basierend auf experimentellen
Untersuchungen**

An der Montanuniversität Leoben zur Erlangung
des akademischen Grades

Doktor der montanistischen Wissenschaften

eingereichte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Christian Josef Gornik

Kurzfassung

Es wurde ein Prüfstand zur Ermittlung der Leistungsfähigkeit von Schubschneckenplastifiziereinheiten konzipiert und in Betrieb genommen. Die Messung der Massetemperatur erfolgte über einen Infrarottemperatursensor, ein feststehendes und ein radial verschiebliches Thermoelement. Damit konnte die axiale Temperaturverteilung der Schmelze im Schneckenorraum ermittelt werden. Die Zylinderwandtemperatur wurde aus den Temperaturmessungen von Wärmestromsensoren ermittelt. In die hohlgebohrte Schnecke waren Thermoelemente im Bereich der Einzugs-, der Kompressions- und der Meteringzone eingebracht. Mittels Telemetrie wurden diese Temperatursignale an das Messdatenerfassungssystem übermittelt. Die gemessenen Prozesskenngrößen geben wichtige Aufschlüsse über die Vorgänge in Schubschneckenplastifiziereinheiten. Die Messwerte wurden mit den Berechnungsergebnissen eines Simulationsprogrammes verglichen. Des Weiteren wurde der Materialfluss vom Auslaufen aus dem Trichter bis zum Beginn der Feststoffförderzone untersucht. Bei hohen Schneckendrehzahlen steigt die Plastifizierleistung nicht mehr linear mit der Drehzahl an. Es wird mit steigender Schneckendrehzahl mehr Granulat auf die Seite in Rotationsrichtung abgelenkt, wobei neben dem Impuls vom Schneckensteg auf das Granulat Korn auch Reibungskräfte einen Einfluss haben. Bei den Versuchen wurde auch eine Abhängigkeit der Plastifizierleistung von der Einspritzgeschwindigkeit festgestellt.

Das axiale Massetemperaturprofil im Schneckenorraum kann durch Ausspritzen der Kunststoffschmelze durch eine Düse, in der sich ein Infrarot-Temperatursensor befindet, bestimmt werden. Im realen Spritzgießprozess wird dem ursprünglich vorhandenen Massetemperaturprofil eine Temperatur zufolge des Druckes überlagert. Durch einen entsprechenden Algorithmus kann die Kompressionserwärmung aus dem Temperaturprofil, das während eines realen Spritzgießzykluses mit einem Temperatursensor im Düsenkopf gemessen wird, herausgerechnet werden.

Die Komponenten der Rückstromsperre stellen nach wie vor Verschleißteile dar. Möglichkeiten, den Verschleiß an den Flügeln der Schneckenspitze und am Sperring zu verringern, sind entweder die Werkstoffe beider Komponenten entsprechend auszuwählen oder durch geometrische Anpassungen zu versuchen, einen Schmierfilm aus Kunststoff zwischen beiden Komponenten aufzubauen. In einem Verschleißprüfstand für Rückstromsperren wurden keramische Elemente an der Schneckenspitze sowie die Auswirkung einer Einzugsschräge an den Flügeln der Schneckenspitze untersucht.

Abstract

A test stand was designed and used to determine the performance of reciprocating screw plastification units. The melt temperature was measured by an infrared sensor, one fixed and one radial movable thermocouple. Therefore the axial melt temperature distribution could be determined. Temperatures at the barrel wall were calculated based on measurements of the barrel temperatures at two different radial positions. Inside of a hollow screw there were thermocouples in the feeding zone, the compression zone and the metering zone, respectively. The temperature signals were transmitted to a data acquisition system via telemeter. The measured process values lead to important conclusions about the situation inside of the plastification unit. These values were compared with the results of simulation software. Further the flow of the pellets from the hopper throat to the beginning of the feeding section was examined. At high screw speeds the plastification rate does not increase linearly with the screw circumference speed. With an increase in screw circumference speed an increasing portion of the pellets are deflected in the direction of the screw rotation which is caused by momentum forces and frictional forces between the pellets and the screw. A dependence of the plastification rate and the injection speed was found.

The axial melt temperature profile in front of the screw can be measured by injection of the plastic melt through a nozzle which holds an infrared temperature sensor. In a real injection moulding process there is a superposition of the melt temperature profile of the cushion and a temperature profile due to compression of the melt. The original melt temperature profile of the cushion can be determined by using a special algorithm which subtracts the pressure induced heating from the measured melt temperature profile.

The components of the non-return valve are still considered as wear parts. There are two possibilities to reduce the wear of the screw tip and the check ring: either a proper selection of the materials of both components or a geometrical adaptation which leads to a lubrication film between the flights of the screw tip and the check ring. An instrumented test stand was used to check the efficiency of ceramic components and the influence of a chamfered flight of the screw tip.

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit erkläre ich an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig ohne die Verwendung anderer, als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus fremden Quellen übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht. Diese Arbeit wurde bisher weder in gleicher noch in ähnlicher Form einer anderen Prüfungsbehörde vorgelegt und nicht veröffentlicht.

Leoben, März 2007

(Dipl.-Ing. Christian Gornik)

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung und Zielsetzung	3
1.1. Einleitung.....	3
1.2. Zielsetzung.....	5
2. Stand der Technik	9
3. Notwendige Daten zur Auslegung	12
3.1. Geometriedaten.....	12
3.1.1. Schnecke.....	12
3.1.2. Zylinder	13
3.1.3. Rückstromsperre.....	14
3.1.4. Schneckenkanalvolumen.....	16
3.2. Stoffdaten.....	18
3.2.1. Rheologische Stoffdaten	20
3.2.2. Thermische Stoffdaten	36
3.2.3. Dichte	38
3.2.4. Tribologische Daten	39
4. Beschreibung des Versuchsstandes	42
4.1. Messgrößen, die am Prüfstand ermittelt werden	42
4.1.1. Plastifizierleistung in g/s	42
4.1.2. Druckaufbau entlang des Zylinders.....	43
4.1.3. Temperatur- und Wärmestrommessung	44
4.1.4. Weg-, Geschwindigkeits- und Drehzahlnehmer	47
4.1.5. Energiemessungen.....	48
4.1.6. Untersuchung des Aufschmelzverlaufes und des Mischvorganges	50
4.2. Messapparatur zur Messung des Verschleißverhaltens von Rückstromsperrern.....	53
5. Ergebnisse der Versuche	56
5.1. Einrieselvorgang in die ersten Schneckengänge der Einzugszone	56
5.1.1. Berechnung der freien Einrieselquerschnittsfläche.....	57
5.1.2. Ausrieselverhalten aus dem Trichter.....	68
5.1.3. Einfluss der Schneckenrotation auf die Aufteilung des Granulatstromes.....	70
5.1.4. Feststoffförderung in den ersten Schneckengängen.....	71
5.1.5. Absenkvorgang des Granulates im Unifeed-Schauglas	78
5.1.6. Trichterbodendruck	82
5.2. Plastifizierleistungen.....	85

5.2.1. Methoden zur Ermittlung der Plastifizierleistung	85
5.2.2. Vergleich der Plastifizierleistungen der verwendeten Schnecken	90
5.2.3. Einfluss der Einspritzgeschwindigkeit auf die Plastifizierleistung	92
5.3. Ergebnisse der Druckmessungen	103
5.4. Ergebnisse der Temperaturmessungen	107
5.4.1. Massetemperaturen.....	107
5.4.2. Zylindertemperaturen	109
5.4.3. Schneckentemperaturen	111
5.5. Ergebnisse der Energiemessungen	113
5.6. Methode zur Bestimmung des axialen Massetemperaturprofils.....	116
5.6.1. Temperaturänderung beim Einspritzen	118
6. Vergleich zwischen den Versuchen und den Berechnungen	129
6.1. Druck an der Schneckenspitze.....	130
6.2. Druckverteilung in der Schnecke.....	131
6.3. Ort der Schmelzwirbelbildung und Aufschmelzverlauf.....	134
6.4. Massetemperatur.....	137
6.5. Antriebsleistung.....	139
7. Ergebnisse der Verschleißuntersuchungen an Rückstromsperrn	141
7.1. Einsatz keramischer Werkstoffe für Rückstromsperrn.....	144
7.2. Die Auswirkung von Einzugsschrägen an den Flügeln der Schneckenspitze	149
7.2.1. Einzugsschrägen zur Ausbildung eines hydrodynamischen Schmierfilmes	149
7.2.2. Ergebnisse der Parameterstudie	155
7.2.3. Ergebnisse der experimentellen Untersuchung.....	159
8. Zusammenfassung	163
9. Literatur	168
10. Anhang	174
10.1. Schnecken- und Zylindergeometrien.....	174
10.2. Eingabedaten für das Schneckenberechnungsprogramm	175
10.3. Liste der verwendeten Symbole und Abkürzungen	177

1. Einleitung und Zielsetzung

1.1. Einleitung

Kunststoffe sind aus dem heutigen Alltag nicht mehr wegzudenken. Aufgrund ihres vielfältig einstellbaren Eigenschaftsprofils haben sie in ihrer Bedeutung mit den traditionellen Werkstoffen wie Stahl oder Aluminium gleichgezogen.

Der pro Kopf Verbrauch an Kunststoffen in Westeuropa stieg von 96,6 kg im Jahre 2002 auf 98,1 kg im Jahre 2003. Der Gesamtkunststoffverbrauch in Westeuropa lag in 2003 bei 39.706.000 Tonnen, wovon 38.180.000 Tonnen auf Thermoplaste entfallen [NN04a]. Mengenmäßig nehmen die Standardthermoplaste Polyethylen (LLDPE, LDPE, HDPE), Polypropylen (PP) und Polystyrol (PS, EPS) den größten Anteil am Kunststoffverbrauch ein (Bild 1).

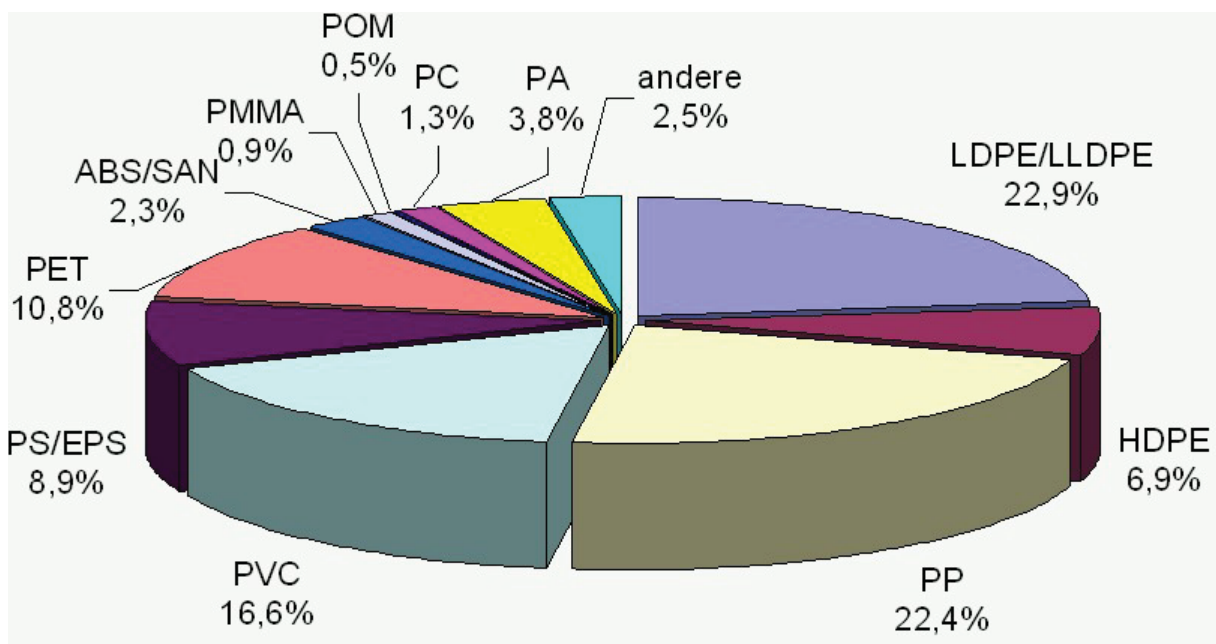


Bild 1: Aufteilung des Verbrauchs nach Kunststoffgruppen in Westeuropa [NN04a].

Bis 2015 ist ein jährliches Wachstum des Kunststoffverbrauchs von etwa 5% zu erwarten [NN04b].

Das Spritzgießen ist das bedeutendste Verfahren zur Herstellung von Fertigteilen direkt aus dem Kunststoffgranulat. Seit Einführung der Schubschneckenplastifiziereinheit 1956 [Joh05] finden die zuvor verwendeten Kolbenspritzaggregate nur mehr in Sondertechnologien, wie beispielsweise für das Mikrospritzgießen [Kuk98], Verwendung. Der Prozessablauf bei Spritzgießmaschinen mit Schubschneckenplastifizierung ist folgender:

- Die Schnecke rotiert, wodurch Kunststoffgranulat vom Trichter eingezogen, von der Schnecke gefördert und aufgeschmolzen wird. Es baut sich ein Druck an der Schneckenspitze auf, der so genannte Staudruck, der die Schnecke nach hinten drückt.
- Ist der zurückgelegte axiale Schneckenweg gleich dem eingestellten Dosierweg, so wird die Schneckenrotation gestoppt. Eine Dekompressionsentlastung, d.h. ein weiteres Zurückbewegen der Schnecke ohne Rotationsbewegung, kann folgen.
- Durch die Vorwärtsbewegung der Schnecke wird die plastifizierte Schmelze aus dem Schneckenorraum in das Spritzgießwerkzeug gedrückt. In dieser Einspritzphase wird üblicherweise die Schneckenvorlaufgeschwindigkeit geregelt.
- Ist das Werkzeug volumetrisch gefüllt, so folgt die Nachdruckphase. Dabei wird der Druck im Schneckenorraum so geregelt, dass genügend Schmelze während des Erstarrens der Formmasse im Werkzeug zur Schwindungskompensation nachgedrückt wird.
- Nachdem die Formmasse im Werkzeug vollständig erstarrt ist, öffnet die Schließeinheit und das Formteil wird ausgeworfen.

Für die westeuropäischen Hersteller von Spritzgießmaschinen ist eine stetige technologische Weiterentwicklung notwendig, um gegen die mengenmäßig überlegene Konkurrenz aus dem asiatischen Raum bestehen zu können. Japans Exportanteil an Spritzgießmaschinen liegt bei etwa 31,7%, während der Anteil deutscher Hersteller am gesamten Weltexport rund 17,4% beträgt. Der größte Exportmarkt für deutsche Spritzgießmaschinen bleibt die USA. Bild 2 gibt einen Überblick über den Produktionswert von Spritzgießmaschinen und Extrudern in Deutschland. Am Gesamtproduktionswert von Kunststoff- und Gummimaschinen nahmen die Spritzgießmaschinen im Jahr 2003 rund 18% ein [Dor04]. Im Jahr 2003 wurden mit rund 37.000 Einheiten mehr als die Hälfte der weltweit hergestellten 70.000 Spritzgießmaschinen in China abgesetzt [NN04c]. Der Großteil dieser Maschinen wurde auch im asiatischen Raum produziert.

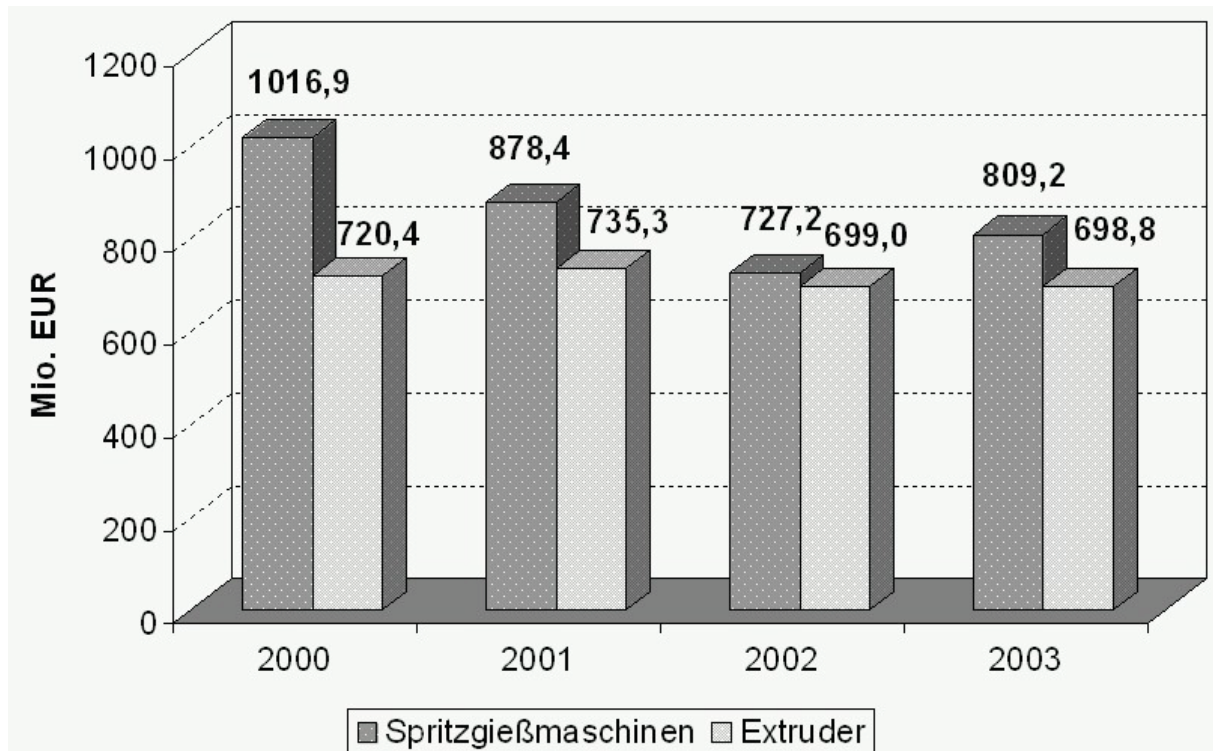


Bild 2: Produktionswert deutscher Spritzgießmaschinen und Extruder [Dor04].

Um sich gegen die mengen- und preismäßig überlegene Konkurrenz aus dem asiatischen Raum zu behaupten, ist es für mitteleuropäische Hersteller von Spritzgießmaschinen notwendig, sich durch Sondertechnologien, wie zum Beispiel das Mehrkomponentenspritzgießen, technologisch abzuheben. Trotz der mittlerweile bereits fast 50-jährigen Erfahrung mit Schubschneckenplastifiziereinheiten bietet auch dieses fundamentale Element jeder Spritzgießmaschine noch genügend Raum für Optimierungen. Die beiden wichtigsten Aufgaben der Entwicklungen in diesem Bereich sind die Erhöhung der Plastifizierleistung, damit bei schnelllaufenden Teilen die Dosierzeit nicht zykluszeitbestimmend ist, sowie die laufende Verbesserung der Prozesskonstanz bei der Verarbeitung von Kunststoffen, die erhöhte Anforderungen an die Plastifizierung stellen. Zur Auslegung von Plastifiziereinheiten von Spritzgießmaschinen sind daher Kenntnisse über die damit zusammenhängenden Vorgänge notwendig. Die im Rahmen eines geförderten Forschungsprojektes gesammelten Erkenntnisse werden in dieser Arbeit zusammengefasst.

1.2. Zielsetzung

In der Literatur findet man zahlreiche Stellen, die sich mit der Plastifiziereinheit befassen. In vielen Fällen wurden Rechenmodelle entwickelt, um die zuvor beobachteten Phänomene zu beschreiben. Ziel dieser Arbeit ist es, einerseits ergänzende Erkenntnisse aufgrund

systematischer Versuche an Schubschneckenplastifiziereinheiten zu liefern und andererseits in einigen Bereichen neue Modellansätze zur Beschreibung von Teilvorgängen vorzustellen. Darauf aufbauend sollen Maßnahmen abgeleitet werden, die zu einer Verbesserung der Teilequalität führen. Augenmerk wird daher auf die Qualität der Schmelze gelegt, welche in hohem Maße die Teilequalität bestimmt, aber auch auf Potentiale in Leistungsfähigkeit und Verschleißbeständigkeit.

Im zweiten Kapitel wird ein Überblick über den Stand der Technik gegeben, ohne dabei zu sehr ins Detail zu gehen. Die in der Literatur dokumentierten Erkenntnisse werden im Zusammenhang des jeweiligen Kapitels detaillierter dargestellt.

Das dritte Kapitel ist den Daten, die zur Auslegung von Plastifiziereinheiten erforderlich sind, sowie der Ermittlung der Stoffdaten gewidmet. Es ist darauf zu achten, dass die Zustandsänderung, die der Kunststoff in der Prüfapparatur erfährt, gleich wie in der Verarbeitungsmaschine ist. Den üblichen Materialdatenblättern der Kunststoffhersteller können meist nur sehr wenige Informationen zur Schneckenauslegung entnommen werden. Diese Datenblätter enthalten lediglich Daten, die die Eigenschaften des Endproduktes betreffen, wie beispielsweise die Gebrauchstemperaturgrenzen, die Festigkeiten bei bestimmten Temperaturen oder die Dichte bei Raumtemperatur. Aufgrund der zunehmenden Vielfalt an Kunststoffsorten wird von den Materialherstellern in vielen Fällen nicht die Viskositätskurve, die Dichte als Funktion von Druck und Temperatur sowie die thermischen Eigenschaften ermittelt. Der Prüfaufwand bei der Einführung neuer Kunststoffsorten wäre zu zeit- und kostenintensiv, so dass nur die gegenüber dem Standardprodukt veränderte Eigenschaft geprüft wird.

Für die Bestimmung der Eigenschaften von Schüttgut (Kunststoffgranulat) existieren in den meisten Fällen noch keine standardisierten Prüfmethode. Somit müssen die tribologischen Eigenschaften, die noch dazu keine Material- sondern Systemeigenschaften sind, aufbauend auf Erfahrungswerte geschätzt werden. Die Reibkoeffizienten beeinflussen jedoch in hohem Maße den Druckaufbau und den Durchsatz. Es werden die Ergebnisse von Reibuntersuchungen mit einer Schüttgutschermesszelle und deren Auswirkungen auf den realen Betrieb dargestellt.

Stoffdaten, wie die Viskositätsfunktion und die Dichte im schmelzflüssigen Zustand, lassen sich direkt auf der Spritzgießmaschine ermitteln. Die dabei ermittelten Ergebnisse werden mit Messwerten verglichen, die mit anderen Prüfmethode ermittelt wurden.

Kapitel vier beschreibt den Versuchsstand, der zur Untersuchung der Leistungsfähigkeit von Schubschneckenplastifiziereinheiten entwickelt wurde. Ein spezieller Messaufbau diente zur Bestimmung des Verschleißverhaltens von Rückstromsperrern. Neben Stahlwerkstoffen wurden auch keramische Werkstoffe (Al_2O_3 , ZrO_2 , SiC , SiN) getestet.

Im fünften Kapitel werden die Versuchsergebnisse am Schneckenprüfstand dargestellt. Neben dem Ausrieselvorgang aus dem Trichter wurde auch der Einrieselvorgang sowie der Fördervorgang in den ersten Schneckengängen einmal mit einem zylinderförmigen und einmal mit einem kugelförmigen Granulat untersucht. Jener Schneckensteg, welcher sich direkt unter dem Einfüllloch befindet, beeinflusst den Einrieselvorgang, da er die freie Einrieselquerschnittsfläche vermindert. Es wird der Einfluss der periodischen Veränderung der Einrieselquerschnittsfläche während der Schneckenrotation untersucht. Die Messung der Plastifizierleistung ist bei Schubschnecken in Spritzgießmaschinen direkt über den zeitlichen Verlauf des Dosierweges messbar. Diese Messwerte werden jenen Messwerten gegenübergestellt, die nach der herkömmlichen Methode durch Verwägen der ausgespritzten Masse und Messen der Dosierzeit ermittelt wurden. Der Druckaufbau während des gesamten Zyklus hat nicht nur einen Einfluss auf das Verschleißverhalten, sondern er beeinflusst auch die Strömungsform in der Meteringzone und damit die Schmelzequalität. Es wird der Druckaufbau der getesteten Schnecken miteinander verglichen. Die Prozessparameter Staudruck, Drehzahl und Dosierweg sowie die Schneckengeometrie haben einen Einfluss auf die Temperaturen in der Schmelze und an der Plastifiziereinheit. Die Ergebnisse dieser Temperaturmessungen in der Schmelze, am Zylinder und in der Schnecke werden dargestellt.

Die Bestimmung des axialen Temperaturprofils im Schneckenorraum ist durch Ausspritzen ins Freie feststellbar, wenn die Schmelze im Düsenkopf an einem rasch reagierenden Temperatursensor vorbeiströmt. Im realen Spritzgießprozess kommt es aufgrund des Druckanstiegs zu einer Kompressionserwärmung, deren Einfluss auf das Temperaturprofil üblicherweise nicht mehr vernachlässigbar ist. Es wird gezeigt, dass aus diesem Temperaturverlauf das ursprüngliche Schmelzetemperaturprofil im Schneckenorraum errechnet werden kann.

In Kapitel sechs werden die Messwerte mit den Ergebnissen von Berechnungen verglichen, welche mittels eines Computerprogramms für Schubschneckenplastifiziereinheiten durchgeführt wurden.

Kapitel sieben zeigt die Ergebnisse der Verschleißuntersuchungen von Rückstromsperrern. Die getesteten Materialien wurden nach einem standardisierten Versuch, bei dem die Plastifiziereinheit als Extruder betrieben wurde, hinsichtlich ihres Verschleißes verglichen. Da die Versuche zeigten, dass ein starker adhäsiver Verschleiß auftreten kann, ist der Einfluss von so genannten Einzugsschrägen an den Flügeln der Rückstromsperre sowohl an einer Modellrechnung als auch im Experiment untersucht worden.

2. Stand der Technik

Die Geschichte des Spritzgießmaschinenbaus beginnt im Jahre 1872 in den USA. Dort wurde von den Brüdern Hyatt eine Stopfmaschine mit hydraulisch angetriebenem Kolben und dampfbeheiztem Zylinder zur Verarbeitung von dem erst kurz zuvor erfundenen Celluloid zum Patent angemeldet. Diese Maschine zeigt alle Merkmale einer vertikalen Spritzgießmaschine. In den 1920er Jahren wurden dann die ersten horizontalen Maschinen gebaut, die jedoch reine Kolbeneinspritzung hatten. Der Kunststoff rieselte dabei über einen Trichter in einen beheizten Zylinder, in dem der Kunststoff aufschmolz. Ein axial beweglicher Kolben spritzte dann die Schmelze in das Werkzeug. Aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit der Kunststoffe waren mit dieser Methode nur geringe Schussgewichte realisierbar. 1942 patentierte Hans Beck die heute in modernen Spritzgießmaschinen vorwiegend eingesetzte Schubschnecke. 1956 wurde nach diesem Prinzip die erste serienmäßige Spritzgießmaschine gebaut [Joh05]. Zu dieser Zeit versuchte Werner Battenfeld das Beck'sche Patent zu umgehen, indem er den Kunststoff in einer Schnecke vorplastifizierte und das eigentliche Einspritzen dann über einen Kolben erfolgte. Die Vorteile der Schubschnecke zeigten sich jedoch sehr deutlich, so dass die Schneckenvorplastifizierung-Kolbeneinspritzung sehr bald vom Markt verschwand [Men05, Hau05]. Außerdem musste Beck sein Patent kurz nach der Einführung der ersten Schubschnecken zurückziehen. Die Entwicklung der Schubschnecke für Spritzgießmaschinen wird in [NN05] gar als eine der fünfzig bedeutendsten Entwicklungen der Kunststofftechnik angesehen. In den USA war es William Willert, der die Schubschnecke 1952 entwickelte. Patente von Willert zur Schubschnecke konnten im Rahmen dieser Arbeit keine gefunden werden.

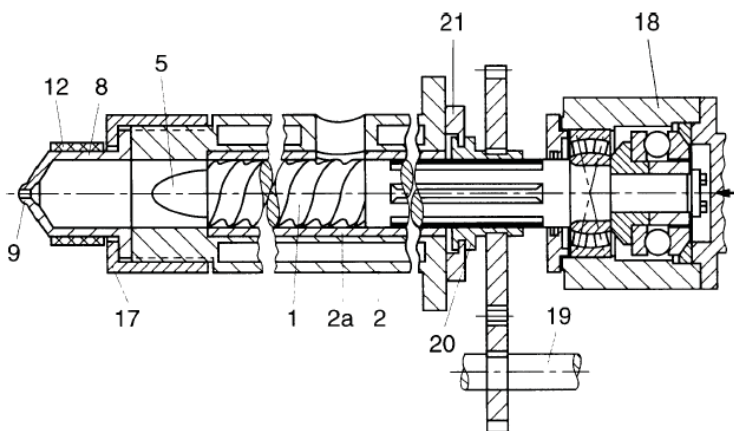


Bild 3: Zeichnung aus dem Patent von Beck [Men05].

Nachdem die grundsätzliche Funktion des Systems in der Praxis erprobt war, beschäftigte man sich mit der Untersuchung der Vorgänge in der Plastifiziereinheit. Die Anforderung ist bei hohen Materialdurchsätzen eine perfekte Schmelzequalität für eine breite Materialbandbreite zu erreichen. In den 1950er Jahren veröffentlichte Maddock Untersuchungsergebnisse über den Aufschmelzmechanismus in Einschneckenextruder [Mad59]. Tadmor [Tad66] entwickelt darauf aufbauend ein Modell zur Beschreibung des Aufschmelzverlaufes, welches im Laufe der Jahre entsprechend weiterentwickelt wurde. Donovan et.al. [Don71] führten Schneckenausziehversuche zur Bestimmung des Aufschmelzverhaltens an Spritzgießschnecken durch. Versuche mit unterschiedlichen Schneckengeometrien und Berechnungsansätze zur Massetemperaturentwicklung beim Plastifizieren findet man beispielsweise in [Elb73], [Ama90], [Ama89], [Ama88].

Die Beschreibung der Vorgänge in der Einzugszone war und ist noch immer ein Bereich, der in zahlreichen Literaturstellen behandelt wird. So beispielsweise in [Sch68], [Gol71], [Hen00]. Mit dem Einrieselverhalten vor allem in Hinblick auf sehr hohe Schneckendrehzahlen (bis über 1000 min^{-1}) beschäftigt sich Potente und Pohl in [Pot01] und [Pot02].

Ausgehend von der Modelltheorie für Plastifiziereinheiten [Pot77] wurden an der Universität Paderborn Simulationsprogramme für Extruder mit dem Namen REX (Rechnergestützte Extruderauslegung) und für Schubschnecken mit dem Namen PSI (Paderborner Spritzgießsimulation) entwickelt [Pot90], [Pot93]. In [Men84] werden Modellgesetze für Spritzgießmaschinen beschrieben. Das am Institut für Kunststoffverarbeitung an der Montanuniversität Leoben für Extrusionsschnecken von Binder [Bin99] entwickelte und das von Zitzenbacher [Zit04] für Schubschnecken modifizierte Simulationsprogramm beruht auf physikalischen Modellen zur Beschreibung der Vorgänge in der Plastifiziereinheit. Wie bei allen Simulationsprogrammen ist auch hier die Eingabe der „richtigen“ Materialdaten von essentieller Bedeutung. In der Praxis wird aufgrund des Ermangelns an kompletten Materialdatensätzen mit ähnlichen Materialien gerechnet. Dies führt zu entsprechenden Unsicherheiten bei den Berechnungsergebnissen. Um eine Aussage treffen zu können, in wie weit das Programm von Zitzenbacher die Realität abbildet, wurde daher für ein konkretes Material der komplette Materialdatensatz ermittelt und die Berechnungsergebnisse den Ergebnissen der Messung gegenübergestellt.

Einen umfassenden Überblick über den Stand der Technik im Bereich der Verschleißthematik im Kunststoffmaschinenbau gibt Mennig in [Men90]. Nach wie vor kommen nitrierte Stähle für Schnecke und Zylinder bei der Verarbeitung von unverstärkten Kunststoffen zum Einsatz. Diese Werkstoffe sind kostengünstig, lassen sich einfach bearbeiten und weisen aufgrund der Nitrierung eine hohe Oberflächenhärte auf. Die Nitriereinhärtetiefe beträgt jedoch nur wenige Zehntel Millimeter, so dass nur eine geringe Verschleißreserve vorliegt. Für verstärkte Kunststoffe werden Bimetallzylinder mit gesinterten oder geschleuderten Hartstoffschichten und Schnecken aus hochlegierten Stählen eingesetzt. Als Werkstoffe für Rückstromsperrn werden niedriglegierte Stähle oder Kaltarbeitsstähle jeweils mit zusätzlicher Ionitrierung eingesetzt. Bei größeren Durchmessern werden die Flügel der Schneckenspitze mit Stellite-Legierungen gepanzert. Für besonders verschleißintensive Materialien werden in die Schneckenspitze Hartmetallelemente eingesetzt.

3. Notwendige Daten zur Auslegung

Für die Auslegung von Schubschneckenplastifiziereinheiten sind neben den Geometrie­größen von Schnecke, Zylinder und Rückstromsperre auch die Stoffdaten des zu verarbeitenden Materials von Interesse.

3.1. Gemetriedaten

3.1.1. Schnecke

Im folgenden Bild sind die zur Herstellung einer Schnecke erforderlichen Geometriedaten eingetragen.

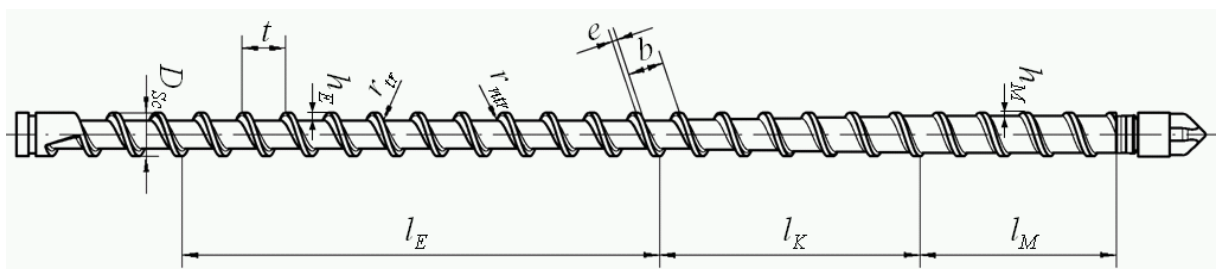


Bild 4: Schneckengeometriedaten.

Bei 3-Zonen-Schnecken für die Thermoplastverarbeitung in Spritzgießmaschinen ist die Steigung s üblicherweise $1 D$. Damit ergibt sich nach Gleichung 1 ein äußerer Steigungswinkel φ_a von $17,66^\circ$.

$$\tan \varphi_a = \frac{s}{D \cdot \pi} \quad (1)$$

Die Stegbreite e beträgt rund 10% des Schneckendurchmessers. Eine große Stegbreite bewirkt eine größere Fläche, die sich am Zylinder abstützen kann, was zu einer Verringerung des Verschleißes am Schneckensteg führt. Zusätzlich bewirkt eine große Stegbreite, dass die Leckströmung über den Schneckensteg reduziert wird. Bei Schnecken ohne Rückstromsperre, wie sie beispielsweise in der Duroplastverarbeitung Verwendung finden, wird beim Einspritzen die Rückströmung von Material über die Schneckenstege verringert. Je geringer die Stegbreite ist, desto größer ist der Kanalquerschnitt und damit der Durchsatz. Das Spiel zwischen Schneckenaussendurchmesser und Zylinderinnendurchmesser liegt bei etwa 0,1 mm und 0,2 mm.

Über die Ausbildung der Radien an der treibenden und nicht-treibenden Flanke gibt es unterschiedliche Auffassungen. In der Schmelzeförderzone zeigten Simulationen, dass geringe Radien zu geringen Strömungsgeschwindigkeiten sowohl für die Strömung in Kanalrichtung als auch für die Querströmung führen. Materialdegradation kann die Folge sein. Mittels eines Versuchsstandes zur Untersuchung der Feststoffförderung, bei dem der Gegendruck der Förderung einstellbar war, wurden zwei konkurrierende Faktoren auf den Durchsatz beobachtet. Einerseits führt die reduzierte Kanalquerschnittsfläche bei großen Radien zu einem reduzierten Durchsatz, andererseits treten bei größeren Radien auch größere Kräfte auf das Feststoffbett in Förderrichtung auf, was zu höheren Durchsätzen führt. Der erste Faktor dominiert bei geringen und der zweite Faktor bei hohen Gegendrücken. Das Ausmaß der Durchsatzsteigerung durch größere Radien ist materialabhängig. Aus diesen Untersuchungen wird abgeleitet, dass der Radius in der Einzugszone 25% und in der Meteringzone 50% bis 75% der Kanaltiefe betragen soll [SpaNY].

Empfehlungen für die Gangtiefen in der Einzugs- und Meteringzone findet man beispielsweise in [Joh92]. Diese Empfehlungen decken sich sehr gut mit den Gangtiefen der in dieser Arbeit untersuchten Schnecken mit Nenndurchmesser 40 mm ($h_E = 5,62$ mm, $h_M = 2,52$ mm). Das Verhältnis der Kanaltiefen in der Einzugs- und in der Meteringzone wird als Kompression der Schnecke bezeichnet. Für Schnecken zur Thermoplastverarbeitung liegt die Kompression zwischen 2,0 und 3,0. Generell gilt, dass je kürzer die Kompressionszone ist, desto weniger ist die Schnecke universell einsetzbar.

3.1.2. Zylinder

Der Zylinder muss den Drücken beim Einspritzen standhalten, die bis zu 3000 bar betragen können. Für die Auslegung von Bedeutung ist daher die Wanddicke, welche in Verbindung mit den Temperaturmessstellen auch das Prozessverhalten mitbestimmt. Am Zylinder ist der sogenannte Einfüllblock montiert, auf dem der Trichter sitzt. Das Einfüllloch in den Zylinder ist meist oval und aus fertigungstechnischen Gründen geringfügig schmaler als der Zylinderinnendurchmesser. Eine glatte Einzugszone ist bei Spritzgießplastifiziereinheiten noch immer die Regel, obwohl in der Literatur vom erfolgreichen Einsatz von genuteten Einzugszonen berichtet wird [Men72, Lan84, NN04]. Grünschloß berichtet in [Grü03] über ein Plastifiziersystem, welches auch in den schmelzeführenden Bereichen Nuten aufweist. Am Ende des Zylinders ist der Düsenkopf mittels Schrauben befestigt, in dem die Düse eingeschraubt ist.

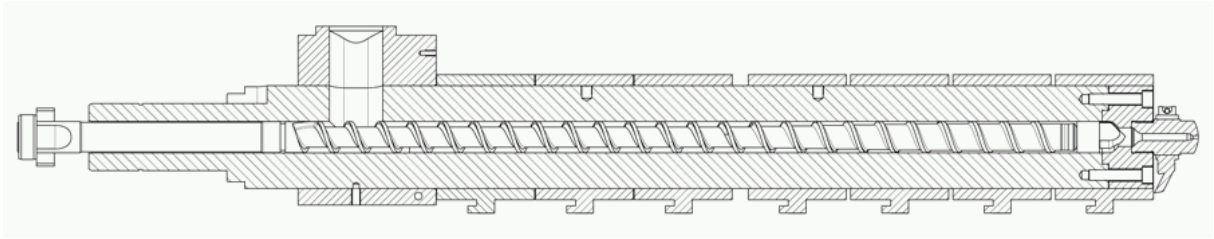


Bild 5: Zylinder mit Einfüllblock, Düsenkopf und Düse.

3.1.3. Rückstromsperre

Schnecken für die Thermoplastverarbeitung sind bis auf wenige Ausnahmen, wie beispielsweise Polyvinylchlorid U-PVC und Polyamidimid PAI, mit einer sogenannten Rückstromsperre ausgestattet. Diese ist nach der Meteringzone der Schnecke zumeist als aufschraubbare 3-teilige Ringrückstromsperre angeordnet. Dieser Rückstromsperrentyp besteht aus der Schneckenspitze, dem Sperring und dem Anschlagring. Die Länge des Sperrings beträgt zwischen 60% und 100% des Nenndurchmessers der Schnecke. Die Durchströmungsquerschnitte zwischen Sperringinnen- und Schneckenspitzendurchmesser liegen zwischen 20% und 40% des Zylinderinnenquerschnittes. Der Sperringaussendurchmesser ist nur um wenige hundertstel Millimeter kleiner als der Zylinderinnendurchmesser. Aufgrund des beim Einspritzen vorliegenden Drucks wird der Sperring elastisch gedehnt und liegt bei Drücken zwischen 700 bar und 1000 bar am Zylinder vollständig an.

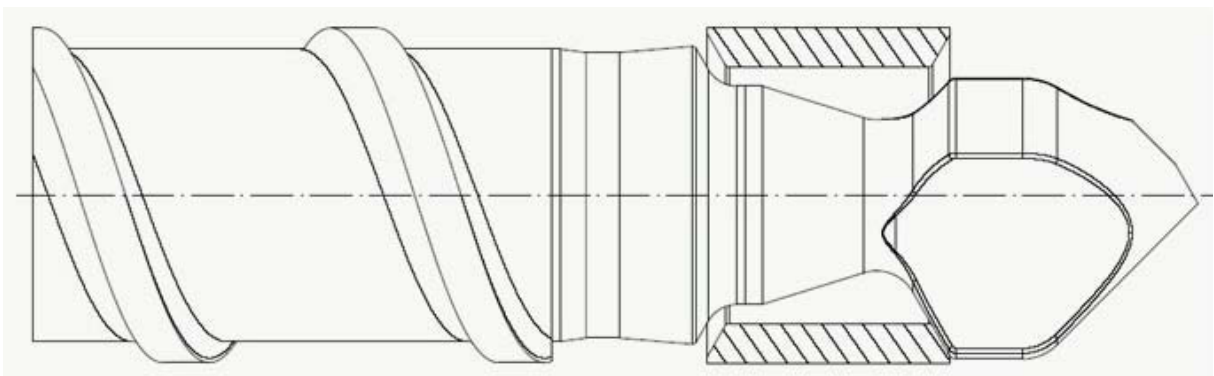


Bild 6: Ringrückstromsperre.

Bei kleinen Schneckendurchmessern (Nenndurchmesser 14 mm), bei denen aus Festigkeitsgründen des Gewindes kein Einschrauben mehr möglich ist, werden so genannte Bolzenrückstromsperren eingesetzt. Bei diesem Rückstromsperrentyp ist durch die

Schnecken Spitze ein zylindrischer Bolzen gesteckt, an dem der Sperring beim Dosieren anliegt. Eine besondere Bauart einer Bolzenrückstromsperre ist in Bild 7 dargestellt. Dabei wird erzwungen, dass sich der Sperring beim Dosieren mit der Schnecken Spitze mitdreht und dadurch ein Verschleiß am Bolzen selbst verhindert wird.

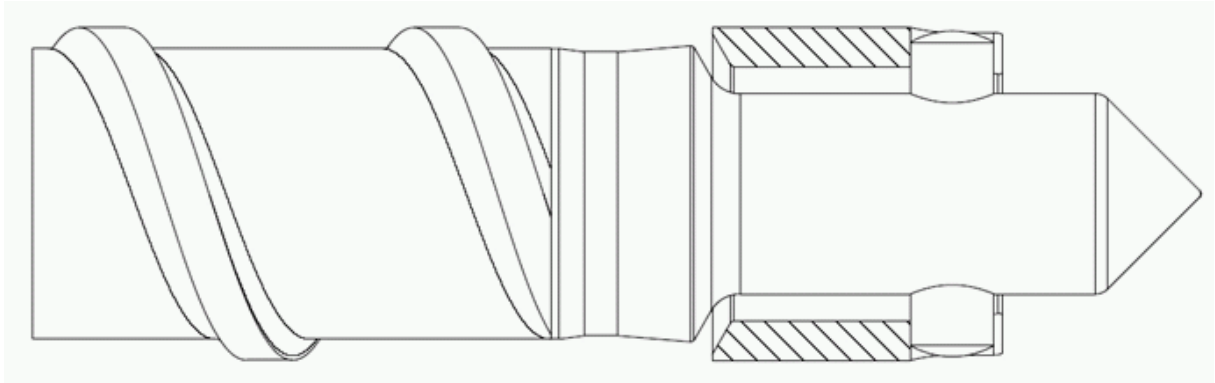


Bild 7: Bolzenrückstromsperre.

Eine andere Variante sind so genannte Kugelrückstromsperren. Diese weisen eine höhere Standzeit auf als 3-teilige Ringrückstromsperren, bei denen die aufgrund des großen Schneckendurchmessers hohen Umfangs- und damit Relativgeschwindigkeiten zwischen dem Sperring und den Flügeln der Schnecken Spitze zu erhöhtem Verschleiß führen. Eine Kugel im Zentrum der Schnecken Spitze dichtet beim Einspritzen den Schnecken vorraum ab. Nachteilig bei der Kugelrückstromsperre ist, dass aufgrund des Spiels zwischen dem Außendurchmesser der Schnecken Spitze und der Zylinderinnenwand es beim Einspritzen zur Rückströmung von Schmelze kommt. Die Strömungskanäle für die Schmelze sind üblicherweise kleiner als bei einer 3-teiligen Ringrückstromsperre, was zu einer erhöhten Beanspruchung des Kunststoffes führt.

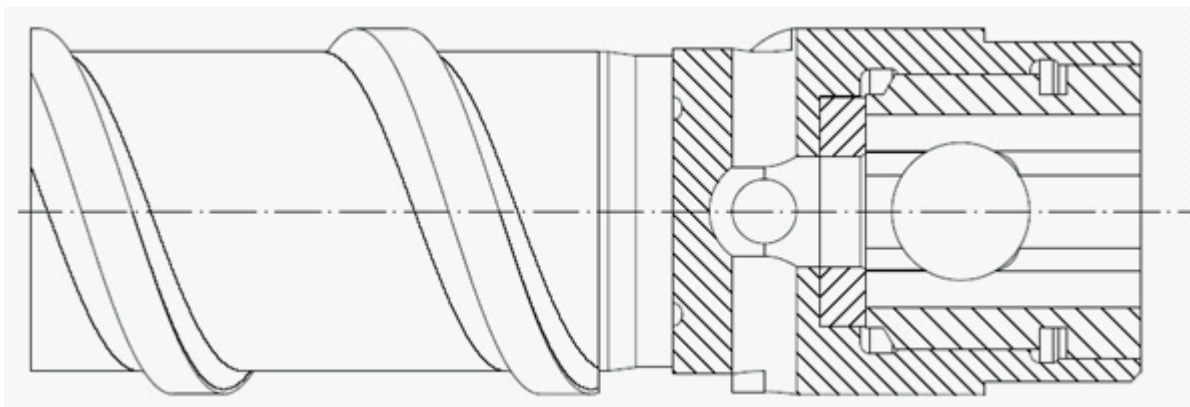


Bild 8: Kugelrückstromsperre.

Eine weitere, jedoch selten verwendete Rückstromsperrtype ist die so genannte Mehrkugel-Rückstromsperre [Eis73]. Durch die Anordnung von Kugeln zwischen dem Sperring und der Schneckenspitze wird einerseits eine zweite Lagerstelle für die Schnecke eingeführt, die dadurch beim Dosieren nicht mehr aufgrund des Gewichtes am Zylinder aufliegt, und andererseits wird eine Gleitreibung zwischen der Schneckenspitze und dem Sperring in eine verschleißgünstigere Rollreibung umgewandelt. Informationen von Spritzgießmaschinenherstellern [NN01] und eigene Untersuchungen mit diesem Rückstromsperrtyp haben gezeigt, dass die Streuung des Restmassepolsters im Spritzgießprozess vor allem bei niedrigviskosen Schmelzen reduziert wird. Das Restmassepolster ist nach DIN 24450 das Massepolster bei Ende der Nachdruckzeit.

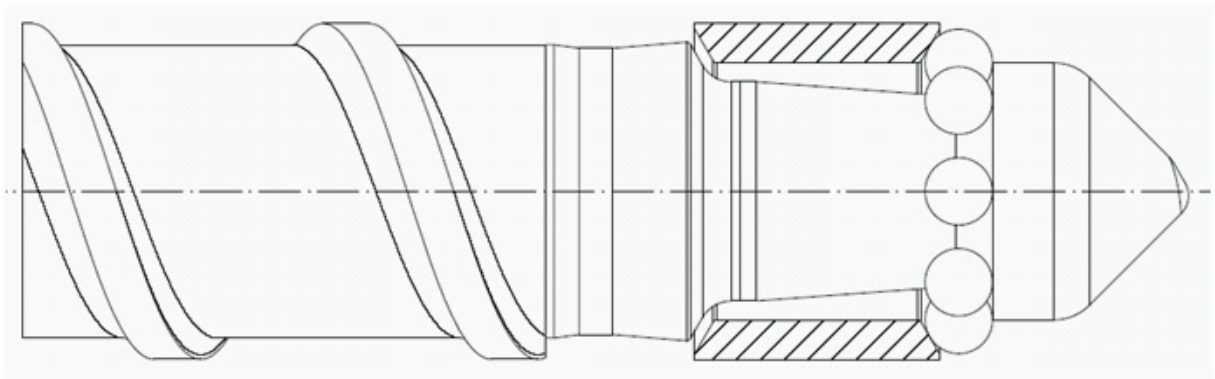


Bild 9: Mehr-Kugelrückstromsperre.

Weitere Rückstromsperrtypen, wie die so genannte Kulissenrückstromsperre [Joh92] oder Rückstromsperrn mit Mischerfunktion [Men73], finden äußerst selten Anwendung.

3.1.4. Schneckenkanalvolumen

Für die Ermittlung der Verweilzeit des Kunststoffes in der Schnecke ist die Kenntnis des Schneckenkanalvolumens notwendig. Im Folgenden soll die freie Querschnittsfläche einer Schnecke und in weiterer Folge das Schneckenkanalvolumen unter Berücksichtigung der Kanalkrümmung und der Radien an der treibenden und nichttreibenden Flanke berechnet werden. Die gesamte Schneckenoberfläche besteht aus drei geometrischen Körpern, nämlich

- aus je einem zylindrischen Teil am Schneckenrund und am Schneckensteg,
- aus je einem Teil eines verschraubten Torus an den Radien der treibenden und der nichttreibenden Flanke und

- aus je einer parallel zum Querschnitt verschraubten Geraden, die die treibende und die nichttreibende Flanke darstellen.

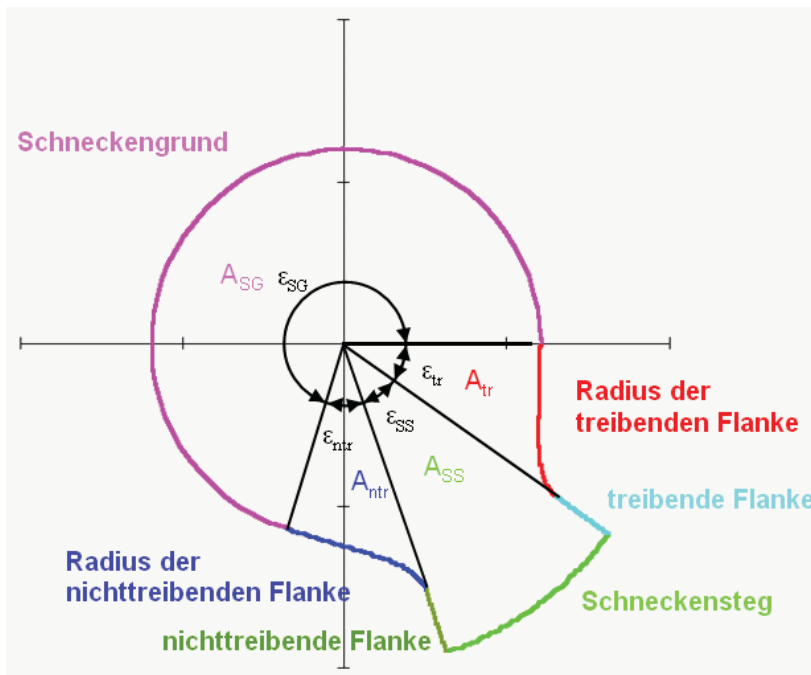


Bild 10: Kontur des achsennormalen Schnitts einer Schnecke mit den jeweiligen Flächen.

Der Flächeninhalt der einzelnen Bereiche wird durch Integralbildung errechnet:

$$A_i = \int_{\varepsilon_{i, \text{Anfang}}}^{\varepsilon_{i, \text{Ende}}} R_i d\varepsilon_i \quad (2)$$

wobei der Index i für den Schneckengrund SG , die Schneckenstege SS , die treibende Flanke trF und die nicht-treibende Flanke $ntrF$ steht. Durch Addition der Einzelflächen ergibt sich die Gesamtquerschnittsfläche der Schnecke:

$$A_{\text{Schnecke}} = A_{SG} + A_{SS} + A_{trF} + A_{ntrF} \quad (3)$$

Um daraus die Fläche A_{Frei} zu erhalten, die für den Transport von Granulat bzw. Schmelze zur Verfügung steht, muss von der Zylinderquerschnittsfläche die Schneckenquerschnittsfläche subtrahiert werden:

$$A_{\text{Frei}} = D_{\text{Zyl}}^2 \cdot \frac{\pi}{4} - A_{\text{Schnecke}} \quad (4)$$

worin D_{Zyl} der Zylinderdurchmesser ist.

Das Schneckenkanalvolumen V_{SK} ergibt sich somit zu:

$$V_{SK} = A_{Frei} \cdot l_{axial} \quad (5)$$

worin l_{axial} die axiale Länge des betrachteten Schneckenkanalvolumens ist.

Vergleicht man die oben angeführte Methode nun mit der üblicherweise angewendeten Berechnungsmethode des Schneckenkanalvolumens, nämlich:

$$V = l_{axial} \cdot h \cdot \frac{\pi \cdot (D - h) - i \cdot \frac{e}{\sin \varphi}}{i} \quad (6)$$

mit

$$\tan \varphi = \frac{s}{\pi \cdot D} \quad (7)$$

wobei φ der äußere Gangsteigungswinkel und i die Gangzahl der Schnecke ist, so ergibt sich ein Fehler von 3,1% bei einer realen Schneckengeometrie mit Durchmesser 18 mm. Bei Schneckendurchmesser über 35 mm liegt der Fehler unter 1%.

3.2. Stoffdaten

Die Stoffdaten haben für die Schneckenauswahl eine große Bedeutung. Zur Beschreibung des Feststoffförderverhaltens ist die Kenntnis des inneren und äußeren Reibkoeffizienten notwendig, welche Funktionen von der Gleitgeschwindigkeit, vom Druck und von der Temperatur sind. Die rheologischen Stoffdaten werden zur Beschreibung des Aufschmelzvorganges und der Strömung in der Schmelzezone benötigt. Die Viskosität hängt von der Schergeschwindigkeit, der Temperatur sowie von der Molmasse und der Molmassenverteilung ab. Mit der Wärmeleitfähigkeit und der spezifischen Wärmekapazität lassen sich die thermischen Vorgänge in der Plastifiziereinheit beschreiben. Die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität hängen von der Temperatur und vom Druck ab, wobei die Druckabhängigkeit meist vernachlässigt wird. Für den Vergleich der Messergebnisse mit den Berechnungsergebnissen werden sehr häufig die für Spritzgießformteile eingesetzten Kunststoffe Polystyrol, Polypropylen und Polyamid verwendet. Polystyrol und Polypropylen zählen zu den Standardkunststoffen, Polyamid zu

den technischen Kunststoffen. Für diese 3 Materialien werden die rheologischen und thermodynamischen Stoffdaten ermittelt.

Polypropylen

Es wird ein PP RF825MO (Borealis, Linz/Österreich) verwendet. Dabei handelt es sich um ein speziell modifiziertes Radom Copolymer Polypropylen für medizintechnische Anwendungen. Vom Hersteller wird die Dichte mit $0,905 \text{ g/cm}^3$ und der MFI mit 20 g/10 min (230°C , $2,16 \text{ kg}$) angegeben. Der empfohlene Massetemperaturbereich liegt zwischen 220°C und 250°C . Das Granulat hat annähernd Kugelform.

Polystyrol

Es wird ein PS 454C (BASF, Ludwigshafen/Deutschland) verwendet. Diese Type wird aufgrund der guten Schlagzähigkeit für TV-Frontrahmen und Rückwände, Frontblenden für Videorecorder sowie für Büro- und Haushaltsartikel verwendet. Die Dichte wird mit $1,05 \text{ g/cm}^3$ und die MVR 200/5 mit 14 ml/10 min angegeben. Der empfohlene Massetemperaturbereich liegt zwischen 180°C und 260°C . Das Granulat ist zylinderförmig.

Polyamid

Es wird ein Polyamid 66 der Type Grilon AS V0 (EMS-Grivory, Domat/Ems/Schweiz) verwendet. Es handelt sich dabei um eine unverstärkte, normalviskose, flammgeschützte Spritzgießtype. Der Flammschutz ist halogen- und phosphorfrei und wird nach UL94 bis $0,75 \text{ mm}$ als V0-Type eingestuft. Das Material wird bei der Herstellung auf einen Wassergehalt von unter $0,10\%$ getrocknet und luftdicht verpackt. Eine Trocknung ist nur erforderlich, wenn das Material zu lange offen gelagert wurde. Dann wird eine Trocknung im Trockenlufttrockner bei max. 80°C für 4 bis 12 Stunden empfohlen. Die Dichte beträgt $1,16 \text{ g/cm}^3$.

Tabelle 1: Empfohlene Verarbeitungsbedingungen für Grilon AS V0.

Einzug	60 °C bis 80 °C
Zone 1	265 °C
Zone 2	265 °C
Zone 3	260 °C
Düsentemperatur	260 °C
Massetemperatur	270 °C
Staudruck (hydr.)	5 bar bis 15 bar
Schneckendrehzahl	50 min ⁻¹ bis 100 min ⁻¹

3.2.1. Rheologische Stoffdaten

Die rheologischen Zustandsgleichungen beschreiben den Zusammenhang zwischen dem Spannungszustand in einem Materialelement und der Deformation dieses Teilchens bzw. der Geschwindigkeit, mit der dieses Teilchen deformiert wird. Zur Beschreibung des Fließverhaltens von Kunststoffschmelzen wird in den meisten Fällen von einer inkompressiblen, wandhaftenden, reinviskosen Flüssigkeit ausgegangen. Die Zeitabhängigkeit sowie elastische Effekte können meist vernachlässigt werden. Polymere zeigen strukturviskoses, temperaturabhängiges Fließverhalten. Bei hohen Schergeschwindigkeiten werden die Makromoleküle gestreckt, so dass sie aneinander leichter abgleiten können, wodurch sich die Viskosität verringert. Der Zusammenhang zwischen der Schubspannung τ und der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ kann für nicht-newtonsche Flüssigkeiten durch folgende Gleichung beschrieben werden:

$$\underline{\underline{\tau}} = \eta(\dot{\gamma}, T) \cdot \underline{\underline{\dot{\gamma}}} \quad (8)$$

Der Schergeschwindigkeitstensor $\underline{\underline{\dot{\gamma}}}$ ist definiert als

$$\underline{\underline{\dot{\gamma}}} = \nabla \underline{\underline{v}} + \nabla \underline{\underline{v}}^t \quad (9)$$

wobei $\nabla \underline{\underline{v}}$ Tensor der Geschwindigkeitsgradienten ist. Der Betrag des Schergeschwindigkeitstensors in Gleichung 9 errechnet sich nach

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{I}{2} \cdot II} \quad (10)$$

wobei II die zweite Invariante des Schergeschwindigkeitstensors ist

$$II = \sum_i \sum_j \dot{\gamma}_{ij} \cdot \dot{\gamma}_{ji} \quad (11)$$

Die Komponenten des Schergeschwindigkeitstensors sind definiert als

$$\dot{\gamma}_{ij} = \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \quad (12)$$

Die Temperaturabhängigkeit der Viskosität wird durch einen multiplikativen Ansatz der Form

$$\eta(T, \dot{\gamma}) = a_T(T) \cdot \eta(\dot{\gamma}) \quad (13)$$

beschrieben. Für den Temperaturverschiebungsfaktor $a_T(T)$ sind die folgenden Ansätze gebräuchlich.

Exponential-Ansatz

$$a_T(T) = \exp(-b \cdot (T - T_0)) \quad (14)$$

T_0 steht hier und auch in den weiteren Ansätzen für eine Bezugstemperatur. Der Parameter b wird durch Approximation an die experimentellen Daten ermittelt. Der Exponential-Ansatz lässt sich nicht physikalisch begründen. Er ist jedoch mathematisch einfach handhabbar und liefert in vielen Fällen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten.

Arrhenius-Ansatz

$$a_T(T) = \exp\left(\frac{E_0}{R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \quad (15)$$

Der materialspezifische Parameter E_0 ist die sogenannte Aktivierungsenergie, und R ist die universelle Gaskonstante ($R = 8,314 \text{ J/molK}$). Bei diesem Ansatz ist zu beachten, dass die Temperaturen in Kelvin einzusetzen sind. Der Arrhenius-Ansatz wird für teilkristalline Kunststoffe verwendet. Sein theoretischer Hintergrund liegt darin, dass sich eine Bewegung der Makromoleküle im wesentlichen durch eine thermisch aktivierte Überwindung von Energiebarrieren ergibt.

WLF-Ansatz (nach Williams, Landel und Ferry)

$$a_T(T) = \exp\left(\frac{-c_1 \cdot (T - T_0)}{c_2 + (T - T_0)}\right) \quad (16)$$

Die beiden Parameter c_1 und c_2 sind materialspezifisch. Der WLF-Ansatz wird für amorphe Kunststoffe verwendet. Seine theoretische Begründung beruht in der Annahme, dass die Segmentbeweglichkeit von Polymeren in der Nähe der Glasübergangstemperatur vorwiegend durch das freie Volumen bestimmt wird, das etwa linear mit dem Abstand zur Glasübergangstemperatur ansteigt.

Beschreibung der Druckabhängigkeit

Neben der ausgeprägten Temperaturabhängigkeit der Viskosität von Thermoplastschmelzen existiert auch eine weniger ausgeprägte Druckabhängigkeit. Diese wird in den meisten Fällen jedoch vernachlässigt, da der Druckexponent κ in dem Exponentialansatz

$$\eta(p, T, \dot{\gamma}) = \eta(T, \dot{\gamma}) \cdot \exp(\kappa \cdot p) \quad (17)$$

sehr klein ist ($\kappa < 10^{-4} \text{ bar}^{-1}$) [Lau91, Was01, Sch94].

Zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Schergeschwindigkeit und der Viskosität bzw. der Schubspannung kommen folgende Ansätze zur Anwendung:

Potenzansatz nach Ostwald – de Waele

$$\dot{\gamma} = \phi \cdot \tau^m \quad (18)$$

Darin sind ϕ die temperaturabhängige Fluidität und m der Fließexponent. Daraus ergibt sich der Zusammenhang zwischen der Schergeschwindigkeit und der Viskosität wie folgt:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \phi^{-\frac{1}{m}} \cdot \dot{\gamma}^{\frac{1}{m}-1} \quad (19)$$

was zur häufig verwendeten Formulierung des Potenzansatzes führt:

$$\eta(\dot{\gamma}) = K \cdot \dot{\gamma}^{n-1} \quad (20)$$

n liegt dabei zwischen 0 und 1. Der gravierende Nachteil beim Potenzansatz ist der eingeschränkte Gültigkeitsbereich nur für niedrige Schergeschwindigkeiten.

Carreau-Ansatz

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{A}{(1 + B \cdot |\dot{\gamma}|)^C} \quad (21)$$

Die Stoffparameter A , B und C lassen sich direkt aus rheometrisch ermittelten Daten korrelieren. Der Parameter A ist mit der sogenannten Nullviskosität η_0 identisch, welche oberhalb einer kritischen Molmasse eine exponentielle Abhängigkeit vom Massenmittel der Molmasse zeigt:

$$\eta_0 = K' \cdot \bar{M}_w^\alpha \quad (22)$$

Der Faktor K' ist eine stoffspezifische, temperaturabhängige Größe. Der Exponent α liegt zwischen 3,4 und 3,6.

Der Parameter B kann als Übergangspunkt der Viskositätsfunktion vom nullviskosen in den strukturviskosen Fließbereich interpretiert werden. Dieser Punkt wird von der Molmassenverteilung beeinflusst, der durch die molare Uneinheitlichkeit

$$U = \frac{\bar{M}_w}{\bar{M}_n} \quad (23)$$

beschrieben werden kann. \bar{M}_w ist darin das Gewichtsmittel und \bar{M}_n das Zahlenmittel der Molmassenverteilung.

Der Parameter C ist ein Maß für die Strukturviskosität der Schmelze und ist bei hohen Schergeschwindigkeiten identisch mit dem Faktor $1-1/m$, wobei m der Exponent im Potenzansatz ist.

Die Approximation der Carreau-Parameter aus den experimentellen Daten ist mit entsprechenden Computerprogrammen möglich. Mittels linearer Regression werden zunächst die Parameter A und C unter Zuhilfenahme des Schätzwertes für B aus der folgenden Gleichung bestimmt:

$$\log \eta = \log A - C \cdot \log(1 + B \cdot \dot{\gamma}) \quad (24)$$

Danach wird die Fehlerquadratsumme aus den logarithmischen Messwerten und den logarithmischen berechneten Werten der Schergeschwindigkeit minimiert:

$$F = \sum_{i=1}^{n_{\text{Messwert}}} (\log \eta_i - \log A + C \cdot \log(1 + B \cdot \dot{\gamma}_i))^2 \quad (25)$$

Bestimmung der Viskosität

Die Bestimmung der Viskosität erfolgt in so genannten Rheometern. In Hochdruckkapillarrheometern wird an einer stationären Strömung gemessen. Die Messung bei einem oszillierenden Betrieb ist mit Kegel-Platte-Rheometern oder Platte-Platte-Rheometern möglich. Im Hochdruckkapillarrheometer (HKR) wird der Kunststoff in einem Zylinder über Wärmeleitung von äußeren Heizelementen aufgeschmolzen und danach durch eine Kapillare mit definiertem Durchmesser und definierter Länge mittels eines Kolbens gepresst. Die Kolbenvorlaufgeschwindigkeit wird dabei geregelt, und der Druck am Beginn der Kapillare wird gemessen. Aus dem Zusammenhang zwischen der Kolbenvorlaufgeschwindigkeit, welche den Volumenstrom durch die Kapillare bestimmt, und dem Druck kann die Wandschubspannung τ_W und die scheinbare Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_{app}$ ermittelt werden. In Bild 11 sind die Viskositätskurven der verwendeten Materialien zusammengefasst. Aufgrund der sehr geringen Viskosität des PA66 bei geringen Schergeschwindigkeiten ist auch der Energieumsatz im Schmelzefilm an der Zylinderwand sehr gering. Die Folge ist, dass das Aufschmelzen im Schneckenkanal eine entsprechend große Länge in Anspruch nimmt. Bei den Versuchen zeigte sich, dass es zu großen Dosierzeitschwankungen mit den empfohlenen Zylindertemperaturen kam. Dies deutet auf ein Verstopfen der Kompressionszone hin, da es nicht gelang, das PA66 in der Einzugszone soweit aufzuschmelzen, dass es problemlos weitergefördert werden konnte. Durch das Anheben des Zylindertemperaturniveaus unmittelbar nach dem Einfüllloch wurde ein stabiles Förderverhalten erreicht. Das verwendete PA66 hat auch ein enges Verarbeitungstemperaturfenster. Bei einer Temperatur von 267°C ist das Material noch nicht aufgeschmolzen und fließfähig. Bei Temperaturen über 280°C begann bereits die Zersetzung des Brandschutzadditivs, was sich durch das Aufschäumen der Schmelze bemerkbar machte. Beim PP liegt die Viskosität bei den während des Plastifizierens herrschenden Schergeschwindigkeiten um zirka eine Zehnerpotenz höher. Das Aufschmelzen über Dissipation ist daher wesentlich effektiver als beim PA66.

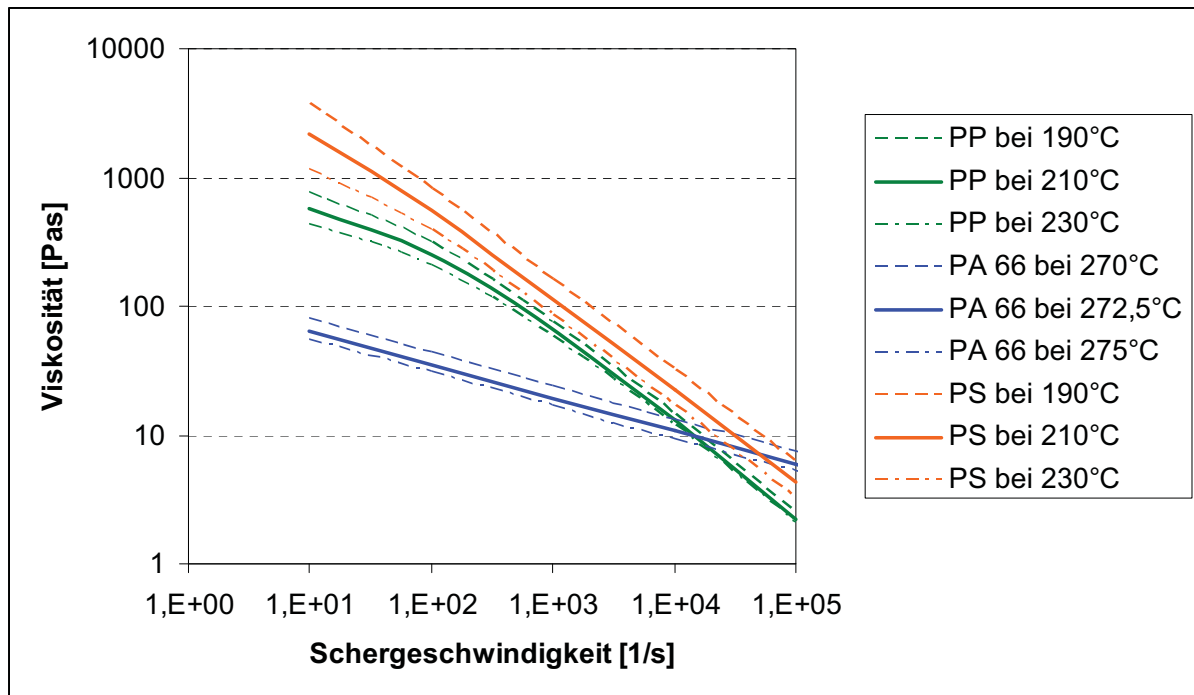


Bild 11: Viskositätskurven für PP, PA und PS.

In der Literatur sind Apparaturen beschrieben, mit denen rheologische Daten auch auf Spritzgießmaschinen ermittelt wurden. Krumböck [Kru84] und Friesenbichler [Fri92] verwenden zur Charakterisierung von PVC ein mit Druckaufnehmern ausgestattetes Spritzgießwerkzeug und messen den Volumendurchsatz mit einem Verdängerkolben am Ende des Kanals. Holzer [Hol96] nutzt das gleiche Rheometer zur Charakterisierung von Elastomeren. Beiermeiser [Bei93] und Bader et.al. [Bad91] verwenden eine Maschinendüse, welche mit Druckaufnehmern entlang der Messstrecke bestückt ist.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Spritzgießmaschinenrheometer konstruiert und gebaut, welches einen Schlitzkanal mit auswechselbaren Einsätzen zur Veränderung der Kanalhöhe ($h = 0,5 \text{ mm}, 1 \text{ mm}, 2 \text{ mm}, 3 \text{ mm}$) besitzt. Dieses Rheometer wird anstelle des Düsenkopfes der Spritzgießmaschine montiert. Es ist mit einem Drucksensor (DDS 1F, Druckbereich 0-2500 bar, Hersteller: FOS) und einem Thermoelement im Schneckenorraum, drei Druckaufnehmern (MDT462LXL, Druckbereich 0-500 bar, Hersteller: Dynisco, Heilbronn) entlang des insgesamt 80 mm langen Messkanals sowie zwei Thermoelementen (Typ J) zwischen den Druckaufnehmern ausgestattet (Bild 12). Die Genauigkeit der Drucksensoren liegt bei +/- 0,5 % vom Druckendwert und die Reproduzierbarkeit bei +/- 0,2 % vom Druckendwert. Das Thermoelement im Schneckenorraum ragt in die Schmelze. Die beiden

anderen Thermoelemente messen 1 mm vom Messkanal entfernt die Stahltemperatur. Sie dienen dazu, eine vorhandene Dissipationserwärmung der Schmelze zu registrieren.

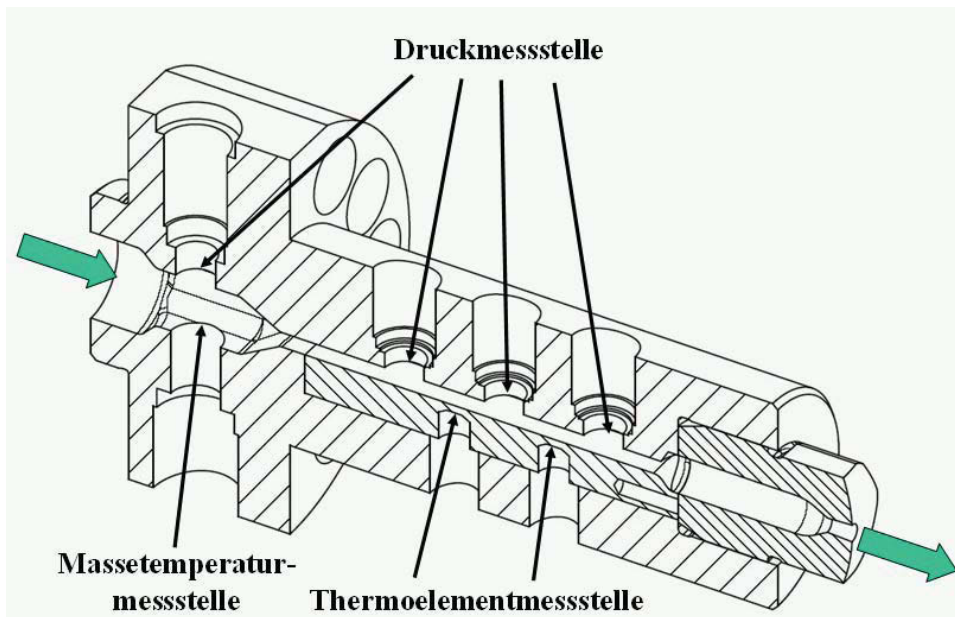


Bild 12: Spritzgießmaschinenrheometer.

Bei diesem Spritzgießmaschinenrheometers geht die thermische und mechanische Vorgeschichte des Materials in der Plastifiziereinheit mit ein, während in einem Hochdruck-Kapillarrheometer das Aufschmelzen nur durch Wärmeleitung erfolgt. Man erhält somit mit dem Spritzgießrheometer realitätsnähere Viskositätsdaten für eine Spritzgießsimulation.

Bei den für die Auswertung herangezogenen Messwerten muss sich ein konstanter Volumenstrom eingestellt haben. Ein Messfehler zufolge der Kompression der Schmelze zu Beginn des Einspritzens wird dadurch vermieden. Für die zur Auswertung verwendeten Werte müssen im Messkanal konstante Druckverhältnisse vorliegen.

Der Volumenstrom ergibt sich aus den Messwerten wie folgt:

$$\dot{V} = \frac{D^2 \cdot \pi}{4} \cdot \frac{\Delta s}{\Delta t} = \frac{D^2 \cdot \pi}{4} \cdot \frac{s_i - s_{i-1}}{t_i - t_{i-1}} \quad (26)$$

Darin ist D der Schneckendurchmesser und s_i der Schneckenweg zum Zeitpunkt t_i . Zur Berücksichtigung des Einflusses der endlichen Fließkanalbreite bei Schlitzdüsen wird die scheinbare Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_{ap}$ mit dem für newtonsche Schmelzen gültigen Strömungskorrekturfaktor F_P korrigiert.

$$F_p = \left[1 - \frac{192 \cdot H}{\pi^5 \cdot B} \sum_{i=1,3,\dots}^{\infty} \frac{1}{i^5} \tanh\left(\frac{i \cdot \pi \cdot B}{2 \cdot H}\right) \right] \quad (27)$$

$$\gamma_{ap} = \frac{6 \cdot \dot{V}}{B \cdot H^2 \cdot F_p} \quad (28)$$

Der Strömungskorrekturfaktor F_p ist das Verhältnis des Volumendurchsatzes durch den Schlitzkanal unter Berücksichtigung der Seitenwandeinflüsse (endliche Kanalbreite) zum Volumendurchsatz ohne Berücksichtigung der Seitenwandeinflüsse (unendlich breiter Kanal) bei newtonschem Stoffverhalten. Es soll nun untersucht werden, ob für strukturviskoses Stoffverhalten ein anderer Strömungskorrekturfaktor erforderlich ist. Dazu wurde mittels der Finiten Volumen Methode (FVM) die Strömung im Schlitzkanal untersucht.

Das folgende Bild zeigt den Vergleich der mittels FVM berechneten Geschwindigkeitsverteilung mit der Lösung der Differentialgleichung mittels Reihenentwicklung, wie sie beispielsweise von Tadmor [Tad79, S.573] angegeben wird.

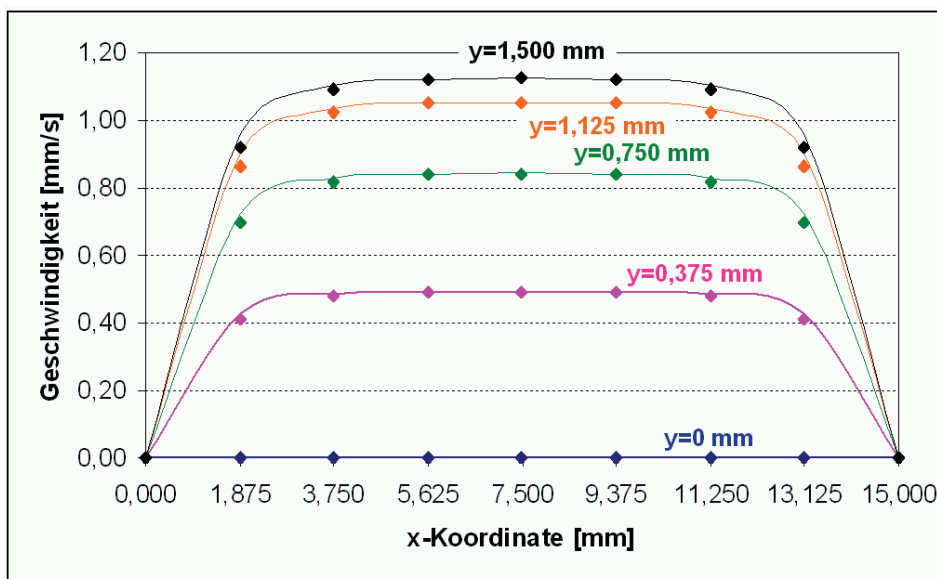


Bild 13: Vergleich zwischen dem analytisch ermittelten Geschwindigkeitsverlauf (durchgezogene Linien) und der Näherungslösung mittels FVM (Rautensymbole) für newtonsches Stoffverhalten.

Middleman [Mid81; S.91] gibt eine graphische Lösung für den Formfaktor S_p einer Schlitzkanalströmung für verschiedene B/H-Verhältnisse an. Er definiert den Formfaktor für Schmelzen, die dem Potenzgesetz folgen, so:

$$S_p = \frac{\dot{V}}{B \cdot H^2 \cdot \left(\frac{H \cdot \Delta p}{2 \cdot K \cdot L} \right)^{1/n}} \quad (29)$$

Darin ist \dot{V} der Volumendurchsatz für eine Schmelze, die mittels Potenzansatz beschrieben werden kann.

Für die Schlitzkanalströmung wurde nun mit dem gefundenen FVM-Modell der Formfaktor S_p für diverse B/H-Verhältnisse aus dem berechneten Volumenstrom ermittelt. Es ergibt sich dabei eine gute Übereinstimmung mit den von Middleman gefundenen Verläufen (Bild 14).

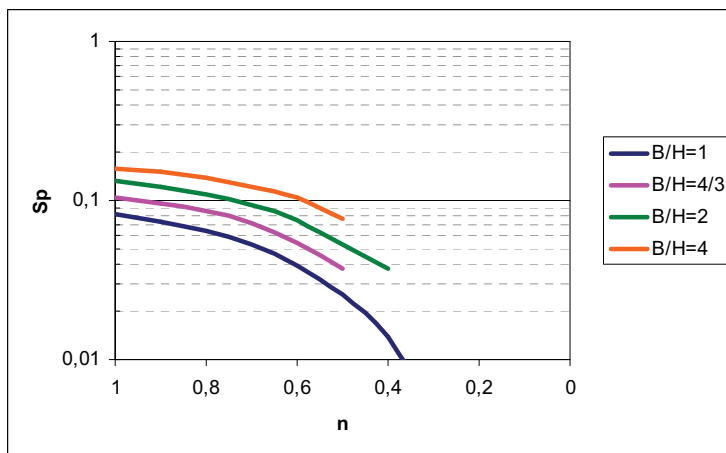


Bild 14: Verlauf des Formfaktors S_p über dem Exponenten des Potenzansatzes n in Abhängigkeit des Verhältnisses von Kanalbreite B zur Kanalhöhe H .

Definiert man nun in Anlehnung an den Formfaktor S_p einen Formfaktor F_p^* als Verhältnis zwischen dem Volumendurchsatz einer Potenzgesetzflüssigkeit durch den Schlitz unter Berücksichtigung der Seitenwandeinflüsse zum Volumendurchsatz einer newtonschen Flüssigkeit ohne Berücksichtigung der Seitenwandeinflüsse, also

$$F_p^* = \frac{\dot{V}_{\text{Potenzgesetz, mit Seitenwand}}}{\dot{V}_{\text{newtonsch, ohne Seitenwand}}} \quad (30)$$

so erkennt man, dass dieser nicht mehr unabhängig von n ist (Bild 15). Eine Auswertung der Messungen mit der Rheologiemessdüse unter Anwendung des Faktors F_p^* ist nur iterativ möglich, da der Exponent n zuerst durch die Weissenberg-Rabinowitsch-Korrektur und Anwendung des Potenzgesetzes auf die wahre Fließkurve ermittelt werden muss.

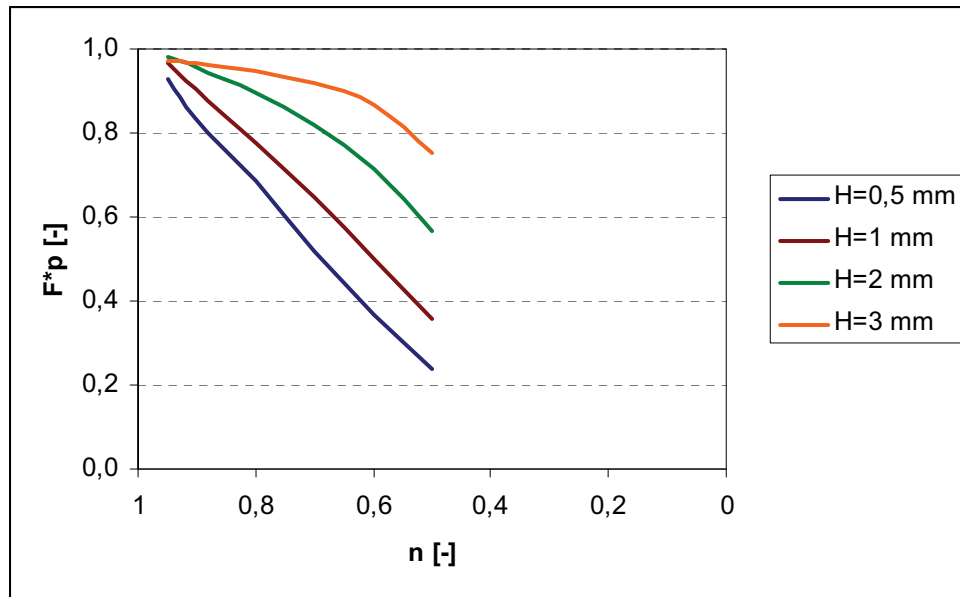


Bild 15: Verlauf des Formfaktors F_p^* über dem Exponent n des Potenzgesetzes für eine Schlitzkanalbreite von $B = 15 \text{ mm}$ und Schlitzhöhen von $H = 0,5 \text{ mm}$, 1 mm , 2 mm und 3 mm .

Der Fehler, der durch die Korrektur des Volumendurchsatzes unter der Annahme eines newtonschen Fluids gemacht wird, ist also umso größer, je größer der Exponent n und je kleiner das Verhältnis H/B ist. Bild 15 zeigt, dass der Fehler, der bei Verwendung von F_p anstelle von F_p^* bei einer Kanalhöhe von 3 mm und einer Kanalbreite von 15 mm innerhalb eines gewissen Bereichs des Potenzgesetzexponenten vernachlässigbar gering ist. Die Versuche wurden mit einem Schlitz der Höhe $H = 3 \text{ mm}$ gemacht. Für die weiteren Auswertungen wurde der Strömungskorrekturfaktor F_p verwendet.

Der Druckabfall Δp zwischen zwei Druckmesspunkten wird aus den Druckmesswerten p_1 und p_2 berechnet.

$$\Delta p = p_1 - p_2 \quad (31)$$

Die wahre Wandschubspannung τ_w für einen Schlitzkanal mit dem Druckabfall Δp und der Fließweglänge L errechnet sich nach:

$$\tau_{w,i} = \frac{\Delta p \cdot (B \cdot H)}{2 \cdot L \cdot (B + H)} \quad (32)$$

Liegen genügend Messwerte i für die scheinbare Viskositätskurve vor, so kann mittels der Weißenberg-Rabinowitsch Methode die wahre Viskositätskurve ermittelt werden:

$$\dot{\gamma}_{W,i} = \frac{3}{4} \dot{\gamma}_{ap,i} + \frac{1}{4} \tau_{W,i} \frac{\partial \dot{\gamma}}{\partial \tau_W} = \frac{3}{4} \dot{\gamma}_{ap,i} + \frac{1}{4} \tau_{W,i} \frac{\left(\dot{\gamma}_{ap,i+1} - \dot{\gamma}_{ap,i-1} \right)}{\left(\tau_{W,i+1} - \tau_{W,i-1} \right)} \quad (33)$$

Die wahre Viskosität ergibt sich aus der wahren Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_W$ und der Wandschubspannung.

$$\eta_W = \frac{\tau_W}{\dot{\gamma}_W} \quad (34)$$

Für das Polypropylen PP RF825 MO wurden die Viskositätswerte am Spritzgießmaschinenrheometer ermittelt und mit den Messwerten verglichen, die für niedrige Schergeschwindigkeiten am Kegel-Platte-Rheometer und für hohe Schergeschwindigkeiten am Hochdruck-Kapillarrheometer gemessen wurden (Bild 16). Im Bereich der hohen Schergeschwindigkeiten ergibt sich eine gute Übereinstimmung der beiden Methoden. Bei geringen Schergeschwindigkeiten sind die Unterschiede deutlich ausgeprägter, was einerseits auf die unterschiedliche Materialvorgeschichte bei den beiden Methoden und andererseits auf eine unzureichend genaue Extrapolation auf niedrige Schergeschwindigkeiten im Falle des Spritzgießmaschinenrheometers zurückzuführen ist.

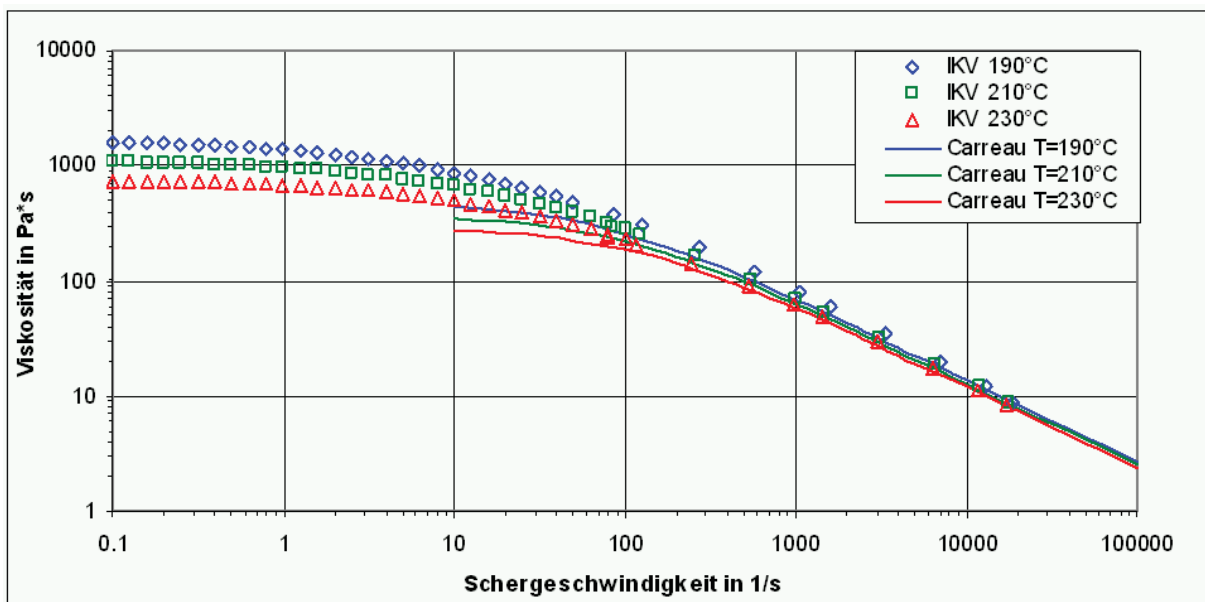


Bild 16: Vergleich der Viskositätskurven gemessen am Kegel-Platte-Rheometer und am Hochdruck-Kapillarrheometer des Instituts für Kunststoffverarbeitung (IKV) und am Spritzgießmaschinenrheometer (Carreau-Approximation) für Polypropylen RF825MO.

Im Schlitzkanal kommt es zu einer Temperaturerhöhung der Kunststoffschmelze, welche bei der dargestellten Auswertemethode vernachlässigt wird. Mit den beiden Thermoelemente wird die Temperaturerhöhung registriert. Bei den Versuchen mit Polypropylen kam es bei keiner Messung zu einer Temperaturerhöhung von mehr als 1,1°C. Bei höherviskosen Materialien kann die Temperaturzunahme entlang des Kanals allerdings zu einer erheblichen Verfälschung des Messergebnisses führen. Unter Einbeziehung der mittleren Strömungsgeschwindigkeit

$$\bar{v} = \frac{\dot{V}}{B \cdot H} \quad (35)$$

lässt sich die mittlere Schmelzetemperatur nach der Länge z entlang des Spaltes berechnen [Aga91]:

$$\bar{T}(z) = T_{M0} + \frac{24}{35} \cdot \frac{\eta_{rep}}{\lambda} \cdot \bar{v}^2 \cdot \left[1 + \frac{35}{24} \cdot \frac{\lambda \cdot (T_W - T_{M0})}{\eta_{rep} \cdot \bar{v}^2} \right] \cdot \left[1 - \exp\left(-\frac{35}{2} \cdot Ca \cdot \frac{z}{L}\right) \right] \quad (36)$$

Darin ist T_{M0} die Temperatur am Einlauf des Schlitzkanals, T_W die Werkzeugwandtemperatur, λ die Wärmeleitfähigkeit der Schmelze, η_{rep} die repräsentative Viskosität und L die Länge des Spalts. Die Cameron-Zahl Ca gibt als dimensionslose Kennzahl das Verhältnis von Wärmeleitung zu Konvektion an:

$$Ca = \frac{\lambda \cdot L}{\rho \cdot c_p \cdot \bar{v} \cdot H^2} \quad (37)$$

$Ca < 10^{-2}$ Adiabate Strömung. Die Wärmeleitung in radialer Richtung ist vernachlässigbar klein.

$10^{-2} < Ca < 1$ Thermischer Übergangsbereich. Das Temperaturprofil entwickelt sich in Axialrichtung, die radiale Wärmeleitung zur Düsenwand und die Konvektion sind von Bedeutung.

$Ca > 1$ Thermisch voll entwickelte Strömung. Die Konvektion ist vernachlässigbar.

Bei der Schlitzströmung in der Rheologiemessdüse liegt die Cameron Zahl zwischen 10^{-2} und 1.

Die repräsentative Viskosität errechnet sich für einen Rechteckkanal:

$$\dot{\gamma}_{rep} = \frac{6 \cdot \dot{V}}{B \cdot H^2} \cdot e_{Rechteck} \quad (38)$$

worin $e_{Rechteck}$ den repräsentativen Mittelabstand darstellt und im Fließexponentbereich zwischen $m = 2$ und $m = 4$ mit $e_{Rechteck} = 0,772$ genähert werden kann [Lan96]. Wird nun in kleinen Abständen von Δz Gleichung 36 ausgewertet, wobei die repräsentative Viskosität eines jeden Elements mit der Temperatur des jeweils vorherigen Elements berechnet wird, ergibt sich für das Polypropylen die in Bild 17 dargestellte Temperaturerhöhung über der Kanallänge.

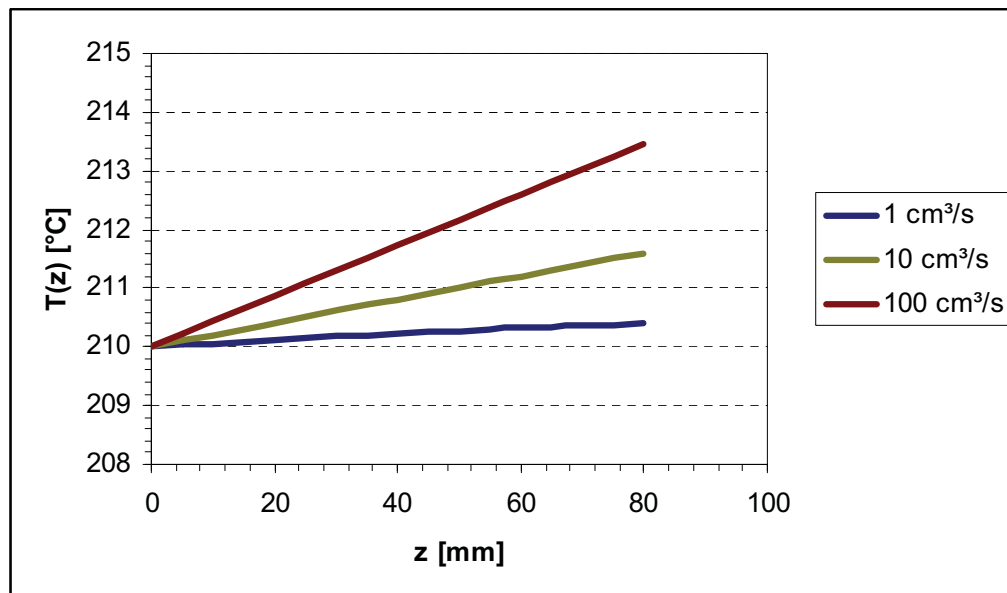


Bild 17: Temperaturerhöhung entlang der Kanallänge für PP RF825MO für 3 verschiedene Volumenströme.

Der Volumenstrom für die Auswertung wird aus der Vorlaufgeschwindigkeit der Schnecke während des Durchspritzens des Messkanals abgeleitet. Somit ist die Konstanz des Einspritzvorganges des Spritzaggregates von großer Bedeutung für die Genauigkeit der Messung. Über den Sperring tritt ein Leckvolumenstrom auf (Bild 18). Zur Ermittlung des Leckvolumenstromes wurde bei verschlossener Düse ein konstanter Druck über einen Zeitraum von 20 s gehalten und der Schneckenweg relativ zur Ausgangsstellung aufgezeichnet. Wie Bild 19 für einen Druck von 600 bar zeigt, wird die Schmelze im Schneckenraum bei Aufbau des Druckes komprimiert. Danach tritt jedoch keine weitere messbare Schneckenbewegung mehr auf. Dieser Versuch wurde in Schritten von 200 bar

zwischen 200 bar und 2000 bar durchgeführt. Selbst bei einem Druck von 2000 bar kommt es in der Druckhaltephase zu einer Schneckenbewegung von lediglich 0,06 mm, was einem Leckvolumenstrom von $4 \cdot 10^{-3} \text{ cm}^3/\text{s}$ oder 0,1% vom kleinsten Volumenstrom bei den Viskositätsmessungen entspricht. Der Leckvolumenstrom über den Sperring der Rückstromsperre ist daher vernachlässigbar gering gegenüber dem Volumenstrom durch die Düse. Da erst nach dem Schließen der Rückstromsperre mit der Messung begonnen wird, hat der Leckstrom, der während des Schließvorganges der Rückstromsperre auftritt, keinen Einfluss auf das Messergebnis.

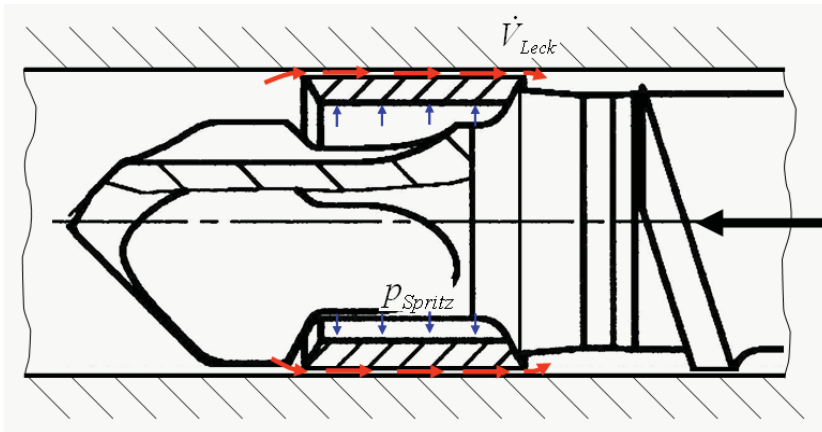


Bild 18: Leckvolumenstrom über den Sperring der Rückstromsperre beim Einspritzen.

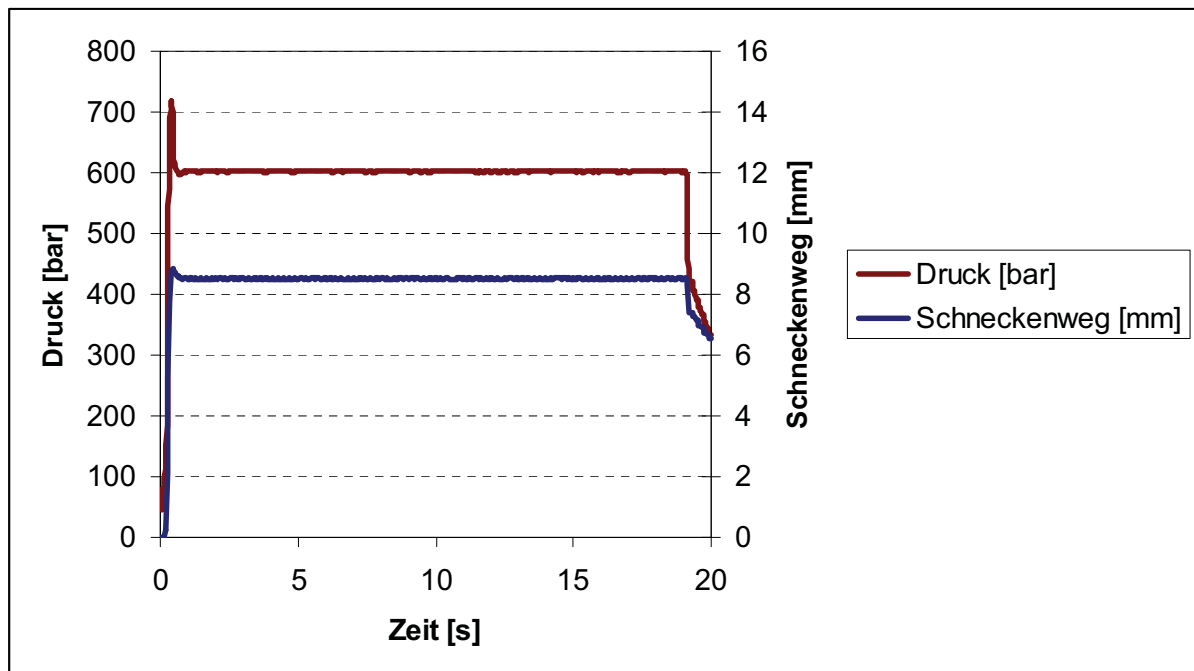


Bild 19: Verlauf von Druck und Schneckenweg über der Zeit bei verschlossener Düse für Polypropylen bei einem aufgebrachten Druck von 600 bar.

Die Geometrie des Messspaltes wird bei Raumtemperatur vermessen, und diese Messwerte werden für die Berechnungen herangezogen. Bei der Messtemperatur verändern sich die Abmaße aufgrund der thermischen Ausdehnung geringfügig.

H_0 und B_0 sind die Höhe bzw. die Breite des Messkanals bei Umgebungstemperatur (T_0), und H_T und B_T sind die Abmessungen bei der Messtemperatur T .

$$H_T = H_0 \cdot (1 + \alpha \cdot (T - T_0)) \quad (39)$$

$$B_T = B_0 \cdot (1 + \alpha \cdot (T - T_0)) \quad (40)$$

Darin ist α der thermische Ausdehnungskoeffizient von Stahl ($\alpha = 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$). Bei einer Messtemperatur von 210°C vergrößert sich die Kanalhöhe $H_0 = 3 \text{ mm}$ um $6,7 \text{ }\mu\text{m}$.

Hinzu kommt, dass sich der Messkanal unter Innendruck elastisch verformt. Das folgende Bild 20 zeigt die Verformung in einer FE-Analyse. Die Kanalhöhe H ändert sich demnach in der Mitte des Messkanals bei einem Innendruck von 500 bar um $8,36 \text{ }\mu\text{m}$. Der Außendurchmesser der Messdüse beträgt 40 mm .

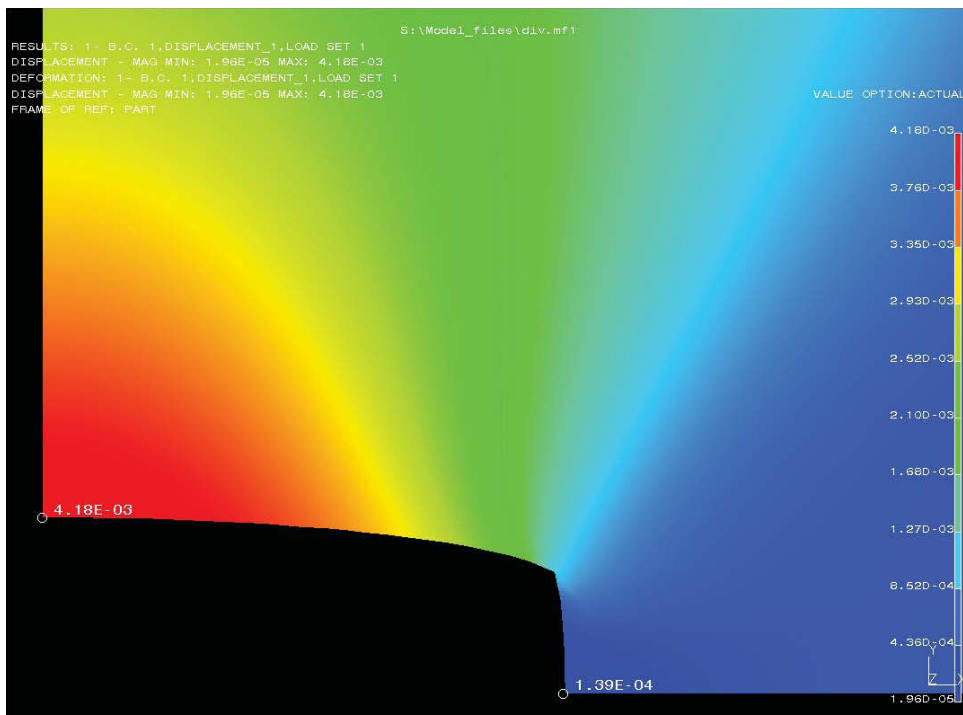


Bild 20: Darstellung der Verschiebungen der Elementknoten unter einem Innendruck von 500 bar .

Im Folgenden soll der Fehler bei der Bestimmung der Viskosität an der rheologischen Messdüse abgeschätzt werden. Einflussfaktoren sind die Druckmesswerte sowie die Abmessungen des Messkanals, also die Länge L , die Breite B und die Höhe H . Da diese Größen voneinander unabhängig sind, kann das Gauß'sche Fehlerfortpflanzungsgesetz angewandt werden. Der Fehler für die scheinbare Schergeschwindigkeit ist daher:

$$\Delta\eta_{ap} = \sqrt{\left(\frac{\partial\eta_{ap}}{\partial p_1} \cdot \Delta p_1\right)^2 + \left(\frac{\partial\eta_{ap}}{\partial p_2} \cdot \Delta p_2\right)^2 + \left(\frac{\partial\eta_{ap}}{\partial B} \cdot \Delta B\right)^2 + \left(\frac{\partial\eta_{ap}}{\partial H} \cdot \Delta H\right)^2 + \left(\frac{\partial\eta_{ap}}{\partial L} \cdot \Delta L\right)^2 + \left(\frac{\partial\eta_{ap}}{\partial \dot{V}} \cdot \Delta \dot{V}\right)^2} \quad (41)$$

Die Druckaufnehmer haben eine Genauigkeit von 0,5% vom Endwert (500 bar), also 2,5 bar. Die Kanalabmessungen Breite und Höhe können mit einer Genauigkeit von 0,005 mm und die Kanallänge mit einer Genauigkeit von 0,01 mm gemessen werden. Die Messgenauigkeit des Volumenstromes beträgt 0,05 cm³/s. Dadurch ergeben sich die in Bild 21 dargestellten Fehlergrenzen für die scheinbare Viskosität. Aufgrund der logarithmischen Skalierung erscheint der absolute Fehler recht klein. Bei einer Schergeschwindigkeit von rund 100 s⁻¹ beträgt der Fehler +/-55 Pas, was einem relativen Fehler von 9,2% entspricht. Bei einer Schergeschwindigkeit von rund 5400 s⁻¹ liegt der Fehler bei +/-1 Pas oder +/-2,1%.

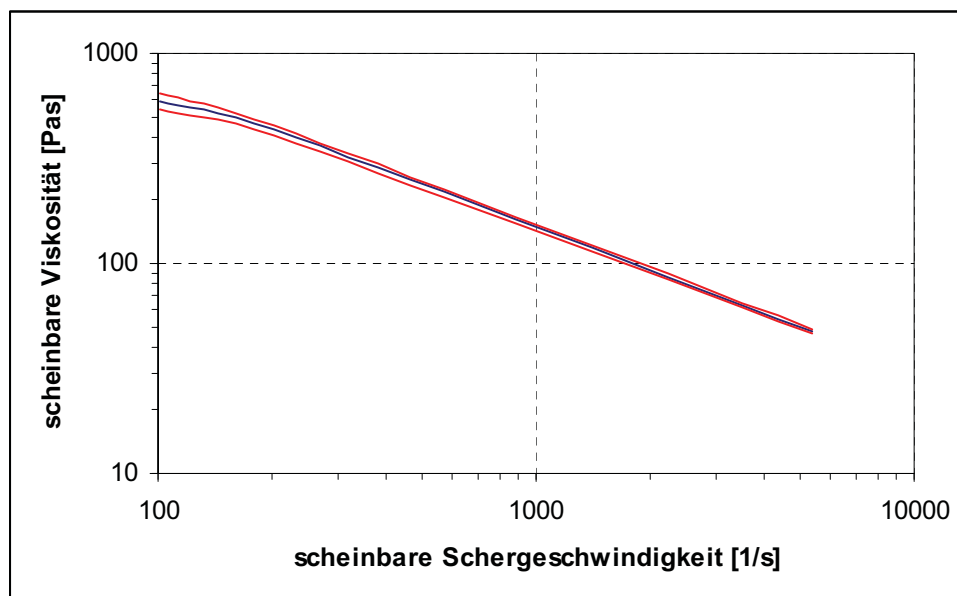


Bild 21: Fehlergrenzen (rot) aufgrund der Fehlerrechnung für die scheinbare Viskosität von

3.2.2. Thermische Stoffdaten

Zu den thermischen Stoffdaten zählen die Wärmeleitfähigkeit λ und die spezifische Wärmekapazität c_p . Daraus lassen sich zwei weitere Größen ableiten: die spezifische Enthalpie Δh und die Temperaturleitfähigkeit a .

$$\Delta h = \int_{T_1}^{T_2} c_p(T) dT \quad (42)$$

$$a(T) = \frac{\lambda(T)}{\rho(T) \cdot c_p(T)} \quad (43)$$

Spezifische Wärmekapazität

Die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität c_p erfolgt mittels dynamischer Differenzkalorimetrie (DSC - differential scanning calorimetry). Mit Hilfe der Kalorimetrie wird die Wärmemenge bestimmt, die bei einer physikalischen oder chemischen Umwandlung eines Stoffes aufgebracht werden muss oder entsteht. Dementsprechend ändert sich die innere Energie eines Stoffes, die bei konstantem Druck als Enthalpie H bezeichnet wird. Vorgänge, die zu einer Erhöhung der Enthalpie führen (Schmelzen, Verdampfen, Glasübergang), werden als endotherm, Vorgänge, welche die Enthalpie erniedrigen (Kristallisation, Härteverlauf, Zersetzen) als exotherm bezeichnet. Kunststoffe besitzen üblicherweise keinen Schmelzpunkt wie beispielsweise Metalle, sondern einen Schmelztemperaturbereich.

Die spezifischen Wärmekapazitäten der drei Materialien PS, PP und PA66 sind in Bild 22 als Funktion der Temperatur dargestellt. Die Abhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität vom Druck wird üblicherweise vernachlässigt.

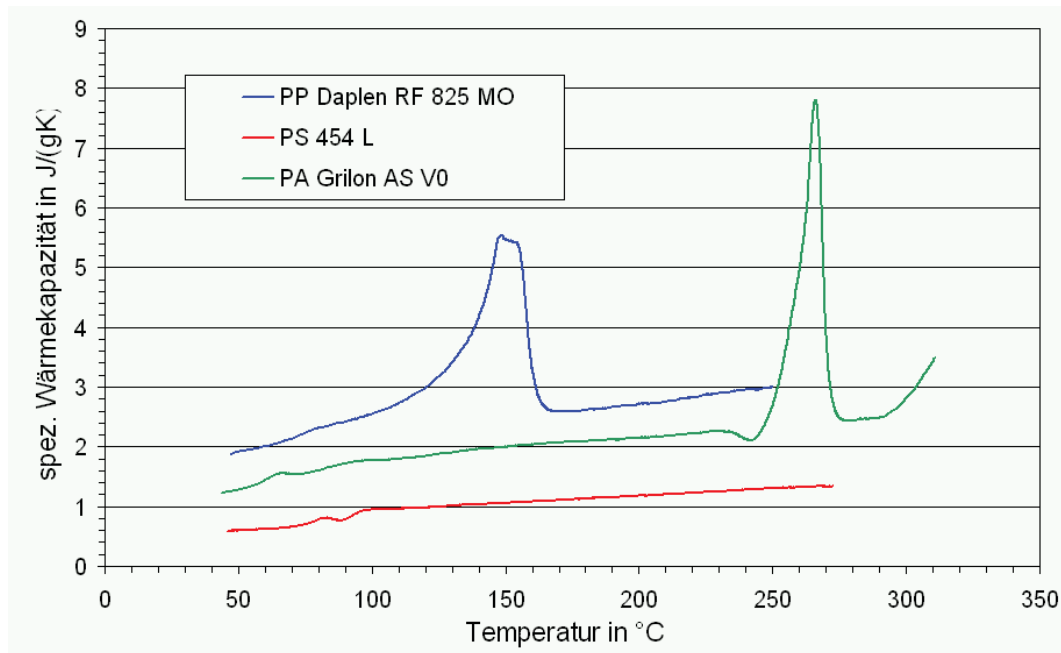


Bild 22: Spezifische Wärmekapazitäten von PS, PP und PA66.

Bei Verwendung der Daten der spezifischen Wärmekapazität für die Schneckenauslegung ist darauf zu achten, dass die Bestimmung von c_p im ersten Aufheizen geschieht, da dies auch der Realität in der Verarbeitungsmaschine entspricht. Als Aufheizrate in der DSC wird üblicherweise 10 K/min gewählt. Die Aufheizrate hat keinen Einfluss auf die Schmelzenthalpie und einen geringen Einfluss auf den Schmelztemperaturpeak. Je geringer die Aufheizrate, desto besser können überlagerte Effekte aufgelöst werden.

Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit λ von Kunststoffen ist im Vergleich mit metallischen Werkstoffen sehr gering. Sie liegt für die meisten Polymere zwischen 0,1 W/mK und 0,4 W/mK. Die Messungen zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit wurden mit dem K-System II (Hersteller: SWO Polymertechnik GmbH) durchgeführt. Das Messprinzip beruht auf einer unendlich langen und unendlich dünnen linienförmigen Wärmequelle in der Mittelachse einer zylindrischen, auf einer konstanten Ausgangstemperatur gehaltenen und ebenfalls unendlich langen Probenkammer. Unter diesen Voraussetzungen ist aus der Fourier'schen Wärmeleitungsgleichung eine Gleichung ableitbar, die in jedem Punkt des zylindrischen Füllraumes die Berechnung des aktuellen Temperaturanstieges ermöglicht. Mit Hilfe des Wärmestromes der linienförmigen Wärmequelle und der Temperaturänderung mit der Zeit kann die Wärmeleitfähigkeit berechnet werden [Fri94]. Bild 23 zeigt die so ermittelten Wärmeleitfähigkeiten für die verwendeten Kunststoffe. Bei Polypropylen ist die Abnahme der

Wärmeleitfähigkeit im Aufschmelzbereich deutlich ausgeprägt. Aufgrund des relativ hohen Anteils an Flammenschutzadditiven bei Polyamid 6.6 nimmt die Wärmeleitfähigkeit mit der Temperatur kontinuierlich ab.

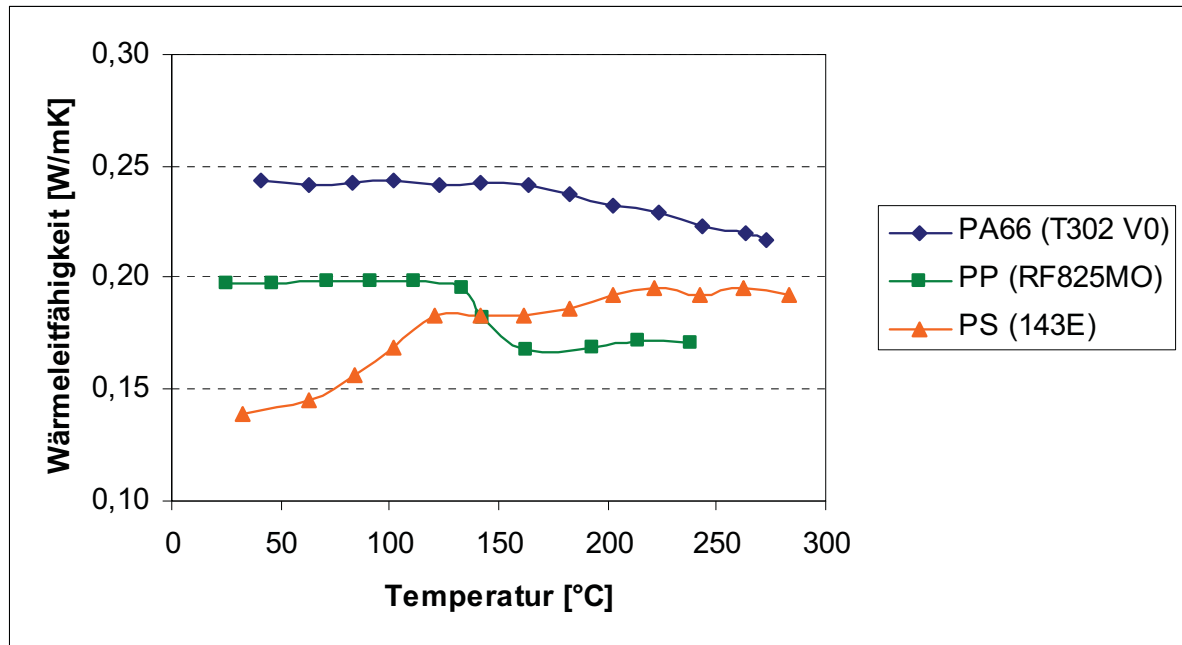


Bild 23: Wärmeleitfähigkeiten von PA66, PP [Dur06] und PS [Fri94].

Aufgrund der schlechten Wärmeleitfähigkeit der Kunststoffe ist ein Aufschmelzen über reine Wärmeleitung nicht effizient. Aus diesem Grunde stellt die Schneckenplastifiziereinheit, in der der Kunststoff zu einem Großteil durch Dissipation aufgeschmolzen und durch Scherung homogenisiert wird, nach wie vor eine sehr gute Methode zur Plastifizierung dar.

3.2.3. Dichte

Der Zusammenhang zwischen dem Druck p , dem spezifischen Volumen v und der Temperatur T wird durch das so genannte pvT -Diagramm dargestellt. Das spezifische Volumen ist dabei der Reziprokwert der Dichte ρ .

Die Ermittlung des pvT -Diagramms erfolgt in einem Messgerät, in dem der aufgeschmolzene Kunststoff in einem Kolben unter einem definierten Druck steht. Während der Absenkung der Temperatur wird die Volumenänderung über den Verschiebeweg des Kolbens ermittelt. Die Abkühlgeschwindigkeit beträgt bei dieser Methode in der Regel 10 K/min. Das pvT -Verhalten ist von der Abkühlgeschwindigkeit abhängig. Je höher die Abkühlgeschwindigkeit, desto weniger Zeit bleibt dem Material einen Gleichgewichtszustand zu erreichen, was zu einem

höheren spezifischen Volumen führt. Bei teilkristallinen Kunststoffen treten des Weiteren auch Unterschiede zwischen Abkühlung und Erwärmung auf.

3.2.4. Tribologische Daten

Der Einzugsbereich hat die Aufgabe das Kunststoffgranulat zu fördern, zu komprimieren und zu verdichten. Eine Videoaufnahme der Granulatförderung in einem Zylinder, in den ein Glaseinsatz im Einzugsbereich eingebaut war, zeigte, dass bei dem kugelförmigen Polypropylengranulat sich erst nach ca. 2 D hinter dem Einfüllloch ein kompaktiertes Feststoffbett in Zylinderwandnähe ausbildete, während dies beim zylinderförmigen Polystyrolgranulat bereits unmittelbar nach dem Einfüllloch auftrat. Zur physikalischen Beschreibung der Blockströmung sind die Reibkoeffizienten an der Zylinderwand und an der Schneckenoberfläche zu bestimmen [Sch68]. Apparaturen zur Bestimmung der Reibkoeffizienten findet man in [Gol71, Hen00, Lan01, May02]. Mit der von Langecker entwickelten Apparatur wurden die äußeren Reibwerte der Versuchsmaterialien in Abhängigkeit von Druck und Gleitgeschwindigkeit bestimmt.

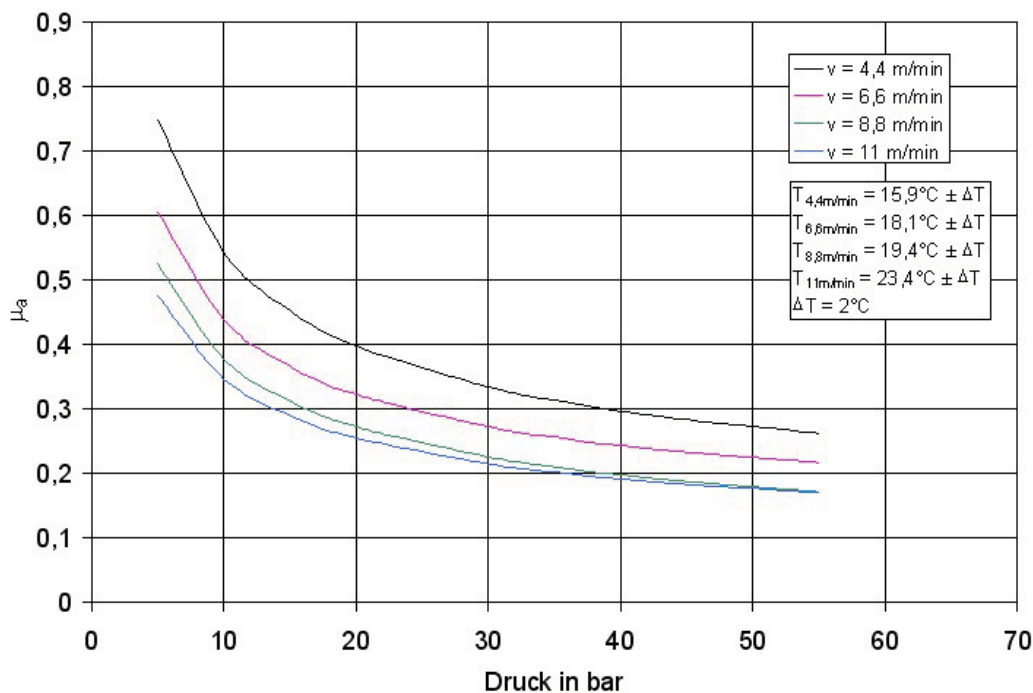


Bild 24: Äußerer Reibkoeffizient von PS454C in Abhängigkeit von Druck und Gleitgeschwindigkeit.

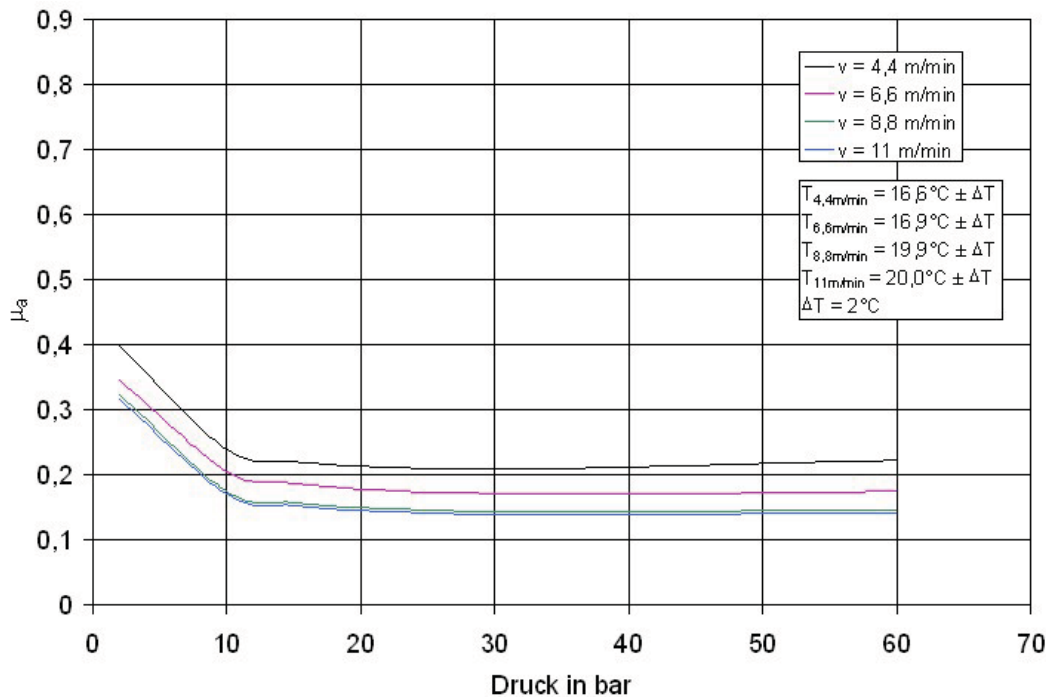


Bild 25: Äußerer Reibkoeffizient von PP RF825MO in Abhängigkeit von Druck und Gleitgeschwindigkeit.

Beim Polystyrol treten deutlich höhere äußere Reibkoeffizienten auf als beim Polypropylen. Bei geringen Drücken liegen die Reibkoeffizienten beim PS um etwa einen Faktor 2 bis 3 höher als beim PP. Während beim PS eine allmähliche Abnahme des Reibkoeffizienten mit zunehmendem Druck auftritt, fällt der Reibkoeffizient beim PP innerhalb der ersten 10 bar auf einen geringen Wert von etwa 0,15 ab. Die Tendenz, dass mit zunehmender Gleitgeschwindigkeit der äußere Reibkoeffizient abnimmt, ist bei beiden Materialien erkennbar.

Bei Polyamid ist bekannt, dass die Verarbeitungseigenschaften vom Feuchtegehalt abhängen. In der Praxis wurde beobachtet, dass sowohl schlecht getrocknetes als auch übertrocknetes Polyamid zu Einzugsproblemen führt. Unter Übertrocknung wird in diesem Zusammenhang ein Trockenvorgang verstanden, der das Vielfache der vom Hersteller empfohlenen Trocknungszeit dauert. Dies ist vor allem bei geringen Schussvolumina und den damit zusammenhängenden geringen Materialdurchsätzen der Fall, wenn das Trocknervolumen nicht entsprechend angepasst wird. Wie die Messungen an der kontinuierlich durchströmten Schüttgutschermesszelle zeigten, ändert sich der äußere Reibwert mit dem Feuchtegehalt im Granulat. Bei optimaler Trocknungszeit ergeben sich die höchsten Reibwerte, wie Bild 26 zeigt.

Tabelle 2: Feuchtegehalt des PA bei unterschiedlichen Trocknungszeiten.

Trocknungszeit in h	Feuchtegehalt in %
0	0,236
4	0,098
24	0,061

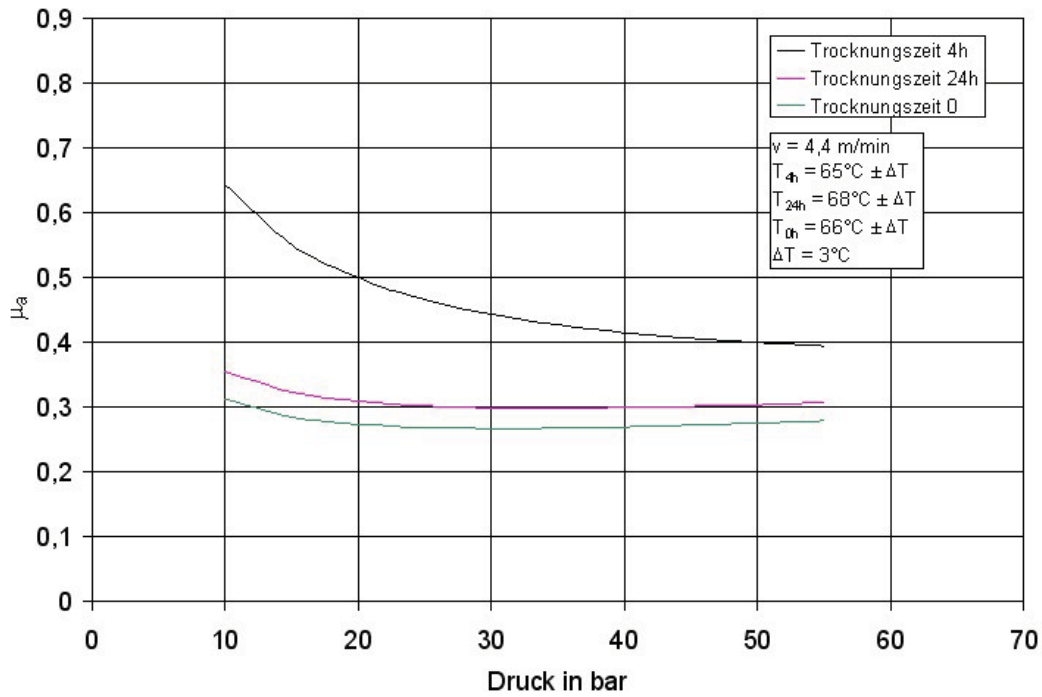


Bild 26: Äußerer Reibkoeffizient von Polyamid bei drei verschiedenen Trocknungszuständen in Abhängigkeit von Druck und Gleitgeschwindigkeit.

4. Beschreibung des Versuchsstandes

Zur Beurteilung der Leistungsfähigkeit einer Plastifiziereinheit ist es notwendig, diese Einheit losgelöst von den übrigen Baugruppen der Spritzgießmaschine zu untersuchen. Aus diesem Grund wurde ein entsprechender Prüfstand mit der notwendigen Sensorik konzipiert, auf dem Versuche mit unterschiedlichen Schnecken geometrien durchgeführt werden können. Am Prüfstand werden alle Achsen servoelektrisch betrieben, da hier die Leistungsaufnahme einfacher und genauer als bei einem hydraulischen Aggregat gemessen werden kann. Der im Folgenden beschriebene Messzylinder ist auf einen Nenndurchmesser von 40 mm ausgelegt, da dieser Durchmesser bei Battenfeld/Kottingbrunn am häufigsten eingesetzt wird.

4.1. Messgrößen, die am Prüfstand ermittelt werden

4.1.1. Plastifizierleistung in g/s

Die Plastifizierleistung wird durch Division der Masse der ins Freie ausgespritzten Schmelze durch die Dosierzeit errechnet. Die so ermittelte Plastifizierleistung entspricht nicht exakt der von der Schnecke geförderten Masse pro Zeiteinheit, da beim Einspritzen die Leckverluste der Rückstromsperre mit in die Ermittlung einfließen. Für die Berechnung des Fördervorganges in der Schnecke während der Dosierzeit ist jedoch der tatsächlich aufgetretene Volumenstrom von Interesse. Jener Volumenstrom, der in der Schnecke während des Dosierens strömt, ist identisch mit dem Volumen pro Zeiteinheit, das sich im Schneckenorraum sammelt. Daher wird auch die Rückzugsgeschwindigkeit der Schnecke, $v_{Rück}$, gemessen, und daraus der Volumendurchsatz berechnet.

$$\dot{V} = \frac{D^2 \cdot \pi}{4} \cdot v_{Rück} \quad (44)$$

Um aus obiger Formel die Plastifizierleistung berechnen zu können, muss die Schmelzedichte als Funktion von Druck und Temperatur bekannt sein. Die Schneckenrückzugsgeschwindigkeit und damit der Volumendurchsatz können über dem Dosierweg schwanken. Üblicherweise nimmt der Volumendurchsatz mit zunehmendem Dosierweg ab, da die effektive Schneckenlänge kürzer wird. Um während des Dosierens den Materialaustritt an der Düse zu verhindern, wird eine pneumatisch betätigte Verschlussdüse eingesetzt.

4.1.2. Druckaufbau entlang des Zylinders

Die Sensoren entlang des Zylinders sind in Bild 27 dargestellt.

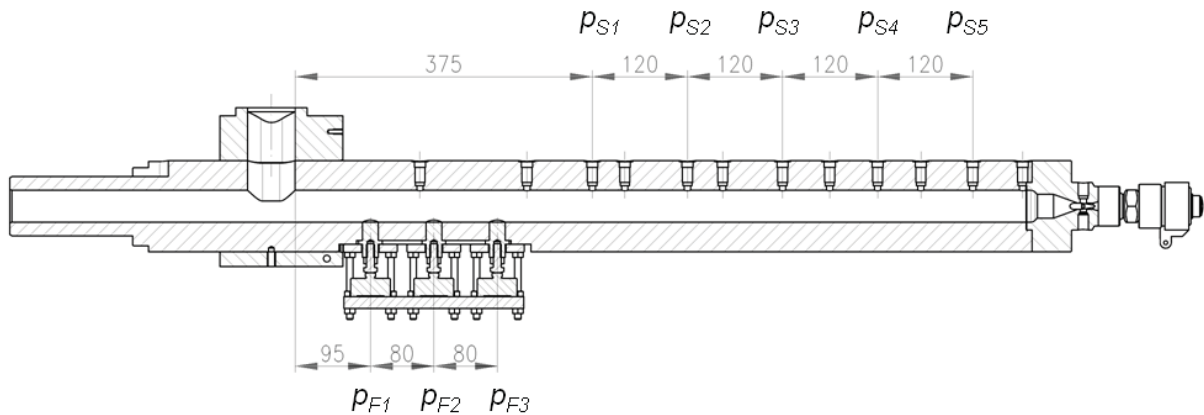


Bild 27: Zylinder mit den Positionen der Feststoffdruckaufnehmer (Drücke p_{F1} bis p_{F3}) und der Schmelzedruckaufnehmer (Drücke p_{S1} bis p_{S5}).

Der Druck im Schneckenorraum sowie der Druckaufbau an 5 Stellen entlang des Zylinders, p_{S1} bis p_{S5} , wird über handelsübliche Druckaufnehmer (Typ: MDT462HXL-1/2-5C-15/46-D01, Hersteller: Dynisco) gemessen. Im Feststoffförderbereich kommt es, wie aus früheren Untersuchungen bekannt ist, zu Druckspitzen, welche die Membrandruckaufnehmer zerstören können. Daher erfolgt im Feststoffförderbereich die Druckmessung über 3 Stößeldruckaufnehmer. Die Stößeldruckaufnehmer haben einen Durchmesser von 20 mm und sind der Innenkontur des Zylinders exakt angepasst. Die Kraftübertragung erfolgt auf Kraftmessdosen (Typ: C2, Hersteller: HBM), wobei die erste (nahe der Einzugsöffnung) einen Nennmessbereich von 2 kN, die folgende einen Nennmessbereich von 5 kN und die letzte einen Nennmessbereich von 10 kN hat. Dieser Aufbau wurde in Anlehnung an die am IKV-Leoben entwickelte Schüttgutschermesszelle konstruiert.

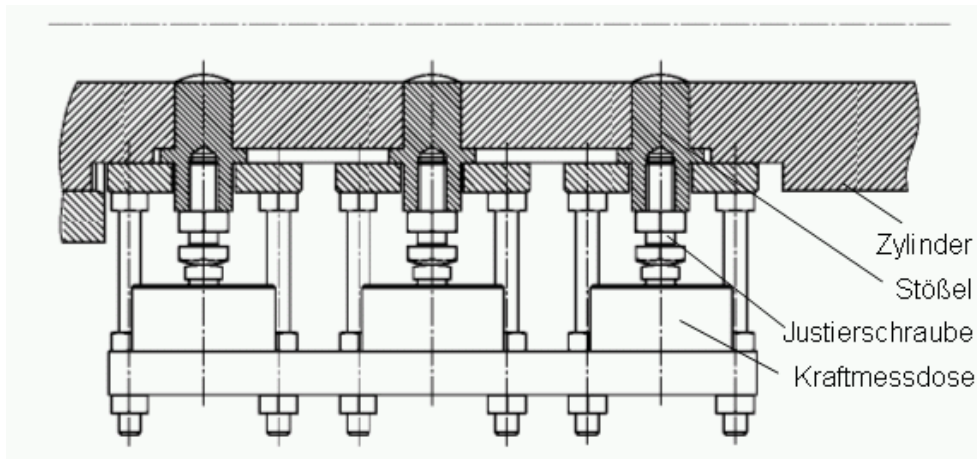


Bild 28: Aufbau zur Messung des Druckes im Feststoffförderbereich.

Im Schneckenorraum ist ein faseroptischer Drucksensor (Typ: DDS 1F, Hersteller: FOS) eingebaut, mit dem die Staudruckmessung und -regelung erfolgt. In Tabelle 3 sind die Positionen der Druckmessstellen zusammengefasst.

Tabelle 3: Anordnung der Druckmessstellen entlang des Zylinders.

Bezeichnung	Abstand von der Trichtervorderkante	
	[mm]	[D]
FOS (spez. Staudruck im Düsenkopf)	995	24,9
p_{S5} (Druck 5)	855	21,4
p_{S4} (Druck 4)	735	18,4
p_{S3} (Druck 3)	615	15,4
p_{S2} (Druck 2)	495	12,4
p_{S1} (Druck 1)	375	9,4
p_{F3} (Kraft 10kN)	255	6,4
p_{F2} (Kraft 5kN)	175	4,4
p_{F1} (Kraft 2kN)	95	2,4

4.1.3. Temperatur- und Wärmestrommessung

Wärmestromsensor unter jedem Zylinderheizband

Zusätzlich zu den üblichen vier Temperaturmessstellen am Zylinder ist unter jedem Heizband je ein Wärmestromsensor angeordnet. Die Anordnung der Wärmestromsensoren 1 bis 7 entlang des Zylinders sind in Tabelle 4 zusammengefasst.

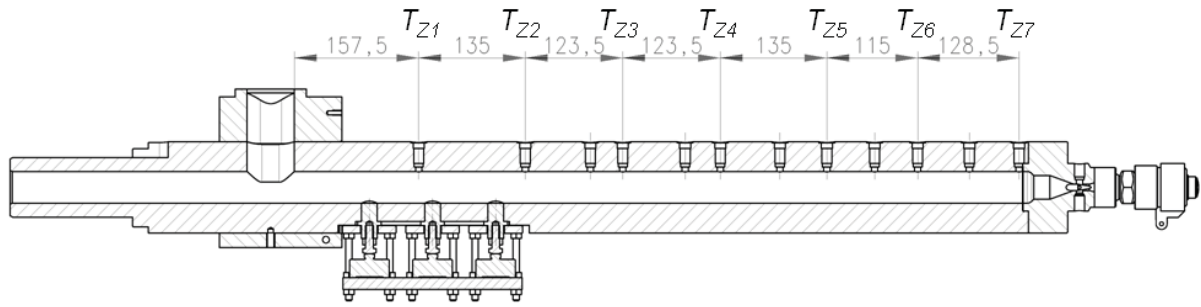


Bild 29: Zylinder mit den Positionen der Wärmestromfühler (Temperaturmessstellen T_{Z1} bis T_{Z7}).

Tabelle 4: Lage der Bohrungen der Wärmestromfühler (Bezugspunkt Trichtervorderkante).

Bezeichnung	Abstand von der Trichtervorderkante		Länge für effektive Heizleistung [mm]
	[mm]	[D]	
T_{Z7}	908	22,70	123
T_{Z6}	789,5	19,74	123
T_{Z5}	674,5	16,86	126,7
T_{Z4}	539,5	13,49	126,7
T_{Z3}	416	10,40	126,7
T_{Z2}	292,5	7,31	163
T_{Z1}	157,5	3,94	143

Die Wärmestromsensoren beinhalten zwei Thermoelemente. Das erste Thermoelement ist 3 mm unter dem Zylinderinnendurchmesser angeordnet. Das zweite Thermoelement hat 15 mm Abstand vom ersten. Aus den beiden Temperatursignalen T_a und T_i wird der Wärmestrom q bezogen auf 1 m Zylinderlänge wie folgt ermittelt:

$$q = \frac{2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot (T_a - T_i)}{\ln\left(\frac{d_1}{d_2}\right)} \quad (45)$$

Mit den Wärmestromsensoren kann auch die Temperatur an der Zylinderinnenwand T_Z nach folgender Formel bestimmt werden:

$$T_Z = T_i - \frac{\ln\left(\frac{D + 2 \cdot s_1}{D}\right)}{\ln\left(\frac{D + 2 \cdot s_1 + 2 \cdot s_2}{D + 2 \cdot s_1}\right)} \cdot (T_a - T_i) \quad (46)$$

wobei s_1 der Abstand des wandnahen Thermoelements im Wärmestromfühler von der Zylinderwand und s_2 der Abstand der beiden Thermoelemente zueinander ist.

Schneckentemperaturmessung

In die hohlgebohrte Schnecke (Bohrungsdurchmesser 14 mm) wird eine sog. Thermolanze eingesetzt, die die Schneckentemperatur an vier axialen Positionen misst. Diese Thermolanze besteht aus den Torpedos (Bild 30), die 40 mm lang sind und in die je ein Kupferstößel eingesetzt wird. Dieser Kupferstößel wird mit Tellerfedern gegen die Schneckenbohrung gepresst, um einen guten Wärmeübergang sicherzustellen. In dem Kupferstößel ist ein Thermoelement eingesetzt.

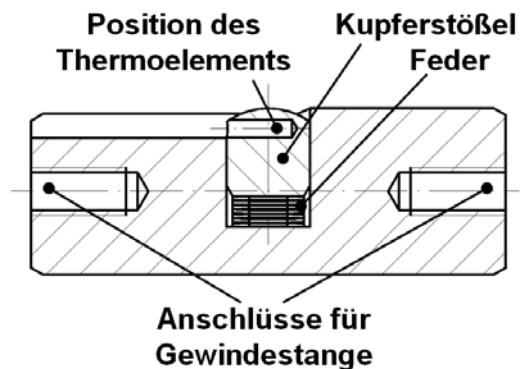


Bild 30: Torpedoelement zur Schneckentemperaturmessung (Außendurchmesser 14 mm).

Die Messleitungen werden zur Schneckenkupplung zurückgeführt, an der die Messverstärker sowie ein telemetrisches Übertragungssystem angeordnet sind. Die Torpedos werden mit Gewindestangen miteinander verbunden, wodurch die axialen Positionen der Temperaturmessstellen in der Schnecke festgelegt sind. Je ein Messelement befindet sich direkt unter dem Einfüllloch, in der Mitte der Einzugszone, in der Mitte der Kompressionszone und in der Mitte der Meteringzone (Bild 31).

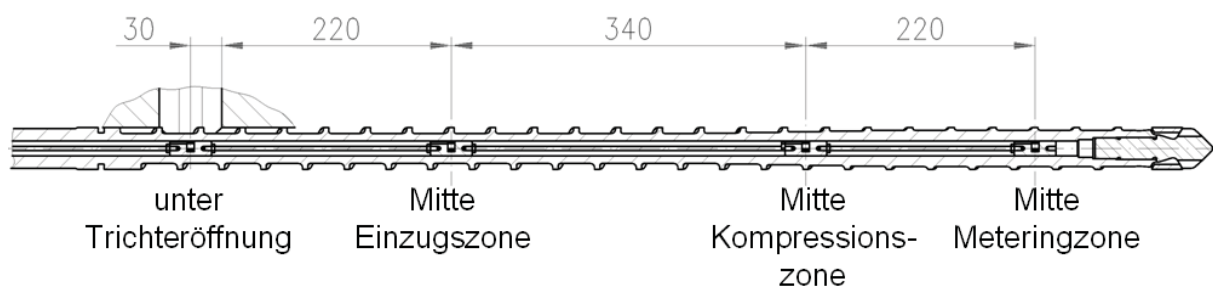


Bild 31: Positionen der Schneckentemperaturmeselemente in Bezug auf das Einfüllloch.

Bestimmung der thermischen Homogenität

Eine Aussage zur Schmelzequalität kann über die thermische Homogenität der Schmelze im Schneckenorraum gewonnen werden. Hierzu wird ein besonders schnell reagierender Infrarottemperaturmesssensor (Hersteller: Dynisco) im Düsenkopf des Plastifizieraggregates eingebaut. Während des Ausspritzens wird über diesen schnell reagierenden Sensor die Massetemperatur der vorbeiströmenden Schmelze gemessen. Die Temperaturmessungen geben Aufschluss über die axiale thermische Homogenität des Materials im Schneckenorraum. Die radiale thermische Homogenität wird über einen radial verschiebbaren Autoprobe-Temperaturfühler (Typ: RMT4222-03-S-D01, Hersteller: Dynisco) bestimmt. Zur Ermittlung der mittleren Massetemperatur ist zusätzlich ein Thermoelement in den Zylinderkopf eingebaut (Bild 32).

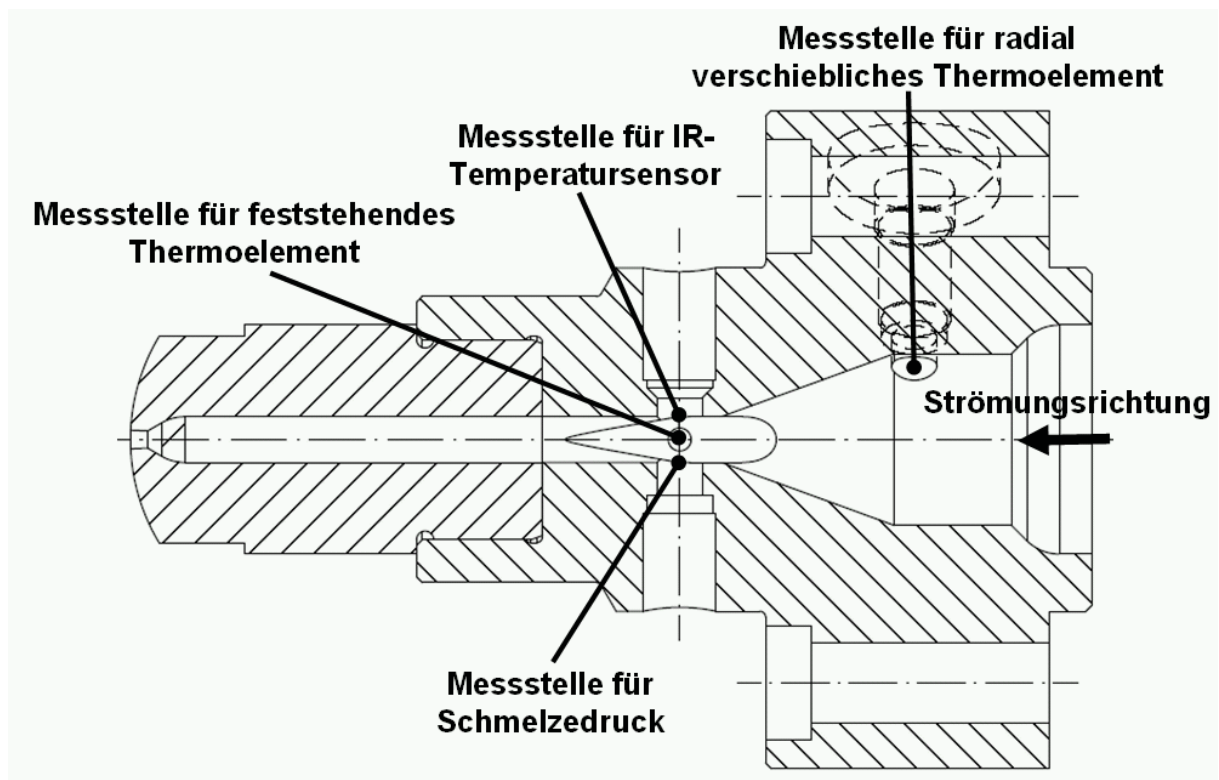


Bild 32: Düsenkopf mit Messsensorik.

4.1.4. Weg-, Geschwindigkeits- und Drehzahlaufnehmer

Die aktuelle Schneckenposition wird mittels Wegaufnehmer (Potentiometer) bestimmt, und daraus durch Differentiation nach der Zeit die Schneckenvorlaufgeschwindigkeit ermittelt. Die Drehzahl wird als Ausgangsgröße an der Steuerung abgegriffen. Zusätzlich wird der Schneckenwinkel aus einem Inkrementalmeßsystem am Schneckenantrieb mit einer

Auflösung von 6° bestimmt. Aus der Verknüpfung des Schneckenwinkels bzw. der Anzahl der Umdrehungen mit dem Schneckenweg lassen sich wichtige Schlüsse über Förderpulsationen ziehen. Des Weiteren kann aus dem Zusammenhang Schneckenweg-Schneckenwinkel zu Beginn des Dosiervorganges ermittelt werden, wann sich ein stationärer Fördervorgang einstellt.

4.1.5. Energiemessungen

Da es sich bei den Heizbändern um rein ohmsche Verbraucher handelt, können die elektrisch zugeführten Heizleistungen der vier Heizzonen, $P_{Heiz,1}$ bis $P_{Heiz,4}$, über eine Strom-Spannungsmessung nach folgender Formel ermittelt werden:

$$P_{Heiz,gesamt} = \sum_{i=1}^4 P_{Heiz,i} = \sum_{i=1}^4 U_i \cdot I_i \quad (47)$$

Durch Vergleich mit dem Wärmestrom Q_{gesamt} , der aus den Signalen der sieben Wärmestromsensoren ermittelt wird, ist der Wärmeverlust $Q_{Verlust}$ über Konvektion und Wärmestrahlung bestimmbar.

$$Q_{Verlust} = P_{Heiz,gesamt} - Q_{gesamt} \quad (48)$$

Der Wärmestrom Q_{gesamt} errechnet sich nach folgender Formel:

$$Q_{gesamt} = \frac{2 \cdot \pi}{\ln\left(\frac{d_1}{d_2}\right)} \cdot \sum_{j=1}^7 \lambda \cdot (T_{a,j} - T_{i,j}) \cdot b_j \quad (49)$$

d_1 und d_2 sind für alle sieben Wärmestromsensoren gleich. Sie beschreiben die Positionen der Temperatursensoren am Schneckenzyylinderdurchmesser. λ ist die Wärmeleitfähigkeit des Schneckenzyklindermaterials. $T_{a,j}$ und $T_{i,j}$ sind die Temperaturen am äußeren bzw. inneren Temperatursensor des j -ten Wärmestromfühlers. b_j ist die Länge, welche für die effektive Heizleistung des j -ten Wärmestromfühlers herangezogen wird.

Die elektrische Antriebsenergie des Dosiermotors wird ebenso über eine Strom-Spannungsmessung bestimmt. Jede zehntel Sekunde wurden die folgenden Messwerte in eine Tabelle geschrieben:

- Messzeit in s,

- Schneckendrehzahl in min^{-1} ,
- Dosiermotorleistung in kW,
- Heizleistungsaufnahme der Düsenzone, der Zone 1, der Zone 2 und der Zone 3 in kW.

Das Drehmoment M_d während der Dosierphase erhält man aus:

$$M_d = \frac{P}{2 \cdot \pi \cdot n} \quad (50)$$

Aus der Dosiermotorleistung P berechnet sich die Antriebsenergie E_{mech} :

$$E_{mech} = \sum_{t=0}^{t_{End}} P(t_i) \cdot \Delta t \quad (51)$$

und aus der Summe der Heizleistungen H der Zonen 1, 2 und 3 erhält man die Heizenergie E_{Heiz}

$$E_{Heiz} = \sum_{t=0}^{t_{End}} H(t_i) \cdot \Delta t \quad (52)$$

Integrale Energiebilanz an der Plastifiziereinheit

Bei der Betrachtung der integralen Leistungsbilanz wird um die Plastifiziereinheit ein Bilanzraum gelegt, in den von außen mechanische Leistung über den Schneckenantrieb sowie Heizleistung über die äußeren Heizbänder zu- bzw. abgeführt werden (Bild 33).

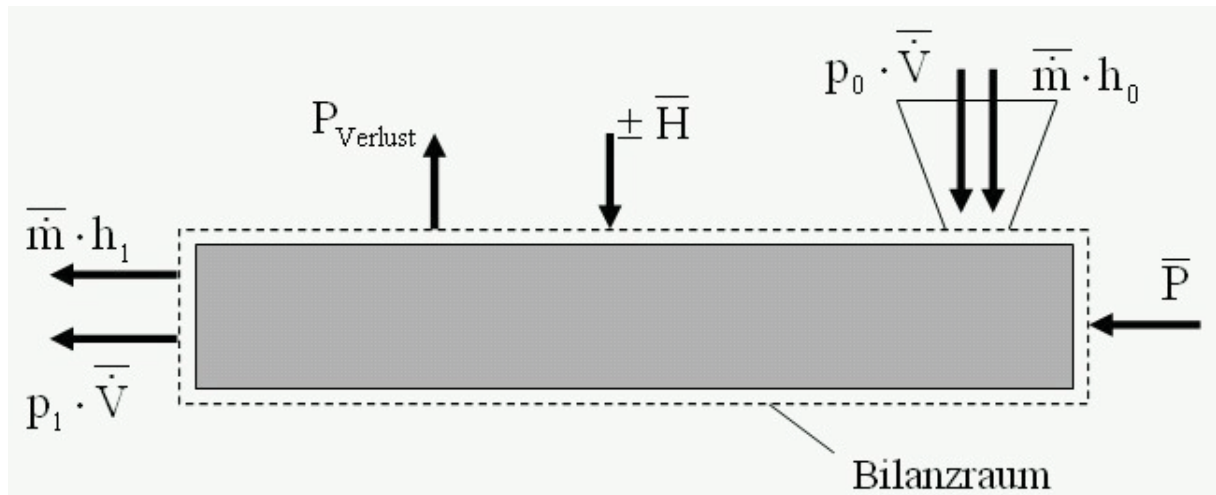


Bild 33: Bilanzraum für die integrale Leistungsbilanz.

Die äußere Energiezufuhr bewirkt eine Erhöhung der Temperatur des Materials sowie eine Druckerhöhung. An der Plastifiziereinheit einer Spritzgießmaschine wirkt die Antriebsleistung P nur während der Dosierzeit t_{Dos} während die Heizleistung H während der gesamten Zykluszeit t_Z vorhanden ist. Die integrale Leistungsbilanz für die Plastifiziereinheit der Spritzgießmaschine auf einen Zyklus bezogen lautet daher nach Langecker [Lan99]:

$$\bar{P} \cdot t_{Dos} \pm \bar{H} \cdot t_Z = \bar{m} \cdot \Delta h \cdot t_{Dos} + \bar{V} \cdot \Delta \bar{p} \cdot t_{Dos} + E_{Verlust} \quad (53)$$

Elbe [Elb73] gibt für ein vereinfachtes Modell der Plastifiziereinheit eine vereinfachte Energiebilanz an, die die Terme zur Beschreibung von Konvektion, Wärmeleitung, Dissipation im Schmelzbereich und Reibung im Feststoffbereich enthält. Bürkle [Bür88] versucht mittels mathematisch-statistischer Rechenmethoden über Energiebilanzen das System Plastifiziereinheit zu beschreiben. Schulte [Sch90] geht bei seiner Berechnungen des Leistungsverhaltens davon aus, dass bei konventionellen Plastifiziersystemen die Leistung bis zum Aufschmelzpunkt vernachlässigt werden kann, da wegen des geringen Druckniveaus im Einzugsbereich die Leistung durch die Feststoff- und Mischreibung im Vergleich zu den Folgezonen klein ist. Effen [Eff96] unterteilt die Plastifiziereinheit in vier Bereiche (Anschmelzbereich, Schmelzbereich, Scher- und Mischteilbereich, Rückstromsperrbereich), in denen Leistungsanteile umgesetzt werden.

4.1.6. Untersuchung des Aufschmelzverlaufes und des Mischvorganges

Zur experimentellen Untersuchung des Aufschmelzverlaufes sind in der Literatur drei Methoden bekannt:

- a. Ziehen der Schnecke aus dem Zylinder,
- b. Aufklappbarer Zylinder und
- c. Sichtfenster im Zylinder.

Eine Schneckenauszugsvorrichtung wurde von Maddock [Mad59] und Tadmor [Tad66] im Bereich der Extrusionsschnecken angewandt. Im sog. „cooling experiment“ wird die Schnecke im Betrieb gestoppt und der Zylinder so rasch wie möglich abgekühlt bis auch der Kunststoff in den Schneckengängen wieder fest ist. Danach wird die Schnecke aus dem Zylinder gezogen und der Aufschmelzverlauf visuell beurteilt. Maddock führte seine Untersuchungen an einem 2“-Extruder (50,8 mm) mit Dampfbeheizung und einem L/D-Verhältnis von 15:1 durch. Klenk führte ähnliche Untersuchungen des Aufschmelzverlaufs für PVC-Pulver und PVC-Granulat durch [Klen67]. Auch am IKV Leoben wurden Versuche mit Extrusionsschnecken an einer Schneckenauszugsvorrichtung gemacht [Lan01]. Während des Abkühlens des Zylinders kommt es jedoch auch zu einem Fortschreiten des Aufschmelzens des Kunststoffs in den Schneckengängen aufgrund von Wärmeleitung, wodurch die Ergebnisse verfälscht werden. Eine Abschätzung des dadurch gemachten Fehlers ist aus dem Temperaturverlauf des Zylinders während des Abkühlens möglich [Pib04].

Donovan [Don71] beschreibt in seinem Artikel die Vorgehensweise für Spritzgießschnecken.

Die Methode c wird in [Gao00] beschrieben. Es wird jedoch nicht darüber berichtet, wie die Gläser eingesetzt wurden und welche Glassorte verwendet wurde. Die fünf Glaseinsätze waren so spezifiziert, dass sie eine Temperatur 300 °C und einen Druck von 1000 bar aushalten sollen. Jedes Glasfenster war 80 mm lang und 14 mm breit.

Zur Untersuchung des Aufschmelzverlaufes wird in dieser Arbeit die Methode a verwendet.

Zylinderabzugsvorrichtung

Der Plastifizierzylinder wird über eine Einspannung unmittelbar hinter dem Einzugsblock auf dem verfahrbaren Schlitten fixiert. Dieser Schlitten kann über ein Untersetzungsgetriebe, welches auf eine Zahnstange wirkt, axial bewegt werden. Die Schnecke bleibt während des Abziehens des Zylinders an den Dosiermotor gekuppelt. Die Abkühlung des Zylinders erfolgt über Druckluft (Bild 34).

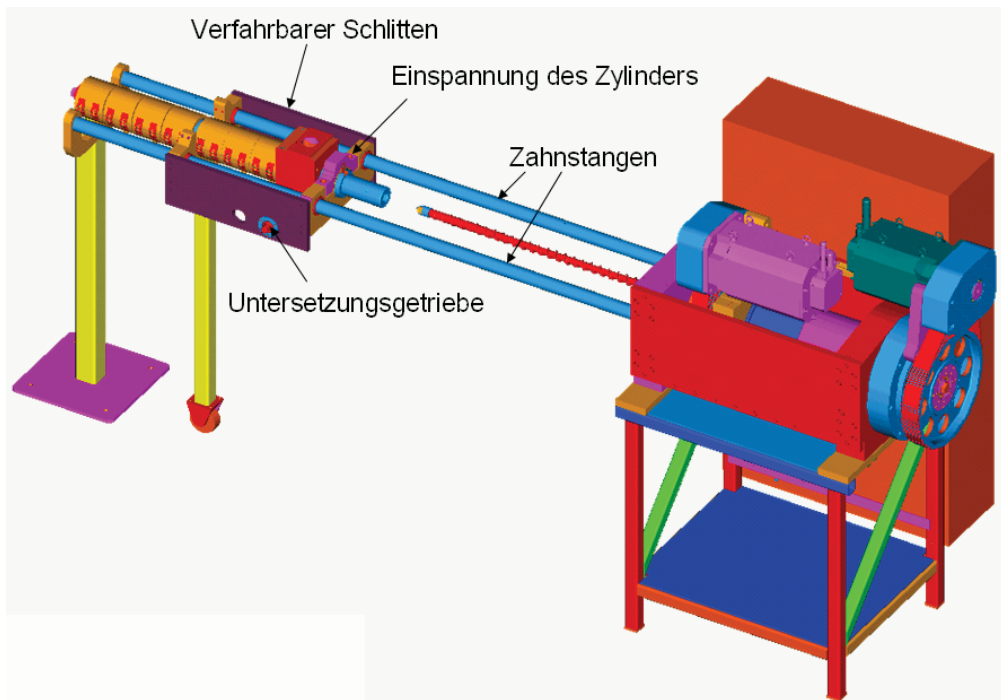


Bild 34: Zylinderabzugsvorrichtung.

Zylinder mit Glassegmenten

Um den Transportvorgang während des Prozesses mitverfolgen zu können, werden Glasrohrsegmente in den Zylinder eingebaut (Bild 35).

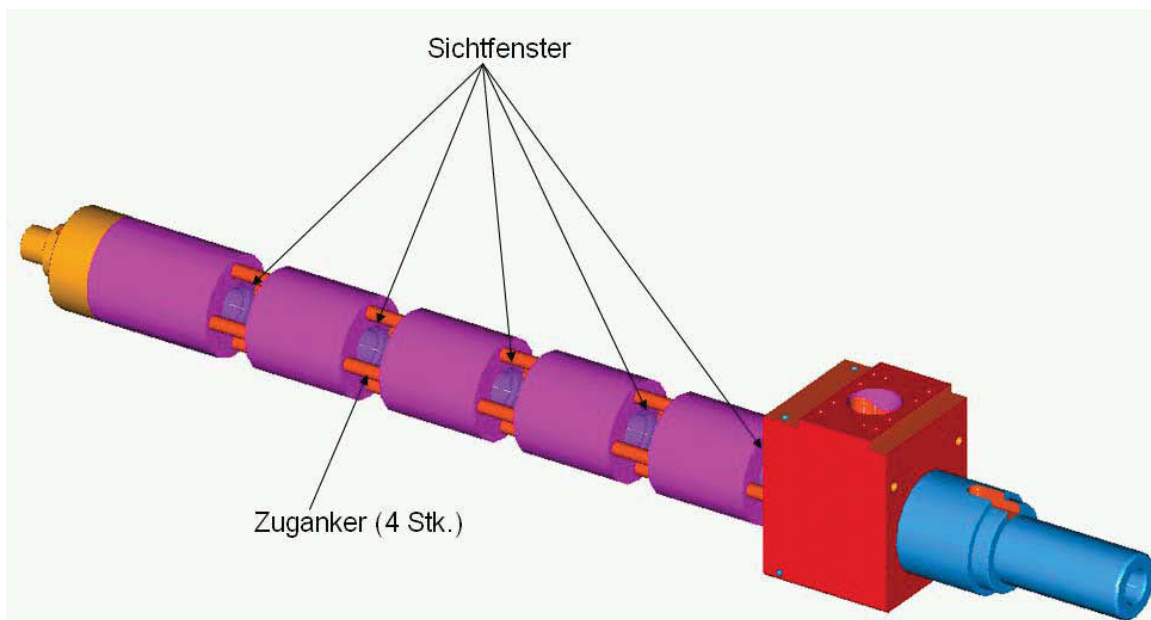


Bild 35: Zylinder mit Sichtfenster.

Dazu wurden Duran-Glasrohre mit einem Innendurchmesser von 40 mm und einer Wandstärke von 5 mm (Hersteller: Stözl-Oberglas, Wien) verwendet. Die Glasrohrenden waren nicht parallel geschliffen. Dadurch kam es beim Festziehen der vier

Zugankerschrauben zu einer hohen punktuellen Druckbelastung des Glases, was zum Bruch des Glasrohres führte (Bild 36).



Bild 36: Zylinder mit Glasrohrsegment.

In einem zweiten Schritt wurde nun diese axiale Druckbelastung über Stahlelemente geleitet. Diese Stahlelemente umfassen das Glas vollständig und können daher auch einen Teil der radialen Druckbelastung zufolge des Innendrucks übernehmen. In den Stahlelementen sind Sichtschlitze eingefräst.

Panzerglas ist für diese Anwendung nicht einsetzbar. Panzerglas besteht aus Glasscheiben mit Zwischenschichten aus Kunststoff, die durch Autoklavenbehandlung verbunden werden (sog. Laminierung). Das Endprodukt ist eine einzige, bis zu 65 mm dicke Verbundglasscheibe mit Kunststoff-Folieneinlage [Agp02].

4.2. Messapparatur zur Messung des Verschleißverhaltens von Rückstromsperrern

In einen Düsenkopf wurden ein Infrarotmassetemperaturfühler (Hersteller: Dynisco Europe GmbH, Heilbronn, Deutschland) sowie zwei faseroptische Drucksensoren (Typ DDS 1F, Hersteller: FOS) eingebaut, so dass die Schmelztemperatur im Bereich der Flanken der Reibstelle zwischen Schneckenspitze und Sperrring sowie die Drücke vor und hinter der Rückstromsperrre gemessen werden können. Der Gegendruck (entsprechend dem Staudruck beim Dosieren) kann über eine Schraube an einer in den Düsenkopf eingeschraubten Düse eingestellt werden (Bild 37).

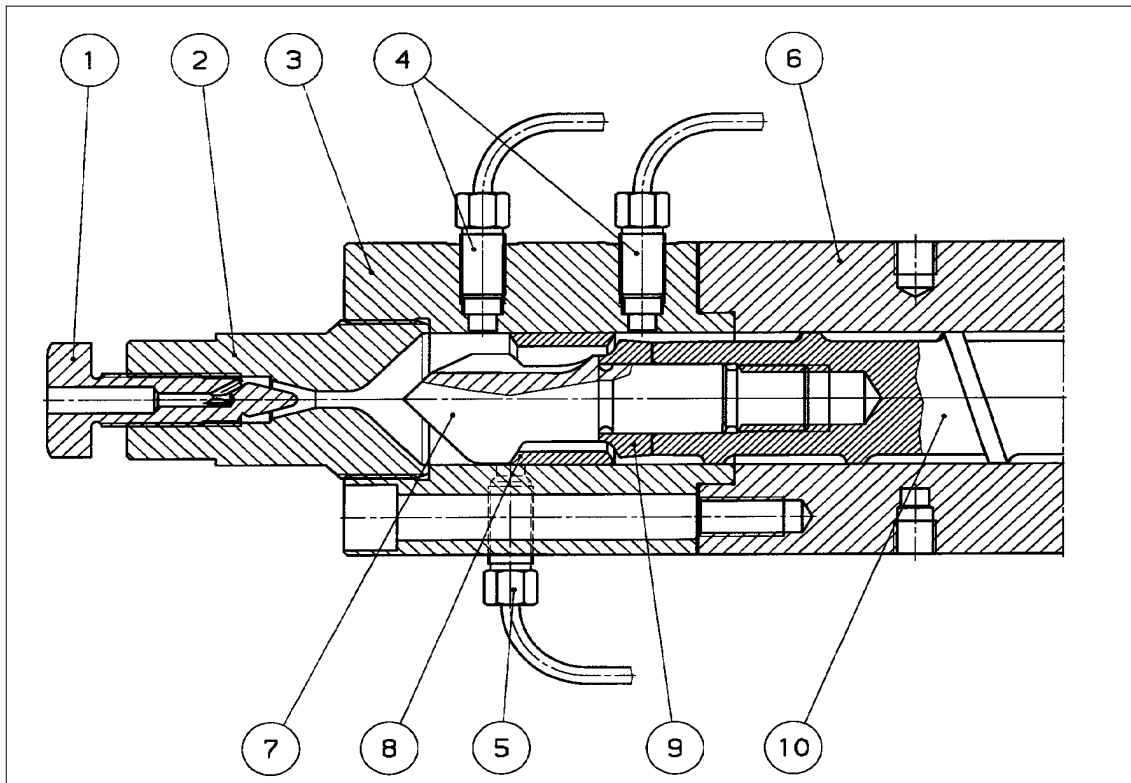


Bild 37: Messanordnung für den betriebsähnlichen Rückstromsperrren-Verschleißversuch (1 Schraube für Messdüse, 2 Messdüse, 3 Düsenkopf, 4 Druckaufnehmer, 5 Infrarottemperatursensor, 6 Schneckenzyylinder, 7 Schneckenspitze, 8 Absperring, 9 Anschlagring, 10 Schnecke).

Mit einem Messdatenerfassungssystem werden die Signale der Druckaufnehmer und des Massetemperaturfühlers aufgenommen und entsprechend ausgewertet. Mit der Maschine wurde ein vollautomatischer Zyklus gefahren, wobei der Einspritzvorgang nicht ausgeführt wurde. Die Schnecke wurde also in einem zyklischen Extrusionsbetrieb gefahren. Der Kunststoff wurde durch die Drosseldüse ins Freie dosiert. Die Umfangsgeschwindigkeit betrug bei den Versuchen 690 mm/s, was einer Schneckendrehzahl von 330 U/min entspricht. Als Kunststoff wurde ein LDPE der Type FT5240 (Hersteller: Borealis) mit einem Schmelzindex 190/2.16 von 1,22 g/10 min gewählt, da sich dabei der adhäsive Verschleiß an den Flügeln der Schneckenspitze am deutlichsten zeigte [Gor98]. Die Temperaturen der Zonen 1 bis 4 sowie die der Düse wurden entsprechend den Kunststoffhersteller-Angaben gewählt. Die Zykluszeit betrug bei allen Versuchen 20 s. Die Dosierzeit wurde mit 6 s eingestellt. Um die zeitlichen Mittelwerte der Messergebnisse durch Ein- bzw. Ausschwingvorgänge der Messaufnehmer nicht zu verfälschen, sind die Messdaten erst 0,5 s nach dem Dosierbeginn und bis 0,5 s vor dem Dosierende aufgenommen worden. Pro Schneckenspitze wurden rund 320 Zyklen gefahren, was einem Materialdurchsatz von ca. 50

kg Kunststoff und einer Gesamtversuchsdauer von rund 2 Stunden entspricht. Nach dem Versuch wurden die getesteten Rückstromsperrren ausgebaut und gereinigt. Die Messkurven wurden ausgewertet und der Verschleiß an den Rückstromsperrrenkomponenten analysiert. Bei den Versuchen konnte ein Zusammenhang zwischen den Verläufen der Messkurven und dem aufgetretenen Verschleiß gefunden werden.

5. Ergebnisse der Versuche

Das folgende Bild zeigt schematisch die einzelnen funktionellen Zonen einer Plastifiziereinheit. Die modellmäßige Beschreibung der Feststoffförder-, der Verzögerungs-, der Aufschmelz- und der Schmelzeförderzone findet man beispielsweise in [Bin99]. Ein problemloser Betrieb der Plastifiziereinheit ist nur möglich, wenn keine Engstellen entlang der Materialflussskette vorhanden sind. Im Folgenden sollen nun die Vorgänge in den in Bild 38 rot dargestellten Bereichen näher untersucht werden.

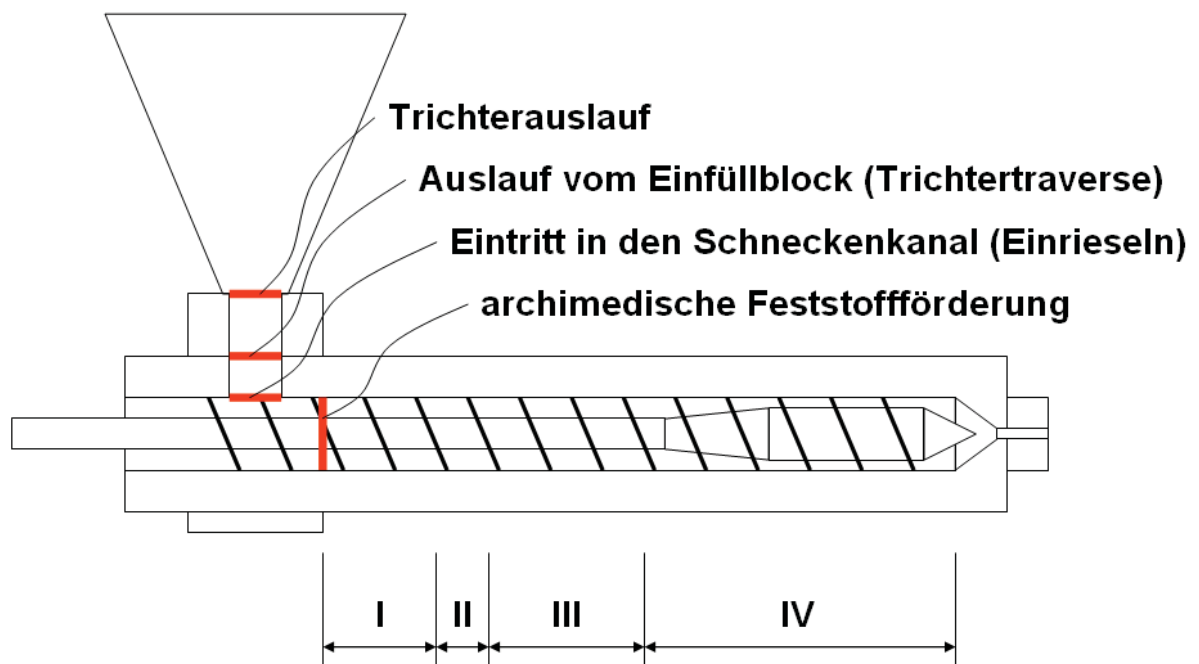


Bild 38: Plastifiziereinheit mit Trichter (I Feststoffförderzone, II Verzögerungszone, III Aufschmelzzone, IV Schmelzeförderzone).

5.1. Einrieselvorgang in die ersten Schneckengänge der Einzugszone

Bei der Auslegung einer Plastifiziereinheit für einen bestimmten Kunststoff sind neben der Schneckengeometrie auch der Trichterbereich sowie der Bereich des Einfüllloches von Bedeutung. Bekannte Probleme in diesen Bereichen aus der Praxis, die zu Dosierproblemen führen, sind beispielsweise Brückenbildung im Trichter, Verklumpung der Granulatkörner im Einfüllloch und zu geringe Füllung der ersten Schneckengänge und damit verbunden das Auftreten von Lufteinschlüssen im Plastifikat. Während bei langsamdrehenden Schnecken mit großem Durchmesser davon ausgegangen werden kann, dass immer genügend Material in den Einzug rieselt, ist bei schnell-drehenden Schnecken mit kleinem Durchmesser der Einzug oft

eine Engstelle für den Durchsatz. Im Bereich von Verpackungsteilen geht die Tendenz zu immer höheren Schneckendrehzahlen bei kleinen Schneckendurchmessern, da die Dosierzeit nicht zykluszeitbestimmend werden soll, also hohe Plastifizierleistungen notwendig sind, und ein größerer Schneckendurchmesser eine Reduktion des maximalen Spritzdruckes bewirken würde.

Es wurde der Einrieselquerschnitt bei unterschiedlichen Schneckengeometrien und Einfülllochgeometrien berechnet. Des Weiteren wurden das Ausrieselverhalten aus dem Trichter bei drehender Schnecke und der Feststofffördevorgang an einem verkürzten Zylinder experimentell untersucht. Beim realen Plastifizierprozess ist der Absenkvorgang des Granulates im Granulatfördergerät „Unifeed“ in Beziehung zum zur Verfügung stehenden Volumen in Beziehung gesetzt worden, um den Füllfaktor der Schneckengänge in der Feststoffförderzone berechnen zu können. Abschließend wurde der Granulatbodendruck im Trichter und im Granulatfördergerät „Unifeed“ bestimmt.

Zur modellmäßigen Beschreibung des Einrieselvorganges unterscheidet man zwischen den kontinuumsmechanischen Ansätzen und der Distinct Element Method (DEM). Literaturstellen, die sich unter anderem mit der Thematik des Einrieselvorganges beschäftigen, sind aus dem Extrusionsbereich ([Kle69], [Sch94a]) und dem Spritzgießbereich ([Eff96]). Eine Arbeit, die sich ausschließlich dem Einrieselvorgang widmet ist [Pot02]. Aus der Literatur bekannte Maßnahmen zur Verhinderung von Einrieselproblemen sind:

- Einfüllbereich 1-gängig gestalten,
- Erhöhung der Gangbreite,
- Verschieben der Einfüllöffnung in Drehrichtung (Einzugstasche).

5.1.1. Berechnung der freien Einrieselquerschnittsfläche

Jene Schneckenstege, die sich direkt unter dem Einfüllloch befinden, verringern den Querschnitt, der für das Einrieseln des Granulates zur Verfügung steht. Zur Berechnung der freien Einrieselquerschnittsfläche in Abhängigkeit der Schneckenstellung wird von der in Bild 39 dargestellten Situation ausgegangen.

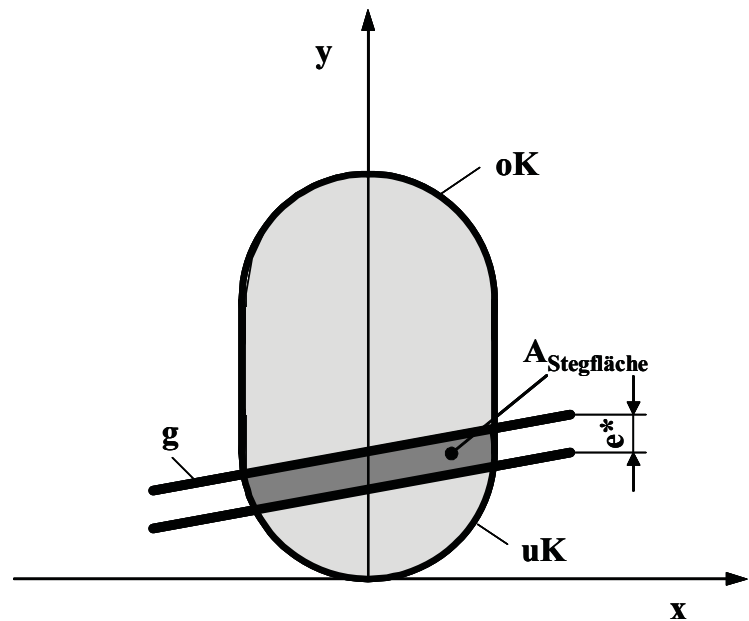
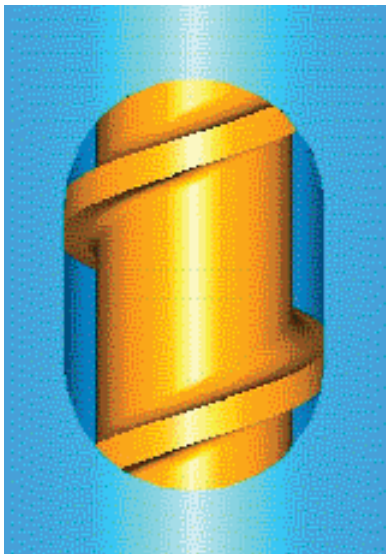


Bild 39: Geometrische Verhältnisse im Einfüllloch bei einer Stegfläche (links: aus dem Zeichnungsprogramm IDEAS, rechts: vereinfachte Darstellung).

Die Gleichung für eine Gerade g , die eine Stegkante darstellt, lautet:

$$y_g = \varphi \cdot x + a \quad (54)$$

wobei φ die Steigung und a der Ordinatenabschnitt der Geraden ist.

Die Gleichung für den unteren Halbkreis (Index uK) lautet:

$$y_{uK} = r - \sqrt{r^2 - x^2} \quad (55)$$

und für den oberen Halbkreis (Index oK)

$$y_{oK} = r + b + \sqrt{r^2 - x^2} \quad (56)$$

wobei der Abstand der beiden Mittelpunkte der Halbkreise mit b bezeichnet wurde. Für die Berechnung der Schnittpunkte zwischen der Geraden und des Umrisses des Einfüllloches und der dazwischenliegenden Fläche unterscheidet man die folgenden vier Bereiche:

Bereich 1: $0 < a < r - r \cdot \varphi$ (Bild 40)

Die Schnittpunkte x_1 und x_2 erhält man durch Gleichsetzen von y_G und y_{uK} und Lösung der folgenden quadratischen Gleichung:

$$x^2 \cdot (\varphi^2 + 1) + x \cdot (2 \cdot \varphi \cdot a - 2 \cdot r \cdot \varphi) + a^2 - 2 \cdot r \cdot a = 0 \quad (57)$$

Die Fläche erhält man durch die Integration zwischen den Grenzen x_1 und x_2 :

$$A = \int_{x_1}^{x_2} \left[(\varphi \cdot x + a) - (r - \sqrt{r^2 - x^2}) \right] dx \quad (58)$$

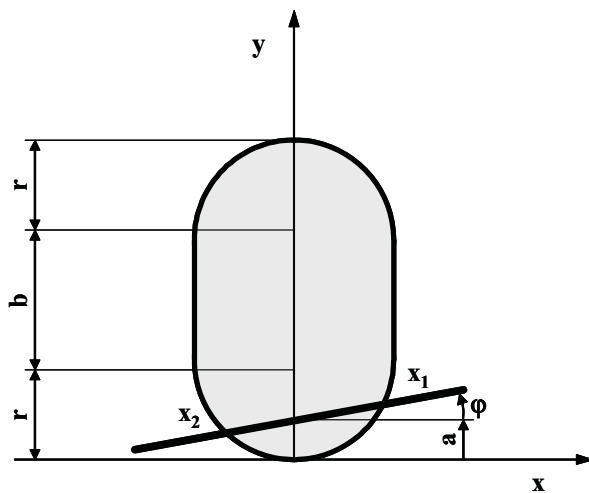


Bild 40: Geometrische Verhältnisse im Bereich 1 ($0 < a < r - r \cdot \varphi$).

Bereich 2: $r - r \cdot \varphi < a < r + r \cdot \varphi$ (Bild 41)

Für den Schnittpunkt x_1 gilt $x_1 = r$, und den zweiten Schnittpunkt erhält man aus Gleichung 63. Die Fläche kann wieder mit Gleichung 64 berechnet werden.

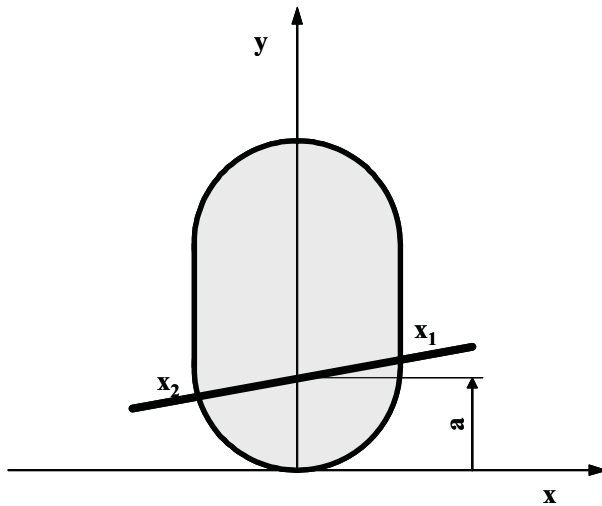


Bild 41: Geometrische Verhältnisse im Bereich 2 ($r - r \cdot \varphi < a < r + r \cdot \varphi$).

Bereich 3: $r + r \cdot \varphi < a < r + b/2$ (Bild 42)

Für die beiden Schnittpunkte gilt: $x_1 = r$ und $x_2 = -r$. Die Fläche kann wieder mit Gleichung 64 berechnet werden.

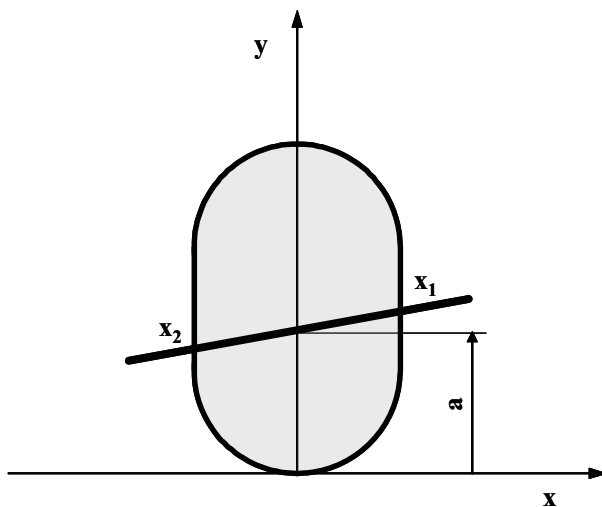


Bild 42: Geometrische Verhältnisse im Bereich 3 ($r + r \cdot \varphi < a < r + b/2$).

Bereich 4: $r + b/2 < a < 2 \cdot r + b$ (Bild 43)

In diesem Bereich wird die Symmetrie genutzt, so dass sich für die Fläche folgende Gleichung ergibt:

$$A = A_{\text{gesamt}} - A(2 \cdot r + b - a) \quad (59)$$

wobei die Gesamtfläche

$$A_{\text{gesamt}} = r^2 \cdot \pi + 2 \cdot b \cdot r \quad (60)$$

beträgt.

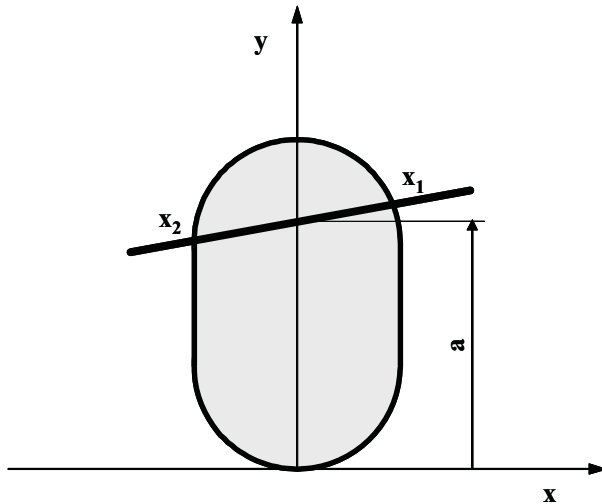


Bild 43: Geometrische Verhältnisse im Bereich 4 ($r + b/2 < a < 2 \cdot r + b$).

Durch die Aneinanderreihung mehrerer Geraden, die in Abständen von e^* (Stegbreite in Längsrichtung) und b^* (Kanalbreite in Längsrichtung) angeordnet und auch mit dem Umriss des Einfüllloches geschnitten werden, errechnet sich durch entsprechende Addition bzw. Subtraktion der Flächenanteile die freie Einrieselquerschnittsfläche in Abhängigkeit der Schneckenstellung. In Bild 44 ist die freie Einrieselquerschnittsfläche für die Universalschnecke bei ovalem Einfüllloch aufgetragen. Beim ovalen Einfüllloch ist $r = 19$ mm und $b = 22$ mm. Es sind darin die Lösungen der analytischen Berechnungsmethode und der exakten mittels IDEAS ermittelten Flächen dargestellt. Wie das Bild 44 zeigt, ergeben die getroffenen Vereinfachungen keine nennenswerten Abweichungen zur exakten Berechnung.

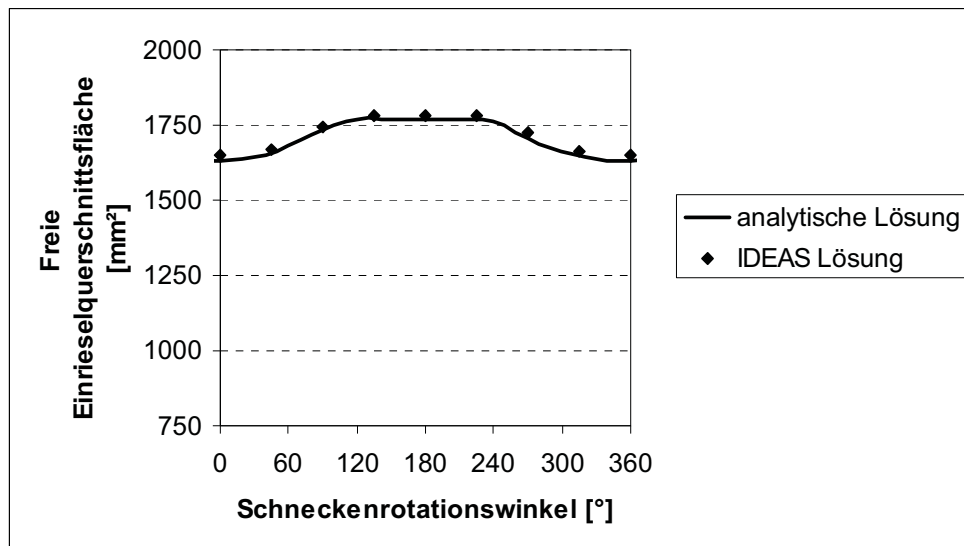


Bild 44: Vergleich zwischen der analytischen und der IDEAS-Lösung der freien Einrieselquerschnittsfläche für die Universalschnecke.

In weiterer Folge werden daher nur mehr die analytischen Lösungen gemäß dem oben angeführten Berechnungsschema verwendet. Bei einem runden Einfüllloch wird nicht nur die absolute freie Einrieselquerschnittsfläche verringert (Bild 45), sondern es wird auch der Unterschied zwischen minimal und maximal zur Verfügung stehenden Querschnitt größer, wie man bei Auftragen der freien Einrieselquerschnittsflächen bezogen auf den Einfülllochquerschnitt erkennt (Bild 46). Bild 47 zeigt die freien Einrieselquerschnittsflächen für verschiedene Schnecken bei ovalem Einfüllloch. Bei der 2-gängigen Schnecke mit erhöhter Steigung (56 mm) und verringerte Stegbreite (3,5 mm) kommt es zu keiner deutlichen Verkleinerung des über eine Schneckenrotation gemittelten freien Einrieselquerschnittes im Vergleich zur Standardschnecke.

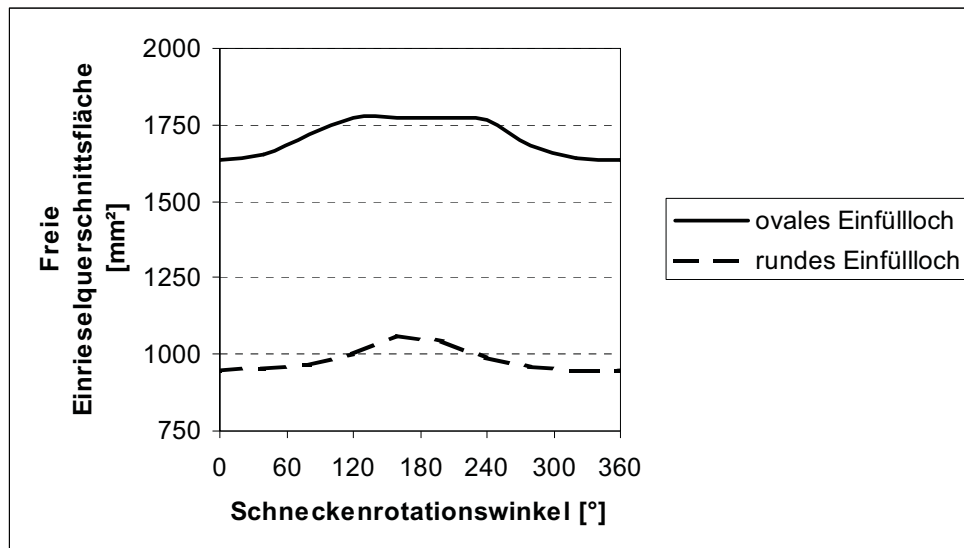


Bild 45: Vergleich der freien Einrieseelquerschnittsfläche für ein rundes und ein ovales Einfüllloch bei der Universalschnecke.

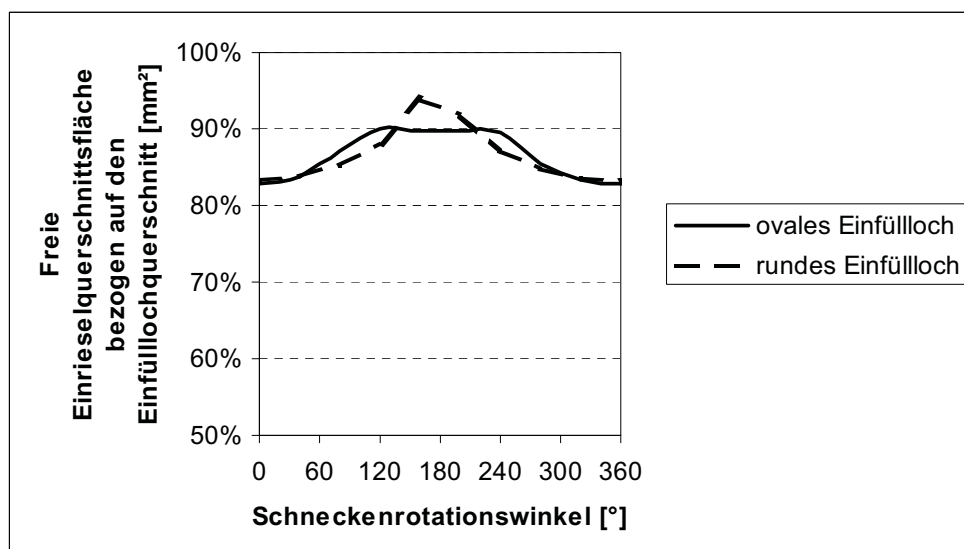


Bild 46: Vergleich der freien Einrieseelquerschnittsfläche bezogen auf den Einfülllochquerschnitt für ein rundes und ein ovales Einfüllloch bei der Universalschnecke.

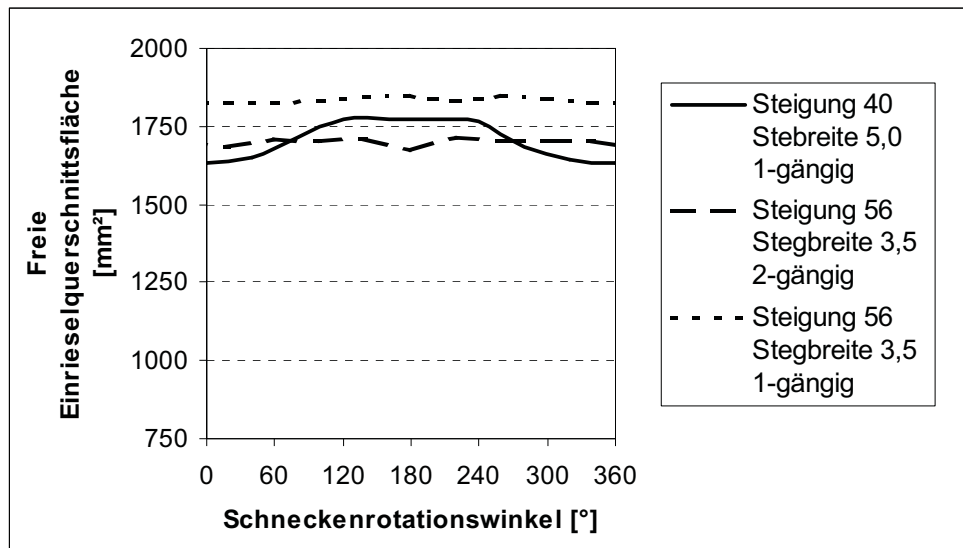


Bild 47: Freie Einrieselquerschnittsflächen für verschiedene Schnecken bei ovalem Einfüllloch.

Die in den vorhergehenden Bildern dargestellten freien Einrieselquerschnittsflächen stehen nur Flüssigkeiten und sehr leichtfließenden Pulvern für das Einrieseln zur Verfügung. In der Realität können Granulatkörner, wie in Bild 48 dargestellt, noch nicht in den Schneckengang einrieseln.

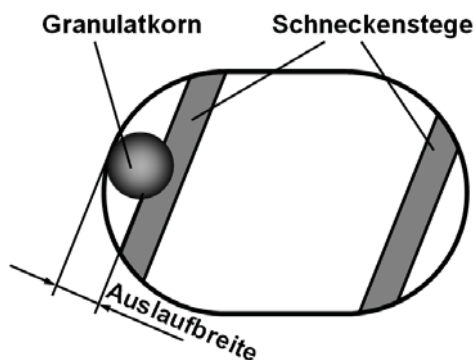


Bild 48: Stellung der Schneckenstege über dem Einfüllloch, bei der das dargestellte Granulat Korn nicht einrieseln kann.

Liegt die in Bild 48 gezeichnete Auslaufbreite unter einer minimalen Auslaufbreite kommt es zum Stocken des Materialflusses. Das Granulat kann in einem solchen Fall nicht vom Trichter in die Schneckengänge fließen. Die minimale Auslaufbreite wurde für Polystyrol zu 11 mm und für Polypropylen zu 12 mm experimentell ermittelt. Die Unterschiede zwischen den verschiedenen Kunststoffgranulaten ergeben sich nicht nur durch die Kornform, sondern auch durch die schwer zu erfassende Kohäsion zwischen den einzelnen Granulatkörnern. Bei

Berücksichtigung der minimalen Auslaufbreite ergibt sich eine zusätzliche Verringerung der Einrieselquerschnittsfläche wie in Bild 50 dargestellt. Dabei werden die Flächen so wie oben angegeben berechnet, wobei jene Flächen Null gesetzt werden, bei denen der Abstand zwischen der Stegkante und der Einfülllochkante kleiner als die minimale Auslaufbreite ist.



Bild 49: Vergleich der Granulatform von Polystyrol (links) und Polypropylen (rechts).

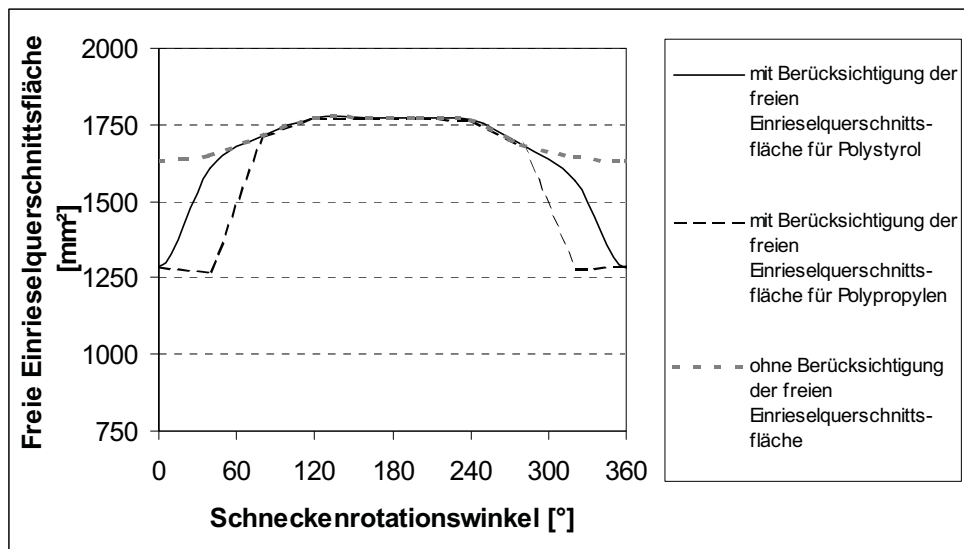


Bild 50: Freie Einrieselquerschnittsfläche bei Berücksichtigung der minimalen Auslaufbreite für die Universalschnecke bei ovalem Einfüllloch.

Je größer also die minimale Auslaufbreite ist, desto kleiner wird die mittlere zur Verfügung stehende freie Einrieselquerschnittsfläche. Die mittlere freie Einrieselquerschnittsfläche \bar{A} errechnet sich aus:

$$\bar{A} = \int_0^{2\pi} \frac{A(\Phi) d\Phi}{2 \cdot \pi} \quad (61)$$

wobei Φ der Schneckenrotationswinkel ist. In Bild 51 sind die auf den gesamten Einfülllochquerschnitt bezogenen mittleren freien Einrieselquerschnittsflächen bei Berücksichtigung einer minimalen Auslaufbreite für verschiedene Schnecken dargestellt.

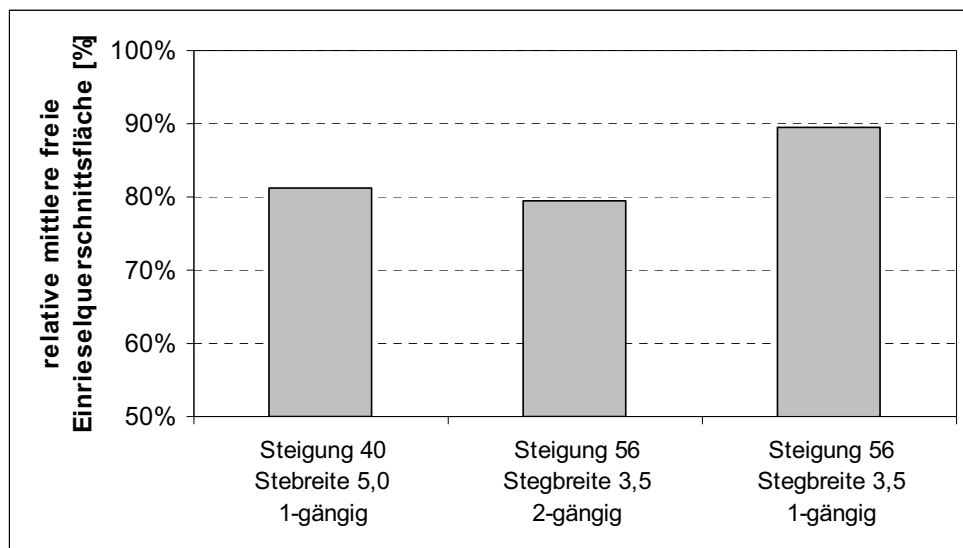


Bild 51: Relative mittlere freie Einrieselquerschnittsflächen bei Berücksichtigung einer minimalen Auslaufbreite von 13 mm (Polypropylen) für verschiedene Schnecken bei ovalem Einfüllloch.

Bei der im Einzugsbereich 1-gängigen Schnecke mit Steigung 56 mm ergibt sich somit ein um rund 10% größerer freier Einrieselquerschnitt als bei den beiden anderen Schnecken.

Beim Spritzgießen ist der Rotationsbewegung eine axiale Rückwärtsbewegung überlagert. Um nun den freien Einrieselquerschnitt während des Zyklus zu berechnen wird eine äquivalente Schneckenstellung $s_{\ddot{a}q}$ aus der translatorischen Schneckenstellung s_{trans} und aus dem Schneckenrotationswinkel Φ berechnet:

$$s_{\ddot{a}q} = s_{trans} + \frac{t}{2 \cdot \pi} \cdot \Phi \quad (62)$$

wobei t die Schneckensteigung ist. Der Rotationswinkel der Schnecke berechnet sich aus der Schneckendrehzahl n und der aktuellen Dosierzeit t_{Dos} :

$$\Phi = 2 \cdot \pi \cdot n \cdot t_{Dos} \quad (63)$$

Die translatorische Schneckenstellung berechnet sich aus der Schneckengeschwindigkeit v_{Sc} und der aktuellen Dosierzeit t_{Dos} beziehungsweise der Einspritzzeit t_{Einspr} :

$$s_{trans} = v_{Sc} \cdot t_{Dos} \quad (64)$$

$$s_{trans} = v_{Sc} \cdot t_{Einspr} \quad (65)$$

Beim Einspritzen ist v_{Sc} positiv einzusetzen, beim Dosieren negativ.

Die folgenden Auswertungen gelten für das ovale Einfüllloch und die Standardschnecke (Steigung 40, Stegbreite 5, 1-gängig). In Bild 52 ist die freie Einrieselquerschnittsfläche über einen Spritzgießzyklus im Vergleich zum reinen Extrusionsbetrieb dargestellt.

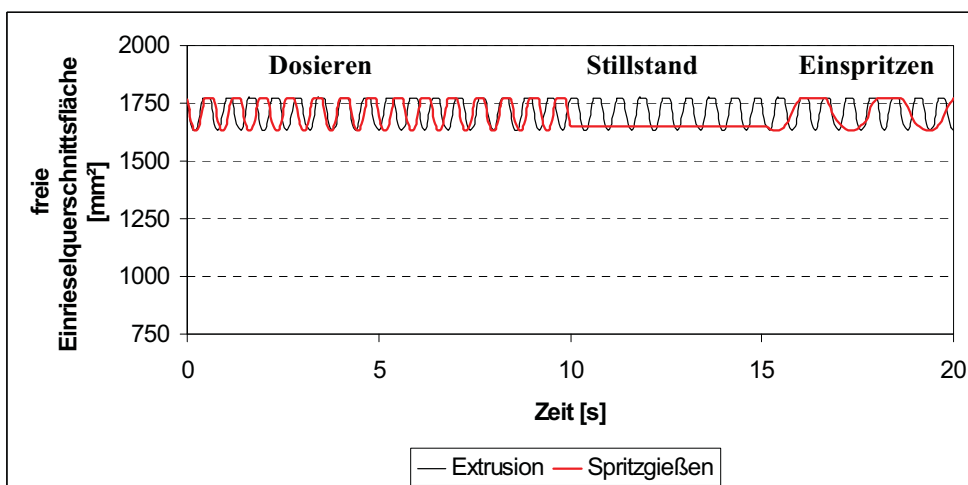


Bild 52: Freie Einrieselquerschnittsfläche über einen Spritzgießzyklus (Dosierzeit 10 s, Stillstandszeit 5 s, Drehzahl 100 min^{-1} , Schneckenrückzugsgeschwindigkeit 10 mm/s, Einspritzgeschwindigkeit 20 mm/s, Einspritzzeit 5 s) im Vergleich zum Extrusionsbetrieb (Drehzahl 100 min^{-1}) ohne Berücksichtigung der minimalen Auslaufbreite.

Beim Spritzgießen kommt es bei den gewählten Verfahrensparametern somit zu einer Streckung der Kurve.

Bild 53 zeigt den zeitlichen Verlauf der freien Einrieselquerschnittsfläche unter Berücksichtigung der minimalen Auslaufbreite für unterschiedliche Schneckendrehzahlen im reinen Extrusionsbetrieb. Dazu ist in obigen Formeln die Schneckenrückzugsgeschwindigkeit Null zusetzen.

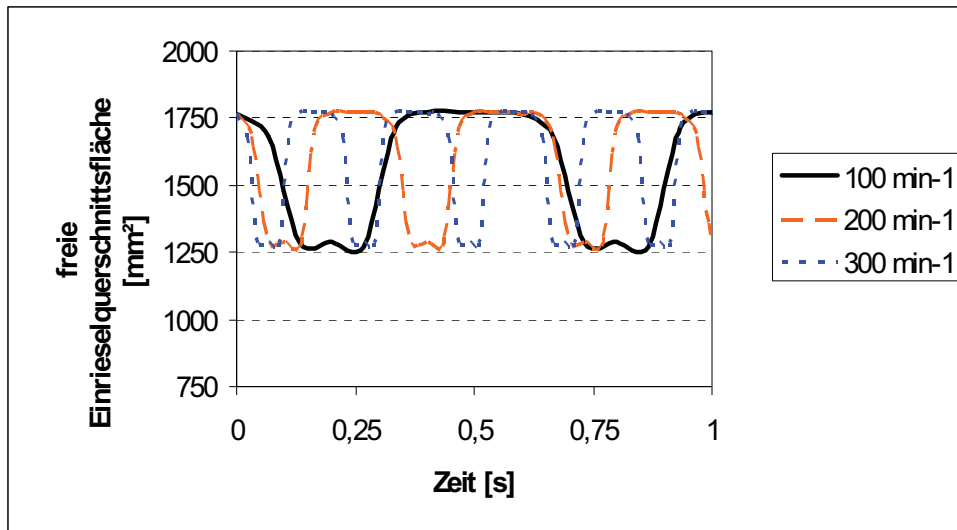


Bild 53: Freie Einrieselquerschnittsfläche über der Zeit für reinen Extrusionsbetrieb bei drei verschiedenen Drehzahlen mit Berücksichtigung der minimalen Auslaufbreite (13 mm).

5.1.2. Ausrieselverhalten aus dem Trichter

Es gelten die in Bild 54 dargestellten geometrischen Bedingungen für den Trichter.

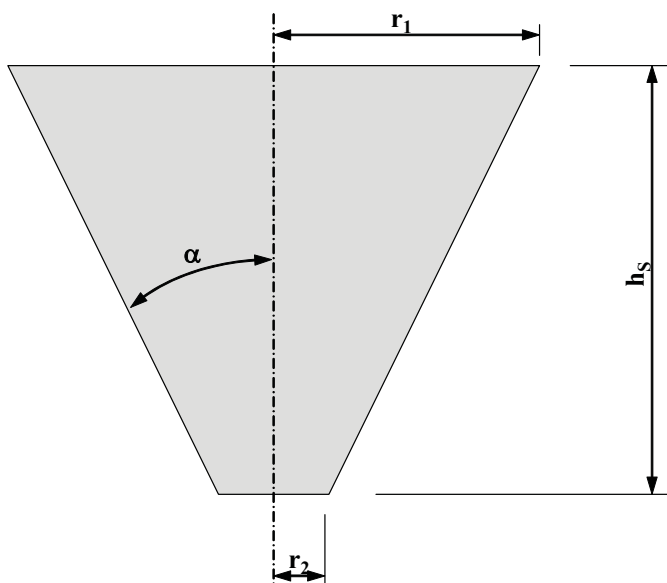


Bild 54: Geometrische Verhältnisse am konischen Trichter.

Es wurden Ausrieselversuche aus dem Trichter (Radius der Auslassöffnung $r_2 = 25$ mm, Neigungswinkel $\alpha = 30^\circ$) mit Polystyrol (Schüttdichte $\rho_{S,PS} = 0,603$ g/cm³) und Polypropylen (Schüttdichte $\rho_{S,PP} = 0,539$ g/cm³) durchgeführt und die Zeit für das komplette Entleeren des Trichters gemessen. Tabelle 5 zeigt die gemessenen Auslaufzeiten, Volumen- und Massedurchsätze. Der Trichter war dabei bei PS mit 9,527 kg und bei PP mit 10,275 kg Granulat gefüllt.

Tabelle 5: Gemessene Auslaufzeiten, Volumen- und Massedurchsätze für PS und PP.

	Polystyrol	Polypropylen
Auslaufzeit [s]	21,33	24,48
Volumendurchsatz [cm ³ /s]	741	778
Massedurchsatz [g/s]	446,8	419,8

Des Weiteren wurden auch Ausrieselversuche aus dem Trichter durch das ovale Loch des Einfüllblockes durchgeführt (Bild 55).

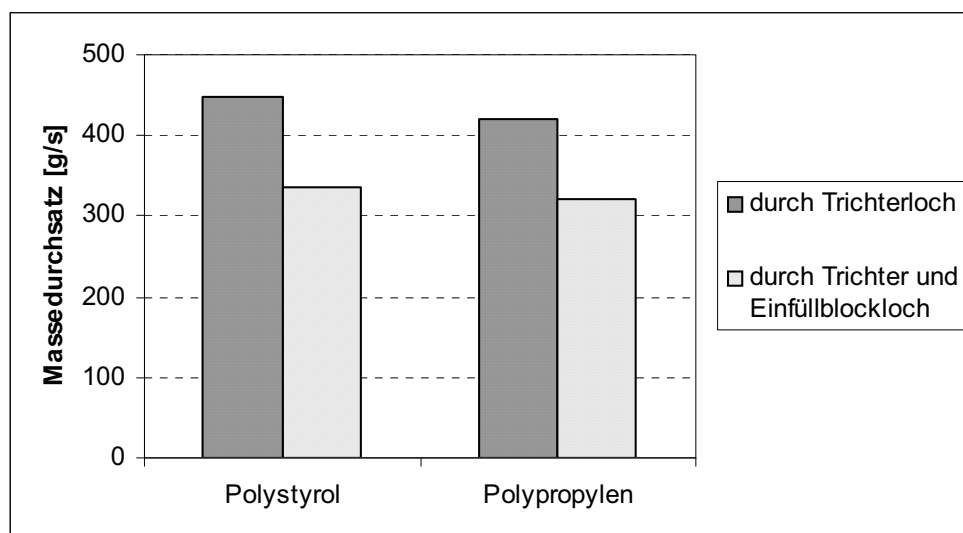


Bild 55: Ausrieselverhalten aus dem Trichter durch das Trichterloch sowie aus dem Trichter durch das Loch des Einfüllblockes.

Der Übergang vom runden Loch des Trichterauslasses zum ovalen Loch des Einfüllblockes bewirkt eine Reduktion des Granulatmassesstromes um ca. 25%, der in den Plastifizierzylinder gelangt. Der (ungehinderte) Granulatmassesstrom aus dem Einfüllblock ist jedoch noch immer

um etwa eine Zehnerpotenz höher als die Plastifizierleistung der Schnecke. Voraussetzung dafür ist, dass es zu keiner Behinderung des Ausfließens durch Brückenbildung kommt.

5.1.3. Einfluss der Schneckenrotation auf die Aufteilung des Granulatstromes

Beim Auftreffen der Granulatkörner aus dem Einfüllblock auf die rotierende Schnecke kommt es zu einer Ablenkung des Granulatmassestreames. Um den Einfluss der Schneckenrotation auf die Aufteilung des Granulatstromes zu messen, wurde der in Bild 56 dargestellte Versuch durchgeführt. Dabei wurde der aus dem (zu Beginn des Versuches) vollen Trichter ausrieselnde Granulatstrom durch den Einfüllblock auf die rotierende Schnecke geleitet. Das Granulat wurde auf beiden Seiten in Behältnisse geleitet und nach dem Versuch verwogen.

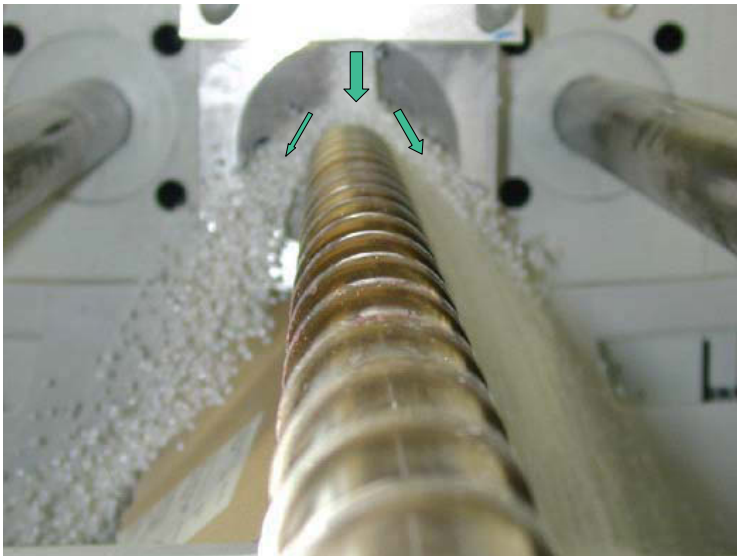


Bild 56: Versuch zur Bestimmung des Einflusses der Schneckenrotation auf die Aufteilung des Granulatmassestreames.

Es gelangt mit steigender Schneckendrehzahl mehr Granulat auf die Seite in Rotationsrichtung. Die Gründe dafür sind einerseits der aktive Steg, der dem dort auftreffenden Granulat einen Impuls (Stoß) in Drehrichtung gibt, sowie Reibungskräfte zwischen Granulatkorn und Schneckenoberfläche. Um die Einflüsse quantifizieren zu können, wurde der oben beschriebene Versuch nicht nur mit einer Schnecke sondern auch mit einer glatten Welle, die dieselbe Oberflächengüte wie die Schnecke aufweist durchgeführt. In diesem Fall können nur Reibungskräfte und Drehimpulse beim Kontakt zwischen der Wellenoberfläche und dem auftreffenden Granulatkorn dazu führen, dass Granulatkörner in Rotationsrichtung abgelenkt werden. Wie das Bild 57 zeigt, ist der Einfluss der Reibungskräfte zwischen Schneckenoberfläche und Granulatkorn nicht vernachlässigbar.

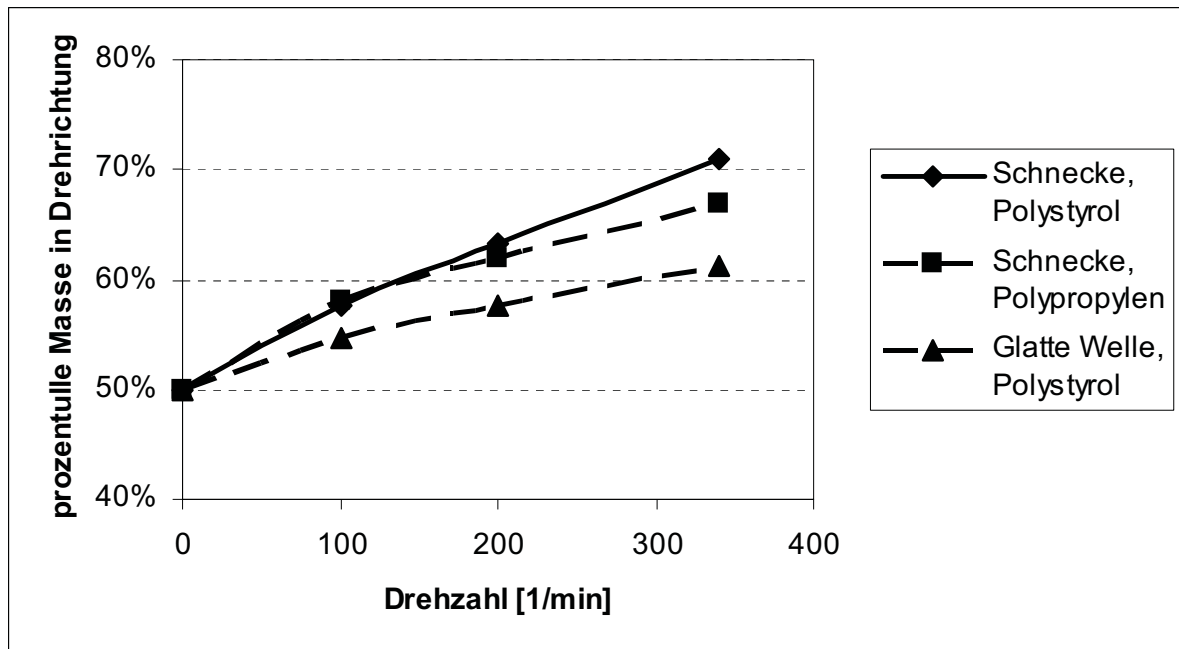


Bild 57: Einfluss der Schneckenrotation auf die Aufteilung des Polystyrol-Granulatmassesstromes bei der Standardschnecke sowie bei einer glatten Welle.

Die Aufteilung des Granulatmassesstromes als Funktion der Schneckendrehzahl lässt sich in guter Näherung durch eine Geradengleichung beschreiben. Dadurch kann man auf jene Drehzahl schließen, bei der das Granulat nur mehr in Drehrichtung abgelenkt wird und somit nur mehr der halbe Querschnitt für das Ausrieseln zur Verfügung steht. Diese Drehzahl liegt für Polystyrol bei ca. 780 min^{-1} und für Polypropylen bei ca. 920 min^{-1} . Der Wert für Polypropylen steht in guter Übereinstimmung mit den Messergebnissen von Pohl [Poh03, S.31].

5.1.4. Feststoffördervorgang in den ersten Schneckengängen

In obigen Punkten wurde der Weg des Granulates vom Trichter bis zum Einfüllloch des Zylinders untersucht. In diesem Abschnitt wird auch ein Anteil an Feststoffförderung mitbetrachtet. Dazu wurde aus dem vollen Trichter das Granulat in einem Zylinderstück ins Freie gefördert (Bild 58). Der Abstand von der Trichtervorderkante zum Auslauf aus dem Zylinder betrug dabei 50 mm. Gegenüber dem realen Prozess ist bei den Versuchen der Gegendruck Null. Es kann daher näherungsweise von archimedischer Förderung ausgegangen werden. Aufgrund der vorangegangenen Untersuchungen kann mit diesem Versuch geklärt werden, ob nun das Einrieseln in die ersten Schneckengänge oder die Feststoffförderkapazität der Schnecke limitierend auf den Durchsatz wirken.



Bild 58: Versuchsanordnung zur Bestimmung der Feststoffförderkapazität verschiedener Schnecken.

Die Feststoffförderkapazität hängt von folgenden Größen ab:

- Schneckengeometrie (Gangtiefe, Gangzahl und Steigung),
- Umgebungsbedingungen (Temperatur und Feuchtigkeit),
- Verarbeitungsmaterial (Kornform, -größe, Kohäsion),
- Schneckenrückzugsgeschwindigkeit.

In Bild 59 und Bild 60 sind die Feststoffförderkapazitäten verschiedener Schnecken für Polystyrol- bzw. Polypropylen-Förderung aufgezeichnet.

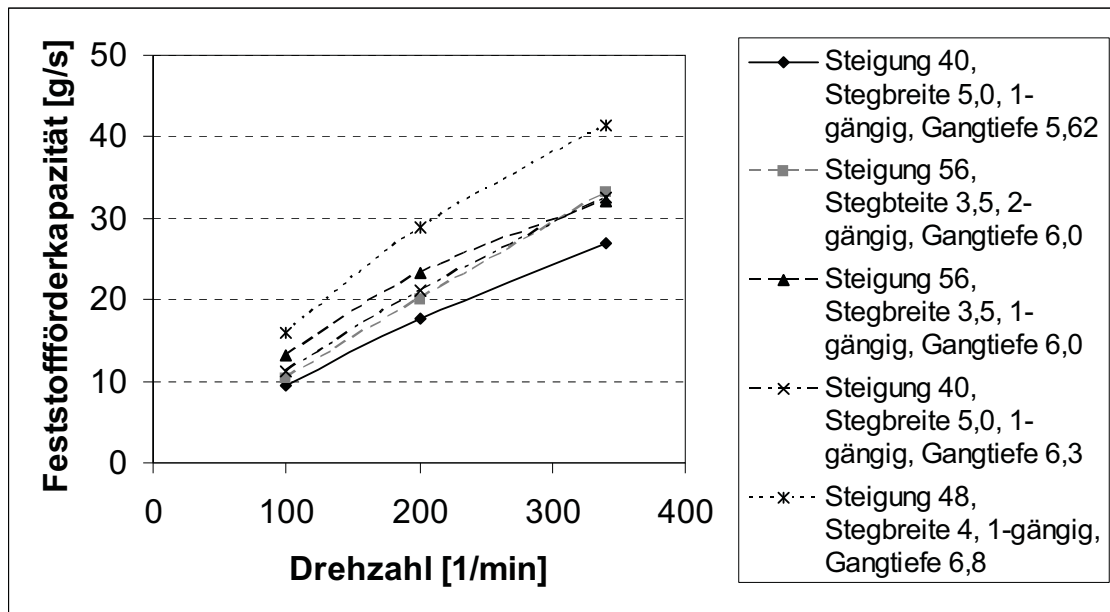


Bild 59: Feststoffförderkapazität für Polystyrol-Förderung bei Schneckendurchmesser $D = 40$ mm.

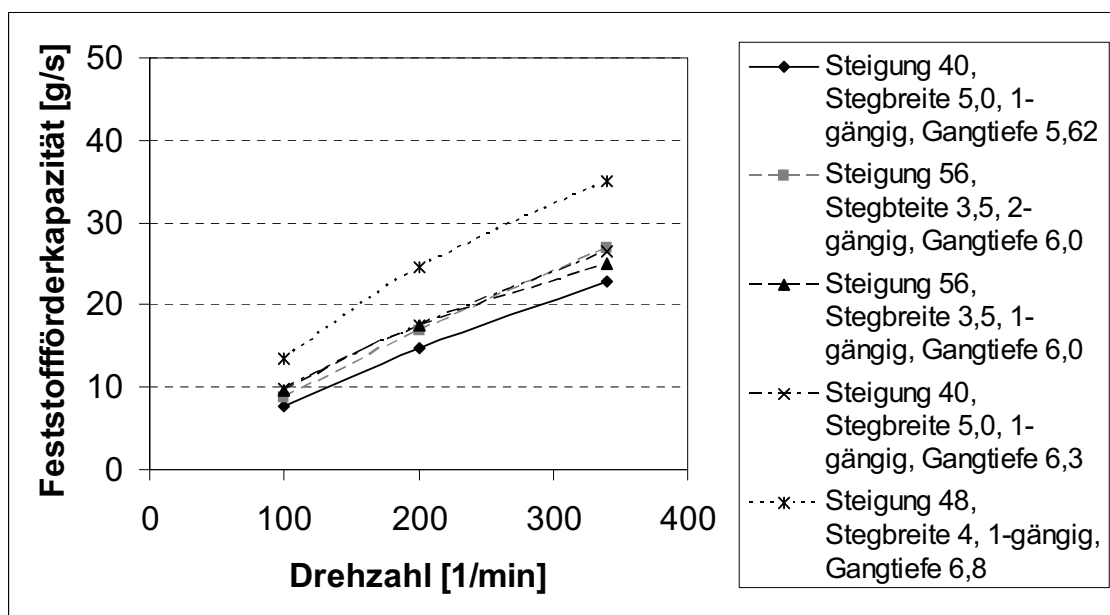


Bild 60: Feststoffförderkapazität für Polypropylen-Förderung bei Schneckendurchmesser $D = 40$ mm.

Die Versuche zeigen, dass die Feststoffförderkapazität nahezu linear mit der Drehzahl und mit der Kanalbreite steigt. Die Feststoffförderkapazität nimmt jedoch innerhalb der untersuchten Grenzen überproportional mit der Gangtiefe zu. Die Feststoffförderkapazität zeigt bei dem untersuchten Schneckendurchmesser von 40 mm bei einer Gangsteigung von 49 mm ein ausgeprägtes Maximum (Steigung = 1,225 D).

Die ersten Versuche zur Bestimmung der Feststoffförderkapazität wurden im Hochsommer bei ca. 35°C Raumtemperatur und hoher Luftfeuchtigkeit durchgeführt. Die Temperatur des Einfüllblockes betrug dabei 25°C. Die Messungen ergaben eine geringere Feststoffförderkapazität als die gemessene Plastifizierleistung betrug, was auf den ersten Blick nicht möglich sein kann. Die Feststoffförderversuche wurden daher an einem „kalten“ Tag (ca. 24°C Raumtemperatur) wiederholt und mit den Messungen am „heißen“ Tag (ca. 35°C Raumtemperatur) verglichen (Bild 61). Bei hohen Umgebungstemperaturen und entsprechender Luftfeuchtigkeit kommt es also bei einem Einfüllblock, welcher ständig von Kaltwasser durchflossen wird, zu Kondenswasserbildung, die eine erhöhte Haftung des Granulates an den Wänden der Einfüllöffnung und an der Schnecken- und Zylinderoberfläche bewirkt. Die Feststoffförderkapazität wird in diesem Fall reduziert. Der Einfüllblock sollte daher immer auf einer entsprechend hohen Temperatur gehalten werden (temperatur geregelter Einfüllblock), so dass es zu diesen Effekten nicht kommt.

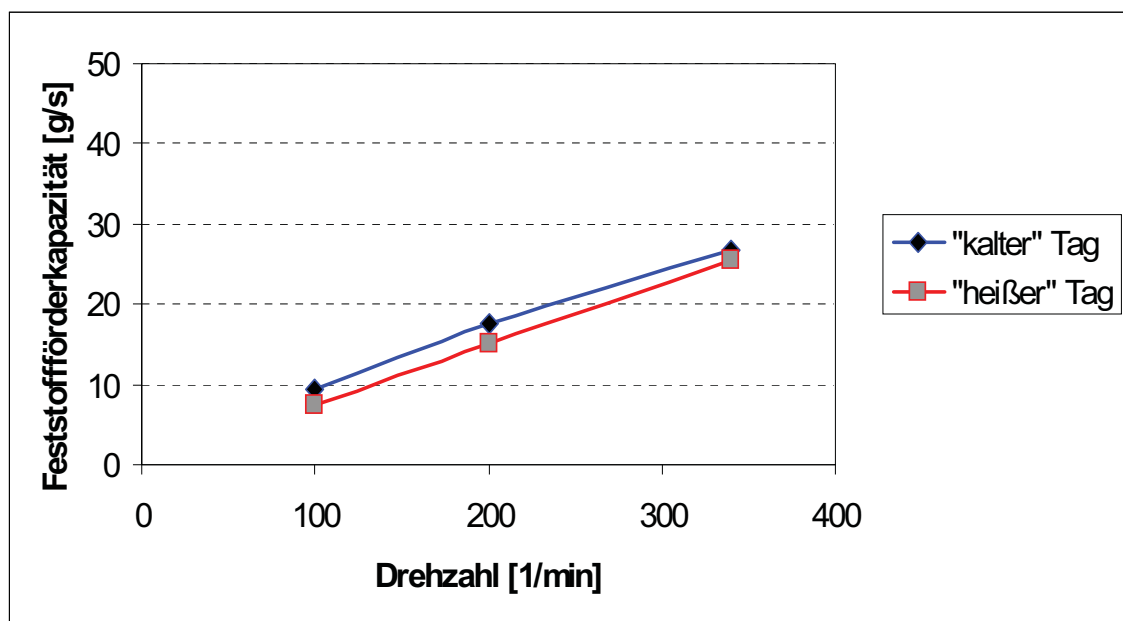


Bild 61: Feststoffförderkapazität für Polystyrol bei der Standardschnecke ($D = 40 \text{ mm}$) an einem „heißen“ und einem „kalten“ Tag.

Durch das Zurückbewegen der Schnecke beim Aufdosieren wird die Feststoffförderkapazität reduziert (Bild 62). Für diesen Versuch wurde die Schneckenrückzugsgeschwindigkeit so eingestellt, dass sie gleich groß war wie bei den Versuchen zur Bestimmung der Plastifizierleistung bei 60 bar Staudruck.

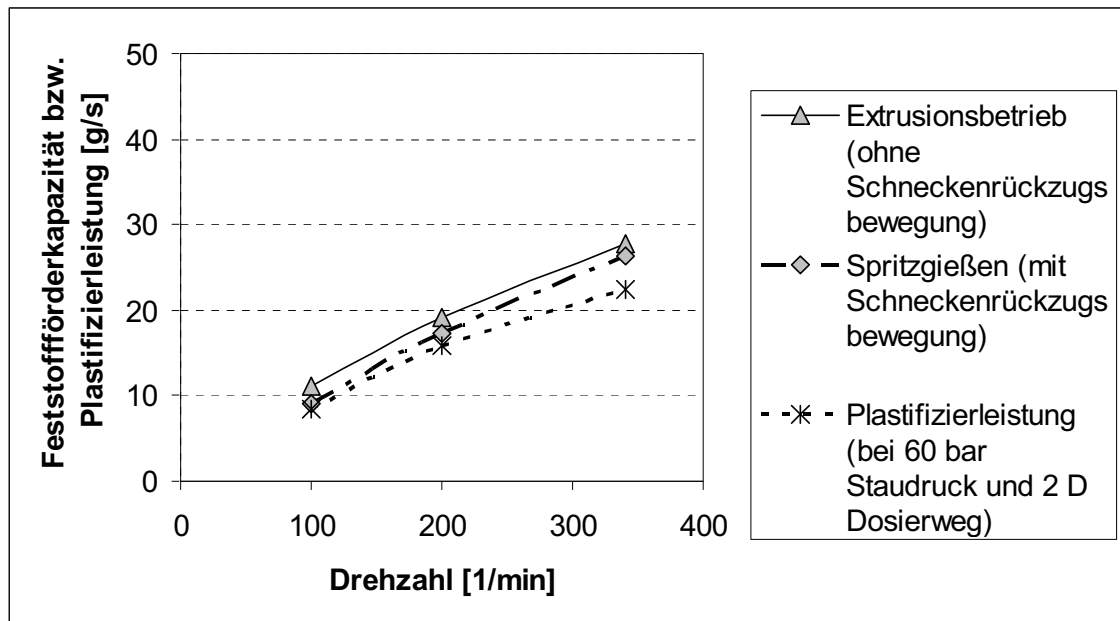


Bild 62: Ohne Gegendruck gemessene Feststoffförderkapazität mit (Spritzgießen) und ohne (Extrusion) Schneckenrückzugsbewegung im Vergleich zur Plastifizierleistung bei 60 bar Staudruck und 2D Dosierweg für PS bei Schneckendurchmesser 40 mm.

Beim Spritzgießen wird im Bereich der Schmelzeförderzone aufgrund der sich zurückbewegenden Schnecke der Durchsatz bei gleicher Schneckengeometrie gegenüber der Extrusion erhöht, im Bereich der Feststoffförderung jedoch reduziert. Die gemessenen Feststoffförderkapazitäten wurden mit den Plastifizierleistungen bei 60 bar Staudruck und 2 D Dosierweg verglichen, und die Differenz zwischen den beiden Größen auf die Plastifizierleistung bezogen (Bild 63 und Bild 64). Die Abweichung der Feststoffförderkapazität $\dot{m}_{\text{Feststoff}}$ zur Plastifizierleistung $\dot{m}_{\text{Schmelze}}$ (bei 60 bar Staudruck und 2 D Dosierweg) wird also nach folgender Formel berechnet

$$\frac{\dot{m}_{\text{Feststoff}} - \dot{m}_{\text{Schmelze}}}{\dot{m}_{\text{Schmelze}}} \cdot 100\% \quad (66)$$

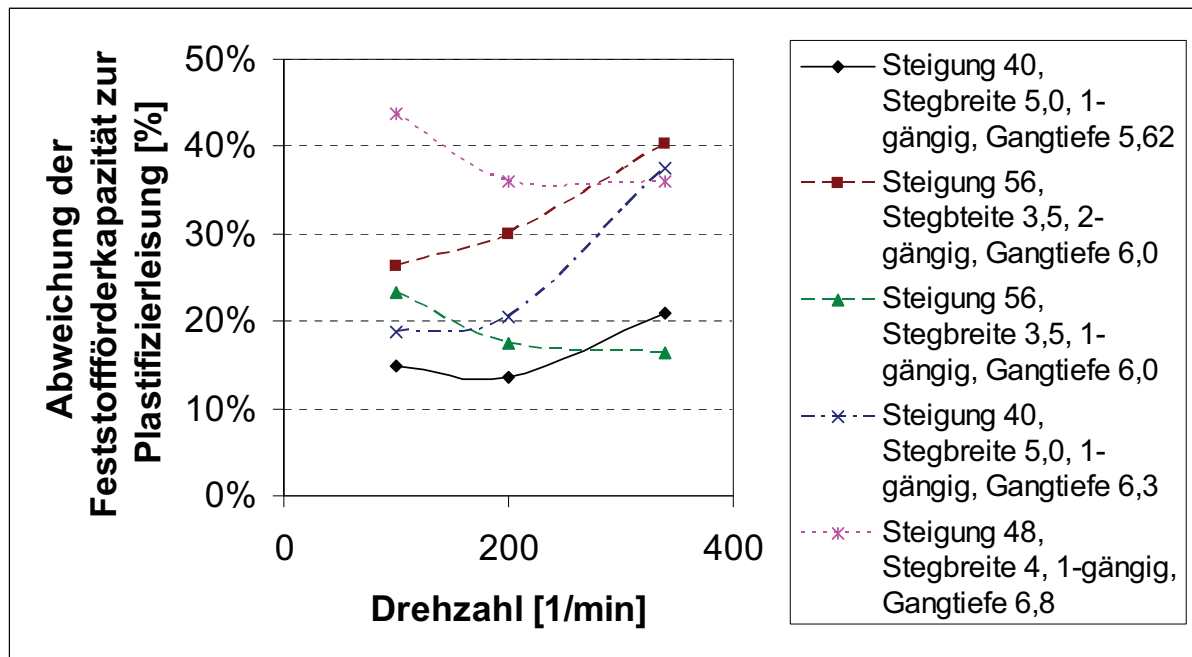


Bild 63: Abweichung der Feststoffförderkapazität zur Plastifizierleistung für Polystyrol bei Schneckendurchmesser 40 mm.

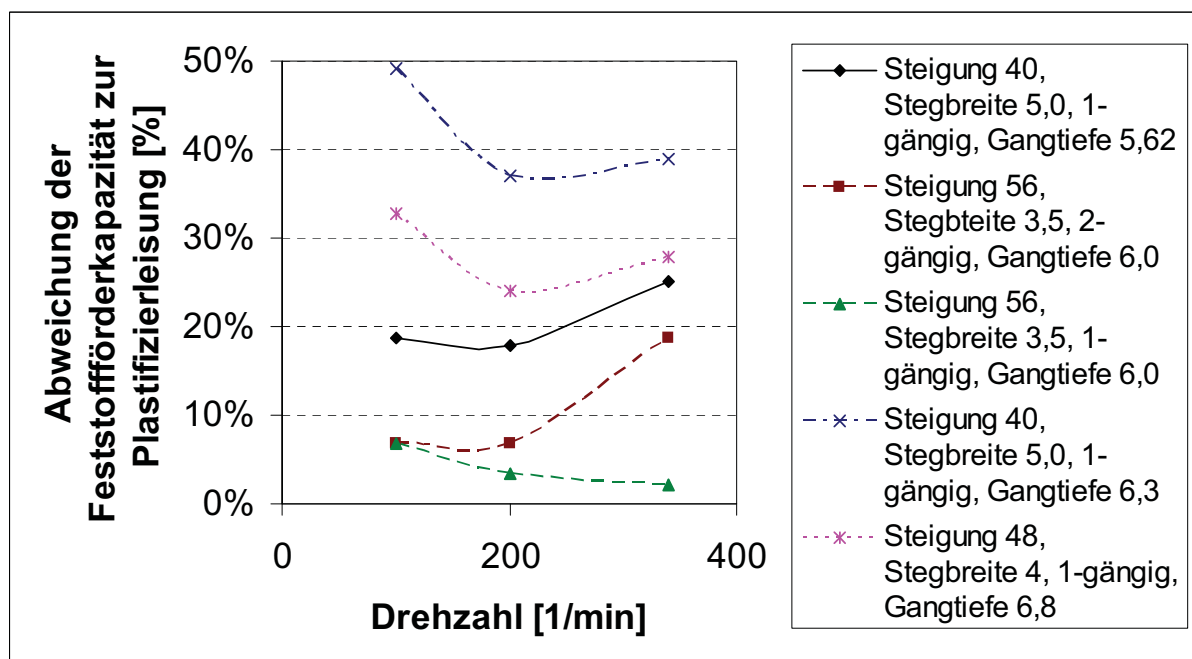


Bild 64: Abweichung der Feststoffförderkapazität zur Plastifizierleistung für Polypropylen bei Schneckendurchmesser 40 mm.

Wird im Einfüllbereich von einer so genannten Archimedes-Förderung ausgegangen, so kann die theoretische Förderkapazität, $\dot{m}_{\text{Feststoff,th}}$, wie folgt berechnet werden [Eff96]:

$$\dot{m}_{\text{Feststoff,th}} = \rho_S \cdot v_a \cdot A_S = \rho_S \cdot \pi \cdot D \cdot n_{\text{red}} \cdot \tan \varphi \cdot \left[\frac{\pi}{4} \cdot (D_Z^2 - D_K^2) - \frac{i \cdot e \cdot h}{\tan \bar{\varphi}} \right] \quad (67)$$

Darin sind ρ_S die Schüttdichte, v_a die axiale Feststoffgeschwindigkeit und A_S die freie Schneckenkanalquerschnittsfläche, welche sich aus dem Steigungswinkel φ , dem Zylinderdurchmesser D_Z , dem Schneckenkerndurchmesser D_K , der Gangzahl i , der Stegbreite e und der Gangtiefe h errechnet.

Die reduzierte Drehzahl n_{red} berücksichtigt den Einfluss der Schneckenrückzugsgeschwindigkeit $v_{\text{rück}}$.

$$n_{\text{red}} = \frac{\pi \cdot D \cdot n_0 \cdot \tan \varphi - v_{\text{rück}}}{\pi \cdot D \cdot \tan \varphi} \quad (68)$$

Die gemessenen Feststoffförderkapazitäten der Schnecken, $\dot{m}_{\text{Feststoff}}$, wurden in Bild 65 und Bild 66 mit den theoretischen Förderkapazitäten verglichen, und daraus der Förderfaktor f berechnet.

$$f = \frac{\dot{m}_{\text{Feststoff}}}{\rho_S \cdot \pi \cdot D \cdot n_{\text{red}} \cdot \tan \varphi \cdot \left[\frac{\pi}{4} \cdot (D_Z^2 - D_K^2) - \frac{i \cdot e \cdot h}{\tan \bar{\varphi}} \right]} \quad (69)$$

Die Förderfaktoren zeigen für beide Materialien die gleiche Tendenz, nämlich ein Abfallen mit zunehmender Drehzahl. Die Schnecken mit größeren Gangtiefen weisen die höchsten Förderfaktoren auf.

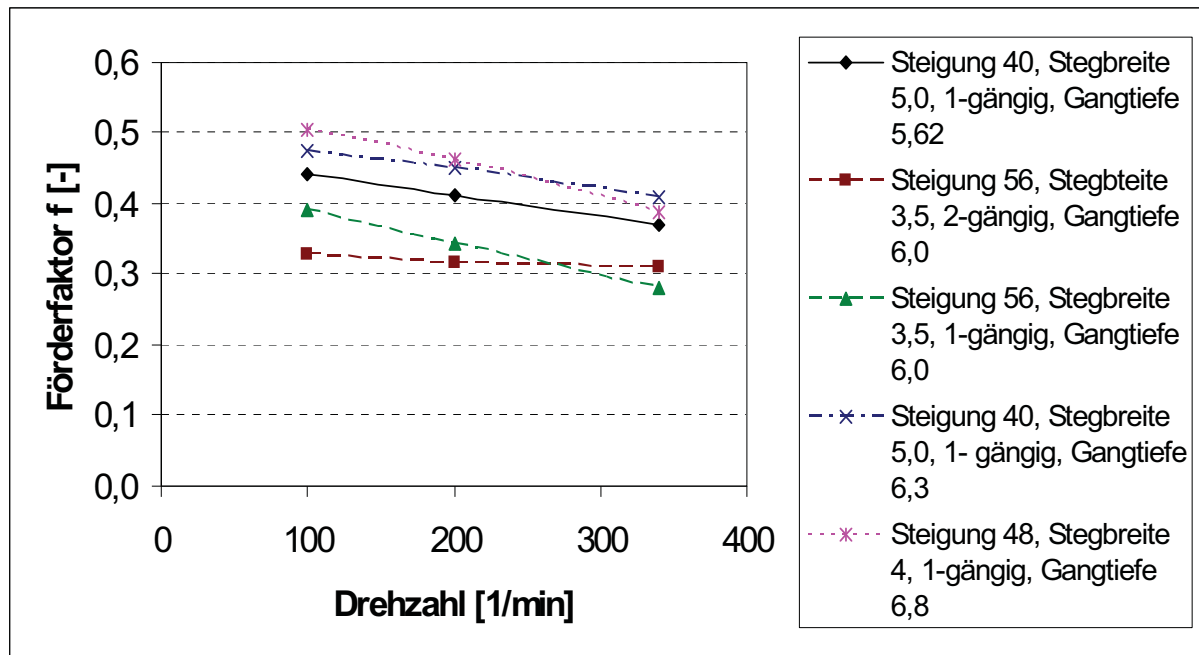


Bild 65: Förderfaktoren für Polystyrol bei Schneckendurchmesser 40 mm.

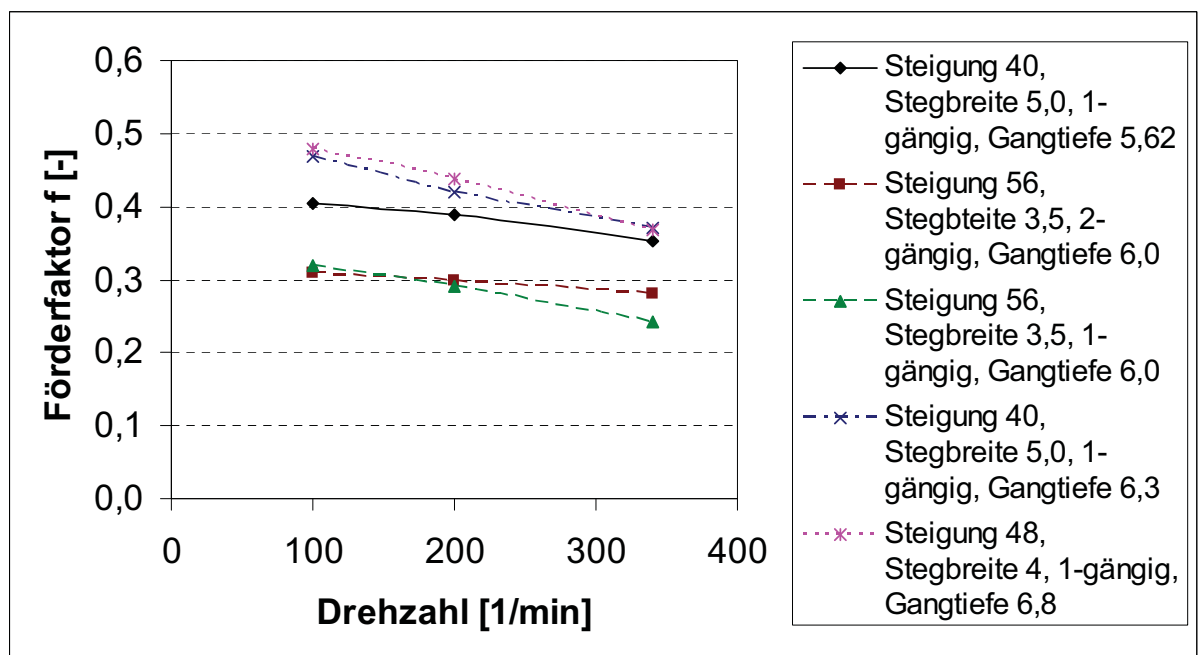


Bild 66: Förderfaktoren für Polypropylen bei Schneckendurchmesser 40 mm.

5.1.5. Absenkvorgang des Granulates im „Unifeed“-Schauglas

Mit der in Bild 67 dargestellten Versuchsanordnung wurde der Absenkvorgang des Granulates während des Spritzgießzyklus untersucht. An einem Wegaufnehmer wurde ein

Kolben montiert, der an der Oberfläche des Granulates aufsitzt. Der Schneckenweg sowie der Drehwinkel der Schnecke wurden ebenfalls aufgezeichnet.

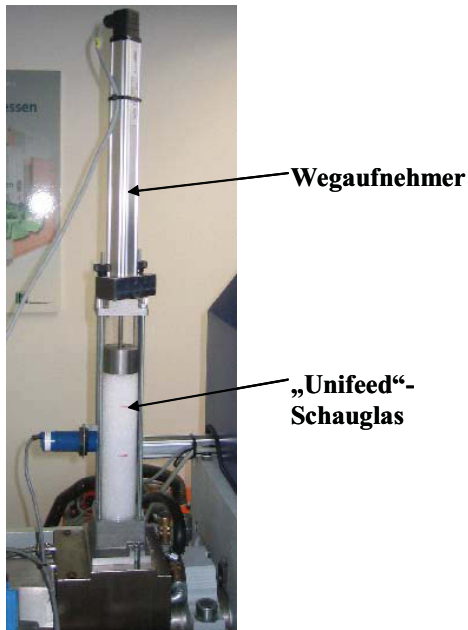


Bild 67: Versuchsanordnung zur Bestimmung des Granulat-Absenkvorganges.

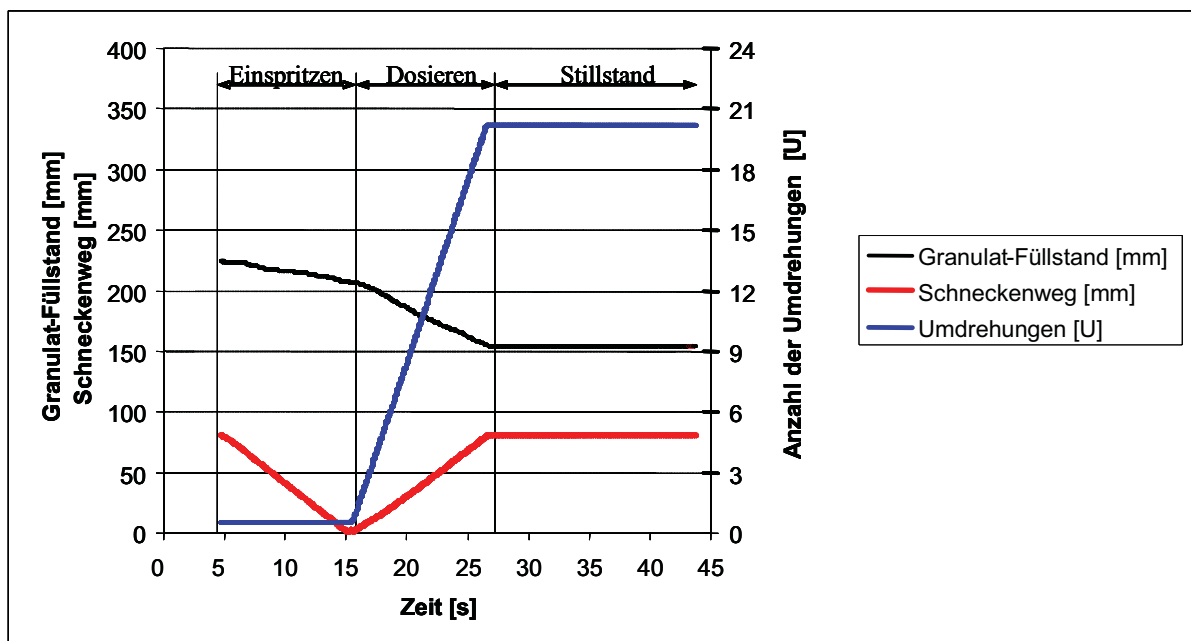


Bild 68: Verlauf des Granulat-Füllstands, des Schneckenwegs und der Anzahl der Umdrehungen über der Zeit für Polystyrol bei einer Dosierdrehzahl von 100 min^{-1} , einem Staudruck von 60 bar, einem Dosierweg von $2D$ und einem Einspritzvolumenstrom von $10 \text{ cm}^3/\text{s}$.

Im Verlauf der Granulat-Absenkgeschwindigkeit dh_F/dt beim Einspritzen erkennt man deutlich die Minima, die durch die periodische Verringerung der freien Einrieselquerschnittsfläche auftreten (Bild 69).

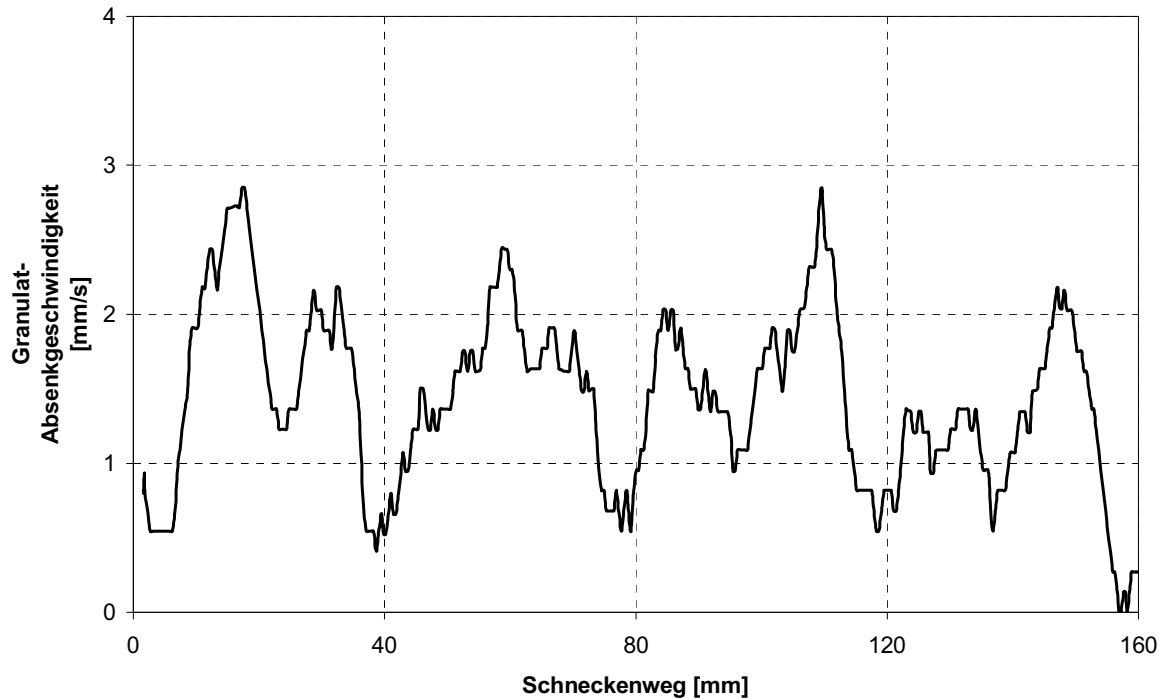


Bild 69: Granulat-Absenkgeschwindigkeit über dem Schneckenweg beim Einspritzen von Polystyrol bei einem Einspritzvolumenstrom von $10 \text{ cm}^3/\text{s}$ für die Standardschnecke (Durchmesser 40 mm, Steigung 40 mm).

Das aus dem Rohr in die Schneckengänge rieselnde Volumen ist

$$\Delta V_R = \frac{d_{\text{Rohr}}^2 \cdot \pi}{4} \cdot \Delta h_F \quad (70)$$

wobei d_{Rohr} der Rohrdurchmesser des „Unifeed“-Schauglases und Δh_F die Änderung des Füllstandes sind (Bild 70).

Das Volumen, welches durch die Schneckenbewegung dem Granulat für das Einrieseln zur Verfügung steht, ist

$$\Delta V_S = A_F \cdot \Delta s \quad (71)$$

wobei A_F der freie Schneckenquerschnitt und Δs der zurückgelegte Schneckenweg sind.

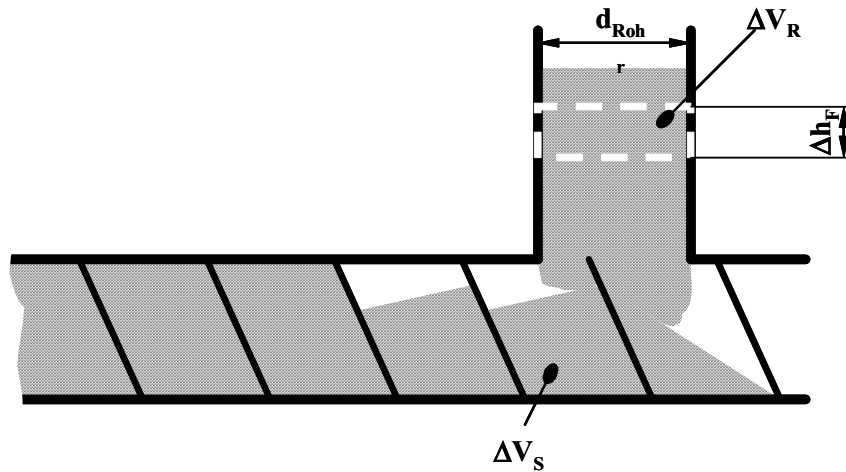


Bild 70: Aus dem Rohr in die Schnecke einrieselndes Volumen.

Daraus kann nun ein Füllgrad ε der Schneckengänge während des Einspritzens berechnet werden

$$\varepsilon = \frac{\Delta V_R}{\Delta V_S} \quad (72)$$

In Bild 71 sind die Füllgrade für verschiedene Einspritzgeschwindigkeiten aufgetragen. Die Füllgrade liegen zwischen 70% und 50% und nehmen tendenziell mit zunehmender Einspritzgeschwindigkeit ab. Die somit noch vorhandenen 30% bis 50% Luft müssen beim darauffolgenden Dosiervorgang erst durch Verdichtung des Granulats über den Trichter abgedrückt werden.

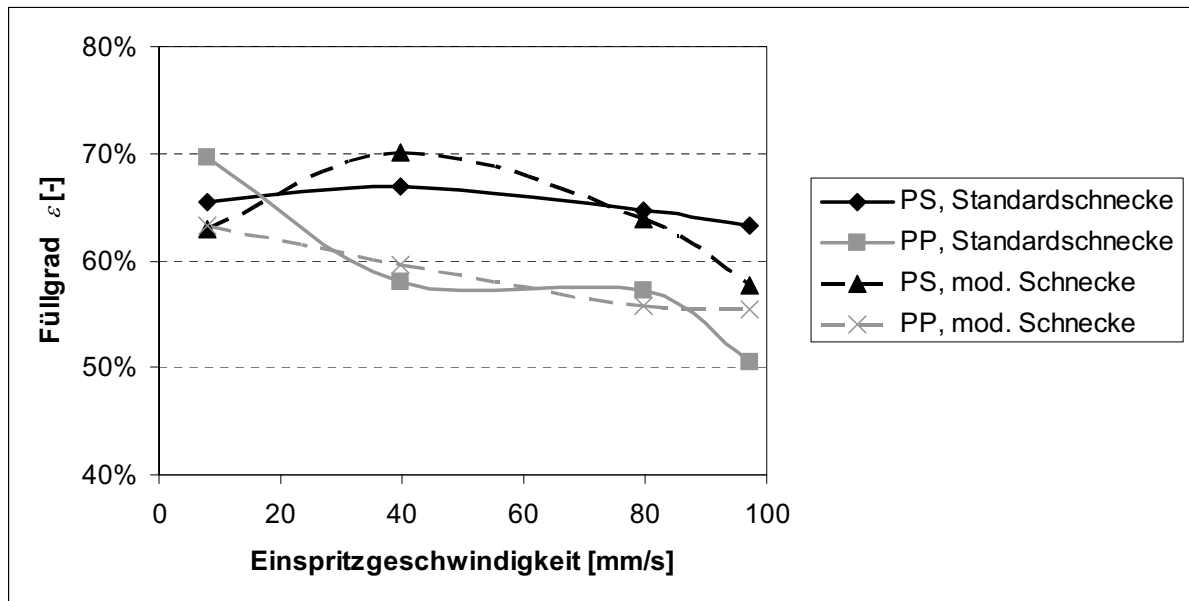


Bild 71: Füllgrad bei 4D Dosierweg in Abhängigkeit der Einspritzgeschwindigkeit. (Standardschnecke: Steigung 40, Stegbreite 5,0, Gangtiefe 5,62, 1-gängig; mod. Schnecke: Steigung 56, Stegbreite 3,5, Gangtiefe 6,0, 1-gängig in Meteringzone und 4D der Einzugszone, der Rest ist 2-gängig).

5.1.6. Trichterbodendruck

Die folgenden Bilder zeigen die Abhängigkeit des Granulatbodendruckes von der Füllstandshöhe im „Unifeed“-Schauglas (Form: zylindrisch mit Innendurchmesser 50 mm) und im „Micromelt“-Trichter (Form: konisch bis auf eine Höhe von 154 mm mit einem Winkel von 60° und einem Auslassdurchmesser von 50 mm, danach zylindrisch mit einem Durchmesser von 230 mm).

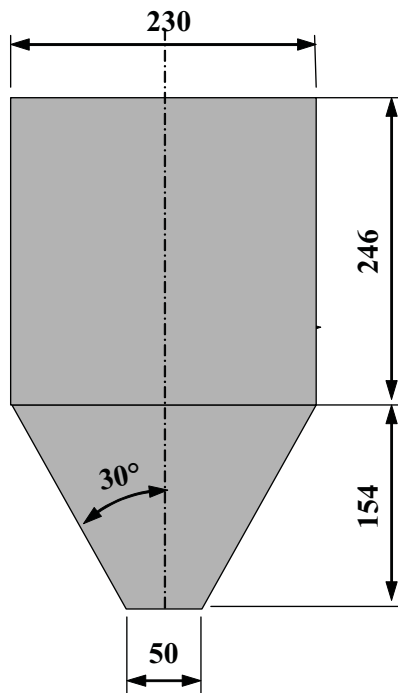


Bild 72: Abmessungen des „Micromelt“-Trichters.

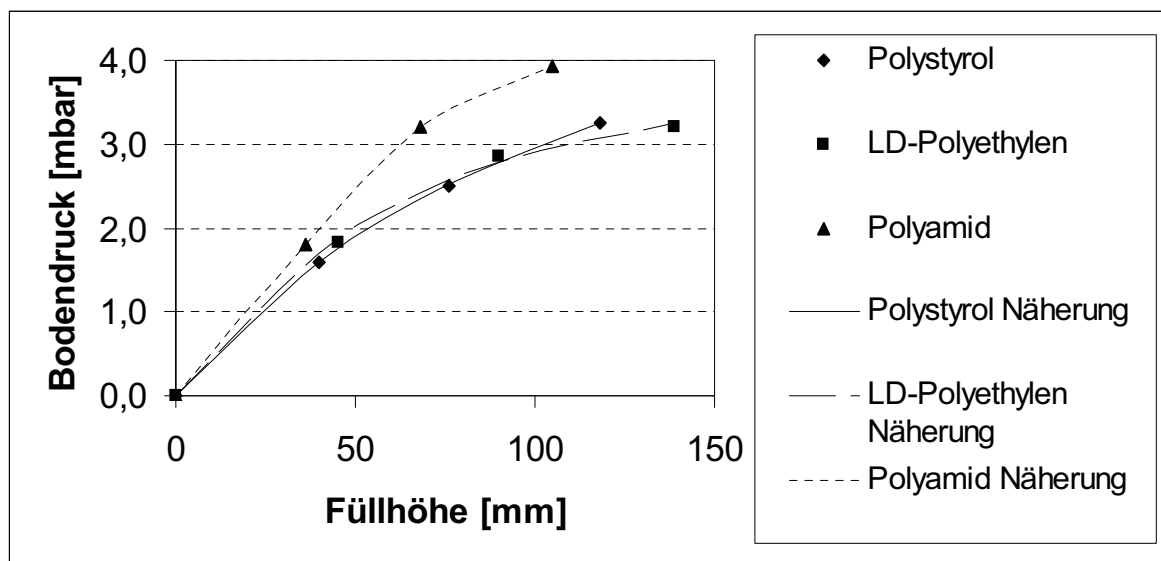


Bild 73: Bodendruck des Granulates im „Unifeed“-Schauglas (zylindrisch).

Der Verlauf des Bodendruckes $p(h)$ über der Füllstandshöhe h im zylindrischen Behälter lässt sich durch einen 2-Parameter-Ansatz (Parameter A und B) in sehr guter Näherung beschreiben:

$$p(h) = A \cdot (1 + e^{-B \cdot h}) \quad (73)$$

Tabelle 6: Parameter für den Bodendruck.

	Parameter A [mbar]	Parameter B [mm ⁻¹]
Polystyrol	4,539	0,011
LD-Polyethylen	3,649	0,016
Polyamid 6	5,725	0,011

Beim „Micromelt“-Trichter nimmt der Druck im konischen Bereich nach einer Funktion gemäß obiger Gleichung zu, während im zylindrischen Bereich ein nahezu linearer Anstieg des Bodendruckes über der Füllhöhe beobachtet wird. Bemerkenswert ist sowohl im Falle des zylindrischen Schauglases als auch im Falle des Trichters, dass nur sehr geringe Bodendrucke im mbar-Bereich auftreten.

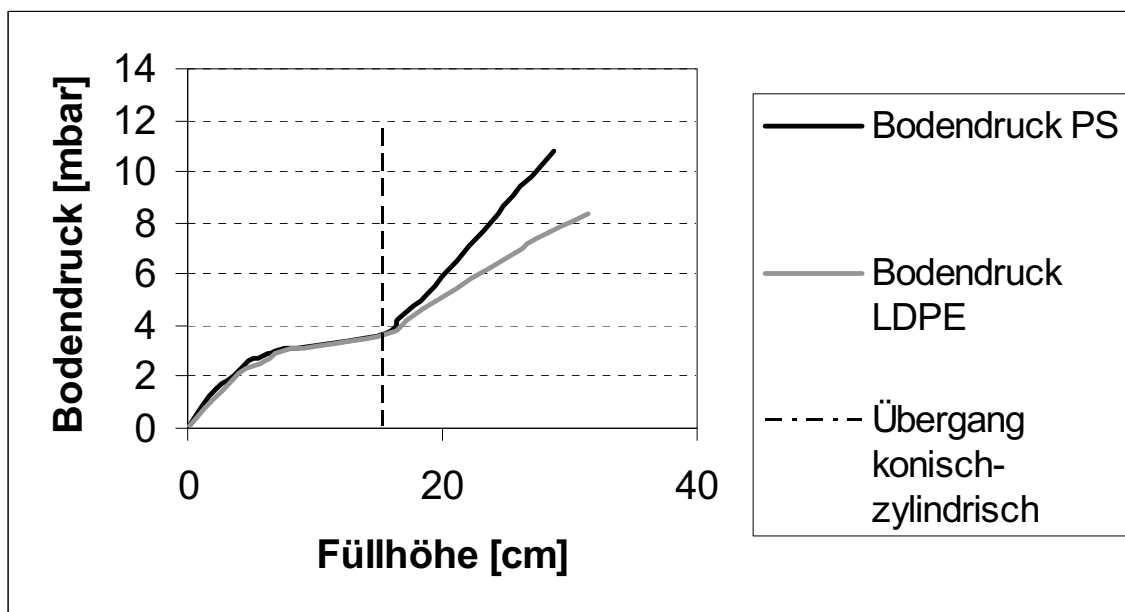


Bild 74: Bodendruck des Granulates im „Micromelt“-Trichter (konisch-zylindrisch).

Interessant ist, dass der Bodendruck im „Unifed“-Schauglas exakt gleich dem hydrostatischen Druck ist, wenn das System in Schwingung versetzt wird. Dazu wurde auf die Plattform, auf der das Schauglas auflag, ein Schwingschleifer gelegt. Ein größerer Bodendruck verringert das Risiko von Brückenbildung und Rieselproblemen.

5.2. Plastifizierleistungen

Die Plastifizierleistung ist eine wichtige Kenngröße einer Spritzgießmaschine. Im Allgemeinen ist sie definiert als die Masse Kunststoff, die pro Zeiteinheit in den Schneckenraum gefördert werden kann. Dementsprechend wird sie in g/s angegeben und ist keine Leistung im physikalischen Sinne. Die Plastifizierleistung gewinnt zunehmend an Bedeutung, da aufgrund der steigenden Kavitätenanzahl der Werkzeuge sowie der mittels Simulationsrechnungen optimierten Kühlverhältnisse die Dosierzeit in manchen Fällen bereits zykluszeitbestimmend ist. Die Plastifizierleistung hängt neben der Schneckengeometrie vom verarbeiteten Kunststoff, der Schneckendrehzahl, dem Staudruck, dem Dosierweg und dem Zustand von Zylinder und Schnecke (Verschleiß) ab. Bei der Verarbeitung von technischen Thermoplasten und Hochtemperaturthermoplasten ist die Plastifizierleistung jedoch meist von ungeordneter Bedeutung. Bei der Verarbeitung der genannten Materialien kommt es mehr auf die Bereitstellung einer homogenen Schmelze sowie auf eine gute Prozesskonstanz als auf eine möglichst rasche Plastifizierung an.

5.2.1. Methoden zur Ermittlung der Plastifizierleistung

Genau genommen muss zwischen dem Durchsatz und der Plastifizierleistung unterschieden werden. Während der Durchsatz einer Schnecke keine Aussage über die Schmelzequalität liefert, impliziert der Begriff Plastifizierleistung, dass der Kunststoff vollständig plastifiziert und als homogene Schmelze im Schneckenraum vorliegt. Dieser Umstand wurde in der Norm zur Messung der Plastifizierleistung, EUROMAP 19 [EUR95], berücksichtigt. Darin wird vorgeschrieben, dass die thermische Homogenität der Schmelze innerhalb von $\pm 5^\circ\text{C}$ liegen muss, damit die Messung gültig ist. Die Bestimmung der Schmelzetemperaturverteilung im Schneckenraum hat dabei mittels IR-Sensor zu erfolgen. Die aufdosierte Schmelze wird ins Freie gespritzt und verwogen. Die so ermittelte Masse wird durch die Dosierzeit dividiert, was den Wert für die Plastifizierleistung ergibt. Bei der Ermittlung der Plastifizierleistung nach diesem Verfahren wird aber vorausgesetzt, dass die gesamte aufdosierte Masse auch ausgespritzt wird. Aufgrund des Schließverhaltens der Rückstromsperre ist aber immer mit einem Schmelzeanteil zu rechnen, der vor dem Schließen der Rückstromsperre über den Sperrspalt in die Schneckengänge zurückfließt.

Üblicherweise wird die Plastifizierleistung für einen bestimmten Kunststoff bestimmt, und dieser Wert als Prospektangabe im Katalog der Maschinenhersteller angegeben. Als Kunststoff wird dabei entweder Polystyrol (PS), Polyethylen hoher Dichte (PE-HD) oder Polypropylen (PP) verwendet. Angaben zur Umrechnung von einem Kunststoff auf einen

anderen findet man beispielsweise in [Jun88, S. 212], wo Reduktionsfaktoren für die maximal nutzbare Plastifizierleistung für die wichtigsten Standardkunststoffe angegeben werden. Diese beruhen auf Erfahrungswerten und sind nur als grobe Richtwerte anzusehen.

Um Rückschlüsse auf die Strömungsverhältnisse in der Schnecke ziehen zu können, ist es notwendig, den Volumenstrom zu kennen. Der Volumenstrom \dot{V} kann aus dem Wert für die Plastifizierleistung \dot{m} und der Schmelzedichte ρ_s ermittelt werden.

$$\dot{V} = \frac{\dot{m}}{\rho_s} \quad (74)$$

Dabei sind allerdings einige Unsicherheitsfaktoren enthalten. Die Schmelzedichte ist abhängig von Druck und Temperatur und kann in der betrieblichen Praxis nur unzureichend genau ermittelt werden.

Vergleicht man die Ergebnisse der Versuche mit Polystyrol mit jenen, die mit Polypropylen durchgeführt wurden, so erkennt man, dass die aus den Plastifizierleistungen ermittelten Volumenströme annähernd gleich sind. Ist also die Plastifizierleistung für ein Material im Katalog des Maschinenherstellers angegeben, so kann für thermorheologisch einfache Materialien die Plastifizierleistung mittels der Umrechnungsfaktoren für die Schussgewichte errechnet werden. Die Umrechnungsfaktoren wurden dem Prospekt eines Maschinenherstellers entnommen [NN05a]. Sie betragen für Polypropylen 0,75 und für Polystyrol 0,92. Die aus den Messwerten errechnete Schmelzedichte liegt je nach Versuchsnummer für Polypropylen zwischen 0,739 g/cm³ und 0,775 g/cm³ und für Polystyrol zwischen 0,933 g/cm³ und 0,950 g/cm³. In Tabelle 7 wurden aus den gemessenen Plastifizierleistungen der Volumenstrom mithilfe der Umrechnungsfaktoren ermittelt und die Differenz zwischen Polystyrol und Polypropylen auf den Volumenstrom von Polystyrol bezogen dargestellt. Die maximale Differenz beträgt 16%. Große Differenz treten bei hohen Drehzahlen (340 min⁻¹) und großen Dosierwegen (4D) auf.

Tabelle 7: Vergleich zwischen den aus der Plastifizierleistung errechneten Volumenströmen von PS und PP.

Versuchsnummer	Plastifizierleistung [g/s]		errechneter Volumenstrom [cm ³ /s]		Differenz [%]
	Polystyrol	Polypropylen	Polystyrol	Polypropylen	
1	8,39	6,75	9,12	9,00	1%
2	15,93	12,93	17,32	17,24	0%
3	22,33	18,89	24,27	25,19	-4%
4	8,26	7,08	8,98	9,44	-5%
5	15,63	13,64	16,99	18,19	-7%
6	22,89	21,69	24,88	28,92	-16%
7	7,71	5,87	8,38	7,83	7%
8	14,57	11,73	15,84	15,64	1%
9	20,46	16,36	22,24	21,81	2%
10	7,5	6,2	8,15	8,27	-1%
11	14,11	12,38	15,34	16,51	-8%
12	20,97	19,57	22,79	26,09	-14%
13	6,95	5,07	7,55	6,76	11%
14	13,4	10,59	14,57	14,12	3%
15	18,87	14,84	20,51	19,79	4%
16	6,84	5,41	7,43	7,21	3%
17	12,96	11,22	14,09	14,96	-6%
18	19,34	16,72	21,02	22,29	-6%

Nach Beginn der Schneckenrotation dauert es eine gewisse Zeit, bis sich eine konstante Drehzahl, ein konstanter Staudruck und ein stationärer Durchsatz einstellen. Analoges gilt für das Ende des Dosierens. In Bild 75 sind die Verläufe der Schneckenrückzugsgeschwindigkeit, der Drehzahl, des Staudrucks und des Schneckenweges für einen Zyklus dargestellt. Bei höheren Drehzahlen und höheren Staudrücken ist es für die Steuerung der Spritzgießmaschine schwieriger den eingestellten Staudruck zu regeln. Es kann dabei zu einem anfänglichen Überschwingen des Staudrucks kommen.

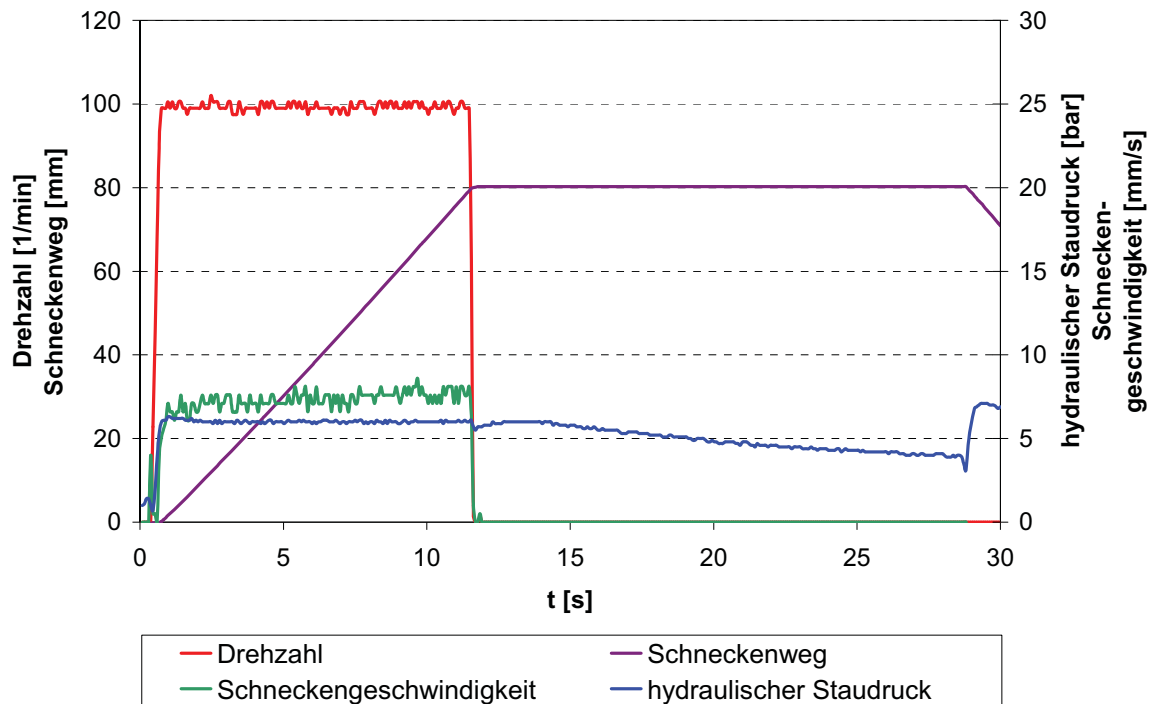


Bild 75: Schneckenrückzugsgeschwindigkeit, Drehzahl, hydraulischer Staudruck und Schneckenweg in Abhängigkeit von der Zeit für einen Zyklus (Polypropylen, Drehzahl 100 min^{-1} , Dosierweg $2D$, Staudruck 60 bar).

Bei Spritzgießmaschinen kann die Bestimmung des aktuellen Volumenstromes sehr einfach über die Messung der Schneckenrückzugsgeschwindigkeit $v_{rück}$ erfolgen.

$$\dot{V} = v_{rück} \cdot \frac{D^2 \cdot \pi}{4} \quad (75)$$

Darin ist D der Zylinderdurchmesser.

Die Plastifizierleistung zeigt üblicherweise eine lineare Abhängigkeit von der Drehzahl bis zu Drehzahlen von etwa 300 min^{-1} . Bei höheren Drehzahlen steigt die Plastifizierleistung unterproportional mit der Drehzahl, was unter anderem auf den schlechteren Materialeinzug zurückzuführen ist.

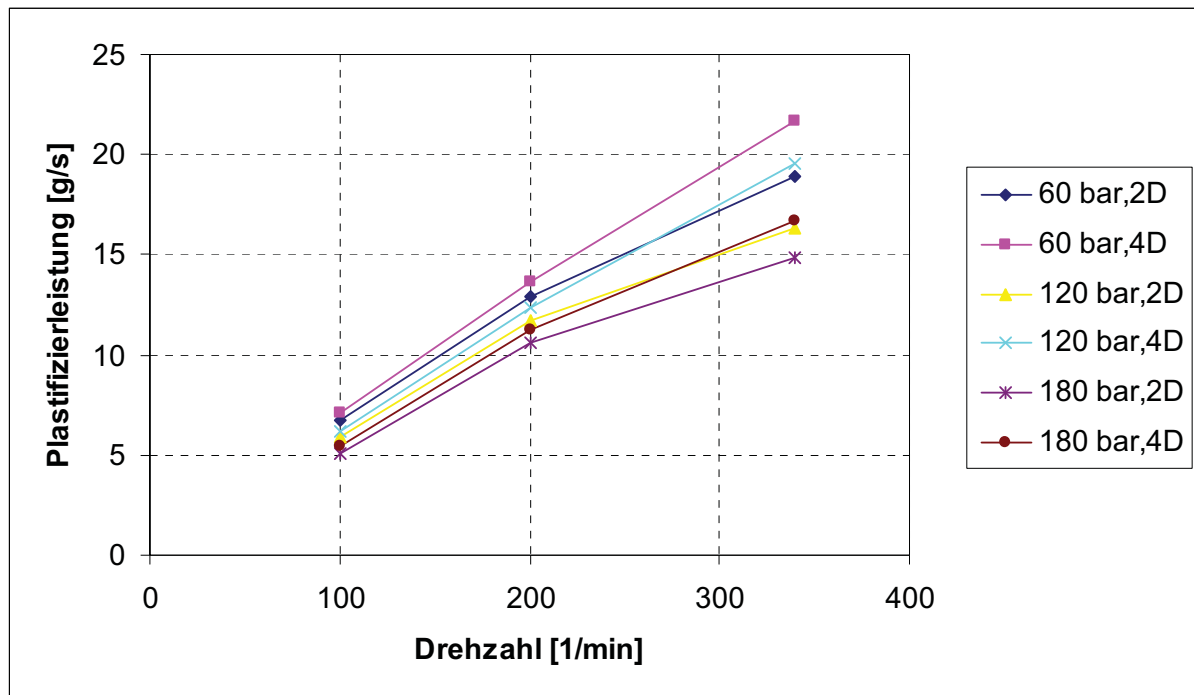


Bild 76: Plastifizierleistung der Standardschnecke (Geometrie siehe Anhang) in Abhängigkeit von der Drehzahl für unterschiedliche Dosierwege und Staudrücke bei Polypropylenverarbeitung.

Vergleicht man nun die Volumenströme, die durch das Abwiegen der ausgespritzten Kunststoffmasse ermittelt wurde mit jener, die aus den Aufzeichnungen der Schneckenrückzugsgeschwindigkeit berechnet wurden, so erkennt man dabei in manchen Betriebspunkten deutliche Unterschiede (Bild 77). Ersterer Volumenstrom wurde aus der Plastifizierleistung und der Schmelzedichte berechnet.

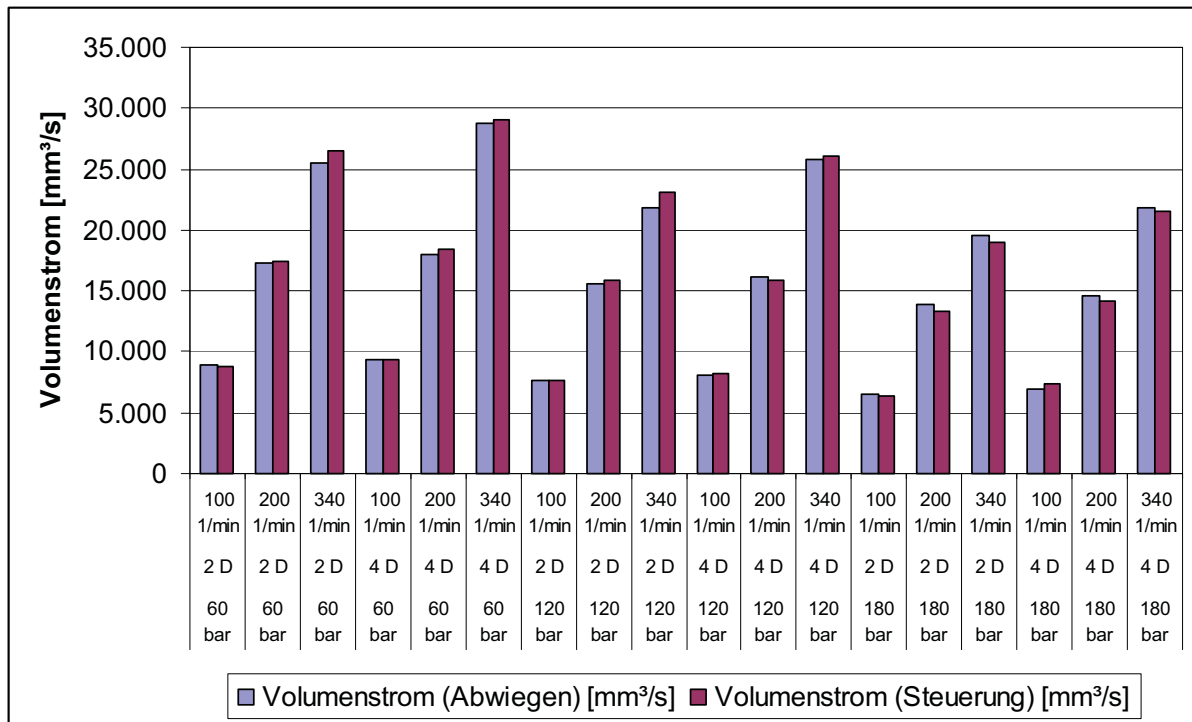


Bild 77: Vergleich des Volumenstroms, der aufgrund der Plastifizierleistung und des Volumenstroms, der aufgrund der Auswertung der Schneckenrückzugsgeschwindigkeit ermittelt wurde.

5.2.2. Vergleich der Plastifizierleistungen der verwendeten Schnecken

Die Geometrien der untersuchten Schnecken sind im Anhang dargestellt. Es wurden die Plastifizierleistungen in Abhängigkeit von Drehzahl, Dosierweg und Staudruck gemessen. Der Staudruck sollte grundsätzlich so gering wie möglich eingestellt werden. Durch die Vorgabe eines Staudrucks wird verhindert, dass sich die Schnecke nicht zurückschraubt, ohne dass Material gefördert wird. Des Weiteren bewirkt der Staudruck, dass die zwischen den Granulatkörnern vorhandene Luft beim Aufschmelzen nicht in den Schneckenorraum gelangt sondern nach hinten über das Einfüllloch ausgedrückt wird. Durch die Anpassung des Staudruck- und des Drehzahlprofils über dem Dosierweg kann die Schmelzeshomogenität beeinflusst werden [Lan87]. Unterschiedliche Schneckengeometrien benötigen daher auch unterschiedliche Staudrücke. Die Plastifizierleistung der Schnecke „2-gängig in Kompressionszone“ war erwartungsgemäß am größten. Bei einem Staudruck von 60 bar konnte eine Erhöhung der Plastifizierleistung gegenüber der Standardschnecke um rund 25% sowohl bei Polystyrol- als auch bei Polypropylenverarbeitung erreicht werden. Bei den Vorversuchen zeigte sich, dass bei der selben Schneckengeometrie und einer komplett 2-

gängig ausgeführten Einzugszone die Plastifizierleistungserhöhung deutlich geringer ausfiel, da in diesem Falle bereits der Einzugsvorgang des Granulates eine Engstelle im Prozess darstellte. Dies zeigte sich auch bei der Untersuchung des Feststofffördevorganges in der Einzugszone. Mit zunehmendem Staudruck nimmt die Plastifizierleistung aber bei der Schnecke „2-gängig in Kompressionzone“ im Vergleich zur Standardschnecke stärker ab, was auf die größere Gangtiefe in der Meteringzone und damit die stärkere Gegendruckabhängigkeit des Durchsatzes zurückzuführen ist. Die Schnecke „EV1“ zeigt eine im Vergleich zur Standardschnecke stärkere Zunahme der Plastifizierleistung mit steigender Drehzahl. Aufgrund der größeren Steigung (1,1 D) über die gesamte Schneckenlänge ist einerseits die Schmelzeförderkapazität größer, andererseits kann im Einzugsbereich auch genügend Material eingezogen werden. Die Schnecke „2-gängig mit Durchbrüchen“ brachte eine geringere Plastifizierleistung als die Standardschnecke, was auf die 2-gängig gestaltete Einzugszone und die damit verbundene geringere Feststoffförderkapazität zurückzuführen ist. Die Durchbrüche in der Meteringzone, die die thermische und stoffliche Homogenität verbessern sollen, führten aber auch dazu, dass in diesem Bereich das Druckaufbauvermögen der Schnecke stark eingeschränkt wird.

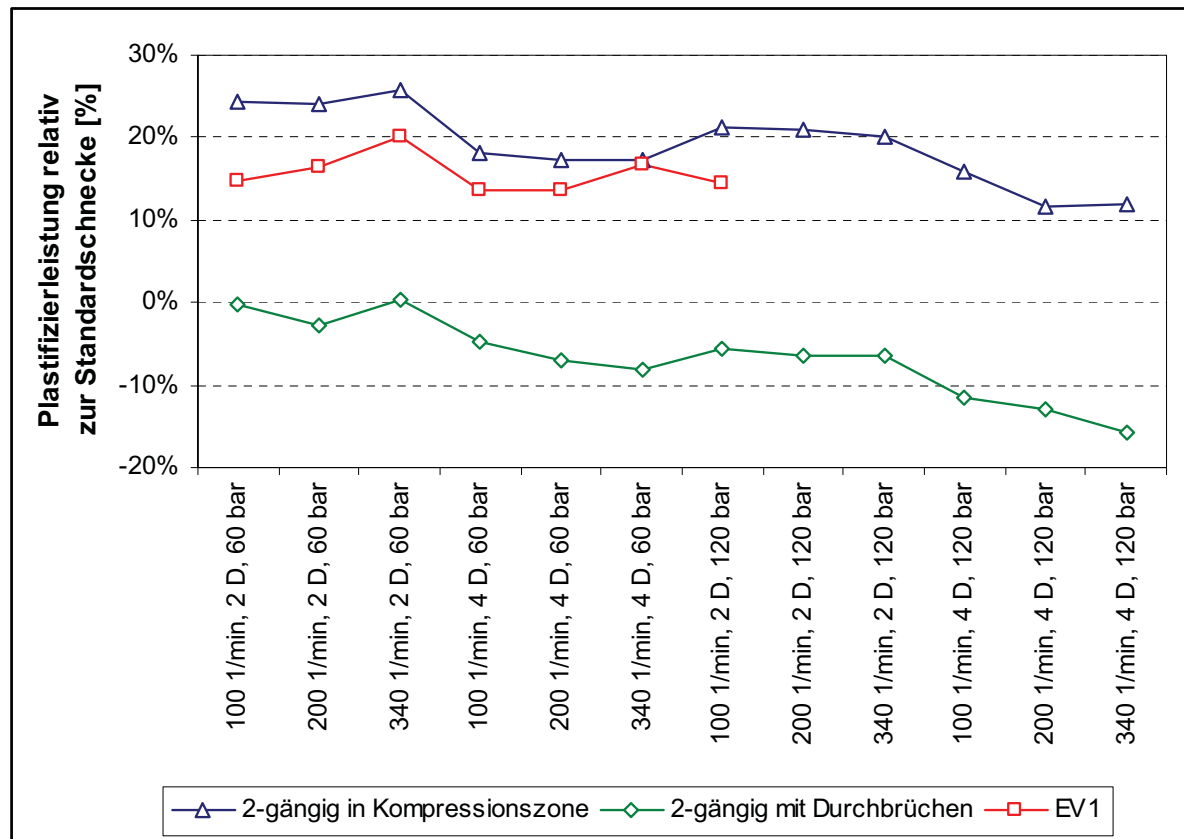


Bild 78: Plastifizierleistungen der verwendeten Schnecken für Polystyrol im Verhältnis zur Standardschnecke $(\dot{m} - \dot{m}_{\text{Standardschnecke}}) / \dot{m}_{\text{Standardschnecke}}$ (Geometrien der Schnecken im Anhang).

5.2.3. Einfluss der Einspritzgeschwindigkeit auf die Plastifizierleistung

Binder [Bin99a] betrachtet den Plastifiziervorgang während des Einspritzens und während der Stillstandsphase und kommt zu dem Ergebnis, dass rund 5% während des Einspritzens plastifiziert werden. Auch Zitzenbacher [Zit04] stellt ein Modell für das Aufschmelzen beim Einspritzen auf. Er kommt zu dem Schluss, dass der Aufschmelzanteil durch den Einspritzvorgang nur eine untergeordnete Rolle einnimmt. In keiner Literaturstelle werden jedoch die Transportmechanismen in den Schneckengängen während des Einspritzens beschrieben. Es wird somit stets davon ausgegangen, dass der gesamte Kunststoff, der nach dem Dosiervorgang in den Schneckengängen vorliegt, sozusagen an der Schnecke „klebt“ und sich mit dieser beim Einspritzen mit nach vorne bewegt. Im Folgenden soll gezeigt werden, dass diese Annahme nur in eingeschränktem Maße gültig ist.

Geschwindigkeitsverhältnisse in den Schneckengängen beim Einspritzen

In den Berechnungen des Plastifiziervorganges für Extruder- und Schubschnecken wird meist das Prinzip der kinematischen Umkehr angewandt. Es wird also die Schnecke als ruhend und der Zylinder als bewegt angesetzt. Für das Einspritzen bedeutet dies, dass sich der Zylinder nach hinten bewegt, und sich damit die in Bild 79 dargestellten Verhältnisse in der Schmelzezone einstellen.

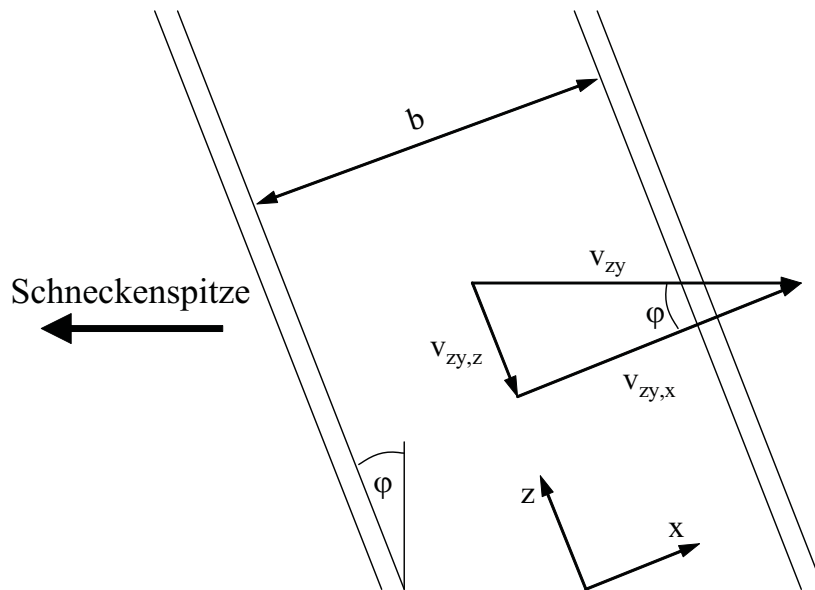


Bild 79: Kinematische Verhältnisse an der Zylinderwand beim Einspritzen.

Beim Einspritzen treten also die beiden Komponenten

$$v_{Zy,x} = v_{Zy} \cdot \cos \varphi \quad (76)$$

und

$$v_{Zy,y} = v_{Zy} \cdot \sin \varphi \quad (77)$$

auf, wobei v_{Zy} die Geschwindigkeit des Zylinders beim Einspritzen und φ der Schneckensteigungswinkel sind. Die Geschwindigkeitskomponente in z-Richtung ist entgegen der Förderrichtung beim Dosieren gerichtet. Während des Einspritzens ist also damit zu rechnen, dass Material nach hinten gefördert wird. Für eine newtonsche Schmelze kann mit der folgenden Gleichung der Volumendurchsatz abgeschätzt werden:

$$\dot{V} = \frac{b \cdot h \cdot v_{Zy,z}}{2} - \frac{b \cdot h^3}{12 \cdot \eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \quad (78)$$

Darin sind b die Kanalbreite, h die Kanalhöhe, η die Viskosität und $\partial p/\partial z$ der Druckgradient im Schneckenkanal. Es ist zu erwarten, dass der rückströmende Volumendurchsatz umso größer ist, je höher die Einspritzgeschwindigkeit, je geringer die Viskosität und je tiefer der Kanal ist. Die Größe des Druckgradienten kann aus Versuchen ermittelt werden, wie im folgenden Absatz erläutert wird. Der Druckgradient hängt von den Ausgangsdruckverhältnissen vor dem Einspritzen und vom Widerstand der nachfolgenden Schneckenzone ab. Wenn die Schneckengänge aufgrund der Rückströmung nur mehr teilweise mit Schmelze gefüllt sind, so tritt eine reine Schlepplströmung auf, da kein Druck mehr aufgebaut werden kann. Eine Erhöhung der Gangsteigung und damit des Gangsteigungswinkels φ führt zu sowohl zu einer Vergrößerung der Gangbreite b als auch zu einer Erhöhung der in Kanalrichtung gerichteten Geschwindigkeit $v_{Zy,z}$.

Experimentelle Ergebnisse

Zu Beginn des Einspritzens steigt der Druck im Schneckenorraum sowie in den Schneckengängen an. Wäre keine Rückstromsperre vorhanden, so würden diese beiden Drücke bis zum Abschluss der Einspritzphase nahezu parallel verlaufen (Bild 80).

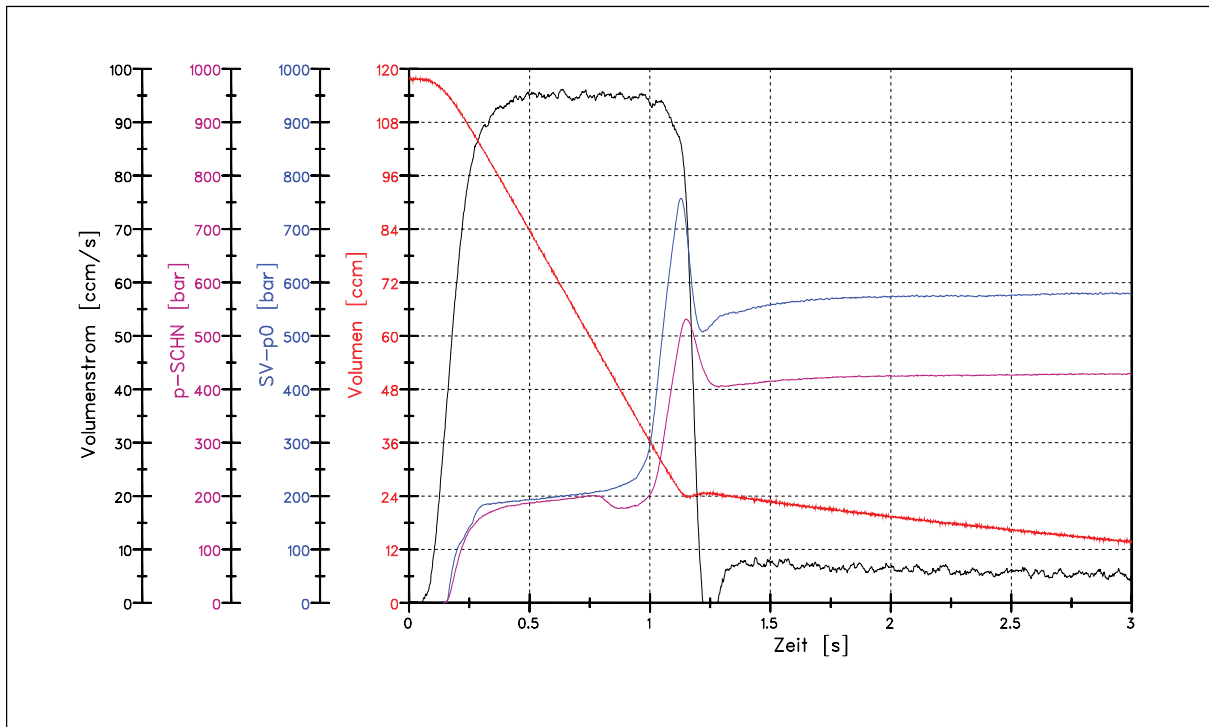


Bild 80: Druckverläufe im Schneckenorraum und in den Schneckengängen, wenn keine Rückstromsperre vorhanden ist (*p-SCHN ... Druck in den Schneckengängen, SV-p0 ... Druck im Schneckenorraum*).

Ist jedoch eine Rückstromsperre vorhanden, so sinkt der Druck in den Schneckengängen nach dem Schließen des Sperrringes ab (Bild 81). Es liegen ab diesem Zeitpunkt zwei getrennte Schmelzevolumina vor: eines im Schneckenorraum und das andere in den Schneckengängen.

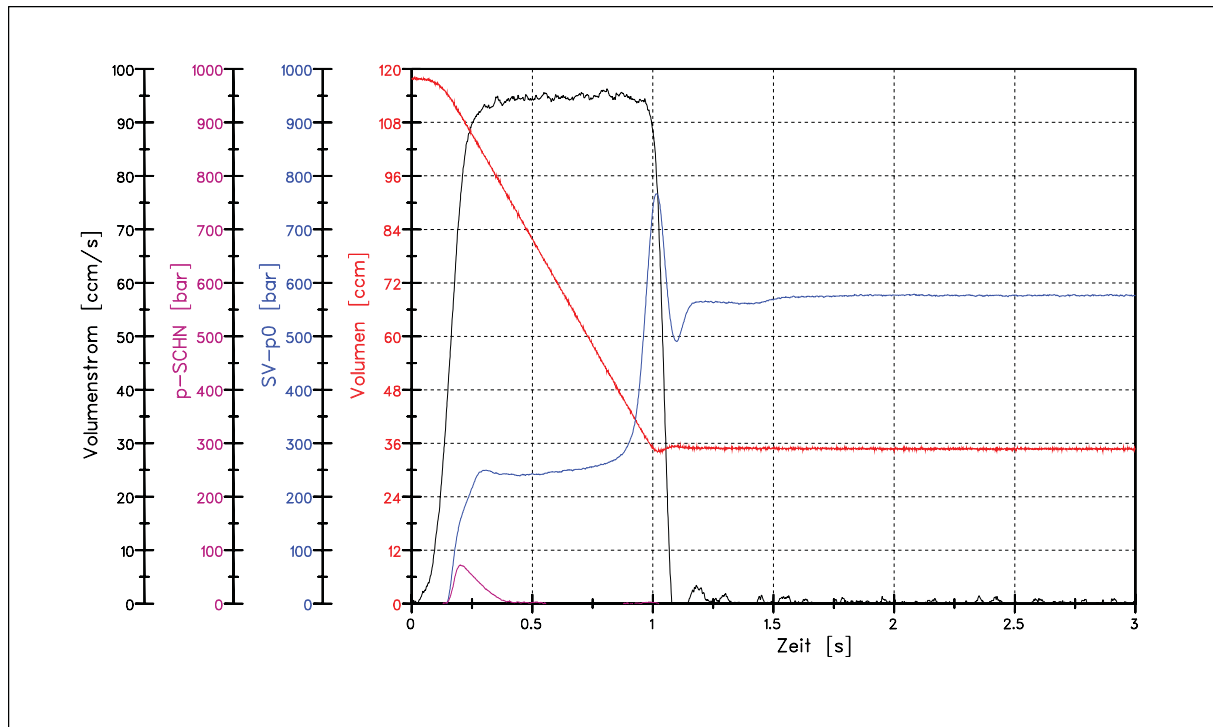


Bild 81: Druckverläufe im Schneckenorraum und in den Schneckengängen, wenn eine Rückstromsperre vorhanden ist (p-SCHN ... Druck in den Schneckengängen, SV-p0 ... Druck im Schneckenorraum).

Wie man auch aus Bild 82 erkennt, in dem die Druckverläufe in der Schnecke für einen ganzen Zyklus dargestellt sind, sinken während des Einspritzens die Drücke in der Schnecke deutlich ab. Zu Beginn des Dosierens stellt sich der Druck im Schneckenorraum nach einer geringfügigen Einschwingphase auf den eingestellten Staudruck ein, der in diesem Falle 60 bar betrug. Der Druck 5, welcher 2D vom der Druckmessstelle im Schneckenorraum entfernt gemessen wird, deckt sich nahezu mit dem Druck im Schneckenorraum. An zwei Stellen sind sowohl während des Dosierens als auch während des Einspritzens Druckspitzen in Druck 5 erkennbar, die dann auftreten, wenn der Sperring die Druckmessstelle überfährt. Die Drücke 3 und 4 steigen während des Dosierens über den Druck im Schneckenorraum an. In der Meteringzone herrscht somit ein negativer Druckgradient. Während der Schneckenstillstandsphase gleichen sich die Drücke innerhalb der Schnecke aus. Es stellt sich im Zylinder sogar ein etwas höherer Druck als der Staudruck ein. Beim Einspritzen steigen die Drücke 3 und 4 kurz an und fallen dann sobald die Rückstromsperre geschlossen ist auf sehr geringe Werte ab. Die Druckkurven für die Drücke 3 und 4 sind nicht exakt deckungsgleich. Die beim Einspritzen vorliegende Schleppestömung wird also von einer geringfügigen Druckströmung überlagert. Wie auch schon die theoretischen Überlegungen

zeigen, wird Schmelze durch die Einspritzbewegung der Schnecke zurück in die Schneckengänge gefördert.

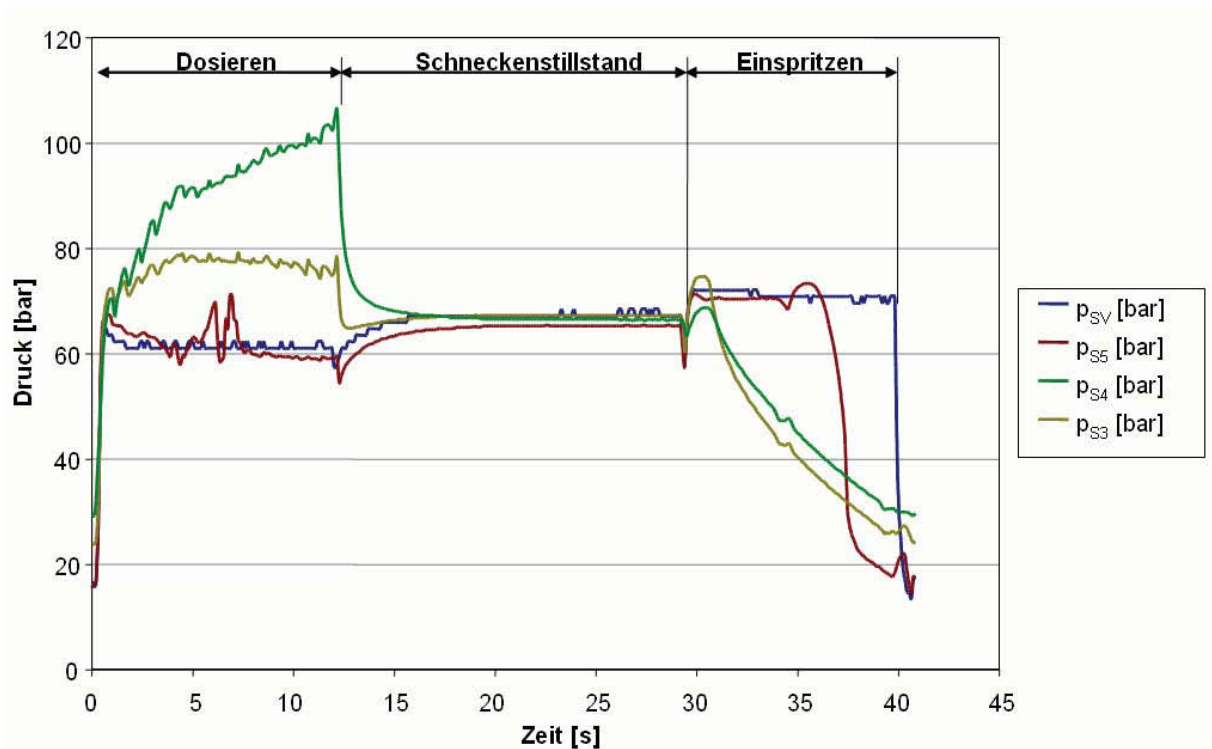


Bild 82: Drücke p_{S3} , p_{S4} und p_{S5} in der Schnecke sowie der Druck im Schneckenorraum, p_{SV} , für einen ganzen Zyklus (Schneckendurchmesser 40 mm, Standardschneckenengeometrie, Polypropylen, 60 bar Staudruck, 2D Dosierweg, 100 min^{-1} Drehzahl).

Dies kann soweit führen, dass die schmelzegefüllten Bereiche der Schnecke nach dem Einspritzen nur mehr teilgefüllt sind, wie Bild 83 zeigt.



Bild 83: Nach dem Einspritzen aus dem Zylinder gezogene Schnecke.

Beim folgenden Dosiervorgang müssen daher zuerst diese teilgefüllten Bereiche wieder mit Schmelze gefüllt werden, bevor sich ein entsprechender Druck vor der Schneckenspitze aufbauen kann. Erst ab diesem Zeitpunkt bewegt sich die Schnecke mit jener Rückzugsgeschwindigkeit, die man im stationären Dosiervorgang erwarten würde. Die

beschriebene Situation ist in Bild 84 anhand der Schneckenrückzugsgeschwindigkeit für eine in der Meteringzone tiefer geschnittene Schnecke dargestellt. Bis etwa 2,2 Sekunden bewegt sich die Schnecke mit geringerer Geschwindigkeit. Danach steigt die Rückzugsgeschwindigkeit auf einen höheren Wert an.

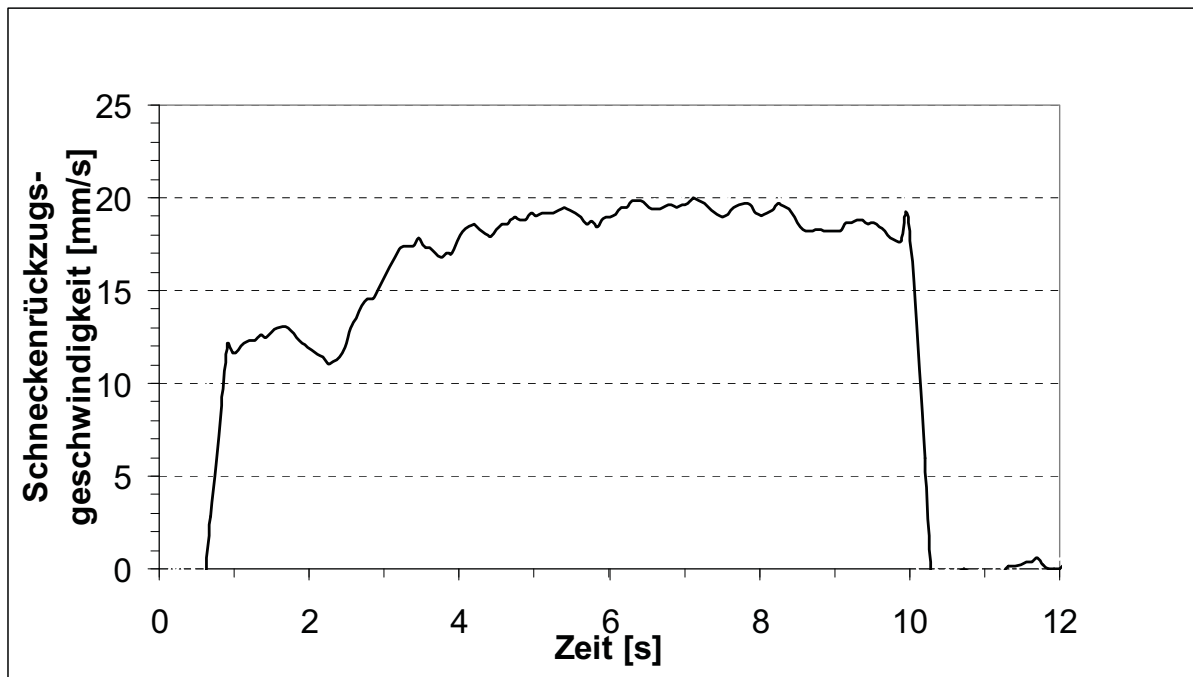


Bild 84: Schneckenrückzugsgeschwindigkeit für eine tiefer geschnittene Schnecke (Schneckendurchmesser 40 mm, Gangtiefe in der Meteringzone 2,93 mm, Steigung 1,1D, 200 min^{-1} Drehzahl, 4D Dosierweg, 120 bar Staudruck).

Wie Bild 85 zeigt, hat es keine Auswirkung auf die Plastifizierleistung, ob ein Trichter oder ein pneumatisches Fördergerät verwendet wird. Bei Verwendung eines Trichters ist der Bodendruck am Trichterauslauf um etwa einen Faktor 10 höher im Vergleich zum zylindrischen Schauglas des pneumatischen Fördergeräts. Trotzdem erfolgt der eigentliche Druckaufbau erst innerhalb der ersten Schneckengänge nach dem Einfülloch, wie Videoaufnahmen mit einem Glaseinsatz zeigten. Für die weiteren Versuche wurde daher ein pneumatisches Saugfördergerät des Typs Unifeed[®] verwendet.

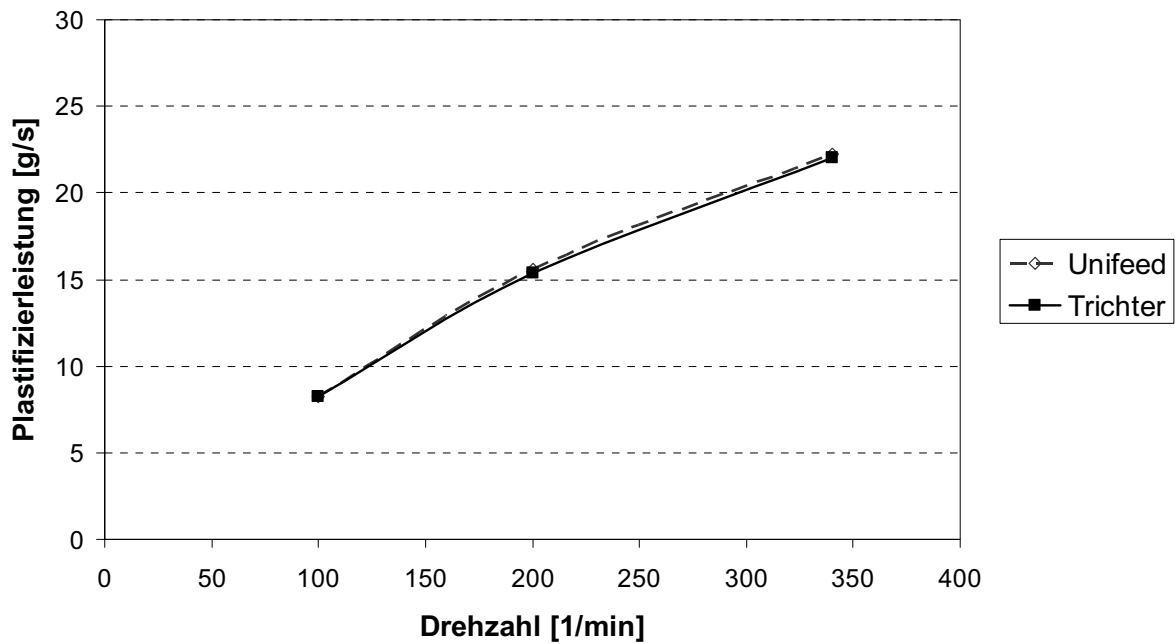


Bild 85: Plastifizierleistung der Standardschnecke bei Verwendung des pneumatischen Fördergerätes Unifeed® und eines Trichters (Polystyrol, 2 D Dosierweg, 60 bar Staudruck, 10 cm³/s Einspritzvolumenstrom).

Die für die folgenden Versuche verwendeten Einspritzvolumenströme von 2 cm³/s, 10 cm³/s und 100 cm³/s entsprechen Einspritzgeschwindigkeiten von 1,6 mm/s, 8 mm/s bzw. 80 mm/s. Bei der Standardschnecke hat die Einspritzgeschwindigkeit nahezu keinen Einfluss auf die Dosierzeit. Die Masse der ausgespritzten Schmelze ist bei der Standardschnecke geringfügig von der Einspritzgeschwindigkeit abhängig, was auf das unterschiedliche Schließverhalten der Rückstromsperre bei unterschiedlichen Einspritzgeschwindigkeiten zurückzuführen ist. Während also bei der Standardschnecke die Einspritzgeschwindigkeit nahezu keinen Einfluss auf die Plastifizierleistung hat (Bild 86), zeigt sich bei der zweigängigen Schnecke eine deutliche Abhängigkeit der Plastifizierleistung und der Dosierzeit von der Einspritzgeschwindigkeit (Bild 87, Bild 88). Bei der zweigängigen Schnecke steigt, wie bei der Standardschnecke, die Masse der ausgespritzten Schmelze mit der Einspritzgeschwindigkeit (Bild 88). Der Leckvolumenstrom über die Rückstromsperre zu Beginn des Einspritzvorganges ist also umso geringer, je größer die Einspritzgeschwindigkeit ist.

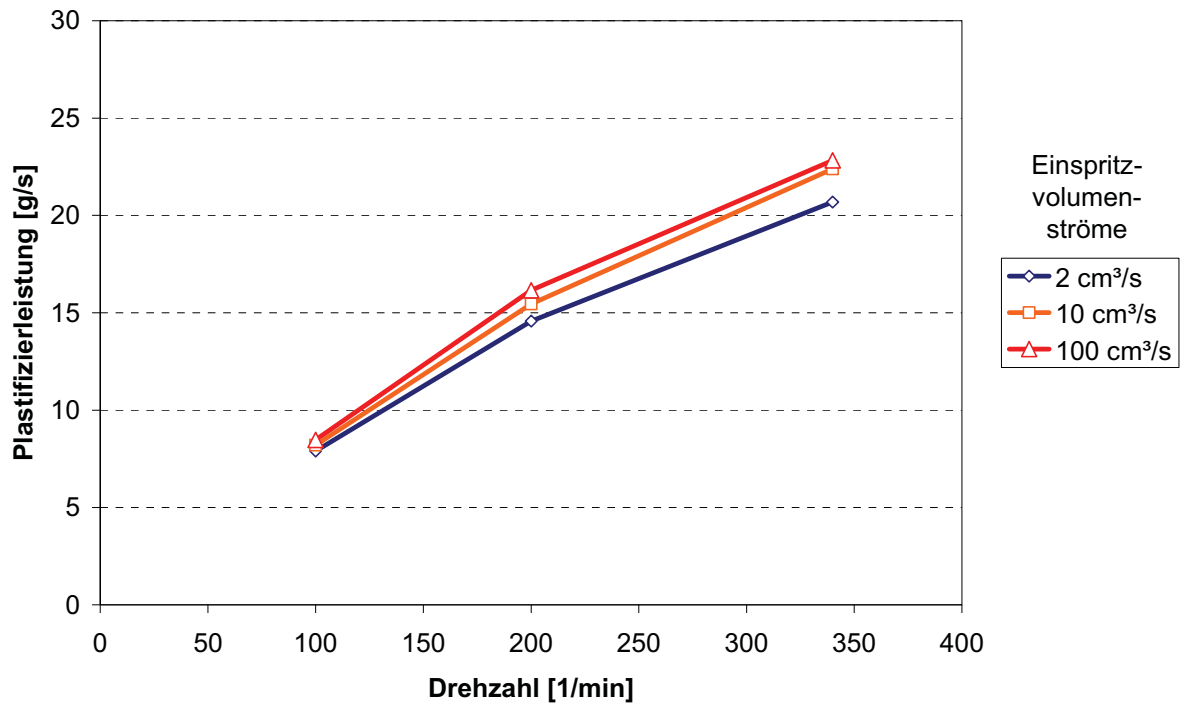


Bild 86: Plastifizierleistung der Standardschnecke bei verschiedenen Einspritzvolumenströmen (Polystyrol, 2 D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

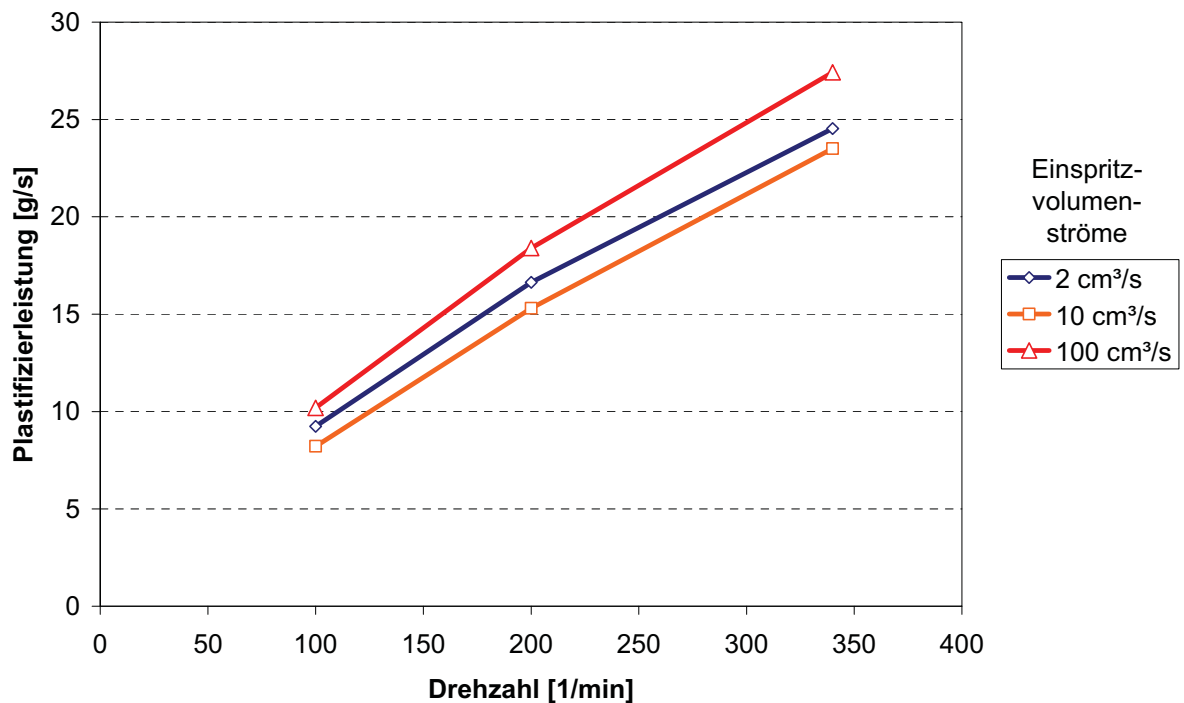


Bild 87: Plastifizierleistung der zweigängigen Schnecke ohne Durchbrüche bei verschiedenen Einspritzvolumenströmen (Polystyrol, 2 D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

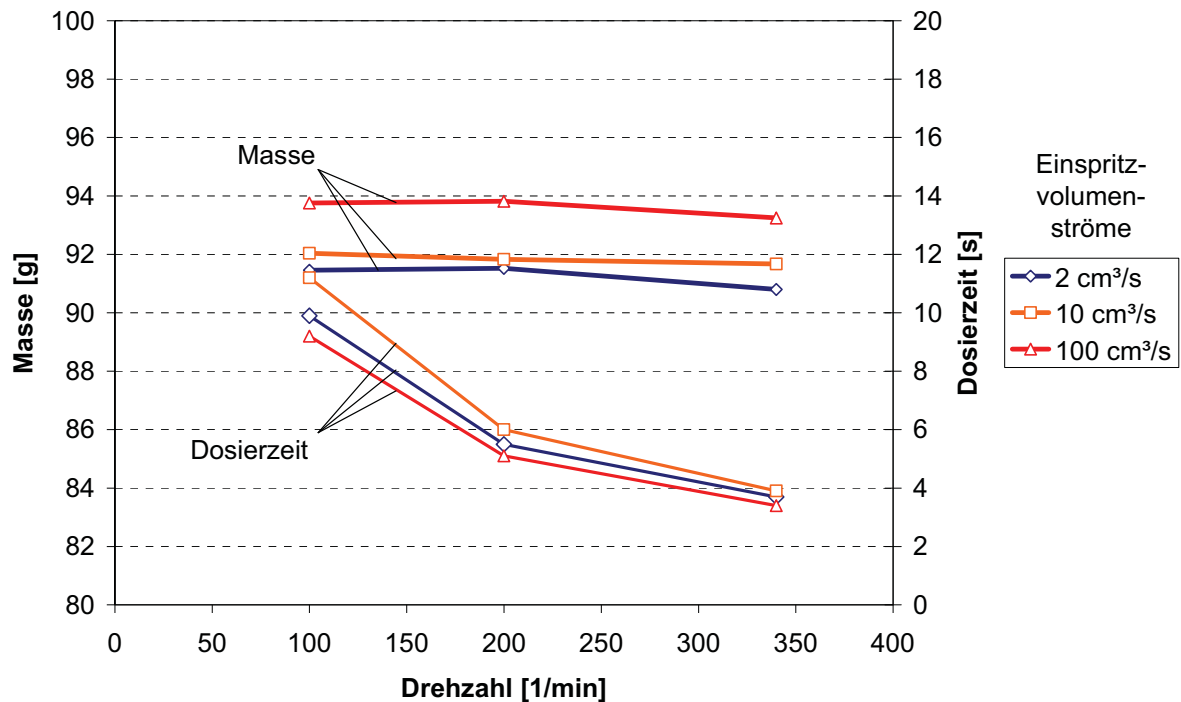


Bild 88: Einfluss der Einspritzvolumenströme auf die Dosierzeit und die plastifizierte Masse für die zweigängige Schnecke ohne Durchbrüche (Polystyrol, 2 D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

Es zeigt sich, dass eine große Gangsteigung und eine erhöhte Gangtiefe eine Erhöhung des stationären Durchsatzes bringen, beim Einspritzen aber zu einem unerwünschten Rückströmen von Material in die Schneckengänge führen. Die Dosierzeiten werden dadurch ungleichmäßiger, da die Zeiten zum Auffüllen der teilgefüllten Schneckengänge stärkeren Schwankungen unterliegen. Gleichmäßige Dosiervorgänge sind nur zu erwarten, wenn die Schneckengänge bereits von Beginn des Dosiervorganges vollgefüllt sind. Daher ist es denkbar, dass die Schnecke auch während des Einspritzens gedreht wird, so dass die Rückströmung kompensiert wird. Der Druck, der durch die Schneckenrotation dabei aufgebaut wird, darf allerdings nicht so groß sein, dass der Schließvorgang der Rückstromsperre negativ beeinflusst wird.

Einflussfaktoren auf den Anteil des Volumens, welches beim Einspritzen zurück in die Schneckengänge strömt sind die Gangtiefe und die Länge der Meteringzone sowie die Schmelzeviskosität. Im ungünstigsten Fall, also bei großer Gangtiefe, kurzer Meteringzone und geringer Viskosität, wird beim Einspritzen viel Schmelze zurückströmen. Darüber hinaus ist auch der Widerstand der Folgezonen mit beeinflussend. Wie sich bei Einspritzversuchen

ohne Rückstromsperre zeigte, verringert sich die Schneckenvorlaufgeschwindigkeit sukzessive bei verschlossener Düse (Bild 89). Dies zeigt, dass die Feststoffförder- und die Aufschmelzzone einen entsprechenden Widerstand gegen das Zurückströmen von Schmelze beim Einspritzen bewirken. Darüber hinaus sind natürlich auch noch die Druckverhältnisse in der Schnecke vor dem Einspritzen entscheidend. Während bei der Standardschnecke die Meteringzone überfahren wird und beim Dosieren damit am Ende der Kompressionszone ein deutlich höherer Druck vorliegt als im Schneckenorraum, ist bei der tiefergeschnittenen zweigängigen Schnecke die Meteringzone druckneutral. Bei der Standardschnecke muss der hohe Druck in der Kompressionszone aber zuerst abgebaut werden, bevor es zum effektiven Zurückströmen von Material entlang der Schneckengänge kommt. Daher ist eine überfahrene Meteringzone bei Schubschneckenplastifiziereinheiten eher zu bevorzugen als bei Extruderschnecken. Eine Barrierezone verringert beim Einspritzen das Rückströmen von Schmelze beim Einspritzen, da sie als Fließhindernis wirkt.

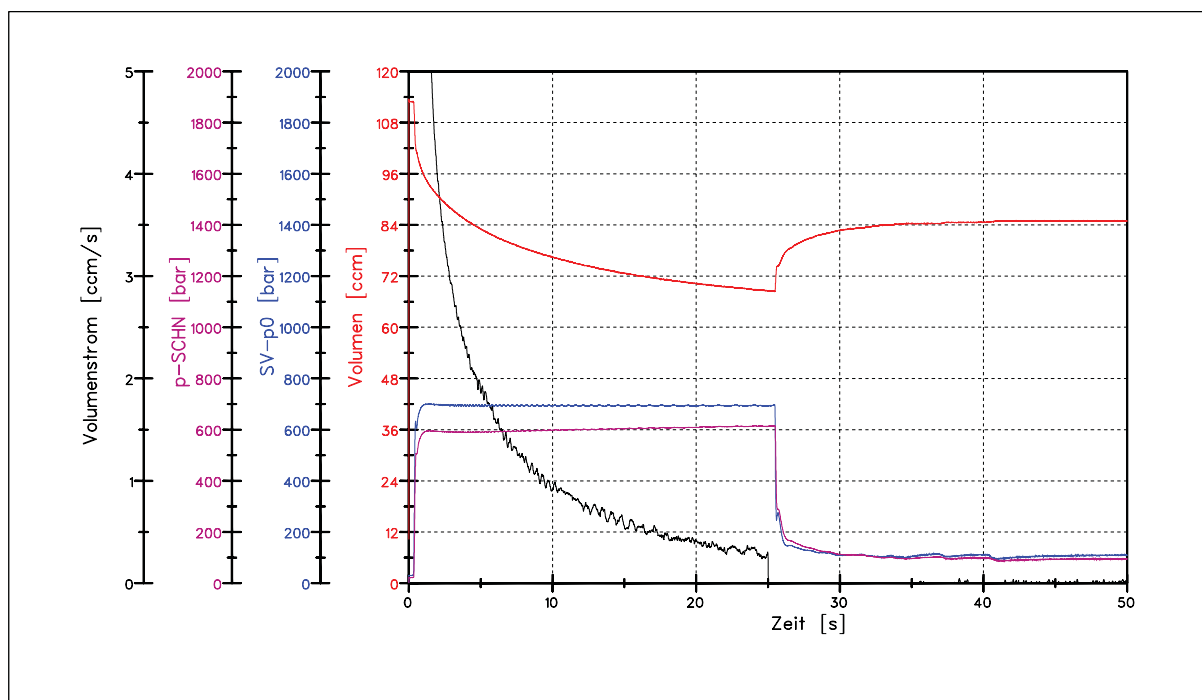


Bild 89: Auf das Volumen umgerechneter Schneckenweg bei einem Druck im Schneckenorraum von 700 bar (*p-SCHN ... Druck in den Schneckengängen, SV-p0 ... Druck im Schneckenorraum*).

Schnecken mit erhöhter Plastifizierleistung werden bei schnelllaufenden Anwendungen eingesetzt. Dabei sind die Wandstärken der Teile so dünn, dass die Kühlzeiten kleiner als die Dosierzeiten sein können. Die Einspritzgeschwindigkeit muss so hoch sein, dass der

Formfüllvorgang vor dem ersten Erstarren der dünnwandigen Bereiche abgeschlossen ist. Gleichzeitig handelt es sich dabei meist um Mehrkavitätenwerkzeuge. Aus diesen Gründen sind also auch entsprechend der Kavitätenanzahl erhöhte Einspritzvolumenströme und damit erhöhte Einspritzgeschwindigkeiten notwendig. Bei der Auswahl der Testbedingungen für Hochleistungsschnecken ist daher darauf zu achten, dass die Einspritzgeschwindigkeit entsprechend der jeweiligen Anwendung gewählt wird.

5.3. Ergebnisse der Druckmessungen

Die Druckmessungen zeigten bei allen Messungen einen Verlauf, wie er exemplarisch für Polypropylen bei einem Betriebspunkt in Bild 90 dargestellt ist. Die Lage der Feststoffdruckaufnehmer (Drücke p_{F1} bis p_{F3}) und der Schmelzedruckaufnehmer (Drücke p_{S1} bis p_{S5}) findet man in Bild 27. Beim Ausspritzen bleibt der Druck im Schneckenorraum (p_{Sv}) auf einem konstanten Wert. Die Drücke im Bereich der Schneckengänge sinken ab, sobald die Rückstromsperre vollständig geschlossen ist. Die Druckdifferenz zwischen den einzelnen Drücken ist dabei nur sehr gering. Sie liegt in den meisten Fällen unter 5 bar. Die Drücke im Feststoffbereich sinken relativ rasch auf 0 bar. Beim Dosieren stellt sich im Schneckenorraum ein konstanter Druck, der Staudruck, ein. Die anderen Drücke steigen über die gesamte Dosierzeit kontinuierlich an. Eine Ausnahme bildet lediglich Druck 5, p_{S5} , da diese Druckmessstelle bereits zu Beginn des Dosierens vom Sperring der Rückstromsperre verdeckt wird. Nach dem Passieren des Sperrings stellt sich auch an dieser Stelle ein konstanter Druck ein, der ähnlich hoch ist wie der Staudruck. Die Druckverläufe während des Dosierens sind wellenförmig, was auf die Druckdifferenz zwischen aktiver und passiver Schneckenstegflanke zurückzuführen ist. Diese Druckdifferenz kann je nach Betriebspunkt bis zu 20 bar, in Ausnahmefällen sogar darüber, betragen. In der Schneckenstillstandsphase stellt sich ein Gleichgewichtszustand in den Schneckenkanälen ein. Der Druck sinkt nicht auf Null ab, sondern es findet eine Vergleichmäßigung des Druckes in der Schnecke statt. Jene Drücke, die zuvor über diesem Gleichgewichtsdruck lagen sinken ab, die anderen Drücke steigen entsprechend an. Lediglich an der ersten Druckmessstelle im Feststoffbereich (Druck p_{F1}) ist das Granulat noch nicht verdichtet, so dass der Druck an dieser Stelle absinken kann.

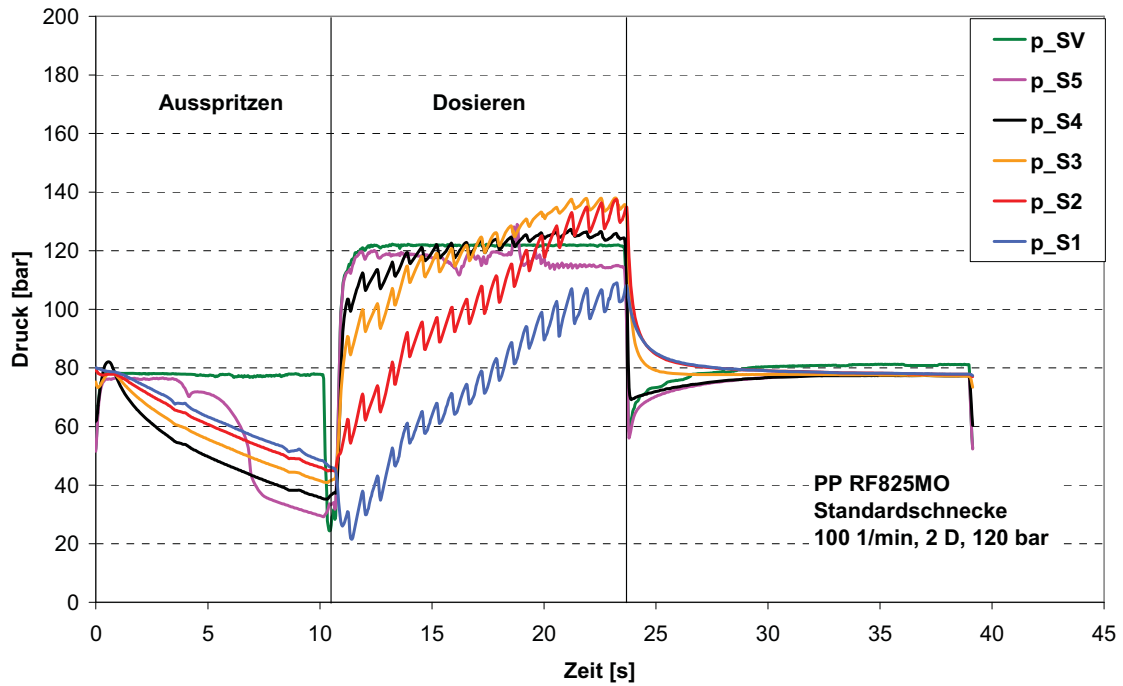


Bild 90: Gemessene Druckverläufe der Schmelzedruckaufnehmer, p_{S1} bis p_{S5} , und des Druckaufnehmers im Schneckenorraum, p_{SV} , für einen Zyklus (Standardschnecke, $n = 100 \text{ min}^{-1}$ Drehzahl, 2 D Dosierweg, 120 bar spez. Staudruck).

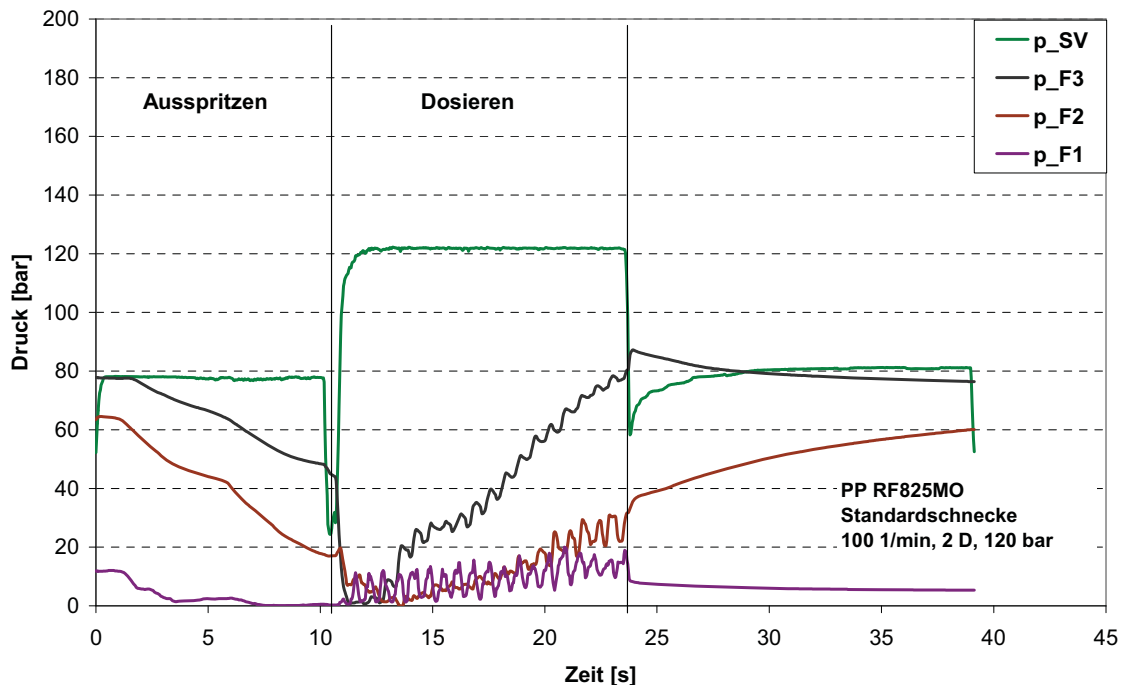


Bild 91: Gemessene Druckverläufe der Feststoffdruckaufnehmer, p_{F1} bis p_{F3} , und des Druckaufnehmers im Schneckenorraum, p_{SV} , für einen Zyklus (Standardschnecke, $n = 100 \text{ min}^{-1}$, 2 D Dosierweg, 120 bar spez. Staudruck).

Da auch der Schneckenweg mit aufgezeichnet wurde, kann nun aus diesen Daten der Druckverlauf entlang des Zylinders bei verschiedenen Schneckenstellungen ermittelt werden. Aus diesen Darstellungen können wichtige Schlüsse über die Strömungsvorgänge in der Meteringzone gezogen werden. Bild 92 zeigt exemplarisch die Druckverläufe für die Schnecke „2-gängig in Kompressionszone“ bei fünf verschiedenen axialen Schneckenpositionen. Zu Beginn des Dosierens, also wenn die Schnecke in der vordersten Position steht (Schneckenposition 0D), herrscht am Ende der Meteringzone (Druck p_{SS}) in der Schnecke noch ein höherer Druck als der Staudruck. Dieses Überschwingen des Drucks ergibt sich aufgrund des Regelverhaltens der Staudruckregelung. Am Ende des Dosiervorganges (Schneckenstellung 4D) wird von der Staudruckregelung der Staudruck heruntergeregelt, wodurch auch der Druck p_{SS} wieder absinkt. In der Standardschnecke treten beim betrachteten Betriebspunkt im Bereich der Kompressions- und der Meteringzone wesentlich höhere Drücke auf als der eingestellte Staudruck. Die Meteringzone stellt sich als reiner Druckverbraucher dar. In diesem Falle spricht man von einer überfahrenen Meteringzone. Dabei stellt sich ein Strömungsprofil im Schneckenkanal in der Meteringzone ein, bei dem die Schubspannung für die Schmelze in gewissen Bereichen Null ist. Eventuell vorhandene Feststoffagglomerate werden somit nicht weiter zerteilt. Auch die Mischwirkung in einer überfahrenen Meteringzone ist schlecht. Bei der Schnecke „2-gängig in Kompressionszone“ ist die Meteringzone druckneutral, das bedeutet, dass der Druckgradient Null ist. Es herrscht somit eine reine Schlepplströmung in diesem Bereich, was eine konstante Schubspannung über der Kanalhöhe und damit eine gleichmäßige Schmelzebeanspruchung bewirkt. Eine druckneutrale Meteringzone kann durch eine entsprechend ausgelegte Schneckengeometrie oder bei vorhandener Schneckengeometrie durch eine entsprechende Prozessführungsstrategie erreicht werden.

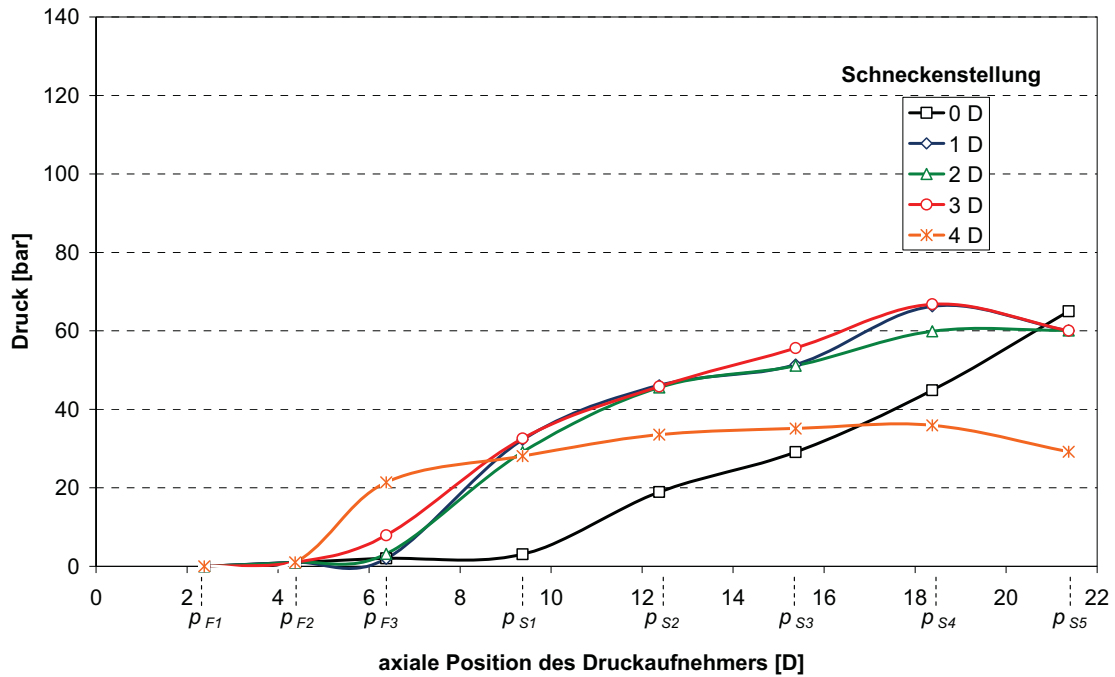


Bild 92: Drücke für die Schnecke „2-gängig in Kompressionszone“ bei fünf Schneckenstellungen 0D, 1D, 2D, 3D und 4D (Polypropylen, 100 min^{-1} Drehzahl, 4 D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

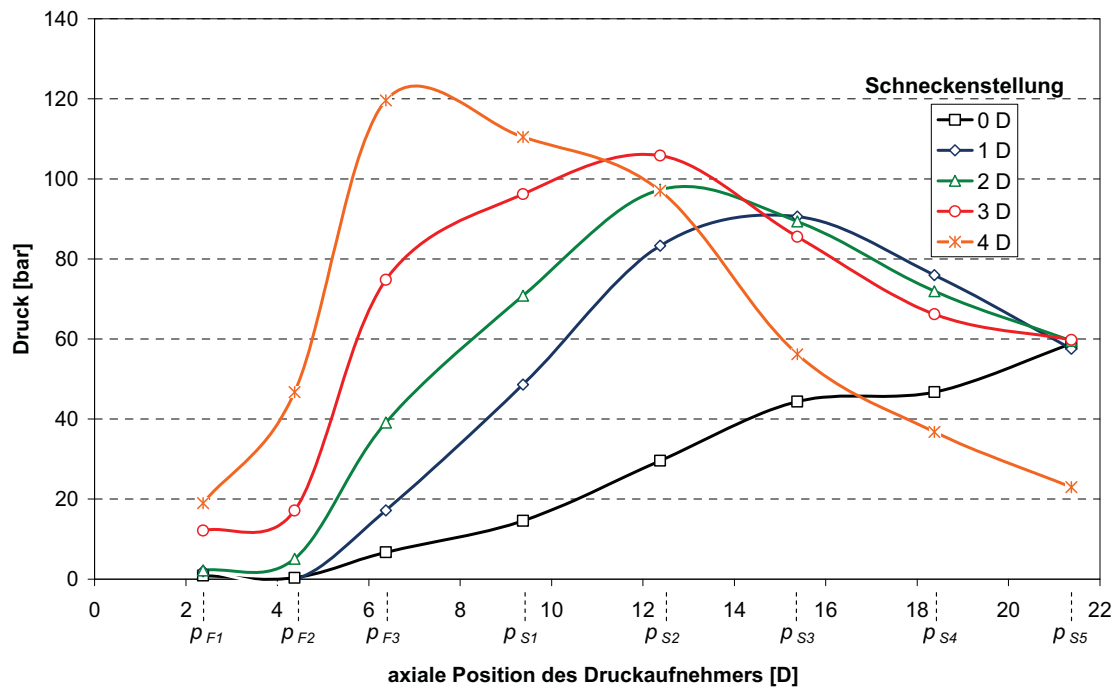


Bild 93: Drücke für die Standardschnecke bei fünf Schneckenstellungen 0D, 1D, 2D, 3D und 4D (Polypropylen, 100 min^{-1} Drehzahl, 4 D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

5.4. Ergebnisse der Temperaturmessungen

5.4.1. Massetemperaturen

Die axiale Temperaturverteilung im Schneckenorraum wurde am Schneckenprüfstand durch Ausspritzen mit $10 \text{ cm}^3/\text{s}$ der aufdosierten Kunststoffmasse bestimmt. Der Gegendruck war dabei im Vergleich zum realen Spritzgießprozess vernachlässigbar gering, so dass keine Verfälschung der Messergebnisse aufgrund einer Kompressionserwärmung auftritt. Die Schmelze strömt dabei im Düsenkopf an einem Infrarot-Temperatursensor, an einem feststehenden Thermoelement und an einem radial verschieblichen Thermoelement vorbei. Der Infrarottemperatursensor ist wandbündig, ragt also nicht in die Schmelze hinein. Das feststehende Thermoelement ragt 7 mm und das bewegliche Thermoelement ragt 13 mm in die Schmelze hinein. In der Darstellung in Bild 94 sind die mit den drei Sensoren gemessenen Temperaturverteilungen im Schneckenorraum dargestellt. Die Temperaturen bei Schneckenweg 0D sind die Temperaturen der Schmelze zu Beginn des Ausspritzens. Die Temperaturen bei Schneckenweg 4D sind die Temperaturen der Schmelze am Ende des Ausspritzens.

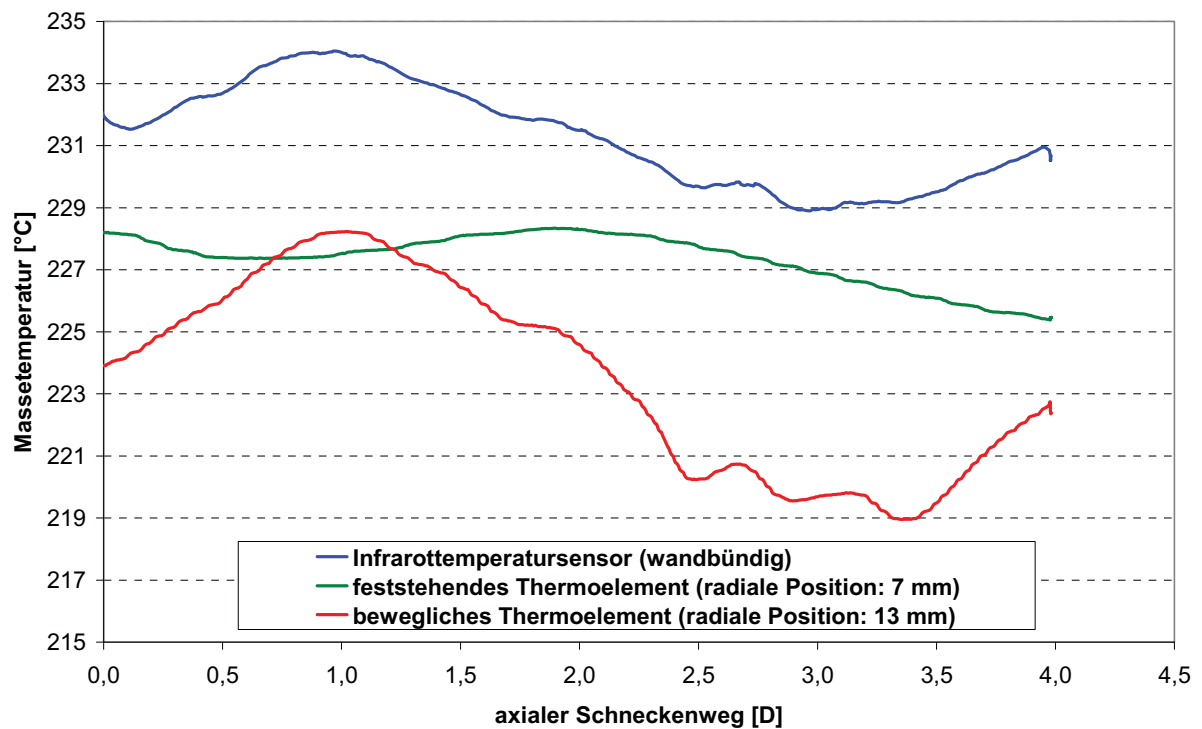


Bild 94: Gemessene Massetemperatur für die Standardschnecke und Polypropylen in Abhängigkeit vom axialen Schneckenweg (100 min^{-1} Drehzahl, 4 D Dosierweg und 60 bar Staudruck).

Ausgehend von der mit dem IR-Sensor ermittelten Temperaturverteilung wurde nun für die untersuchten Betriebspunkte die mittlere Massetemperatur sowie die Spannweite der Temperatur, also die Differenz zwischen der maximalen und der minimalen Temperatur innerhalb eines Zyklus, ermittelt. Den größten Einfluss auf die Temperaturhomogenität hat dabei der Dosierweg gefolgt von der Schneckendrehzahl. Je größer der Dosierweg, desto inhomogener ist die Schmelzetemperatur. Während bei der Standardschnecke bei einem Dosierweg von 2 D und einer Schneckendrehzahl von 100 min^{-1} die Temperaturdifferenz im Schneckenorraum nur ca. 2°C beträgt, tritt bei einem Dosierweg von 4 D und einer Drehzahl von 340 min^{-1} eine Temperaturdifferenz von ca. 12°C auf.

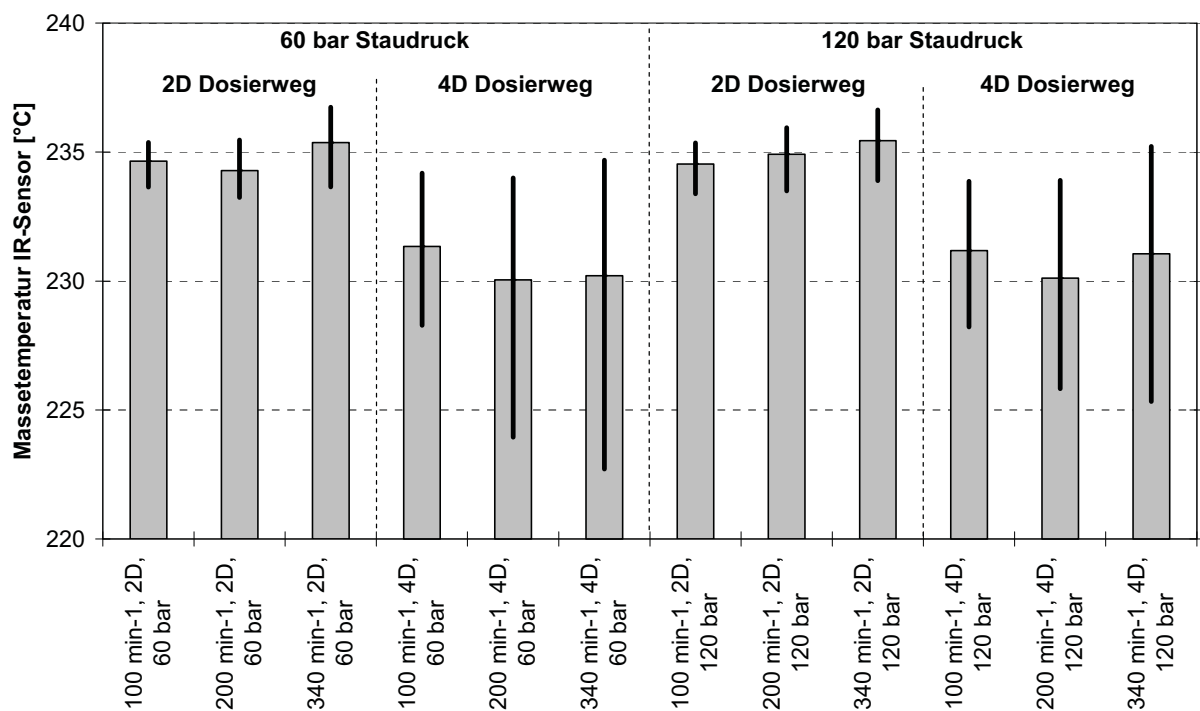


Bild 95: Mittlere Temperatur (grauer Balken) und Spannweite der Temperaturverteilung (schwarzer Strich) im Schneckenorraum bei Polypropylenverarbeitung in Abhängigkeit von Drehzahl, Dosierweg und Staudruck.

Generell treten bei Polypropylenverarbeitung im Vergleich zur Polystyrolverarbeitung die größeren Temperaturinhomogenitäten im Schneckenorraum auf.

Während des Spritzgießprozesses kann die Massetemperaturverteilung im Schneckenorraum nicht beim Einspritzen durch Vorbeiströmung der Schmelze an einem Temperatursensor in der Düse ermittelt werden, weil durch die Überlagerung einer Erwärmung zufolge Dissipation und Druckerhöhung die Temperaturmesswerte verfälscht werden. Insbesondere die

Temperaturerhöhung zufolge des Einspritzdruckes würde zu einer falschen Interpretation der Temperaturmesswerte führen. Im Kapitel 5.6 wird eine Methode beschrieben, die es ermöglicht, das axiale Temperaturprofil der Schmelze im Schneckenorraum während der Spritzgießproduktion zu bestimmen, ohne die Produktion anzuhalten.

5.4.2. Zylindertemperaturen

Aufgrund der Messwerte der Wärmestromfühler, deren Positionen T_{Z1} bis T_{Z7} in Bild 29 dargestellt sind, konnten die Zylinderwandtemperaturen errechnet werden. Bei den Messungen mit dem instrumentierten Zylinder zeigte sich, dass die Wärmeabfuhr über den Aufbau, der für die Druckmessdosen im Feststoffförderbereich notwendig war, relativ viel Energie abgeführt wurde. Es war eine Luftkühlung der Druckmessdosen notwendig, um nicht die maximale Betriebstemperatur von 80°C zu überschreiten. Aus diesem Grund war die Energiezufuhr über die Heizbänder der Zone 3 (Zylindertemperaturzone unmittelbar hinter dem Einfüllloch) höher als dies bei einem nicht-instrumentierten Zylinder zu erwarten ist. Dies zeigt sich auch in den verhältnismäßig hohen gemessenen Temperaturen an der Messstelle 2 (T_{Z2}).

Während des Dosierens kommt es bei Polystyrol zu einem Temperaturanstieg (Bild 96), was auf eine hohe umgesetzte Reibenergie des Granulates schließen lässt. Bei Polypropylen hingegen sinkt die Temperatur während des Dosierens geringfügig ab (Bild 97). Aufgrund der Kugelform des PP-Granulates ist die durch Reibung eingebrachte Energie geringer als beim PS. Es wird bei PP des weiteren auch viel Energie aus dem Zylinder in das Granulat übergeführt, die für das Aufschmelzen notwendig ist. Dies bestätigt auch die Praxiserfahrung, dass bei der Verarbeitung von Kunststoffen mit hoher Aufschmelzenthalpie die Einschaltdauer der Heizbänder in der Einzugszone deutlich länger ist und damit mehr Energie vom Material aufgenommen wird, als bei der Verarbeitung von Kunststoffen mit geringer Aufschmelzenthalpie.

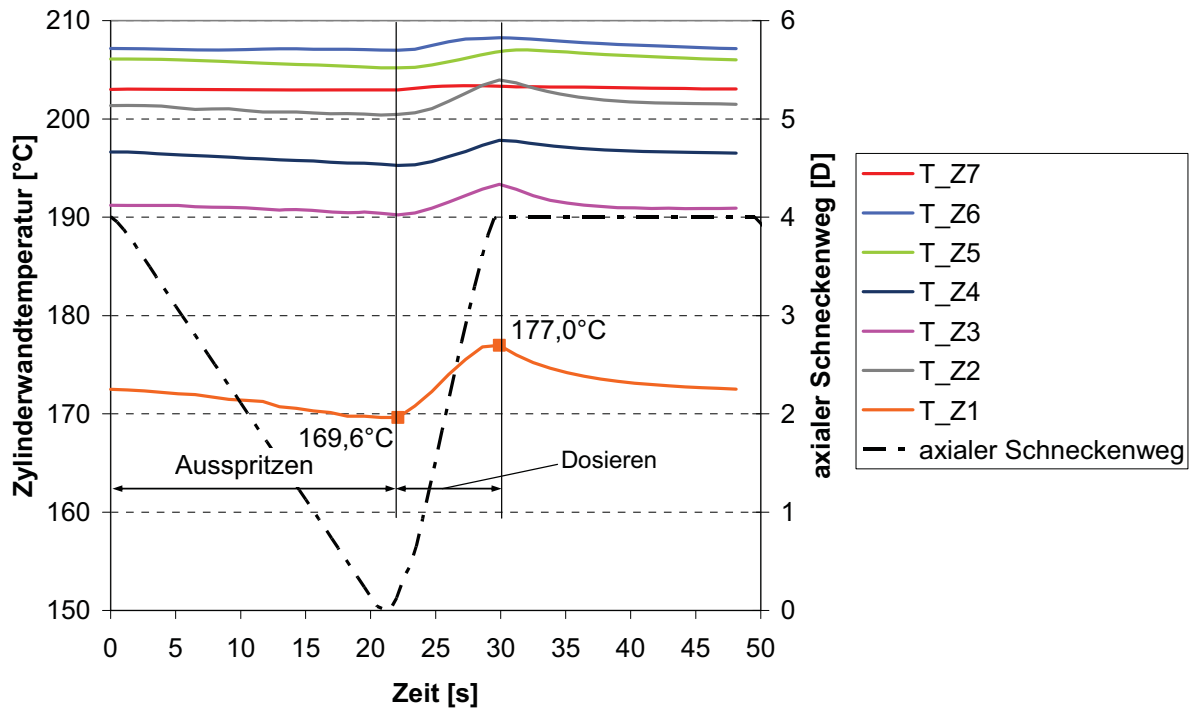


Bild 96: Zylinderwandtemperaturen für einen Zyklus bei Polystyrolverarbeitung (Standardschnecke, 340 min^{-1} Drehzahl, 4 D Dosierweg, 120 bar Staudruck).

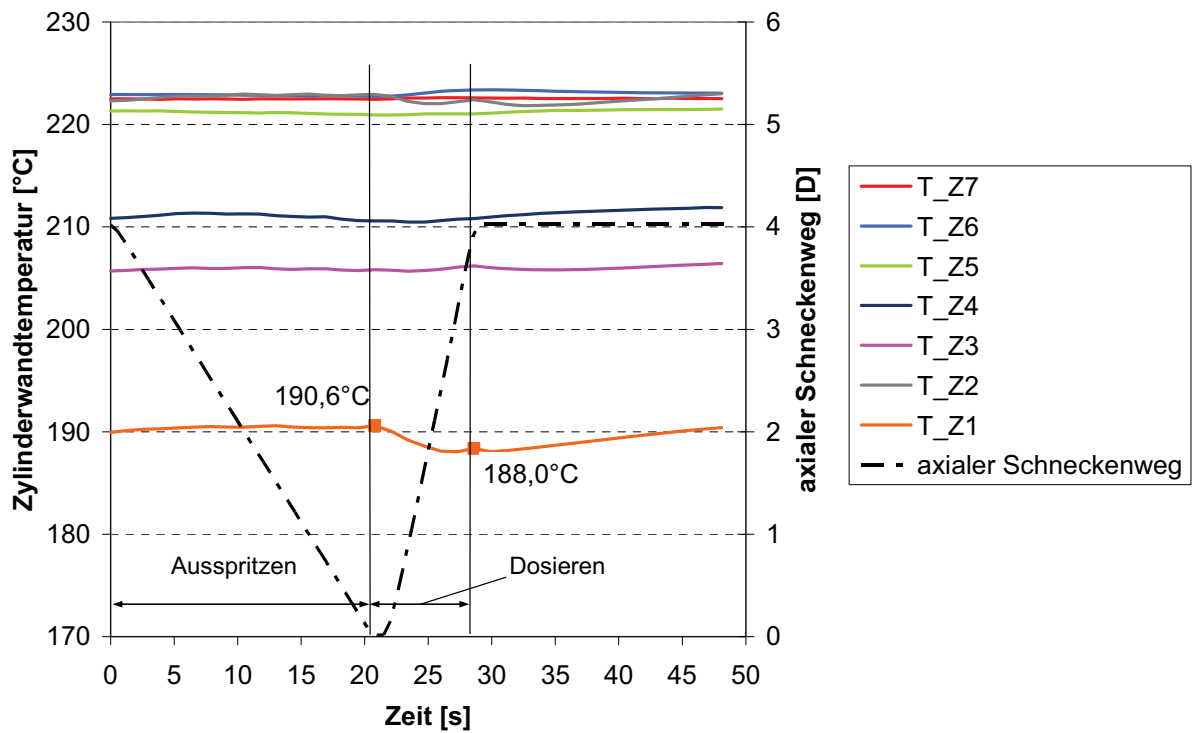


Bild 97: Zylinderwandtemperaturen für einen Zyklus bei Polypropylenverarbeitung (Standardschnecke, 340 min^{-1} Drehzahl, 4 D Dosierweg, 120 bar Staudruck).

5.4.3. Schneckentemperaturen

Es wurden an den in Bild 31 angegebenen Positionen in einer hohlgebohrten Schnecke mit Standardgeometrie die Schneckentemperaturen gemessen. Wie das folgende Bild zeigt, dauert es zirka 10 Minuten, bis sich in der Schnecke nach einer Produktionsunterbrechung wieder konstante Temperaturverhältnisse in der Schnecke einstellen. Dies ist vor allem bei der Produktion von Hochpräzisionsteilen zu beachten, da die Schneckentemperatur auch einen Einfluss auf die Massetemperatur und damit auf die Produktqualität hat. Während sich die Anzeige der Zylindertemperatur an der Maschinensteuerung relativ kurz nach Produktionsbeginn bereits wieder auf den Sollwert stabilisiert hat, dauert es relativ lange bis sich die Schneckentemperatur auf einen stationären Wert eingependelt hat.

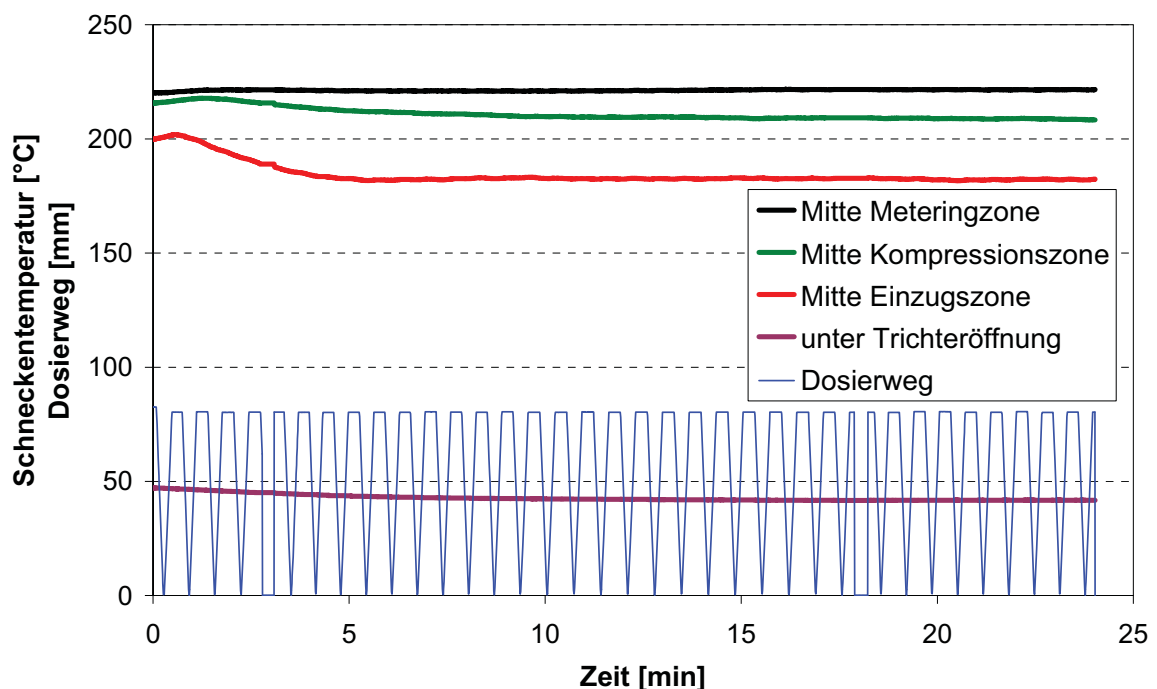


Bild 98: Schneckentemperaturen bei Polypropylenverarbeitung (Standardschnecke, 100 min^{-1} Drehzahl, 2 D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

Den größten Einfluss auf die Schneckentemperatur hat der Dosierweg, wie Bild 99 zeigt. Der Staudruck und die Drehzahl sind von untergeordneter Bedeutung. Mit zunehmendem Dosierweg gelangen die Fühlerpositionen immer mehr in Richtung Trichtervorderkante, also in Regionen, in denen die Zylindertemperaturen geringer sind. Generell entsprechen die gemessenen Schneckentemperaturen relativ gut den zugehörigen gemessenen Zylindertemperaturen. Das Anschmelzen des Kunststoffes an der Schnecke beginnt also etwa in der Mitte der Einzugszone. Unter dem Einfüllloch hat die Schnecke die eingestellte

Einfüllblocktemperatur. Soll nun bei Kunststoffen mit hoher Aufschmelzenthalpie das Aufschmelzen durch hohe Schneckentemperaturen unterstützt werden, so ist die Einfüllblocktemperatur entsprechend zu erhöhen. Andererseits ist bei Materialien mit geringer Aufschmelzenthalpie bei größeren Dosierwegen darauf zu achten, dass die Temperatur im Einfüllblock und damit die Schneckentemperatur auf einer gewissen Länge unter der Erweichungstemperatur des Kunststoffs bleibt, da es ansonsten zum vorzeitigen Anschmelzen und zur Klumpenbildung auf der Schnecke kommen kann. Bei Praxisversuchen mit Polystyrol wurden nach längeren Stillständen an gezogenen Schnecken bereits das Öfteren beobachtet, dass Granulatkörner an der Schnecke aufgeschmolzen sind und dort eine künstlich rauere Oberfläche bewirkten. Die Folge waren erhebliche Einzugsprobleme.

Eine höhere Einfüllblocktemperatur führt auch zu einer höheren Schmelztemperatur, was auf das höhere Schneckentemperaturniveau und die damit eingebrachte Energie zurückzuführen ist. Eine Messung der Granulattemperatur im Einfüllblock mittels eines in ein Granulatkorn eingebettetes Thermoelement zeigte, dass die Einfüllblocktemperatur keine Auswirkung auf die Temperatur des eintretenden Materials hatte.

Bei den Schneckentemperaturen in der Mitte der Einzugszone ist der Abstand zwischen den Messwerten bei 4 D Dosierweg etwa 2 D von den Messwerten bei 2 D Dosierweg entfernt. Auch wird bei größeren Dosierwegen mehr Energie aus der Schnecke an das Material abgeführt. In der Mitte der Einzugszone beträgt die Temperaturdifferenz zwischen dem Betriebspunkt mit der höchsten Temperatur (185,5°C bei 100 min⁻¹ Drehzahl, 2 D Dosierweg und 120 bar Staudruck) und dem Betriebspunkt mit der niedrigsten Temperatur (158,1°C bei 340 min⁻¹ Drehzahl, 4 D Dosierweg und 60 bar Staudruck) 27,4°C. Die geringsten Temperaturen in der Mitte der Meteringzone treten bei der höchsten Schneckendrehzahl (340 min⁻¹) und 4 D Dosierweg auf. Der Einfluss des Staudrucks auf die Temperatur in der Mitte der Meteringzone ist relativ gering (< 2°C).

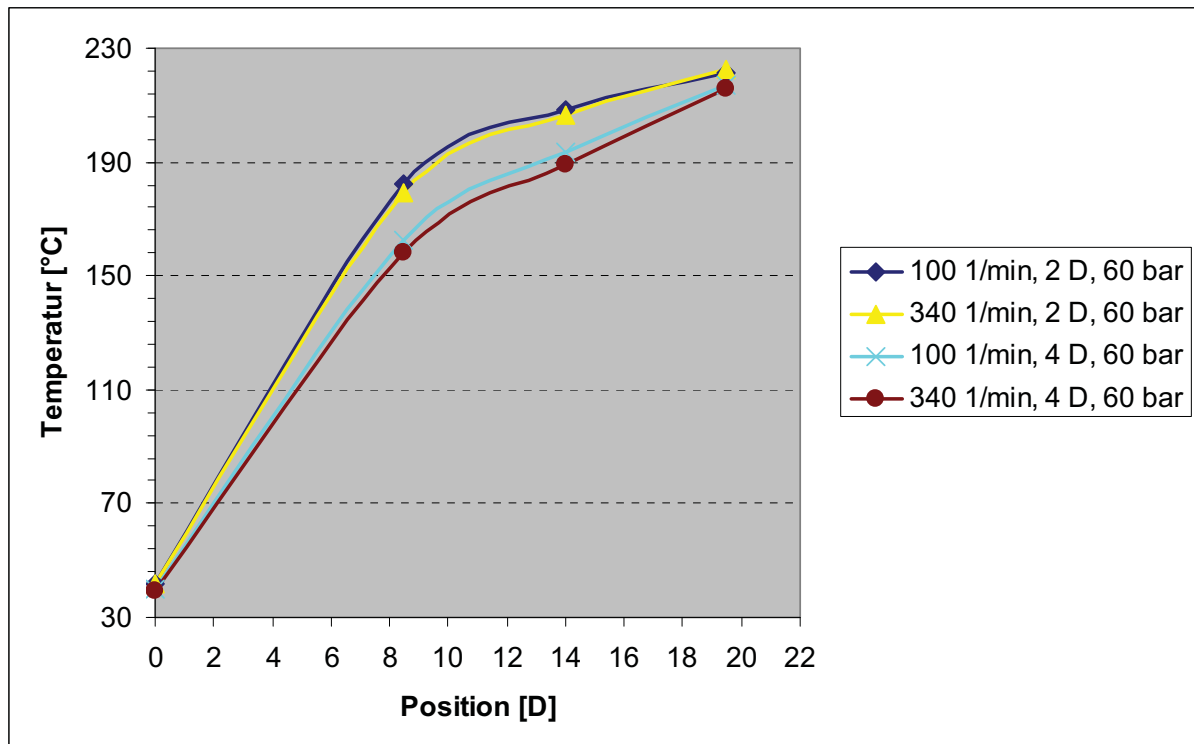


Bild 99: Schnecken Temperaturen bei Polypropylenverarbeitung bei verschiedenen Drehzahlen und Dosierwegen (Standardschnecke, Staudruck 60 bar).

5.5. Ergebnisse der Energiemessungen

Von entscheidender Bedeutung für die Auslegung des Schneckenantriebes ist die Kenntnis des benötigten Drehmoments während des Dosierens. Wie die Versuche zeigten, steigt das Drehmoment von Beginn des Dosierens bis zum Ende hin stetig an. Zu Beginn des Dosierens befindet sich bereits entsprechend erwärmtes Material in der Schnecke, wodurch die Viskosität geringer ist und dementsprechend weniger Drehmoment zum Dosieren erforderlich ist. Mit zunehmender Dosierzeit gelangt immer mehr „frisches“ Material in die Schnecke, welches erst plastifiziert werden muss und daher entsprechend mehr Drehmoment zur Förderung benötigt. Das folgende Bild zeigt darüber hinaus auch den Einfluss der Temperatur auf den Drehmomentbedarf bei Polystyrol-Verarbeitung.

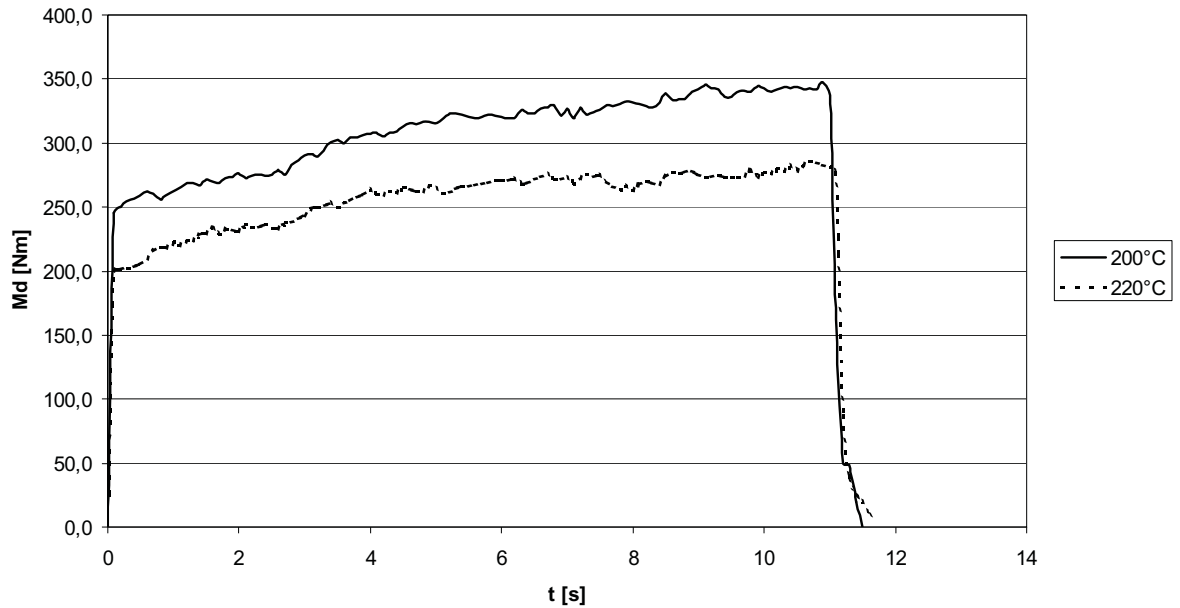


Bild 100: Drehmomentverlauf für PS bei 60 bar Staudruck, 2D Dosierweg und 100 1/min Drehzahl bei zwei verschiedenen Zylindertemperaturen

Die Schneckendrehzahl hat einen nahezu vernachlässigbaren Einfluss auf das Drehmoment. Dementsprechend besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der Antriebsleistung und dem Drehmoment. Der Staudruck hat ebenfalls nur einen geringen Einfluss auf das Drehmoment. Mit höherem Staudruck verlängert sich jedoch üblicherweise die Dosierzeit und damit steigt die während des Plastifizierens eingebrachte Energie.

Betrachtet man die Heizleistungen in der einzelnen Zylinderzonen über der Zeit (Bild 101), so fällt auf, dass in der Zone 2 die Leistungsspitzen am größten sind, da in dieser Zone die meiste Heizleistung installiert ist. In Zone 1 und 2 wird im Verhältnis zur Zone 3 relativ wenig Energie zugeführt. Die Heizung in den Zonen 1 und 2 dient größtenteils nur dazu, die Verluste aufgrund von Konvektion und Strahlung an der Außenseite des Zylinders zu decken. Von Zone 3 wird relativ viel Energie über den Einfüllblock, der im Falle der Polystyrolverarbeitung mit 25°C temperiert war, abgeführt.

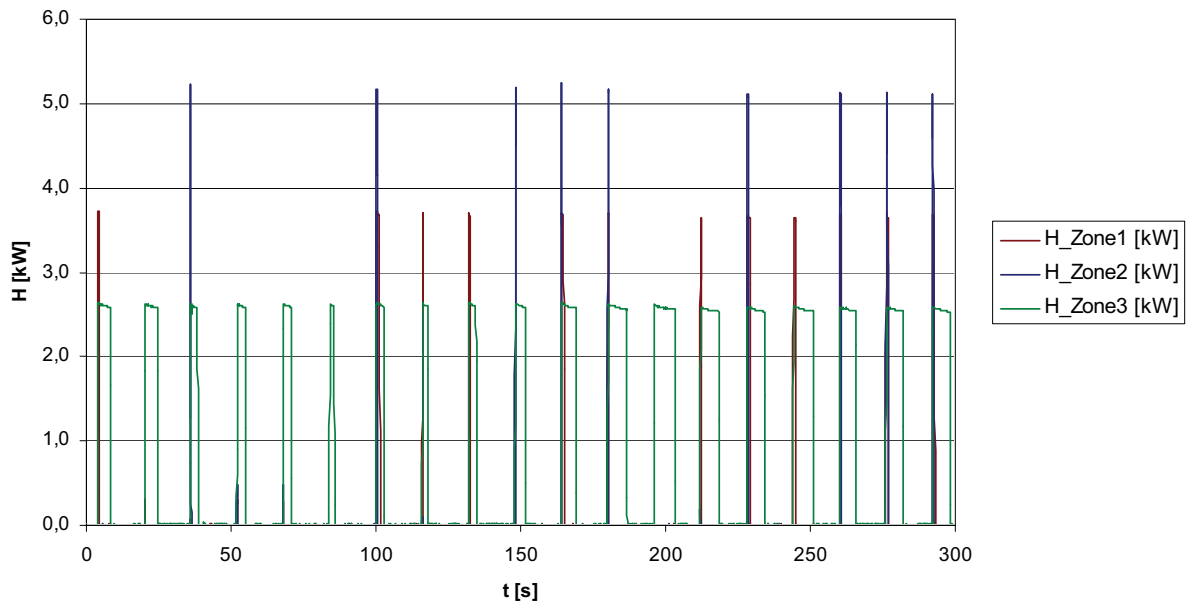


Bild 101: Zeitlicher Verlauf der Heizleistungen der einzelnen Zylinderzonen bei Polystyrolverarbeitung (Standardschnecke, 100 min^{-1} Drehzahl, 2 D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

Das folgende Bild zeigt die spezifische Antriebs- und die spezifische Heizenergie für verschiedene Schnecken bei 60 bar Staudruck und 4 D Dosierweg. Generell fällt auf, dass bei Polypropylenverarbeitung mehr Energie über die Heizung eingebracht wird als bei Polystyrolverarbeitung. Je höher die Schneckendrehzahl, desto weniger Energie wird über die Heizung eingebracht. Bei der Standardschnecke wird im Falle der Polystyrolverarbeitung sogar in einigen Betriebspunkten Energie über den Zylinder abgeführt.

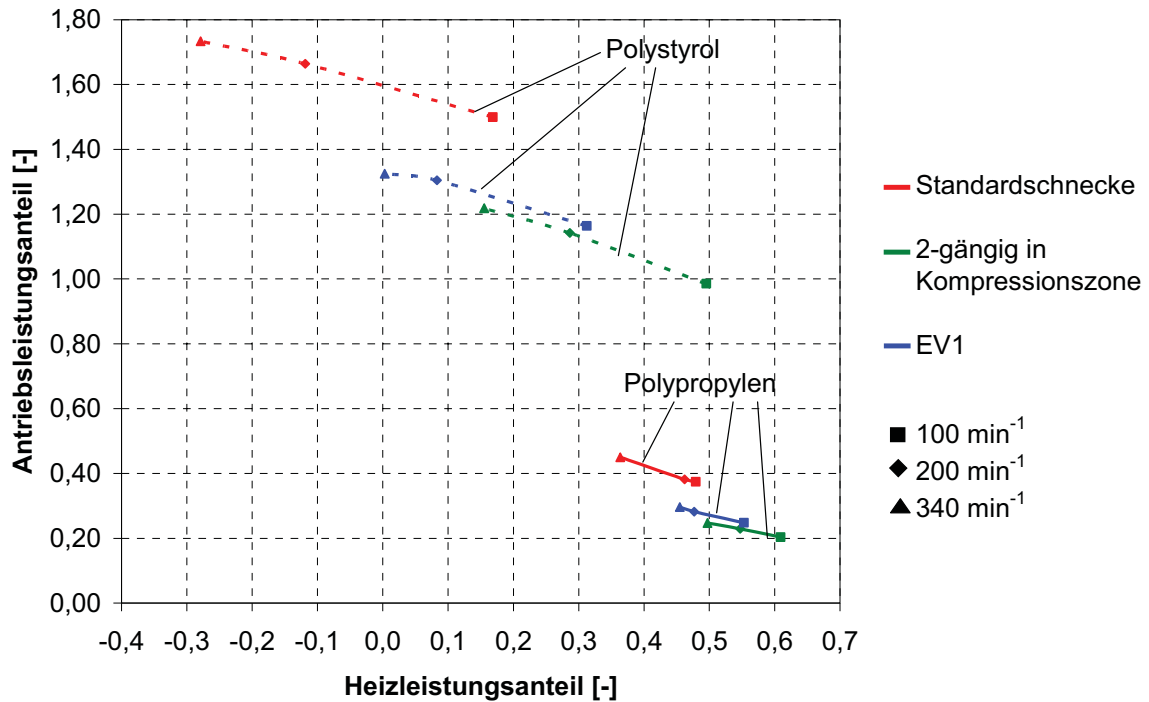


Bild 102: Antriebsleistungsanteil und Heizleistungsanteil bei verschiedenen Drehzahlen für 60 bar Staudruck und 4 D Dosierweg.

5.6. Methode zur Bestimmung des axialen Massetemperaturprofils

Spritzgießen ist im Gegensatz zur Extrusion ein zyklischer und kein kontinuierlicher Prozess. Während des Plastifizierens ändert sich aufgrund des Schubschneckenprinzips die wirksame Schneckenlänge. Diese beiden Faktoren führen üblicherweise dazu, dass im Schneckenraum nach dem Aufdosieren keine thermisch homogene Schmelze vorliegt, sondern sich sowohl ein radiales als auch axiales Temperaturprofil ergibt [Elb73]. Die sich einstellende Temperaturverteilung hängt sowohl von der Schneckenengeometrie als auch von den Prozessparametern Drehzahl, Staudruck, Schussvolumen, Zykluszeit und Zylindertemperaturprofil ab. Wie eigene Versuche mit einer Universalschnecke mit $L/D = 22$ zeigten, treten bei Dosierwegen über $3D$ große axiale Temperaturdifferenzen auf.

Zur Herstellung qualitativ hochwertiger Formteile ist eine möglichst homogene Temperatur beim Eintritt ins Spritzgießwerkzeug notwendig. Bei schnelllaufenden Formteilen (Zykluszeiten unter 5 s) wird eine möglichst geringe Massetemperatur gefordert, um die Kühlzeit zu minimieren. Dabei ist es besonders wichtig, dass trotz geringer Massetemperatur keine unaufgeschmolzenen Partikel ins Werkzeug gelangen, da diese zu verringerten

mechanischen Eigenschaften sowie zur Beeinträchtigung des Aussehens der Oberfläche führen. Thienel [Tie77] geht in seinen Betrachtungen des Formfüllvorgangs beim Spritzgießen davon aus, dass in der Maschinendüse ein thermischer Bügeleffekt auftritt, d.h. dass eine Temperaturvergleichmäßigung beim Strömen der thermisch inhomogenen Schmelze durch die Düse erfolgt. Die Auswirkung einer thermisch inhomogenen Schmelze auf die die Formteileigenschaften lässt sich derzeit nicht mit der Software Moldflow[®] berechnen. In [Fer04] wurde mittels FEM-Berechnung an einer Strömung einer thermisch inhomogenen Schmelze durch die Maschinendüse gezeigt, dass ein im Schneckenorraum vorgegebenes axiales Temperaturprofil auch beim Austritt aus der Düse noch vorhanden ist, und somit kein thermischer Bügeleffekt auftritt.

Axiale Massetemperaturdifferenzen können durch Schnecken mit großem L/D-Verhältnis verringert werden. Bei gegebener Schnecke kann durch eine Anpassung des Drehzahl- und Staudruckprofils eine Verbesserung der thermischen Homogenität erreicht werden [Lan87]. Dazu wurde das Massetemperaturprofil in zwei Bereiche aufgeteilt (Bild 103). Im Bereich I kann die Massetemperatur über die Schneckendrehzahl und im Bereich II über den Staudruck und gegebenenfalls über die Zylinderwandtemperatur geregelt werden. Zur Temperaturmessung wurde ein rasch ansprechendes Thermoelement verwendet. Diese Regelstrategie konnte jedoch nicht als eine Serienanwendung eingeführt werden, da das eingesetzte Thermoelement bei den üblichen Einspritzgeschwindigkeiten trotz allem zu träge reagierte.

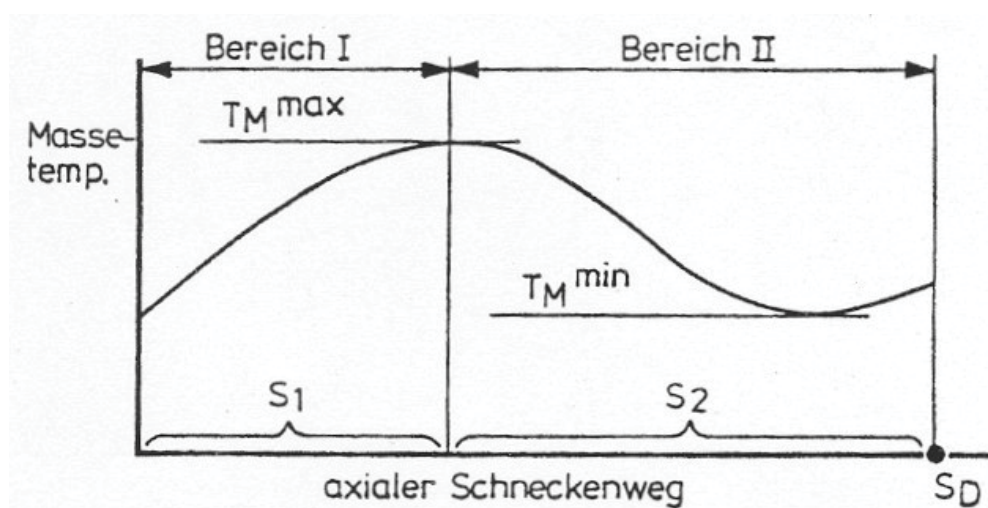


Bild 103: Bereichsweise Aufteilung des axialen Massetemperaturprofils für die CT-Optimierung [Lan87].

Die Bestimmung der axialen Temperaturverteilung der Schmelze im Schneckenorraum während des Spritzgießprozesses gestaltet sich aufgrund mehrerer Faktoren schwierig. Bei der Verwendung von Thermoelmenten zu Temperaturmessung kommt es zu einer Verschiebung der gemessenen Temperaturkurve aufgrund der Messträgheit selbst bei geringen Einspritzgeschwindigkeiten. Bei der in Bild 94 dargestellten Temperaturverteilung betrug der Volumenstrom $10 \text{ cm}^3/\text{s}$, was einer Schneckenvorlaufgeschwindigkeit von rund 8 mm/s entspricht. Man erkennt, dass die Signale der Thermoelmente dem Signal des IR-Fühlers nachhinken. Für eine rasche Temperaturmessung ist daher ein Infrarot-Sensor notwendig. Die typischen Ansprechzeiten für einen derartigen Sensor liegen bei rund 10 ms . Nachteilig bei der IR-Temperaturmessung ist jedoch, dass sie für jeden Kunststoff entsprechend dessen Emissionskoeffizienten kalibriert werden müssen. Des Weiteren messen IR-Sensoren eine über ein gewisses Volumen gemittelte Temperatur [Obe96].

5.6.1. Temperaturänderung beim Einspritzen

Beim Einspritzen steigt der Druck in der Schmelze im Schneckenorraum aufgrund des zunehmenden Fließwiderstandes an. Nachdem die Kavität volumetrisch gefüllt ist, kommt es zu einer meist deutlich erkennbaren Druckspitze. Moderne Spritzgießmaschinen sind mit Schneckenzyklindern ausgestattet, die Spritzdrücken bis zu 3000 bar standhalten. Für die Schmelze im Schneckenorraum bedeutet dies einen Temperaturanstieg aufgrund der Kompressionsarbeit. Wird also die Massetemperatur in der Düse mittels Infrarot-Sensor gemessen, so erkennt man den Zusammenhang zwischen dem Druck und der Temperatur in Bild 104. Da der Druck- und der Temperatursensor sehr nahe beieinander angeordnet sind, müssten die Druckspitze und die Temperaturspitze zum selben Zeitpunkt auftreten. Aufgrund der Ansprechverzögerung des Infrarottemperatursensors tritt die Temperaturspitze allerdings erst 27 ms nach der Druckspitze auf.

Die Temperaturverteilung im Schneckenorraum kann während des Spritzgießzyklus nicht unmittelbar aus Bild 104 abgelesen werden. Im Folgenden wird nun eine Methode dargestellt, die es ermöglicht aus dem Temperaturverlauf beim Einspritzen ins Werkzeug die Temperaturverteilung, die unmittelbar vor dem Einspritzen im Schneckenorraum vorliegt, zu ermitteln.

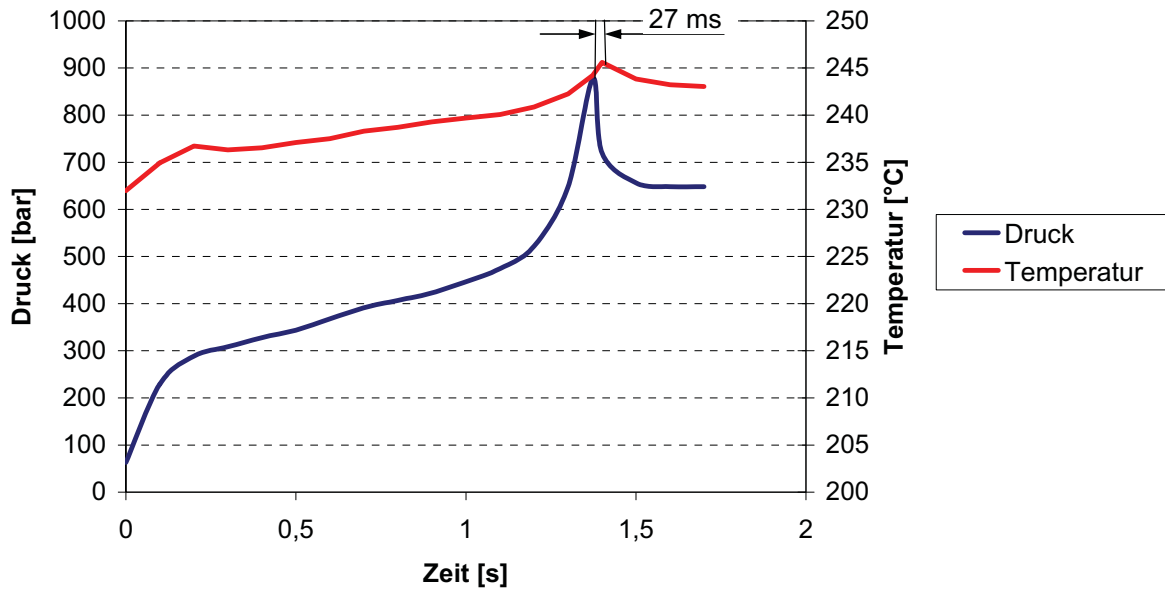


Bild 104: Druck- und Temperaturverlauf beim Einspritzen ins Werkzeug „Schachhaube“ mit Polystyrol.

Im Folgenden wird nun die Temperaturänderung eines Schmelzeteilchens beim Durchströmen einer adiabatisch isolierten Düse hergeleitet. Aufgrund des rasch ablaufenden Einspritzvorganges kann davon ausgegangen werden, dass keine Wärme von außen zu- oder abgeführt wird. In der Energiegleichung in substantieller Schreibweise

$$\rho \cdot c_v \cdot \frac{DT}{Dt} = -T \cdot \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_v \cdot \frac{\partial v_z}{\partial z} + \sigma_{zz} \cdot \frac{\partial v_z}{\partial z} + \tau_{rz} \cdot \frac{\partial v_z}{\partial r} \quad (79)$$

beschreibt der erste Term die zeitliche Temperaturänderung, der zweite Term die Temperaturänderung infolge der Schmelzekompression, der dritte Term die Temperaturänderung infolge von Normalspannungsdifferenzen und der vierte Term die Temperaturänderung zufolge Dissipation. In der obigen Gleichung sowie in den folgenden Gleichungen ist darauf zu achten, dass die Temperatur T in Kelvin einzusetzen ist. Aus der Massenerhaltung

$$\frac{D\rho}{Dt} = -\rho \cdot \frac{\partial v_z}{\partial z} \quad (80)$$

folgt

$$\rho \cdot c_v \cdot \frac{DT}{Dt} = +T \cdot \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_v \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{D\rho}{Dt} + \sigma_{zz} \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{D\rho}{Dt} + \tau_{rz} \cdot \frac{\partial v_z}{\partial r} \quad (81)$$

Mit der Einführung des Volumenausdehnungskoeffizienten

$$\alpha = \frac{1}{v} \cdot \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \quad (82)$$

folgt die Energiegleichung in substanzieller Schreibweise

$$\rho \cdot c_v \cdot \frac{DT}{Dt} = -\alpha \cdot T \cdot \frac{Dp}{Dt} + \sigma_{zz} \cdot \rho \cdot \frac{Dv}{Dt} + \tau_{rz} \cdot \dot{\gamma} \quad (83)$$

Die Temperaturänderung bei der Strömung durch eine adiabat isolierte Düse ergibt sich somit zu

$$\Delta T = -\frac{\alpha}{\rho \cdot c_v} \cdot T \cdot \Delta p + \frac{\sigma_{zz}}{c_v} \cdot \Delta v + \frac{\sigma_{rz}}{\rho \cdot c_v} \cdot \dot{\gamma} \cdot \Delta t \quad (84)$$

mit

$$\sigma_{zz} = \lambda \cdot \dot{\varepsilon} \quad (85)$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = \frac{\partial v}{\partial t} \cdot \frac{1}{v} \quad (86)$$

Der Anteil aus der Dehnströmung an der Temperaturänderung wird im Folgenden jedoch vernachlässigt. Das Zeitinkrement Δt lässt sich aus dem Volumenstrom und dem durchfahrenen Volumen berechnen:

$$\Delta t = \frac{V}{\dot{V}} \quad (87)$$

Erfolgt die Berechnung mit repräsentativen Größen für einen zylindrischen Strömungskanal mit Radius R und Länge L , so gilt

$$\dot{V} = \frac{\pi \cdot R^4}{8 \cdot \eta_{rep}} \cdot \frac{\Delta p}{L} \quad (88)$$

Die repräsentative Viskosität η_{rep} erhält man mittels der repräsentativen Schergeschwindigkeit

$$\dot{\gamma}_{rep} = \frac{4 \cdot \dot{V}}{R^3 \cdot \pi} \cdot e_o \quad (89)$$

Darin ist e_o ein Korrekturfaktor. Für einen Kreisquerschnitt gilt:

$$e_o = 0,815 \quad (90)$$

In einer ersten Betrachtung sollen die beiden letzten Terme aus Gleichung 84 vernachlässigt werden. Es ergibt sich somit der Zusammenhang zwischen einer Druck- und der entsprechenden Temperaturerhöhung. Die Veränderung von Temperatur und Druck bewirken auch eine Veränderung der Viskosität. Die Temperaturabhängigkeit der Viskosität lässt sich durch

$$\eta(T) = \eta(T_0) \cdot e^{\frac{-c_1(T-T_0)}{c_2+T-T_0}} \quad (91)$$

beschreiben.

Aufgrund einer Druckerhöhung kommt nur zu einer geringfügigen Veränderung der Viskosität, da die Einflüsse von Druck und Temperatur entgegengesetzt wirken.

Die repräsentative Viskosität berechnet sich nach dem Carreau-Ansatz:

$$\eta_{rep} = \frac{a_T(T) \cdot A}{(1 + B \cdot a_T(T) \cdot \dot{\gamma})^C} \quad (92)$$

Darin sind A , B und C die Konstanten des Carreau-Ansatzes, und $a_T(T)$ ist der Temperaturverschiebungsfaktor, der sich nach der WLF-Gleichung mit den Universalkonstanten $c_1 = 8,86$ und $c_2 = 101,6$ sowie der Bezugstemperatur T_0 und der Standardtemperatur T_S wie folgt berechnen lässt:

$$a_T(T) = 10^{\frac{-8,86(T-T_S)}{101,6+T-T_S} + \frac{8,86(T_0-T_S)}{101,6+T_0-T_S}} \quad (93)$$

Den Gradienten $\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_p$ erhält man aus dem pvT-Diagramm für den schmelzflüssigen Zustand

des jeweiligen Kunststoffes. Aus der pvT-Approximation nach Menges

$$v(p, T) = \frac{K_1}{p + K_2} + \frac{K_3 \cdot T}{p + K_4} \quad (94)$$

ergibt sich dieser Gradient zu

$$\left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p = \frac{K_3}{p + K_4} \quad (95)$$

Das Simulationsprogramm Moldflow[®] verwendet die pvT-Approximation nach Tait

$$v(p, T) = [b_{1m} + b_{2m} \cdot (T - b_5)] \cdot \left[1 - 0,0894 \cdot \ln \left(1 + \frac{p}{b_{3m} \cdot e^{-b_{4m}(T-b_5)}} \right) \right] \quad (96)$$

Darin steht der Index m für den schmelzflüssigen Bereich der pvT-Kurve (melt).

Der Gradient $\left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p$ errechnet sich daraus zu

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p &= b_{2m} \cdot \left[1 - 0,0894 \cdot \ln \left(1 + \frac{p}{b_{3m} \cdot e^{-b_{4m}(T-b_5)}} \right) \right] + \\ &[b_{1m} + b_{2m} \cdot (T - b_5)] \cdot \left[-0,0894 \cdot \frac{b_{4m} \cdot p}{b_{3m} \cdot e^{-b_{4m}(T-b_5)} + p} \right] \end{aligned} \quad (97)$$

Während im Falle der pvT-Approximation nach Menges der Gradient unabhängig von der Temperatur ist, ist er bei der pvT-Approximation nach Tait sowohl vom Druck als auch von der Temperatur abhängig.

Der Übergangsbereich errechnet sich nach

$$T_{g,m} = b_5 + b_6 \cdot p \quad (98)$$

wobei im Falle von amorphen Kunststoffen die Glasübergangstemperatur T_g und im Falle von teilkristallinen Kunststoffen die Kristallitschmelztemperatur T_m berechnet wird.

Eine weitere Möglichkeit zur Berechnung des spezifischen Volumens als Funktion von Druck p und Temperatur T bietet die Spencer-Gilmer-Gleichung:

$$v(p, T) = \frac{R \cdot T}{W \cdot (p + p^*)} + b^* \quad (99)$$

Darin sind R die universelle Gaskonstante ($R = 8,314 \text{ J}/(\text{mol K})$), b^* das spezifische Eigenvolumen, p^* der Kohäsionsdruck und W die Molmasse der Monomereinheit. Die Werte für Polystyrol sind $W = 104 \text{ g/mol}$, $p^* = 1865 \text{ bar}$, $b^* = 0,822 \text{ cm}^3/\text{g}$.

Die Ableitung des spezifischen Volumens nach der Temperatur bei konstantem Druck ergibt sich daraus zu

$$\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_p = \frac{R}{W \cdot (p + p^*)} \quad (100)$$

Soll der Gradient der Kurven für die Menges-Approximation und für die Spencer-Gilmor-Gleichung gleich sein, so muss gelten:

$$K_3 = \frac{R}{W} \quad (101)$$

und

$$K_4 = p^* \quad (102)$$

Für das bei den Versuchen verwendete Polystyrol PS454C (Hersteller: BASF AG) findet man in Moldflow[®] die folgenden Konstanten für die Tait-Approximation im Schmelzbereich:

$$b_{1m} = 0,000966 \text{ m}^3/\text{kg}$$

$$b_{2m} = 6,218\text{e-}07 \text{ m}^3/\text{kg}\cdot\text{K}$$

$$b_{3m} = 1,6955\text{e+}08 \text{ Pa}$$

$$b_{4m} = 0,004025 \text{ 1/K}$$

Die Koeffizienten für die Übergangstemperatur sind:

$$b_5 = 357,35 \text{ K}$$

$$b_6 = 3,249\text{e-}07 \text{ K/Pa}$$

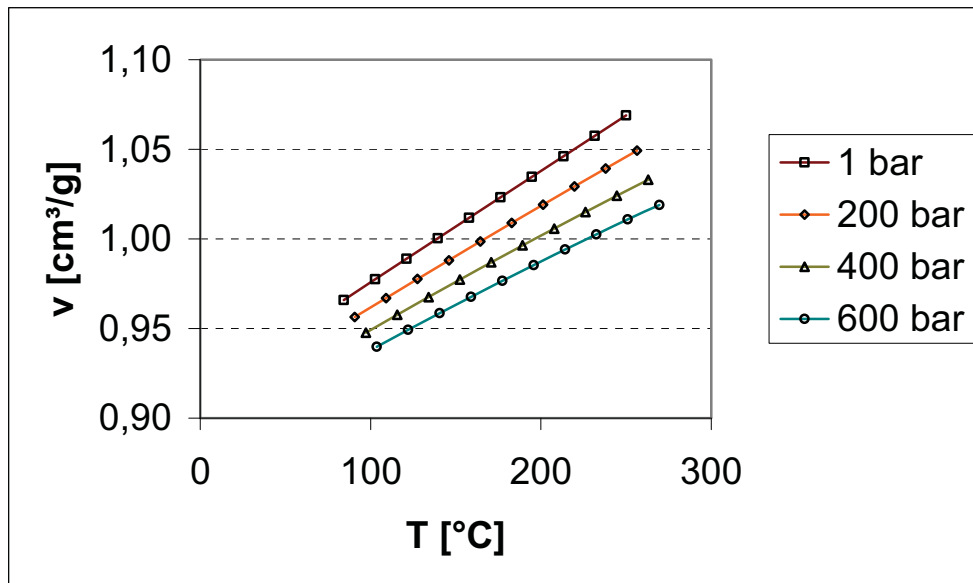


Bild 105: p v T -Diagramm im Schmelzbereich für PS454C.

Mittels des in Microsoft Excel[®] vorhandenen Add-In-Programms „Solver“ können aus den Ergebnissen für die Tait-Approximation die Konstanten der Menges-Approximation ermittelt werden. Für das PS454C erhält man:

$$K_1 = 80000 \text{ cm}^3/\text{bar g}$$

$$K_2 = 87473,01 \text{ bar}$$

$$K_3 = 0,8553 \text{ cm}^3 \cdot \text{bar}/\text{g} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$K_4 = 1378 \text{ bar}$$

Die maximale Abweichung der $v(p, T)$ -Werte zwischen der Tait- und der Menges-Approximation beträgt dann 0,25 %.

Werden nach dem gleichen Schema die Konstanten der Spencer-Gilmer-Gleichung ermittelt, so erhält man:

$$p^* = 1925 \text{ bar}$$

$$b^* = 0,815 \text{ cm}^3/\text{g}$$

$$W = 89,7 \text{ g/mol}$$

Die maximale Abweichung der $\nu(p,T)$ -Werte zwischen der Tait- und der Spencer-Gilmore-Approximation beträgt dann 1,2 %. Für die weiteren Berechnungen werden daher die Konstanten der Menges-Approximation herangezogen.

Die Viskositätswerte werden mit den Konstanten des Carreau-Ansatzes sowie des WLF-Ansatzes für die Temperaturverschiebung aus dem Programm VISCODAT[®] entnommen:

$$A = 1098,37 \text{ Pas}$$

$$B = 0,0434412 \text{ s}$$

$$C = 0,708589$$

$$T_0 = 230 \text{ °C}$$

$$T_S = 104,7 \text{ °C}$$

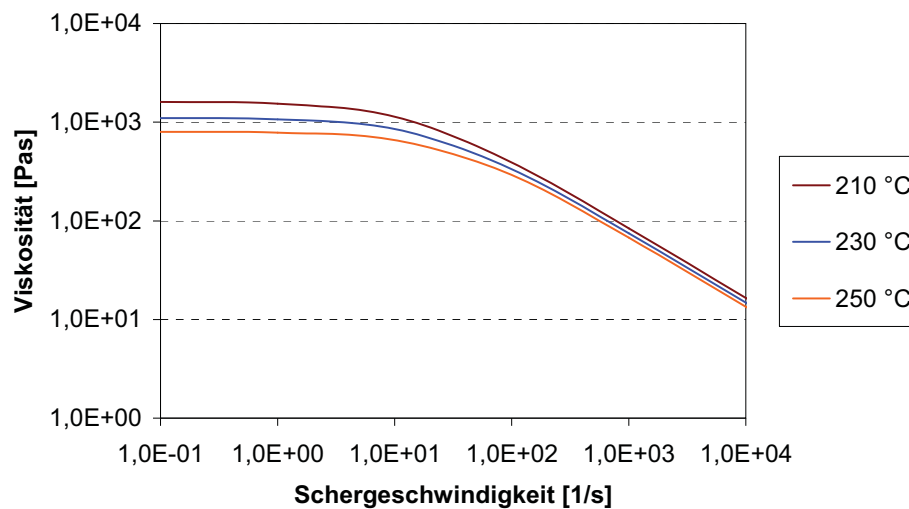


Bild 106: Viskositätskurve für PS454C.

In Tabelle 8 sind die Maschineneinstellungen für das Formteil „Schachhaube“ bei der Verarbeitung von Polystyrol PS454C zusammengefasst.

Tabelle 8: Maschineneinstellungen.

Einfüllblocktemperatur (Trichtertraverse)	45 °C
Temperatur Zone 3	220 °C
Temperatur Zone 2	225 °C
Temperatur Zone 1	230 °C
Düsentemperatur	230 °C
spez. Staudruck	50 bar
Schneckenumfangsgeschwindigkeit	400 mm/s
Dosiervolumen	60 cm ³
Zykluszeit	17,8 s

Es kann nun für diskrete Zeitinkremente Δt die Temperaturerhöhung zufolge der Dissipation und der Druckänderung berechnet werden. In einer ersten Näherung wird das vor dem Einspritzen vorhandene axiale Temperaturprofil auf eine konstante Temperatur $T_{SV,1.Näherung}(t)$ gesetzt, die der eingestellten Zylindertemperatur in der vordersten Zone entspricht. Nun werden die Differenzen zwischen den beim Einspritzen gemessenen Temperaturen $T_{SV,p}(t)$ und den $T_{SV,1.Näherung}(t)$ gebildet. Die Quadrate der Differenzen werden summiert und mittels des Add-Inn-Programms „Solver“ mit Excel[®] minimiert, so dass man schließlich die Temperaturen im Schneckenorraum nach dem Dosieren erhält. Bild 107 zeigt den gemessenen Temperaturverlauf beim Einspritzen und die daraus errechnete Temperaturverteilung, die vor dem Einspritzen im Schneckenorraum vorliegt. Deutlich ausgeprägt findet man auch hier den S-förmigen Verlauf des Temperaturprofils im Schneckenorraum.

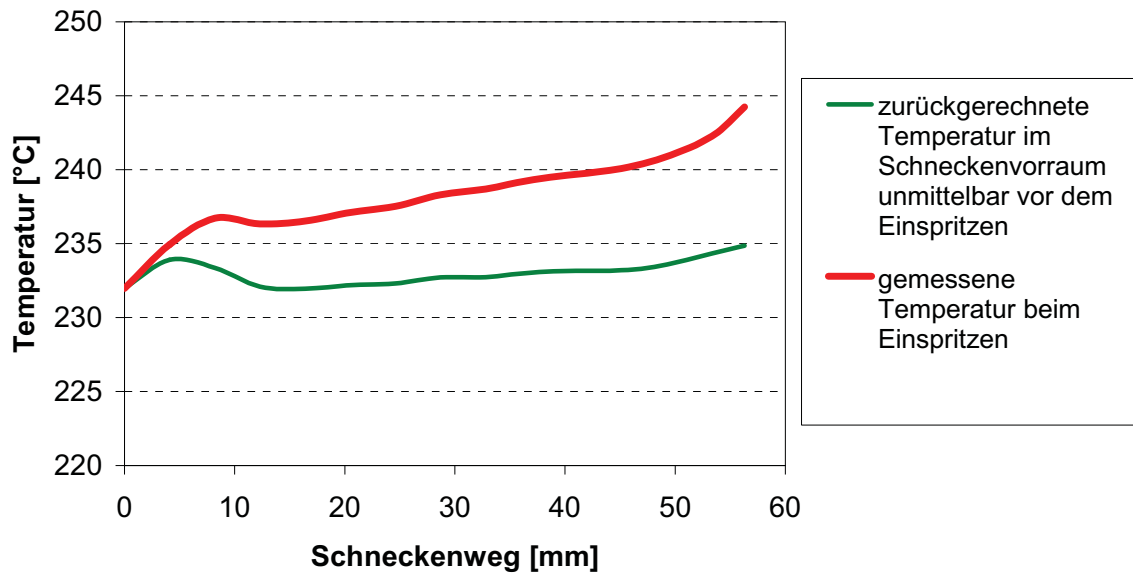


Bild 107: Gemessener Temperaturverlauf beim Einspritzen und daraus errechnetes axiales Massetemperaturprofil im Schneckenorraum unmittelbar vor dem Einspritzen bei Verwendung der 3-Zonen-Schnecke.

Mit den gleichen Maschineneinstellungen wurden die Versuche auch mit einer Barrierschnecke anstelle der Standard-3-Zonen-Schnecken durchgeführt. Dabei ist eine bessere Massetemperaturhomogenität festzustellen wie Bild 108 und Bild 109 zeigen. In beiden Fällen war das Zylindertemperaturprofil gleich eingestellt (Tabelle 8).

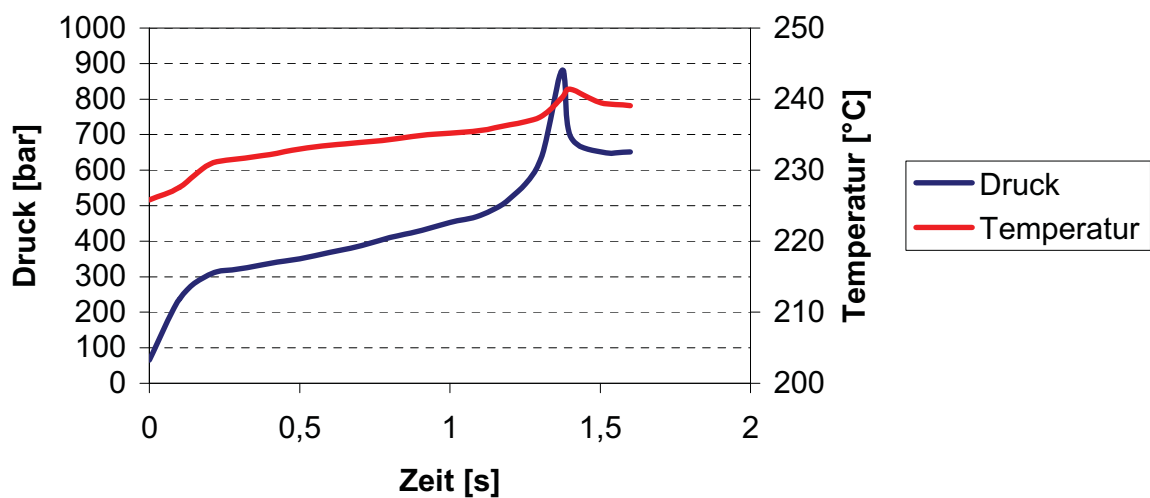


Bild 108: Druck- und Temperaturverlauf beim Einspritzen bei Verwendung einer Barrierschnecke.

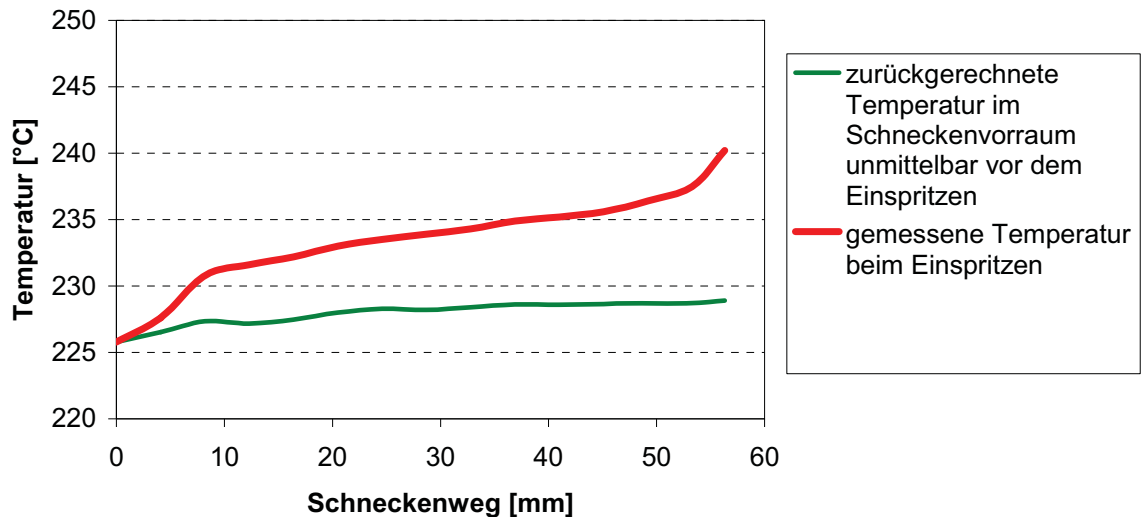


Bild 109: Gemessener Temperaturverlauf beim Einspritzen und daraus errechnetes axiales Massetemperaturprofil im Schneckenorraum unmittelbar vor dem Einspritzen bei Verwendung einer Barrierschnecke.

Bei der Standardschnecke liegt man mit der gemessenen Massetemperatur rund 3°C über der eingestellten Zylindertemperatur in der vordersten Zone, während bei der Barrierschnecke die gemessene Massetemperatur rund 2°C unter der eingestellten Zylindertemperatur liegt. Wie auch die Energiemessungen zeigten, wird bei der Standardschnecke mehr Energie über den Antrieb und damit über Dissipation eingebracht als bei der Barrierschnecke (Bild 110).

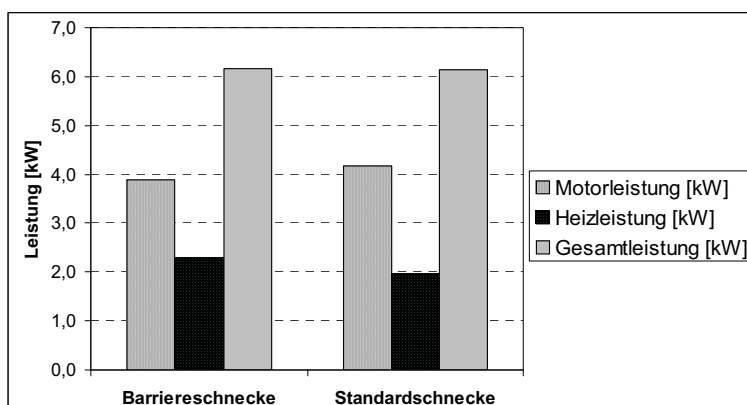


Bild 110: Energieaufnahme über Antrieb und Heizung für die Barriere- und Standardschnecke.

Mit dem dargestellten Verfahren kann somit während der Spritzgießproduktion die axiale Massetemperaturhomogenität im Schneckenorraum ermittelt werden.

6. Vergleich zwischen den Versuchen und den Berechnungen

Mit dem von Zitzenbacher [Zit04] entwickelten Programm zur Berechnung von Schubschnecken wurden für die Standardschnecke die in Tabelle 9 angeführten Betriebspunkte betrachtet. Für die Berechnungen wurden die im Anhang angeführten Eingabeparameter für die Stoffparameter (Polypropylen), die Schnecken- und Zylindergeometriedaten (Standardschneckenengeometrie mit Durchmesser 40 mm), die Verfahrens- und die Berechnungsparameter verwendet.

Tabelle 9: Versuchsplan für den Vergleich zwischen Berechnung und Experiment.

Nr.	Drehzahl [min ⁻¹]	Dosierweg [D]	Staudruck [bar]
1	100	2	60
2	200	2	60
3	340	2	60
4	100	4	60
5	200	4	60
6	340	4	60
7	100	2	120
8	200	2	120
9	340	2	120
10	100	4	120
11	200	4	120
12	340	4	120
13	100	2	180
14	200	2	180
15	340	2	180
16	100	4	180
17	200	4	180
18	340	4	180

Vom Programm werden der Schneckenspitzenruck als Funktion des axialen Schneckenweges, der Ort der Schmelzewirbelbildung, die Verteilung der mittleren Massetemperatur im Schneckenorraum, die Verweilzeit als Funktion des axialen Schneckenweges, die Antriebsleistung und der Drehmomentbedarf als Funktion des axialen Schneckenweges sowie die Aufschmelzlänge als Funktion des axialen Schneckenweges ausgegeben.

Als Stoffparameter wurden die im Kapitel „Notwendige Daten zur Auslegung“ für Polypropylen RF 825 MO angegebenen Stoffwerte verwendet. Im Programm muss der Massedurchsatz eingegeben werden. Der daraus resultierende Schneckenspitzenruck, der in den Berechnungen über dem Dosierweg sich verändern kann, ist der Staudruck im realen

Prozess. Ein Drehzahlprofil kann im Programm nicht vorgegeben werden, da nur jeweils ein Wert für Staudruck und Massedurchsatz eingebbar ist.

6.1. Druck an der Schneckenspitze

Beim realen Prozess wird der Staudruck bzw. ein Staudruckprofil und die Schneckendrehzahl bzw. ein Schneckendrehzahlprofil an der Spritzgießmaschine eingestellt und geregelt. Es stellen sich dann ein Massedurchsatz und damit eine Schneckenrückzugsgeschwindigkeit ein. Für die hier dargestellten Berechnungen wurden die Messwerte für die Plastifizierleistung aus dem Kapitel „Ergebnisse der Versuche“ als Eingabewerte für den Massedurchsatz verwendet. Der Mittelwert aus dem berechneten Schneckenspitzendruck wurde mit dem Staudruck verglichen. In Bild 111 ist der Verlauf des Schneckenspitzendruckes über dem Dosierweg für den Versuch Nummer 1 dargestellt so wie es vom Berechnungsprogramm ausgegeben wird.

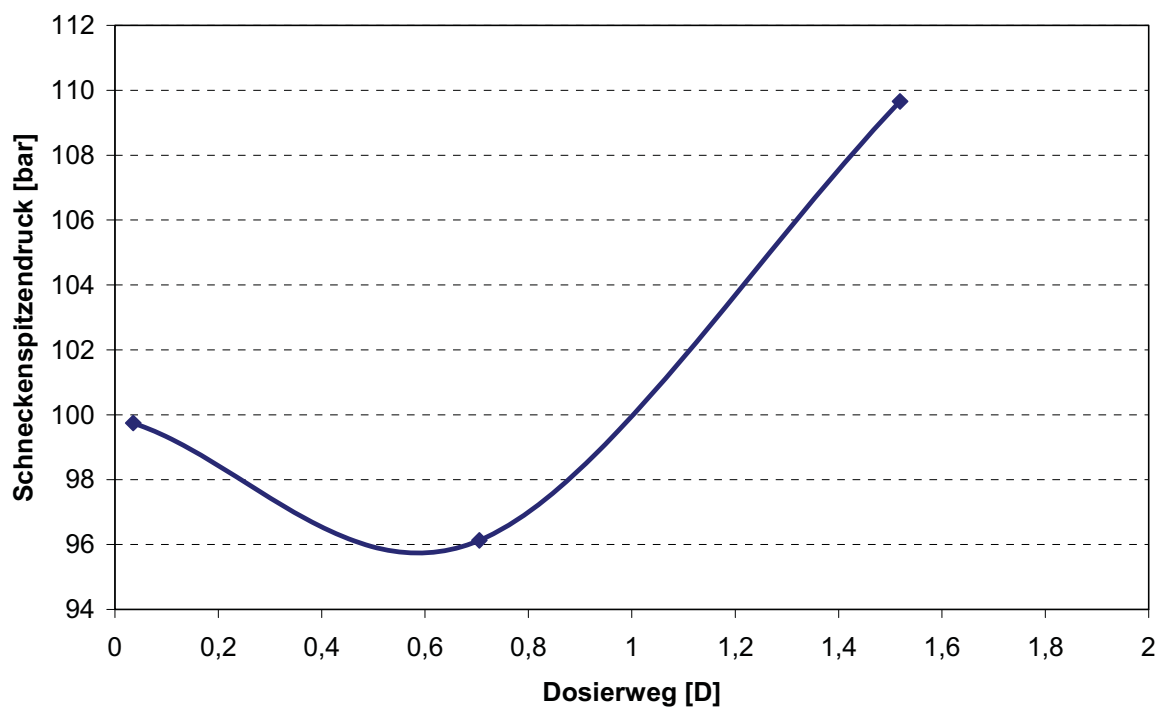


Bild 111: Verlauf des Schneckenspitzendruckes über dem Dosierweg für Versuch Nummer 1 (Standardschnecken mit Durchmesser 40 mm, 100 min^{-1} Drehzahl, 2 D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

Vergleicht man den mittleren Schneckenspitzendruck für diese Einstellung (102 bar) mit dem eingestellten Staudruck (60 bar), so ergibt sich eine Abweichung zwischen Experiment und

Rechnung von rund 70%. Es wird vom Programm in allen Berechnungspunkten ein zu hoher Schneckenspitzenruck berechnet (Bild 112). Tendenziell wird die Abweichung zwischen Experiment und Berechnung geringer je höher der Staudruck, je größer der Dosierweg und je geringer die Drehzahl ist. So beträgt die Abweichung bei einer Drehzahl von 100 min^{-1} , einem Dosierweg von 4D und einem Staudruck von 180 bar nur mehr 8%.

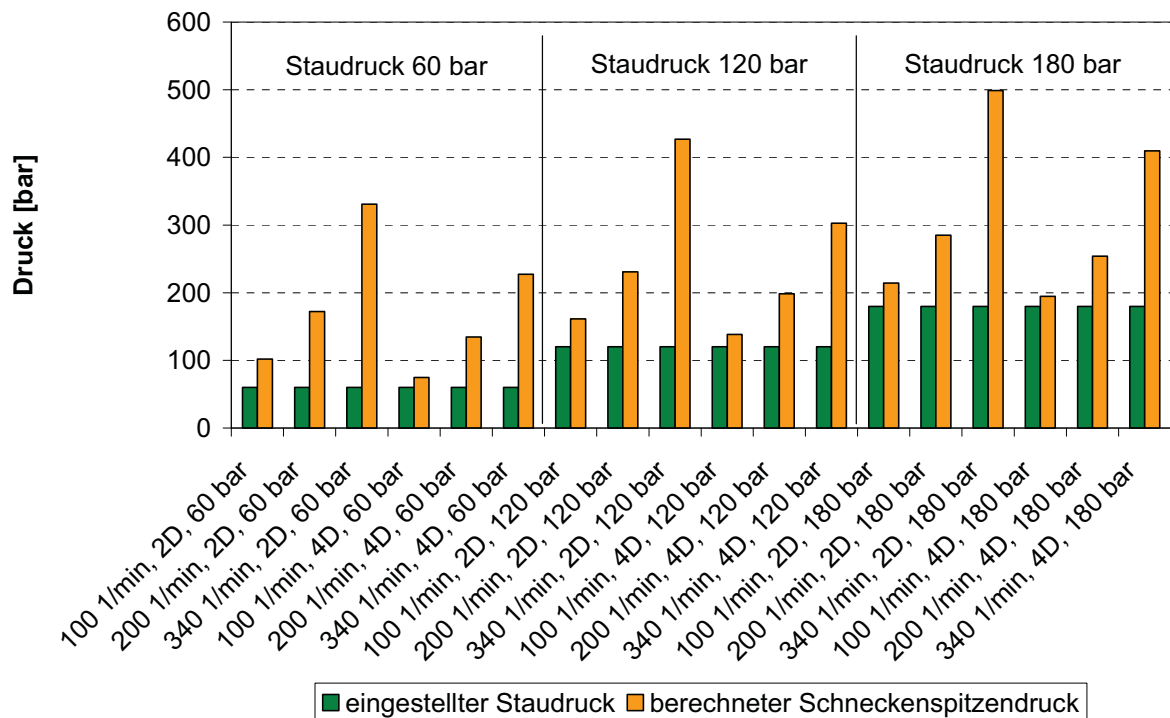


Bild 112: Vergleich zwischen eingestellten Staudrücken und den berechneten Schneckenspitzenrücken bei verschiedenen Drehzahlen und Dosierwegen.

Ein Grund für diese Abweichung ist, dass im realen Prozess die Schnecke eine gewisse Zeit für das Beschleunigen auf die Solldrehzahl und für das Verzögern am Ende des Dosiervorganges benötigt. Diese Zeitanteile, während derer nur ein verringerter Durchsatz zur Verfügung steht, sind anteilmäßig länger bei kurzen Dosierzeiten, also bei kleinen Dosierwegen und hohen Schneckendrehzahlen. Im Berechnungsprogramm müsste also diese Beschleunigungs- und Verzögerungsphase der Schnecke mitberücksichtigt werden.

6.2. Druckverteilung in der Schnecke

Die Druckverteilung entlang der Schneckenlänge wird zunächst für einen Betriebspunkt mit einer guten Übereinstimmung zwischen dem berechneten Schneckenspitzenruck und dem

eingestellten Staudruck betrachtet (Versuch Nummer 10: 100 min^{-1} Drehzahl, 4D Dosierweg, 120 bar Staudruck). Für den mittleren Dosierweg von 2 D stimmt der berechnete Druckverlauf relativ gut mit dem gemessenen überein. Man erkennt auch in den Messwerten deutlich die überfahrene Meteringzone und den damit verbundenen Maximalwert des Druckes am Ende der Kompressionszone. Die Messwerte bei den Dosierwegen von 0 D und 4 D, also zu Beginn und am Ende des Dosierens, weichen stark von den berechneten Druckverläufen ab. Zu Beginn des Dosierens beschleunigt die Schnecke erst auf die eingestellte Drehzahl. Außerdem ist der Schneckenkanal im Einzugsbereich unmittelbar hinter dem Einfüllloch noch nicht vollständig mit Granulat gefüllt, so dass noch keine Pfropfenströmung vorliegt. Dies erkennt man auch an den sehr geringen Drücken in der Einzugszone. Erst nach einer gewissen Dosierzeit bzw. einem gewissen Dosierweg stellen sich stationäre Verhältnisse ein, und erst ab diesem Zeitpunkt können Mess- und Berechnungswerte miteinander verglichen werden. Am Ende des Dosiervorganges reduziert die Schnecke die Drehzahl. Dementsprechend sinkt auch das Druckniveau in der Meteringzone bei einem Dosierweg von 4 D. Bei diesen relativ großen Dosierwegen kommt hinzu, dass das Granulat bis zum Ende der Kompressionszone nicht mehr vollständig aufgeschmolzen werden kann und sich dadurch ein Stau bzw. eine Verstopfung an dieser Stelle bildet. Der bis zu dieser Stelle aufgeschmolzene Anteil wird von der Schnecke weitergefördert. Der Feststoffanteil liegt noch in Granulatform vor, ist allerdings aufgrund der Drücke und der Temperaturen entsprechend verformt worden. In den Schneckenausziehversuchen ist das Vorhandensein von unaufgeschmolzenen Partikeln im Bereich der Kompressions- und Meteringzone erkennbar. Ab einer gewissen Kanaltiefe in der Kompressionszone können nun diese verformten Granulat Körner nicht mehr weitergefördert werden und verstopfen so einen Teil des Schneckenganges. Dieser Materialstau bewirkt einen Druckanstieg im Bereich der Einzugszone, der in dieser Form vom Programm nicht berechnet wird, allerdings sehr deutlich im gemessenen Druckverlauf erkennbar ist. Im Programm müsste also zusätzlich die Verformbarkeit der Granulat Körner unter Druck und Temperatur sowie die verbleibende Granulat Korngröße im Bereich der Kompressionszone in Relation zur vorhandenen Schneckenkanaltiefe betrachtet werden. Besonders bei kleinen Schneckendurchmessern beeinflusst die Granulatgröße den Plastifizierprozess und damit auch die Dosierzeit.

Betrachtet man nun einen Betriebspunkt, bei dem es eine sehr große Abweichung zwischen dem eingestellten Staudruck und dem berechneten Schneckenspitzendruck gibt, so erkennt man auch in den Druckverläufen über dem Abstand von der Trichtervorderkante große Abweichungen zwischen den Messwerten und der Berechnung. In Bild 114 ist die Situation

für den Versuch Nummer 3 (340 min^{-1} Drehzahl, 2D Dosierweg, 60 bar Staudruck) dargestellt. Für den Dosierbeginn und das Dosierende sind auch hier die Schneckenbeschleunigung bzw. -verzögerung zu einem gewissen Anteil für die Abweichungen verantwortlich. Aber bei diesem Betriebspunkt tritt bei den Messwerten auch beim mittleren Dosierweg von 1 D sogar eine andere Tendenz als vom Programm berechnet auf. Während die Berechnung einen Druckaufbau in der Meteringzone ausgibt, tritt in der Realität eine überfahrene Meteringzone auf. Es wird auch bei diesem Betriebspunkt der höchste Druck in der Kompressionszone beobachtet. Ein so ausgeprägtes Verstopfen der Kompressionszone wie im zuvor beschriebenen Betriebspunkt tritt jedoch nicht auf. Das gesamte Druckniveau in der Schnecke ist deutlich geringer als es vom Programm berechnet wird.

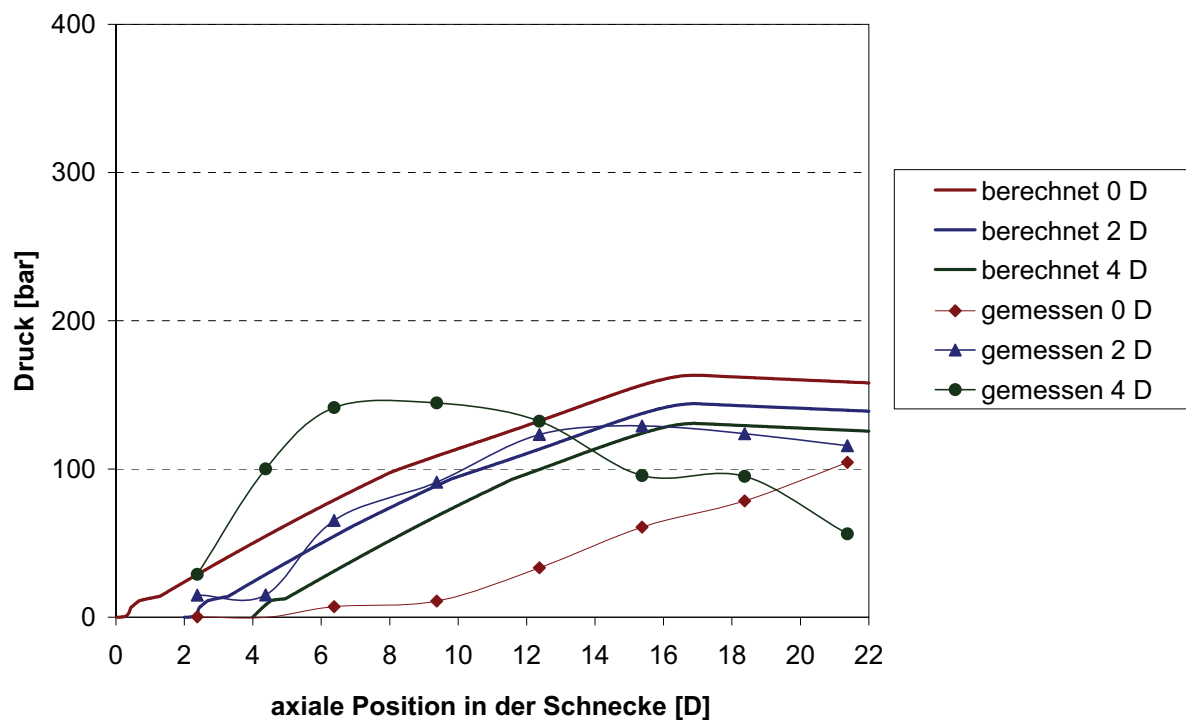


Bild 113: Vergleich zwischen den berechneten und den gemessenen Druckverläufen über der axialen Position in der Schnecke bei den Schneckenstellung 0D, 2D und 4D für Versuch Nummer 10 (100 min^{-1} Drehzahl, 4 D Dosierweg, 120 bar Staudruck).

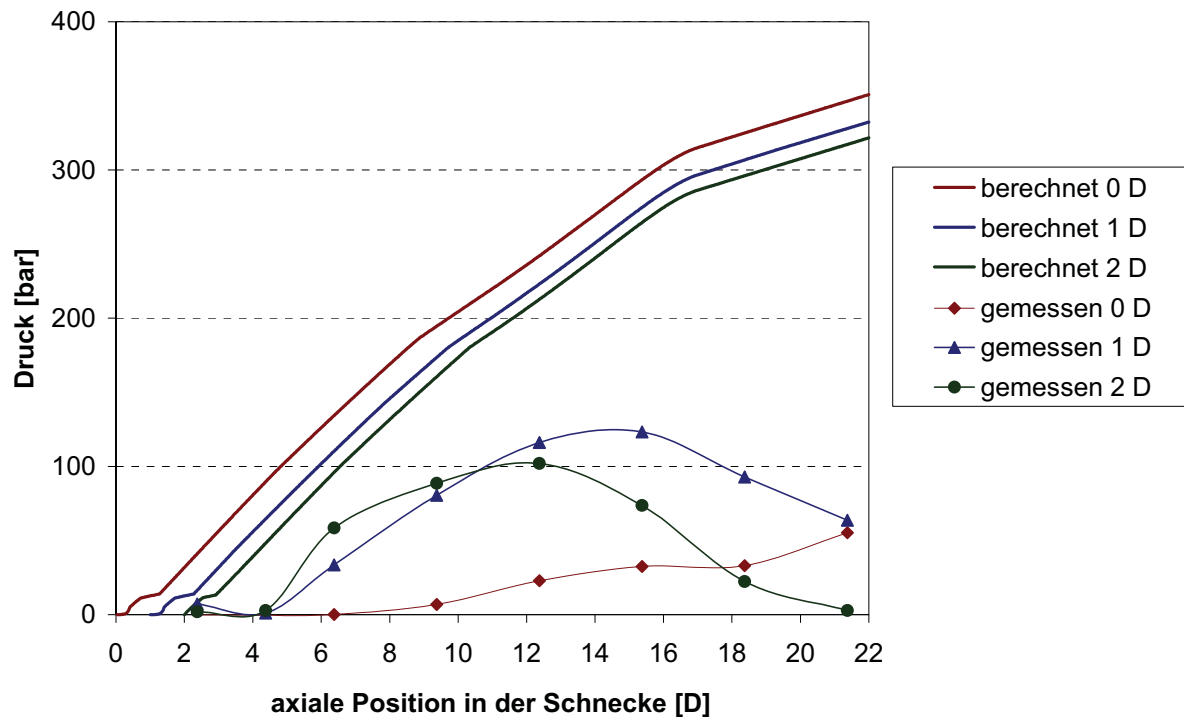


Bild 114: Vergleich zwischen den berechneten und den gemessenen Druckverläufen über der axialen Position in der Schnecke bei den Schneckenstellung 0D, 1D und 2D für Versuch Nummer 3 (340 min^{-1} Drehzahl, 2D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

6.3. Ort der Schmelzwirbelbildung und Aufschmelzverlauf

Das Programm berechnet auch den Ort der ersten Schmelzwirbelbildung. Es ist dies jener Abstand vom Einfüllloch, nach dem sich das erste Mal ein Schmelzwirbel an der treibenden Flanke bildet. Das Berechnungsergebnis für einen Dosierweg von 4 D, 120 bar Staudruck und 100 min^{-1} Drehzahl (Bild 115) wird mit dem entsprechenden Schneckenausziehversuch verglichen. Im Schneckenausziehversuch kann der Ort der ersten Schmelzwirbelbildung nur grob abgeschätzt werden, da es zu Verfälschungen aufgrund der Schneckenstillstandszeit während des Abkühlens des Zylinders vor dem Herausziehen der Schnecke kommt. Des Weiteren führt die ungleichmäßige Verteilung des Farbmasterbatches zu Problemen bei der Beurteilung. Die Berechnung des Ortes der ersten Schmelzwirbelbildung wird mit dem Abkühlversuch verglichen, bei dem unmittelbar nach dem vollständigen Aufdosieren der Prozess gestoppt wurde. Wie Bild 116 zeigt, liegt die erste Schmelzwirbelbildung zwischen 3,84 D und 4,34 D nach dem Einfüllloch.



Bild 115: Ort der ersten Schmelzwirbelbildung für Versuch Nummer 10 (100 min^{-1} Drehzahl, 4D Dosierweg, 120 bar Staudruck).

Abstand vom Einfüllloch

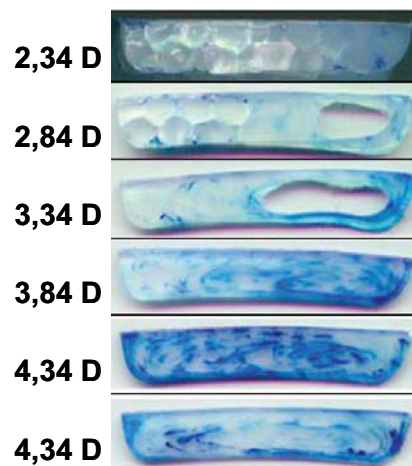


Bild 116: Schnittbilder für den Schneckenausziehversuch Nummer 10 (100 min^{-1} Drehzahl, 4D Dosierweg, 120 bar Staudruck). Die aktive Flanke ist auf der linken Seite.

Mit den Schnittbildern aus den Schneckenausziehversuchen können auch der Aufschmelzverlauf und damit der Verlauf der Feststoffbettbreite über der Schneckenlänge bestimmt werden. Das Berechnungsergebnis für Versuch Nummer 1 (100 min^{-1} Drehzahl, 2D Dosierweg, 60 bar Staudruck) zeigt Bild 117. Darin ist die relative Feststoffbettbreite X/b über

der axialen Position in der Schnecke z_{ax} für drei verschiedene gedachte Partikel aufgetragen. Jenes Partikel, das zu Beginn des Dosierens, also bei einer Schneckenstellung s von 0 D, in die Schnecke eintritt benötigt die geringste Länge für das Aufschmelzen. Das Partikel, welches am Ende des Dosiervorganges eintritt (Schneckenstellung $s = 2$ D) braucht den längsten Weg in der Schnecke, um aufzuschmelzen. Die Stufen in den Verläufen treten aufgrund der Schneckenstillstandszeiten auf. Während dieser Zeit bewegt sich das Partikel in der Schnecke nicht vorwärts, trotzdem schmilzt das Material aufgrund von Wärmeleitung von der Zylinderwand weiter an. Das so aufgeschmolzene Material wird zu Beginn des nächsten Dosiervorganges in den Schmelzpool gefördert, wodurch sich die verbleibende Feststoffbettbreite verkleinert.

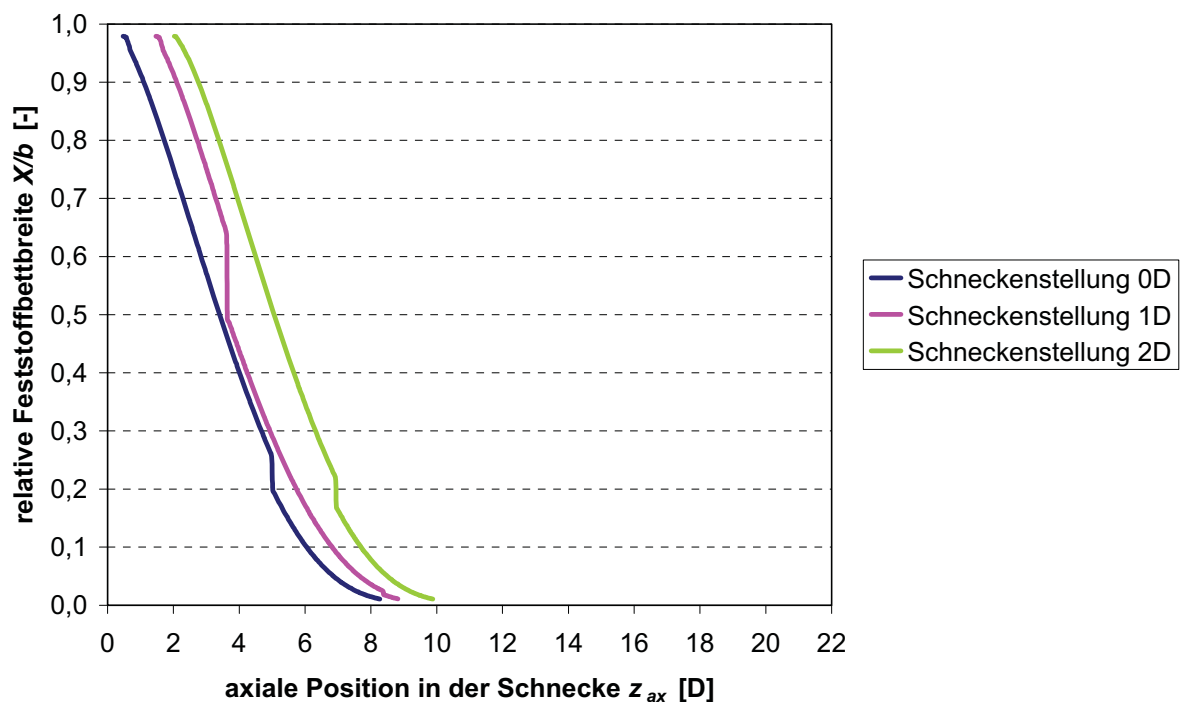


Bild 117: Relative Feststoffbettbreite X/b über der Schneckenlänge bei verschiedenen Schneckenstellungen für Versuch Nummer 1 (100 min^{-1} Drehzahl, 2D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

Der Vergleich mit den Berechnungsergebnissen des Programms zeigt, dass stets zu kurze Aufschmelzlängen berechnet werden, wie exemplarisch Bild 118 für den Versuch Nummer 10 zeigt. Es wurde dafür die Feststoffbettbreite des Querschnittes durch den Kanal vermessen. Diese Auswertemethode versagt allerdings ab der Stelle, an der entweder das Feststoffbett abreißt oder sich aufgrund der Masterbatchefärbung keine klare Trennung mehr zwischen Feststoffbett und Schmelzewirbel erkennen lässt. In den Schneckenausziehversuchen zeigt

sich, dass das Aufschmelzen bei manchen Betriebspunkten bis zur Meteringzone noch nicht abgeschlossen ist. Das liegt unter anderem daran, dass das Feststoffbett abreißt und nun „Feststoffinseln“ im Schneckenkanal herumtreiben, die nur mehr durch Wärmeleitung aufgeschmolzen werden können. Das Abreißen des Feststoffbettes wird im Programm nicht berücksichtigt. In [Zit04] wird eine Methode beschrieben, die aufgrund einer Kräftebilanz am Feststoffbett eine Vorhersage zu Abreißen treffen kann. Die Schwierigkeit dabei liegt aber an der Bestimmung der dazu notwendigen Materialparameter.

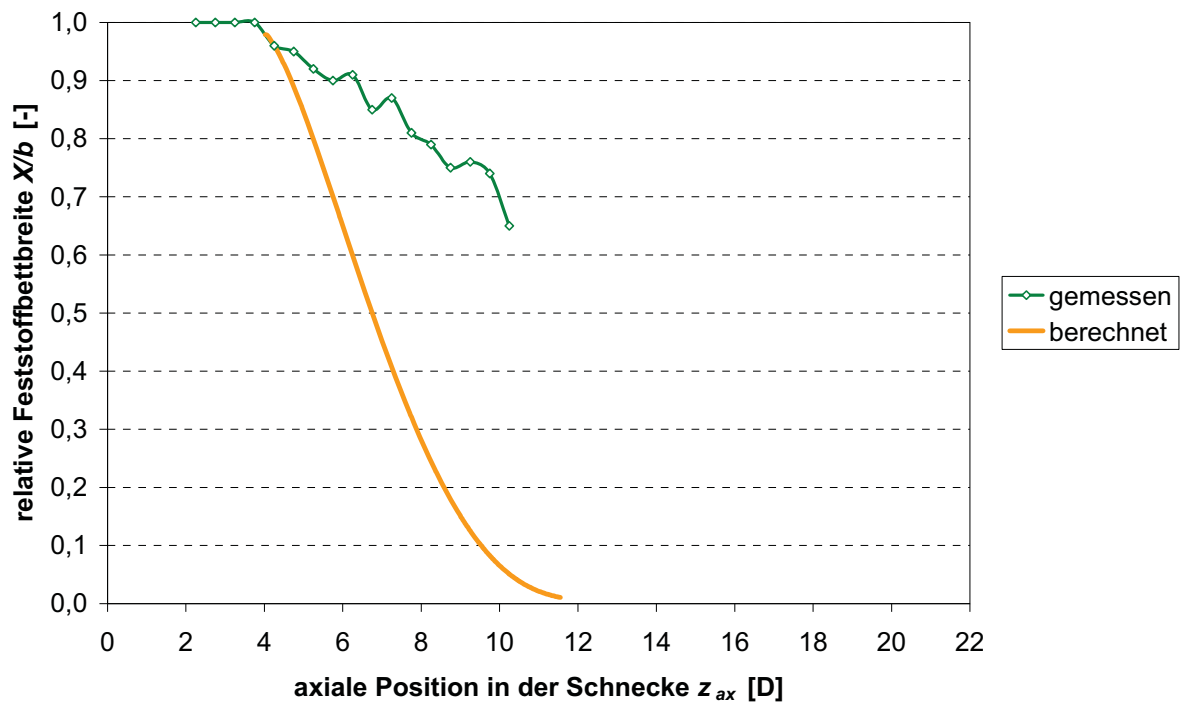


Bild 118: Vergleich des Verlaufs der relativen Feststoffbettbreite X/b über der axialen Position für den Versuch Nummer 10 (100 min^{-1} Drehzahl, 4D Dosierweg, 120 bar Staudruck) bei der Schneckenstellung 4 D.

6.4. Massetemperatur

Das Programm berechnet die Massetemperatur eines Schmelzpartikels für drei Dosierstellungen. Bei allen Berechnungen ergibt sich eine Abnahme der Massetemperatur mit zunehmenden Dosierweg, also ein ähnlicher Verlauf wie in Bild 119 dargestellt. Es wurde nun für alle Versuchseinstellungen eine mittlere Massetemperatur aus den Berechnungen des Programms ermittelt und mit der gemessenen Massetemperatur aus den Versuchen verglichen.

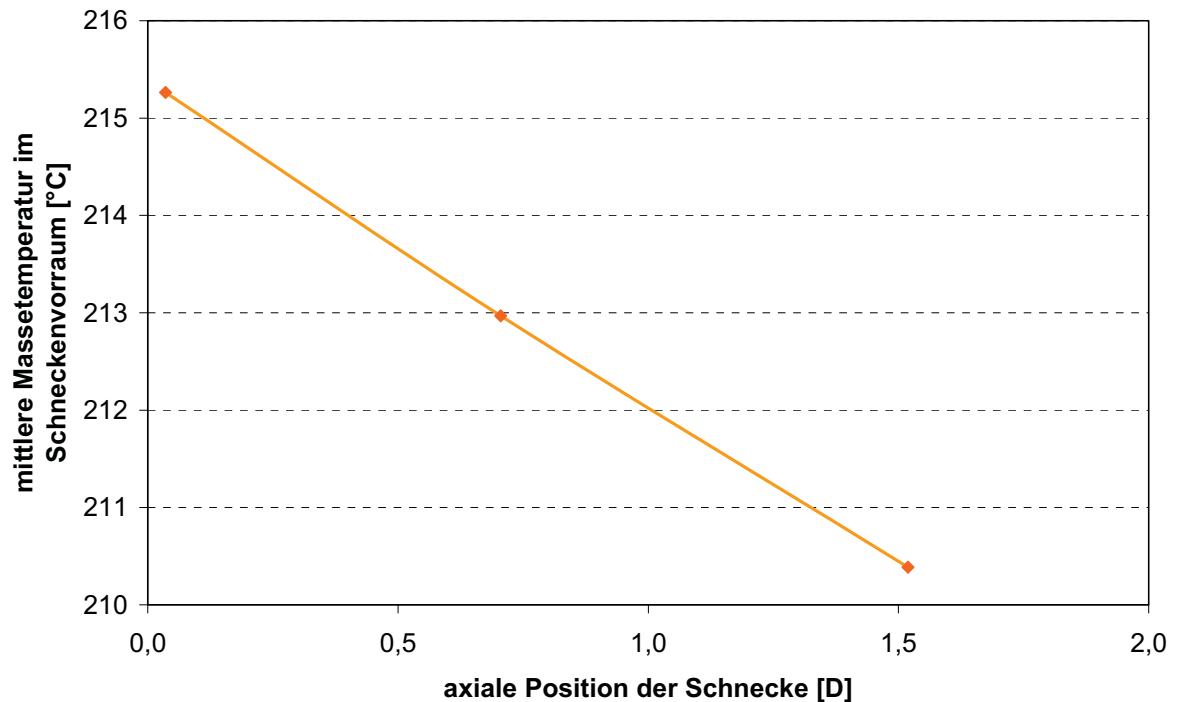


Bild 119: Berechneter Verlauf der Massetemperatur über der axialen Position der Schnecke für Versuch Nummer 1 (100 min^{-1} Drehzahl, 2D Dosierweg, 60 bar Staudruck).

Die mittlere berechnete Massetemperatur bleibt innerhalb der $\pm 10\%$ -Fehlergrenzen. Der Verlauf der berechneten Massetemperaturen ist tendenziell ähnlich den gemessenen Massetemperaturen, wobei bei den Drehzahlen von 340 min^{-1} die größten Abweichungen zwischen Rechnung und Experiment auftreten (Bild 120). Der Grund dafür liegt vermutlich in der Messmethode der Massetemperatur. Bei 340 min^{-1} treten die größten Temperaturinhomogenitäten im Schneckenraum auf. Während der Zeit zwischen dem Aufdosieren und dem Ausspritzen der Schmelze kommt es einerseits zu einer Vergleichmäßigung der Massetemperatur sowie zu einer zusätzlichen Erwärmung der Schmelze. Dadurch werden bei den Experimenten höhere Temperaturen gemessen, als mit dem Programm berechnet werden.

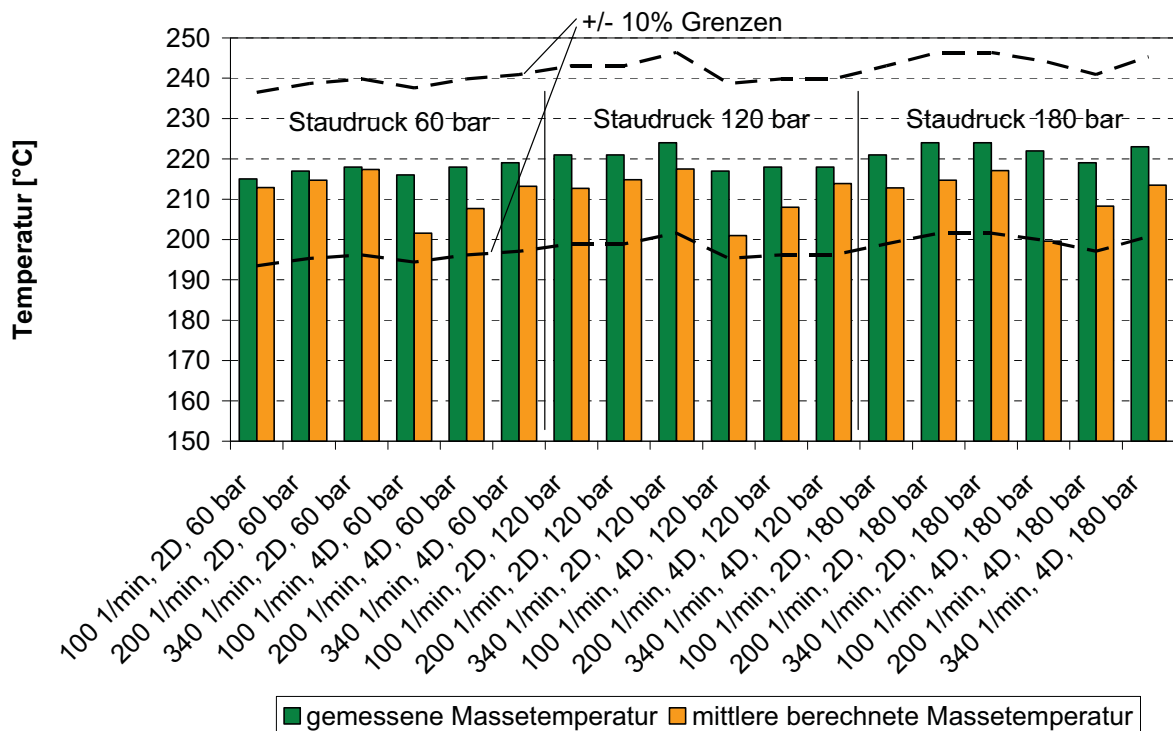


Bild 120: Vergleich zwischen gemessener Massetemperatur und der mittleren berechneten Massetemperatur. Die strichlierten Linien stellen die +/- 10% Grenzen dar.

6.5. Antriebsleistung

Vergleicht man die gemessene mit der berechneten Antriebsleistung über dem Dosierweg, so erkennt man, dass die Tendenz falsch berechnet wird. Während nämlich bei den Experimenten eine Zunahme der Antriebsleistung gemessen wird, errechnet das Berechnungsprogramm eine Abnahme (Bild 121). Das gleiche gilt für den Drehmomentverlauf über dem Dosierweg. Auch hier wird die im Experiment gemessene Zunahme des Drehmoments über dem Dosierweg vom Berechnungsprogramm nicht richtig wiedergegeben. In Bild 122 werden die über dem Dosierweg gemittelten gemessenen den gemittelten berechneten Antriebsleistungen gegenübergestellt. Während für geringe Drehzahlen (100 min^{-1}) die gemessenen mit den berechneten Antriebsleistungen gut übereinstimmen, werden die Abweichungen umso größer, je höher die Drehzahl ist.

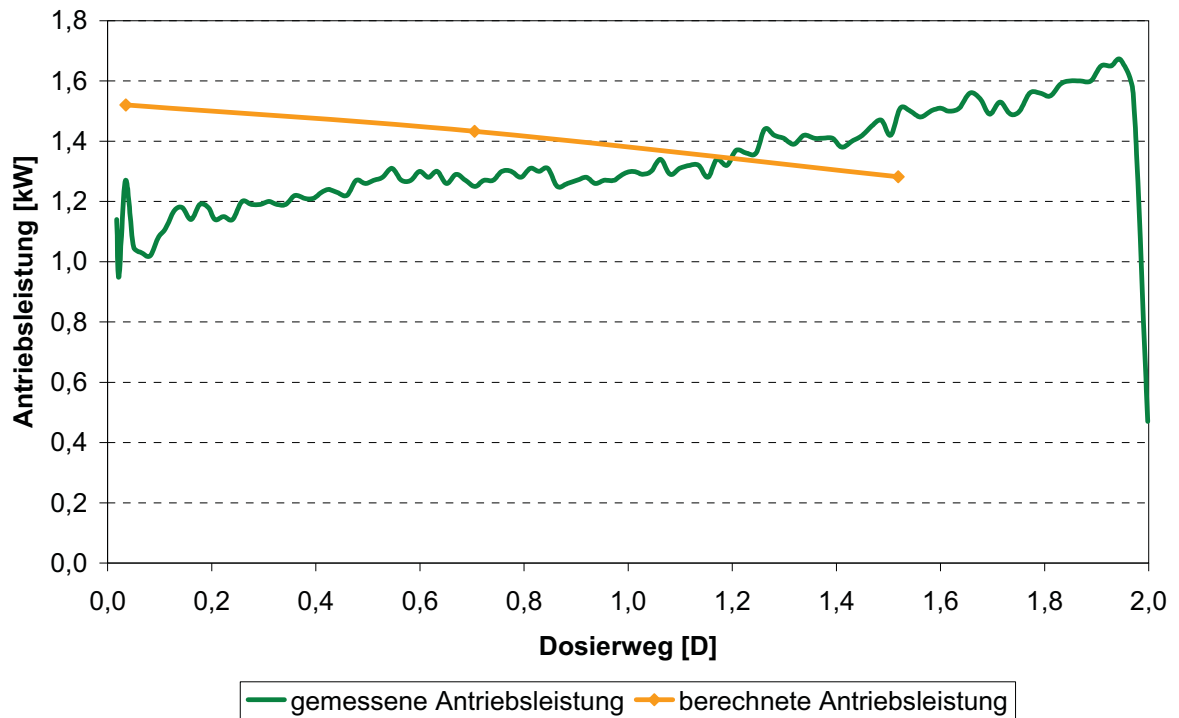


Bild 121: Vergleich von gemessener und berechneter Antriebsleistung über dem Dosierweg für Versuch Nummer 1 (Drehzahl 100 min^{-1} , Dosierweg 2 D, Staudruck 60 bar).

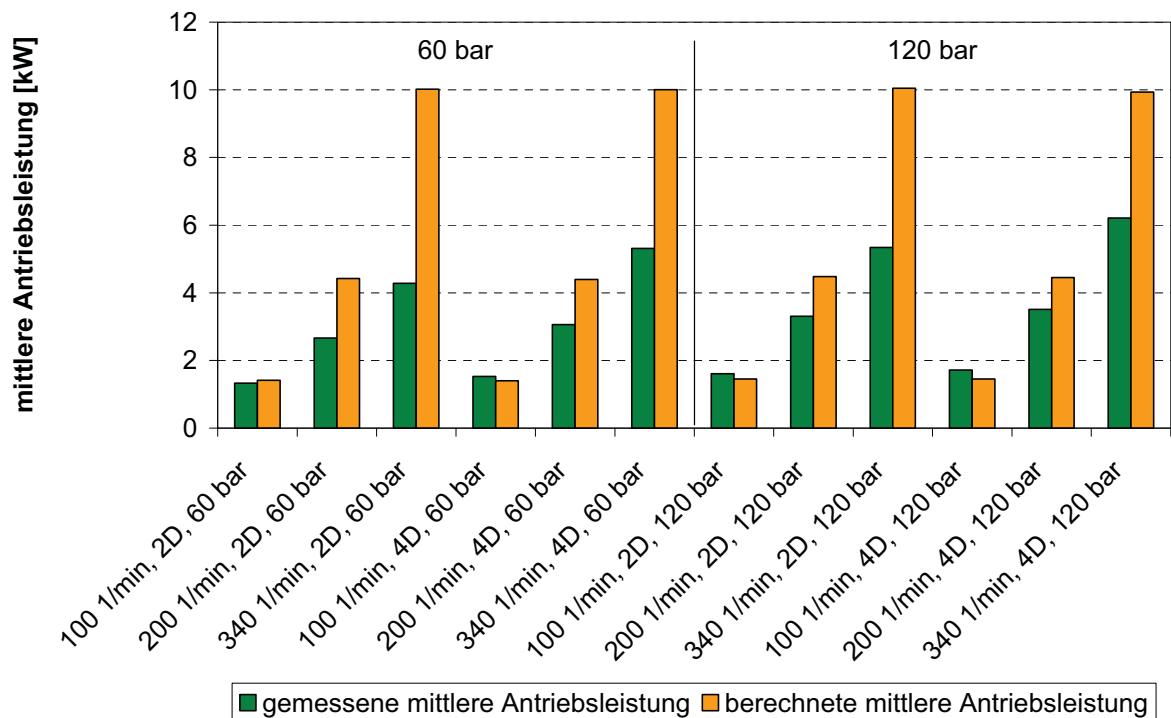


Bild 122: Vergleich von gemessener mittlerer Antriebsleistung und berechneter mittlerer Antriebsleistung.

7. Ergebnisse der Verschleißuntersuchungen an Rückstromsperrern

Die Rückstromsperrre ist nach DIN 24450 ein Konstruktionselement am vorderen Teil der Schnecke einer Spritzgießmaschine, welches das Rückströmen plastifizierter Formmassen in der Einspritz- und Nachdruckphase verhindert. Eine weit verbreitete Bauform der Rückstromsperrre ist die so genannte Ring-Rückstromsperrre (Bild 123). Während des Dosierens wird der Sperring gegen die Flügel der Schneckenspitze gedrückt. Wie aus früheren Untersuchungen [Gor01] bekannt ist, kommt es dabei unter bestimmten Umständen zum metallischen Kontakt zwischen den Flügeln der Rückstromsperrre und dem Sperring. Dies bewirkt erhöhten adhäsiven Verschleiß (Bild 124), der bis zum vollständigen Ausfall der Rückstromsperrre führen kann. Das Auftreten von Adhäsion im Bereich der Reibfläche und die damit verbundenen Temperaturerhöhungen im Werkstoff konnten durch metallurgische Untersuchungen nachgewiesen werden (Bild 125).

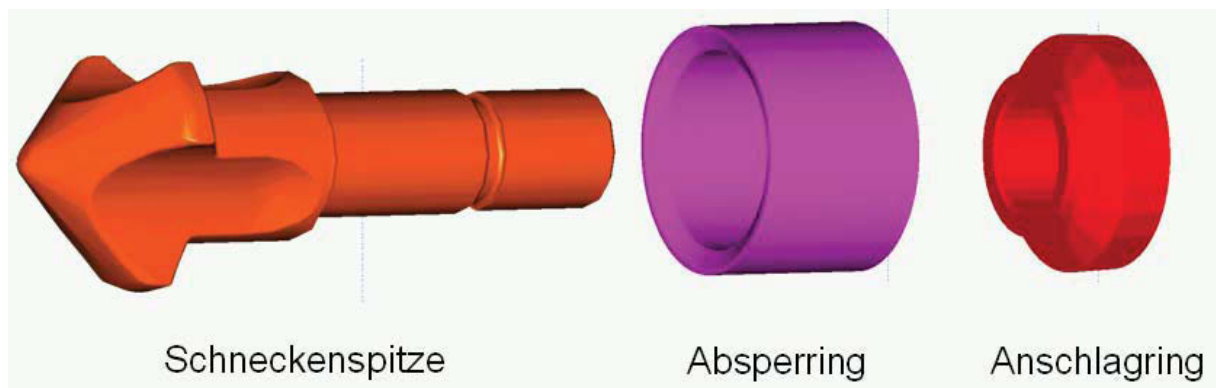


Bild 123: Bestandteile einer Rückstromsperrre.



Bild 124: Verschleiß an den Flügeln der Rückstromsperrre.



Bild 125: Metallurgischer Schliff im Bereich der Verschleißstelle an den Flügeln der Schneckenspitze.

Verschleiß ist nach DIN 50320 der Vorgang eines fortschreitenden Materialverlusts an der Oberflächenschicht eines festen Körpers infolge tribologischer Beanspruchung. Eine tribologische Beanspruchung ist jede Beeinflussung der Werkstoffoberfläche durch Kontakt oder Relativbewegung mit festen flüssigen oder gasförmigen Substanzen. Verschleiß ist keine Werkstoff-, sondern eine Systemeigenschaft. Eine umfassende Abhandlung über Verschleiß in der Kunststoffverarbeitung findet man in [Men90].

Die Bauteile der Rückstromsperrre, insbesondere die Flügel der Schneckenspitze und der Sperring, werden häufig als bloße Verschleißteile angesehen. Dabei wird aber vergessen, dass der oftmals recht starke Metallabtrag an den Gleitflächen der Flügel und an der Stirnfläche des Sperrings ebenfalls zu erheblichen optischen Beeinträchtigungen am Formteil führen kann. Der Hauptverschleiß bei Rückstromsperrren tritt zwischen dem Sperring und den Flügeln der Schneckenspitze auf. Aus den mit dem Messdatenerfassungssystem aufgenommenen Druck- und Temperaturkurven können bezüglich des Verschleißes der Rückstromsperrre die folgenden Erkenntnisse abgeleitet werden. Bild 126 zeigt die grafische Darstellung der Messergebnisse eines Zyklus am Beispiel LDPE mit der Werkstoffpaarung M390 / M390 (Schneckenspitze / Sperring) bei einer Schneckendrehzahl von 330 min^{-1} . Der Werkstoff M390 (Hersteller: Böhler Edelstahl GmbH) ist ein pulvermetallurgischer Stahl, der

aufgrund seiner guten Korrosions- und Abrasionsbeständigkeit sowohl im Kunststoffformenbau als auch für Komponenten der Plastifiziereinheit Verwendung findet. Aus dem Verlauf der Drehzahl (schwarze Kurve) ist erkennbar, dass die Regelung etwa 3 s benötigt, bis die vorgegebene Drehzahl von 330 min^{-1} erreicht werden kann. Danach wird der eingestellte Wert ausreichend genau eingehalten.

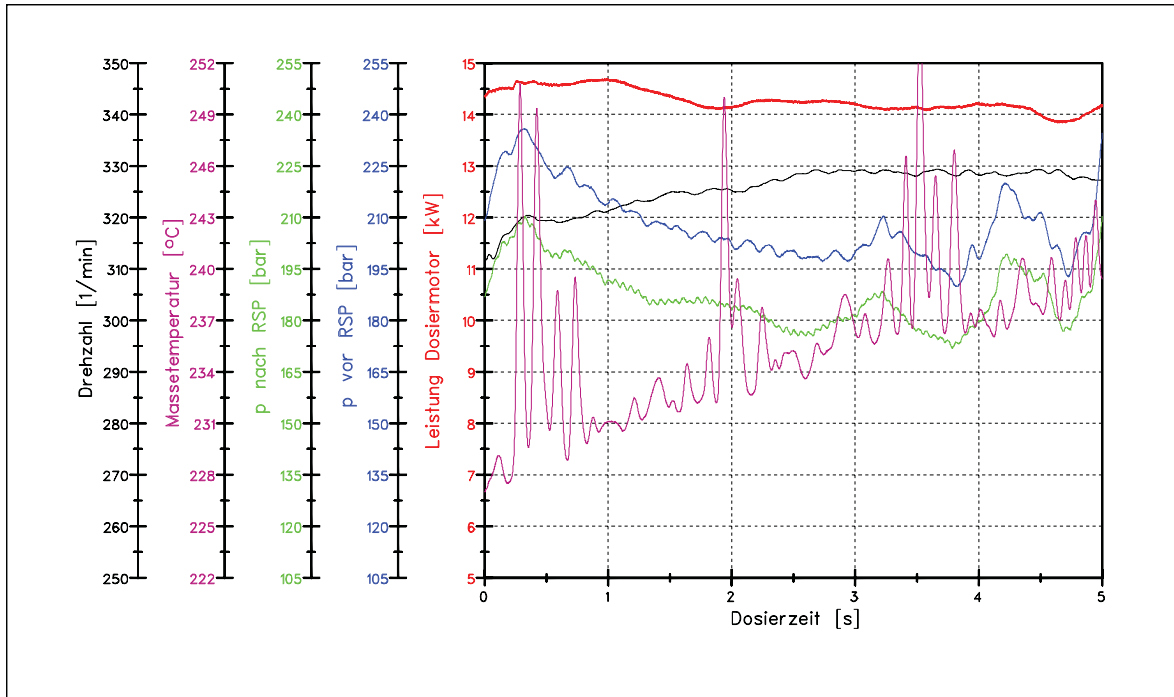


Bild 126: Graphische Darstellung der Messergebnisse eines Zyklus am Beispiel der Werkstoffpaarung Schneckenspitze M390 / Sperring M390.

Die mit dem Infrarotsensor gemessene Masstemperatur (rosarote Kurve) zeigt deutliche Spitzen, die bei allen in [Gor98] untersuchten Werkstoffpaarungen beobachtet werden konnten, bei denen erhöhter Verschleiß auftrat. Aufgrund der hohen Messfrequenz (10 kHz) und der damit verbundenen hohen Anzahl an Messwerten, die notwendig waren, um die Temperaturspitzen als solche erkennen zu können, konnten die Messergebnisse nur in Form von Bildern und nicht als Wertetabellen gespeichert werden. Diese Temperaturspitzen haben sich als eindeutiges Indiz dafür herausgestellt, dass adhäsiver Verschleiß während des Versuches auftrat. In einer FFT-Analyse (Fast-Fourier-Transformation) konnte keine Regelmäßigkeit im Amplituden-Frequenz-Verlauf erkannt werden. Daraus ist zu schließen, dass der Schmierfilm zwischen den Flanken der Schneckenspitze und dem Sperring in unregelmäßigen Zeitintervallen aufgebaut wird (die Temperatur an den Flanken entspricht dann in etwa der Masstemperatur des Kunststoffes) und danach wieder zusammenbricht.

Durch das Zusammenbrechen des Schmierfilmes steigt die Temperatur wegen der nun vorliegenden Reibung zwischen Metall und Metall. Dass die Temperaturspitzen nicht regelmäßig auftreten deutet auch darauf hin, dass die drei Flanken an der Schneckenspitze nicht gleichmäßig aufliegen und somit auch nicht gleichmäßig abgetragen werden.

Der Druck nach der Rückstromsperre (grüne Kurve) liegt in Bild 126 um durchschnittlich 15 bar unter dem Druck vor der Rückstromsperre (blaue Kurve). Aus dieser Druckdifferenz kann die Anpresskraft des Sperrringes an die Schneckenspitze berechnet werden. Ab ca. 3 s Messzeit kann man aus den Kurvenverläufen erkennen, dass bereits unaufgeschmolzenes Material gefördert wird, da die Drücke ab diesem Zeitpunkt deutlich zu schwanken beginnen. Bei Beobachtungen des Materialaustrittes aus der Düse konnte diese Förderung von unaufgeschmolzenem Kunststoff auch erkannt werden. Im mittleren Zeitbereich (1 bis 3 s) ist die Druckdifferenz über der Zeit in etwa konstant. Der erhöhte Druckbedarf zu Beginn des Zyklus tritt auf, da das in der Düse befindliche unaufgeschmolzene Material des vorigen Zyklus erst mit erhöhtem Druckbedarf herausgedrückt werden muss.

Einer FFT-Analyse (Fast-Fourier-Transformation) der Drucksignale kann entnommen werden, dass die dem Kurvenverlauf überlagerten höherfrequenten Schwingungen das Passieren des Schneckensteges (Druck vor der Rückstromsperre) bzw. das Passieren einer der drei Flanken der Schneckenspitze (Druck nach der Rückstromsperre) anzeigen.

Die Leistungsaufnahme des Dosiermotors (rote Kurve) bleibt während des Zyklus nahezu konstant. Bei Versuchen, bei denen kein adhäsiver Verschleiß auftrat, war die aufgenommene Leistung um rund 1 kW geringer, als bei jenen Versuchen, bei denen adhäsiver Verschleiß beobachtet wurde.

7.1. Einsatz keramischer Werkstoffe für Rückstromsperren

In [Men90, S. 393] und in [NN93] wird eine Rückstromsperrenkonstruktion beschrieben, bei der der Sperring eine Zirkonoxidlaufschicht enthält. Auch in [Obi92] wird eine ähnliche Konstruktion beschrieben. Eine Keramikbüchse wurde in einen metallischen Mantel eingeschrumpft. Wegen der geringen Zugfestigkeit der Keramik muss der Sperring eine gewisse Druckvorspannung erhalten, um die bei einem bestimmten Betriebsinnendruck auftretenden Zugspannungen zu neutralisieren. Beim Einschrumpfen und im Praxisversuch

traten allerdings Schwierigkeiten auf, die u.a. auf den unterschiedlichen Wärmedehnungskoeffizienten zwischen Stahl und Keramik zurückzuführen waren.

Bei der Reibpaarung Stahl - Keramik sollte theoretisch kein adhäsiver Verschleiß auftreten, da die Atomgitter beider Materialien stark unterschiedlich sind. Um eine Zugbelastung des keramischen Bauteils sowie Probleme mit Schrumpfspannungen und den unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten zu umgehen, wurde bei der in dieser Arbeit verwendeten Konstruktion der Sperring aus pulvermetallurgischen Stahl in Kombination mit keramischen Elementen an der Schneckenspitze verwendet. Dazu kam die in Bild 127 dargestellte Konstruktion zum Einsatz. Beim Einschrauben der Schneckenspitze in die Schnecke wird der Anschlagstern durch den Hülsenanschlagring geklemmt und somit lediglich auf Druck belastet, was für die keramischen Werkstoffe üblicherweise kein Problem darstellt.

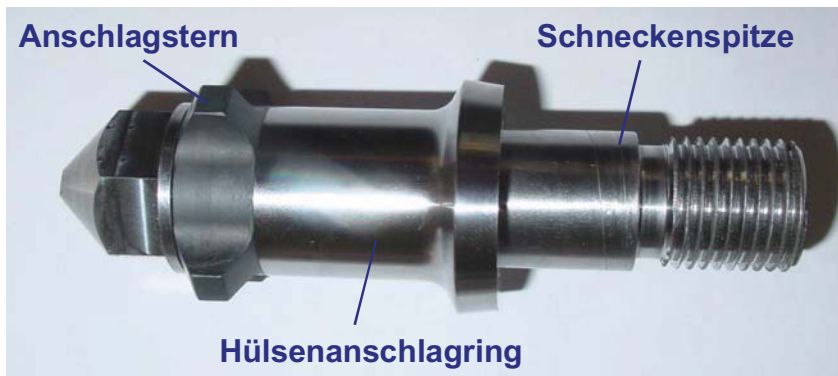


Bild 127: 4-teilige Rückstromsperre (Sperring fehlt in der Abbildung).

Als Materialien für die 4-flügeligen Anschlagsterne kamen die technischen Keramiken gesintertes Siliziumcarbid (SSiC), gesintertes Siliziumnitrid (SSN), stabilisiertes Zirkonoxid (ZrO_2 -TZP) und Aluminiumoxid (Al_2O_3) zum Einsatz. Die Eigenschaften dieser Materialien sind in Tabelle 10 angeführt. Die keramischen Anschlagsterne wurden von der Firma H.C. Stark (Selb/D) durch Pressen und anschließendes Sintern hergestellt. Der Sperring bestand aus dem pulvermetallurgischen Stahl M390, der eine Härte von 60 HRC aufwies. Für jeden Versuch wurde ein neuer Sperring verwendet.

Tabelle 10: Eigenschaften der eingesetzten Keramiken und des Stahles M390.

Bezeichnung	Einheit	SSiC	SSN	ZrO ₂ -TZP	Al ₂ O ₃	M390
Rohdichte	g/cm ³	3,1	3,2	6,0	3,9	7,6
Biegefestigkeit (4-Punkt, RT)	MPa	400	650	800	300	k.A.
E-Modul	GPa	395	300	210	330	210
Querkontraktionszahl	-	0,17	0,2	0,2	0,2	k.A.
Härte HV	10 ³ N/mm ²	25	15	12	20	~ 0,68)*
Lin. Wärmedehnungskoeffizient	10 ⁻⁶ 1/K	4,5	3,5	11	7,8	11
Wärmeleitfähigkeit	W/mK	100	32	2	25	14
Spez. Wärmekapazität	J/gK	1	0,7	0,4	0,9	k.A.
Max. Einsatztemperatur	°C	1700	1400	800	1500	k.A.

)* nach dem Härten (entspricht 60 HRC)

Im Rückstromsperrrenverschleißversuch, der eine adhäsive Beanspruchung für beide Reibpartner (Flügel der Schneckenspitze und Sperring) darstellt, versagte der Anschlagstern aus M390 nach der durchspritzten Kunststoffmasse LDPE von 50 kg derart, dass die Flügel der Schneckenspitze vollständig verschlissen waren (Bild 128).



Bild 128: M390-Anschlagstern und M390 Sperring nach dem Rückstromsperrren-Verschleißversuch.

Während des Dosierens waren in den Messschrieben, wie in Bild 126 dargestellt, ausgeprägte Temperaturspitzen im IR-Messsignal erkennbar. Bei allen mit metallischen Werkstoffpaarungen durchgeführten Versuchen waren diese Temperaturspitzen ein eindeutiges Indiz für das Vorhandensein von massivem adhäsiven Verschleiß.

Siliziumcarbid ist aufgrund der hohen Härte äußerst spröde. In Plättchenverschleißversuchen, die am Institut für Kunststoffverarbeitung der Montanuniversität Leoben durchgeführt wurden, zerbrachen die Probeplättchen beim Ausbau aus dem Adapter. Auch im

Rückstromsperren-Verschleißversuch waren nach dem Versuch Ausbrüche und Risse im Anschlagstern aus SSiC erkennbar (Bild 129). Es trat kein Verschleiß am Anschlagstern auf, und auch am Sperringring waren nur Reibspuren aber kein Verschleiß erkennbar. Die IR-Temperaturmessung zeigte keine ausgeprägten Temperaturspitzen.

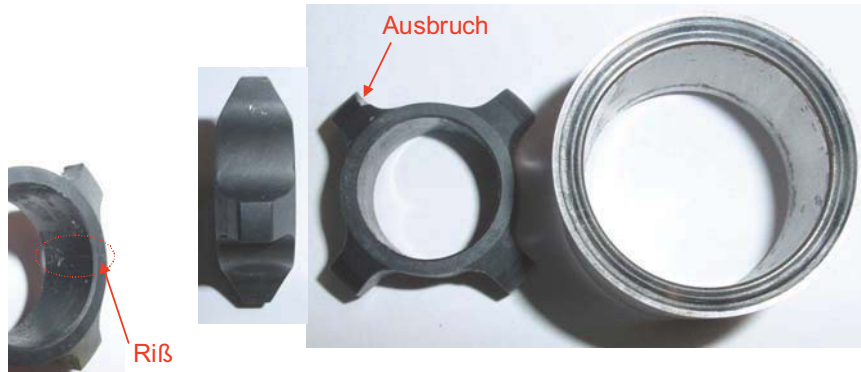


Bild 129: SSiC-Anschlagstern und M390 Sperring nach dem Rückstromsperren-Verschleißversuch.

Beim Rückstromsperren-Verschleißversuch mit dem SSN-Anschlagstern traten im IR-Signal zwar deutliche Temperaturspitzen auf, obwohl nach dem Ausbau der Rückstromsperre kein Verschleiß am Anschlagstern erkennbar war (Bild 130). Es war dies der einzige Versuch, bei dem das Auftreten von Temperaturspitzen nicht mit massivem Verschleiß an den Flügeln der Schneckenspitze korrelierte. SSN kann die entstehende Wärme aufgrund der mehr als doppelt so hohen Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zum M390 besser abführen. Außerdem führt eine Temperaturerhöhung am SSN zu keinem Härteverlust, wie es bei gehärteten Stählen der Fall ist. Die Verschleißbeständigkeit des SSN bleibt also trotz der Tendenz zu Adhäsion zum M390 erhalten.



Bild 130: SSN-Anschlagstern und M390-Sperring nach dem Rückstromsperren-Verschleißversuch.

Im Rückstromsperrrenverschleiß-Versuch mit dem Zirkonoxid-Anschlagstern (ZrO_2 -TZP) traten ausgeprägte Temperaturspitzen auf. Sowohl am Anschlagstern als auch am Sperring waren deutliche Reibspuren erkennbar. Zirkonoxid wird aufgrund seiner Eigenschaften, die den Eigenschaften von Stählen sehr ähnlich sind, häufig eingesetzt (gleicher E-Modul und ähnlicher Temperaturendeckungskoeffizient wie Stahl).

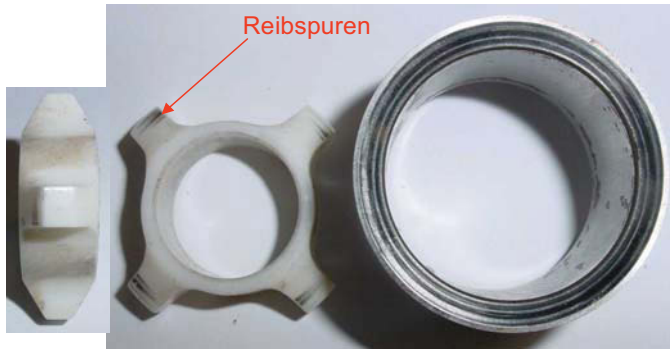


Bild 131: ZrO_2 -TZP-Anschlagstern und M390-Sperring nach dem Rückstromsperrren-Verschleißversuch.

Überraschender Weise trat beim Rückstromsperrren-Verschleißversuch mit dem Anschlagstern aus Aluminiumoxid nennenswerter Verschleiß auf. Trotz der hohen Härte von Aluminiumoxid von etwa 20.000 HV war nach dem Versuch am Anschlagstern eine Stufe von 0,5 mm und am Sperring ein deutlicher Metallabtrag erkennbar. Das IR-Messsignal zeigte ausgeprägte Temperaturspitzen.



Bild 132: Al_2O_3 -Anschlagstern und M390-Sperring nach dem Rückstromsperrren-Verschleißversuch.

Aufgrund der Erfahrungen mit den keramischen Werkstoffen für den Einsatz in Rückstromsperrren ist neben dem Bewertungskriterium Verschleiß an den Flügeln der

Schneckenspitze bzw. am Sperring auch die Bewertung des Auftretens von Ausbrüchen und Rissen aufzunehmen.

7.2. Die Auswirkung von Einzugsschrägen an den Flügeln der Schneckenspitze

7.2.1. Einzugsschrägen zur Ausbildung eines hydrodynamischen Schmierfilms

Im Folgenden soll untersucht werden, ob das Anbringen von Einzugsschrägen an den Flügeln der Schneckenspitze zum Aufbau eines hydrodynamischen Schmierfilms führt, der den metallischen Kontakt und damit den adhäsiven Verschleiß an den Flügeln der Schneckenspitze verhindern soll.

Der Sperring wird gedanklich in die Ebene abgerollt, und die Einzugsschrägen der Schneckenspitze werden als Keile betrachtet, die sich mit der mittleren Umfangsgeschwindigkeit v_{umf} am Sperring vorbeibewegen (Bild 133). Dadurch kann von zylindrischen auf kartesische Koordinaten übergegangen werden.

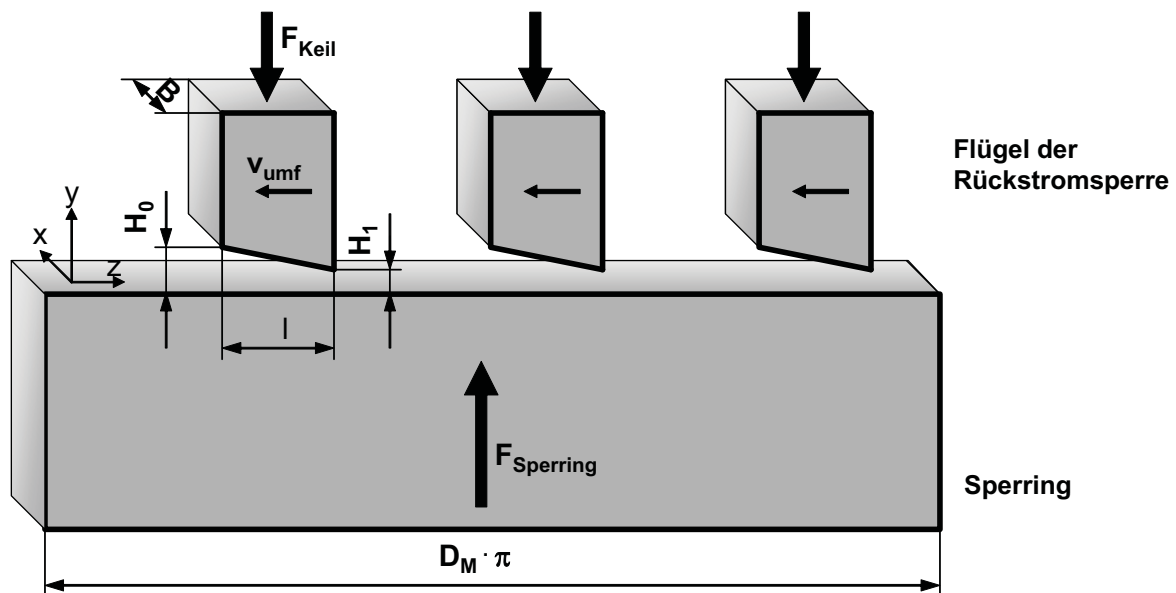


Bild 133: Kräfte, Geschwindigkeiten und geometrische Verhältnisse im Bereich der Keilspaltströmung.

In den folgenden Betrachtungen gelten folgende Vereinfachungen und Voraussetzungen:

- stationäre, laminare, isotherme, voll entwickelte Strömung,

- inkompressibles, newtonsches Fluid,
- wandhaftende Schmelze,
- die Trägheitskräfte sind gegenüber den Scherkräften vernachlässigbar,
- die Strömungsgeschwindigkeit normal zur Grundfläche ist gegenüber der Strömungsgeschwindigkeit parallel dazu vernachlässigbar,
- es gibt keine Strömung quer zur Grundfläche,
- die Keilspalthöhen H_0 und H_l sind wesentlich kleiner als die Keilspaltbreite B ,
- alle Flügel der Schneckenspitze haben die Keilspaltlänge l .

Es ergibt sich somit für eine eindimensionale Strömung die Impulsbilanz, aus der die Geschwindigkeitsverteilung über der Spalthöhe berechnet werden kann.

$$\eta \cdot \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2} = \frac{\partial p}{\partial z} \quad (103)$$

$$\frac{\partial v_z}{\partial y} = \frac{1}{\eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \cdot y + C_1 \quad (104)$$

$$v_z(y) = \frac{1}{2 \cdot \eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \cdot y^2 + C_1 \cdot y + C_2 \quad (105)$$

Die Randbedingungen für dieses Problem lauten:

$$v_z(0) = 0 \quad (106)$$

$$v_z(H) = v_{Umf} \quad (107)$$

Damit ergibt sich die Lösung für Gleichung 105 zu:

$$v_z(y) = \frac{1}{2 \cdot \eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \cdot H^2 \cdot \left[\left(\frac{y}{H} \right)^2 - \left(\frac{y}{H} \right) \right] + \left(\frac{y}{H} \right) \cdot v_{umf} \quad (108)$$

Den Volumendurchsatz erhält man durch Integration von Gleichung 108 über der Kanalhöhe:

$$\dot{V} = B \cdot \int_0^H v_z(y) dy \quad (109)$$

$$\dot{V} = -\frac{B \cdot H^3}{12 \cdot \eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{B \cdot H}{2} \cdot v_{umf} \quad (110)$$

Aufgrund der Kontinuitätsbedingung ist \dot{V} entlang der Keilströmung konstant. Der Druckgradient $\frac{\partial p}{\partial z}$ lässt sich daher als Funktion der Kanalhöhe H darstellen, die ihrerseits wieder von der z -Koordinate abhängt:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \frac{12 \cdot \eta}{B \cdot H^3} \cdot \left(\frac{B \cdot H}{2} \cdot v_{umf} - \dot{V} \right) \quad (111)$$

$$H = H_0 - \frac{H_0 - H_1}{l} \cdot z \quad (112)$$

Für die weiteren Berechnungen wird die Steigung der Geraden nach Gleichung 112 mit α bezeichnet:

$$\alpha = \frac{H_0 - H_1}{l} \quad (113)$$

Die Integration der Gleichung 111 entlang der Keilspaltlänge l ergibt den Druckverlauf:

$$p(z) = \int_0^z \frac{\partial p}{\partial z} dz^* \quad (114)$$

$$p(z) = \int_0^z \frac{12 \cdot \eta}{B \cdot H^3} \cdot \left(\frac{B \cdot H}{2} \cdot v_{umf} - \dot{V} \right) dz^* \quad (115)$$

$$p(z) = \frac{6 \cdot \eta}{B \cdot \alpha \cdot (H_0 - z \cdot \alpha)^2} \cdot [v_{umf} \cdot B \cdot (H_0 - z \cdot \alpha) - \dot{V}] + C \quad (116)$$

wobei C die Integrationskonstante darstellt. Aus dem Druck am Einlauf des Keilspaltes, p_0 , leitet sich die erste Randbedingung ab:

$$p(0) = p_0 \quad (117)$$

woraus sich die Druckverteilung entlang der z-Koordinate ergibt:

$$p(z) = p_0 + \frac{6 \cdot \eta}{B \cdot \alpha} \cdot \left[\frac{v_{umf} \cdot B \cdot (H_0 - z \cdot \alpha) - \dot{V}}{(H_0 - z \cdot \alpha)^2} - \frac{v_{umf} \cdot B \cdot H_0 - \dot{V}}{H_0^2} \right] \quad (118)$$

Als weitere Randbedingung für die Keilströmung muss gelten, dass der Druck am Auslauf, $p(l)$, wieder auf p_0 gesunken ist:

$$p(l) = p_0 \quad (119)$$

Durch Umformen von Gleichung 118 errechnet man daraus den sich einstellenden Volumenstrom \dot{V} :

$$\dot{V} = \frac{v_{umf} \cdot B \cdot H_0 \cdot (H_0 - l \cdot \alpha) \cdot l \cdot \alpha}{H_0^2 - (H_0 - l \cdot \alpha)^2} \quad (120)$$

Substituiert man nun in Gleichung 118 den Volumenstrom \dot{V} aus Gleichung 120, so erhält man die Druckverteilung zu:

$$p(z) = p_0 + \frac{6 \cdot \eta \cdot v_{umf} \cdot \alpha \cdot z \cdot (l - z)}{(H_0 - z \cdot \alpha)^2 \cdot (2 \cdot H_0 - l \cdot \alpha)} \quad (121)$$

Die resultierende Kraft F_{Keil} , die zufolge des Druckverlaufes in der Einzugsschräge wirkt, erhält man durch Integration des Druckverlaufes über die projizierte Keilspaltfläche:

$$F_{Keil} = \int_0^l p(z) \cdot B \, dz \quad (122)$$

$$F_{Keil} = p_0 \cdot l \cdot B + \frac{6 \cdot \eta}{\alpha} \cdot \left[B \cdot v_{umf} \cdot \left(\frac{1}{\alpha} \cdot \ln \left(\frac{H_0}{H_0 - l \cdot \alpha} \right) - \frac{l}{H_0} \right) - \dot{V} \cdot \frac{l^2 \cdot \alpha}{H_0^2 \cdot (H_0 - l \cdot \alpha)} \right] \quad (123)$$

Verknüpft man nun Gleichung 120 mit Gleichung 123 so lässt sich die Kraft im Keilspalt, F_{Keil} , als Funktion der Keilspaltgeometrie sowie der Umfangsgeschwindigkeit darstellen:

$$F_{Keil} = p_0 \cdot l \cdot B + v_{umf} \cdot \frac{6 \cdot B \cdot \eta}{\alpha} \cdot \left[\frac{1}{\alpha} \cdot \ln \left(\frac{H_0}{H_0 - l \cdot \alpha} \right) - \frac{2 \cdot l}{2 \cdot H_0 - l \cdot \alpha} \right] \quad (124)$$

Die Stelle innerhalb des Keilspaltes, an welcher der maximale Druck auftritt, erhält man aus:

$$\frac{\partial p(z)}{\partial z} = \frac{6 \cdot \eta}{B} \cdot \left[v_{umf} \cdot \frac{B}{(H_0 - z \cdot \alpha)^2} - \dot{V} \cdot \frac{2}{(H_0 - z \cdot \alpha)^3} \right] = 0 \quad (125)$$

$$z|_{p_{\max}} = \frac{H_0}{\alpha} - \frac{\dot{V}}{B \cdot v_{umf} \cdot \alpha} \quad (126)$$

Ersetzt man nun \dot{V} in Gleichung 125 durch jenes in Gleichung 120, so erhält man die Stelle des maximalen Druckes in Abhängigkeit von den Geometriegrößen:

$$z|_{p_{\max}} = \frac{H_0 \cdot l}{2 \cdot H_0 - l \cdot \alpha} \quad (127)$$

das entspricht

$$z|_{p_{\max}} = l \cdot \frac{H_0}{H_0 + H_1} \quad (128)$$

Durch Einsetzen von Gleichung 128 in Gleichung 121 erhält man den maximalen Druck innerhalb des Keilspaltes.

$$p_{\max} = \frac{3 \cdot \eta \cdot v_{umf} \cdot l^2 \cdot \alpha}{2 \cdot H_0 \cdot (H_0 - l \cdot \alpha) \cdot (2H_0 - l \cdot \alpha)} \quad (129)$$

Die gesamte Keilkraft an den n_F -Flügeln (n_F ... Anzahl der Flügel) der Schneckenspitze muss der Anpresskraft des Sperrings, $F_{Sperring}$, das Gleichgewicht halten, woraus sich die Spaltweite H_0 berechnen lässt:

$$n_F \cdot F_{Keil} = F_{Sperring} \quad (130)$$

Die Berechnung für die Kraft auf den Sperring ergibt sich aus dem Druckabfall Δp über den Sperring und der Querschnittsfläche des Sperrings, die hier vereinfacht als abgewickelteres Rechteck betrachtet wird:

$$F_{Sperring} = \Delta p \cdot D_m \cdot \pi \cdot t \quad (131)$$

wobei D_m gemäß Bild 133 den mittleren Sperringdurchmesser und t die Dicke des Sperrings bezeichnet.

Der Druckabfall Δp ist proportional dem Volumendurchsatz durch den Sperring, der sich aus der Plastifizierleistung der Schnecke berechnen lässt. Der Volumendurchsatz ist seinerseits wieder proportional zur Drehzahl bzw. zur Umfangsgeschwindigkeit, so dass gilt:

$$F_{Sperring} = k_{\Delta p, v} \cdot v_{umf} \cdot D_m \cdot \pi \cdot t \quad (132)$$

worin $k_{\Delta p, v}$ den Proportionalitätsfaktor zwischen Druckabfall und Umfangsgeschwindigkeit darstellt:

$$k_{\Delta p, v} = \frac{\Delta p}{v_{umf}} \quad (133)$$

Dieser Faktor lässt sich entweder aus dem Experiment oder aus einer Berechnung mit repräsentativen Größen unter Einbeziehung der Plastifizierleistung der Schnecken ermitteln. Aus Gleichung 130 lässt sich mit numerischen Methoden bei vorgegebener Steigung der Einzugsschräge α die sich einstellende Spalthöhe H_0 berechnen, wobei hier angenommen wird, dass die Dicke t des Sperrings der Flügelbreite B entspricht. Dazu muss die folgende Gleichung gelöst werden:

$$n_F \cdot \frac{6 \cdot \eta}{\alpha} \cdot \left[\frac{1}{\alpha} \cdot \ln \left(\frac{H_0}{H_0 - l \cdot \alpha} \right) - \frac{l}{H_0} - \frac{l^2 \cdot \alpha}{H_0 \cdot (2 \cdot H_0 - l \cdot \alpha)} \right] = k_{\Delta p, v} \cdot D_m \cdot \pi \quad (134)$$

Die Umfangsgeschwindigkeit ist in obiger Gleichung nicht mehr explizit enthalten. Für newtonsche Fluide stellt sich daher eine von der Schneckendrehzahl unabhängige Schmierfilmdicke H_0 ein. Bei strukturviskosen Fluiden wird die Schmierfilmdicke jedoch sehr wohl eine Abhängigkeit von der Schneckendrehzahl zeigen, da sich dann die Viskosität η aus der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ ergibt, die ihrerseits wieder von der Schneckendrehzahl und dem Schmierfilmspalt (Schleppströmung) sowie dem Druckverlauf im Spalt (Druckströmung) ergibt.

Die Grenzen für α bei der Auswertung von Gleichung 134 sind:

$$0 < \alpha < \frac{H_0}{l} \quad (135)$$

7.2.2. Ergebnisse der Parameterstudie

Im Folgenden wird für eine Rückstromsperre mit $D = 40\text{mm}$ eine Abschätzung der Verhältnisse im Bereich einer Einzugsschräge an den Flügeln der Rückstromsperre dargestellt. Die verwendeten Geometriegrößen und Prozessparameter sind:

$D_a = 40 \text{ mm}$	Sperringaußendurchmesser,
$D_i = 32 \text{ mm}$	Sperringinnendurchmesser,
$D_m = 36 \text{ mm}$	mittlerer Durchmesser,
$n_F = 3$	Anzahl der Flügel der Schneckenspitze,
$\Delta p_{max} = 15 \text{ bar}$	Druckabfall über den Sperring bei $v_{umf,max}$ bei einer Viskosität von $\eta = 300 \text{ Pas}$ (aus Messungen in [Gor01] ermittelt),
$v_{umf,max} = 690 \text{ mm/s}$	maximale Umfangsgeschwindigkeit,
$B = 4 \text{ mm}$	Breite des Keilspalts,
$l = 10 \text{ mm}$	Länge des Keilspalts (entspricht der Flügelbreite der Schneckenspitze).

Zuerst wird für unterschiedliche Neigungen α und Spalthöhen H_0 die Druckverteilung im Keilspalt graphisch dargestellt. Der Umgebungsdruck p_0 wird Null gesetzt. Da sowohl der Druckverlauf $p(z)$ als auch der Maximaldruck p_{max} linear von der Umfangsgeschwindigkeit und der Viskosität abhängen, werden in den folgenden Diagrammen die Drücke auf das Produkt $\eta \cdot v_{umf}$ bezogen.

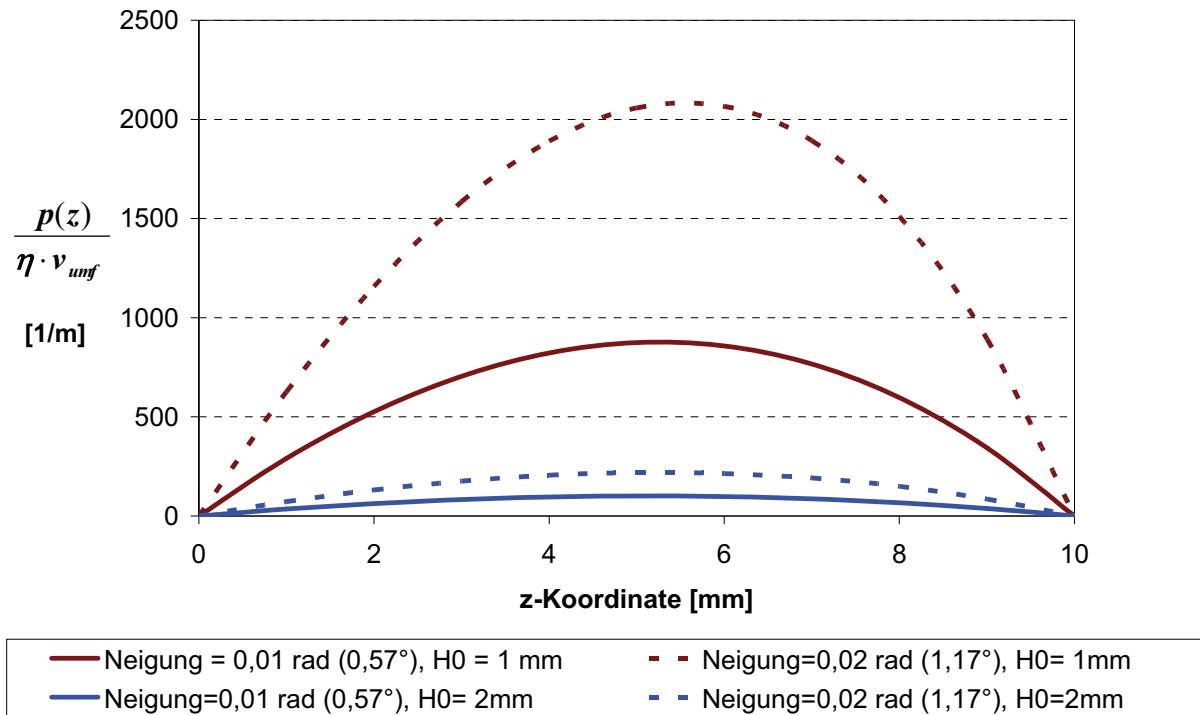


Bild 134: Druck $p(z)$ bezogen auf die Viskosität η und die Umfangsgeschwindigkeit v_{umf} im Bereich des Keilspaltes für verschiedene Neigungen α und verschiedene Spalthöhen H_0 .

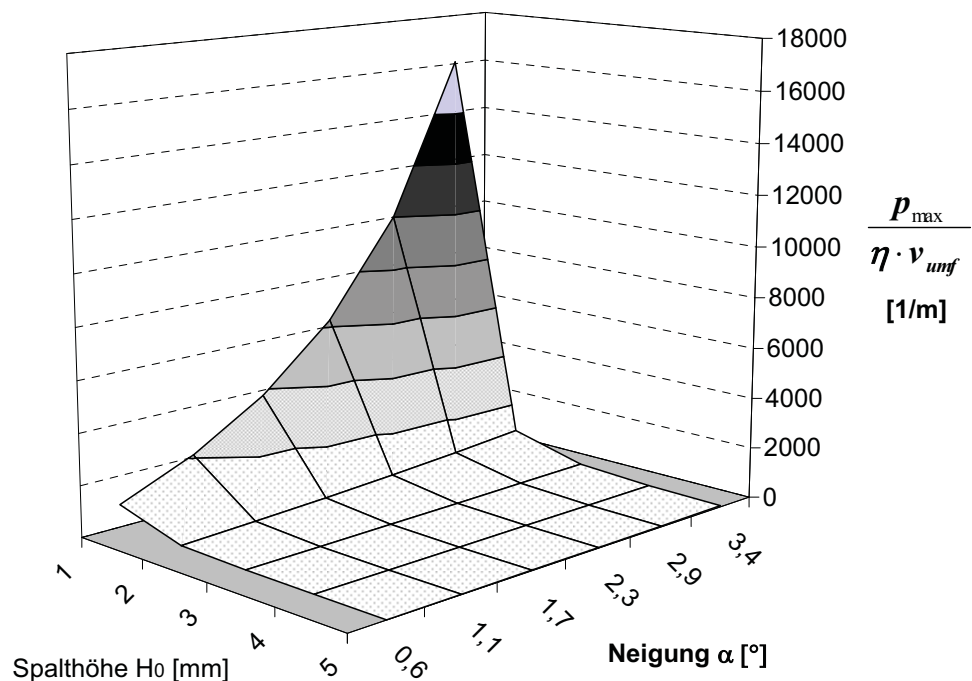


Bild 135: Maximaler Druck p_{max} bezogen auf die Viskosität η und die Umfangsgeschwindigkeit v_{umf} im Keilspalt für verschiedene Neigungen α und verschiedene Spalthöhen H_0 .

In Bild 136 wird die Geschwindigkeitsverteilung im Keilspalt am Einlauf ($z = 0$), an der Stelle des maximalen Druckes und am Auslauf ($z = 1$) dargestellt. An der Stelle des maximalen Druckes tritt reine Schlepplösung auf.

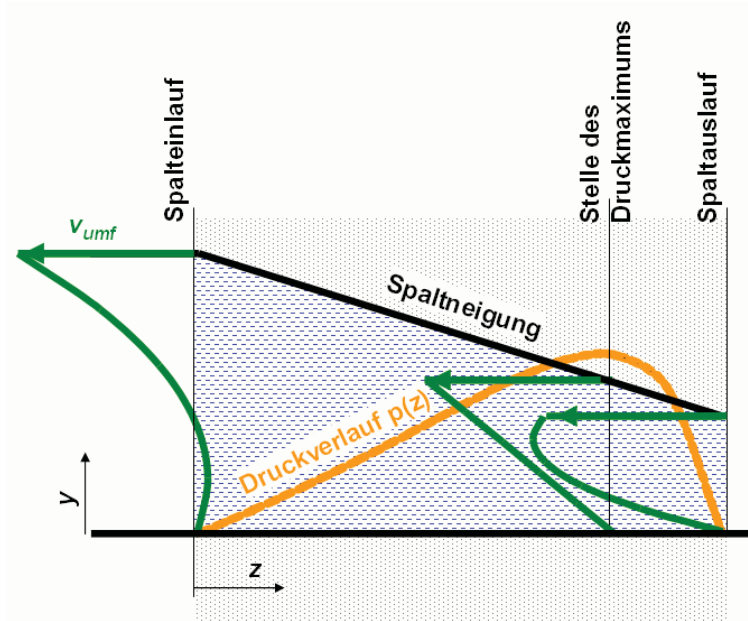


Bild 136: Geschwindigkeitsverteilung über der Keilspalthöhe an drei verschiedenen Stellen sowie Druckverlauf im Keilspalt.

Die Abhängigkeit der Kraft im Keilspalt von der Neigung α und der Spalthöhe H_0 zeigt die selbe Tendenz wie der maximale Druck (Bild 135), nämlich, dass sich bei kleinen Spalthöhen H_0 und großen Neigungen sehr hohe Auftreibkräfte einstellen. Mit zunehmender Neigung α und abnehmender Höhe H_0 nimmt also die Kraft F_{Keil} stark zu. Für $H_1 \rightarrow 0$ geht $p_{max} \rightarrow \infty$ sowie $F_{Keil} \rightarrow \infty$. Im Folgenden werden die numerisch ermittelten Lösungen für H_0 gemäß Gleichung 134 für die zu Beginn des Abschnittes angegebenen geometrischen Verhältnisse betrachtet. Für den Faktor $k_{Ap,v}$ ergibt sich gemäß Gleichung 133 $k_{Ap,v} = 2,174 \cdot 10^6 \text{ Ns/m}^3$.

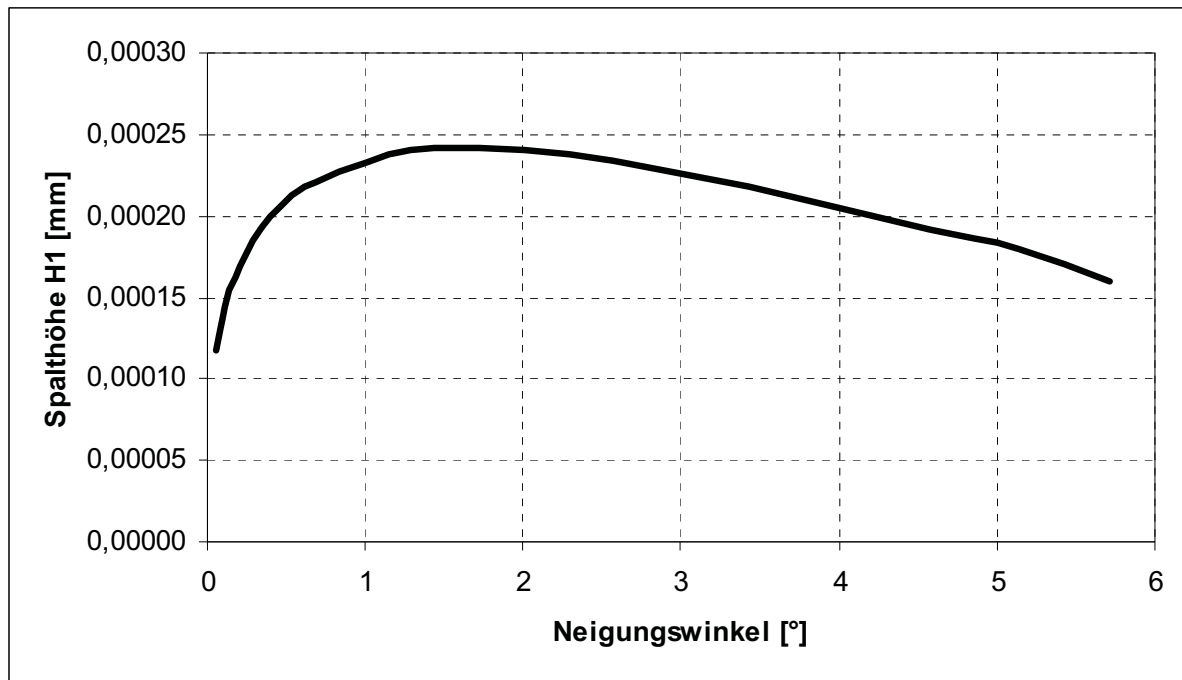


Bild 137: Spalthöhe H_1 über dem Neigungswinkel α .

Bild 137 stellt die numerische Auswertung für diskrete Neigungswinkel zwischen 0° und 6° dar. Man erkennt, dass ein Spaltneigungswinkel zwischen 1° und 2° zu einem Maximum der Spalthöhe H_1 führt. Mit größer werdendem Spaltneigungswinkel steigt zwar die Spalthöhe H_0 weiter an, die Spalthöhe H_1 nimmt jedoch wieder ab. Es kann somit bei gegebener Schnecken spitzen- und Sperringgeometrie sowie bekannten Materialdaten (Viskosität) und bekanntem Zusammenhang zwischen Druckabfall über dem Sperring und Umfangsgeschwindigkeit ein optimaler Spaltneigungswinkel ermittelt werden.

Es konnte also unter entsprechenden Vereinfachungen die Strömung sowie der Druckverlauf im Bereich der Einzugsschräge an den Flügeln der Rückstromsperrre berechnet werden, wobei ein Keilspalt als geometrisches Grundelement zu Grunde gelegt wurde. Es kommt dabei immer zu einer Druckerhöhung im Bereich der Einzugsschräge, was eine Kraft hervorruft, die der Anpresskraft des Sperrings entgegen wirkt. Somit stellt sich eine Spaltweite H_0 bzw. H_1 ein, was zum Aufbau eines Schmierfilms zwischen den Flügeln der Schnecken spitze und dem Sperring führt. Als Kriterium, ob die berechneten Spaltweiten wirklich in der Lage sind, den metallischen Kontakt der Bauelemente zu verhindern, kann die folgende Gleichung dienen:

$$H_1 > 2 \cdot R_{\max} \quad (136)$$

wobei R_{\max} die maximale Rautiefe der Bauelemente darstellt.

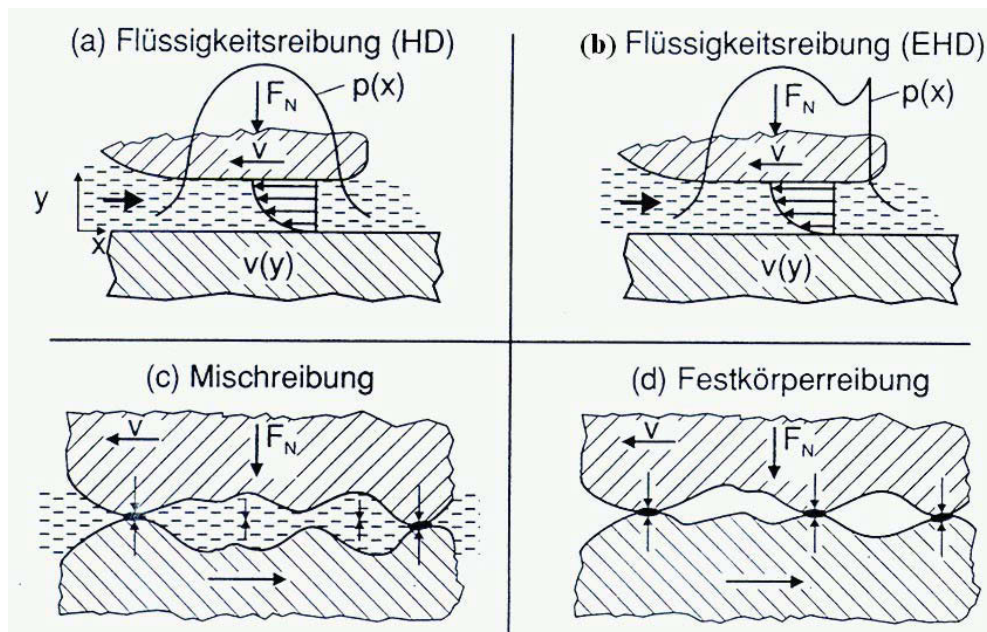


Bild 138: Reibungszustände in einem Spalt (HD ... hydrodynamisch, EHD ... elastoelastohydrodynamisch).

In Bild 138 sind die möglichen Reibungszustände dargestellt. Sobald die Spaltweite deutlich größer ist als die Rauigkeitsspitzen, kommt es zu Flüssigkeitsreibung. Bildet sich ein Schmierfilm aus, so ist mit einer deutlichen Reduktion des Verschleißes zu rechnen. Im Gegensatz zur hydrodynamischen Reibung (HD) werden bei der elastoelastohydrodynamischen (EHD, Bild 138b) nicht mehr zwei Gleitpartner makroskopisch voneinander getrennt, sondern die Trennung erfolgt auf mikroskopischer Ebene zwischen zwei Rauigkeitsspitzen. Bei elastoelastohydrodynamischer Reibung werden die Kontaktstellen von Grund- und Gegenkörper aufgrund der zu übertragenden hohen spezifischen Belastungen einer elastischen Verformung im Oberflächenbereich unterworfen. Dieser Fall wurde hier nicht betrachtet, sondern es werden die Oberflächen als starre Körper angesehen.

7.2.3. Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen

Wie sich bei den Berechnungen zeigte, führt eine Einzugsschräge zwischen 1° und 2° dazu, dass der Schmierfilm zwischen Sperring und Schneckenspitze die maximale Tragfähigkeit aufweist. Daher wurde an einer Schneckenspitze eine entsprechende Schräge von 2° an den Flügeln angebracht und im Vergleich zur Standardschneckenspitze untersucht. Als Werkstoff für die Schneckenspitze und den Sperring kam dabei ein M390 (Hersteller: Böhler Edelstahl GmbH) mit einer Härte von 60 HRC zum Einsatz. Bei dieser Materialpaarung ist bekannt, dass sie bei LDPE-Verarbeitung zu adhäsivem Verschleiß neigt. Die Versuchsbedingungen waren gleich wie in Kapitel 7.1 angeführt. Es wurde nur die Drehzahl beginnend bei 50 min^{-1}

in Schritten von 50 min^{-1} gesteigert. Mit dem Messdatenerfassungssystem wurden die Temperatur an der Reibstelle mit einem Infrarottemperatursensor sowie die Drücke vor und nach dem Sperring (in Strömungsrichtung betrachtet) aufgezeichnet.

Die Standardrückstromsperrre zeigt bei Drehzahlen unter 150 min^{-1} keine ausgeprägten Temperaturspitzen. Gleiches gilt für die Rückstromsperrre mit 2° angeschrägten Flügeln. Erst ab 150 min^{-1} zeigt die Standardrückstromsperrre im Temperaturverlauf erste Spitzen (Bild 139), die jedoch noch sehr vereinzelt auftreten und deren Höhe auch noch gering ist. Die so genannte Grenzdrehzahl ist jene Schneckendrehzahl, ab der die hydrodynamische Reibung zwischen Sperring und den Flügeln der Schneckenspitze in eine Festkörperreibung übergeht und somit erstmals Temperaturspitzen detektiert werden. Bei der Standardrückstromsperrre beträgt die Grenzdrehzahl also etwa 150 min^{-1} . Im Vergleich dazu zeigt die Rückstromsperrre mit 2° angeschrägten Flügeln noch keine Temperaturspitzen (Bild 140). Es ist also noch ein Schmierfilm zwischen den Flügeln der Schneckenspitze und dem Sperring vorhanden, der eine Berührung der beiden Elemente und damit adhäsiven Verschleiß verhindert. Bei sehr hohen Drehzahlen sind die Temperaturspitzen bei der Standardrückstromsperrre sehr deutlich ausgeprägt.

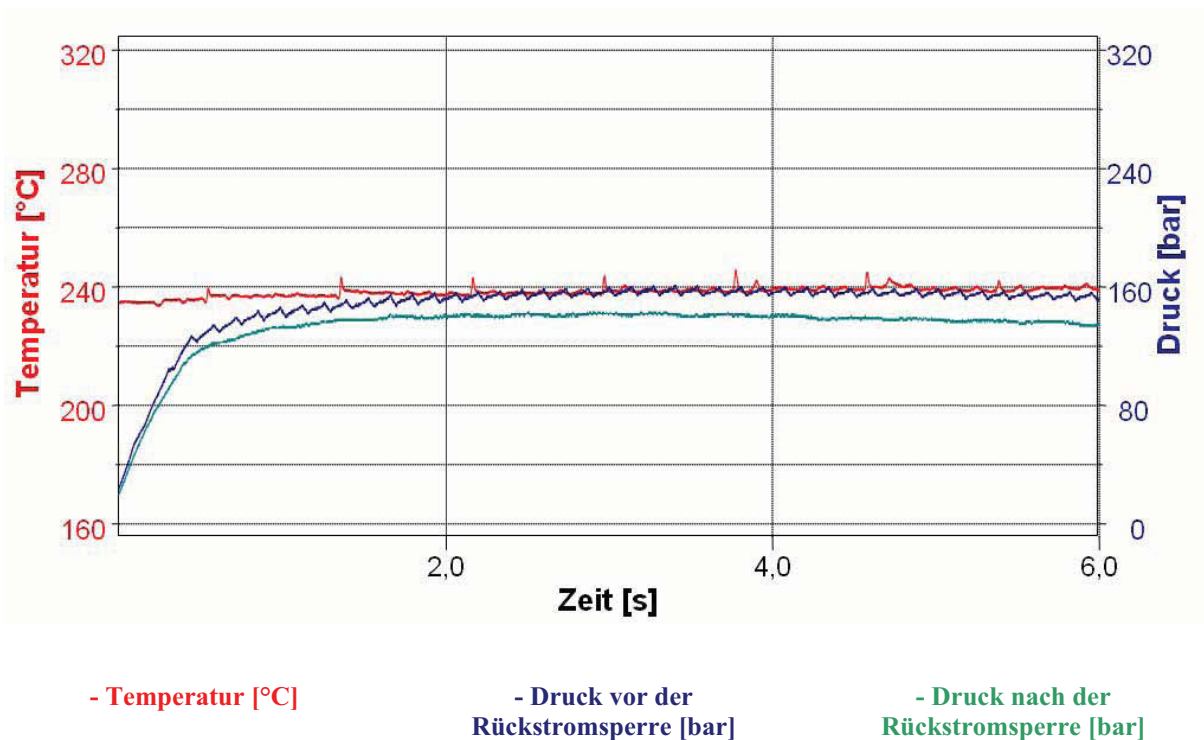
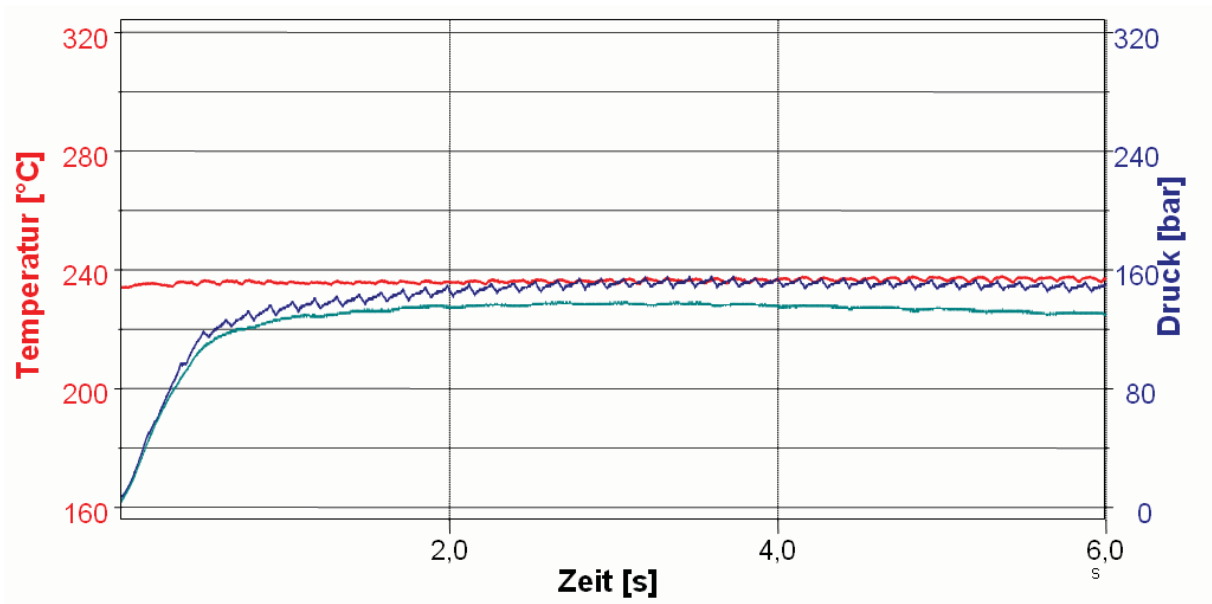


Bild 139: Temperaturverlauf an der Reibstelle und Drücke vor und nach dem Sperring (in Strömungsrichtung betrachtet) für die Standardrückstromsperrre bei 150 min^{-1} .



- Temperatur [°C]

- Druck vor der Rückstromsperre [bar]

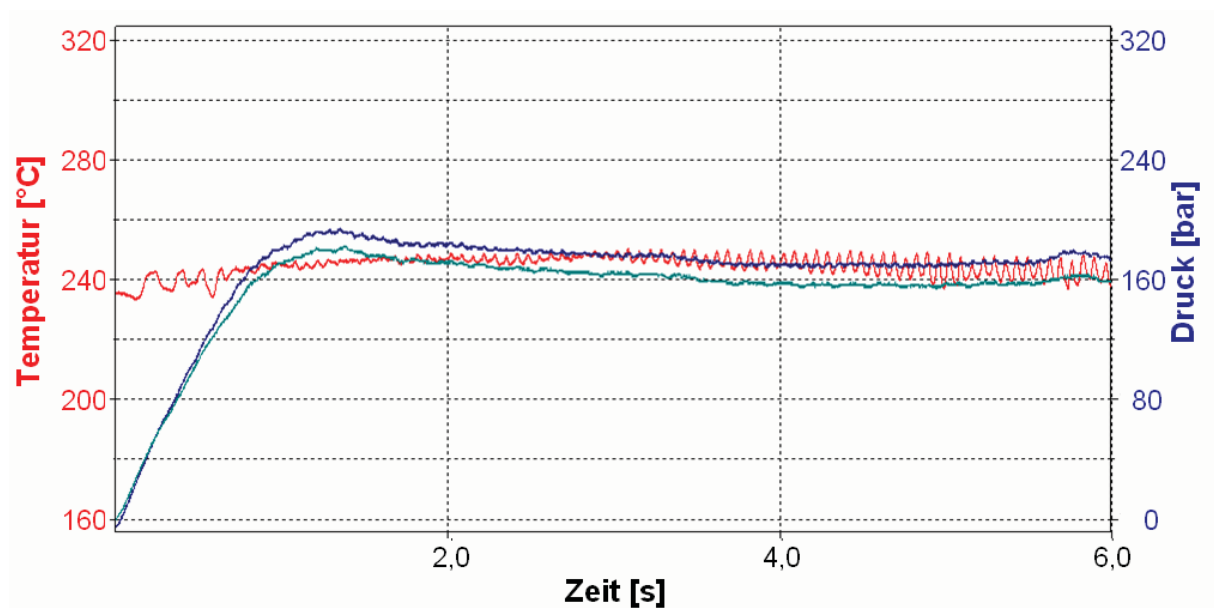
- Druck nach der Rückstromsperre [bar]

Bild 140: Temperaturverlauf an der Reibstelle und Drücke vor und nach dem Sperrring (in Strömungsrichtung betrachtet) für die Rückstromsperre mit 2° angeschrägten Flügeln bei 150 min⁻¹.

Durch das Anschrägen der Flügeln an der Schneckenspitze wird der Aufbau eines Schmierfilms bis zu einer gewissen Drehzahl bewirkt. Diese Grenzdrehzahl beträgt bei der Schneckenspitze mit 2° angeschrägten Flügeln etwa 200 min⁻¹, was einer Schneckenumfangsgeschwindigkeit von 418 mm/s entspricht. Über dieser Grenzdrehzahl reicht die durch die Einzugschräge aufgebaute Kraft im Schmierfilm nicht aus, um eine Flüssigkeitsreibung aufrecht zu erhalten. Die Reibung geht in eine Mischreibung und bei weiterer Drehzahlsteigerung schließlich in eine Festkörperreibung über. Die hohe Schergeschwindigkeit im Schmierpalt führt bei hohen Drehzahlen zu einer deutlichen Reduktion der Viskosität und damit zu einer Abnahme der Tragfähigkeit des Schmierfilms. Es zeigte sich nach dem Versuch mit einer Drehzahl von 300 min⁻¹ ein deutlich erkennbarer Verschleiß auch an der Rückstromsperre mit 2° angeschrägten Flügeln (Bild 141). Bei der Drehzahl von 300 min⁻¹ treten auch die für adhäsiven Verschleiß typischen Temperaturspitzen auf, die in diesem Fall rund 10°C betragen (Bild 142). Dabei ist zu beachten, dass die dargestellte Temperatur, die im Bereich der Reibstelle gemessene Temperatur der Kunststoffschmelze ist. Der Druckabfall entlang des Sperrings beträgt etwa 16 bar, was bei der vorhandenen Rückstromsperrengometrie zu einer Anpresskraft auf die Flügel der Rückstromsperre von 723 N führt.



Bild 141: Verschleiß an der Schneckenspitze mit 2° angeschrägten Flügeln nach dem Verschleißversuch mit einer Drehzahl von 300 min^{-1} (Werkstoff: M390 durchgehärtet).



- Temperatur [°C]

- Druck vor der Rückstromsperre [bar]

- Druck nach der Rückstromsperre [bar]

Bild 142: Temperaturverlauf an der Reibstelle und Drücke vor und nach dem Sperring (in Strömungsrichtung betrachtet) für die Rückstromsperre mit 2° angeschrägten Flügeln bei 300 min^{-1} .

Da die Herstellung der Schneckenspitzen mit 2° angeschrägten Flügeln mit hohem fertigungstechnischen Aufwand und damit erhöhten Herstellkosten verbunden ist und letztendlich doch nicht dazu geführt hat, dass auch bei hohen Schneckendrehzahlen kein Verschleiß auftritt, erscheint es sinnvoller, nach geeigneten Werkstoffen für Schneckenspitze und Sperring zu suchen. Erst wenn hier eine optimale Materialpaarung gefunden ist, kann durch das Anschrägen der Flügel der Rückstromsperre eine weitere Verbesserung erreicht werden.

8. Zusammenfassung

In dieser Arbeit werden durch Verwendung von Prüfständen und Messaufbauten neue Erkenntnisse zu den Vorgängen in Schubschneckenplastifiziereinheiten, wie sie seit mehreren Jahrzehnten in Spritzgießmaschinen Verwendung finden, abgeleitet. Von großer Bedeutung für die Auslegung von Schnecken mittels Simulationsprogrammen sind die Stoffdaten des zu verarbeiteten Kunststoffes. Es wird eine rheologische Messdüse vorgestellt, die es erlaubt, die Viskositätsdaten von Kunststoffschmelzen direkt an der Spritzgießmaschine zu ermitteln. Die mit dieser Düse gemessenen Viskositätskurven werden mit den am Hochdruckkapillarrheometer ermittelten Viskositätskurven verglichen sowie eine Abschätzung des Messfehlers aufgrund der möglichen Einflussfaktoren, wie beispielsweise elastische Aufweitung des Messspalts, durchgeführt.

Die Untersuchung des äußeren Reibkoeffizienten μ_a auf der Schüttgutschermesszelle des Instituts für Kunststoffverarbeitung zeigte, dass bei Polyamid die Vortrocknungszeit einen signifikanten Einfluss auf μ_a und damit auf das Einzugverhalten hat. Der äußere Reibkoeffizient ist bei nicht getrocknetem Material und bei Material, welches zu lange getrocknet wurde, deutlich geringer als bei Material, das entsprechend den Empfehlungen für 4 Stunden getrocknet wurde. Eine Übertrocknung ist daher nicht sinnvoll.

Am in dieser Arbeit verwendeten Schneckenprüfstand können die Drücke an acht Stellen und die Zylinderinnenwandtemperaturen an sieben Stellen entlang des Zylinders gemessen werden. Darüber hinaus sind im Düsenkopf ein weiterer Drucksensor, der zur Regelung des Staudrucks verwendet wird, ein Infrarottemperatursensor sowie je ein feststehendes und ein radial-bewegliches Thermoelement eingebaut. In einer hohlgebohrten Schnecke befinden sich an vier Positionen Temperatursensoren, deren Signale telemetrisch (mittels Funk) an das Messdatenerfassungssystem übermittelt werden. Für die Versuche kamen vier verschiedene Schneckengeometrien zum Einsatz. Es waren dies eine Standardschneckengeometrie (eingängig, Steigung 1D, Kompressionsverhältnis 2,3), eine in der Kompressionszone 2-gängige Schnecke (Steigung 1,4D, Kompressionsverhältnis 1,8), eine 2-gängige Schnecke mit Durchbrüchen in der Meteringzone (Steigung 1,4D, Kompressionsverhältnis 1,8) und eine 1-gängige Schnecke mit einer Steigung von 1,1D (Kompressionsverhältnis 2,3).

Der Einfüll- und Einzugsbereich sollte stets so ausgelegt sein, dass er nicht durchsatzbestimmend ist. Für die Bereiche des Trichterauslaufs, des Auslaufs aus dem Einfüllblock sowie der Feststoffförderung nach etwa 1D Schneckenlänge wurden die

Massedurchsätze bestimmt und mit den im Spritzgießprozess gemessenen Plastifizierleistungen verglichen. Es zeigte sich, dass durch den Trichter und den Einfüllblock etwa zehn Mal mehr Kunststoff hindurchrieselt, als von der Schnecke beim Prozess weggeführt werden kann. Ab einer Schneckendrehzahl von etwa 300 min^{-1} wird der Einzugsbereich mitentscheidend für den Durchsatz. Beim Auftreffen des Granulatkorns auf die Schneckenoberfläche erfährt dieses eine Ablenkung auf die Seite in Drehrichtung, was mit zunehmender Drehzahl zu einer Verringerung des eintretenden Granulatstromes führt. Bei einer Drehzahl von 340 min^{-1} werden beim zylinderförmigen, scharfkantigen Polystyrolgranulat 70% des Granulatstromes auf die Seite in Drehrichtung abgelenkt, beim kugelförmigen Polypropylengranulat sind es etwa 67%. Diese Ablenkung wird sowohl vom Stoß des Granulatkorns am aktiven Schneckensteg als auch von Reibungskräften zwischen der Schneckenoberfläche und dem Granulatkorn hervorgerufen.

Die Feststoffförderkapazität, gemessen auf etwa 1D Schneckenlänge, ist bei den untersuchten Schneckenometrien zwischen 12% und 44% größer als die Plastifizierleistung. Die Feststoffförderkapazität zeigte bei einer Schneckensteigung von 1,225D ein Maximum.

Es wurde die Absenkgeschwindigkeit der Granulatsäule im Einfüllbereich während des Einspritzens gemessen. Die Schnecke rotierte dabei nicht. Aus der Absenkgeschwindigkeit der Granulatsäule wurde der Füllgrad der Schneckengänge im Einzugsbereich errechnet. Der Füllgrad sinkt tendenziell mit steigender Einspritzgeschwindigkeit und liegt zwischen 50% und 70%.

Eine wichtige Aufgabe einer Schubschnecke ist, dass genügend Schmelze in ausreichender Qualität für den nächsten Schuss bereitgestellt wird, ohne dass die Plastifizierzeit die Zykluszeit verlängert. Der Dosiervorgang muss also während der Restkühlzeit abgeschlossen werden. Dementsprechend sind vor allem bei Anwendungen im Bereich Verpackung hohe Plastifizierleistungen gefordert. Bei der Bestimmung der Plastifizierleistung durch Abwägen der ausgespritzten Kunststoffschmelze und Division der gemessenen Masse durch die Dosierzeit ist stets ein Einfluss des Schließverhaltens der Rückstromsperre auf die ermittelte Plastifizierleistung gegeben, da unmittelbar nach Beginn des Ausspritzens ein gewisser Leckstrom in die Schneckengänge zurückströmt bevor die Rückstromsperre schließt. In dieser Arbeit wird eine im folgenden kurz erläuterte Methode beschrieben, bei der das Schließverhalten der Rückstromsperre keinen Einfluss auf die gemessene Plastifizierleistung hat. Die Messung der Schneckenrückzugsgeschwindigkeit, der Temperatur und des Drucks im

Schneckenorraum ist an Spritzgießmaschinen relativ einfach möglich. Unter Einbeziehung des Schneckendurchmessers ist aus der Schneckenrückzugsgeschwindigkeit der Volumenstrom durch die Schnecke berechenbar. Aus den pvT-Daten und dem gemessenen Schmelzedruck und der gemessenen Schmelzetemperatur kann die Schmelzedichte ermittelt werden. Durch die Multiplikation der Schmelzedichte mit dem Volumenstrom erhält man den tatsächlich durch die Schnecke geförderten Massestrom. Das Schließverhalten der Rückstromsperre, das die Plastifizierleistungsmessung nach dem herkömmlichen Verfahren immer beeinflusst, hat bei dieser Methode keinen Einfluss auf das Ergebnis.

Es zeigte sich, dass mit der Schneckengeometrie „2-gängig in Kompressionszone“ eine Erhöhung der Plastifizierleistung um rund 25% gegenüber der Standardschnecke erreicht werden konnte. Diese Schnecke benötigt im Vergleich zur Standardschnecke auch ein niedrigeres Drehmoment und weist ein geringeres Druckniveau auf. Wenn die Antriebsleistung für diese Schnecke auf die zur Temperaturerhöhung des Kunststoffes notwendige Leistung bezogen wird, dann liegt dieser Wert nahe bei Eins. Aufgrund der größeren Steigung und der größeren Gangtiefe der Schnecke „2-gängig in Kompressionszone“ kommt es im Vergleich zur Standardschnecke jedoch zu einem größeren Einfluss der Einspritzgeschwindigkeit auf die Plastifizierleistung. Während des Einspritzens tritt eine Schleppestromung im Schneckenkanal aufgrund der Relativbewegung zwischen Zylinderwand und Schnecke auf. Je größer die Gangtiefe, desto geringer ist der Fließwiderstand für die Schleppestromung, und je größer die Steigung, desto größer ist die Geschwindigkeitskomponente in Schneckenkanalrichtung. Bei der Standardschnecke ist der Einfluss der Einspritzgeschwindigkeit auf die Plastifizierleistung vorwiegend auf das Schließverhalten der Rückstromsperre zurückzuführen. Unmittelbar zu Beginn des Einspritzvorgangs strömt noch Schmelze zurück in die Schneckengänge, da die Rücksperrung noch nicht geschlossen ist. Je größer die Einspritzgeschwindigkeit, desto rascher schließt die Rückstromsperre und desto geringer ist das Schmelzevolumen, das in die Schneckengänge zurückströmt. Somit ist das Schmelzevolumen, das aus der Plastifiziereinheit ausgespritzt wird bei hohen Einspritzgeschwindigkeiten größer. Daher wurden sowohl bei der Standardschnecke als auch bei der Schnecke „2-gängig in Kompressionszone“ bei der höchsten Einspritzgeschwindigkeit (80 mm/s) die jeweils größten Plastifizierleistungen gemessen.

Die im Düsenkopf erfolgten Messungen der Massetemperaturen beim Ausspritzen der Kunststoffschmelze ins Freie zeigen, dass sich mit zunehmendem Dosierweg die

Temperaturhomogenität im Schneckenraum deutlich verschlechtert. Während des Spritzgießprozesses ist dem axialen Massetemperaturprofil noch eine Temperaturerhöhung zufolge der Kompressionserwärmung überlagert. In dieser Arbeit wird eine Methode beschrieben, mit der auf das ursprünglich im Schneckenraum vorliegende Massetemperaturprofil zurückgerechnet werden kann. Bei dieser Methode wird unter Einbeziehung der pvT-Daten die Kompressionserwärmung beim gemessenen Druck vom gemessenen Temperaturprofil abgezogen.

Der Vergleich zwischen den Berechnungsergebnissen des Schneckenrechnungsprogrammes und den Messungen zeigt, dass eine gute Übereinstimmung bei jenen Versuchen vorliegt, bei denen lange Dosierzeiten, also bei hohem Staudruck, geringer Drehzahl und großem Dosierweg, vorliegen. Die Einflüsse auf das Berechnungsergebnis von jenen Zeitanteilen, in denen keine stationären Verhältnisse vorliegen, sind bei langen Dosierzeiten geringer. Der Schneckenspitzendruck wird bei allen betrachteten Betriebspunkten zu hoch und die Aufschmelzlänge zu kurz berechnet. Bei der Massetemperatur erhält man eine gute Übereinstimmung zwischen den Berechnungen und den Messungen. Vom Programm werden auch das Verstopfen der Kompressionszone und der damit verbundene Druckanstieg in der Einzugszone nicht berechnet.

Die Tendenz zu immer höheren Schneckendrehzahlen führt zu einer zunehmenden Verschärfung der Verschleißproblematik. Der adhäsive Verschleiß zwischen den Flügeln der Schneckenspitze und dem Sperring, der vorwiegend bei der Verarbeitung von Polyolefinen auftritt, wurde in einem instrumentierten Versuch untersucht. Beim Dosiervorgang wird der Sperring der Rückstromsperre gegen die Flügel der Schneckenspitze gepresst. Bei der Verarbeitung von Polyolefinen kommt es bei gegebener Rückstromsperrengometrie ab einer bestimmten Schneckendrehzahl, der so genannten Grenzdrehzahl, zum Kontakt der beiden metallischen Reibflächen. Ab dieser Grenzdrehzahl, bei der die hydrodynamische Reibung in eine Mischreibung und schließlich in eine Festkörperreibung übergeht, tritt adhäsiver Verschleiß auf. Das Auftreten von adhäsivem Verschleiß wurde durch die Temperaturerhöhung an der Reibfläche detektiert. Die Verringerung des Verschleißes kann entweder durch eine angepasste Werkstoffauswahl oder durch geometrische Maßnahmen zur Aufrechterhaltung eines Schmierfilms zwischen den Flügeln der Schneckenspitze und dem Sperring erfolgen.

Daher wurden Versuche mit bekanntermaßen sehr verschleißbeständigen Keramiken gemacht. Dabei zeigte sich, dass gesintertes Siliziumkarbid zu spröde ist und zu Rissbildung und Ausbrüchen neigt. Bei Aluminiumoxid und Zirkonoxid trat Verschleiß auf. Lediglich gesintertes Siliziumnitrid überstand den Versuch unbeschädigt. Um die Praxistauglichkeit von gesintertem Siliziumnitrid zu prüfen sind weitere umfangreiche Feldtests notwendig.

Durch eine so genannte Einzugsschräge an den Flügeln der Schneckenspitze wird die Grenzdrehzahl angehoben, da durch die Einzugsschräge die hydrodynamische Schmierwirkung verbessert wird. Eine Modellrechnung zeigte, dass ein Winkel dieser Einzugsschräge zwischen 1° und 2° zu den vielversprechendsten Ergebnissen führt. In einem Versuch mit einer 2° Einzugsschräge an der Schneckenspitze konnte gezeigt werden, dass dadurch im Vergleich zur Schneckenspitze ohne Einzugsschräge die Grenzdrehzahl von 150 min^{-1} auf etwa 200 min^{-1} angehoben werden konnte. Bei sehr hohen Drehzahlen (300 min^{-1}) trat bei der Schneckenspitze mit 2° Einzugsschräge adhäsiver Verschleiß auf, da die hydrodynamische Schmierwirkung nicht mehr ausreichte einen metallischen Kontakt zwischen Sperring und den Flügeln der Schneckenspitze zu verhindern.

9. Literatur

- [Aga91] *Agassant J.-F., Avenas P., Sergent J.-Ph, Carreau J.:* Polymer Processing – Principles and Modelling. Hanser Publishers, Munich Vienna New York, 1991.
- [Ama88] *Amano O., Utsugi S.:* Temperature Measurements of Polymer Melts in the Heating Barrel During Injection Molding. Part: 1: Temperature Distribution Along the Screw Axis in the Reservoir. *Polymer Engineering and Science*, Mid-December 1988. Vol. 28, No. 23. pp. 1565 - 1571.
- [Ama89] *Amano O., Utsugi S.:* Temperature Measurements of Polymer Melts in the Heating Barrel During Injection Molding. Part: 2: Three-Dimensional Temperature Distribution in the Reservoir. *Polymer Engineering and Science*, Mid-February 1989. Vol. 29, No. 3. pp. 171 - 177.
- [Ama90] *Amano O., Utsugi S.:* Temperature Measurements of Polymer Melts in the Heating Barrel During Injection Molding. Part: 3: Effects of Screw Geometry. *Polymer Engineering and Science*, Mid-April 1990. Vol. 30, No. 7. pp. 385 - 393.
- [Agp02] Information der Fa. AGP Glas. www.agpglass.com
- [Bad91] *Bader C., Diez M., Kaiser W.:* Rheologische Messungen auf der Spritzgießmaschine – Aspekte zur Entwicklung eines Prozessüberwachungssystems. *Kunststoffe* 81 (1991) 3, S. 220 – 224.
- [Bei93] *Beiermeister B.:* In-line Rheologie beim Spritzgießen: Ein Beitrag zur kontinuierlichen Qualitätserfassung. 13. Stuttgarter Kunststoff-Kolloquium, März 1993, S. 163 – 174.
- [Bin99] *Binder, W.:* Modellierung der Transportvorgänge in Einschneckenextrudern. Dissertation am IKV Leoben. 1999.
- [Bin99a] *Binder W.:* Analytischer Vergleich des kontinuierlichen und diskontinuierlichen Plastifiziervorgangs. Tagungsbeitrag zum 15. Leobener Kunststoffkolloquium. 1999.
- [Bür88] *Bürkle E.:* Verbesserte Kenntnis des Plastifiziersystems an Spritzgießmaschinen. Dissertation, RWTH Aachen, 1988.
- [Don71] *Donovan R., Thomas R., Leversen L.:* An Experimental Study of Plasticating in a Reciprocating-Screw Injection Molding Machine. *Polymer Engineering and Science*, Vol. 11 (1971), No.5, S. 353 – 360.

- [Dor04] *Doriat, C.*: Erholung ja – Aufschwung nein. *Kunststoffe* 9, 2004, S. 24 ff.
- [Dur06] *Duretek I.*: Stoffdatenbestimmung für PA66 und PP. Bericht im Rahmen de FFF-Projektes „Verbesserungen an Schubschneckenplastifiziereinheiten“. 2006.
- [Eff96] *Effen N.*: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur rechnergestützten Auslegung und Optimierung von Spritzgießplastifiziereinheiten. Dissertation Universität Paderborn. 1996.
- [Eis73] *Eisenhardt H., Hoyer H.*: Entwicklung einer kugelgelagerten Rückstromsperre für Schneckenkolben-Plastifizieraggregate. *Kunststofftechnik* 12, 1973, 9, S. 235-239
- [Elb73] *Elbe W.*: Untersuchungen zum Plastifizierverhalten von Schneckenstritzgießmaschinen. Dissertation, RWTH Aachen, 1973.
- [EUR95] *N.N.*: EUROMAP 19: Determination of the plasticizing capacity. Herausgegeben vom Europäischem Komitee der Hersteller von Kunststoff- und Gummimaschinen. 1995.
- [Fer04] *Fertschei A.*: Bericht im Rahmen des FFF-Projektes „Verbesserungen an Plastifiziereinheiten von Spritzgießmaschinen“.
- [Fri92] *Friesenbichler W.*: Ermittlung rheologischer Kenndaten für wandgleitende PVC-U Mischungen und ihre Anwendung für Düsenberechnungen beim Extrudieren. Dissertation am IKV Leoben. 1992.
- [Fri94] *Friesenbichler W.*: Rheologische und thermodynamische Stoffdatenbestimmung. Handbuch zum 13. Leobener Kunststoffkolloquium. 1994.
- [Gao00] *Gao F., Zhiming J., Chen X.*: A visual barrel system for study of reciprocating screw injection molding. *Polymer Engineering and Science* 6 (2000), S 1334-1343.
- [Gol71] *Goldacker E.*: Untersuchungen zur inneren Reibung von Pulvern, insbesondere in Hinblick auf die Förderung in Extrudern. Dissertation RWTH Aachen 1971.
- [Gor98] *Gornik C.*: Verschleißuntersuchungen an Rückstromsperren. Studienarbeit am Institut für Kunststoffverarbeitung der Montanuniversität Leoben. 1998.
- [Gor01] *Gornik C., Bleier H., Roth W.*: Die Spitze entscheidet – Grundlegendes über das Verschleißverhalten von Rückstromsperren. *Kunststoffe* 91 (2001) 1, S. 64 – 67.

- [Grü03] *Grünschloß E.*: Helibar® - Ein universelles Plastifiziersystem für Einschneckenextruder und Spritzgießmaschinen. Handbuch zum 18. Stuttgarter Kunststoff-Kolloquium, 2003.
- [Hau05] *Hausmann, B.*: persönliche Mitteilung.
- [Hen00] *Hennes J.P.*: Ermittlung von Materialkennwerten von Kunststoffschüttgütern und Simulation der Vorgänge im Einzugsbereich von konventionellen Einschneckenextrudern. Dissertation RWTH Aachen 2000.
- [Hol96] *Holzer C.*: Messverfahren zur praxisnahen rheologischen Charakterisierung von Kautschuken. Dissertation an der Montanuniversität Leoben. 1996.
- [Joh92] *Johannaber F. [Hrsg.]*: Kunststoffmaschinenführer. 3. Ausgabe. Carl Hanser Verlag München Wien. 1992.
- [Joh05] *Johannaber F.*: Die Entwicklung des Spritzgießens. Kunststoffe 5/2005, S. 33 – 42.
- [Jun88] *Jung P., Patzschke H.*: Spritzgießen von Thermoplasten – Kennlinienfelder und ihre Nutzung. 1. Auflage. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie. Leipzig 1988.
- [Kru84] *Krumböck E.*: Zum Wandgleiten von PVC-hart Mischungen im fließfähigen Zustand. Dissertation an der Montanuniversität Leoben. 1984.
- [Kuk98] *Kukla C., Loibl H., Detter H.*: Mikrospritzgießen – Ziele einer Projektpartnerschaft. Kunststoffe 9, 1998, S. 1331 ff.
- [Lan84] *Langecker G.R.*: Auslegung von Plastifiziereinheiten für Spritzgießmaschinen unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten. Kunststoffe 74, 1984, 5, S. 258 – 263.
- [Lan87] *Langecker G.R.*: CT-Optimierung: wesentlicher Schritt in die Zukunft. Plastverarbeiter 10/1987. S. 191-194.
- [Lan96] *Langecker G.R.*: Skriptum zu Kunststoffverarbeitung I. Institut für Kunststoffverarbeitung, Montanuniversität Leoben. 1996.
- [Lan99] *Langecker G.R.*: Kinematische und energetische Transportphänomene in der Spritzgießplastifiziereinheit. Umdruck zum 15. Leobner Kunststoffkolloquium. 1999.

- [Lan01] *Langecker G.R, Zitzenbacher G.:* Physikalische Beschreibung der Transportvorgänge in Einschneckenextrudern. 20. Hermann F. Mark Symposium, Wien 2001.
- [Lau91] *Laun H.M.:* Praktische Rheologie der Kunststoffe und Elastomere. VDI Gesellschaft Kunststofftechnik. 1991.
- [Mad59] *Maddock B.H.:* A visual analysis of flow and mixing in extruder screws. SPE Journal, Band 15 (1959), S. 383 – 389.
- [May02] *Mayer M.:* Messung des äußeren Reib- und Druckanisotropiekoeffizienten von Kunststoffschüttgütern. Diplomarbeit am Institut für Kunststoffverarbeitung an der Montanuniversität Leoben. 2002.
- [Men72] *Menges G., Elbe, W.:* Leistungssteigerung bei Schneckenplastifiziereinheiten von Spritzgießmaschinen. *Plastverarbeiter* 23 (1972) 5, S. 312 – 318.
- [Men73] *Menges G., Elbe W.:* Rückstromsperre mit Mischerfunktion zur Verbesserung der Schmelzeshomogenität. *Plastverarbeiter* 24, 1973, 3, S. 137 – 138.
- [Men84] *Menges G., Paar M., Schmelzer E.:* Modelltheorie für Spritzgießmaschinen. *Kunststoffe* 74 (1984) 2, S. 74 – 78.
- [Men05] *Menges G.:* Formteile durch Spritzgießen – gestern, heute und morgen. Vortrag im Rahmen des Schweizer Spritzgießertags, September 2005.
- [Men90] *Mennig G.:* Verschleiß in der Kunststoffverarbeitung. Carl Hanser Verlag München Wien. 1990.
- [Mid81] Middleman, S.: *Fundamentals of Polymer Processing.* McGraw-Hill Book Company. 1981.
- [NN93] *N.N.:* Rückstromsperren. *Plastverarbeiter* 44 (1993) 7. S. 90.
- [NN01] *N.N.:* Das richtige Plastifiziersystem. Krauss-Maffei Kunststofftechnik. Firmenprospekt. 1. Auflage. 2001.
- [NN04] *N.N.:* Höhere Leistung bei gleicher Schneckenlänge. *Kunststoffe-Synthetics* 10/2004. S. 72
- [NN04a] *N.N.:* An analysis of plastics consumption and recovery in Europe. *PlasticsEurope.* 2004.
- [NN04b] *N.N.:* BASF: „Kunden eindeutige Vorteile bieten“. *Kunststoffe* 8, 2004, S. 38 ff.

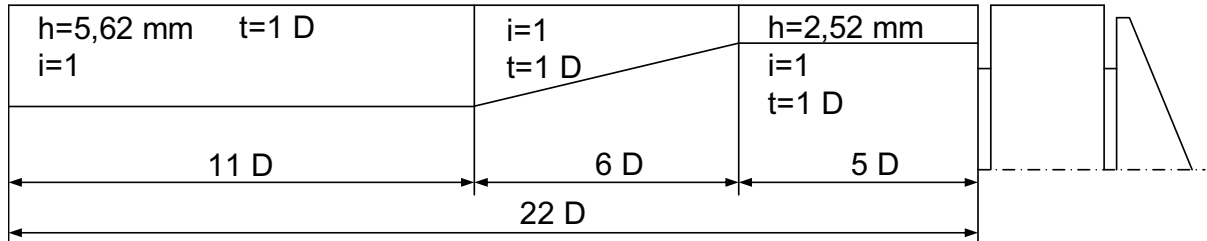
- [NN04c] *N.N.*: Demag Plastics Group global aufgestellt. *Kunststoffe* 8, 2004, S. 47 ff.
- [NN05] *N.N.*: Top 50 Innovations. *Plastics Technology*, October 2005. S. 71 – 157.
- [NN05a] *N.N.*: Prospekt der HM Baureihe. Battenfeld Injection Molding. 2005.
- [Obe96] *Obendrauf W.*: Neue Methoden zur Temperatur- und Dehnviskositätsmessungen für die Simulation von Kunststoffverarbeitungsprozessen. Dissertation an der Montanuniversität Leoben. 1996.
- [Obi92] *Obieglo G., Zürn M., Sommer H.*: Technische Keramik schützt vor Verschleiß. *Kunststoffe* 82 (1992) 2, S. 102 – 105.
- [Pib04] *Piber F.M.*: Experimentelle Untersuchungen zu den Aufschmelzvorgängen in Schubschneckenplastifiziereinheiten. Studienarbeit, Montanuniversität Leoben. 2004.
- [Poh03] *Pohl T.C.*: Entwicklung schnelldrehender Einschneckensysteme für die Kunststoffverarbeitung auf Basis theoretischer Grundlagenuntersuchungen. Dissertation Universität Paderborn. 2003.
- [Pot77] *Potente H., Fischer P.*: Modellgesetze für die Auslegung von Einschnecken-Plastifiziereinheiten. *Kunststoffe* 67 (1977) 5, S. 242 – 247.
- [Pot90] *Potente H., Wortberg J., Hanhart W., Kessler H., Schulte H., Stenzel H.*: Rechnergestützte Extruderauslegung. Kunststofftechnisches Seminar an der GH Paderborn 1990.
- [Pot93] *Potente H., Schulte H., Effen N.*: Simulation of Injection Molding and Comparison with Experimental Values. *Intern. Polymer Processing VIII* (1993) 3. pp. 224 – 235.
- [Pot01] *Potente H., Pohl T.C.*: Einrieselverhalten bei Einschneckenextrudern. *Kunststoffe* 6/2001. S. 62 - 66.
- [Pot02] *Potente H., Pohl T.C.*: Polymer Pellet Flow out of the Hopper into the First Section of a Single Screw. *Intern. Polymer Processing XVII* (2002) 1, pp. 11 – 21.
- [Sch68] *Schneider K.*: Der Fördervorgang in der Einzugszone eines Extruders. Dissertation RWTH Aachen 1968.
- [Sch94] *Schobe M.*: Bestimmung des Druckkoeffizienten α für das Polycarbonat Novrex 7020 AD3. Studienarbeit am Institut für Kunststoffverarbeitung der Montanuniversität Leoben. 1994.

- [Sch94a] *Schöppner V.*: Simulation der Plastifiziereinheit von Einschneckenextrudern. Dissertation, Universität Paderborn, 1994
- [Sch90] *Schulte H.*: Grundlagen zur verfahrenstechnischen Auslegung von Spritzgießplastifiziereinheiten. Dissertation, Universität Paderborn, 1990.
- [SpaNY] *Spalding M., Dooley J., Hyun K.S.*: The Effect of Flight Radii Size on the Performance of Singel-Screw Extruders. www.extdiv4spe.org/antec/FlightRadiiprintable.htm.
- [Tad66] *Tadmor Z.*: Fundamentals of Plasticating Extrusion I: Theoretical Model for Melting. *Polymer Engineering and Science* 6 (1966), S. 185 – 190.
- [Tad79] *Tadmor Z., Gogos C.*: Principles of Polymer Processing. John Wiley & Sons, 1979.
- [Tie77] *Thienel P.*: Der Formfüllvorgang beim Spritzgießen von Thermoplasten. Dissertation an der RWTH Aachen. 1977.
- [Was01] *Waßner E., Laun H.M.*: Rheologie von Extrusionswerkzeugen. In VDI-K Jahrbuch 2001. VDI-Gesellschaft Kunststofftechnik, Düsseldorf. 2001.
- [Zit04] *Zitzenbacher, G.*: Modellierung der Transportvorgänge in Schubschneckenplastifiziereinheiten. Dissertation an der Montanuniversität Leoben. 2004.

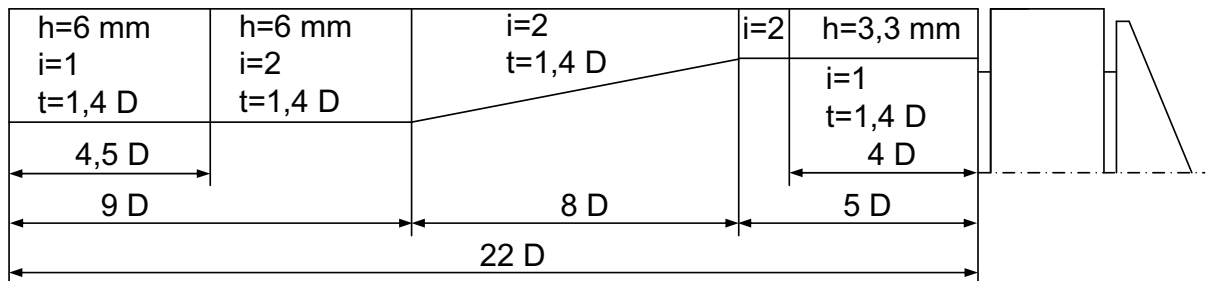
10. Anhang

10.1. Schnecken- und Zylindergeometrien

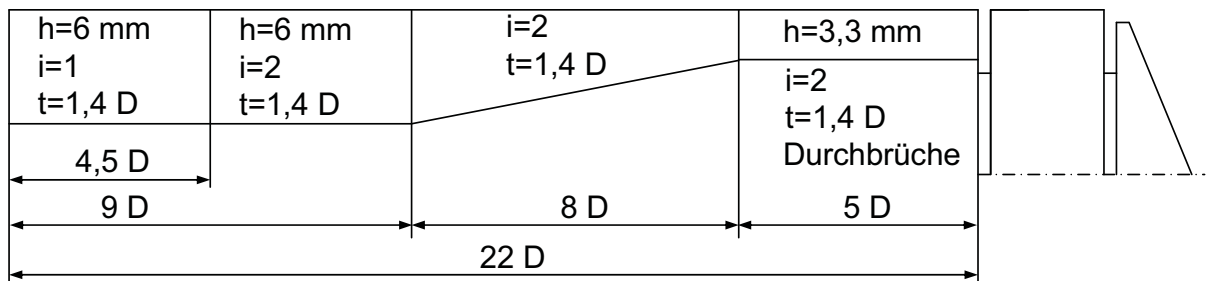
Standardschnecke



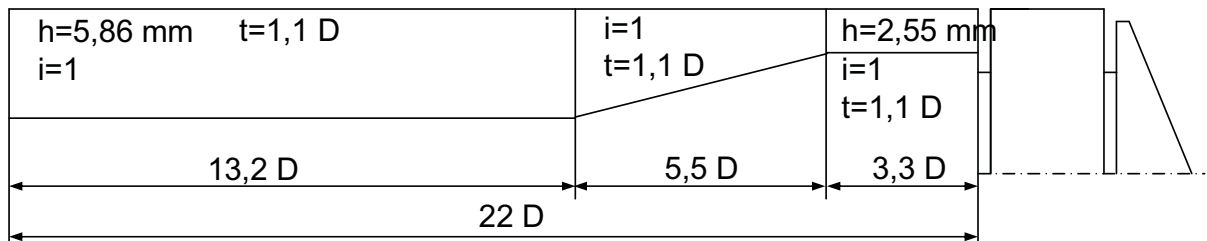
2-gängig in Kompressionszone



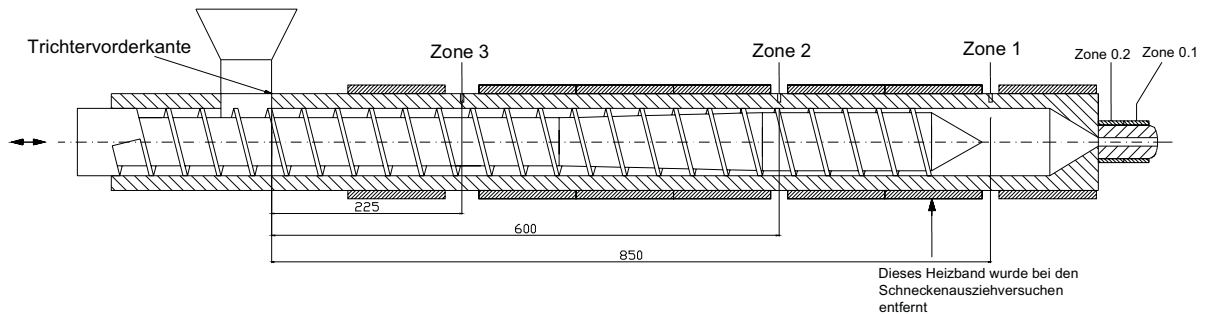
2-gängig mit Durchbrüchen



EV1



Schneckenzyylinder mit Heizbändern und Messstellen für die Zylindertemperatur



10.2. Eingabedaten für das Schneckenberechnungsprogramm

Schneckenparameter

/* Schneckendurchmesser in mm:	*/	40
/* Steigung in der Einzugszone in mm:	*/	40
/* Steigung in der Kompressionszone in mm:	*/	40
/* Steigung in der Meteringzone in mm:	*/	40
/* Gangtiefe in der Einzugszone in mm:	*/	5,62
/* Gangtiefe am Ende der Kompressionszone in mm:	*/	2,52
/* Gangtiefe in der Meteringzone in mm:	*/	2,52
/* axiale Länge der Einzugszone in D:	*/	11
/* axiale Länge der Kompressionszone in D:	*/	6
/* axiale Schneckenlänge in D:	*/	22
/* Stegbreite in mm:	*/	5
/* Anzahl der Gänge in der Einzugszone:	*/	1
/* Anzahl der Gänge in der Kompressionszone:	*/	1
/* Anzahl der Gänge in der Meteringzone:	*/	1
/* Schneckenspiel in mm:	*/	0,075
/* Länge des Sperrringes in mm:	*/	32
/* Innendurchmesser des Sperrringes in mm:	*/	32
/* Durchmesser des Sperrenkörpers in mm:	*/	24
/* Dicke des Zylinders in mm:	*/	5
/* Durchmesser der Schneckenbohrung in mm:	*/	15
/* Wärmeleitfähigkeit der Schnecke in W/(m·K):	*/	32
/* Maximale Schneckentemperatur:	*/	220

Stoffparameter Polypropylen RF825MO

/* Schmelztemperatur in °C:	*/	135
/* Dichte des kompakten Feststoffs in kg/mü:	*/	870
/* Dichte der Schmelze in kg/mü:	*/	756
/* Schüttdichte in kg/mü:	*/	525
/* Koeffizient k1 für Dichtefunktion in kg/(müübar):	*/	-2,6137
/* Koeffizient k2 für Dichtefunktion in kg/mü:	*/	3269,11
/* Koeffizient k3 für Dichtefunktion in bar:	*/	745,0825
/* mittlerer Granulatkorndurchmesser in mm:	*/	2,5
/* Wärmeübergangskoeffizient in W/(mýúK):	*/	1500
/* Wärmeübergangskoeffizient für Schmelze in W/(múk):	*/	1500
/* Wärmeleitfähigkeit des Feststoffs in W/(múk):	*/	0,19
/* Wärmeleitfähigkeit der Schmelze in W/(múk):	*/	0,17
/* spezifische Wärmekapazität des Feststoffs in J/(kgúK):	*/	1900
/* spezifische Wärmekapazität der Schmelze in J/(kgúK):	*/	2600
/* Schmelzenthalpie in J/kg:	*/	65000
/* Koeffizient a für Äußeren Reibkoeffizient:	*/	0,3
/* Koeffizient b für Äußeren Reibkoeffizient:	*/	0
/* Koeffizient c für Äußeren Reibkoeffizient:	*/	0
/* Reibkoeffizient an der Schnecke:	*/	0,09
/* Koeffizient für Potenzansatz in Paús^n (unterer Bereich):	*/	2002,15
/* Exponent für Potenzansatz (unterer Bereich):	*/	0,5848
/* Bezugstemperatur in °C (unterer Bereich):	*/	210
/* Temperaturkoeffizient in 1/K (unterer Bereich):	*/	0,01075
/* Koeffizient für Potenzansatz in Paús^n (oberer Bereich):	*/	2002,15
/* Exponent für Potenzansatz (oberer Bereich):	*/	0,5848
/* Bezugstemperatur in °C (oberer Bereich):	*/	210
/* Temperaturkoeffizient in 1/K (oberer Bereich):	*/	0,01075
/* maximal übertragbare Schubspannung in bar:	*/	1

Prozessparameter

/* Schneckendrehzahl in 1/min:	*/	je nach Betriebspunkt
/* Massedurchsatz in kg/h:	*/	je nach Betriebspunkt
/* Druck unter der Einfüllöffnung in bar:	*/	0,01
/* Anzahl der Heizzonen:	*/	4
/* axiale Entfernung der 1. Heizzone von der Einfüllöffnung in mm:	*/	10
/* Temperatur Zylinderheizzone 1:	*/	210
/* Länge Zylinderheizzone 1 in mm:	*/	10
/* Temperatur Zylinderheizzone 2:	*/	210
/* Länge Zylinderheizzone 2 in mm:	*/	230
/* Temperatur Zylinderheizzone 3:	*/	215
/* Länge Zylinderheizzone 3 in mm:	*/	360
/* Temperatur Zylinderheizzone 4:	*/	220
/* Länge Zylinderheizzone 4 in mm:	*/	240
/* Förderwirksame Einzugszone:	*/	n
/* Länge der Nuten in mm:	*/	104
/* Effektiver Zylinderreibkoeffizient Nutbuchse:	*/	0,21
/* Dosierweg in D:	*/	je nach Betriebspunkt
/* Schneckenstillstandszeit 1 (am Ende des Dosierens) in s:	*/	je nach Betriebspunkt
/* Schneckenstillstandszeit 2 (Nachdruckzeit) in s:	*/	0

Berechnungsparameter

/* Anzahl der Unterteilungen für FD-Gitter:	*/	30
/* Konvektiven Wärmetransport berücksichtigen:	*/	n
/* Seitliche Erwärmung des Feststoffbetts berücksichtigen:	*/	n
/* Stegeinfluss bei Strömung berücksichtigen:	*/	j
/* Beschleunigungsparameter (0...1):	*/	0,5
/* Isotherme Randbedingung an der Schnecke:	*/	n
/* Druckberechnung aus Normalspannungsverteilung:	*/	n
/* Dateiausgabe:	*/	j
/* Dateiname:	*/	res
/* Berechnungsschritte (maximal 100):	*/	3

10.3. Liste der verwendeten Symbole und Abkürzungen

Lateinisches Symbol	Bezeichnung	Einheit
A	Parameter im Carreau-Ansatz	Pas
A	Fläche	m ²
A	erster Parameter für Bodendruck	bar
A_{Frei}	freie Zylinderquerschnittsfläche	m ²
A_F	freier Schneckenquerschnitt	m ²
A_{ntrF}	Flächenanteil der nichttreibenden Flanke	m ²
$A_{Schnecke}$	Schneckenquerschnittsfläche	m ²
A_{SG}	Flächenanteil des Schneckenegrunds	m ²
A_{SS}	Flächenanteil des Schneckenstegs	m ²
A_{trF}	Flächenanteil der treibenden Flanke	m ²
a	Temperaturleitfähigkeit	m ² /s
a	Ordinatenabschnitt der Geradengleichung	m
a_T	Temperaturverschiebungsfaktor	-
B	Parameter im Carreau-Ansatz	s
B	Breite	m
B	zweiter Parameter für Bodendruck	mm ⁻¹
b	Kanalbreite	m
b	Parameter des Exponentialansatzes zur Approximation des Temperaturverschiebungsfaktors	1/°C
b	Abstand im Einfüllloch	m
b^*	Spezifisches Eigenvolumen in der Spencer-Gilmer Gleichung	m ³
$b_{1m \dots 4m}$	Parameter des Ansatzes von Tait im Schmelzbereich	
b_5, b_6	Parameter des Ansatzes von Tait im Übergangsbereich	
C	Parameter im Carreau-Ansatz	-
Ca	Cameron-Zahl	-
C_1, C_2	Integrationskonstanten	
c_p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck	J/kgK
c_V	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Volumen	J/kgK
c_1	Parameter des WLF-Ansatzes	-
c_2	Parameter des WLF-Ansatzes	°C
D	Durchmesser	m
D_a	Außendurchmesser des Sperrings	m
D_i	Innendurchmesser des Sperrings	m
D_K	Kerndurchmesser der Schnecke	m
D_M	mittlerer Sperringdurchmesser	m
D_{Zyl}	Zylinderdurchmesser	m
$d_{Messdüse}$	Außendurchmesser der Messdüse	m
d_{Rohr}	Rohrdurchmesser	m
d_1	Durchmesser auf dem sich das 1. Thermoelement befindet	m
d_2	Durchmesser auf dem sich das 2. Thermoelement befindet	m
E_{Heiz}	Heizenergie	J

E_{mech}	Antriebsenergie	J
$E_{Verlust}$	Verlustenergie	J
E_0	Aktivierungsenergie	J
e	Stegbreite	m
e_o	Korrekturfaktor für den Kreisquerschnitt	-
$e_{Rechteck}$	Korrekturfaktor für den Rechteckquerschnitt	-
F	Fehlerquadratsumme	-
F_{Keil}	Kraft auf den Keil	N
F_p	Strömungskorrekturfaktor	-
F_p^*	Korrekturfaktor für strukturviskose Schmelzen unter Berücksichtigung des Seitenwandeinflusses	-
$F_{Sperrring}$	Kraft auf den Sperring	N
f	Förderfaktor	-
H	Heizleistung	W
H	Höhe	m
H_0	Keilspalthöhe am Anfang des Keilspaltes	m
H_1	Keilspalthöhe am Ende des Keilspaltes	m
h	Gangtiefe	m
Δh	spezifische Enthapie	J/kg
h_f	Füllhöhe	m
h_S	Höhe des Kegelstumpfes	m
I	elektrischer Strom	A
i	Gängigkeit der Schnecke	-
K	Parameter im Potenzansatz	Pas ⁿ
K'	Faktor zur Beschreibung der Abhängigkeit der Nullviskosität von der Molmasse	Pas
$K_{1...7}$	Parameter des Ansatzes von Menges	
$k_{Ap,v}$	Proportionalitätsfaktor zwischen Druckabfall und Umfangsgeschwindigkeit	Pas/m
L	Länge	m
l	Länge des Keilspaltes	m
l_{axial}	axiale Länge	m
M_d	Drehmoment	Nm
\bar{M}_n	Zahlenmittel der Molmasse	-
\bar{M}_w	Massenmittel der Molmasse	-
m	Fließexponent im Potenzansatz nach Ostwald-deWaele	-
\dot{m}	Plastifizierleistung	kg/s
$\dot{m}_{Feststoff}$	Feststoffförderkapazität	kg/s
$\dot{m}_{Schmelze}$	Plastifizierleistung	kg/s
n	Exponent im Potenzansatz	-
n	Drehzahl	s ⁻¹
n_F	Anzahl der Flügel der Schneckenspitze	-
$n_{Messwert}$	Anzahl der Messwerte	-
n_{red}	reduzierte Drehzahl	min ⁻¹
P	Leistung	W
p	Druck	Pa
p^*	Kohäsionsdruck in der Spencer-Gilmor Gleichung	Pa
$p_{F1} \dots p_{F3}$	Drücke gemessen mit Feststoffdruckaufnehmer	bar
$p_{S1} \dots p_{S5}$	Drücke gemessen mit Schmelzedruckaufnehmer	bar
$p-SCHN$	Druck in den Schneckengängen	Pa
q	Wärmestrom	W/m
R, r	Radius	m
R	universelle Gaskonstante	J/molK
R_{max}	maximale Rautiefe	m
$SV-p_0, p_{Sv}$	Druck im Schneckenorraum	Pa
S_p	Formfaktor für strukturviskose Schmelzen	-

s	Steigung	m
s	Schneckenweg	m
$s_{\ddot{a}q}$	äquivalente Schneckenstellung	m
s_{trans}	translatorische Schneckenstellung	m
s_1	Abstand des wandnahen Thermoelements	m
s_2	Abstand der beiden Thermoelemente zueinander	m
T	Temperatur	°C
T_g	Glasübergangstemperatur	°C
T_M	Massetemperatur	°C
T_S	Standardtemperatur im WLF-Ansatz	°C
T_W	Wandtemperatur	°C
T_0	Bezugstemperatur	°C
t	Zeit	s
t	Schneckensteigung	m
t_{Dos}	Dosierzeit	s
t_{Einspr}	Einspritzzeit	s
t_Z	Zykluszeit	s
U	Uneinheitlichkeit der Molmasse	-
U	elektrische Spannung	V
V	Volumen	m ³
V_{SK}	Schneckenkanalvolumen	m ³
\dot{V}	Volumendurchsatz	m ³ /s
V_R	aus dem Rohr austretendes Volumen	m ³
V_S	in die Schnecke eintretendes Volumen	m ³
v	spezifisches Volumen	m ³ /kg
v	Geschwindigkeit	m/s
v_a	Axiale Feststoffgeschwindigkeit	m/s
$v_{rück}$	Schneckenrückzuggeschwindigkeit	m/s
v_{Sc}	Schneckengeschwindigkeit	m/s
v_{umf}	Umfangsgeschwindigkeit	m/s
v_{Zv}	Geschwindigkeit an der Zylinderwand	m/s
W	Molmasse der Monomereinheit	mol
x	x-Koordinate	m
y	y-Koordinate	m
z	z-Koordinate	m
z_{ax}	axiale Position in der Schnecke	m
Griechisches Symbol	Bezeichnung	Einheit
α	Exponent zur Beschreibung der Abhängigkeit der Nullviskosität von der Molmasse	-
α	Temperaturausdehnungskoeffizient	K ⁻¹
α	halber Trichterwinkel	°
α	Neigung des Keilspaltes	°
α	Volumenausdehnungskoeffizient	m ⁻¹
$\dot{\gamma}$	Schergeschwindigkeit	s ⁻¹
$\dot{\gamma}_{ap}$	scheinbare Schergeschwindigkeit	s ⁻¹
$\dot{\gamma}_{rep}$	repräsentative Schergeschwindigkeit	s ⁻¹
$\dot{\gamma}_W$	wahre Schergeschwindigkeit	s ⁻¹
ε	Winkel im Schneckenquerschnitt	°
ε	Füllgrad der Schneckengänge	-
ε	Dehnung	-
$\dot{\varepsilon}$	Dehnungsgeschwindigkeit	s ⁻¹
η	Viskosität	Pas
η_W	wahre Viskosität	Pas
η_{rep}	repräsentative Viskosität	Pas
η_0	Nullviskosität	Pas

κ	Druckexponent	1/Pa
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/mK
Π	Zweite Invariante des Schergeschwindigkeitstensors	s ⁻²
ρ	Dichte	kg/m ³
ρ_S	Schmelzedichte	kg/m ³
σ	Normalspannung	N/m ²
τ_W	Wandschubspannung	N/m ²
τ	Schubspannung	N/m ²
Φ	Schneckenrotationswinkel	°
φ	Schneckensteigungswinkel	°
φ_a	äußerer Steigungswinkel	°
ϕ	Fluidität im Potenzansatz nach Ostwald-deWaele	Pa ^{-m} s ⁻¹

Abkürzung	
DSC	Differential Scanning Calorimetry
Al ₂ O ₃	Aluminiumoxid
FFT	Fast Fourier Transformation
FVM	Finite Volumen Methode
HKR	Hochdruckkapillarrheometer
LDPE	Polyethylen niedriger Dichte
PA	Polyamid
PAI	Polyamidimid
PMMA	Polymethylmethacrylat
PP	Polypropylen
PS	Polystyrol
SSiC	Siliziumcarbid gesintert
SSN	Siliziumnitrid gesintert
U-PVC	Hart-Polyvinylchlorid
ZrO ₂	Zirkonoxid