

Lehrstuhl für Maschinen- und Apparatekunde

Technische Universität München

**Untersuchung zur Pfropfenentstehung und Pfropfenstabilität bei der
pneumatischen Dichtstromförderung**

- Experiment und mathematische Modellierung -

Gerhard Niederreiter

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät Wissenschaftszentrum Weihenstephan für Ernährung, Landnutzung und Umwelt der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. R. Meyer-Pittroff

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. Sommer
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. W. Bauer
3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. K.-E. Wirth
Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Die Dissertation wurde am 16.11.2005 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät Wissenschaftszentrum Weihenstephan für Ernährung, Landnutzung und Umwelt am 23.02.2006 angenommen.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Zeit von August 1999 bis April 2004 am Wissenschaftszentrum für Ernährung, Landnutzung und Umwelt der Technischen Universität München am Lehrstuhl für Maschinen- und Apparatekunde.

An dieser Stelle möchte ich allen danken, die mich bei der Anfertigung dieser Arbeit unterstützt haben.

Ganz besonders danke ich meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl Sommer für die Möglichkeit zur Durchführung der Dissertation an seinem Institut. Sein stetes Interesse und sein unermüdliches Mitwirken vor allem bei den theoretischen Modellierungen aber auch bei den experimentellen Untersuchungen waren beispielhaft und haben sowohl diese Arbeit als auch mich geprägt. Seine fachlichen und finanziellen Freiheiten den wissenschaftlichen Mitarbeitern bzw. den wissenschaftlichen Arbeiten gegenüber ermöglichten es, eigene Ideen umzusetzen, zu verwirklichen und mich damit stets neu zu motivieren. Auch den Zweitprüfern Herrn Prof. Dr.-Ing. Werner Bauer und Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl-Ernst Wirth, sowie dem Prüfungsvorsitzenden, Herrn Prof. Dr.-Ing. Roland Meyer-Pittroff, danke ich für die Übernahme des jeweiligen Amtes.

Weiterhin sei den Studenten, die im Rahmen ihrer Studien- oder Diplomarbeit wertvolle Beiträge zum Gelingen dieser Arbeit geleistet haben, gedankt. Durch ihr Engagement, ihre konstruktiven Ideen sowie ihre Motivation auch länger als erforderlich experimentelle Untersuchungen durchzuführen und auszuwerten, haben sie hervorragende Arbeit geleistet. Allen voran möchte ich mich bei den Diplomanden, Konrad Weidendorfer, Stefan Genz, Axel Erich Kather, Caroline Fischer, Stefanie Schnappauf, Cosmos Bruns, Ron Baudler, Ulrich Heinz Bobe, Matthias Wild, Marcus Burk sowie dem Semestranen Tobias Thiel, Richard Röhlig und Martin Neumann bedanken.

Zu großem Dank für die tatkräftige Unterstützung beim Bau des Messensors sowie dem Umbau der pneumatischen Versuchsanlage bin ich den Mitarbeitern der Werkstatt unter der Leitung von Herrn Peter Rauscher verpflichtet. Ohne ihre konstruktiven Ideen und deren Umsetzung wären die bisher einzigartigen experimentellen Untersuchungen nicht durchführbar gewesen.

Auch allen Mitarbeitern des Lehrstuhls danke ich für das hervorragende Arbeitsklima sowie die vorhandene Hilfsbereitschaft während meiner Zeit am Lehrstuhl, die mit der Anfertigung einer Semesterarbeit 1995 begann und als Hiwi, Diplomand und schließlich als wissenschaftlicher Mitarbeiter bis 2004 ohne Unterbrechung andauerte. Die Arbeit, die Seminare unter der Leitung von Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl Sommer, die Literaturabende mit Frau PD Dr.-Ing. habil. Anette Schwill-Miedaner aber auch die Feiern am Lehrstuhl werden mir für immer in Erinnerung bleiben.

Im Besonderen möchte ich mich bei Stefan Palzer bedanken, der mich durch „Zufall“ als Semesterant an den Lehrstuhl für Maschinen- und Apparatekunde holte, mich während meiner Diplomarbeit betreute und mir bis heute als guter Freund in privaten als auch beruflichen Fragestellungen zur Seite steht. Zahlreiche Erlebnisse sowohl wissenschaftlicher als auch privater Natur werden mir immer in Erinnerung bleiben.

Meine Freundschaft zu Bernhard „Adi“ Weigl lässt sich kaum schriftlich fixieren. Die gemeinsame Zeit am Lehrstuhl, die Dienstreisen, die Exkursionen, die Feiern aber auch gemeinsame Projekte haben uns als „bayrisches Team“ unvergesslich gemacht. Für diese Erfahrungen „jeglicher Art“ danke ich dir recht herzlich.

Mein Dank gilt auch Herrn Heinz Dauth, der meine Arbeit Korrekturlesen durfte und durch seine kritischen Kommentare und Ergänzungen zum Erfolg der Arbeit beigetragen hat.

Meinen ehemaligen Zimmerkollegen Heidi Lankes und Markus Hertel möchte ich noch einmal danken, da beide die turbulenten Zeiten infolge der vielen fachlichen aber auch nicht fachlichen Diskussionen mit Studenten während der normalen Bürozeiten tolerierten.

Zudem möchte ich meinem Kollegen Herrn Martin Strauss danken, der als wissenschaftlicher Assistent am Institut für Computeranwendung ICA 1, wesentlich zum erfolgreichen Abschluss der Forschungskooperation zwischen Physikern und Ingenieuren beigetragen hat. Aufgrund der unterschiedlichen Ausbildung waren die Diskussion nicht immer einfach, trotzdem konnte das Kooperationsprojekt erfolgreich abgeschlossen werden.

Außerdem bedanke ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Gerhard Hauser und Herrn Dipl.-Ing. Wolfgang Schäfer, die mich zu Beginn meiner wissenschaftlichen Arbeit durch viele anregende Diskussionen sowie bei der Ausarbeitung von Forschungsanträgen unterstützten.

Der Deutschen Forschungsgemeinschaft DFG sei für die finanzielle Unterstützung des Forschungsvorhabens im Rahmen des SFB „Granulare Medien“, der Firma Siemens in München, der Firma Endress&Hauser in Weil am Rhein sowie der Firma Global Weighing/Sartorius in Göttingen sei für die kostenlose Bereitstellung von Steuerungshardware, Computerhardware sowie von Messsensoren gedankt.

Inhaltsverzeichnis

FORMELZEICHEN UND INDIZES	VII
1. EINLEITUNG UND ZIELSETZUNG	1
2. STAND DES WISSENS	4
2.1 Abgrenzung der unterschiedlichen Förderzustände bei der pneumatischen Förderung von Schüttgütern	4
2.2 Scale-Up bei pneumatischen Förderanlagen	7
2.3 Ansätze zur Vorausberechnung des Druckverlustes bei verschiedenen stationären Förderzuständen der pneumatischen Förderung	11
2.4 Darstellung unterschiedlicher Modellierungsansätze des Druckverlustes eines Pfropfens bei der vertikalen, pneumatischen Dichtstromförderung	16
3. KONSTRUKTIVES DESIGN EINER MESSSONDE ZUR DETEKTION DER EINZELKRÄFTE EINES PNEUMATISCH GEFÖRDERTEN PFROPFENS BEI DER DICHTSTROMFÖRDERUNG	30
3.1 Konstruktion einer Messsonde zur simultanen Aufnahme der Normalspannung, der Wandschubspannung sowie des Druckverlustes eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens	30
3.2 Darstellung der Signalverarbeitung innerhalb der Messkette sowie der Messauswertung	34
3.3 Bestimmung der Prozesseinflussgrößen des Messensors, Fehleranalyse und Inbetriebnahme	35
4. MATERIAL UND METHODEN	45
4.1 Charakterisierung der verwendeten Fördergüter	45
4.2 Methode zur experimentellen Bestimmung der radialen Porositätsverteilung einer kompakten Schüttgutsäule	46
4.3 Beschreibung der indirekten Porositätsbestimmung eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens	49
4.4 Beschreibung der Versuchsapparatur zur direkten Bestimmung der Porosität eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens	59
4.5 Darstellung der Förderversuchsanlagen sowie der Versuchsdurchführung	61
5. ERGEBNISSE UND DISKUSSION	66
5.1 Darstellung der experimentellen Ergebnisse zur Charakterisierung der Förderzustände in einer vertikalen Förderanlage DN 50	66
5.1.1 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Massenstroms auf die Pfropfenbildung bzw. die Pfropfenstabilität	67
5.1.2 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Förderluftmassenstroms bzw. der Leerrohrgeschwindigkeit auf die Pfropfenbildung bzw. die Pfropfenstabilität	70

5.2 Darstellung der experimentellen Ergebnisse zur Charakterisierung der Förderzustände in einer industriellen Förderanlage DN 50	72
5.2.1 Experimentelle Untersuchung von Pfropfen innerhalb einer 20sekündigen Messung	73
5.2.2 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Massenstroms auf die Pfropfenbildung bzw. die Pfropfenstabilität	76
5.2.3 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit auf die Pfropfenbildung bzw. Stabilität in der industriellen Förderanlage DN 50	79
5.3 Darstellung der experimentellen Ergebnisse zur Charakterisierung der Förderzustände in einer industriellen Förderanlage DN 80	80
5.3.1 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Massenstroms auf die Pfropfenbildung bzw. die Pfropfenstabilität	82
5.3.2 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit auf die Pfropfenbildung bzw. Stabilität in der industriellen Förderanlage DN 80	85
5.4 Bestimmung der Pfropfenporosität bzw. der Beladungen der Förderleitung bei unterschiedlichen Förderzuständen in der industriellen Förderanlage DN 50	87
6. MATHEMATISCHE MODELLIERUNG	92
6.1 Darstellung der Ergebnisse einer DEM-Simulation des vertikalen, pneumatischen Pfropfentransportes sowie die experimentelle Verifizierung an einer Minianlage	92
6.2 Herleitung eines Modells zur Berechnung der Wandschubspannung von pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfen bei der pneumatischen Dichtstromförderung	100
7. SCHLUSSFOLGERUNG UND DISKUSSION	103
8. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	108
9. ANHANG	110
10. LITERATURVERZEICHNIS	113

FORMELZEICHEN UND INDIZES

Lateinische Symbole

a, a', a'', a'''	Koeffizienten, --
A	Fläche, m^2
A_M	Mantelfläche, m^2
A_R	Rohrquerschnittsfläche, m^2
b	Konstante zur Funktionsadaption an experimentelle Messwerte, --
Ba^*	modifizierte Barth-Zahl, --
Ba	Barth-Zahl, --
c	Fördergutgeschwindigkeit, $m\ s^{-1}$
c_1, c_2, c_3	Konstanten zur Berechnung eines Porositätsprofils, --
c_{max}	Abstandsfaktor für Porositätsmaxima, --
c_p	Partikel-Partikel-Kohäsion, Pa
c_w	Partikel-Wand-Adhäsion, Pa
D	Dämpfungskonstante, --
d_p	Partikeldurchmesser, m
d_{pV}	Äquivalentdurchmesser einer volumengleichen Kugel, m
D_R	Rohrdurchmesser, m
D_{ST}	Durchmesser des Sensortellers, m
e	Konstante zur Funktionsadaption an experimentelle Messwerte, --
E_W	Elastizitätsmodul der Förderrohrwand, $N\ m^{-2}$
E_S	Elastizitätsmodul des Förderguts, $N\ m^{-2}$
Eu	Eulerzahl, --
f	Konstante zur Funktionsadaption an experimentelle Messwerte, --
f_e	Eigenfrequenz, s^{-1}
f_g	Eckfrequenz, s^{-1}
f_r	Reibungszahl, --
Fr	Froudezahl, --
Fr_p	Partikelfroudezahl, --
Fr^*	mit der Sinkgeschwindigkeit gebildete Froudezahl, --
Fr_c	mit der mittleren Feststoffgeschwindigkeit und dem Rohrdurchmesser gebildete Froudezahl, --
Fr_s	$w_{so}\ d^{-1}\ g$, --
f_s	Druckverlustbeiwert, --
g	Erdbeschleunigung, $m\ s^{-2}$
G	Gewichtskraft, N
Ga	Galileizahl, --
h	Konstante zur Funktionsadaption an experimentelle Messwerte, --
k	Konstante zur Funktionsadaption an experimentelle Messwerte, --
K_W	Janssen-Koeffizient, --
$K_{aktiv/passiv}$	Janssenkoeffizient für den aktiven und den passiven Spannungszustand, --
L	Pfropfenlänge, m

L_R	Förderleitungslänge, m
$m_{\text{Granulatteilchen}}$	Masse eines Granulatteilchens, kg
m_L	Förderluftmassenstrom, kg h^{-1}
m_S	Fördergutmassenstrom, kg h^{-1}
$m_{\text{Fördergut}}$	Masse Fördergut in der Förderleitung, kg
n_{Pfpfen}	Anzahl der Granulatteilchen in einem Pfpfen, --
P_{atm}	Atmosphärendruck, Pa
P_1	Luftdruck am Anfang der Förderleitung, Pa
P_0	Luftdruck am Ende der Förderleitung, Pa
R	spezifische Gaskonstante von Luft, $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
R_a	Oberflächenbeschaffenheit des Förderrohrs, --
R_B	Radius des Förderrohrbogens, m
Re	Reynoldszahl, --
s	Wandstärke des Förderrohrs, m
Sz	Stosszahl, --
t	Konstante zur Funktionsadaption an experimentelle Messwerte, --
T	Zeitkonstante, --
T_L	Lufttemperatur, K
Th	dimensionsloser Produktmassenstrom, --
u_S	Granulatgeschwindigkeit innerhalb der Gasblase, m s^{-1}
u_P	Granulatgeschwindigkeit innerhalb des Schüttgutpfpfens, m s^{-1}
v	Förderluftgeschwindigkeit, m s^{-1}
$V_{\text{Förderleitung}}$	Volumen der Förderleitung, m^3
v_{normal}	Normalgeschwindigkeit der Granulatteilchen an die Rohrwand, m s^{-1}
v_{LO}	Leerrohrgeschwindigkeit, m s^{-1}
v_{rel}	relative Förderluftgeschwindigkeit, m s^{-1}
v_{Lm}	mittlere Förderluftgeschwindigkeit (Rohranfang – Rohrende), m s^{-1}
v_P	Pfpfengeschwindigkeit, m s^{-1}
v_S	Granulatgeschwindigkeit, m s^{-1}
\bar{w}	Geschwindigkeitsgradient der Granulatteilchen innerhalb des Pfpfens, s^{-1}
w_S	Partikelsinkgeschwindigkeit, m s^{-1}
w_{SO}	Sinkgeschwindigkeit eines Einzelkorns, m s^{-1}
$x F_0$	Variable der Fourier Reihe, --

Griechische Symbole

α	Neigungswinkel des Förderrohrs, Grad
β	Feststoffanteil innerhalb der Gasblase zwischen zwei Schüttgutpfpfen, --
β_z	Reibungsbeiwert, --
δ	Neigungswinkel des Förderrohrs, Grad
ε	Porosität, --
$\varepsilon_{\text{Förderanlage}}$	mittlere Porosität in der Förderleitung, --
$\varepsilon_{\text{Pfpfen}}$	Pfpfenporosität, --

ε_{Str}	Strähnenporosität, --
ε_{W}	Schüttgutporosität an der Behälterwand, --
ε_{∞}	Schüttgutporosität unendlich weit vom Rohrrand entfernt, --
ϕ	linearisierter Gutreibungswinkel, Grad
ϕ_{e}	effektiver Gutreibungswinkel, Grad
ϕ_{W}	Wandreibungswinkel, Grad
η_{L}	dynamische Gasviskosität, Ns m^{-2}
η_{Granulat}	scheinbare dynamische Viskosität der Granulatteilchen, Ns m^{-2}
λ	Horizontallastverhältnis, --
λ_{S}	Druckverlustbeiwert, --
λ_{S}^*	Wandstoßreibungsbeiwert, --
λ_{R}	Rohrreibungszahl, --
λ_{tot}	Gesamtreibungsbeiwert der Strömung, --
μ	Beladung definiert bei Produktmassenstrom / Förderluftmassenstrom, --
μ_{W}	Wandreibungskoeffizient, --
ρ_{B}	Schüttgutdichte, kg m^{-3}
ρ_{f}	Fluiddichte, kg m^{-3}
ρ_{L}	Luftdichte, kg m^{-3}
ρ_{LO}	Luftdichte am Förderrohrbogenausgang, kg m^{-3}
ρ_{Lm}	mittlere Luftdichte (Rohranfang – Rohrende), kg m^{-3}
ρ_{S}	Feststoffdichte, kg m^{-3}
ρ_{W}	Materialdichte des Förderrohrs, kg m^{-3}
σ_{F}	Spannung an der Pfropfenfront, Pa
σ_{normal}	Normalspannung eines Schüttgutpfropfens, Pa
τ_{Pfropfen}	Wandschubspannung eines Schüttgutpfropfens, Pa
τ_{W}	Wandschubspannung, Pa
ω	Winkel, definiert bei $\sin \omega = \sin \phi_{\text{W}} / \sin \phi$, Grad
Δp	Druckverlust, Pa
Δp_{B}	Druckverlust in einem Bogen, Pa
Δp_{L}	Druckverlust infolge der Luftströmung, Pa
Δp_{S}	Druckverlust infolge der Feststoffströmung, Pa
Δp_{Z}	Zusatzdruckverlust bei der pneumatischen Förderung, Pa
$\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \Pi_4$	dimensionslose Kennzahlen, --

1. EINLEITUNG UND ZIELSETZUNG

In vielen Industriezweigen ist die Handhabung von Feststoffen eine häufig wiederkehrende Aufgabe. Typische Feststoffe fallen als Pulver, Granulate, Agglomerate oder Pellets an. Neben der Erzeugung und Lagerung dieser Feststoffe ist der Transport ein wichtiger verfahrenstechnischer Prozess. Häufig findet dabei die pneumatische Förderung in geschlossenen Rohrleitungssystemen gegenüber mechanischen Fördersystemen bevorzugt Anwendung. Aufgrund der hohen Automatisierungsmöglichkeit sowie eines abgeschlossenen Fördersystems, besteht eine geringe Kontaminationsgefahr der Produkte als auch der Umgebung. Der Aufbau erlaubt daher auch die Förderung von sauerstoffempfindlichen Feststoffen mit Inertgas bei einer einfachen baulichen und betrieblichen Einbindung in die verfahrenstechnischen Prozesse [7].

Prinzipiell kann bei der pneumatischen Förderung zwischen Dünn- und Dichtstromförderung unterschieden werden. Bei der Dünnstromförderung bzw. Flugförderung wird der Feststoff weitgehend homogen über den Rohrquerschnitt verteilt und bei hohen Fördergasgeschwindigkeiten sowie niedrigen Feststoffkonzentrationen transportiert.

Bei der Dichtstromförderung, insbesondere der Pfropfenförderung, tritt eine weitgehende Entmischung der Zweiphasenströmung ein und die Feststoffansammlungen werden in Form von Schüttgutpfropfen, welche den gesamten Rohrquerschnitt bedecken, gefördert. Die Pfropfen werden bei niedrigen Fördergasgeschwindigkeiten und bei geringer Feststoffgeschwindigkeit in mehr oder weniger regelmäßigen Abständen durch die Förderleitung transportiert.

Aufgrund der geringen Feststoffgeschwindigkeit wird das Schüttgut schonender als bei der Flugförderung transportiert. Insbesondere bei der Förderung von unterschiedlichen Kunststoffgranulaten konnte gezeigt werden, dass die Pfropfenförderung den Abrieb bzw. die Bildung von „Engelshaar“ deutlich reduziert [3]. Ebenso gewinnen Dichtstromförderanlagen in der Lebensmittelindustrie zunehmend an Bedeutung. Bei der pneumatischen Dichtstromförderung von bruchempfindlichen Malz, Hopfenpellets oder Agglomeraten können durch die Reduzierung des Abriebs bzw. des Bruchs auch technologische Vorteile bei der Weiterverarbeitung derartiger Rohstoffe gewonnen werden. Neben der schonenden Förderung von Rohstoffen und Produkten wird auch der Materialverschleiß an Rohrwänden, Rohrkrümmern und Feststoffabscheider deutlich reduziert. Untersuchungen zur pneumatischen Förderung zeigen, dass der Krümmer- und Rohrleitungsverschleiß mit der dritten Potenz der Fördergeschwindigkeit zunimmt [8]. Weitere Vorteile der pneumatischen Pfropfenförderung sind der niedrigere Fördergasbedarf, welcher das Abscheiden des Feststoffes am Ende der Förderleitung erleichtert, sowie das Vermeiden von Entmischungen innerhalb der Feststoffphase, da die Feststoffpartikel innerhalb des Pfropfens relativ kompakt zueinander durch die Förderleitung transportiert werden.

Aufgrund mangelnder Kenntnisse über die Betriebsstabilität bzw. der hohen Gefahr der Verstopfung der Förderleitung bei schwierigen Produkten und Förderbedingungen, werden viele Produkte mit bisher etablierten pneumatischen Förderverfahren nur unter unzulässig hohem Abrieb bei hohen Fördergasgeschwindigkeiten gefördert. Oder sie werden unter erhöhtem Aufwand mittels zusätzlicher Einrichtungen, wie Bypassleitungen [4], vibrationsinduzierten pneumatischen Förderanlagen [5] oder einer speziell getakteten Luftzufuhr [11], in Pfropfen transportiert.

Es existieren eine Vielzahl von Veröffentlichungen über Untersuchungen zur pneumatischen Pfpfenförderung. Primäres Ziel dieser Arbeiten ist die Vorausberechnung des bei der Pfpfenförderung zu erwartenden Druckverlustes entlang des Einzelpfpfens bzw. entlang der gesamten Förderleitung.

Anhand der Arbeiten wurden unterschiedliche Berechnungsverfahren abgeleitet. Zum Beispiel empirische Modelle, die auf experimentellen Versuchsergebnisse als Ausgangsbasis basieren oder physikalisch begründete Kontinuumsmodelle, die aufgrund einer differentiellen Betrachtungsweise die Zusammenhänge aus theoretischer Sicht zu beschreiben versuchen. Immer häufiger werden Ergebnisse anhand von theoretischen Simulationen, die auf der Beschreibung des Verhaltens von Einzelpartikeln und deren Wechselwirkungen beruhen, publiziert [9], [10], [69], [70], [71].

Existiert ein zuverlässiges Modell, ist den Herstellern derartiger Förderanlagen als auch den Anwendern ein Tool gegeben, sowohl bei der verfahrenstechnischen Auslegung einer pneumatischen Förderanlage (vgl. Abbildung 1) als auch in der Anwendung stets einen sicheren und einen wirtschaftlichen Betrieb zu gewährleisten.

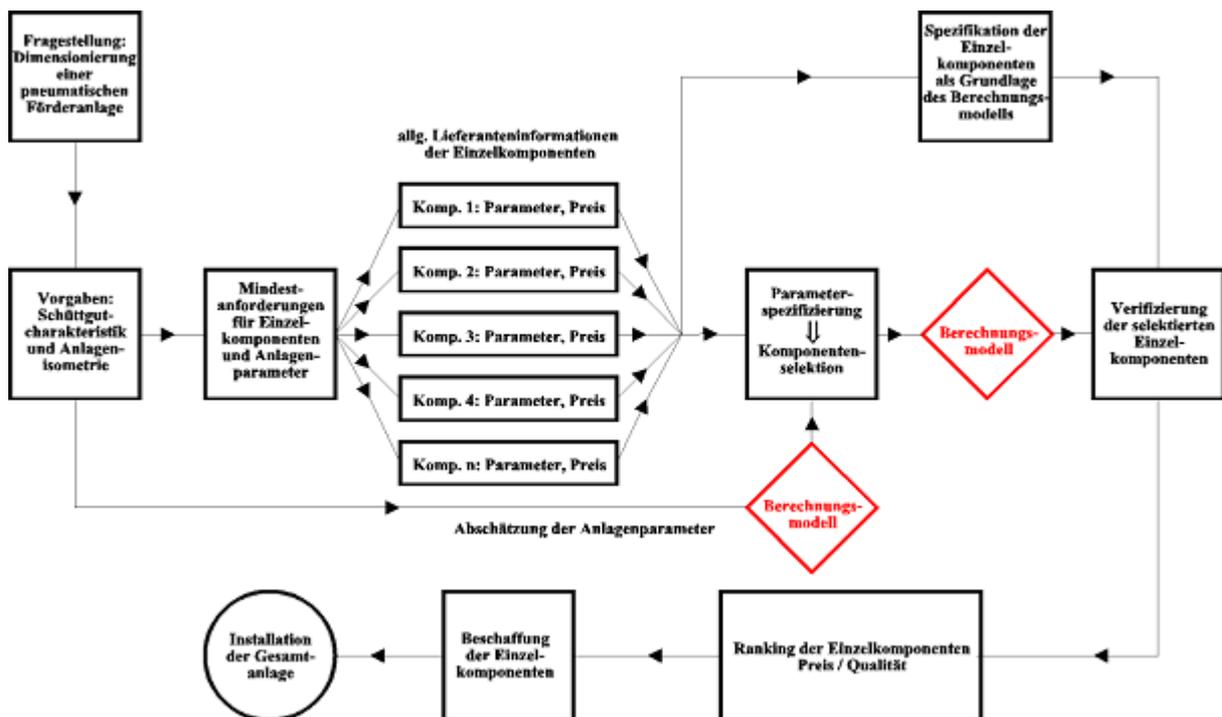


Abbildung 1: Anwendungsmöglichkeit von Berechnungsverfahren pneumatischer Förderanlagen

Bis heute haben jedoch die Berechnungsverfahren, insbesondere für die pneumatische Dichtstromförderung kaum Anwendung in der Praxis gefunden, da die Berechnungsverfahren häufig anhand experimenteller Ergebnisse relativ kleiner Anlagen mit spezifischen Fördergütern entwickelt wurden. Die dabei getroffenen Annahmen und Voraussetzungen können nicht ohne weiteres auf industrielle Großanlagen mit entsprechend großen Rohrdurchmesser sowie unterschiedlichen Fördergütern übertragen werden. Somit verwundert es nicht, dass in der Praxis

bis heute Förderanlagen anhand von Erfahrungswerten oder experimentellen Versuchen im Maßstab 1 : 1 dimensioniert werden.

Daher sollen mit der vorliegenden Arbeit die grundlegenden Vorgänge zur Entstehung und Stabilität der Einzelpfropfen bei der vertikalen pneumatischen Dichtstromförderung untersucht werden, da aufgrund der gleichen Richtung von Schwerkraft und Transportkräften eine Modellierung besonders geeignet erscheint.

Dazu sind folgende Fragen zu beantworten:

- Kann die Pfropfenentstehung sowie die Pfropfenstabilität anhand instationärer Effekte wie Dichte- bzw. Porositätsfluktuationen innerhalb der Pfropfen sowie dynamischer Transportvorgänge zwischen den Pfropfen durch Materialverlust am Pfropfenende sowie Produktaufnahme am Pfropfenanfang erklärt werden?
- Können die bisherigen Modellierungsansätze zur Vorausberechnung des Druckverlustes innerhalb eines Pfropfens bestätigt werden oder müssen sie aufgrund neuerer Erkenntnisse modifiziert werden?
- Wie groß ist der Einfluss des Förderrohrdurchmessers und ist dieser durch ein Scale-Up in die Vorausberechnung des Druckverlustes von pneumatischen Förderanlagen mit einzubeziehen?
- Ist es schließlich möglich, anhand von labormässig zu ermittelnden, charakteristischen Schüttgutdaten ähnlich der Dimensionierung von Silos eine Anlagendimensionierung bei vorgegebenen Anlagendaten und gewünschtem Produktmassenstrom durchzuführen?
- Wie können die Ergebnisse von der vertikalen Förderrichtung auf die horizontale Förderung von Schüttgutpfropfen übertragen werden?

Dazu wird eine Druckförderanlage mit ausschließlich vertikaler Förderleitung aufgebaut und Messungen an einzelnen, pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfen durchgeführt. Mit Hilfe eines selbst entwickelnden, in die Förderleitung integrierten Messensors können die Normalspannung, die Wandschubspannung sowie der Druckverlust an einem geförderten Pfropfen gleichzeitig detektiert werden.

Die experimentellen Daten sollen dazu beitragen, die Porosität entlang des Pfropfens aufzulösen, um damit Rückschlüsse auf die Existenz sowie den Einfluss von Porositätsschwankungen zu untersuchen. Ferner sollen die existierenden Modelle zur Beschreibung des pneumatischen Pfropfentransportes verifiziert und gegebenenfalls modifiziert werden. Die Untersuchungen des Förderrohrdurchmessers erfolgen durch Variation der Förderrohre von DN50 auf DN80. Dazu werden die experimentellen Untersuchungen auf eine vertikale Förderstrecke in einer industriellen Förderanlage mit Förderrohrdurchmessern von DN50 und DN80 ausgeweitet.

Aus den experimentell gewonnenen Erkenntnissen und physikalischen Modellvorstellungen werden einfache mathematische Beziehungen abgeleitet, die den Druckverlust der vertikalen pneumatischen Pfropfenförderung vorausberechnen können.

2. STAND DES WISSENS

Die charakteristischen Größen zur Auslegung einer pneumatischen Förderanlage von Schüttgütern sind der Druckverlust sowie die Geschwindigkeit des Fördergases, welche zum Transport eines bestimmten Massenstroms notwendig ist. Je nach Kombination dieser Einflussgrößen stellen sich in der Förderleitung unterschiedliche Förderzustände ein, die im folgenden beschrieben werden. Je nach Förderzustand gelten unterschiedliche physikalische Gesetzmäßigkeiten. Die einzelnen Ansätze zur Berechnung des Druckverlustes der unterschiedlichen Förderzustände, die Beschreibung des Scale-Up bei der Auslegung von pneumatischen Förderanlagen sowie die bestehenden Modelle zur Darstellung des Druckverlustes von Einzelpfropfen werden ausführlich beschrieben.

2.1 Abgrenzung der unterschiedlichen Förderzustände bei der pneumatischen Förderung von Schüttgütern

Abbildung 2 zeigt die experimentell bestimmten Druckverluste Δp einer pneumatischen Förderanlage mit definiertem Rohrdurchmesser D_R und konstanter Leitungslänge L_R in Abhängigkeit der auf den freien Rohrquerschnitt bezogenen Luftgeschwindigkeit v am Ende der

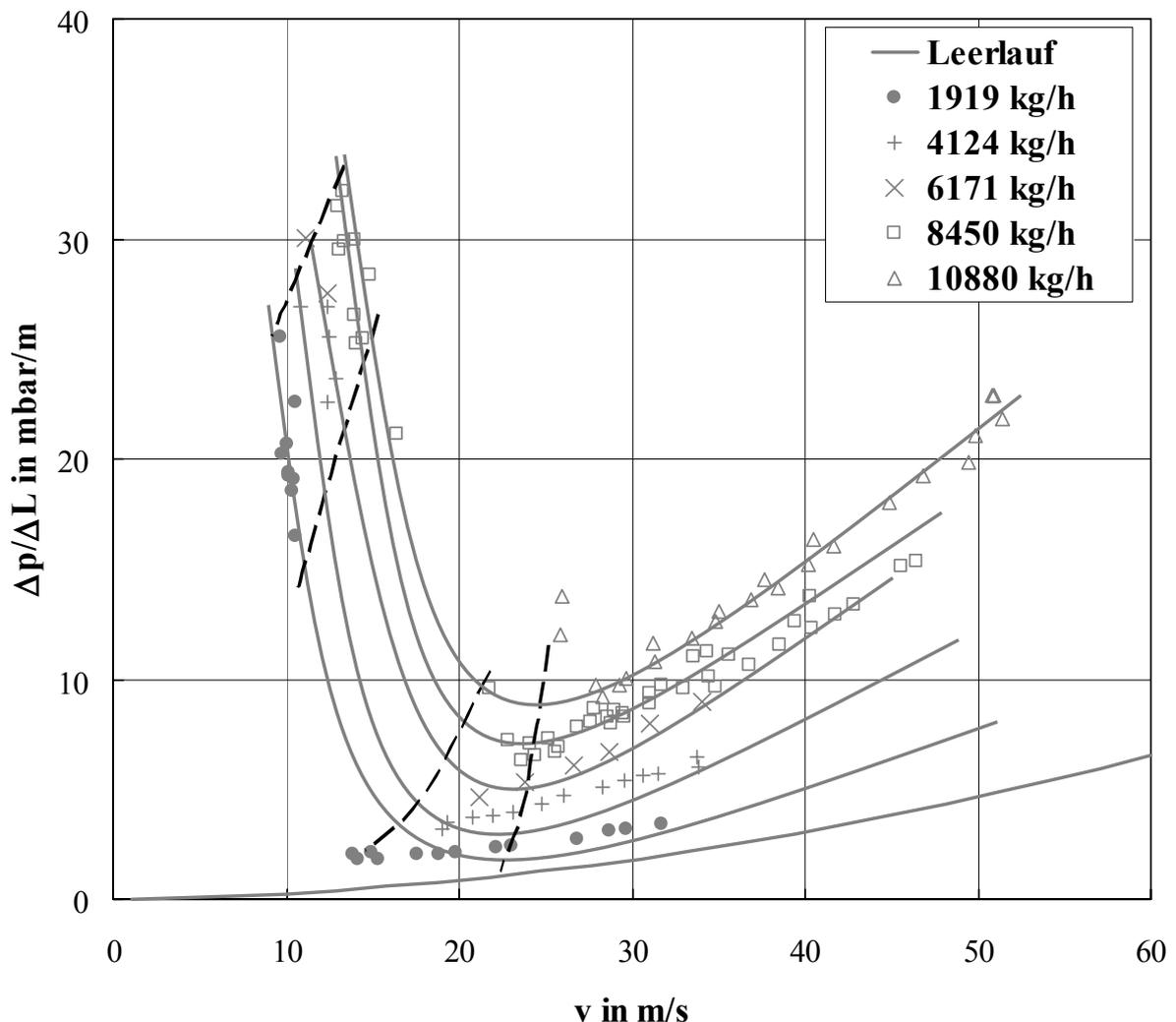
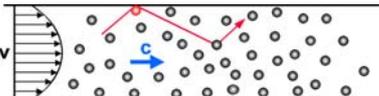


Abbildung 2: Zustandsdiagramm der pneumatischen Förderung

Förderstrecke. Die experimentellen Druckverlustwerte beziehen sich auf eine pneumatische Stickstoffdruckförderung von Polystyrolgranulat (Feststoffdichte $\rho_S = 1180 \text{ kg m}^{-3}$, Schüttdichte $\rho_B = 689 \text{ kg m}^{-3}$) in einer horizontalen Edelstahlleitungen DN 50.

Prinzipiell lassen sich sämtliche Förderzustände im Zustandsdiagramm zwischen zwei Grenzl意思 einordnen: Bei höheren Fördergasgeschwindigkeiten und abnehmenden Massenstrom enden die Förderkennlinien auf der Grenzkurve des Druckverlustes der reinen Luftströmung im leeren Förderrohr. Bei abnehmender Fördergasgeschwindigkeit beginnt die Förderleitung zu blockieren und der Massenstrom wird null. In diesem Fall enden die Förderkennlinien auf der Grenzkurve des Druckverlustes einer sich über die gesamte Förderleitung erstreckenden, stehenden Schüttgutsäule. Auf beiden Grenzl意思 ist der Massenstrom null [12], [13], [14], [15], [16].

Bei der Flugförderung wird das Schüttgut bei hohen Fördergasgeschwindigkeiten und niedriger Gutbeladung transportiert. Die Gutbeladung wird als Quotient aus Feststoffmassenstrom zu Massenstrom der Förderluft definiert. Die Feststoffpartikel werden dabei schwebend, homogen über den Rohrquerschnitt verteilt und unregelmäßig andere Partikel bzw. die Rohrwand treffend durch die Förderleitung transportiert. Die Häufigkeit und der Verlauf der Wandstöße hängt von den Partikeleigenschaften, dem Rohrdurchmesser sowie den Betriebsbedingungen ab. Bei jedem Stoß wird der Partikel abgebremst, springt wieder zurück in die Luftströmung und wird dort wieder beschleunigt, was schließlich den Druckverlust verursacht. Kennzeichnend für die Flugförderung ist eine geringe Förderleistung, bedingt durch den hohen Druckverlust der reinen Gasströmung bei den hohen Förderluftgeschwindigkeiten. Ferner ist der durch das Fördergut hervorgerufene Verschleiß an der Rohrleitung größer als bei der Dichtstromförderung bei unter Umständen starker Produktzerstörung. Der Vorteil dieses Förderzustandes liegt in einer sehr hohen Betriebsicherheit.

Flugförderung	Luftgeschwindigkeit v in m/sec	Fördergutgeschwindigkeit c in m/sec	Gutbeladung μ in --	Druckverlust in bar/100 m
	20...40*	10...32*	1...10*	0.1...1*

* Zahlen beziehen sich auf DN 100

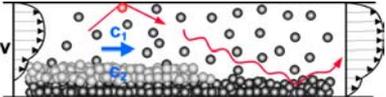
Abbildung 3: Förderzustand der Flugförderung mit Angabe der Bereiche und Anhaltzahlen der Betriebsbedingungen [17], [18], [19]

Bei Verringerung der Fördergasgeschwindigkeit bzw. bei Erhöhung der Gutbeladung durch Erhöhung des Feststoffmassenstroms kann der Förderluftstrom den gesamten Feststoff nicht mehr schwebend transportieren und es setzt zunehmend eine Entmischung der Zweiphasenströmung ein, die zu einer Fördergutanreicherung an der Rohrwand führt. In der horizontalen Förderleitung gleitet ein Teil des Feststoffes als Strähne, während der andere Teil des Feststoffes fliegend über der Strähne transportiert wird. Bei kohäsiven Fördergütern kann die Strähnenförderung über einer an der Rohrunterseite liegenden Strähne erfolgen.

Bei der vertikalen Förderung gleitet die Strähne an der Förderrohrwand. Wegen der im Vergleich zur Sinkgeschwindigkeit eines Einzelpartikels größeren Sinkgeschwindigkeit der Feststoffsträhne ist eine örtliche Feststoffrückströmung an der Förderrohrwand möglich [81], [82].

Mit Hilfe eines Kräftegleichgewichtes resultierend aus der Strömungswiderstandskraft, der Gewichtskraft sowie der Trägheitskraft wird die Sinkgeschwindigkeit der Strähne ermittelt. Die Strömungswiderstandskraft wird bei hohen Strähnenporositäten $\varepsilon_{\text{Str}} \geq 0.85$ dem Druckverlust infolge der Durchströmung des Fördermediums gleich gesetzt. Während bei niedrigeren Strähnenporositäten die Strähne als umströmte Kugel betrachtet wird, deren Widerstandskraft sich entsprechend den hydrodynamischen Gesetzen einer umströmten Kugel ableitet. Der effektive Widerstandsbeiwert c_w einer Strähne wird in Abhängigkeit der Strähnenporosität sowie des Widerstandsbeiwertes eines Einzelpartikels mittels einer empirischen Gleichung berechnet [82].

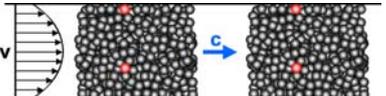
Eine ruhende Ablagerung der Strähne ist in der vertikalen Förderleitung nicht gegeben. Der Förderzustand der Strähnenförderung weist zudem das Druckverlustminimum einer charakteristischen Förderkennlinie auf, das für die Auslegung von Förderanlagen von großer Bedeutung ist [20].

Strähnenförderung	Luftgeschwindigkeit v in m/sec	Fördergutgeschwindigkeit c in m/sec	Gutbeladung μ in --	Druckverlust in bar/100 m
	10...30*	4...18*	5...50*	1...2.5*

* Zahlen beziehen sich auf DN 100

Abbildung 4: Förderzustand der Strähnenförderung mit Angabe der Bereiche und Anhaltzahlen der Betriebsbedingungen [17], [18], [19]

Wird die Fördergasgeschwindigkeit schließlich soweit abgesenkt, dass der Feststoff vollständig aus der Förderluft ausfällt und ein hoher Füllungsgrad der Förderleitung erreicht wird, ergibt sich der stabile Förderzustand der Pfropfenförderung. Es ist der wichtigste Förderzustand im Bereich der Dichtstromförderung. Der Feststoff ist in Schüttgutpfropfen konzentriert, die sich dünenartig durch die Leitung bewegen. Idealerweise wird das Schüttgut abwechselnd als Schüttgutpfropfen und Luftpfropfen durch die Leitung transportiert. Dabei ist die Stabilität des Förderzustandes stark vom Schüttgut bzw. den Schüttguteigenschaften abhängig. Bei der vertikalen Pfropfenförderung stellt sich ein hoch dynamischer Fördervorgang ein, bei dem von der Unterseite des vorhergehenden Pfropfens zur Oberseite des nachfolgenden Pfropfens permanent Feststoff zurückfällt. Somit erfolgt bei Fördergasgeschwindigkeiten deutlich unter der Sinkgeschwindigkeit der Einzelgranulate ein vertikaler Transport nach oben. Insbesondere bei Kunststoffgranulaten kann ein stabiler Förderzustand ohne größere Zusatzmaßnahmen erreicht werden, während bei kohäsiven Fördergütern durch periodisches Einblasen von Sekundärluft entlang der Förderleitung ein Transport in Pfropfen möglich ist.

Pfropfenförderung	Luftgeschwindigkeit v in m/sec	Fördergutgeschwindigkeit c in m/sec	Gutbeladung μ in --	Druckverlust in bar/100 m
	2...10*	1...8*	30...100*	1...2.5*

* Zahlen beziehen sich auf DN 100

Abbildung 5: Förderzustand der Pfropfenförderung mit Angabe der Bereiche und Anhaltzahlen der Betriebsbedingungen [17], [18], [19]

2.2 Scale-Up bei pneumatischen Förderanlagen

Zuverlässige Scale-Up Methoden für Industrieanlagen im Großmaßstab lassen Versuche an Modellanlagen zu, falls hierfür geeignete Stoffsysteme zur Verfügung stehen. Dazu werden dimensionslose Kennzahlen aufgestellt, die den jeweiligen verfahrenstechnischen Prozess vollständig beschreiben und maßstäblich übertragbar machen. Eine wesentliche Voraussetzung für die Übertragbarkeit der experimentell mit Modellanlagen ermittelten Ergebnisse ist die Einhaltung der Ähnlichkeitsmechanischen Kenngrößen. Die Ähnlichkeitstheorie befasst sich mit der Ähnlichkeit der Geometrie, der Dynamik sowie der Massenstromverhältnisse [53]. Als Sonderfall soll die Strömung von Gasen mit Feststoffteilchen behandelt werden. Einen klassischen Anwendungsfall stellt hier die pneumatische Förderung von Schüttgütern dar. Die Zielvorstellung ist dabei die Vorausberechnung des Druckverlustes aus existierenden Messdaten ohne experimentelle Versuche an einer Förderanlage. Die Ermittlung der notwendigen dimensionslosen Kennzahlen zur Beschreibung der Zweiphasenströmung erfolgt mit Hilfe der Dimensionsanalyse. Voraussetzung ist, dass alle physikalisch relevanten Einflussgrößen bekannt sind. Ziel der Dimensionsanalyse ist es, die Zahl der Einflussparameter, mit denen ein Problem beschrieben wird, zu reduzieren ohne Informationen zu verlieren sowie die Sicherung einer verbindlichen Maßstabsübertragung.

Die Berechnung der dimensionslosen Kennzahlen des pneumatischen Transportes erfolgt entsprechend der in vielen Veröffentlichungen beschriebenen Vorgehensweise [22], [54].

Zunächst erfolgt die Aufstellung aller Parameter, die den pneumatischen Förderzustand beschreiben, in einer Relevanzliste. Die Relevanzliste beinhaltet als gesuchte Zielgröße den Druckverlust Δp . Als geometrische Parameter gehen der Partikeldurchmesser d_p , der Rohrdurchmesser D_R und die Rohrlänge L_R ein. Stoffliche Parameter sind die Dichte ρ_L und die dynamische Viskosität η_L des Fördermediums, die Feststoffdichte ρ_S und die Schüttdichte ρ_B des Fördergutes sowie der Wandreibungskoeffizient μ_w . Als prozessbedingte Parameter sind die Förderluftgeschwindigkeit v und der Schüttgutmassenstrom m_S sowie die Erdbeschleunigung g zu berücksichtigen.

Die Änderung der Stoffwerte der Förderluft aufgrund des entstehenden Druckverlustes in einer Modellanlage werden als vernachlässigbar klein bewertet, damit sind ρ_L und η_L im betrachteten Prozess als konstant anzusehen. Die Relevanzliste enthält somit zwölf Größen, die sich allerdings durch die Vorwegnahme dimensionsloser Kennzahlen reduzieren lassen.

Der Wandreibungskoeffizient μ_w ist bereits dimensionslos und soll deshalb als eine dimensionslose Kennzahl direkt übernommen werden. Zusätzlich ergeben sich die Kennzahlen ρ_B/ρ_S , ρ_S/ρ_L , d_p/D_R und L_R/D_R . Dadurch reduziert sich die obige Relevanzliste zu $\{\Delta p, D_R, \rho_L, \eta_L, v, g, m_S\}$ bei bereits ermittelten dimensionslosen Kennzahlen μ_w , ρ_B/ρ_S , ρ_S/ρ_L , d_p/D_R und L_R/D_R . Aus den Dimension der Einzelgrößen der Relevanzliste wird eine Dimensionsmatrix gebildet. Mit Hilfe des Buckingham'schen Theorem (Π -Theorem) lassen sich alle Einheiten mathematisch auf Ihre Grundeinheiten zurückführen. Somit lassen sich die 7 Größen der Relevanzliste bei 3 Grundgrößen, die den Prozess der pneumatischen Förderung beschreiben – Masse, Länge und Zeit – auf vier dimensionslose Kennzahlen – Π -Kennzahlen – reduzieren, die Potenzprodukte der Einzelgrößen der Relevanzliste darstellen.

Aus der Dimensionsmatrix ergeben sich folgende Π -Kennzahlen

$$\Pi_1 = \frac{\eta_L}{\rho_L D_R^{1.5} g^{0.5}}, \quad \Pi_2 = \frac{v}{D_R^{0.5} g^{0.5}}, \quad \Pi_3 = \frac{\Delta p}{\rho_L D_R g}, \quad \Pi_4 = \frac{m_S}{\rho_L D_R^{2.5} g^{0.5}}.$$

Durch Kombination errechnen sich aus den Π -Kennzahlen folgende Prozesskennzahlen:

Die Quadratur der Kennzahl Π_2

$$\Pi_2^2 = \frac{v^2}{D_R g} = Fr$$

ergibt die Froudezahl Fr .

Aus der Kombination der Kennzahlen Π_1 und Π_2

$$\Pi_1^{-1} \Pi_2 = \frac{\rho_L D_R^{1.5} g^{0.5} v}{\eta_L D_R^{0.5} g^{0.5}} = \frac{\rho_L D_R v}{\eta_L} = Re$$

ergibt sich die Reynoldszahl Re .

Die Kombination der Kennzahlen Π_2 und Π_3

$$\Pi_3 \Pi_2^{-2} = \frac{\Delta p D_R g}{\rho_L D_R g v^2} = \frac{\Delta p}{\rho_L v^2} = Eu$$

ergibt die Eulerzahl Eu .

$$\Pi_2^{-1} \Pi_4 = \frac{m_S D_R^{0.5} g^{0.5}}{\rho_L D_R^{2.5} g^{0.5} v} = \frac{m_S}{\rho_L D_R^2 v} = \frac{m_S}{m_L}$$

ist das dimensionslose Beladungsverhältnis μ .

Unter Berücksichtigung der vorweggenommenen Kennzahlen folgt:

$$Eu = f(Fr, Re, \mu; \mu_w, \rho_B/\rho_S, \rho_S/\rho_L, d_p/D_R, L_R/D_R)$$

Der wichtige Prozessparameter, die Förderluftgeschwindigkeit v , ist hingegen in allen Prozesskennzahlen enthalten. Der Produktmassenstrom m_S ist eine Funktion des Prozessparameters v . Der Zahlenwert wird bei jeder Änderung der Förderluftgeschwindigkeit v verändert. Das ist für die Auswertung der Versuchsergebnisse ungünstig. Ziel ist es, die Eulerzahl Eu als Funktion zweier Prozesskennzahlen bei gleich bleibenden geometrischen und stofflichen Bedingungen darzustellen. Die drei Prozesskennzahlen, Reynoldszahl Re , Froudezahl Fr sowie das dimensionslose Beladungsverhältnis μ , sind also auf zwei zu reduzieren. Dies gelingt durch die Kombination von zwei Prozesskennzahlen, die v enthalten. Aus

$$Re^2 Fr^{-1} = \frac{\rho_L^2 D_R^3 v^2 g}{\eta_L v^2} = \frac{\rho_L^2 D_R^3 g}{\eta_L^2} = Ga$$

ergibt sich die Galileizahl Ga , die von keinem variablen Prozessparameter abhängt und damit keine Prozesskennzahl ist. Der Prozessparameter Erdbeschleunigung g ist konstant. Die Galileizahl Ga ist aber gleichberechtigt zur Froudezahl Fr sowie zur Reynoldszahl Re und kann daher die Froudezahl Fr ersetzen. Somit ist die Eulerzahl Eu eine Funktion von zwei Prozesskennzahlen:

$$Eu = f(Re, \mu, Ga; \mu_w, \rho_B/\rho_S, \rho_S/\rho_L, d_p/D_R, L_R/D_R)$$

Die Darstellung der Eulerzahl Eu als Funktion der übrigen dimensionslosen Kennzahlen wurde aufgrund der in ihr enthaltenen Zielgröße Druckverlust Δp gewählt. Eine Information über die Form der Funktion f kann die Dimensionsanalyse nicht geben. Diese Information ist ausschließlich über das Experiment oder zusätzliche theoretische Betrachtung zu erreichen. Bei einer Abhängigkeit der Ziel-Kennzahl von mehreren unabhängigen Kennzahlen darf zur Ermittlung dieser mehrwertigen Funktion stets nur eine Kennzahl variiert werden.

Grundlage der Maßstabsübertragung vom Modell auf eine großtechnische Anlage und umgekehrt stellt die Modelltheorie dar. Die Modelltheorie besagt, dass Voraussetzung für eine Maßstabsübertragung die vollständige Ähnlichkeit der beiden Vorgänge zueinander ist. Sie müssen sich in geometrisch ähnlichen Räumen abspielen. Alle Kennzahlen, die diesen Vorgang beschreiben, haben dann den gleichen Zahlenwert ($\Pi_i = \text{idem}$).

Molerus [28] hat ausgehend von der hydraulischen Förderung von Feststoffsuspensionen gezeigt, dass ein Scale-Up im Bereich des Rohrdurchmessers $25 \text{ mm} < D < 315 \text{ mm}$, Partikelgrößen $12 \text{ }\mu\text{m} < d < 5200 \text{ }\mu\text{m}$ sowie Feststoffdichten $1270 \text{ kg/m}^3 < \rho_S < 5250 \text{ kg/m}^3$ möglich ist. Unter der Voraussetzung, dass in der Praxis die Partikeldurchmesser sehr klein gegenüber dem Rohrdurchmesser sind, lassen sich folgende dimensionslose Kennzahlen ableiten, die auch auf die pneumatische Flugförderung angewendet werden.

$$F \left[\sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_S}} \cdot \frac{v_{rel}}{v}; \sqrt{\frac{\rho_S}{\rho_f}} \cdot Fr_p \equiv \sqrt{\frac{\rho_S}{\rho_f}} \cdot \frac{v}{\sqrt{\frac{\rho_S}{\rho_f} - 1} \cdot d_p \cdot g}; (Fr^*)^2 \equiv \frac{w_S^2}{\left(\frac{\rho_S}{\rho_f} - 1\right) \cdot D_R \cdot g} \right] = 0$$

Wypych [55] berechnet den Druckverlust bei der pneumatischen Förderung des Feststoffes in geraden Förderrohren sowie in Bögen, welcher additiv mit dem Druckverlust der reinen Rohrströmung den Gesamtdruckverlust ergibt. Die wesentlichen Einflussgrößen des Feststofftransportes sind die mittlere Förderluftgeschwindigkeit $v_{L,m}$, die mittlere Förderluftdichte $\rho_{L,m}$, der Förderrohrdurchmesser D_R , die Förderrohlänge L_R , die Luftviskosität η_L , die Oberflächenbeschaffenheit des Förderrohrs R_a , der Feststoffmassenstrom m_S , die Feststoffdichte ρ_S , der Partikeldurchmesser d_p , ein Partikelformfaktor z sowie der Reibungskoeffizient zwischen Fördergut und Förderrohr μ_w . Bei einem Bogen beeinflusst zusätzlich der Bogenradius R_B den Druckverlust, während die mittlere Förderluftgeschwindigkeit $v_{L,m}$, die mittlere Förderluft-

dichte ρ_{Lm} durch die Leerrohrgeschwindigkeit v_{L0} sowie die entsprechende Förderluftdichte ρ_{L0} am Bogenauslauf ersetzt werden. Da sich im allgemeinen das Förderprodukt sowie Förderrohrmaterial bei einem Scale-Up nicht ändern, werden folgende Größen als konstant angesehen: die Feststoffdichte ρ_s , der Partikeldurchmesser d_p , ein Partikelformfaktor z sowie der Reibungskoeffizient zwischen Fördergut und Förderrohr μ_w . Anhand einer durchgeführten Dimensionsanalyse werden Gleichung 1 sowie Gleichung 2 zur Beschreibung des Druckverlustes in den einzelnen Leitungskomponenten abgeleitet, wobei die Exponenten durch experimentelle Versuche bestimmt werden müssen.

$$\Delta p_S = k \cdot \left(\frac{\eta_L}{\rho_{Lm} \cdot v_{Lm} \cdot D_R} \right)^f \cdot \left(\frac{R_a}{D_R} \right)^g \cdot \left(\frac{L_R}{D_R} \right)^e \cdot \left(\frac{m_S}{\rho_{Lm} \cdot v_{Lm} \cdot D_R^2} \right)^h \cdot \rho_{Lm} \cdot v_{Lm}^2 \quad \text{Gleichung 1}$$

$$\Delta p_B = k \cdot \left(\frac{\eta_L}{\rho_{L0} \cdot v_{L0} \cdot D_R} \right)^f \cdot \left(\frac{R_a}{D_R} \right)^g \cdot \left(\frac{R}{D_R} \right)^e \cdot \left(\frac{m_S}{\rho_{L0} \cdot v_{L0} \cdot D_R^2} \right)^h \cdot \rho_{L0} \cdot v_{L0}^2 \quad \text{Gleichung 2}$$

Weitere Arbeiten, die sich mit dem Scale-Up bei der pneumatischen Förderung auseinandersetzen, beziehen sich häufig darauf, aus experimentellen Messungen an Labor- bzw. Techniksanlage auf den Druckverlust (Gleichung 3) [57], den sich einstellenden Massenstrom bei konstantem Druck bzw. Luftmassenstrom (Gleichung 4) bzw. auf die Grenzen zwischen den unterschiedlichen Förderzuständen [56] bei der pneumatischen Förderung an Großanlagen rückschließen zu können, ohne explizit den Scale-Up anhand einer Dimensionsanalyse durchzuführen.

$$\Delta p_{t2} = \Delta p_{t1} + \Delta p_{f1} \cdot \left(\frac{L_{R2}}{L_{R1}} \cdot \frac{D_{R1}}{D_{R2}} - 1 \right) \quad \text{mit} \quad \Delta p_{f1} = a \cdot m_{f1}^b \quad \text{Gleichung 3}$$

$$\text{bzw.} \quad m_{S2} = m_{S1} \cdot \left(\frac{\rho_{f2}}{\rho_{f1}} \right)^c \cdot \left(\frac{L_1}{L_2} \right)^f \cdot \left(\frac{D_2}{D_1} \right)^g \quad \text{Gleichung 4}$$

Einen Überblick über bisher bekannte Ansätze zur Auslegung der pneumatischen Dichtstromförderung auf der Grundlage experimenteller Förderversuche und damit für Untersuchungen des Scale-Up gibt Hilgraf [80]. Dabei werden insbesondere die Vorausberechnung der minimalen Fördergasgeschwindigkeit bei der Dichtstromförderung sowie der für die Förderung des Schüttgutes notwendige Druckverlust beschrieben.

Den Scale-Up von Förderanlagen im Bereich des Förderdruckminimums beschreibt Risk [20], der anhand einer Vielzahl von experimentellen Messwerten, den Nachweis erbringt, dass der jeweilige Druckverlust für unterschiedliche Massenströme sowie unterschiedliche Förderleitungsdurchmesser bei einer doppellogarithmischen Auftragung von Druckverlust gegenüber der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördermediums auf einer Geraden liegt.

2.3 Ansätze zur Vorausberechnung des Druckverlustes bei stationären Förderzuständen der pneumatischen Förderung

Die pneumatische Förderung ist eine Zweiphasenströmung aus einer strömenden gasförmigen Phase und einer darin mitströmenden verteilten festen Phase, dem Fördergut. Das strömende Gas überträgt dabei Strömungs-, Druck- und Auftriebskräfte auf die Feststoffteilchen, die dadurch vom Fördermedium transportiert werden. Bei der Beschreibung des Druckverlustes der pneumatischen Förderung wird daher der Gesamtdruckverlust Δp aus dem Druckverlust der reinen Gasströmung Δp_L infolge der Wandreibung, dem Zusatzdruckverlust Δp_S aufgrund der Wandreibung sowie der Stöße der Feststoffteilchen additiv zusammengesetzt (Gleichung 5). Instationäre Effekte, wie Gutbeschleunigung an der Gutaufgabe sowie die Expansion des Fördermediums, bleiben in dieser Darstellung unberücksichtigt.

$$\Delta p = \Delta p_L + \Delta p_S \quad \text{Gleichung 5}$$

Für den Druckverlust der Gasströmung gilt der klassische strömungsmechanische Ansatz:

$$\Delta p_L = \lambda_R \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot v^2 \cdot \frac{\Delta L_R}{D_R} \quad \text{Gleichung 6}$$

Die Rohrreibungszahl λ wird dabei in Abhängigkeit der Reynoldszahl dargestellt. Für die laminare Rohrströmung bis Reynoldszahlen von 2320 gilt das Hagen-Poiseulle-Gesetz, während für die turbulente Rohrströmung in glatten Rohren das Widerstandsgesetz nach Prandtl angewendet wird (Gleichung 7)[21].

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_R}} = 2,0 \cdot \lg(Re \cdot \sqrt{\lambda_R}) - 0,8 \quad \text{Gleichung 7}$$

Die Berechnung des Zusatzdruckverlustes Δp_S infolge des Feststoffes erfolgt in Analogie zur Fluidströmung mit einem Druckverlustbeiwert λ_S , für den es verschiedene Berechnungsmethoden gibt. Teilweise führen diese Methoden zu stark unterschiedlichen Ergebnissen und besitzen nur einen sehr engen Geltungsbereich [14].

$$\Delta p_S = \lambda_S \cdot \mu \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot v^2 \cdot \frac{\Delta L_R}{D_R} \quad \text{Gleichung 8}$$

Muschelknautz [19] hat auf den Arbeiten von Barth [22] basierend den Druckverlustbeiwert λ_S folgendermaßen definiert:

$$\lambda_S = \frac{c}{v} \cdot \lambda_S^* + \frac{2 \cdot (\sin \alpha + f \cdot \cos \alpha)}{Fr \cdot \frac{c}{v}} \quad \text{Gleichung 9}$$

Wobei der Stoßreibungsbeiwert λ_S^* zunächst nur von der Barthzahl Ba abhängt, welche das Verhältnis der Massenträgheitskräfte der Fördergutteilchen zu ihrem Luftwiderstand widerspiegelt. Weiterführende Untersuchungen in der Schwerelosigkeit haben schließlich gezeigt, dass der Stoßreibungsbeiwert λ_S^* von einer modifizierten Barthzahl Ba^* sowie einer Stoßzahl S , welche charakteristische Materialwerte beinhaltet, abhängig ist [23].

$$Ba^* = \frac{\bar{v}^k \cdot w_S^{2-k}}{D_R \cdot g \cdot \left(1 - \frac{v^*}{\bar{v}}\right)^{2-k}} \quad S = \frac{d_p}{s} \cdot \frac{E_W}{E_S} \cdot \frac{\rho_S}{\rho_W} \quad \text{Gleichung 10}$$

Welschhof [24] stellte fest, dass diese Modellvorstellung des additiven Druckverlustes nur dann gültig ist, falls das Strömungsprofil des Fluids durch die mitströmenden Feststoffpartikeln nicht beeinflusst wird, was bei höheren Fördergutkonzentrationen nicht mehr gegeben ist. Unter diesen Gesichtspunkten hat Weber [25] die Rohrreibungszahl λ_R sowie den zusätzlichen Feststoffreibungsbeiwert λ_S in einer gemeinsamen Größe λ_{tot} zusammengefasst und als empirische Korrelation in Abhängigkeit von 9 dimensionslosen Kennzahlen dargestellt. Damit sollte die von Szikszay [26] abgeleitete empirische Korrelationen für λ_{tot} erweitert werden.

$$\lambda_{tot} = f\left(\mu, Fr, Fr_S, Re, \frac{w_{S0}}{v}, \frac{d_p}{D_R}, \frac{\rho_S}{\rho_L}, Sz, \mu_W\right) \quad \text{Gleichung 11}$$

Die Arbeiten von Muschelknautz [18], [19] und Weber [15] zeigen, dass diese Ansätze auch für die Strähnenförderung angewendet werden können.

Für die Bestimmung des zusätzlichen Druckverlustes ausschließlich für die pneumatische Flugförderung von Feststoffen hat Molerus [28] eine alternative Darstellungsform in Abhängigkeit von Betriebsparametern gewählt. Aus den Bilanzgleichungen – Massen-, Impuls- und Drehmomentenbilanz – werden dimensionslose Kennzahlen abgeleitet, die eine geeignete Beschreibung des Strömungszustandes erlauben. In diesem Modell findet insbesondere die infolge der Wandstöße auftretende Partikelrotation Berücksichtigung. Ausgehend von experimentellen Druckverlustmessungen mit granularem Fördermaterial wird ein Zustandsdiagramm für die Flugförderung berechnet.

In Analogie dazu hat Wirth [29], [28] ein Zustandsdiagramm für die horizontale Strähnenförderung abgeleitet. Demzufolge wird eine am Rohrboden gleitende Strähne von der Kraft des Druckgradienten und von auf der Strähnenoberfläche auftreffenden Partikeln angetrieben, während die Reibkraft der Strähne an der Rohrwand entgegenwirkt. Der Anteil des Druckverlustes infolge der Partikel-Partikel-Stöße und Partikel-Wand-Stöße des Feststoffes, der sich bei der Strähnenförderung über der Strähne bewegt, wird dabei vernachlässigt. Bei bekannter Fördergasgeschwindigkeit v und bekannten Dichten ρ_L des Fördergases und des Förderguts ρ_S sowie des Beladungsverhältnisses μ kann der dimensionslose Druckverlust Δp_Z der Strähnenförderung mit Hilfe des Zustandsdiagramms (Abbildung 6) bestimmt werden. Abbildung 6

wurde mit einer Porosität der Schüttgutsträhne von $\varepsilon = 0.37$, einer Schüttgutdichte von 884 kg/m^3 sowie eines Strähnenantriebskoeffizienten $\lambda = 0.0826$, welcher durch experimentelle Arbeiten bestimmt wurde, berechnet.

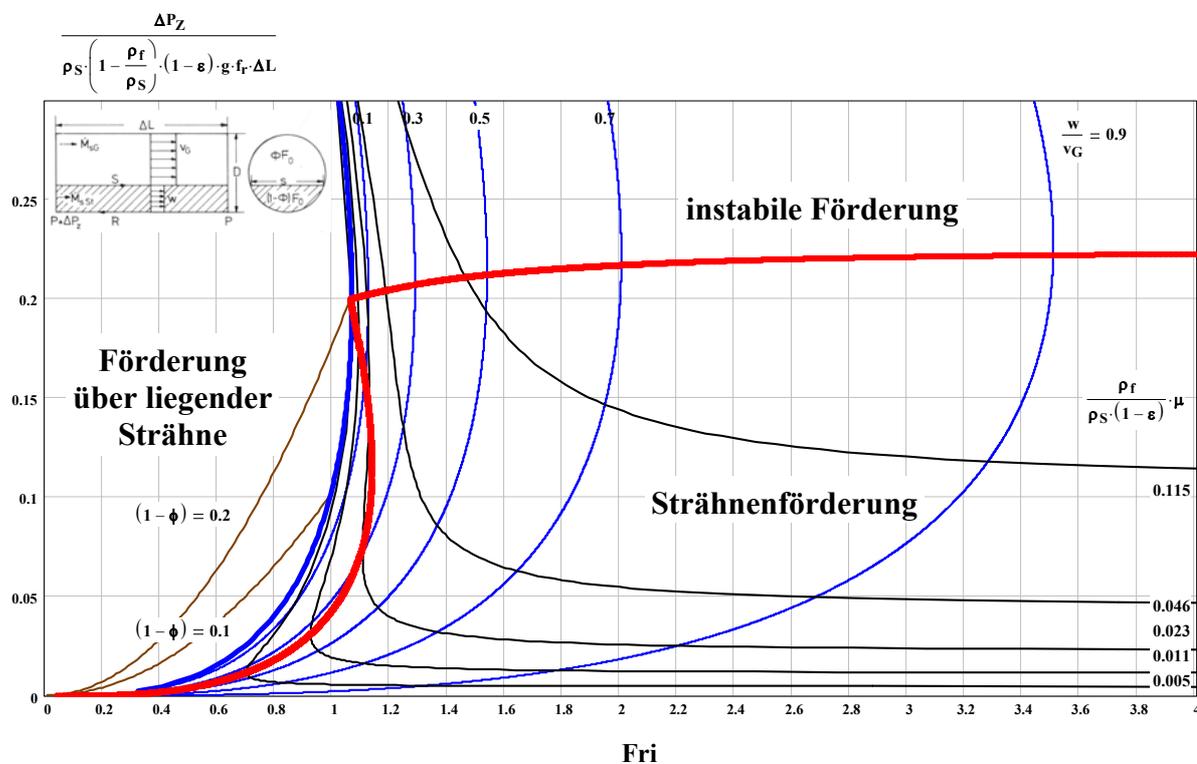


Abbildung 6: Zustands- und Zusatzdruckverlustdiagramm der stabilen Strähnenförderung (Strähnenporosität $\varepsilon = 0.37$)

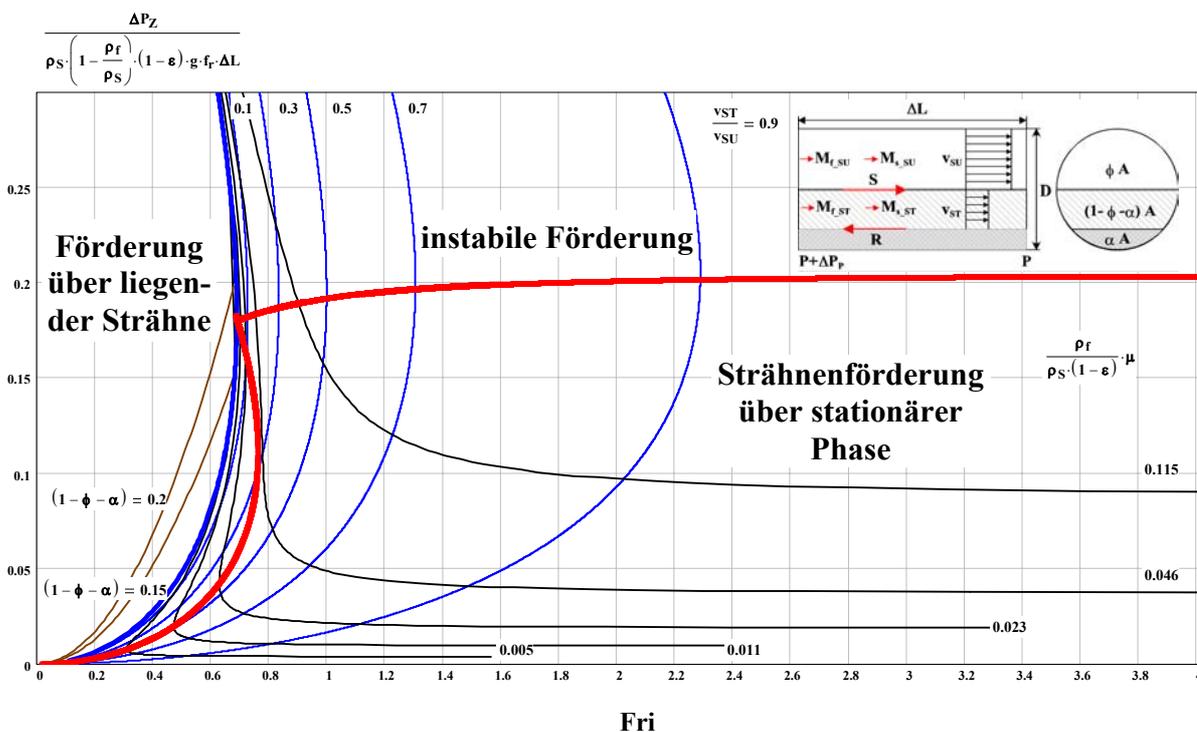


Abbildung 7: Zustands- und Zusatzdruckverlustdiagramm der stabilen Strähnenförderung mit einer stationären Phase am Rohrboden (Strähnenporosität $\varepsilon = 0.37$)

Dieses Modell wurde von Wypych [30] modifiziert, indem eine dritte Phase eingeführt wird, die als stationäre Strähne am Rohrboden liegen bleibt bzw. sich nur langsam in Förderrichtung bewegt. Der Antrieb der sich über dieser stationären Phase befindlichen mobilen Strähne erfolgt in Analogie zum Zweiphasenmodell von Wirth mittels Partikelstößen, wobei die Reibungskraft aus der Reibungskraft des Schüttgutes an der Oberfläche der stationären Strähne resultiert. Die Reibungskraft des Schüttgutes der mobilen Phase an der Rohrwand bleibt dabei unberücksichtigt. Abbildung 7 zeigt das Zustandsdiagramm für die horizontale Strähnenförderung bei einer zusätzlichen stationären Phase an der Förderrohrunterseite. Die Berechnung erfolgte mit einer Porosität der Schüttgutsträhne von $\varepsilon = 0.37$, einer Schüttgutdichte von 884 kg/m^3 , eines Strähnenantriebskoeffizienten $\lambda = 0.0826$ sowie einer Flächendeckung der stationären Phase von 25 %. Eine Abschätzung der Flächendeckung der stationären Phase erfolgt mit Hilfe einer von Konrad [34] anhand einer Massenbilanz bzw. einer Kontinuitätsgleichung an einem pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfen in einer horizontalen Förderleitung. Mit Hilfe von Abbildung 7 ist es möglich, das Zustandsdiagramm der pneumatischen Förderung und damit die Grenzen bzw. Übergänge zwischen den einzelnen Förderzuständen, Pfropfenförderung, Strähnenförderung sowie der Flugförderung, vorzuberechnen. Für die Dichtstromförderung wurden basierend auf dem Ansatz des additiven Druckverlustes ebenfalls empirische Gleichungen und theoretische Modelle abgeleitet. Für die vertikale Dichtstromförderung wurde von Mathur [31] ein additives Modell zur Vorausberechnung des Druckverlustes abgeleitet. Wobei hier der Druckverlust aus der Hubarbeit sowie den Reibungsverlusten der zwei Phasen zusätzlich differenziert wird (Gleichung 12).

$$\frac{\Delta p}{\Delta L_R} = \rho_S \cdot (1 - \varepsilon) \cdot g + \rho_L \cdot \varepsilon \cdot g + 2 \cdot f_G \cdot \rho_L \cdot \frac{v_{L0}^2}{D_R} + 2 \cdot f_S \cdot \rho_P \cdot (1 - \varepsilon) \cdot \frac{v_S^2}{D_R} \quad \text{Gleichung 12}$$

Der Druckverlustbeiwert f_S wurde als empirische Korrelation in Abhängigkeit vom Rohrdurchmesser D_R , der Gasgeschwindigkeit v , des Partikeldurchmessers d_p sowie der Feststoffdichte ρ_S definiert (Gleichung 13).

$$f_S = 0.146 \cdot \frac{D_R^{1.1}}{v_{L0}^{0.64} \cdot d_p^{0.26} \cdot \rho_S^{0.91}} \quad \text{Gleichung 13}$$

Von diesen Modellansätzen abweichend hat Stegmaier [27] eine Gleichung zur Berechnung des Druckverlustes einer beliebig geneigten Rohrstrecke bei hohen Gutbeladungen ermittelt, welche auf einer Leistungsbilanz für die Luft-Feststoffströmung basiert (Gleichung 14), in der sämtliche Energieterme erfasst werden.

$$dp = \frac{1}{1 + \frac{?}{?} \cdot \frac{\rho_S}{\rho_L} \cdot \frac{c}{v}} \cdot \rho_S \cdot g \cdot dl \cdot (\beta_Z + \sin \delta) \quad \text{Gleichung 14}$$

Als variable Größen bleiben das Geschwindigkeitsverhältnis des Feststoffes sowie des Fördermediums und der Beiwert β_Z bestehen, welche sowohl für die horizontale als auch die vertikale Förderung definiert werden. Für die vertikale Förderung lassen sich folgende Gleichungen anführen:

$$\beta_Z = 10^{-2} \cdot \left(\mu \cdot Fr \cdot \frac{d}{D} \right)^{1.16} + 0.35 \quad \text{sowie} \quad \frac{v}{c} = \frac{1200}{(\mu \cdot Fr)^{0.9}} + 0.6 \quad \text{Gleichung 15}$$

Muschelknautz [18] und später Weber [15] und Petersen [32] geben eine vereinfachte Methode zur Berechnung des Druckverlustes bei der Pfropfenförderung an. Unter der Voraussetzung gleichgroßer Pfropfen, die sich mit konstanter Geschwindigkeit durch die Förderleitung bewegen, gilt bei Vernachlässigung von Abstützeffekten des Feststoffes an der Rohrwand, der Beschleunigung des Fördergutes und des Fördergases sowie der Wandreibung der Förderluft, dass der Druckabfall proportional der Schwerkraft des Feststoffes ist. Unter Berücksichtigung weiterer Vereinfachungen, dass die Wirkung der Pfropfen gleichmäßig auf eine definierte Länge verteilt wird, eine isotherme Zustandsänderung des Gases entlang dieser Strecke besteht sowie das Geschwindigkeitsverhältnis zwischen Feststoff und Fördergas als konstant anzusehen ist, lässt sich Gleichung 16 für den Druckverlust entlang einer definierten Förderstrecke ableiten.

$$\Delta p = P_{atm} \cdot e^{\frac{\mu \cdot \beta \cdot g \cdot L_R}{R \cdot T \cdot \frac{c}{v}}} - P_{atm} \quad \text{Gleichung 16}$$

2.4 Darstellung unterschiedlicher Modellierungsansätze des Druckverlustes eines Pfropfens bei der vertikalen, pneumatischen Dichtstromförderung

Während in den Bereichen der Flugförderung [33] und Strähnenförderung [28], [29], [30] die Berechnung des Druckverlustes durch theoretische Modelle, die durch experimentelle Ergebnisse verifiziert wurden, als weitgehend abgeschlossen gelten, ist dies bei der Dichtstromförderung nicht der Fall. Insbesondere bei der pneumatischen Dichtstromförderung gibt es eine Vielzahl von Arbeiten, die sich mit der Modellierung des Druckverlustes bei der Pfropfenförderung beschäftigen. Von den Modellen, die den Druckverlust für die pneumatische Dichtstromförderung ähnlich den Ansätzen bei der Dünnstromförderung betrachten [27], [31], [36], lassen sich die Arbeiten, die sich ausschließlich mit dem Druckverlust innerhalb eines Einzelpfropfens auseinandersetzen, differenzieren.

In dieser Arbeit sollen zunächst die Modelle zur Beschreibung des Druckverlustes innerhalb eines Einzelpfropfens in vertikaler Richtung gegenübergestellt werden, da die experimentellen Untersuchungen ausschließlich an pneumatisch geförderten Pfropfen in vertikaler Förderichtung durchgeführt werden. Eine grundlegende Arbeit zur Berechnung des Druckverlustes innerhalb eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens ist die Arbeit von Konrad [34], der den Druckverlust ausgehend von einem Kräftegleichgewicht an einer infinitesimalen Scheibe eines kompakten Schüttgutpfropfens ableitet. Dies steht in Analogie zur Silotheorie nach Janssen [46] (Abbildung 8). Bewegt sich der Schüttgutpfropfen mit konstanter Geschwindigkeit durch die Rohrleitung, so besteht ein Gleichgewicht zwischen der Antriebskraft infolge

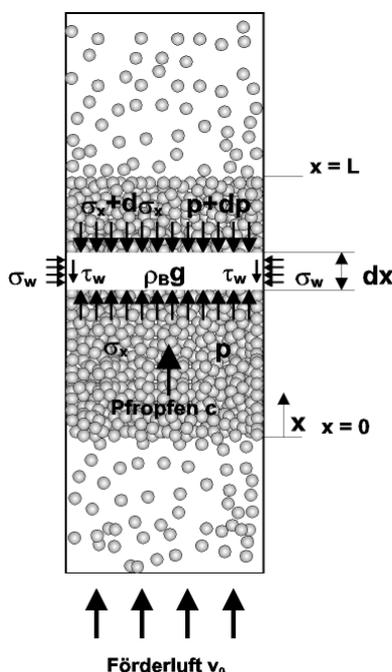


Abbildung 8: Kräfte an einem Pfropfenelement im unbeschleunigten Zustand

der Gasdurchströmung sowie den Reaktionskräften zwischen dem Pfropfen und der Rohrwand. Bezogen auf das infinitesimale Pfropfenelement verursachen die axialen Reaktionskräfte radiale Kräfte im Schüttgut, die an der Wand eine Reibungskraft bewirken. Das Kräftegleichgewicht ergibt sich somit aus dem Druckverlust infolge der Gasdurchströmung, einer axialen Spannung in Förderrichtung, der Gewichtskraft sowie eine durch die axiale Spannung verursachte Wandreibung (vgl. Gleichung 17).

$$\frac{dp}{dx} + \frac{d\sigma_x}{dx} + \frac{4 \cdot \tau_w}{D_R} + \rho_B \cdot g = 0 \quad \text{Gleichung 17}$$

Der Zusammenhang zwischen der axialen Spannung infolge der Gasdurchströmung und der auftretenden Wandreibung basiert auf den Grundlagen der Schüttgutmechanik. Der Schüttgutpfropfen wird idealisiert als homogener Zylinder vom Durchmesser D_R und der Länge L betrachtet. Die Porosität sowie die Schüttgutdichte entlang des Schüttgutpfropfens sind ebenfalls konstant. Der Wandreibungswinkel zwischen Schüttgut und Förderrohrwand bzw. Fördergutmaterial ist konstant und kleiner als der innere Reibungswinkel des Schüttgutes. Damit kann das Gleiten des Schüttgutes entlang der Rohrwand sichergestellt werden.

Unter folgenden Annahmen, dass die auftretende Schüttgutspannung an der Wand gleich der Schüttgutspannung an jeder Stelle innerhalb der infinitesimalen Schicht ist, eines konstanten Druckverlustgradienten entlang des Schüttgutpfropfens sowie bekannter Spannungen an der Pfropfenfront und an der Pfropfenrückseite, kann die Differentialgleichung gelöst werden. Falls die Spannungen an der Pfropfenfront sowie an der Pfropfenrückseite gleich und nicht Null sind, gibt Konrad folgende Druckverlustgleichung an (Gleichung 18). Die bei der Integration auftretenden exponentiellen Terme werden dabei vernachlässigt.

$$\frac{\Delta p}{L} = \rho_B \cdot g + \frac{4 \cdot \mu_w \cdot K_{aktiv/passiv} \cdot \sigma_F}{D} + \frac{4 \cdot \mu_w \cdot (K_{aktiv/passiv} + 1) \cdot c_P \cdot \cos \phi \cdot \cos(\omega + \phi_w)}{D} + \frac{4 \cdot c_w}{D}$$

Gleichung 18

Der Spannungsübertragungskoeffizient $K_{aktiv/passiv}$, der das Verhältnis der axialen Spannung zur radialen Spannung wiedergibt, wird dabei mit Hilfe trigonometrischer Funktionen am Mohrschen Spannungskreis abgeleitet. In der Literatur wird nicht exakt zwischen dem Janssen Koeffizienten $K_{aktiv/passiv}$ und dem Horizontalallastverhältnis λ differenziert. Das Horizontalallastverhältnis λ definiert das Verhältnis der Hauptspannungen zueinander, während der Janssen Koeffizient das Verhältnis der axialen Spannung zur radialen Spannung unabhängig von der Richtung der Hauptspannungen innerhalb eines Schüttgutes beschreibt.

Zur weiteren Erläuterung soll das Verhalten von Schüttgütern sowohl im ruhenden als auch im fließenden Zustand mittels Gesetzen der Kontinuumsmechanik dargestellt werden. Dabei übertragen Schüttgüter im fließenden Zustand keine oder nur sehr kleine Zugspannungen, während sie im ruhendem Zustand Druck- und Schubspannungen übertragen. Unter Belastung ändern Schüttgüter ihre Dichte und können unter Einwirkung von genügend hohen Schubspannungen bzw. Spannungszustand unter einer plastischen Deformation fließen [37]. Um diesen Spannungszustand im Inneren des durch Kräfte und Drehmomente beanspruchten Schüttgutes darzustellen, wird ein infinitesimaler Würfel mit den Seiten $dx \cdot dy \cdot dz$ im Inneren des Kontinuums betrachtet. Obwohl das Schüttgutelement in diesem Fall einen dreidimensionalen Spannungszustand unterliegt, wird im folgendem der ebene Beanspruchungszustand in einer x - y -Ebene betrachtet [38].

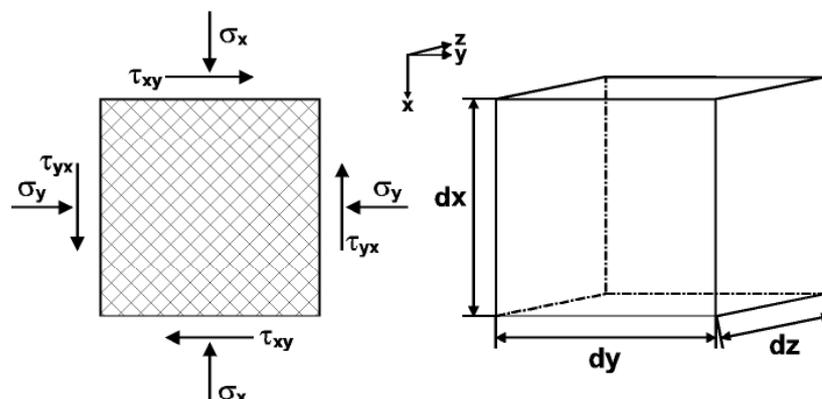


Abbildung 9: Spannungen an einem Schüttgutelement im ebenen Beanspruchungszustand [38]

Das Schüttgutelement wird in x -Richtung und in y -Richtung durch die Druckspannungen σ_y und σ_x sowie die Schubspannungen τ_{xy} und τ_{yx} beansprucht. Das x,y -Achsenkreuz ist willkürlich wählbar. Demzufolge ergeben sich je nach gewähltem Achsenkreuz andere Druckspannungen σ und Schubspannungen τ , je nach räumlicher Orientierung bzw. Winkellage des Schüttgutelementes. Eine spezielle Lage zeichnet sich dadurch aus, dass keine Schubspannungen an den Flächen wirken. Die in dieser Lage auftretenden Normalspannungen stellen Extremwerte dar und werden als Hauptspannungen σ_1 und σ_2 für den ebenen Fall bezeichnet. Wird das Schüttgutelement dreidimensional betrachtet, existiert noch ein dritte Hauptspannung σ_3 . Wobei der ebene Beanspruchungszustand so gewählt wird, dass der Betrag der Hauptspannung σ_3 zwischen den anderen beiden Hauptspannungen liegt. Für alle Orientierungen, welche durch den Winkel Φ gegen die Hauptspannungsrichtungen gekennzeichnet werden, werden die Spannungen in der τ - σ -Ebene durch den Mohrschen Spannungskreis dargestellt (vgl. Abbildung 10).

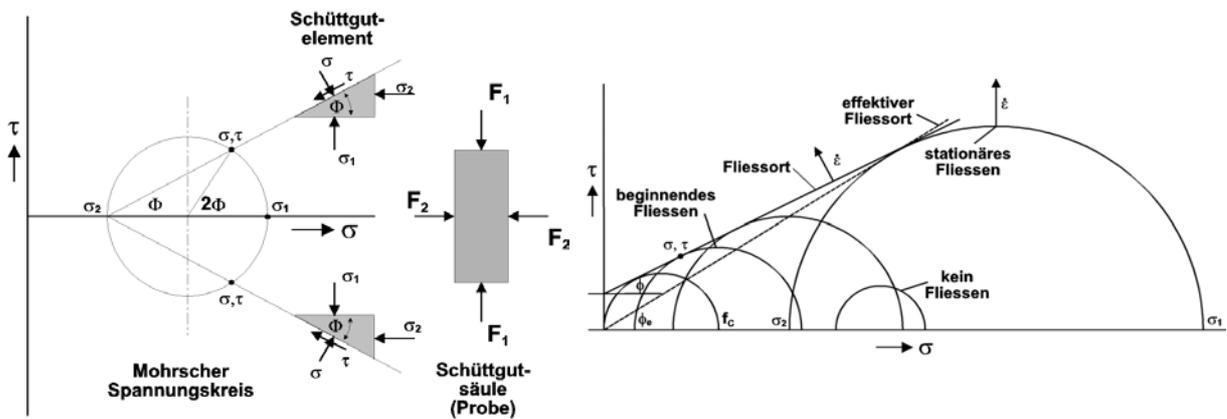


Abbildung 10: Mohrscher Spannungskreis Abbildung 11: Fließort und effektiver Fließort

Werden die beiden Hauptspannungen σ_1 und σ_2 verändert, kann das Schüttgut zu fließen beginnen. Zu jedem durch den Fließbeginn gekennzeichnetem Wertepaar σ_1 und σ_2 gehört ein Mohrscher Spannungskreis, vgl. Abbildung 11. Die Umhüllende dieser Spannungskreise wird als Fließort bezeichnet. Spannungskreise unterhalb des Fließortes verursachen keine plastische Deformation. Spannungskreise, die den Fließort tangieren, führen zum Fließen und Spannungszustände jenseits des Fließortes sind physikalisch nicht möglich. Das Fließkriterium gilt jedoch nur für konstante Schüttgutdichte. Somit hängt die Lage des Fließortes von der Schüttgutdichte ab und muß bei der experimentellen Bestimmung der Fließfähigkeit berücksichtigt werden [39]. Standardisierte Methoden zur Bestimmung der Fließorte unterschiedlicher Schüttgüter sind die Jenike Scherzelle, ein Translationsschergerät, sowie die Schwedes & Schulze Scherzelle, eine Ringscherzelle. Diese Methoden werden auch zur Bestimmung der Wandreibung eingesetzt. Man bestimmt die Wandschubspannung, die notwendig ist, eine normalbelastete Schüttgutprobe über ein spezielles Wandmaterial zu ziehen. Die Steigung dieser linearen Abhängigkeit kann nach Coulomb als spezifischer Reibungskoeffizient für diese Kombination von Schüttgut und Wandmaterial bezeichnet werden [40].

Konrad [34] leitet unter der Annahme, dass das Schüttgut als kompakter Pfropfen transportiert wird, einen Zusammenhang zwischen der axialen Spannung innerhalb des Pfropfens sowie der radialen Spannung an der Rohrwand, welche die Wandreibung verursacht, ab. Er setzt voraus, dass ein infinitesimales Schüttgutelement, welches sich an der Rohrwand bewegt, einem definiertem Spannungszustand sowie gleichzeitig der Wandreibung nach Coulomb unterliegt. Demzufolge gelten für die am Schüttgutelement auftretenden Spannungen die Bedingungen am Mohrschen Spannungskreis sowie am Wandfließort (vgl. Abbildung 13).

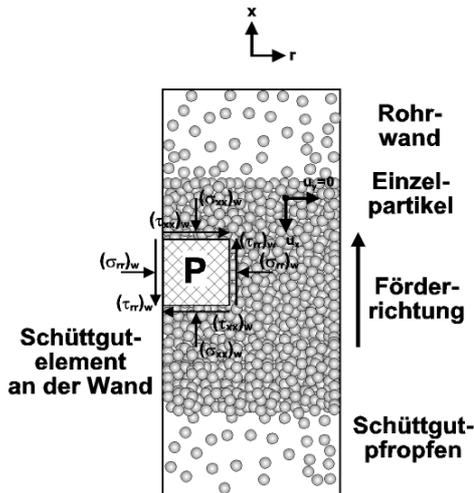


Abbildung 12: Spannungszustand innerhalb eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens [35]

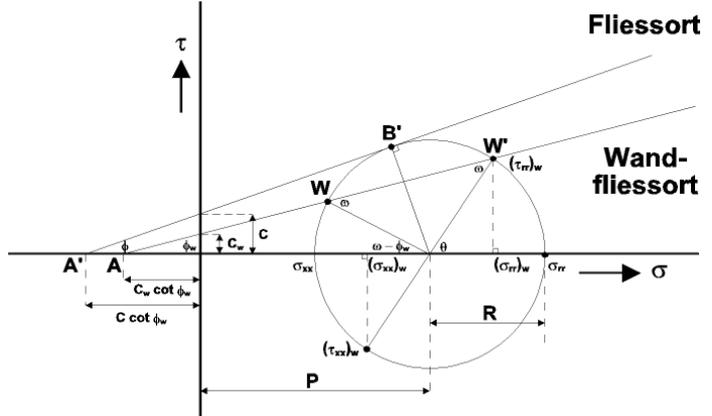


Abbildung 13: Spannungszustand für ein kohäsives Schüttgut an der Wand - passiver Spannungszustand [34]

Der Janssen Koeffizient beschreibt das Verhältnis zwischen der radialen Spannung $(\sigma_{rr})_w$ zur axialen Spannung $(\sigma_{xx})_w$ an der Wand. Anhand der trigonometrischen Zusammenhänge kann $K_{aktiv/passiv}$ in Beziehung zu den charakteristischen Schüttguteigenschaften, dem Wandreibungswinkel ϕ_w sowie dem linearisierten Gutreibungswinkel ϕ , gesetzt werden (Gleichung 19). Die Differenzierung in aktiven und passiven Spannungszustand erfolgt in Analogie zur Silotheorie. Der aktive Spannungszustand tritt zum Beispiel beim Befüllen eines Silos bis zum ersten Entleerungsvorgang auf. Das Schüttgut wird dabei nur durch das Eigengewicht belastet, wobei die größte Hauptspannung vertikal in Richtung der Schwerkraft auftritt. Bezogen auf Abbildung 13 würden die auftretenden Hauptspannungen σ_{rr} und σ_{xx} gerade wechseln, da in diesem Fall die axiale Spannung σ_{xx} die größte Hauptspannung darstellt. Für den passiven Spannungszustand, welcher beim Auslaufen eines Schüttgutes aus konvergenten Kanälen bzw. Silotrichtern auftritt, entsteht eine horizontale Verdichtung bei einer vertikalen Entlastung des Schüttgutes. Die größte Hauptspannung ist in diesem Fall die radiale Spannung σ_{rr} , wie in Abbildung 13 abgebildet.

$$K_{aktiv/passiv} = \frac{1 \mp \sin \phi \cdot \cos(\omega - \phi_w)}{1 \pm \sin \phi \cdot \cos(\omega - \phi_w)} \quad \text{mit} \quad \sin \omega = \frac{\sin \phi_w \cdot (P + c_w \cdot \cot \phi_w)}{\sin \phi \cdot (P + c \cdot \cot \phi)} \quad \text{Gleichung 19}$$

Werden die Annahmen des Pfropfenmodells nach Konrad dahingehend eingeschränkt, dass die Spannung an der Pfropfenrückseite null ist, was auch den experimentellen Beobachtungen entspricht, zeigen sich deutliche Unterschiede in der Berechnung des Druckverlustes bei Pfropfenlängen kleiner 1 Meter (vgl. Abbildung 14). Den Berechnungen liegen die charakteristischen Schüttgutdaten eines Kunststoffgranulates zugrunde, welches sowohl Kohäsion c_p als auch Wandadhäsion c_w zeigt. Bei der Berechnung des Druckverlustes gemäß Gleichung 21 wird dies vernachlässigt.

Die auftretende Spannung an der Pfropfenfront σ_F wird über ein Impulsleichgewicht infolge des zurückfallenden Fördermaterials vom sich vorausbewegenden Pfropfen abgeleitet (Gleichung 20) [41].

$$\sigma_F = \frac{\beta \cdot \rho_B \cdot (u_S - u_P)^2}{(1 - \beta - \varepsilon)} \quad \text{Gleichung 20}$$

Für kohäsionslose Schüttgüter vereinfachen sich die Gleichungen, da bei derartigen Schüttgütern keine Kohäsion c_p und keine Wandadhäsion c_w auftritt. Der linearisierte Gutreibungswinkel ϕ entspricht dem effektiven Gutreibungswinkel ϕ_e (Gleichung 21) [41], [42].

$$\frac{\Delta p}{L} = \rho_B \cdot g + \frac{4 \cdot \mu_w \cdot K_W \cdot \sigma_F}{D} \quad \text{Gleichung 21}$$

Eine wichtige Voraussetzung für die theoretische Druckverlustberechnung nach Konrad [34] ist, dass die vertikale Spannung an der Wand über den Querschnitt des Pfropfenelements konstant ist und keine radiale Abhängigkeit aufweist.

In den experimentellen Untersuchungen von Tsuji [43] zur vertikalen Pfropfenförderung wurde der Janssen Koeffizient K dahingehend modifiziert, dass die Annahme der radialen Unabhängigkeit der vertikalen Spannung durch eine radiale Abhängigkeit ersetzt wurde. Demzufolge unterliegt das Schüttgut im Zentrum des Förderrohres einem anderen Spannungszustand bzw. einem anderem Mohrschen Spannungskreis als an der Förderrohrwand.

Basierend auf der Arbeit von Walters [44] kann unter der Hypothese einer linearen Abhängigkeit der vertikalen Spannung vom Durchmesser des Förderrohres der Janssen Koeffizient K neu definiert werden (Gleichung 22). Somit wird explizit nicht die axiale Spannung an der Wand für die Herleitung des Janssen Koeffizienten K benutzt, sondern die axiale Spannung unter Berücksichtigung der radialen Abhängigkeit über den Querschnitt gemittelt und für die Berechnung weiterverwendet.

$$K_{aktiv/passiv} = \frac{\tan \phi_w \cdot (\cos \phi)^2}{1 + (\sin \phi)^2 \pm \sin \phi \cdot y} \quad \text{mit} \quad y = \frac{2[1 - (1 - e)^{1.5}]}{3 \cdot e} \quad \text{und} \quad e = \frac{(\tan \phi_w)^2}{(\tan \phi)^2} \quad \text{Gleichung 22}$$

Klinzing [45] hat das Modell von Konrad für die Förderung von kohäsiven Schüttgütern angewendet und anhand von experimentellen Förderversuchen verifiziert. Die Voraussetzungen des Modells wurden dahingehend geändert, dass bei der Förderung von kohäsiven Material keine Frontspannung infolge zurückfallenden Fördermaterials entsteht. Die Spannungen an der Pfpfenfront sowie am Ende des Pfpfens sind somit null. Damit kann keine axiale Spannung innerhalb des Pfpfens auftreten. Die Wandreibung infolge einer radialen Spannung verursacht durch die axiale Spannung innerhalb des Pfpfens ist somit null. Die Druckverlustgleichung vereinfacht sich zu Gleichung 23.

$$\frac{\Delta p}{L} = \rho_B \cdot g + \frac{4 \cdot \mu_w \cdot (K_{aktiv/passiv} + 1) \cdot c_P \cdot \cos \phi \cdot \cos(\omega + \phi_w)}{D} + \frac{4 \cdot c_w}{D} \quad \text{Gleichung 23}$$

Für kohäsionsloses Material bedeutet dies, dass der Druckverlust der Gewichtskraft des Pfpfens entspricht. Dies gilt entsprechend den Voraussetzungen des Modells von Konrad nur für konstante Schüttguteigenschaften entlang des Pfpfens.

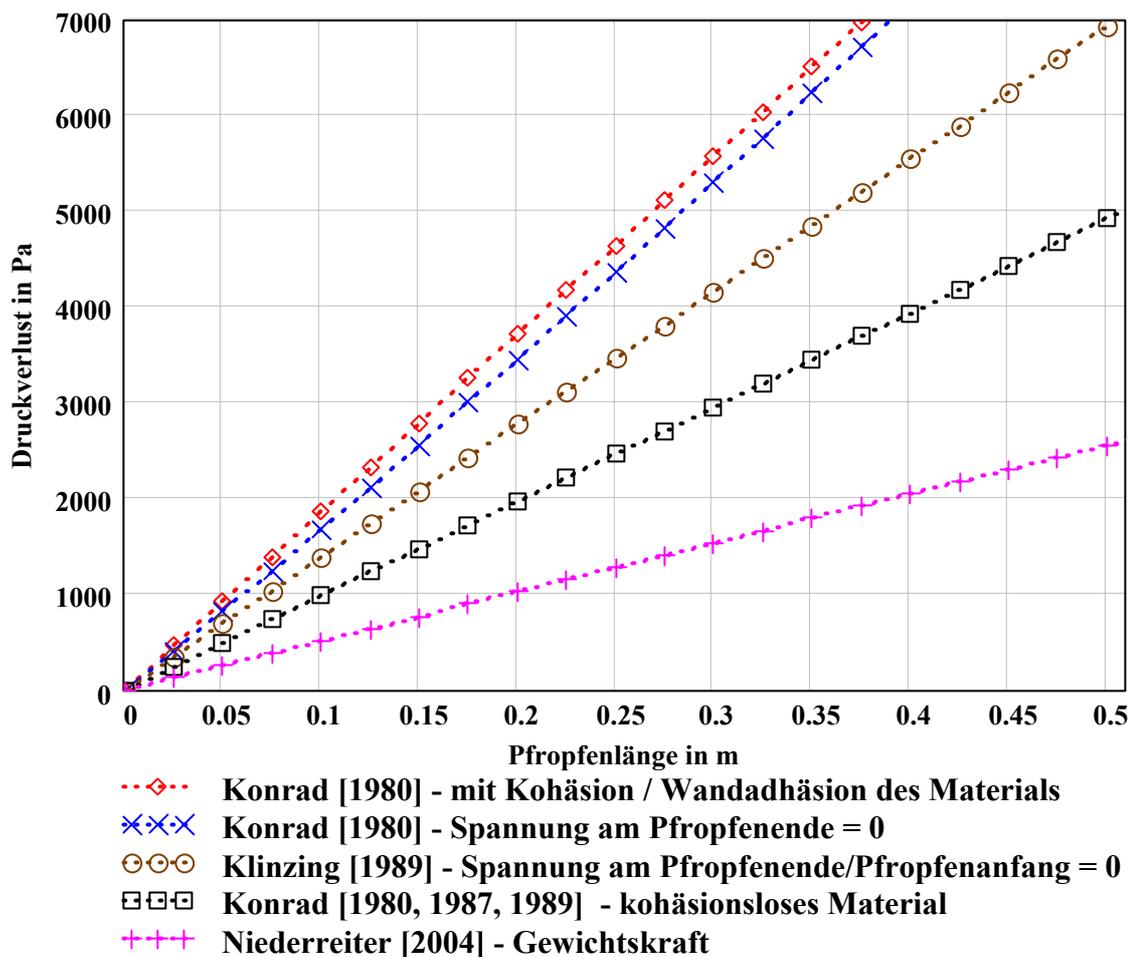


Abbildung 14: Gegenüberstellung des Druckverlustes in Abhängigkeit der Länge eines Einzelpfpfens anhand des Modells von Konrad für den aktiven Spannungszustand

Abbildung 14 stellt die Variation der Annahmen des Konrad-Modells gegenüber. In chronologischer Abfolge wird der Druckverlust entlang des Pfpfropfens unter Berücksichtigung der Kohäsion und der Wandadhäsion des Fördermaterials sowie der Präsenz von gleichen Spannungen am Pfpfropfenanfang und am Pfpfropfenende berechnet (\diamond). Anschließend werden die Voraussetzungen schrittweise reduziert:

- Die Spannung am Pfpfropfenende wird bei identischen Annahmen gleich null gesetzt (\times).
- Die Spannungen am Pfpfropfenanfang sowie am Pfpfropfenende werden gleich null gesetzt (\circ).
- Bei identischen Spannungen am Pfpfropfenanfang sowie am Pfpfropfenende werden die Kohäsion sowie die Wandadhäsion des Fördermaterials vernachlässigt (\square).
- Der Druckverlust entspricht lediglich der Gewichtskraft des Pfpfropfens ($+$).

Abbildung 15 zeigt die Berechnung des Druckverlustes entsprechend Abbildung 14 für den passiven Spannungszustand des Schüttgutes innerhalb des geförderten Schüttgutpfpfropfens. Falls der Schüttgutpfpfropfen im passiven Spannungszustand gefördert wird, erfordert dies einen erheblich höheren Druckverlust bei identischer Pfpfropfenlänge.

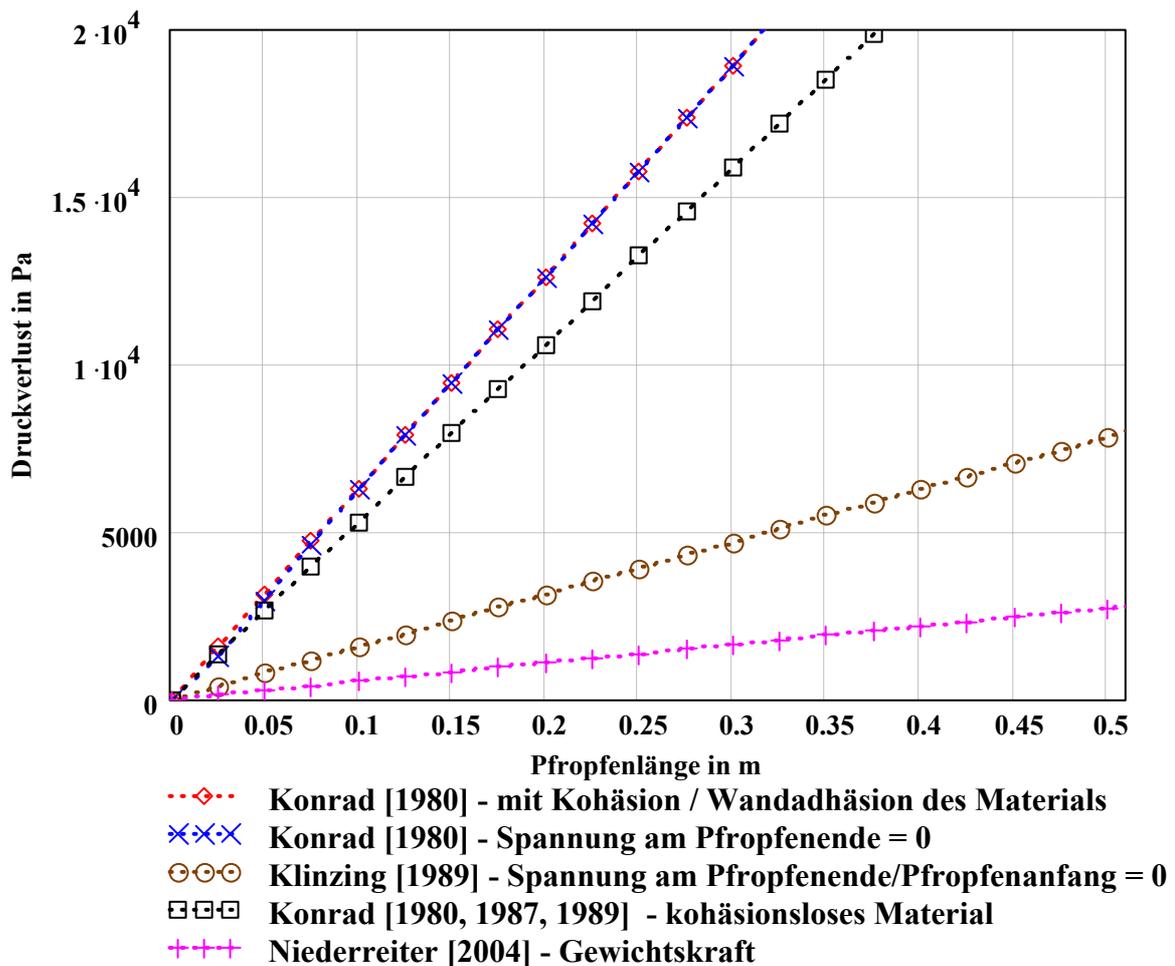


Abbildung 15: Gegenüberstellung des Druckverlustes in Abhängigkeit der Länge eines Einzelpfpfropfens anhand des Modells von Konrad für den passiven Spannungszustand

Um den Druckverlust eines pneumatisch geförderten Pfropfens theoretisch abzuleiten und damit anhand von charakteristischen Schüttgutdaten vorzuberechnen, legt Siegel [47] seinen Untersuchungen auch ein Kräftegleichgewicht an einer infinitesimalen Schicht des Pfropfens zugrunde (Gleichung 24). Die auftretende Druckkraft infolge der Durchströmung des Fördergases wird durch die Gewichtskraft sowie die Reibungskraft des Schüttgutes an der Wand kompensiert. Entsprechend der mathematischen Gleichungen hängt die dabei auftretende Reibungskraft von dem in dieser Schicht herrschenden Luftdruck ab. Eine im Schüttgut auftretende Spannung, welche für eine radiale Spannung und einer entsprechenden Wandreibung verantwortlich ist, wird außer Acht gelassen. Die Wandreibung resultiert in Analogie zur Silotheorie nach Jenike infolge des „Seitendruckbeiwertes λ “, der belegt, zu welchem Anteil der lotrechte Druck auf den radialen Wanddruck umgesetzt wird.

Nach dieser Hypothese müsste die Wandreibung bei höheren Luftdrücken bzw. bei einer pneumatischen Hochdruckförderung zur Reduzierung der Gasexpansion bzw. zur Reduzierung einer Zunahme der Fördergasgeschwindigkeit bei ca. 20 bar deutlich zunehmen und damit äußerst schwierig durchzuführen sein. Dies kann aufgrund von diversen Veröffentlichungen auf dem Gebiet der Hockdruckförderung nicht bestätigt werden [48]. Die Ableitung des Druckverlustes gleicht damit im wesentlichen der Herleitung des vertikalen Spannungsverlaufes in einem Silo, wodurch auch der exponentielle Verlauf des Druckverlustes mit zunehmender Pfropfenlänge erklärt werden kann. Eine Differenzierung zwischen aktiven und passiven Spannungszustand findet nicht statt.

$$\Delta p = \frac{\rho_B \cdot g \cdot D}{\lambda \cdot \tan(\phi_w) \cdot 4} \cdot \exp \frac{\lambda \cdot \tan(\phi) \cdot 4 \cdot L}{D}$$

Gleichung 24

Kano et al. [49] benutzt zur Modellierung des Druckverlustes innerhalb eines Einzelpfropfens ebenfalls das Kräftegleichgewicht an einer infinitesimalen Schicht des Pfropfens unter Berücksichtigung der Rohrneigung. Die Differentialgleichung infolge des Kräftegleichgewichts wird für die axiale Spannung innerhalb des Pfropfens gelöst, wobei die Randbedingungen der axialen Spannungen mit $\sigma_x(x=0) = 0$ sowie $\sigma_x(x=L) = \sigma_x$ für eine bestimmte Pfropfenlänge angegeben werden. Im Vergleich zu Konrad [34] setzen die Autoren den Druckverlust der durchströmten Schüttgutsäule, der zum Transport des Schüttgutpfropfens notwendig ist, gleich der hergeleiteten axialen Spannung am Pfropfenende. Der Fehler in der Betrachtung zur theoretischen Modellierung des Druckverlustes eines Einzelpfropfens liegt darin, die axiale Spannung dem Druckverlust infolge der Gasdurchströmung gleichzusetzen. Ferner kann die Definition des Koeffizienten zur Beschreibung des Spannungsverhältnisses von radialer Spannung zur axialen Spannung innerhalb des Pfropfens nicht nachvollzogen werden.

Levy et al. [50] modifiziert dieses Modell, indem er annimmt, dass die Darcy-Forchheimer Gleichung die Durchströmung eines kohäsiven Schüttgutpfropfens beschreiben kann. Die Kräfte, die an einem Pfropfen angreifen, ist die Kraft infolge des Druckunterschieds zwischen Pfropfenunterseite und Pfropfenoberseite, die Gewichtskraft, die Reibungskraft zwischen Pfropfen und Förderrohr sowie die Widerstandskraft infolge der Durchströmung. Somit wird der Druckverlust infolge der Durchströmung des Fördergases zweimal berücksichtigt, da der

Druckunterschied zwischen Pfropfenunterseite und Pfropfenoberseite sowie die Widerstandskraft infolge der Durchströmung identisch sind. Die Wandreibung wurde analog zur Theorie von Konrad [34] für den passiven und den aktiven Spannungsfall in das Gleichungssystem mit einbezogen. Bei der Berechnung der Reibungskraft wurde jedoch nicht die Wandschubspannung auf die Pfropfenoberfläche bezogen, sondern auf den Pfropfenquerschnitt. Die daraus abgeleitete zum Transport des Pfropfens notwendige Relativgeschwindigkeit des Gases ergibt mit der Darcy-Forchheimer Gleichung den Druckverlust entlang des Pfropfens. Wobei jedoch der Druckgradient bzw. der Druckverlust des Pfropfens zur Herleitung der Relativgeschwindigkeit bekannt sein sollte.

Wie in Kapitel 2.2 bereits beschrieben, hat Muschelknautz [18] später Weber [15] und Petersen [32] einen vereinfachten Ansatz zur Berechnung des Druckverlustes bei der pneumatischen Pfropfenförderung gewählt. Bei diesem Ansatz wird der Druckabfall proportional der Schwerkraft des Fördergutes unter Berücksichtigung der isothermen Zustandsänderung des Fördergases angesetzt. Bei Anwendung von Gleichung 25 ist zu berücksichtigen, dass bei der Berechnung des Druckverlustes innerhalb eines Einzelpfropfens das Beladungsverhältnis im Pfropfen benutzt wird. Ursprünglich wurde diese Arbeit zur Berechnung des Druckverlustes für eine homogene Dichtstromförderung abgeleitet. Dementsprechend wird eine über die Förderleitung gemittelte Beladung verwendet. Erst später wurde dieser Ansatz zur Vorausberechnung des Druckverlustes innerhalb eines Einzelpfropfens angewendet.

$$\Delta p = P_{atm} \cdot e^{\frac{\mu \cdot \beta \cdot g \cdot L}{R \cdot T \cdot \frac{v_p}{v}}} - P_{atm} \quad \text{Gleichung 25}$$

Klinzing [51] hat dieses Modell aufgegriffen und um die Wandreibung erweitert, die bisher unberücksichtigt blieb. Die Wandschubspannung wurde nach Konrad [34] für den aktiven Spannungszustand sowie den passiven Spannungszustand und entsprechend den Schüttgutdaten des Fördermaterials – kohäsive Kohle – integriert. Die in der Arbeit angegebene Gleichung kann nicht nachvollzogen werden und weist einen Fehler auf, da die SI-Einheiten der beiden Summanden im Zähler des Quotienten nicht übereinstimmen (Gleichung 26).

Für die Berechnung wurde eine entsprechende Modifikation vorgenommen bzw. die Herleitung analog zu Muschelknautz [18] unter Berücksichtigung der Wandreibung durchgeführt und in den Vergleich der unterschiedlichen Ansätze zur Berechnung des Druckverlustes innerhalb eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens mit einbezogen (Gleichung 27). Die Herleitung der in Gleichung 26 aufgeführten Wandschubspannung τ_w erfolgt entsprechend den Grundlagen der Schüttgutmechanik für den aktiven sowie den passiven Spannungszustand [34].

$$\Delta p = \frac{P_0 + \left(\frac{\tau_w \cdot 4}{D} \right) \cdot P_1}{\rho_B \cdot g \cdot \mu_W} \cdot \left(\exp \frac{\rho_B \cdot g \cdot \mu_W \cdot L}{P_2} - 1 \right) \quad \text{Gleichung 26}$$

$$\Delta p = \frac{\left(\frac{\tau_w \cdot 4}{D} \right)}{\frac{\beta \cdot g \cdot \mu}{R \cdot T \cdot \frac{v_P}{v}}} \cdot \left(\exp \frac{\beta \cdot g \cdot \mu \cdot L}{R \cdot T \cdot \frac{v_P}{v}} - 1 \right)$$

Gleichung 27

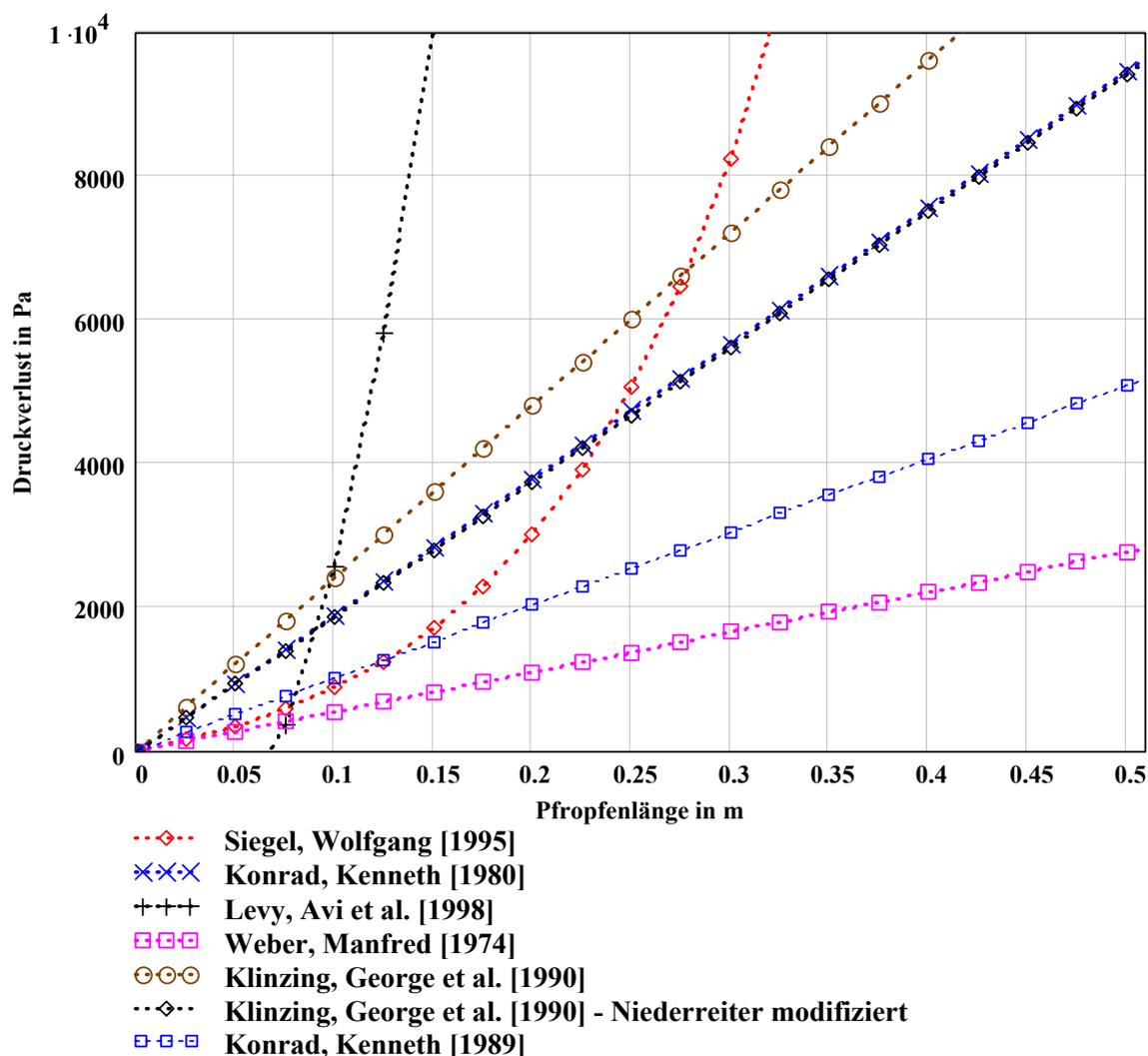


Abbildung 16: Gegenüberstellung verschiedener Modellierungsansätze zur Beschreibung des Druckverlustes eines Einzelpfropfens für den aktiven Spannungszustand anhand eines definierten granularen Schüttgutes

Abbildung 16 zeigt einen Vergleich der unterschiedlichen Modelle zur Beschreibung des Druckverlustes eines Einzelpfropfens von Kunststoffgranulat für den aktiven Spannungszustand. In Abbildung 17 sind die Berechnungen für den passiven Spannungszustand dargestellt. Die in die Berechnung einfließenden charakteristischen Schüttgutdaten werden im Kapitel 4.1 dargestellt. Die Gegenüberstellung von Abbildung 16 und Abbildung 17 macht deutlich, dass ein Pfropfen definierter Länge im passiven Spannungszustand einen deutlich

höheren Druckverlust aufweist als im aktiven Spannungszustand. Davon unberührt bleiben die Modelle von Siegel [14] sowie Weber [15], die in den abgeleiteten Pfropfenmodellen die Wandschubspannung mit Hilfe des Horizontallastverhältnisses erklären bzw. nicht berücksichtigen.

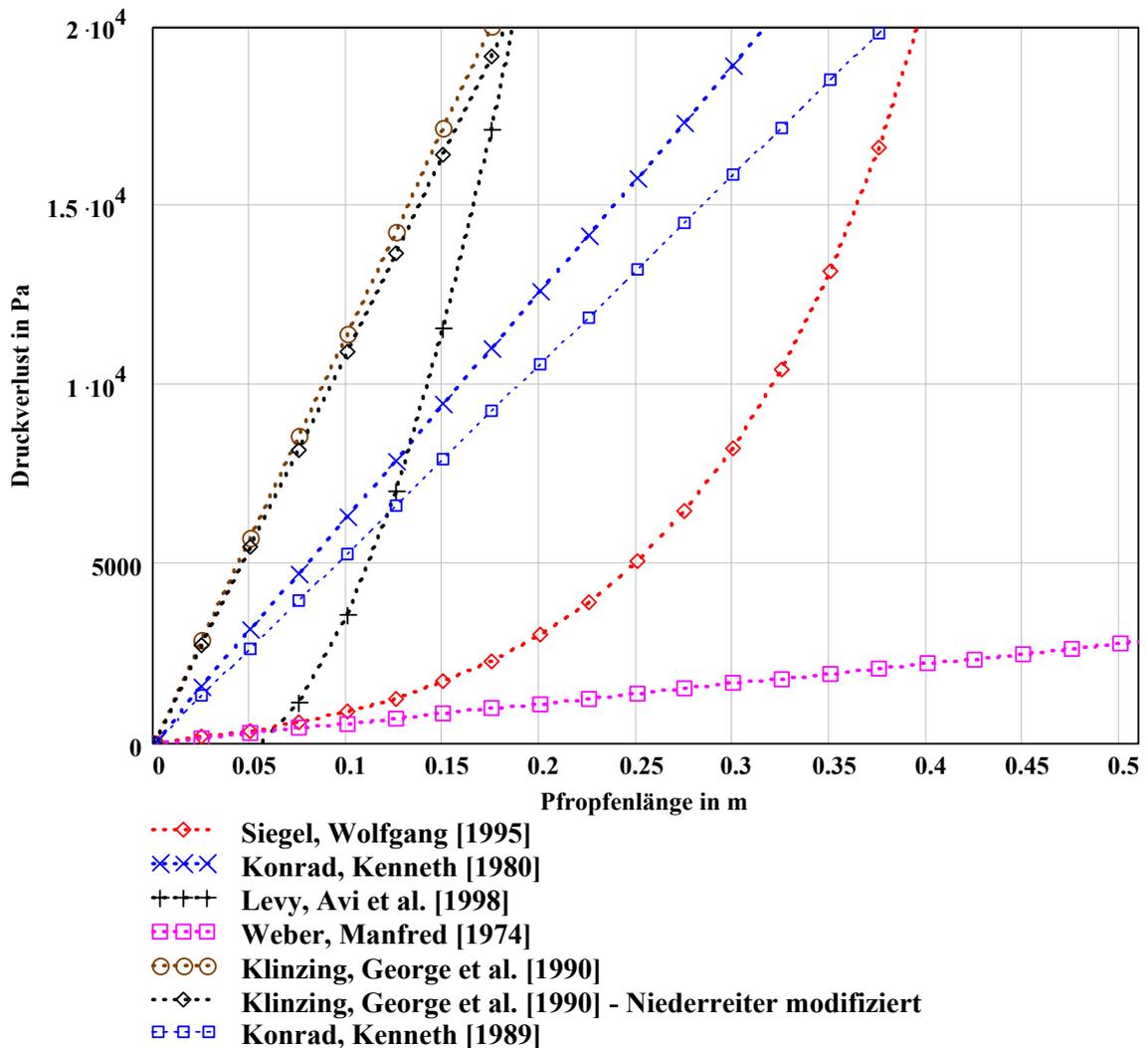


Abbildung 17: Gegenüberstellung verschiedener Modellierungsansätze zur Beschreibung des Druckverlustes eines Einzelpfropfens für den passiven Spannungszustand anhand eines definierten granularen Schüttgutes

Die von Klinzing [45] aufgestellte Hypothese, dass keine axiale Spannung innerhalb des Pfropfens auftritt, falls die Spannungen an der Pfropfenfront sowie am Pfropfenende fehlen, ist nur unter den getroffenen Annahmen konstanter Schüttguteigenschaften entlang des Pfropfens gültig. Theoretische Berechnungen zeigen, dass bei Berücksichtigung der isothermen Zustandsänderung des durchströmenden Gases sowie eines möglichen Porositätsgradienten entlang des Pfropfens die Spannungen an der Pfropfenvorderseite sowie Pfropfenunterseite durchaus Null sein können, obwohl eine axiale Spannung innerhalb des Pfropfens vorliegt.

Abbildung 18 zeigt den Druckverlust entlang einer vertikalen Schüttgutsäule mit einer Porosität von $\varepsilon = 0.37$ auf den ersten 0.5 m des Pfropfens sowie einer Porosität von $\varepsilon = 0.5$ im Bereich von 0.5 m bis zu 1 m. Für die Berechnung wurde ein aktiver Spannungszustand des Schüttgutfropfens vorausgesetzt. Infolge des Kräftegleichgewichtes zwischen Gewichtskraft, Reibungskraft des Schüttgutes an der Rohrwand sowie dem Druckverlust resultiert eine axiale Spannung, die bis zum Porositätssprung bei einer Pfropfenlänge von 0.5 m zunimmt. Ab dem Porositätssprung ändert sich das Verhältnis der Einzelkräfte, da die Gewichtskraft sowie der Druckverlust direkt mit der Porosität korrelieren. Die axiale Spannung nimmt wieder ab. Es gilt zu diskutieren, ob die Schüttgutmechanik bei Schüttgutporositäten von $\varepsilon = 0.5$ noch Gültigkeit besitzt.

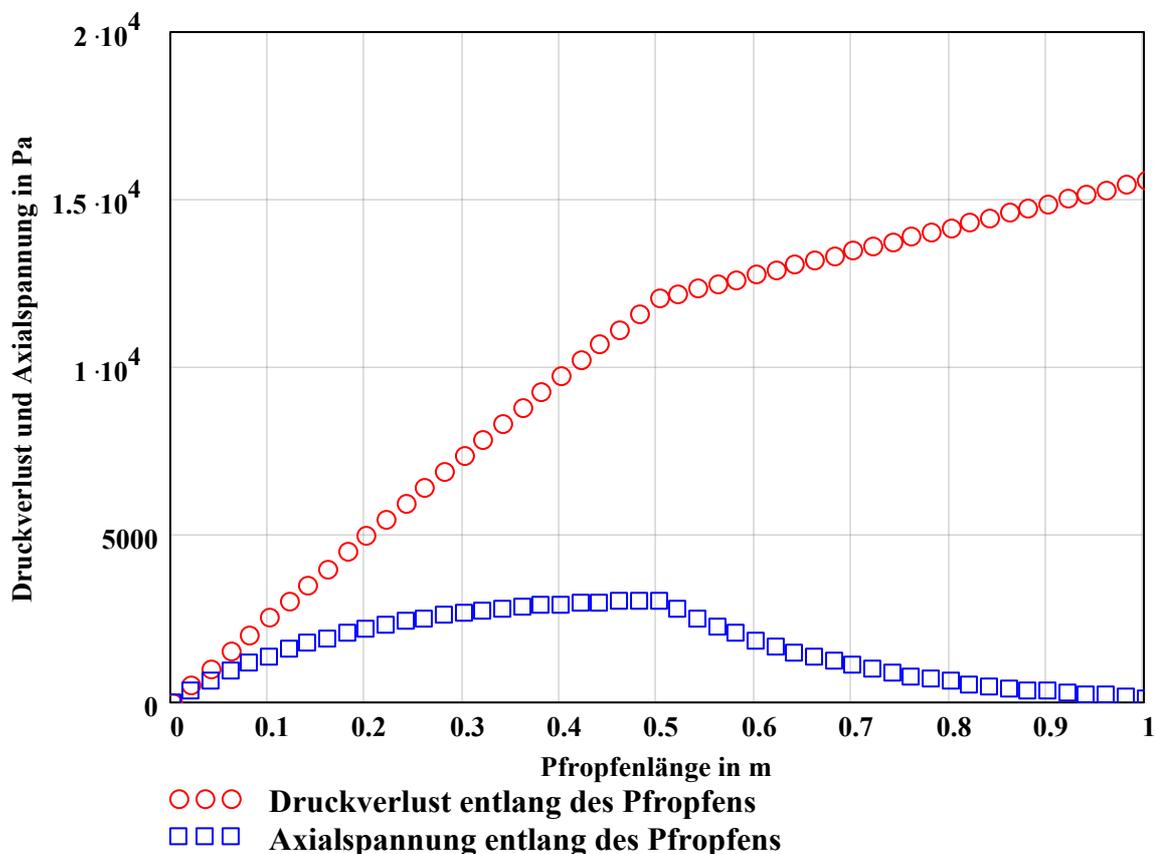


Abbildung 18: Druckverlust und Axialspannung entlang eines Schüttgutfropfens unter Berücksichtigung eines Porositätsgradienten im aktiven Spannungszustand

Auch bei Konrad [34] wurden Vereinfachungen gemacht, die insbesondere die pneumatische Förderung von kohäsiven Schüttgütern betreffen. Bei der Herleitung des Janssen-Koeffizienten wurden die Schüttgutkohäsion sowie die Wandadhäsion des Schüttgutes berücksichtigt, während die Abhängigkeit des Koeffizienten von der Axialspannung innerhalb des Schüttgutes vernachlässigt wurde. Diese Abhängigkeit hat aber einen nicht unerheblichen Einfluss auf die Berechnung des Druckverlustes. Gleichung 28 zeigt, dass bei der Berechnung des Janssen-Koeffizienten eine Abhängigkeit von der Axialspannung vorliegt.

$$K_{x \text{ aktiv/passiv}} = \frac{1 \mp \sin \phi \cdot \cos(\omega_x - \phi_w)}{1 \pm \sin \phi \cdot \cos(\omega_x - \phi_w)} \text{ mit } \sin \omega_x = \frac{\sin \phi_w \cdot (P_x + c_w \cdot \cot \phi_w)}{\sin \phi \cdot (P_x + c_p \cdot \cot \phi)} \text{ und } P_x = \frac{\sigma_x - c_p \cdot \cot \phi}{1 + \sin \phi}$$

Gleichung 28

Entsprechend den Berechnungen aus Abbildung 19 werden mit identischen Ausgangswerten die axiale Spannung sowie der Druckverlust in einem Schüttgutpfropfen mit wechselndem Spannungszustand angefertigt. Der Schüttgutpfropfen weist auf einer Länge von 0.75 m eine Porosität von 0.37 auf. Das Schüttgut befindet sich im aktiven Spannungszustand. Im hinteren Pfpfenabschnitt steigt die Porosität auf 0.45 an. Der Spannungszustand des Schüttgutes ändert sich von einem aktiven Spannungszustand in einen passiven Spannungszustand. Abbildung 19 macht den Wechsel im Spannungszustand und damit den starken Abfall der axialen Spannung im hinteren Abschnitt des Schüttgutpfropfens deutlich.

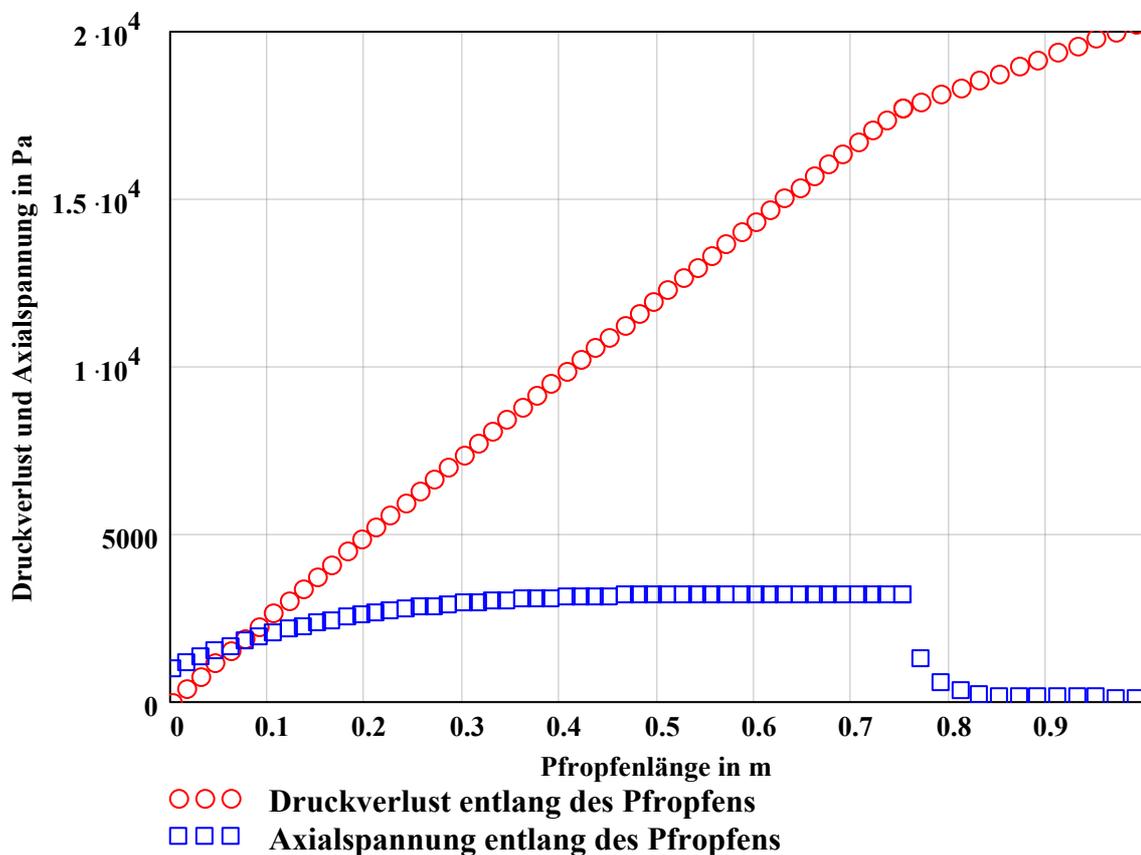


Abbildung 19: Druckverlust und Axialspannung entlang eines Schüttgutpfropfens unter Berücksichtigung eines Porositätsgradienten im aktiven sowie passiven Spannungszustand

Die mathematischen Berechnungen in Abbildung 18 und Abbildung 19 zeigen den theoretischen Spannungszustand innerhalb eines Pfropfens auf. Dabei werden insbesondere Porositätsschwankungen sowie Änderung im Spannungszustand hervorgehoben, die bisher nicht berücksichtigt wurden.

Die Vielzahl an unterschiedlichen, theoretischen Ansätzen zur Modellierung des Druckverlustes eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens zeigen den Erklärungskonflikt der ver-

schiedenen wissenschaftlichen Untersuchungen. Die Modelle gelten meistens nur unter äußerst eingeschränkten Voraussetzungen für die pneumatische Förderung eines individuellen charakteristischen Schüttgutes. Der Pfropfen bzw. die Pfropfeneigenschaften werden entlang der Pfropfenlänge als konstant angenommen. Ein Kriterium, das dem in der Förderleitung sichtbaren Phänomen der Pfropfenentstehung bzw. Pfropfenstabilität widerspricht. Eine experimentelle Evaluierung der theoretischen Ansätze zur Modellierung des Druckverlustes eines Einzelpfropfens konnte bisher nicht durchgeführt werden. Experimentelle Untersuchungen an Einzelpfropfen während einer pneumatischen Förderung ohne Beeinflussung des Fördervorgangs fehlen bisher.

Konrad [42] versuchte indirekt über die Druckverlustmessung entlang eines Einzelpfropfens den schüttgutmechanischen Ansatz zur Erklärung der Wandschubspannung zu verifizieren. Leider konnte der Druckverlust nur über den gesamten Pfropfen bestimmt werden. Eine lokale Auflösung des Druckverlustes entlang des Pfropfens wurde nicht erzielt.

Einen ersten Ansatz lieferten die Arbeiten über die Porositätsbestimmung von Schüttgutpfropfen mit Hilfe der kapazitiven Tomographie [63], [64]. Aufgrund der aufwendigen Rekonstruktion bzw. der hohen Rechenzeiten bei der kapazitiven Tomographie ist weder eine Online-Visualisierung derzeit realisierbar, noch kann eine exakte räumliche Auflösung über den Förderrohrquerschnitt erreicht werden. Das Abbild des Förderrohrquerschnittes wird aus der Lage der Elektroden am Förderrohrumfang, deren Anzahl begrenzt ist, und der experimentell bestimmten Kapazität mit Hilfe von Rekonstruktionsalgorithmen berechnet. Die geringe Anzahl an Elektroden sowie geringe Unterschiede in den Permittivitätskoeffizienten von Förderluft und Fördergut limitieren die räumliche Auflösung drastisch.

Um jedoch experimentelle Größen, wie Wandschubspannungen, Normalspannungen, Druckverlust sowie Porositätsverlauf, entlang eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens zu erhalten, wird ein Messsensor konstruiert und angefertigt, der direkt in die Förderleitung integriert werden kann. Der Messsensor ermöglicht es, die genannten Größen entlang eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens zu bestimmen ohne den eigentlichen Fördervorgang zu beeinflussen.

Anhand der experimentellen Untersuchungen können viele bisher offene Fragen über die Pfropfenentstehung bzw. die Pfropfenstabilität sowie das Auftreten einer Wandschubspannung bzw. die Ursache für das Auftreten dieser Wandschubspannung erklärt werden und die unterschiedlichen Modellierungsansätze auf ihre Gültigkeit überprüft und verifiziert werden.

3. KONSTRUKTIVES DESIGN EINER MESSSONDE ZUR DETEKTION DER EINZELKRÄFTE EINES PNEUMATISCH GEFÖRDERTEN PFROPFENS BEI DER DICHTSTROMFÖRDERUNG

Mit Hilfe eines Messensors sollen die Spannungen am „Feststoffgerüst“ eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens experimentell bestimmt werden. Diese Spannungen sollen getrennt von den Kräften des Fördermediums auf die Förderrohrwand gemessen werden. Anhand einer einfachen Kräftebilanz um den gesamten bewegten Schüttgutpfropfen kann die Wandschubspannung integrativ über die Mantelfläche ermittelt werden. Dazu ist der Differenzdruck und die Gewichtskraft für einen mit konstanter Fördergeschwindigkeit bewegten Schüttgutpfropfen experimentell zu bestimmen. Allerdings ist die Bestimmung der Gewichtskraft für einen bewegten Schüttgutpfropfen problematisch und Beschleunigungskräfte können nicht berücksichtigt werden. Die indirekten Methoden sind deshalb für dieses Messvorhaben ungeeignet. Sinnvoll erscheint die direkte Messung der Kräfte auf die Wand, ähnlich einer Wandschubspannungswaage für Fluidreibung. Dazu werden die auf ein freigeschnittenes Wandelement wirkenden Kräfte auf Kraftmesselemente übertragen. Über die bekannte Geometrie werden daraus die Spannungen berechnet. Bei Berücksichtigung dieses prinzipiellen Aufbaus ergeben sich folgende Einzelaufgaben:

- Wie wird das Wandelement gestaltet?
- Welche Kraftmesselemente sind geeignet?
- Wie kann erreicht werden, dass der Luftdruck des Fördermediums nicht miterfasst wird?
- Wie kann das freigeschnittene Wandelement bündig, also mit minimaler Beeinflussung der Strömung und ohne Kraftnebenschluss wieder eingebaut werden?

3.1 Konstruktion einer Messsonde zur simultanen Aufnahme der Normalspannung, der Wandschubspannung sowie des Druckverlustes eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens

Spannungen werden immer über eine Fläche integriert als Kräfte gemessen. Typische Messelemente zur Detektion von Kräften sind piezoelektrische Kraftaufnehmer oder Dehnungsmessstreifen, welche über die Auslenkung eines Biegebalkens reagieren. Anhand experimenteller Voruntersuchungen konnte gezeigt werden, dass der Einsatz von Dehnungsmessstreifen den hohen dynamischen Vorgängen des Pfropfentransportes aufgrund der Trägheit des Systems nicht folgen können. Deshalb werden piezoelektrische Kraftaufnehmer für die Bestimmung der Kräfte bzw. Spannungen benutzt. Piezoelektrische Quarze sind sowohl empfindlich gegen Normalspannungen als auch Schubspannungen, jedoch ist deren Einbau direkt in den Prozess technisch nicht zu realisieren. Zudem ist vor allem für die Messung der Schubspannungen die Empfindlichkeit zu klein. Die auftretenden Spannungen werden über ein in den Prozess eingebundenes Rohrwandelement auf die Kraftsensoren übertragen, wobei die Gestaltung des Rohrwandelements einen erheblichen Einfluss auf das zu detektierende Messsignal zeigt. Die richtige Wahl der Flächengröße des Rohrwandelements ist schwierig, da widersprüchliche Argumente zu berücksichtigen sind: Aus einer größeren Fläche des Wandelements resultiert ein größeres Kraftsignal. Ebenso werden eventuelle Störgrößen, z. B. das

Grundrauschen, Signalspitzen, wie sie durch Stöße induziert werden, oder Kräfte, die über das Dichtmaterial des Einbauspaltes wirken, im Verhältnis zur Messgröße kleiner.

Hingegen würde eine kleine Fläche des Wandelements die eigentliche Messaufgabe, die Spannungen lokal zu bestimmen, um Inhomogenitäten des Schüttgutpfropfens aufzuzeigen, deutlich besser erfüllen. Ebenso sind mögliche Torsionsmomente, die auf die Kraftmeselemente störend wirken können, bei kleiner Tellerfläche minimiert.

Die Form der Kraftübertragungsfläche ist somit für die Übertragungsfunktion der Messgrößen entscheidend. Abbildung 20 zeigt drei unterschiedliche Formen des Wandelements. Bei einer Sprungbelastung führt eine rechteckige Form zu einem linearen Kraftanstieg an dem Sensor. Die runde Form erzeugt einen sinusförmigen Verlauf der Kraft und vermeidet Knicke und somit hohe Frequenzen in der Übertragung. Eine langgezogene Fläche bewirkt ein langsames Ansteigen der Kraft.

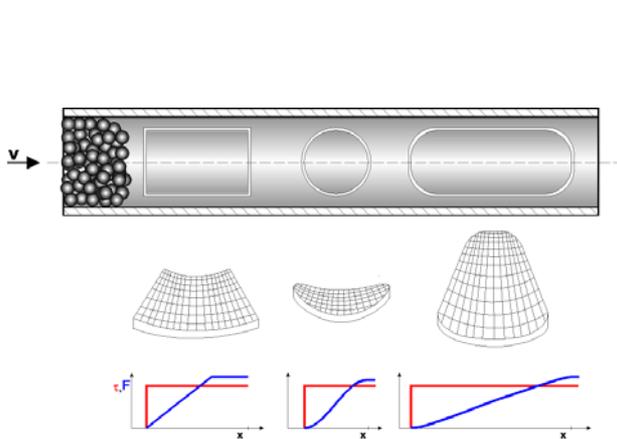


Abbildung 20: Mögliche Tellerformen und deren Übertragungsfunktionen

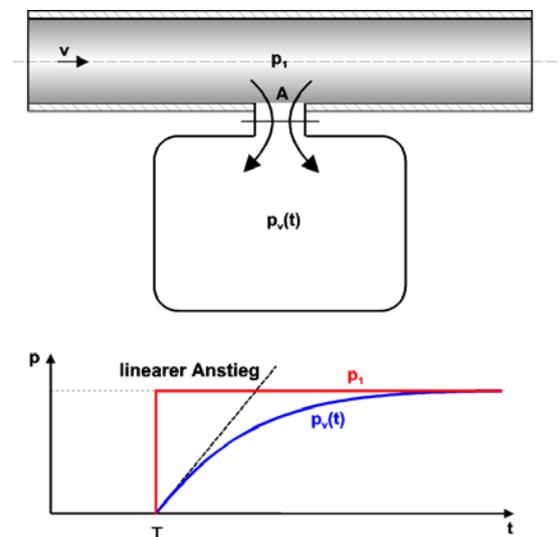


Abbildung 21: Mit Luft zu füllender Behälter

Um abrupte Stöße auf die Kraftsensoren zu vermeiden, d. h. um hohe Frequenzen im Signal möglichst zu verhindern, wird eine kreisrunde Fläche gewählt.

Die Anforderung an die Empfindlichkeit der Kraftmeselemente wird über die Tellergröße und einer überschlägigen Spannungsabschätzung nach Gleichung 29 ermittelt. Für die Kraftaufnehmer ergibt sich eine geforderte Nennlast von 2 N in beiden Richtungen und eine notwendige Auflösung der Kraft von 0.01 N.

$$\tau = \frac{\Delta p \cdot A_R - G}{A_M}$$

Gleichung 29

Für die dynamischen Anforderungen an die Messelemente kann eine Abschätzung anhand der Tellergeometrie erfolgen. Wird ein Pfropfen mit konstanter Geschwindigkeit und konstanter Wandschubspannung am Sensor vorbeibewegt, müssen die Kraftmeselemente dem sinusförmigen Verlauf, wie er in Abbildung 20 dargestellt ist, folgen. Diese sinusförmige Funktion

entspricht einer Frequenz f , die vom Tellerdurchmesser D und der Pfropfengeschwindigkeit v abhängt:

$$f = \frac{v}{2 \cdot D} \quad \text{Gleichung 30}$$

Diese Frequenz dient als Richtgröße für die dynamische Anforderung an die Kraftmeselemente, um sprungförmige Spannungsänderungen richtig wiederzugeben, falls der Sensor diese Frequenz übertragen kann.

Um den Luftdruck des Fördermediums nicht als Radialkraft auf das Wandelement zu messen, muss auf der Förderrohrinnenseite und außerhalb des freigeschnittenen Wandelements ein identischer Luftdruck herrschen. Es ist daher notwendig, den Kraftsensor in eine druckdichte Kammer einzubauen und zwischen der Kammer und dem Förderrohr einen kontinuierlichen Druckausgleich zu gewährleisten. Besteht ein offener Spalt zwischen Sensor und Förderrohr, so kann sich ein Druckausgleich einstellen. Während der Förderung tritt jedoch Fördergut in diesen Spalt ein. Die Folge wäre ein unkontrollierbarer Kraftnebenschluss auf den Sensorteller bzw. die Kraftsensoren. Daher wird der Spalt bündig abgedichtet und Öffnungen vom Rohrrinneren zur Sensorkammer realisiert, die für den geforderten kontinuierlichen Druckausgleich sorgen (vgl. Abbildung 22). Der Druckausgleich durch die Öffnungen erfolgt zeitlich verzögert. Diese dynamischen Druckunterschiede, inner- und außerhalb des Sensortellers, bewirken eine Kraft auf den Messsensor. Vereinfacht kann das Problem mit dem Befüllen eines Druckbehälters verglichen werden (vgl. Abbildung 21). Die kompressible Luft strömt, angetrieben von einem Druckunterschied, in oder aus dem Behälter. Unter der Voraussetzung eines isothermen Vorgangs kann für den Druckanstieg im Behälter ein linearer Verlauf zu Beginn angenommen werden, den Gleichung 31 beschreibt.

$$p_V(t) = p_{V0} + 0.683(RT_L)^{1/2} \cdot A \cdot p_1 \cdot t / V \quad \text{Gleichung 31}$$

Die Gleichung lässt erkennen, dass die Querschnittsfläche der Öffnung A und das Behältervolumen V für den zeitlichen Verlauf des Druckausgleiches bestimmend sind. Demzufolge würde eine große Öffnung und ein kleines Behältervolumen ein schnelles Befüllen gewährleisten. Um den zeitlichen Druckverlauf im Behälter in Abhängigkeit des Fülldruckes wiederzugeben, wird das Erstellen von Füllkurven empfohlen, die den Druckverlauf bis zum vollständigen Druckausgleich beschreiben [1].

Bei der Konstruktion der Sensorkammer wird auf ein minimales Volumen geachtet. Als Öffnungen für den Druckausgleich zwischen Förderrohrinnenseite und Sensorkammer dienen zwei Bohrungen vor und hinter dem Sensorteller, mit einem Lochdurchmesser kleiner als der Partikeldurchmesser des für die Förderversuche verwendeten Kunststoffgranulats. Während der Kalibrierung werden Messdaten aus experimentell erstellten Druckausgleichskurven mit den im Prozess auftretenden Druckschwankungen verglichen.

Wird das freigeschnittene Wandelement in das Förderrohr eingesetzt, entsteht ein Spalt rund um das Wandelement. Ein Schließen des Einbauspaltes ist notwendig, um das Absetzen von Fördergut zu vermeiden. Das Dichtmaterial sollte einen bündigen Übergang vom Rohr auf

den Messteller sicherstellen, um die Kraftaufnahme nicht zu beeinflussen und Kantenstöße auf das Wandelement zu vermeiden.

Eine Abdichtung des Einbauspaltes führt jedoch auch zu einem Kraftnebenschluss. Die Kräfte auf den Messteller werden nicht in voller Höhe an den Kraftaufnehmer weitergegeben oder äußere Störkräfte, wie Schwingungen des Förderrohrs, können auf den Messteller durch die Abdichtung übertragen werden. Entscheidend für die Höhe des Einflusses ist vor allem die Auslenkung des Kraftsensors bei Belastung und die durch die Elastizität verursachte Spannung infolge der Belastung im Dichtmaterial. Da die piezoelektrischen Kraftaufnehmer unter Belastung praktisch keine Auslenkung erfahren (Auslenkung: 6 nm/N), kann für die Anordnung der piezoelektrischen Kraftaufnehmer eine Abdichtung des Einbauspaltes mit Hilfe von Silikonkautschuk erfolgen. Dies wurde mit einem Elastosil® RTV1 – *Silikonkautschuk*, *Wacker Chemie GmbH München/Deutschland*, realisiert.

Abbildung 22 zeigt die Explosionszeichnung des Sensors mit den rechtwinklig angeordneten piezoelektrischen Kraftaufnehmern, der druckdichten Kammer für die Kraftsensoren sowie den über das Dichtungsmaterial eingebundenen Sensorteller. Neben dem Sensorteller wurden zwei Druckausgleichsbohrungen eingearbeitet, die für einen Druckausgleich zwischen dem Förderrohr und der Kammer mit den Kraftaufnehmern sorgen. Gegenüberliegend wurden sechs Drucksensoren zur Druckverlustmessung des Fördermediums installiert. Der Messensor wurde so gestaltet, dass dieser problemlos in jede Förderleitung integriert werden kann.

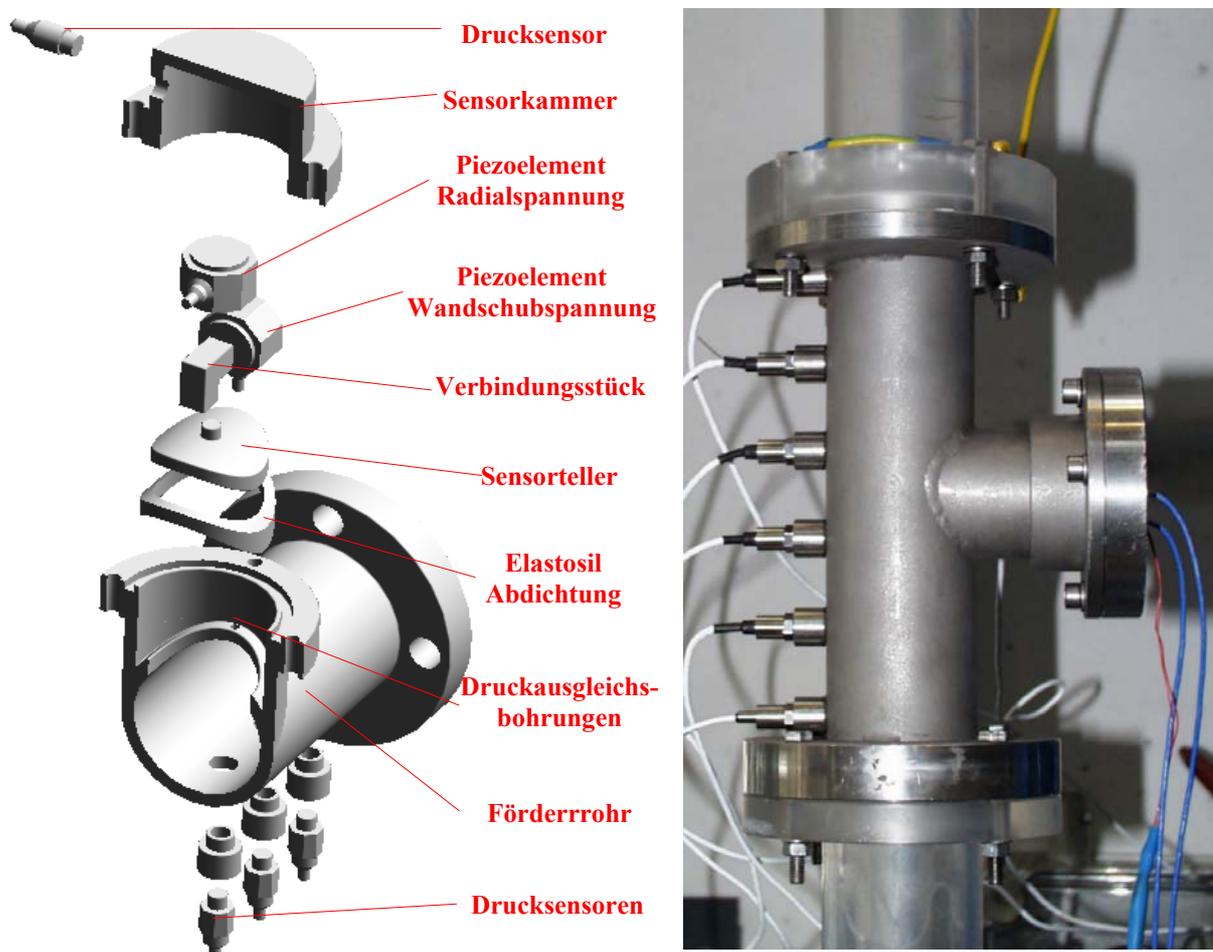


Abbildung 22: Explosionszeichnung des Messensors

3.2 Darstellung der Signalverarbeitung innerhalb der Messkette sowie der Messauswertung

Die piezoelektrischen Kraftsensoren, *PCB Piezotronics Inc. USA*, arbeiten mit einer firmenspezifischen Messschaltung. Die Eigenschaften des ICP[®]-Konzepts sind eine feste Empfindlichkeit der Sensoren bei einem niederohmigen Signalausgang, der den Einsatz in feuchter und schmutziger Umgebung erlaubt. Die Ansprechschwelle dieses Sensors beträgt 0.00045 N und die Grenzfrequenz 36 kHz. Da die Entladungszeit der Piezoelemente auch von dem Kondensator der Versorgungseinheit abhängt, wurde dieser Kondensator überbrückt, indem direkt die Speisespannung als Messsignal abgegriffen wird.

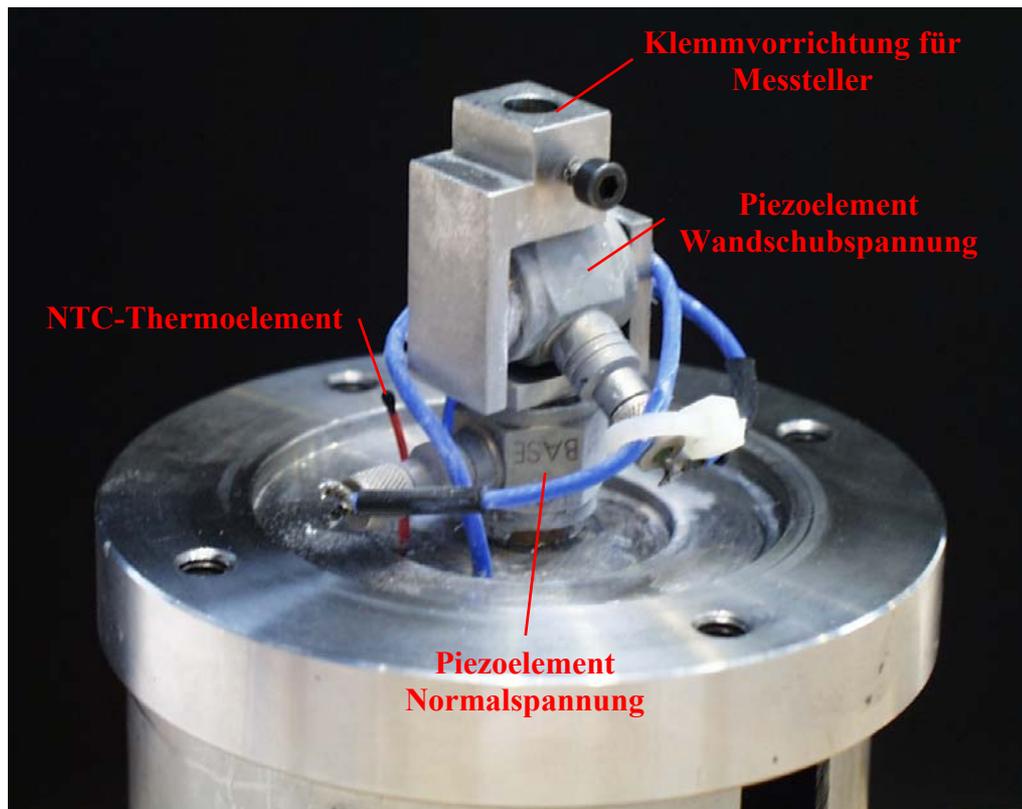


Abbildung 23: Messeinheit des Spannungssensors

Für die Korrektur der Druckempfindlichkeit der Kraftelemente ist ein zusätzlicher Drucksensor notwendig. Dieser wird mit 10 V von einem handelsüblichen Spannungsverstärker versorgt, der den Druckbereich von 6 bar auf 0-10 V Ausgangsspannung skaliert. Die Spannungssignale der beiden Kraftaufnehmer und des Druckaufnehmers werden mit einer A/D Wandelkarte Daqboard 2000, *IOTech Ohio/USA*, am PC als 16bit Werte mit variabler Abtastrate aufgenommen. Die Signalverarbeitung wurde in LabView 5.1 programmiert. Die gemessenen Daten werden als MS-Excel kompatible Datei gespeichert. Das Signalflussbild für die piezoelektrischen Aufnehmer zeigt Abbildung 24.

Demzufolge werden die Rohsignale der Piezoelemente über die A/D-Karte in LabView eingelesen. Über einen Tiefpassfilter wird das Ausgangssignal um Frequenzen oberhalb der zu messenden Frequenzen bereinigt. Anschließend wird das Signal mit einem Gain multipliziert, um so direkt ein Signal in Pascal zu erhalten. Dieses Signal wird entsprechend der im folgen-

den Kapitel beschriebenen Einflussfaktoren – Entladungskorrektur, Druckempfindlichkeit sowie Korrektur des gegenseitigen Einflusses – weiterverarbeitet und in einer MS-Excel kompatiblen Datei abgespeichert.

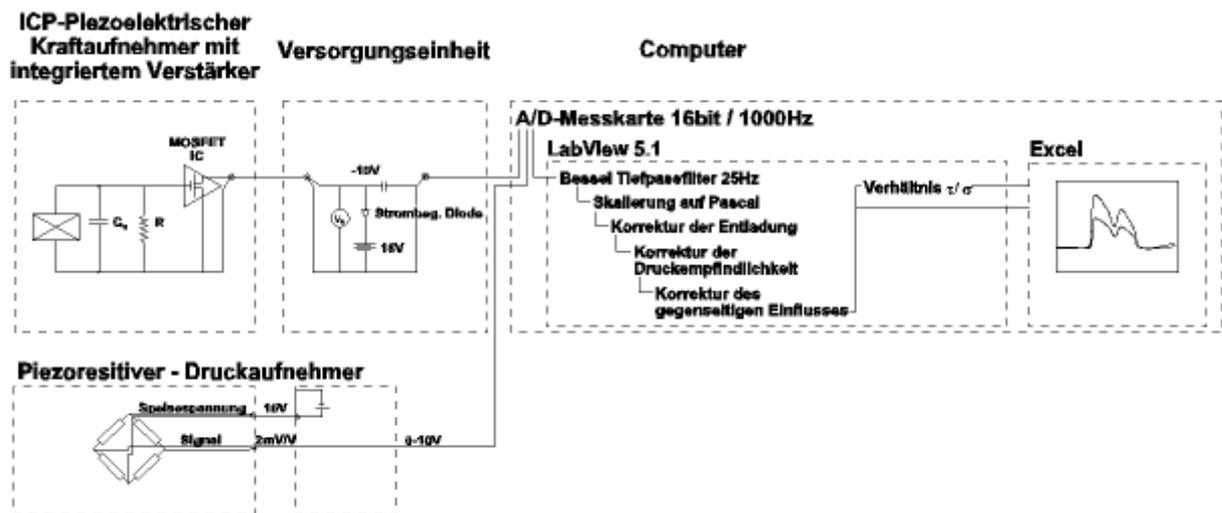


Abbildung 24: Signalfluss bei den piezoelektrischen Kraftaufnehmer mit Fehlerkorrektur

3.3 Bestimmung der Prozesseinflussgrößen des Messensors, Fehleranalyse und Inbetriebnahme

Neben der Charakterisierung des statischen und dynamischen Übertragungsverhaltens werden bei den piezoelektrischen Kraftaufnehmern die Quereinflussung der Kraftkomponenten, die Druckempfindlichkeit und die zeitliche Entladung der Kraftaufnehmer erfasst. Diese Einflüsse sind systematisch beschreibbar und werden in der Signalverarbeitung berücksichtigt und korrigiert.

Bei dem Messsystem der Piezokraftsensoren wird das Ausgangssignal in Volt als Messgröße herangezogen. Die statische Belastung erfolgte mit Normgewichten von 50 g und 100 g. Die Empfindlichkeit wird als Steigung der Regressionsgeraden ermittelt. Die Messungen zeigen den erwarteten linearen Zusammenhang von Belastung und Messsignal. Die gegenseitige Beeinflussung der radialen Belastung auf die axiale Kraftkomponente ist deutlich zu erkennen. Ein ähnliches Verhalten zeigt sich bei axialer Belastung. Auch hier zeigt sich ein linearer Zusammenhang der axialen Belastung auf die radiale Kraftkomponente (vgl. Abbildung 26). Er lässt sich in beiden Fällen als linearer Zusammenhang beschreiben, wobei die Steigungen der jeweiligen Geraden als Querempfindlichkeit definiert werden (vgl. Abbildung 25 und Abbildung 26).

Da der Fehler der Axialkomponente von der wirkenden Radialkraft abhängt, wird dieser Fehler zur Fehler verursachenden Größe in Bezug gesetzt und als relativer Fehler durch die Quereinflussung aufgeführt. In Analogie dazu wird der Fehler der Radialkomponente zur Fehler verursachenden Axialkraft in Bezug gesetzt und als relativer Fehler eingesetzt.

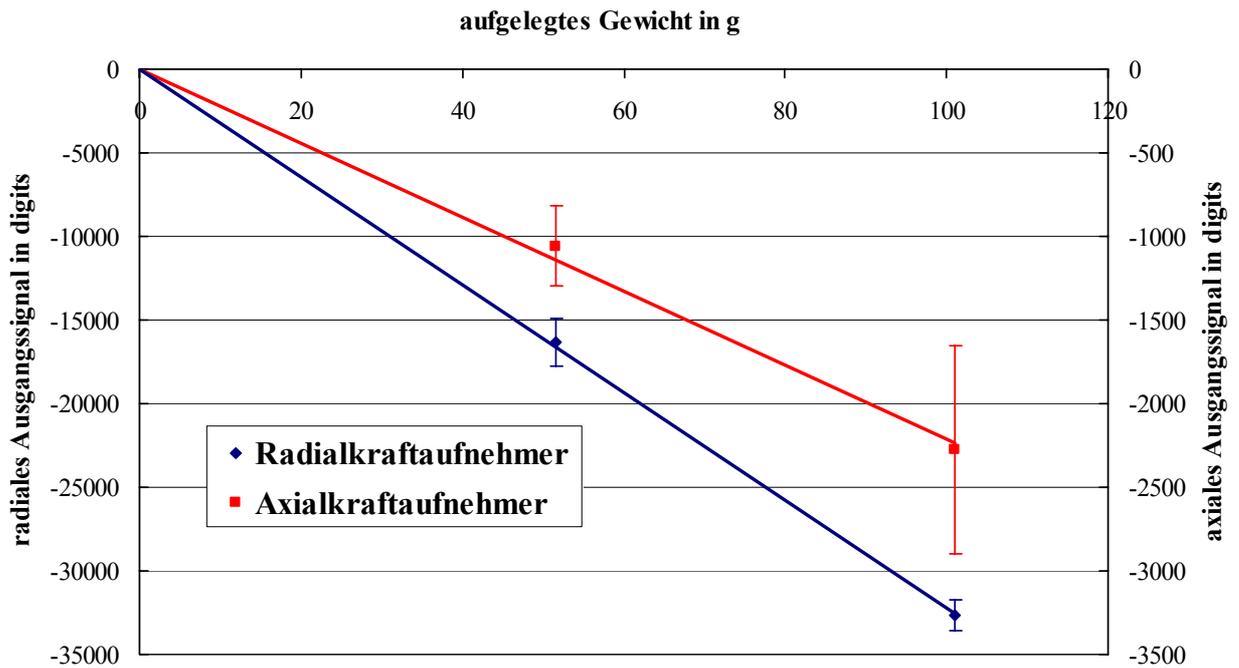


Abbildung 25: Linearitätsprüfung der Piezoelemente bei radialer Belastung

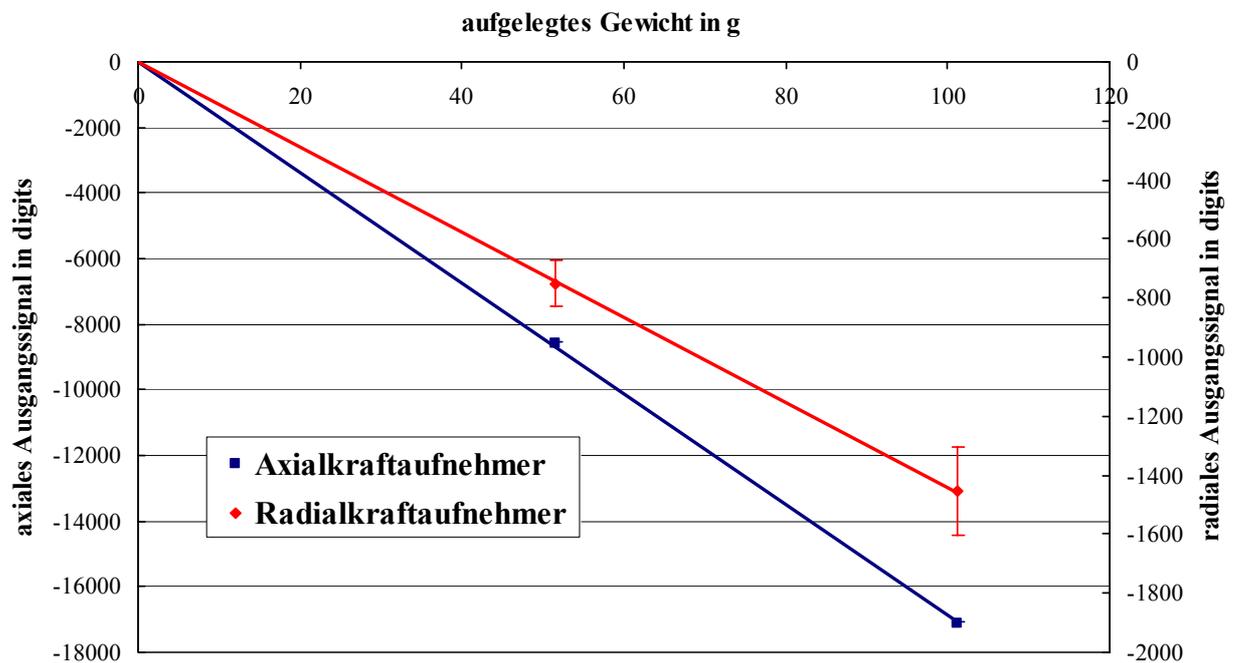


Abbildung 26: Linearitätsprüfung der Piezoelemente bei axialer Belastung

Als notwendige Voraussetzung für eine Korrektur wird angenommen, dass sich bei einer Flächenbelastung des Sensortellers das gemittelte lineare Verhältnis, bestimmt mit den Normgewichten, als Querbeeinflussung einstellt. Abbildung 27 zeigt die Vorgehensweise bei der Korrektur der Querbeeinflussung: die theoretischen Messwerte X und Y erzeugen eine

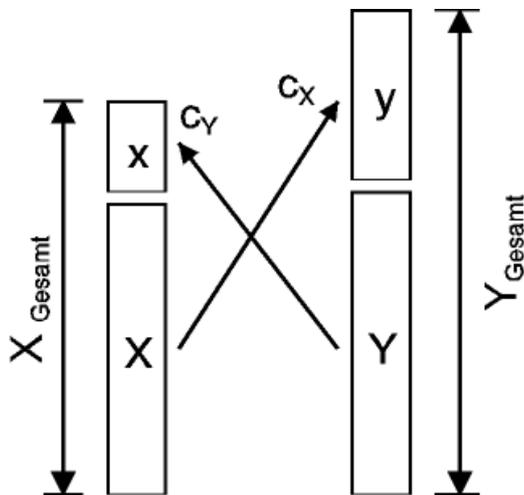
Beeinflussung y bzw. x des jeweils anderen Signals über einen Proportionalitätsfaktor c_x bzw. c_y .

$$X_{Gesamt} = X + c_y \cdot Y \text{ bzw. } Y_{Gesamt} = Y + c_x \cdot X \quad \text{Gleichung 32}$$

Es ergibt sich für die reinen Messgrößen X und Y ein Zusammenhang mit den gemessenen Größen X_{Gesamt} bzw. Y_{Gesamt} :

$$X = \frac{X_{Gesamt} - c_y \cdot Y_{Gesamt}}{1 - c_x \cdot c_y} \text{ bzw. } Y = \frac{Y_{Gesamt} - c_x \cdot X_{Gesamt}}{1 - c_x \cdot c_y} \quad \text{Gleichung 33}$$

Die in Abbildung 25 und Abbildung 26 gemessenen Querempfindlichkeiten werden für c_x



und c_y in der Korrektur verwendet. In Abbildung 28 ist der Erfolg der Korrektur der gegenseitigen Beeinflussung deutlich zu sehen. Die Bestimmung der Gains, welche die Umrechnungsfaktoren von digit auf Pascal darstellen, erfolgt anhand der Linearitätsprüfung. Dabei wird der Faktor berechnet, der notwendig ist, um die Messwerte, welche als Volt ausgegeben werden, in eine Spannung mit der Einheit Pascal umzurechnen. Für die Berechnung wird der Wert der gemessenen Maxima, die Masse des aufgelegten Gewichts, sowie die Projektionsfläche und die Oberfläche des Messtellers benötigt. Der Messwert [digit] wird dabei für die ein-

Abbildung 27: Schematische Darstellung der gegenseitigen Beeinflussung der Messsignale
eingesetzte Gewichtsmasse [kg] mit der Regressionsgeraden (Abbildung 25 und Abbildung 26) bestimmt.

$$\text{Gain(axial)} \left[\frac{\text{Pa}}{\text{digit}} \right] = \frac{\text{Gewichtsmasse [kg]} \cdot \text{Erdbeschleunigung} \left[\frac{\text{m}}{\text{s}^2} \right]}{\frac{\text{Telleroberfläche [m}^2\text{]} \cdot \text{Messwert [digit]}}{\text{Gewichtsmasse [kg]} \cdot \text{Erdbeschleunigung} \left[\frac{\text{m}}{\text{s}^2} \right]}} \quad \text{Gleichung 34}$$

$$\text{Gain(radial)} \left[\frac{\text{Pa}}{\text{digit}} \right] = \frac{\text{Gewichtsmasse [kg]} \cdot \text{Erdbeschleunigung} \left[\frac{\text{m}}{\text{s}^2} \right]}{\frac{\text{Tellerprojektionsfläche [m}^2\text{]} \cdot \text{Messwert [digit]}}{\text{Gewichtsmasse [kg]} \cdot \text{Erdbeschleunigung} \left[\frac{\text{m}}{\text{s}^2} \right]}} \quad \text{Gleichung 35}$$

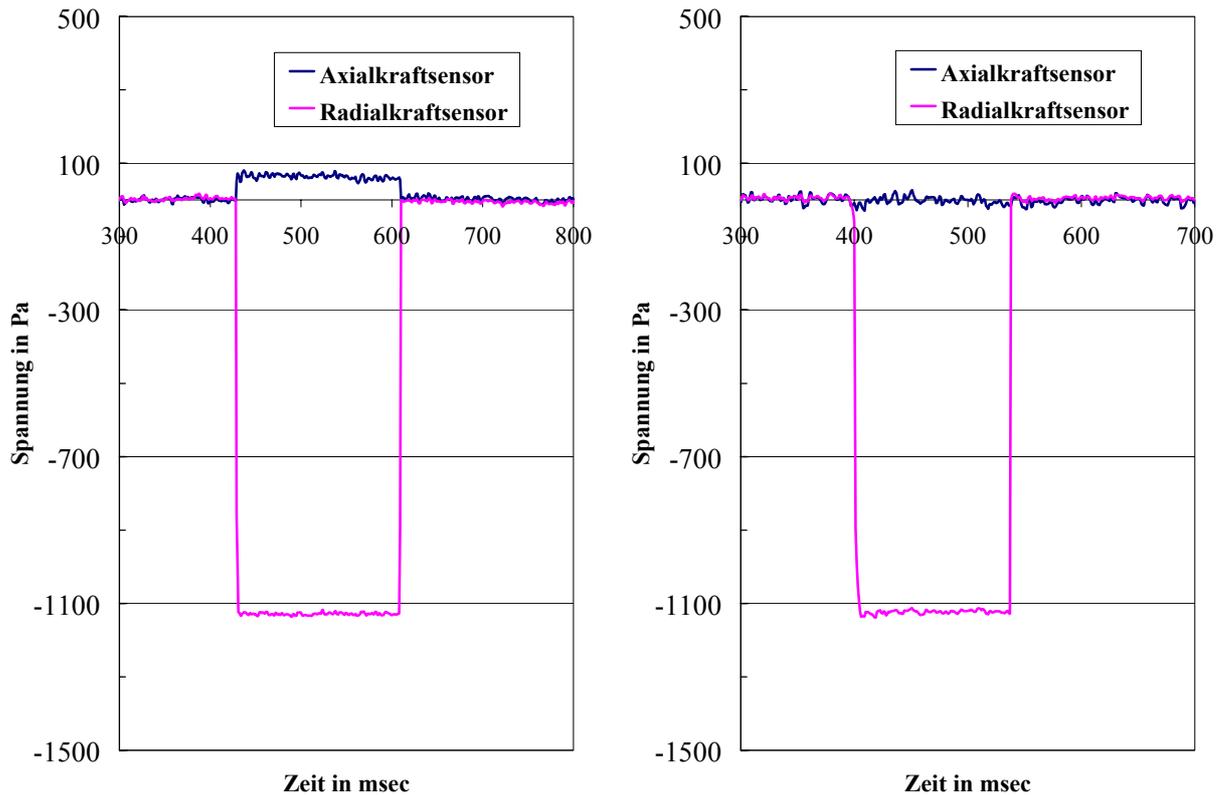


Abbildung 28: **Links:** Messsignal ohne Korrektur der gegenseitigen Beeinflussung
Rechts: Messsignal mit Korrektur der gegenseitigen Beeinflussung

Eine weitere spezifische Eigenschaft von piezoelektronischen Kraftsensoren ist die Entladung der Kraftsensoren bei einer statischen Belastung. Demzufolge fällt das Ausgangssignal der piezoelektrischen Kraftaufnehmer bei einer statischen Belastung mit der Zeit auf Null zurück. Die zeitliche Abnahme des Messsignals kann über eine Exponentialfunktion beschrieben werden. In Abbildung 29 sind die gemessenen Signale bei einer Sprungbelastung dargestellt. Diese experimentellen Messwerte werden über eine exponentielle Regressionsrechnung durch Ermittlung der Parameter a , b und c der allgemeinen Exponentialgleichung $F(t) = a \cdot e^{t/b} + c$ angenähert.

Um diesen Verlauf zu korrigieren, wird für jeden Einzelwert der Messung ein ΔF mittels der Scanfrequenz f und der Zeitkonstante b (meist mit T benannt), wie folgt ermittelt:

$$\Delta F_n = F_n \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{b \cdot f}}\right) \quad \text{Gleichung 36}$$

Der korrigierte Wert ergibt sich durch Addition der Summe der Einzelfehler zum Wert:

$$F_{n,\text{korrigiert}} = F_n + \sum_{i=1}^n \Delta F_i \quad \text{Gleichung 37}$$

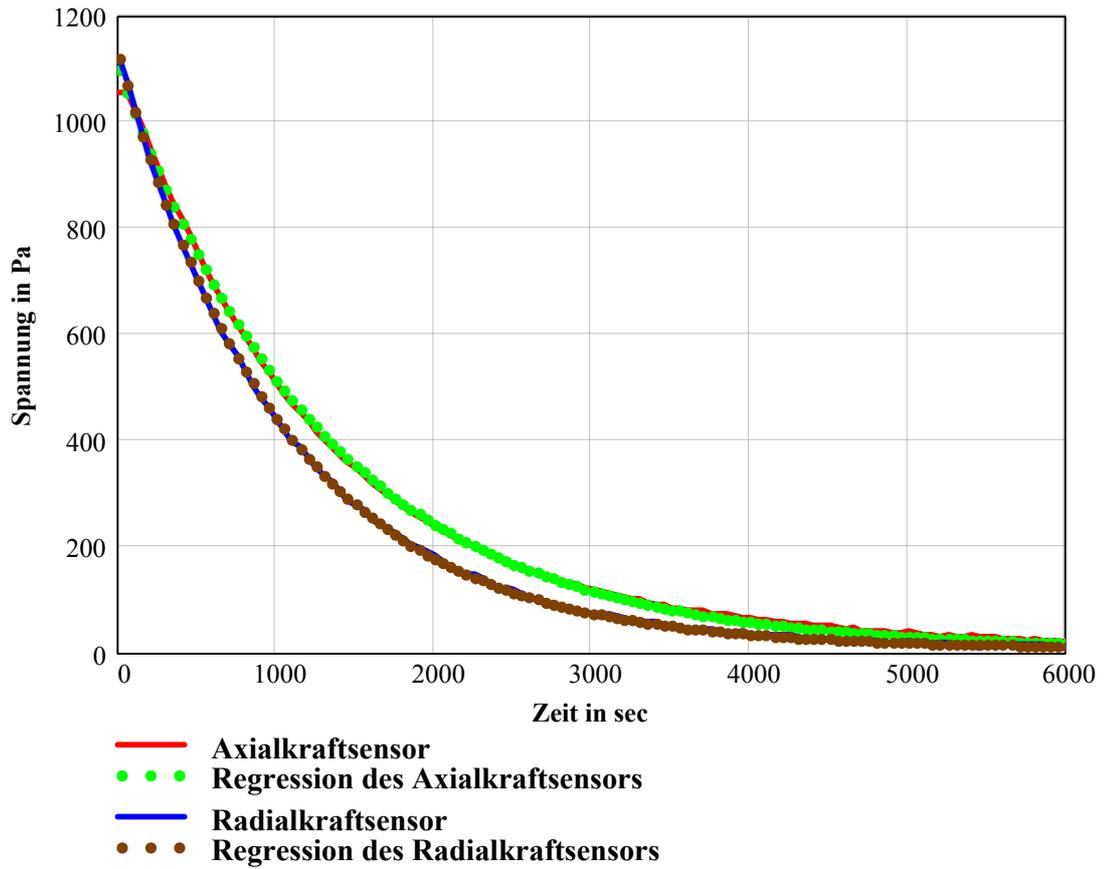


Abbildung 29: Entladungsfunktionen der piezoelektrischen Kraftaufnehmer

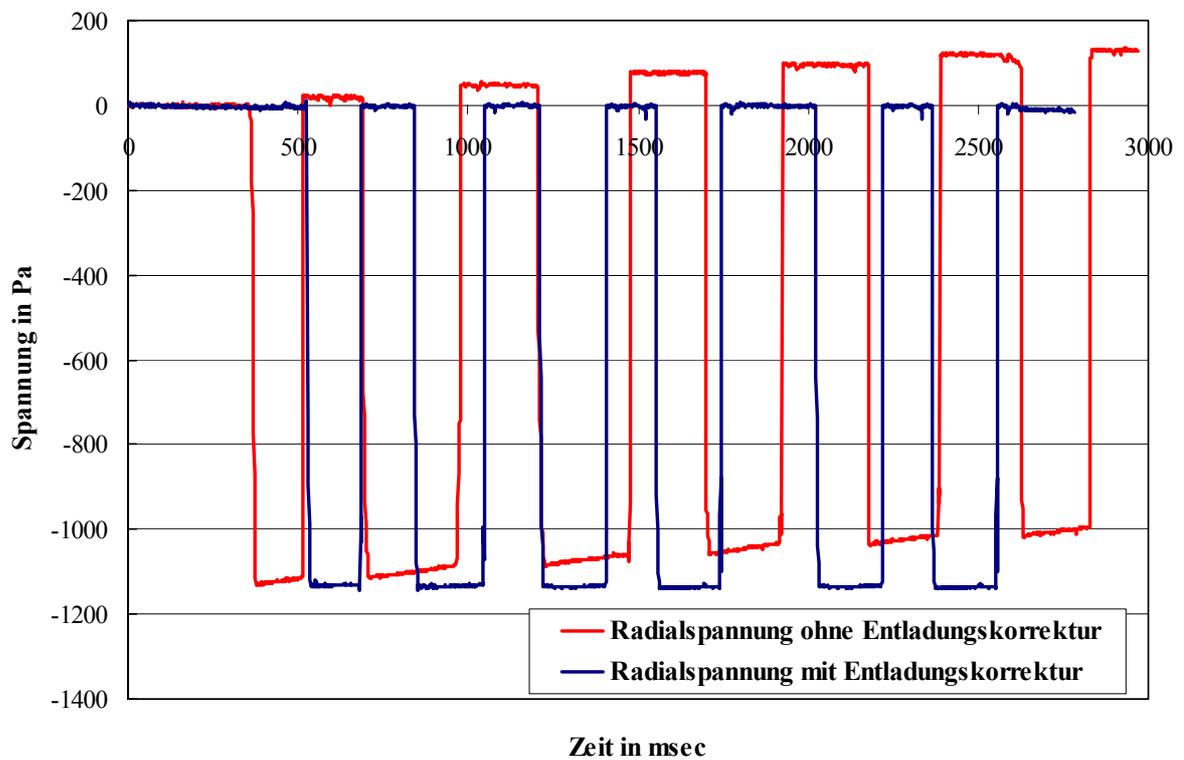


Abbildung 30: Wechselbelastung der radialen Kraftkomponente mit Gewichten ohne Entladungskorrektur sowie mit Entladungskorrektur

Zu beachten ist, dass F zur tatsächlichen Nulllage des Systems gemessen wird. Bei hohen Scanfrequenzen f ergeben sich bei langen Messungen allerdings Rundungsfehler in der Berechnung.

In Abbildung 30 ist der Erfolg der Entladungskorrektur zu sehen. Die Nullpunktabweichung bei längerer Wechselbelastung ist auf den Rundungsfehler bei kleinen Messwerten zurückzuführen. Ist die Abweichung von der Nulllage klein, wird der Korrekturwert ΔF_i der Einzelwerte zu Null gerundet und die Entladung des Signals wird nicht mehr korrigiert. Um dieses Verhalten zu minimieren, könnte die Scanfrequenz f erniedrigt werden. Die Kalibrierung ergab eine Entladungskonstante des axialen Kraftaufnehmers von -124.11 ± 4.00 sowie des radialen Kraftaufnehmers von -105.29 ± 1.01 .

Da das piezoelektrische Kraftaufnehmerprinzip über die Druckempfindlichkeit des Piez Quarzes funktioniert, nehmen diese Kraftaufnehmer entsprechend der Größe ihrer Kraftaufnehmerfläche auch den Umgebungsdruck auf.

Der Druck wird über die wirksame Kraftaufnahme fläche der Sensoren direkt als Kraft $F = p \cdot A_{\text{Messfläche}}$ aufgenommen (vgl. Abbildung 31). Eine Korrektur muss über eine parallele Druckaufnahme mittels Drucksensor vorgenommen werden.

Abbildung 32 zeigt den streng linearen Zusammenhang von Luftdruck in der Sensorkammer und aufgenommenem Kraftsignal.

Es kann eine einfache Korrektur anhand des miterfassten Drucks für die Kraftsensoren erfolgen. Aus den Messungen ergibt sich ein maximaler rel. Fehler von 25.72 Pa/mbar für die Axialkomponente und 15.55 Pa/mbar für die Radialkomponente.

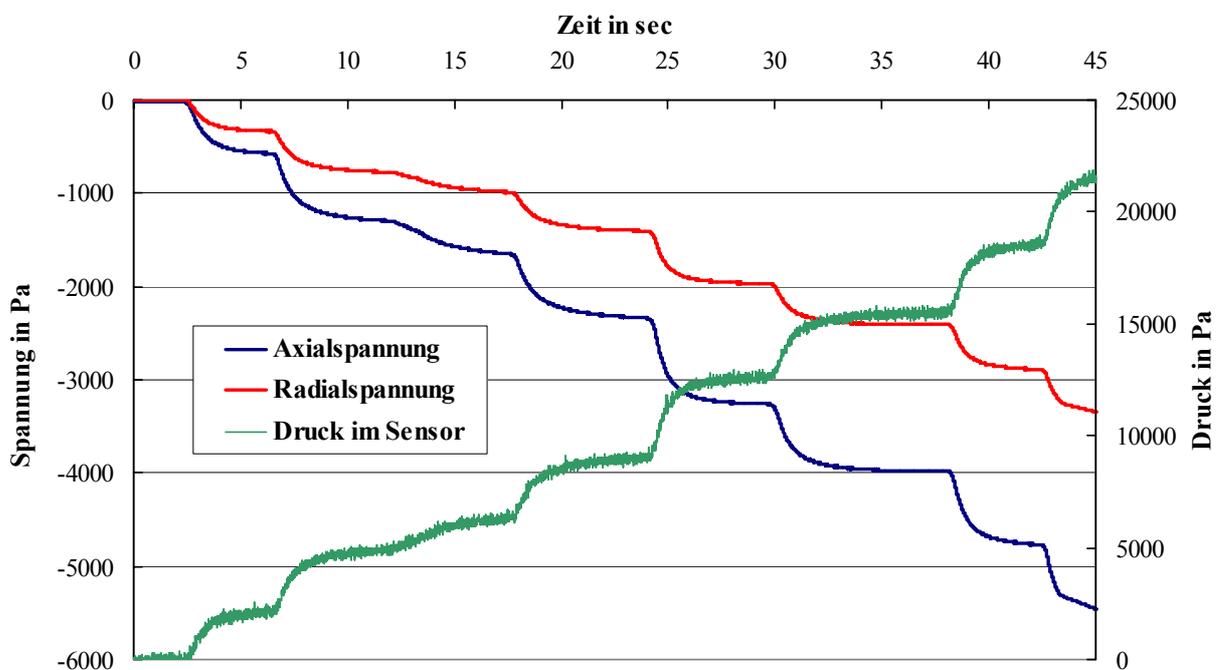


Abbildung 31: Messung der Druckempfindlichkeit der piezoelektrischen Kraftsensoren

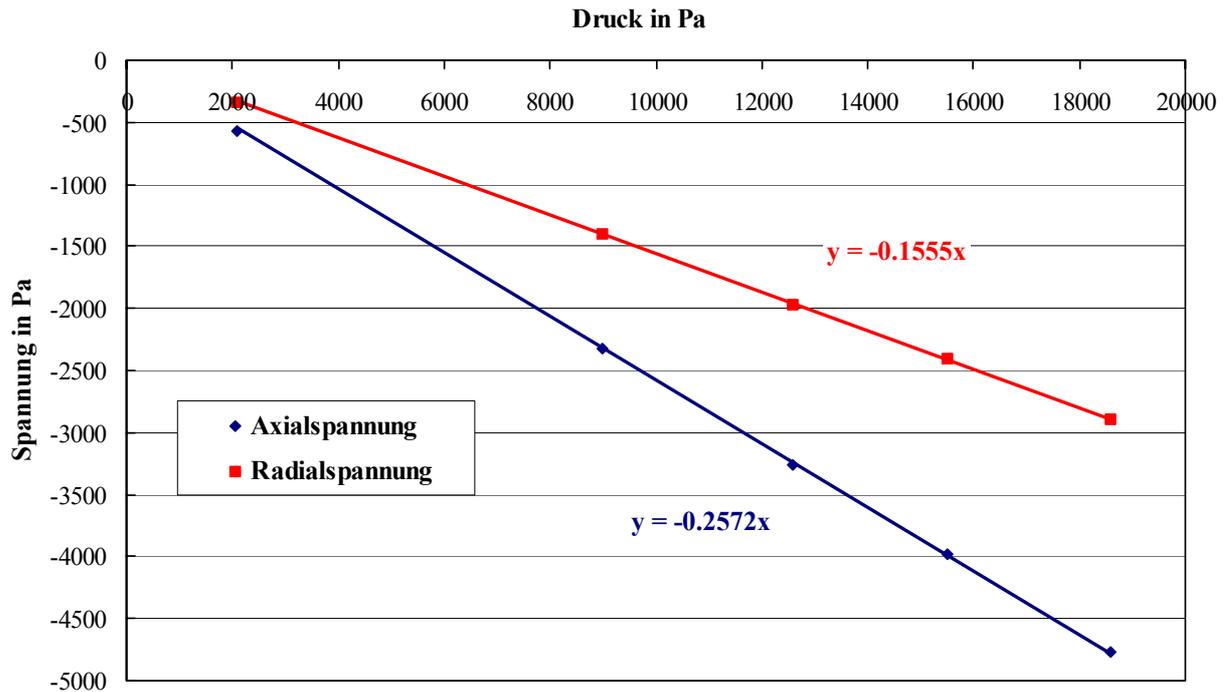


Abbildung 32: Druckempfindlichkeit der piezoelektrischen Kraftsensoren

In Abbildung 33 sind die Verläufe der Kraftsensoren nach einer Druckkorrektur für einen steigenden Umgebungsdruck dargestellt. Der angezeigte Kraftausschlag bei ca. 20 Sekunden ist auf den verzögerten Druckausgleich in der Sensorkammer zurückzuführen, der bei hohen Drucksprüngen auftreten kann.

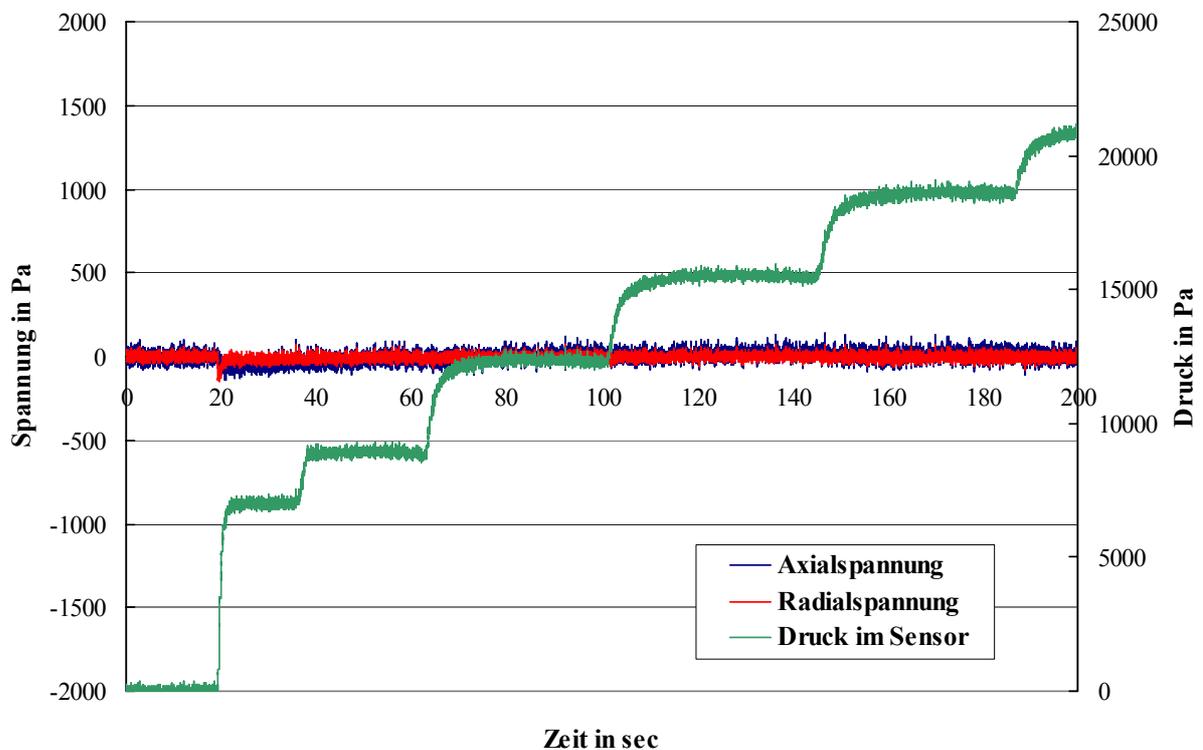


Abbildung 33: Messsignale der Kraftaufnehmer bei steigendem Umgebungsdruck nach Druckkorrektur

In ihren dynamischen Übertragungsverhalten entsprechen die piezoelektrischen Kraftaufnehmer trotz der kleinen Auslenkung (Auslenkung: 6 nm/N) einem Feder-Masse-System und entsprechen damit einem linearen System 2. Ordnung.

Dabei entspricht die Grenzfrequenz der Sensoren von 36 kHz nicht der vorliegenden Grenzfrequenz der piezoelektronischen Kraftsensoren, da aufgrund des Einbaus zusätzliche Massen berücksichtigt werden müssen, welche die Grenzfrequenz deutlich herabsetzen. Anhand der Impulsantwort der Kraftkomponenten kann jedoch eine Bestimmung der tatsächlichen dynamischen Eigenschaften erfolgen.

Die Bestimmung der Eigenfrequenz beruht auf der Annahme, dass nach einer Anregung aller Frequenzen, wie das bei einem Impuls der Fall ist, das System mit der Eckfrequenz f_g schwingt. Diese wird über eine Periodendauer einer Schwingung bestimmt. Daraus wird die Zeitkonstante T ermittelt.

$$T = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot f_g} \quad \text{Gleichung 38}$$

Ferner muss die Exponentialfunktion der Hüllkurve aus der Amplitudenabschwächung der Eckfrequenz ermittelt werden. Der damit ermittelte Exponentialparameter k ergibt mit dem Parameter T die Dämpfung D .

$$D = k \cdot T \quad \text{Gleichung 39}$$

Damit kann die Eigenfrequenz f_e bestimmt werden:

$$f_e = f_g \cdot \sqrt{1 - D^2} \quad \text{Gleichung 40}$$

Die Auswertung der Impulsantwort der piezoelektrischen Kraftaufnehmer erweist sich als schwierig, da die Schwingungen von Oberschwingungen des Systems überlagert sind. Aus dem Bode Diagramm [2] wird entnommen, dass die Aufnehmer für die Messaufgabe eine genügend hohe Eigenfrequenz besitzen. Der für die Messaufgabe interessante Bereich bis 30 Hz wird mit voller Amplitude und ohne große Phasenverschiebung übertragen. Demzufolge genügen die piezoelektronischen Kraftaufnehmer den dynamischen Anforderungen zur Messung der Spannungen eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens.

Tabelle 1: Dynamische Eigenschaften der piezoelektrischen Kraftaufnehmer

	Zeitkonstante T	Exponentialkoeffizient k	Dämpfungskonstante D	Eigenfrequenz f_e
Axial	0.934ms	65 1/s	0.06	170Hz
Radial	0.968ms	61 1/s	0.06	164Hz

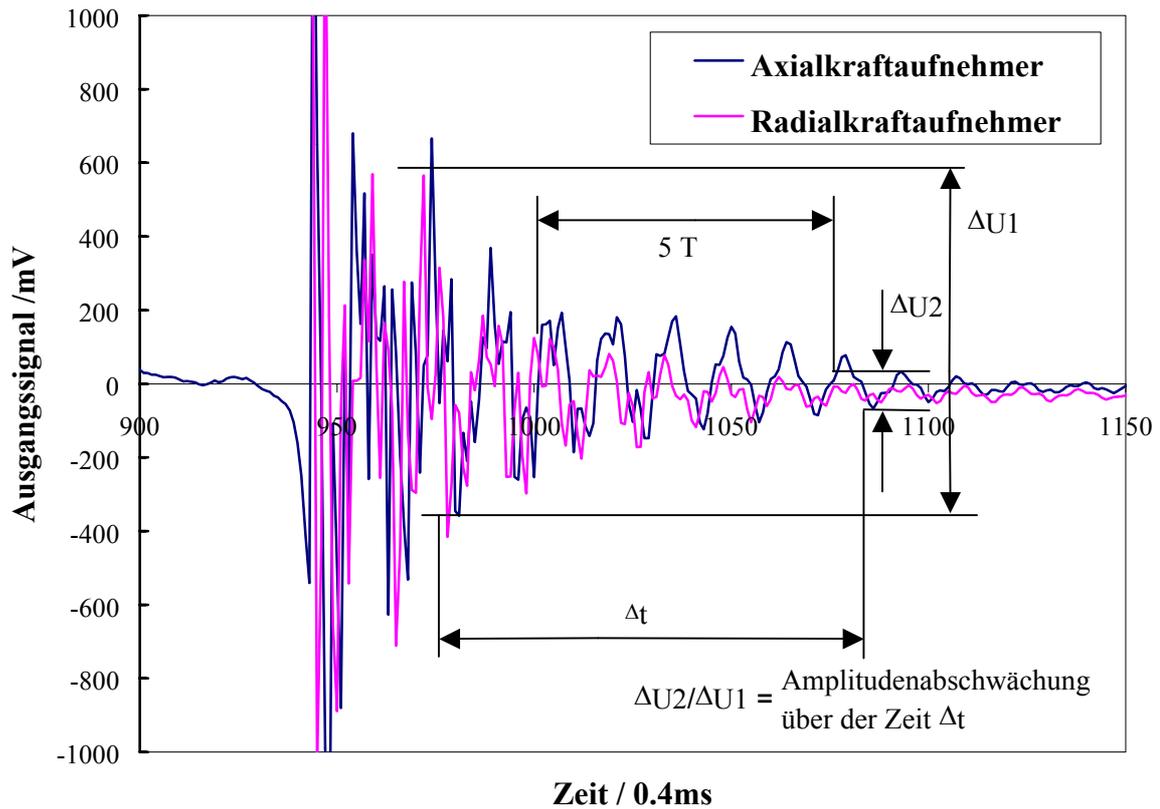


Abbildung 34: Impulsantwort der piezoelektrischen Kraftaufnehmer (Scanfrequenz 2.5kHz)

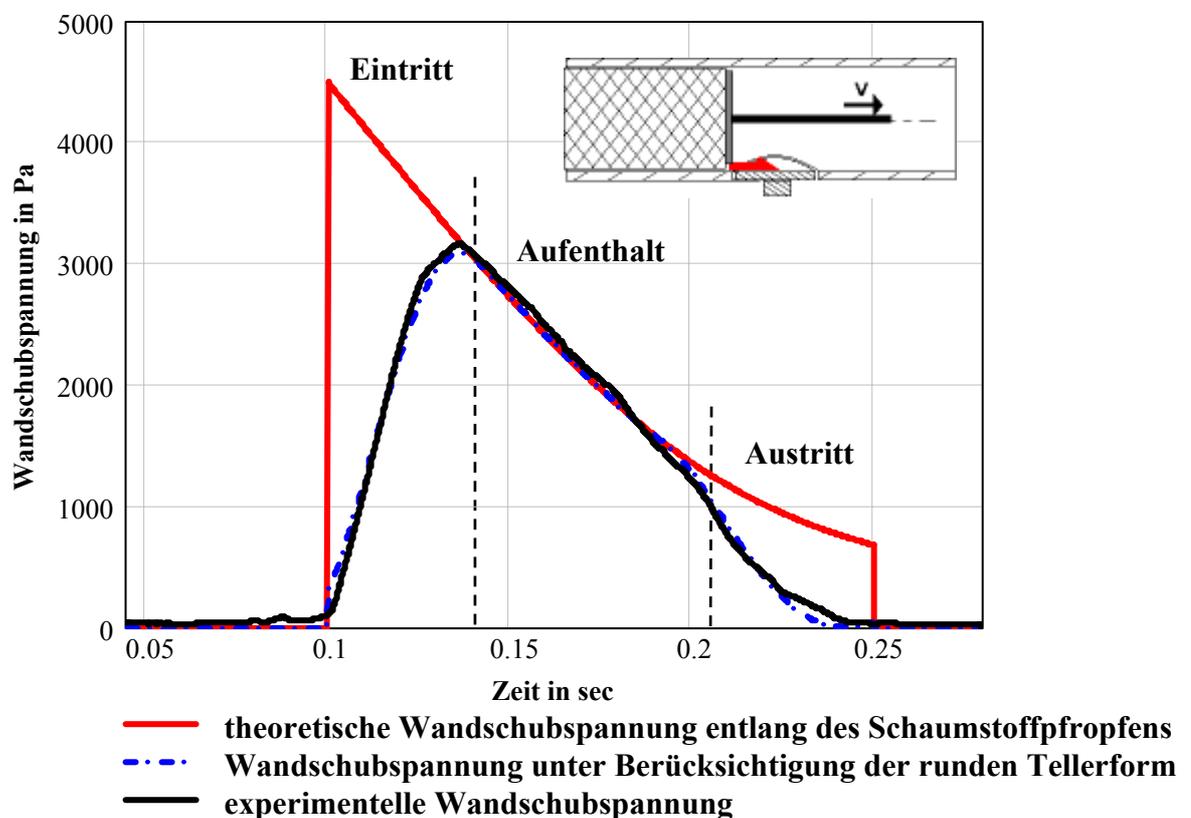


Abbildung 35: Sensorsignal eines gezogenen Schaumstoffpfropfens

Da eine runde Kraftaufnehmerform gewählt wurde, ergibt sich zu Beginn und am Ende der Messung einer konstanten Eingangsgröße eine sinusförmige Signalform. Dies kann mit Hilfe eines durch den Sensor gezogenen Schaumstoffpfropfens gezeigt werden. Beim Eintritt und Austritt aus dem Sensorbereich bzw. dem Sensorteller ist die sinusförmige Gewichtsfunktion zu erkennen. Die Frequenz dieser Funktion ist direkt von der Geschwindigkeit des Schaumstoffpfropfens abhängig. Abbildung 35 stellt die experimentellen Wandschubspannungswerte des Zugversuches den mathematisch berechneten Werten unter Berücksichtigung der sinusförmigen Gewichtsfunktion beim Eintritt und Austritt gegenüber. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung, was den Einsatz des Sensors zur Messung der Spannungen eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens rechtfertigt.

Während der Kalibrierung des Spannungssensors zeigte sich eine Temperaturabhängigkeit der Konstruktion bzw. des Spannungssensors, das auf einer Längenänderung des Materials zurückzuführen ist. Die eingebauten Kraftaufnehmer reagieren auf Temperaturänderungen und machen daher eine Temperaturbestimmung in der Sensorkammer notwendig. Während einer Messung muss gewährleistet sein, dass eine konstante Temperatur in der Sensorkammer vorherrscht. Abbildung 36 stellt die experimentellen Werte des Druckverlustes, der Normalspannung sowie der Wandschubspannung entlang eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens dar. Bei der graphischen Auftragung der Wandschubspannung ist zu beachten, dass die Wandschubspannung in Förderrichtung positive Werte aufweist. Die Darstellung negativer Spannungswerte soll lediglich eine eindeutige Darstellung der Normalspannungs- sowie der Wandschubspannungswerte ermöglichen.

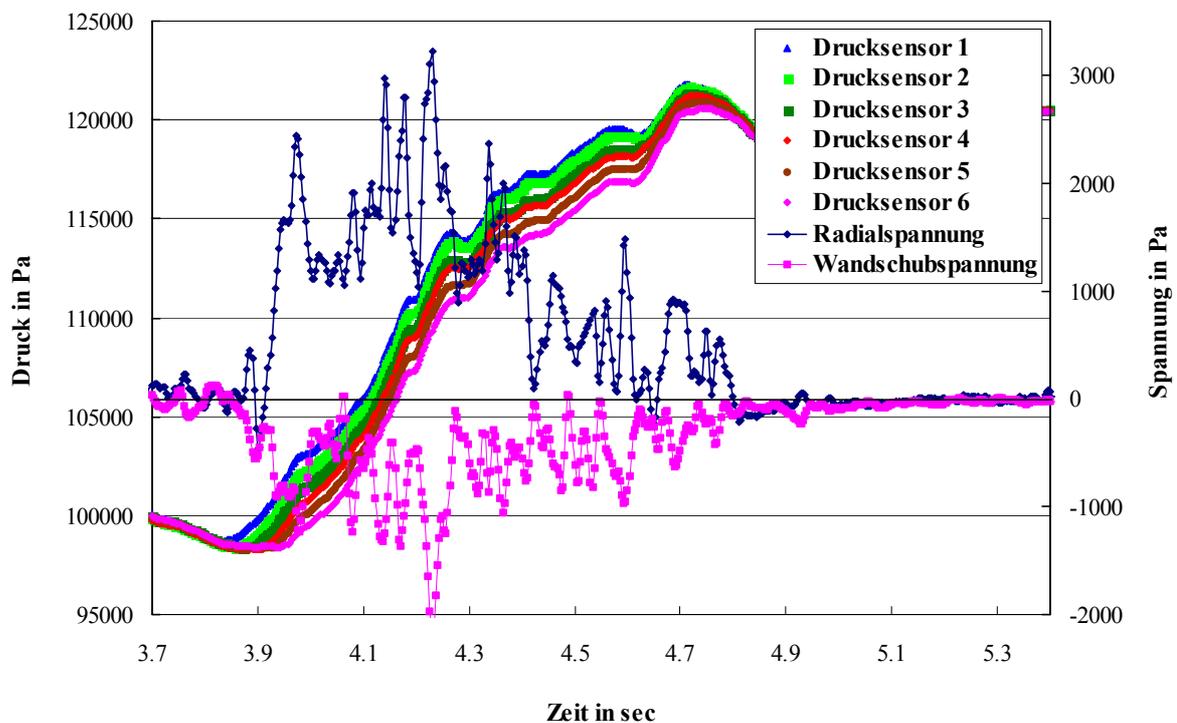


Abbildung 36: Wandschubspannung, Radialspannung, Normalspannung sowie Druckverlust eines pneumatisch geförderten Pfropfens während eines Förderprozesses

4. MATERIAL UND METHODEN

4.1 Charakterisierung des verwendeten Fördergutes

Für die experimentellen Untersuchungen wurde ein Polypropylengranulat verwendet, welches infolge der elektrostatischen Aufladung mit einem Antistatikum ATMER 129, *Ciba Geigy Basel/Schweiz*, behandelt wurde. Die charakteristischen Schüttguteigenschaften des Kunststoffgranulats sind in Tabelle 2 aufgeführt.

Tabelle 2: Schüttguteigenschaften des Polypropylengranulats

Material	Feststoffdichte ρ_S	Schüttdichte ρ_B	Partikeldurchmesser*	Wandreibungswinkel ϕ_W (Edelstahl)
Polypropylen	889 kg/m³	553 kg/m³	3 mm	9.69 °

* Äquivalentdurchmesser einer Kugel gleicher Sinkgeschwindigkeit

Um sowohl das Wandreibungsverhalten im Spannungssensor als auch im Förderrohr, welches aus Edelstahl und teilweise aus Plexiglas besteht, beurteilen zu können, wird das Wandreibungsverhalten des Granulats auf diesen Materialien nach Jenike, *Jenike-Schergerät TSG-70/140*, bestimmt. In Tabelle 3 sind die Wandreibungswinkel für verschiedene Wandmaterialien eingetragen, wobei die Wandprobe „Edelstahl geschliffen“ der Oberflächenbeschaffenheit des Sensortellers (vgl. Abbildung 22) entspricht.

Tabelle 3: Wandreibungswinkel des Propylengranulats auf unterschiedlichen Materialien

	Plexiglas	Edelstahl „geschliffen“	Edelstahl „unbearbeitet“
Wandreibungswinkel ϕ_W	8.04 ± 1.34 °	10.15 ± 0.92 °	9.69 ± 0.65 °

Für weitere experimentelle Untersuchungen an einer Versuchsförderanlage DN 7 im Labormaßstab standen PE-Wachs-Kugeln zur Verfügung, die folgende charakteristische Schüttgutdaten zeigen. Aufgrund unterschiedlicher Förderrohrmaterialien wurde der Wandreibungswinkel auf Edelstahl, Glas und Plexiglas/PMMA bestimmt.

Tabelle 4: Schüttguteigenschaften der PE-Wachs-Kugeln

Material	Feststoffdichte ρ_S	Schüttdichte ρ_B	Partikeldurchmesser	Wandreibungswinkel ϕ_W (Edelstahl)
Polyethylenwachs	937 kg/m³	556 kg/m³	1.41 mm	11.54 °

Tabelle 5: Wandreibungswinkel PE-Wachs-Kugeln auf unterschiedlichen Materialien

	Plexiglas/PMMA	Edelstahl	Glas
Wandreibungswinkel ϕ_W	12.28 ± 1.98 °	11.54 ± 1.10 °	8.67 ± 1.13 °

Ferner wurden die Fließfähigkeit der Schüttgüter mit Hilfe des Ringschergeräts *RST-01.pc*, *Dietmar Schulze/Wolfenbüttel/Deutschland*, bestimmt. Die Ergebnisse bzw. die Darstellung der Fließorte erfolgt in Abbildung 37.

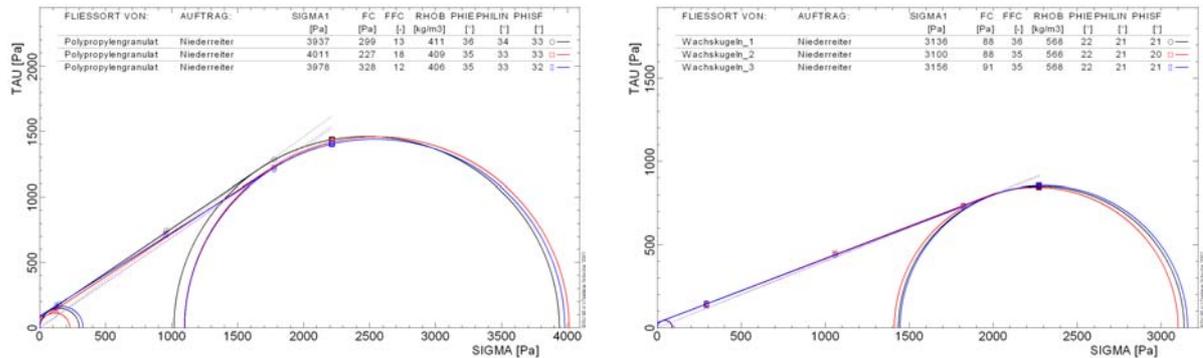


Abbildung 37: Darstellung der Fließorte von Polypropylengranulat und PE-Wachs bei einer Anscherspannung von 2500 Pa

4.2 Methode zur experimentellen Bestimmung der radialen Porositätsverteilung einer kompakten Schüttgutsäule

Für die folgenden experimentellen Untersuchungen an pneumatisch geförderten Schüttgutfropfen spielt die radiale Porositätsverteilung eine entscheidende Rolle, da diese das Strömungsprofil und somit den Druckverlust der Schüttgutsäule entscheidend beeinflusst. Die über ein Gesamtvolumen gemittelte Porosität ε ist als Quotient aus Lückenvolumen zu Gesamtvolumen definiert. Räumlich verteilte Porositäten können durch beliebige Diskretisierung des Gesamtvolumens beschrieben werden. Die experimentelle Bestimmung der radialen Porositätsverteilung einer Schüttgutsäule beruht auf dem Messprinzip von Ridgway und Tarbuck [58].

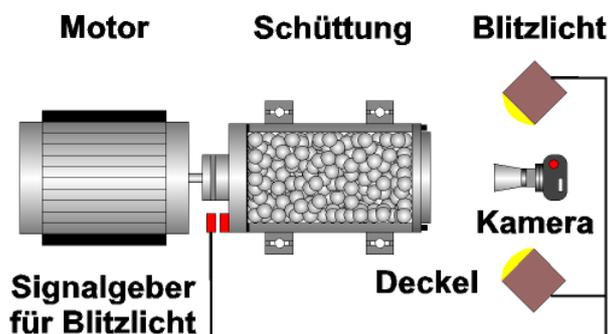


Abbildung 38: Versuchsanordnung für die Bestimmung der radialen Porositätsverteilung

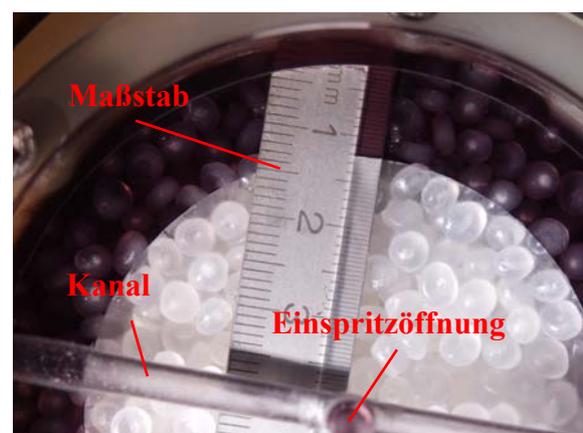


Abbildung 39: Darstellung des Plexiglasdeckels mit integriertem Maßstab

Abbildung 38 zeigt den Aufbau der Apparatur. Der Zentrifugenkörper ist als Aluminiummantel mit einem Innendurchmesser von 80 mm und einer Länge von 165 mm angefertigt und

dient zur Aufnahme der Schüttung. Der Aluminiummantel wird nach dem Befüllen mit Granulat mit einem Plexiglasdeckel (Abbildung 39) abgeschlossen. Durch die Bohrung in der Mitte des Deckels werden sukzessive definierte Mengen einer Flüssigkeit injiziert, die über zwei Kanäle in den Ringspalt gelangen und von dort am äußeren Rand in die Schüttung fließen. An der Rückseite des Deckels ist ein Maßstab fixiert. Vor dem Maßstab befindet sich eine Längsbohrung, in dem die Flüssigkeit im Zentrifugenkörper ansteigt. Damit kann der Flüssigkeitsstand bestimmt werden. Die Auflösung des Maßstabs beträgt 0.5 mm.

Während der Messung eines radialen Porositätsprofils rotiert die Messzelle mit einer konstanten Drehzahl von 1200 U/min um ihre Längsachse. Die injizierte Flüssigkeit wird aufgrund der Fliehkräfte nach außen gedrückt. Die dabei entstehenden Ringe der Flüssigkeit am Plexiglasdeckel werden vermessen. Aus der Größenänderung des Ringes, dem eingespritzten Volumen an Flüssigkeit und der Rohrgeometrie lässt sich die mittlere Porosität über den Bereich des Ringzuwachses berechnen.

Für die theoretische Beschreibung der Porosität in Abhängigkeit des Rohrwandabstandes innerhalb von Schüttungen gibt es unterschiedliche Ansätze. Gemein ist diesen Ansätzen, dass sie prinzipiell der mathematischen Wiedergabe von gemessenen radialen Porositätsverläufen dienen. Um den experimentellen Verlauf der Porositätsschwankungen in Abhängigkeit des Rohrradius wiederzugeben, überlagert Müller [59] eine Exponentialfunktion mit einer Besselfunktion, welche die Breite der Einzelmaxima überbewertet. Rottschäfer [60] hat dies berücksichtigt und die Gültigkeit der Gleichung zur Beschreibung des radialen Porositätsverlaufes an unterschiedlichen Schüttgütern gezeigt. Die Berechnung erfolgt anhand folgender Gleichungen:

$$\varepsilon(x) = c_3 \cdot \left(c_1 + \sum_{a^m=1}^{10} \frac{\cos(a^m \cdot x \cdot F_0) \cdot (-1)^{a^m}}{a^{m^2}} \right) \cdot e^{c_2 \cdot x \cdot F_0} + \varepsilon_\infty \quad \text{Gleichung 41}$$

$$c_3 = \frac{\varepsilon_w - \varepsilon_\infty}{\left(c_1 + \sum_{a=1}^{10} \frac{\cos(a \cdot \pi) \cdot (-1)^a}{a^2} \right) \cdot e^{c_2 \cdot \pi}} \quad \text{Gleichung 42}$$

$$x \cdot F_0 = \pi \cdot \left(1 + \frac{1}{c_{max}} \cdot \left(2 \cdot (c_{max} - 1) + \frac{x}{d_{pV}} + \sqrt{4 \cdot \left(1 - \frac{x}{d_{pV}} \right) \cdot (c_{max} - 1)^2 + \left(\frac{x}{d_{pV}} \right)^2} \right) \right) \quad \text{Gleichung 43}$$

Für eine Schüttung aus Polypropylengranulat wurde die radiale Porositätsverteilung experimentell ermittelt und entsprechend der Gleichung nach Rottschäfer [60] durch Variation der Konstanten c_{max} , c_1 , c_2 , ε_w und ε_∞ der Gleichung 41 bis Gleichung 43 mathematisch beschrieben (vgl. Abbildung 40). Für die Konstanten werden folgende Werte festgelegt: $c_{max} = 0.9$, $c_1 = 0.05$, $c_2 = -0.15$, $\varepsilon_w = 0.97$ und $\varepsilon_\infty = 0.35$.

Die Ermittlung der Wandporosität erfolgte durch Ausgießen einer Schüttgutsäule mit einem gefärbtem Kunststoffpolymer und einer anschließenden axialen Teilung in Einzelscheiben. Die Schnittflächen wurden digitalisiert und mit Hilfe einer Bildverarbeitungssoftware in diskreten Ringen radial flächenmäßig ausgewertet. Gupte [61] leitet hierfür mathematisch die Gleichheit von Flächenporosität und Volumenporosität ab. Für die Berechnung wird als Partikeldurchmesser der Äquivalentdurchmesser einer volumengleichen Kugel d_{pV} von 4.3 mm für das Kunststoffgranulat eingesetzt.

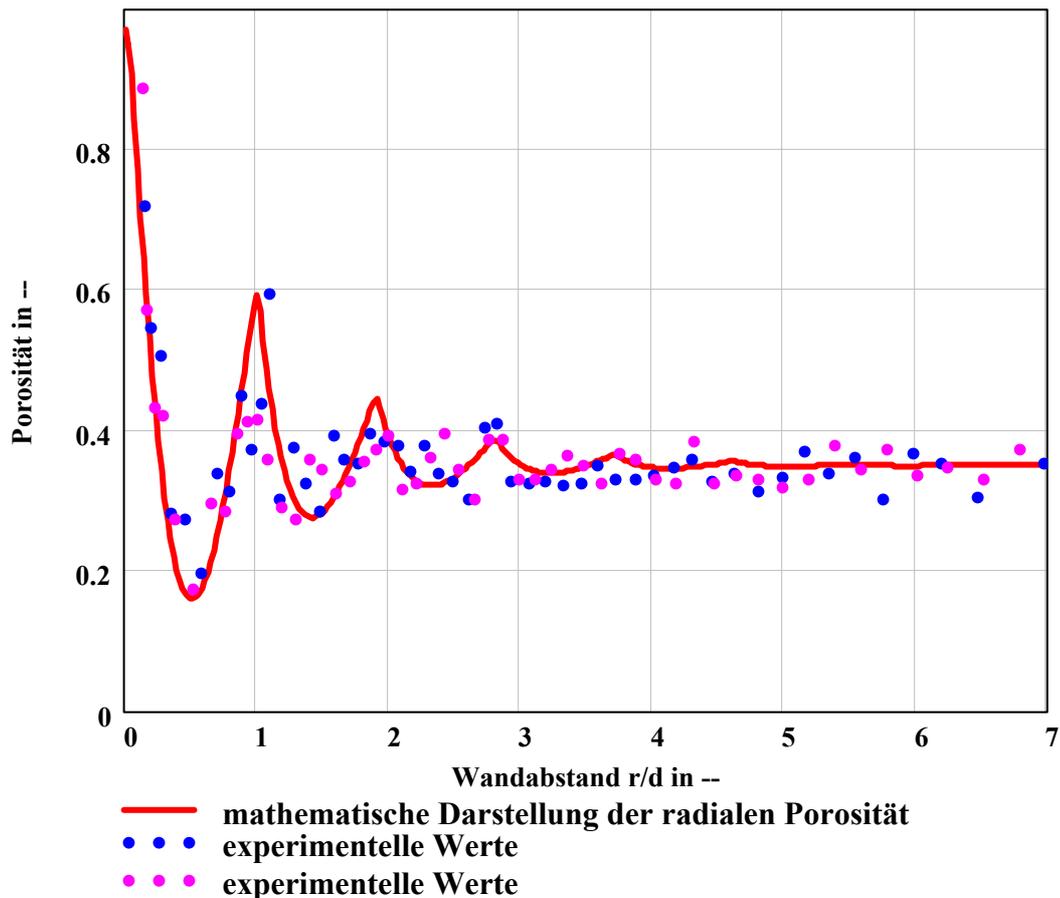


Abbildung 40: Gemessene und berechnete radiale Porositätsverteilung für eine Granulatschüttung

Abbildung 40 zeigt, dass die Porosität in Wandnähe deutlich höhere Werte aufweist als zur Rohrmittle hin. Im Kontaktbereich zwischen Partikel und Wand nimmt die Porosität den höchsten Wert an. Im Verlauf des Porositätsprofils fällt der Lückengrad auf das absolute Minimum von ca. 0.18 bei einem Wandabstand von ca. 0.6 r/d ab. Nach etwa 4 r/d sind keine ausgeprägten Minima und Maxima mehr zu erkennen, das Profil pendelt sich auf den Mittelwert 0.35 ein.

Abbildung 41 zeigt Simulationsergebnisse der Geschwindigkeitsverteilung in axialen sowie radialen Schnittebenen durch eine Festbettschüttung. Die Partikelanzahl ist 120, das Durchmesser Verhältnis ist 10 und die Partikel-Reynoldszahl beträgt ebenfalls 10. Bei der Darstellung der radialen Geschwindigkeitsverteilungen sind zur besseren Illustration einige Träger-

partikel entnommen. Die Bilder zeigen deutlich, dass in Wandnähe wegen der hohen Porosität die größten Geschwindigkeiten auftreten, während in der Festbettmitte ein Ausgleich des Strömungsprofils erkennbar ist [68].

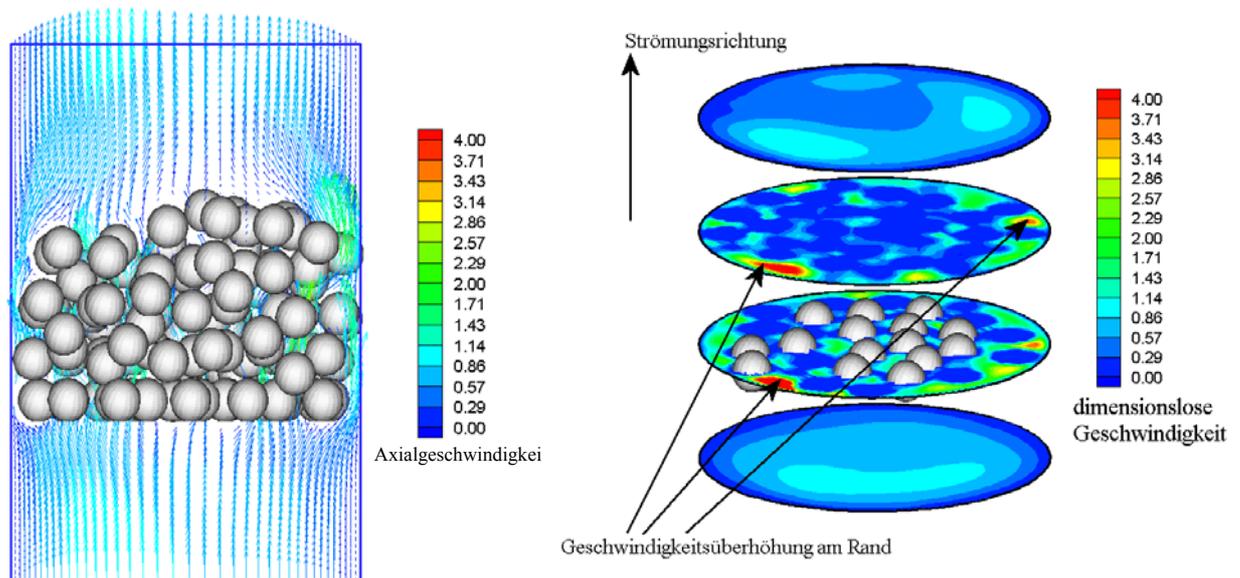


Abbildung 41: Vektordarstellung der Geschwindigkeitsverteilung in einem axialen Schnitt sowie Konturdarstellung der wandnahen Geschwindigkeitserhöhungen in unterschiedlichen axialen Schnitten durch eine Festbettschüttung [68]

In Bereichen hoher Porosität erfährt das Fluid weniger Widerstand, weshalb in diesen Zonen bzw. Randzonen erhöhte Geschwindigkeiten des Fördermediums auftreten. Entsprechend der radialen Porositätsverteilung ergibt sich innerhalb einer Schüttung somit eine Geschwindigkeitsverteilung des durchströmenden Gases mit hohen Geschwindigkeitswerten des Fördermediums im Wandbereich im Vergleich zur über den Querschnitt konstanten Einströmgeschwindigkeit. Dies ist für die indirekte Bestimmung der Porosität eines pneumatisch geförderten Pfropfens aus experimentellen Druckverlustmessungen von großer Bedeutung.

4.3 Beschreibung der indirekten Porositätsbestimmung eines pneumatisch geförderten Schüttgutfropfens

Ein wichtiges Ziel für das Verständnis über die Pfpfenentstehung sowie die Pfpfenstabilität ist der Zustand der Fluidisierung eines pneumatisch geförderten Pfpfens. Um den Zustand der Fluidisierung des Pfpfens ausreichend zu beschreiben, dient die Bestimmung der Porosität.

Eine direkte Bestimmung der Porosität in Fluid-Feststoffströmungen erlaubt die kapazitive Tomographie, da dieses Verfahren eine ausreichend hohe zeitliche Auflösung erreicht, um die Vorgänge bei der pneumatischen Förderung von Schüttgutfropfen mit Feststoffgeschwindigkeiten von 1 – 2 m/sec zu visualisieren. Die kapazitive Tomographie erreicht zeitliche Auflösungen in der Größenordnung von 100 Bildern/Sekunde. Die räumliche Auflösung hingegen ist relativ gering und liegt im Bereich von 5-10 % des Messquerschnitts. Die Ortsauflösung hängt neben der Anzahl der Sensoren und der Rekonstruktionsgenauigkeit von den Kapazi-

tätsunterschieden in den zu untersuchenden Medien ab. Bei der pneumatischen Förderung können gute Kontraste erzielt werden, da Luft einen sehr niedrigen Kapazitätskoeffizienten gegenüber festen Stoffen, wie Kunststoffgranulat, besitzt. Ein Nachteil der kapazitiven Tomographie ergibt sich aus der aufwendigen Rekonstruktion. Eine Online-Visualisierung ist aufgrund der hohen Rechenzeiten derzeit nicht realisierbar. Für feinere räumliche Auflösungen kann die kapazitive Tomographie nicht verwendet werden. Ähnlich gute Bildqualitäten wie bei optischen Verfahren oder der Computertomographie können nicht erreicht werden [62], [63], [64].

Indirekt lässt sich die Porosität in Schüttgutsäulen über Druckverlustmessungen ermitteln. Dazu werden Gleichungen zur Beschreibung des Druckverlustes von durchströmten Schüttgutsäulen angewendet, welche bei bekanntem Druckverlust und der Fluidgeschwindigkeit die indirekte Berechnung der Porosität erlauben. Für die Beschreibung des Druckverlustes von durchströmten Schüttgutsäulen gibt es verschiedene Ansätze, wobei zunächst unterschiedliche Ansätze verglichen werden sollen.

Ergun [65] beschreibt in seiner Arbeit mit folgender Gleichung den Druckverlust unabhängig davon, ob das Fluid laminar oder turbulent durch das Festbett strömt:

$$\frac{\Delta p}{L} = 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\eta_L \cdot v_{L0}}{d_p^2} + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\rho_L \cdot v_{L0}^2}{d_p}$$

Gleichung 44

Die Koeffizienten 150 und 1.75 wurden aufgrund experimenteller Versuche des Druckverlustes von durchströmten Schüttgutsäulen unterschiedlicher Partikelformen sowie unterschiedlicher Gase bestimmt. In späteren experimentellen Untersuchungen konnte Raichura [66] zeigen, dass die Konstanten vom Durchmesser Verhältnis abhängen. Das Durchmesser Verhältnis ist definiert als Quotient des Rohrdurchmessers D_R und des Partikeldurchmessers d_p . Die Begründung liegt im radialen Porositätsverlauf von Schüttgutsäulen, wobei dieser Porositätsverlauf bei kleinen Durchmesser Verhältnissen zunehmend an Bedeutung gewinnt.

Molerus [28] führt den Druckverlust einer durchströmten Schüttgutsäule auf die Umströmung von Einzelpartikeln zurück. Bei der Umströmung der Partikeln wird vom Fluid eine Widerstandskraft auf jedes Partikel ausgeübt. Abhängig von der Partikelanzahl im Festbett wirkt dann eine globale Widerstandskraft auf das Festbett, die dem Druckverlust der durchströmten Schüttung entspricht.

Abbildung 42 zeigt eine Gegenüberstellung der Druckverlustberechnung einer durchströmten Schüttgutsäule entsprechend der Ansätze nach Ergun, Molerus und Carman [67], wobei der Ansatz von Carman bereits deutliche Abweichungen bei höheren Fluidgeschwindigkeiten zeigt. Diese Abweichung ist auch bei höheren Porositäten noch eindeutig vorhanden und erklärt sich im wesentlichen durch den Anwendungsbereich auf Festbettschüttungen, bestehend aus feinkörnigen Feststoffen und niedrigen Partikel-Reynolds-Zahlen. Experimentelle Untersuchungen haben gezeigt, dass die Ergungleichung am besten geeignet ist, um den Druckverlust von durchströmten Schüttgutsäulen zu beschreiben. Dazu wurde eine Versuchsanlage konstruiert, die es ermöglicht, den Druckverlust entlang einer fixierten Schüttgutsäule bei

Variation der Fluidgeschwindigkeit zu detektieren. Abbildung 41 zeigt die Versuchsanlage, bestehend aus einem Durchflussmesser (Massenstromregler 5853 S, *Brooks Instrument International/Niederlande*), einer stationären Schüttgutsäule sowie einer Drucksensorenleiste bestehend aus 7 Einzeldrucksensoren (Miniatur-Druckaufnehmer, *Kulite Hofheim/Deutschland*).

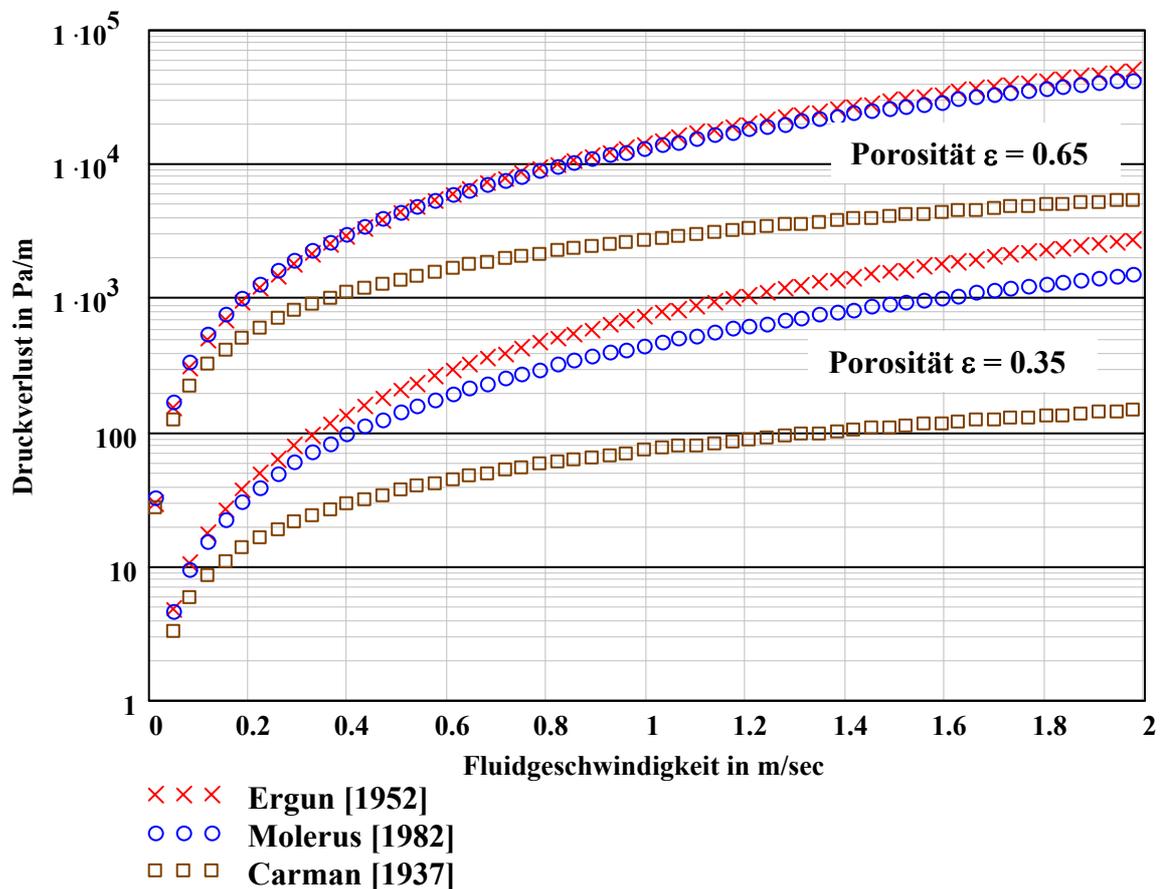


Abbildung 42: Vergleich unterschiedlicher Ansätze zur Berechnung des Druckverlustes bei unterschiedlichen Porositätswerten

Abbildung 44 stellt eine experimentelle Druckverlustmessung entlang einer Schüttgutsäule im DN 50 Rohr dar. Es wird deutlich, dass ausschließlich die Ergungleichung verwendet werden kann, um den Druckverlust ausgehend von charakteristischen Schüttgutdaten theoretisch zu berechnen. Die Berechnung nach der klassischen Ergungleichung liegt noch am dichtesten an den experimentell ermittelten Druckverlustwerten entlang der Schüttgutsäule. Die graphische Auftragung der experimentellen Werte erfolgt mit einem 95%igen Konfidenzintervall. Die Ergungleichung wird dahingehend modifiziert, dass die isotherme Expansion des Fördergases und damit die Erhöhung der Geschwindigkeit entlang der Schüttgutsäule bei der theoretischen Berechnung mit berücksichtigt wird (vgl. Gleichung 45).

$$\frac{dp}{dx} = 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \cdot \eta_x \cdot \frac{1}{d^2} \cdot v_x + 1.75 \cdot \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} \cdot \rho_x \cdot \frac{1}{d} \cdot v_x^2$$

Gleichung 45

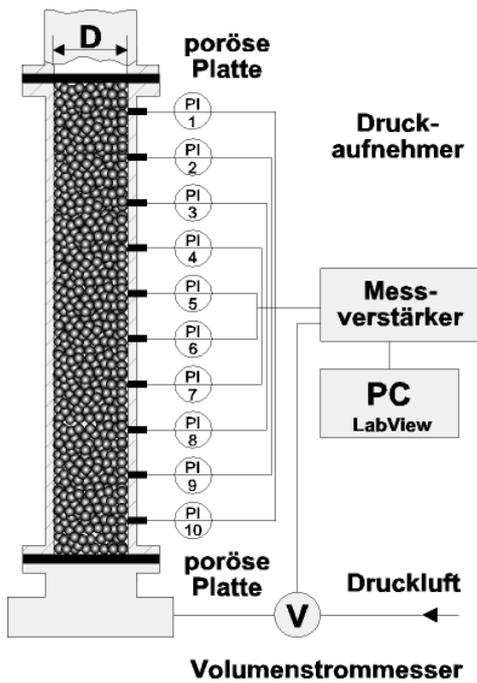


Abbildung 43: Versuchsanlage zur experimentellen Überprüfung des Druckverlustes einer durchströmten Schüttgutsäule

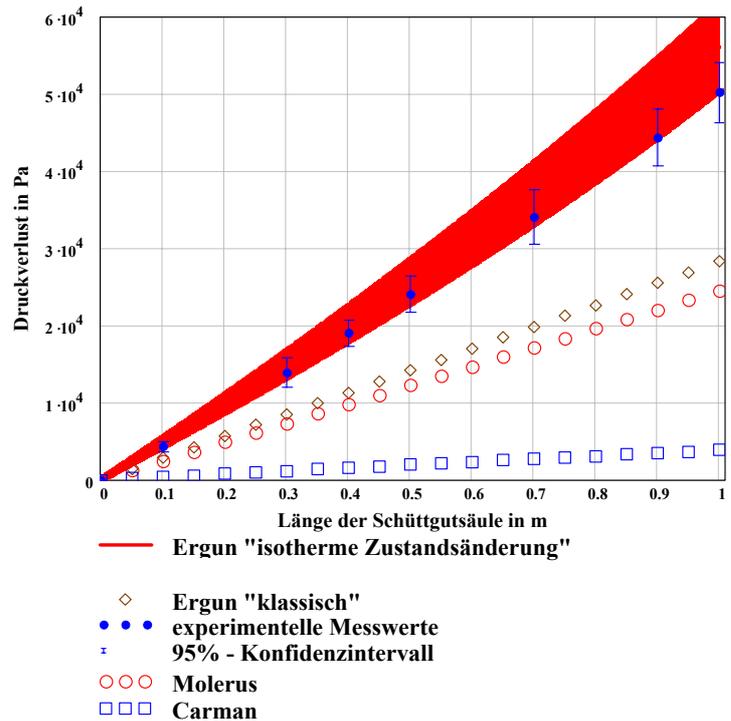


Abbildung 44: Druckverlust einer durchströmten Granulatsäule im Vergleich zu unterschiedlichen theoretischen Modellierungsansätzen ($v_{L0} = 1.51$ m/sec, $\varepsilon = 0.356$, DN 50)

Die numerischen Werte spiegeln sich in der roten Kurvenfläche wider. Die Schar von Kurven ergibt sich aus einer statistischen Betrachtung, da experimentelle Werte, wie die Porosität, der Partikeldurchmesser sowie die Leerrohrgeschwindigkeit in die theoretischen Berechnungen mit einfließen. Mit Hilfe der Gauß'schen Fehlerfortpflanzung werden die Schwankungen in der analytischen Bestimmung dieser Werte bei der theoretischen Berechnung des Druckverlustes mit berücksichtigt.

Um den Einfluss der Porosität auf den Druckverlust bzw. der theoretischen Berechnung mittels der modifizierten Ergungleichung zu untersuchen, werden Schüttgutsäulen unterschiedlicher Porosität angefertigt. Porositäten bis 0.475 können angefertigt werden, indem das Granulat zunächst mit einem flüssigen, wasserunlöslichen Heißkleber beschichtet wird. Anschließend wird das gecoatete Kunststoffgranulat mit Laktoseagglomeraten gleichen Durchmessers gemischt und in die Apparatur eingefüllt. Das gefüllte Rohr wird ca. 60 min auf 90°C erhitzt. Dadurch kann der Heißkleber an den Kontaktstellen des Granulats verflüssigt werden. Nach dem Abkühlen und Wiedererhärten des Heißklebers werden die Laktoseagglomerate mit kaltem Wasser ausgewaschen. Durch Variation des Volumenanteils an Laktoseagglomeraten wird eine Porositätszunahme bis zu 0.50 realisiert. Höhere Porositäten können aufgrund der fehlenden Stabilität nicht mehr analysiert und mit Gas durchströmt werden. Abbildung 49 zeigt den Druckverlust entlang einer Schüttgutsäule mit einer Porosität von 0.475. Dabei können auch bei höheren Porositäten lediglich mit der modifizierten Ergungleichung vergleichende numerische Ergebnisse erreicht werden. Um auftretende Porositätsschwankungen in den Untersuchung zu berücksichtigen, wurden Schüttgutsäulen mit einer

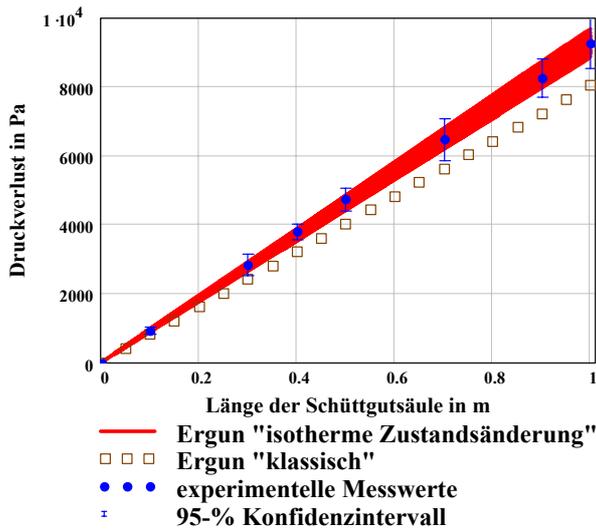


Abbildung 45: Parameter - $v_{L0} = 0.75$ m/sec, $\varepsilon = 0.356$, DN 50

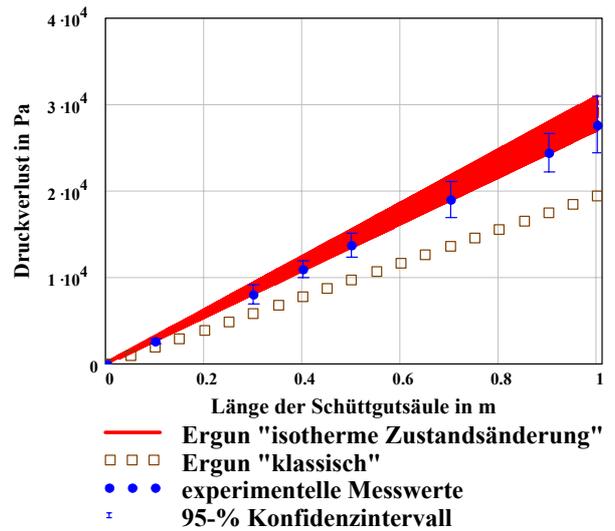


Abbildung 46: Parameter - $v_{L0} = 1.23$ m/sec, $\varepsilon = 0.356$, DN 50

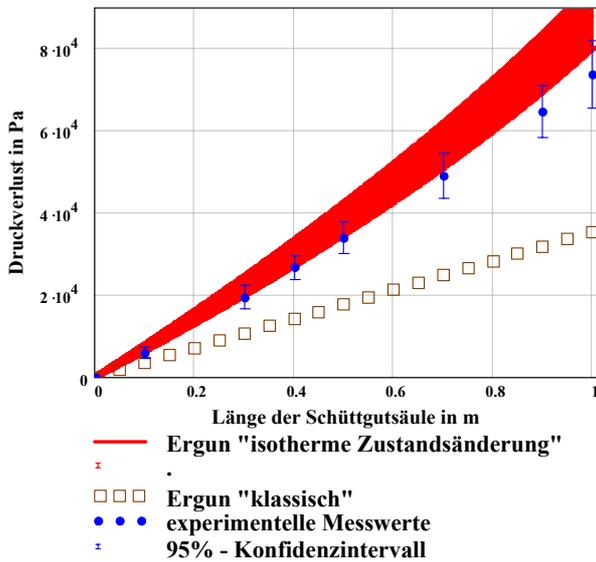


Abbildung 47: Parameter - $v_{L0} = 1.69$ m/sec, $\varepsilon = 0.356$, DN 50

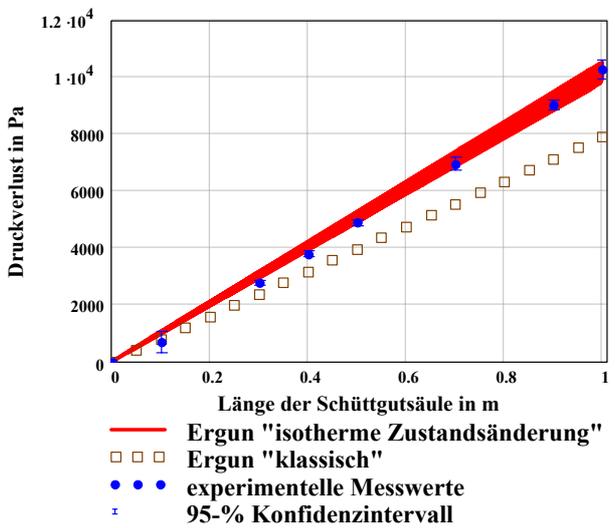


Abbildung 48: Parameter - $v_{L0} = 0.84$ m/sec, $\varepsilon = 0.378$, DN 80

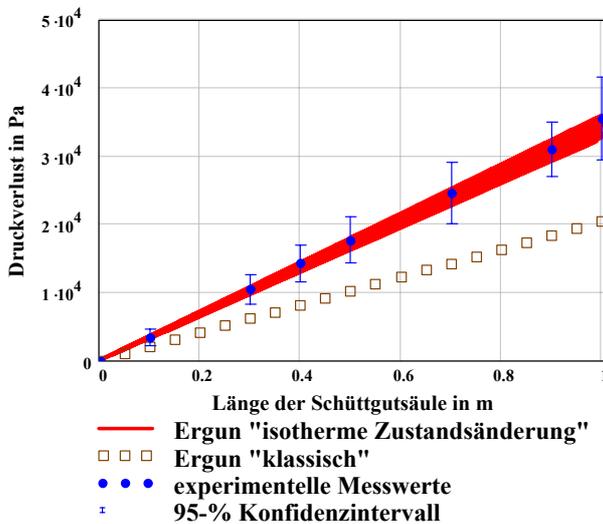


Abbildung 49: Parameter - $v_{L0} = 0.75$ m/sec, $\varepsilon = 0.475$, DN 50

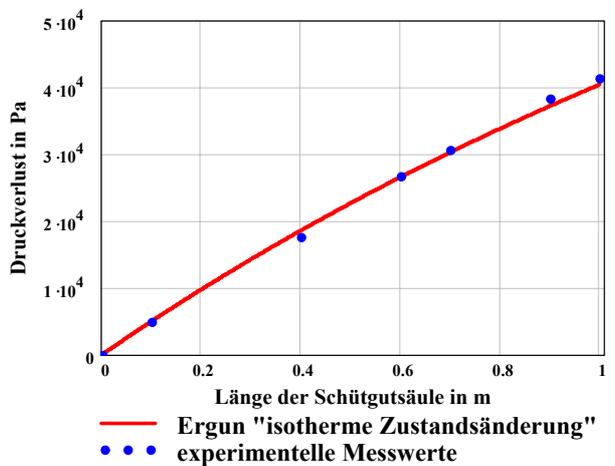


Abbildung 50: Parameter - $v_{L0} = 1.50$ m/sec, $\varepsilon = 0.375 - 0.450$, DN 50

linearen Porositätsänderung erzeugt. Beim Einfüllen wird der Volumenanteil an Laktoseagglomeraten linear erhöht. Damit kann ein Porositätsanstieg von 0.37 bis 0.45 erreicht werden. Auch diese Porositätsänderung kann durch die modifizierte Ergungleichung ausreichend beschrieben werden. In diesem Fall ist eine statistische Betrachtung der Messergebnisse nicht möglich, da eine Dreifachdurchführung dieser Versuchsreihe unter identischen Rahmenbedingungen nicht ausführbar ist. Abbildung 50 zeigt die Gegenüberstellung der theoretischen Werte mit den experimentellen Werten. Weiterführende Untersuchungen bestätigten die Anwendbarkeit der modifizierten Ergungleichung auch bei Rohrdurchmessern von DN 80 (Abbildung 48). Die Untersuchungen zeigen, dass die isotherme Expansion des Gases und die damit verbundene Geschwindigkeitszunahme des Gases bei der weiteren Betrachtung bzw. bei den weiteren Untersuchungen berücksichtigt werden muss.

Mit zunehmender Leerrohrgeschwindigkeit bzw. Anströmgeschwindigkeit zeigt sich in Abbildung 47 bereits ein starker Einfluss der Geschwindigkeitszunahme. Dieser konnte in den Experimenten nicht exakt wiedergegeben werden. Die Abweichung wird mit einer hohen Leerrohrgeschwindigkeit von 1.69 m/sec begründet. Bei diesen Anströmgeschwindigkeiten findet bereits eine starke mechanische Beanspruchung der Schüttgutsäule statt, die insbesondere im unteren Bereich zu fluidisieren beginnt. Damit entspricht die ursprüngliche, konstante Porosität entlang der Säule nicht der Porosität bei den entsprechenden Versuchen.

Die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass die Berechnung des Druckverlustes nach Ergun gute Ergebnisse liefert, solange das Festbett zwischen zwei porösen Platten fixiert ist. Die poröse Platte hat mit dem hohem Druckverlust zur Folge, dass die Strömung in der Schüttung vergleichmäßigt wird und sich somit kaum ein Strömungsprofil ausbilden kann,

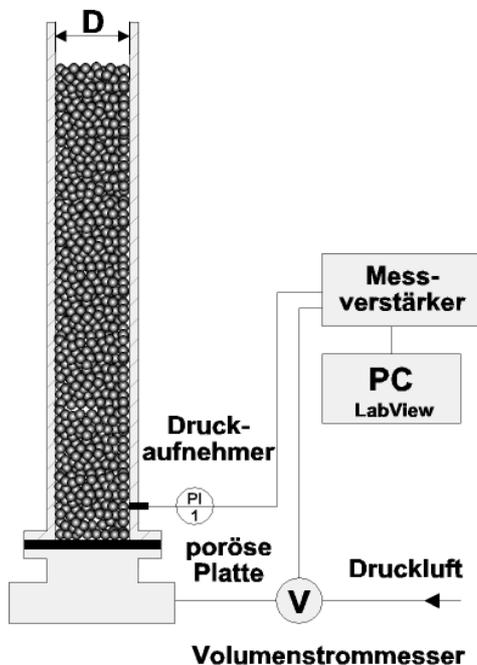


Abbildung 51: Versuchsanlage zur experimentellen Überprüfung des Druckverlustes durchströmter, fluidisierter Schüttgutsäulen

fehlt die poröse Platte am oberen Ende, wie es bei der Förderung von Schüttgutpfropfen der Fall ist, kommt es zu einer ungleichmäßigen Durchströmung. Die Ursache für eine unregelmäßige Durchströmung der Schüttung ist die radiale Porositätsverteilung (Abbildung 40). Daher werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt, ähnlich einem Fluidisationsversuch, ohne eine abschließende, poröse Platte an der Oberseite der Versuchsanlage. Abbildung 51 zeigt die Versuchsanlage, wobei lediglich der Druckverlust an der gesamten Schüttgutsäule in Abhängigkeit der Leerrohrgeschwindigkeit ermittelt wird. Abbildung 52 und Abbildung 53 zeigen den Druckverlust durchströmter Schüttungen in einem DN 50 sowie einem DN 80 Rohr, die an der Oberseite nicht durch eine poröse Platte fixiert werden. Zum Vergleich ist der nach Ergun berechnete Druckverlust aufgetragen. Die signifikanten Unterschiede machen deutlich, dass die Ergungleichung für diesen Durchströmungsfall nicht geeignet ist.

Anhand theoretischer Überlegungen zeigt sich, dass sich infolge der radialen Porositätsverteilung innerhalb des Pfropfens ein Strömungsprofil mit hohen Fluidgeschwindigkeiten im Wandbereich ausbildet. Demzufolge ist ein höherer Volumenstrom notwendig, um denselben Druckverlust einer gleichmäßig durchströmten Schüttgutsäule gemäß den Untersuchungen von Ergun zu erreichen. Somit werden die experimentellen Geschwindigkeitswerte bei den entsprechenden Druckverlustwerten dahingehend korrigiert, dass die für einen definierten Druckverlust in einer fluidisierten Schüttgutsäule verantwortliche, zu hohe Fluidgeschwindigkeit entsprechend reduziert wird. Abbildung 52 und Abbildung 53 zeigen, dass mit der Korrektur der Fluidgeschwindigkeit eine Übereinstimmung der experimentellen Messwerte mit den nach Ergun berechneten Druckverlustwerten erzielt wird, falls zusätzlich die isotherme Zustandsänderung des Gases und damit die Geschwindigkeitszunahme entlang der Schüttgutsäule mitberücksichtigt wird.

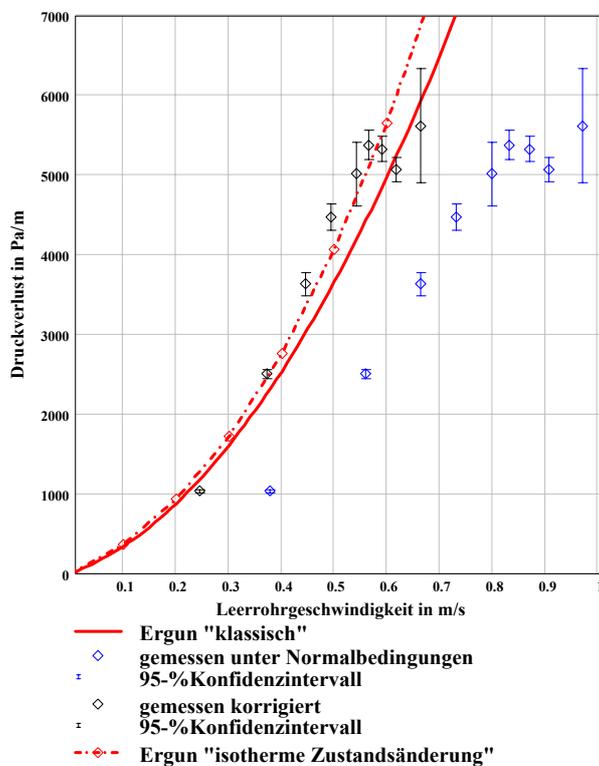


Abbildung 52: Experimenteller Druckverlust einer fluidisierten, granularen Schüttgutsäule mit und ohne Korrektur der Leerrohrgeschwindigkeit im DN 50 Rohr

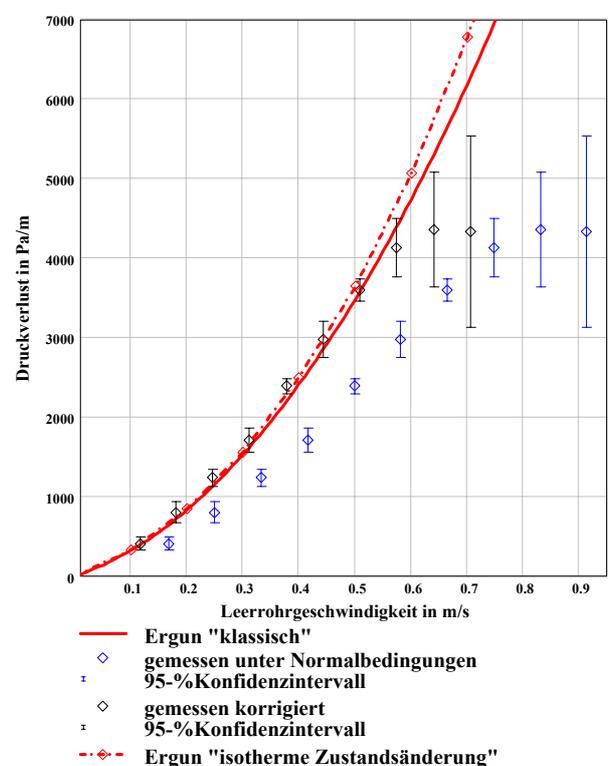


Abbildung 53: Experimenteller Druckverlust einer fluidisierten, granularen Schüttgutsäule mit und ohne Korrektur der Leerrohrgeschwindigkeit im DN 80 Rohr

Die Berechnung des Korrekturfaktors erfolgt unter Berücksichtigung eines radialen Strömungsprofils infolge des radialen Porositätsverlaufs. Dazu wird bei definierten Leerrohrgeschwindigkeiten der Druckverlust einer Schüttgutsäule mit einer mittleren Porosität gemäß der Ergungleichung berechnet. Unter Berücksichtigung der radialen Porositätsverteilung (Abbildung 40) sowie des berechneten Druckverlustes wird ein radiales Geschwindigkeitsprofil ermittelt. Bei differentieller Integration dieses Geschwindigkeitsprofils bzw. des Volumenstroms über den Radius ergibt sich ein neuer Volumenstrom. Dieser Volumenstrom wird ins

Verhältnis zum Volumenstrom des Druckverlustes bei einer gemittelten Porosität gesetzt. Aufgrund der identischen Querschnittsflächen entspricht dieses Verhältnis dem Geschwindigkeitsverhältnis, mit dem die Korrektur durchgeführt wird. Abbildung 54 zeigt den Korrekturfaktor der Durchströmungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Leerrohrgeschwindigkeit bei Benutzung der Ergungleichung sowie der radialen Porositätsverteilung der analysierten Schüttgutsäule (Abbildung 40).

Somit kann die Ergungleichung unter Berücksichtigung der radialen Porositätsverteilung verwendet werden, um über die Druckverlustmessungen entlang des geförderten Pfropfens Rückschlüsse auf die Porositätsverteilung zu ziehen. Dazu müssen die Pfropfengeschwindigkeit, die Leerrohrgeschwindigkeit und damit die Relativgeschwindigkeit des durchströmenden Fluids bekannt sein.

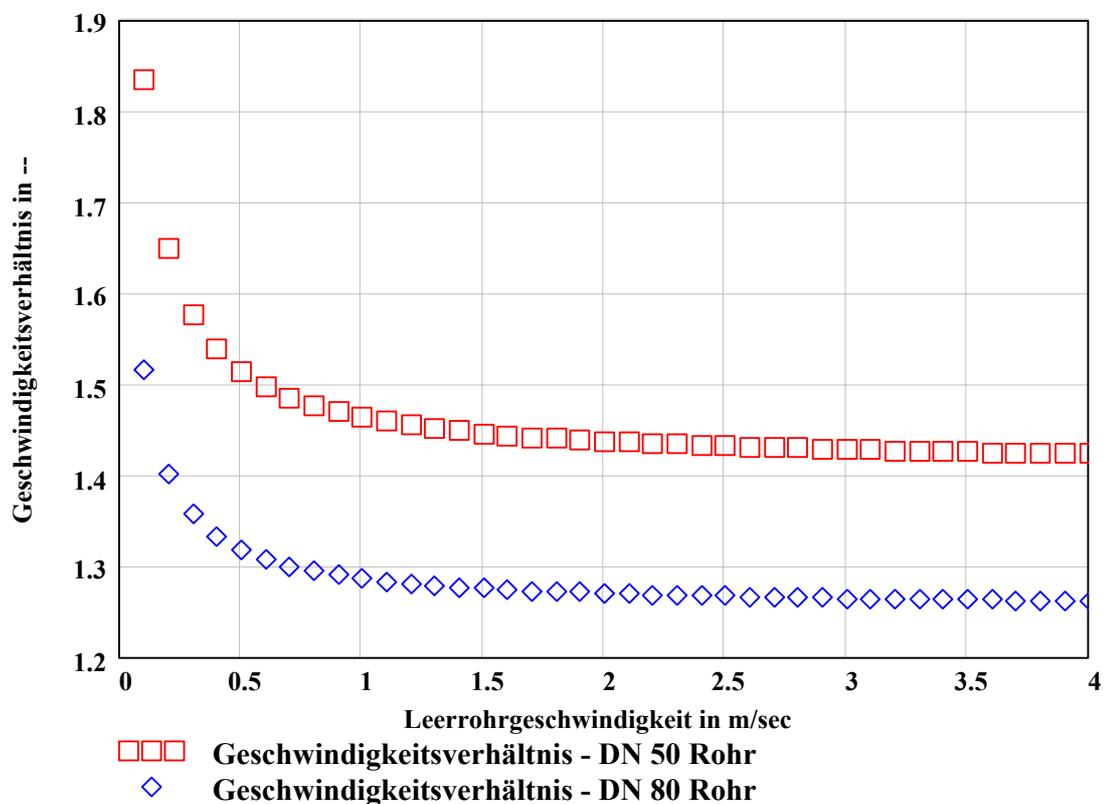


Abbildung 54: Geschwindigkeitsverhältnis unter Berücksichtigung des radialen Porositätsverlaufs einer Schüttgutsäule zur Erreichung eines definierten Druckverlustes unter Verwendung der Ergungleichung

Die Bestimmung der Pfropfengeschwindigkeit erfolgt mit Hilfe der optischen Auswertung von digitalen Bildern pneumatisch geförderter Pfropfen. Dazu wird in die Förderleitung der Förderanlage ein kurzes Plexiglasstück integriert sowie dem weißen Polypropylengranulat schwarz lackierte Granulatpartikel beigemischt, um anhand der Verfolgung dieser Tracerpartikel eine optische Auswertung der Pfropfengeschwindigkeit zu ermöglichen. Der Anteil der schwarzen Granulatpartikel liegt unter 1 %, wodurch keine Beeinflussung der Eigenschaften des Fördergutes zu erwarten ist.

Auf Grund der optischen Verzerrung, die durch die Rohrkrümmung und die Linsenoptik verursacht wird, wird vor jeder Aufzeichnung ein Zylinder, auf dem ein regelmäßiges Gitter mit einer Kantenlänge von 0.5 cm aufgedruckt ist, in das Förderrohr eingebracht und mittels CCD-Kamera digital erfasst. Auf diesem Bild werden Gitterpunkte mit einem Abstand von 1 cm markiert und die Koordinaten dieser Punkte abgespeichert. Diese Gitterpunkte lassen sich ausgehend von deren Koordinaten auf die Bilder pneumatisch geförderter Pfropfen übertragen und dienen damit als Maßstab für die Pfropfenbilder. Abbildung 55 zeigt die markierten Gitterpunkte und die Übertragung des Maßstabs auf einen Pfropfen.

Es werden nur die vertikalen Positionen bzw. Abstände der Tracerpartikel bestimmt, da davon auszugehen ist, dass sich alle Partikel innerhalb eines Pfropfens nur in vertikaler Richtung bewegen. Die Positionsbestimmung eines Messpunktes erfolgt durch Eingabe von 3 Punkten. Dem Gitterpunkt über und unter einem Tracerpartikel sowie dem Tracerpartikel selbst. Die Koordinaten werden mit Hilfe der beiden Gitterpunkte, deren Abstand bekannt ist, in eine Zentimeterskala kalibriert. Damit kann der Abstand zwischen dem Tracerpartikel und dem entsprechenden Gitterpunkten in Zentimetern bestimmt werden.

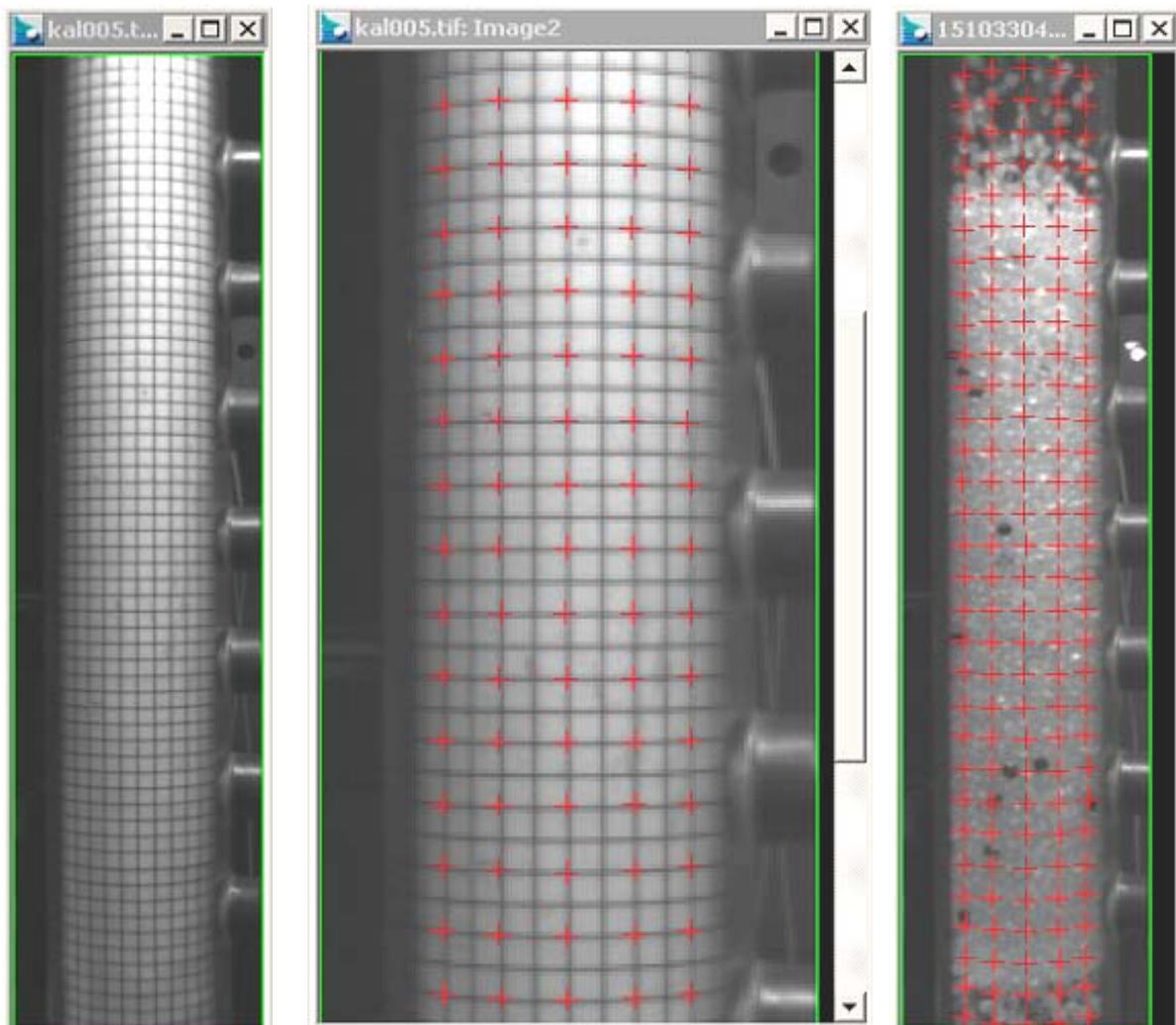


Abbildung 55: Darstellung des Kalibrierzylinders im Förderrohr, das Fixieren der Gitterpunkte sowie das Übertragen des Maßstabs auf einen bewegten Pfropfen

Die Geschwindigkeit eines Pfropfens ergibt sich aus der Strecke, die ein Partikel zwischen zwei aufeinander folgenden Bildern zurücklegt. Die daraus resultierende, zurückgelegte Strecke wird mit der Bildfrequenz von 1/30 Sekunde in eine Pfropfengeschwindigkeit umgerechnet. Dies setzt die Annahme voraus, dass sich alle Partikel innerhalb eines Pfropfens mit der selben Geschwindigkeit bewegen. Abbildung 56 zeigt zwei aufeinander folgende Bilder eines geförderten Pfropfens sowie die Bestimmung der zurückgelegten Förderstrecke. Aus der konstanten Bildfrequenz von 1/30 Sekunde und der zurückgelegten Strecke (Gleichung 46) lässt sich die Geschwindigkeit des Pfropfens bestimmen.

$$S_{\text{ges}} = S_1 + x \cdot 1\text{cm} + S_2$$

Gleichung 46

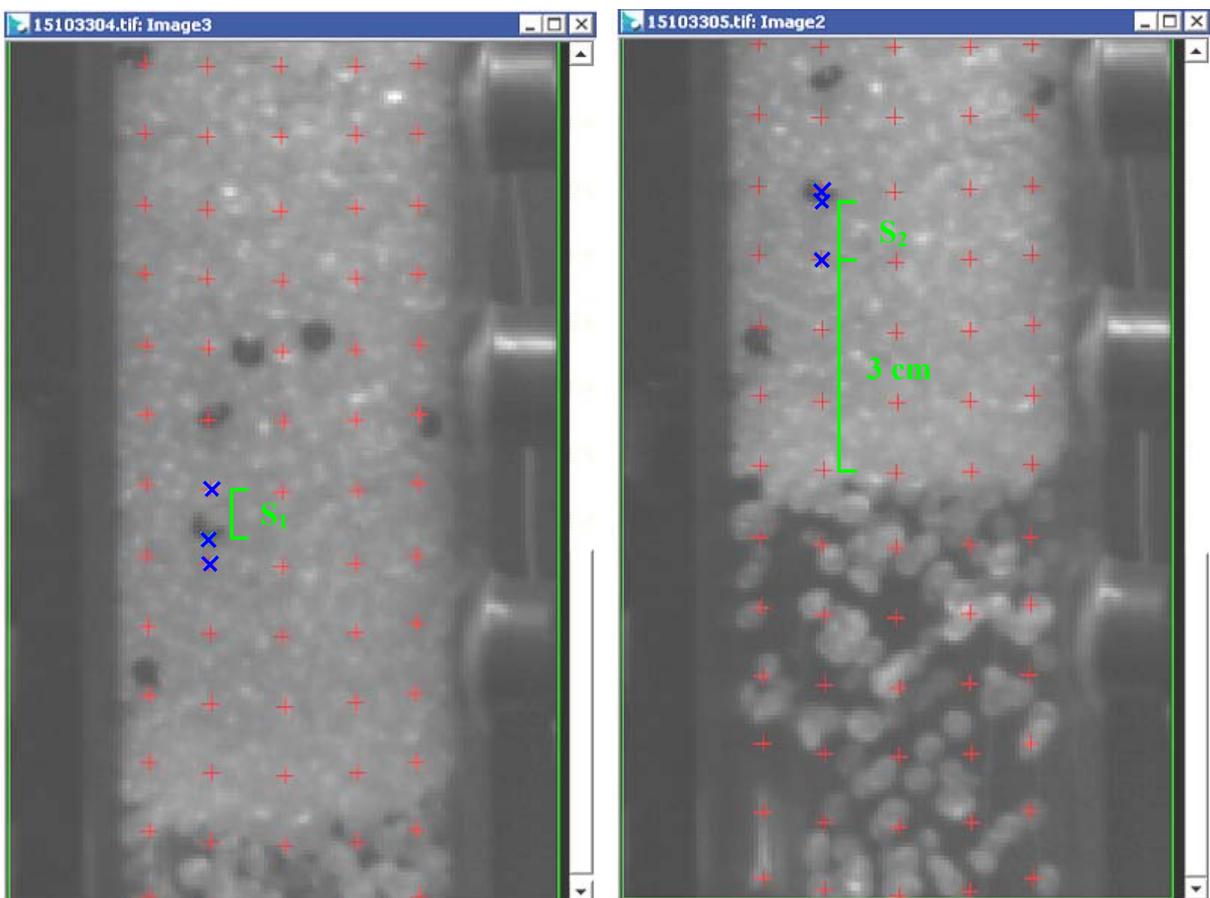


Abbildung 56: Optische Bestimmung der zurückgelegten Förderstrecke eines Schüttgutpfropfens zur Berechnung der Pfropfengeschwindigkeit

Die Bestimmung der Porosität eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens erfolgt durch experimentelle Bestimmung der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases während des stabilen Fördervorgangs sowie der Pfropfengeschwindigkeit. Daraus lässt sich die Relativgeschwindigkeit des Fördergases bestimmen, welches durch den bewegten Pfropfen strömt.

Die Relativgeschwindigkeit wird aufgrund des Strömungsprofils bzw. der ungleichmäßigen Durchströmung des Schüttgutpfropfens korrigiert. Gleichzeitig detektiert der Spannungssensor die Wandschubspannung, die Normalspannung sowie den Druckverlust entlang des

Schüttgutpfropfens. Unter Auflösung der Ergungleichung nach der Porosität sowie bekanntem Druckverlust und korrigierter Anströmgeschwindigkeit, kann die Porosität entlang des Pfropfens berechnet werden. Aufgrund der kurzen Abstände zwischen zwei Drucksensoren von 3.5 cm wird die Expansion des Gases vernachlässigt. Denn die bei Atmosphärendruck ermittelte Leerrohrgeschwindigkeit wird auf den jeweiligen Absolutdruck, detektiert an den Drucksensoren im Spannungssensor bzw. in der Förderanlage, bezogen. Zu berücksichtigen ist, dass zwischen den Bildern sowie der Messung der Spannungsverläufe und des Druckverlustes innerhalb des Sensors eine räumliche Diskrepanz vorliegt. Erst die Annahme, dass die Pfropfengeschwindigkeit entlang des Pfropfens konstant ist, ermöglicht die indirekte Berechnung des Porositätsverlaufs. So erfolgt die Bestimmung der Pfropfengeschwindigkeit bzw. die Aufnahme der Pfropfenbilder während den experimentellen Versuchen stets unterhalb des Spannungssensors. Folgendes Schema soll den Ablauf der Porositätsberechnung darstellen:

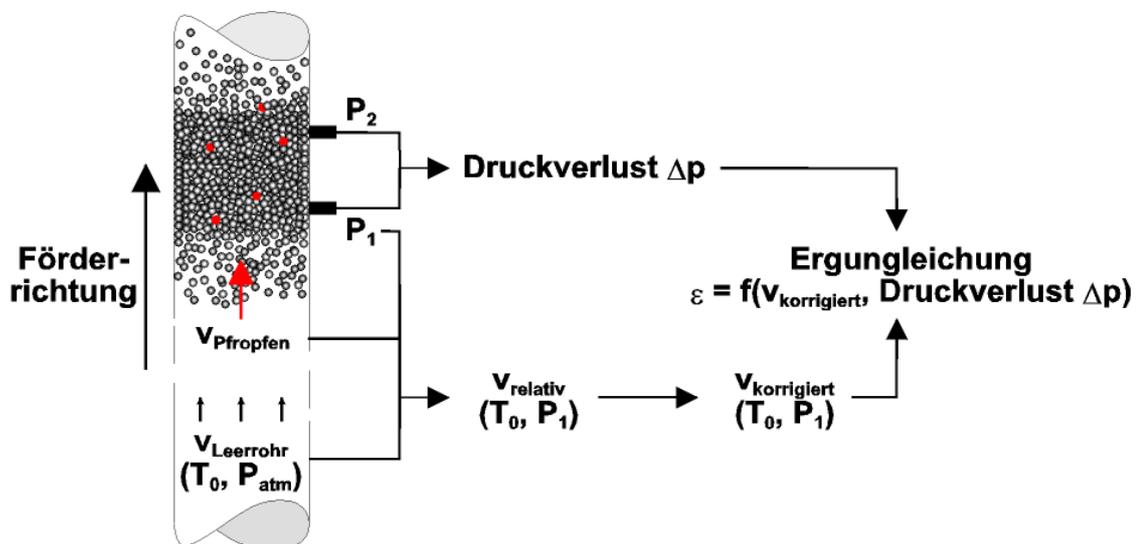


Abbildung 57: Schematische Darstellung der Porositätsbestimmung entlang eines pneumatisch geförderten Pfropfens

4.4 Beschreibung der Versuchsanordnung zur direkten Bestimmung der Porosität eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens

Um die Porosität in einem Schüttgutpfropfen während der pneumatischen Förderung direkt zu bestimmen, wurde eine Apparatur konstruiert, die in die Förderleitung integriert werden kann und ein definiertes Volumen des Pfropfens abtrennt. Dabei wird ein Plexiglasrohr mit in Flanschen eingebetteten Schiebern versehen, welche durch Federn mit einer Kraft von ca. 350 N gespannt und mittels eines Auslösemechanismus abrupt geschlossen werden können. Der Zweck dieser Apparatur dient dazu, einen Teil eines Pfropfens „auszuschneiden“ und dessen Porosität zu ermitteln. Die Porosität wurde dabei auf rechnerischem Wege über die Feststoffdichte, das Gewicht der abgetrennten Granulatmenge sowie dem definierten Volumen der geschlossenen Apparatur bestimmt. Zur Verdeutlichung der Apparatur dient Abbildung 59. Die Konstruktionszeichnungen sind im Anhang aufgeführt.

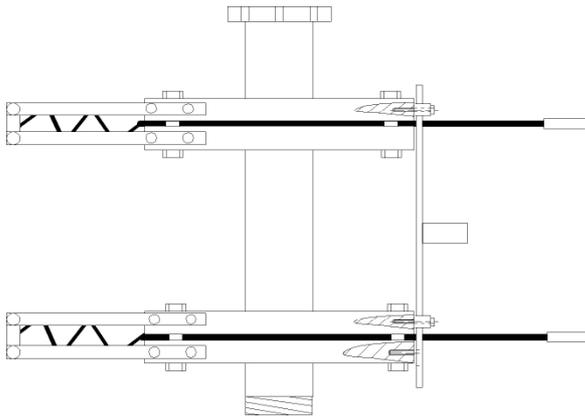


Abbildung 58: Prinzipskizze der Apparatur zur direkten Porositätsbestimmung

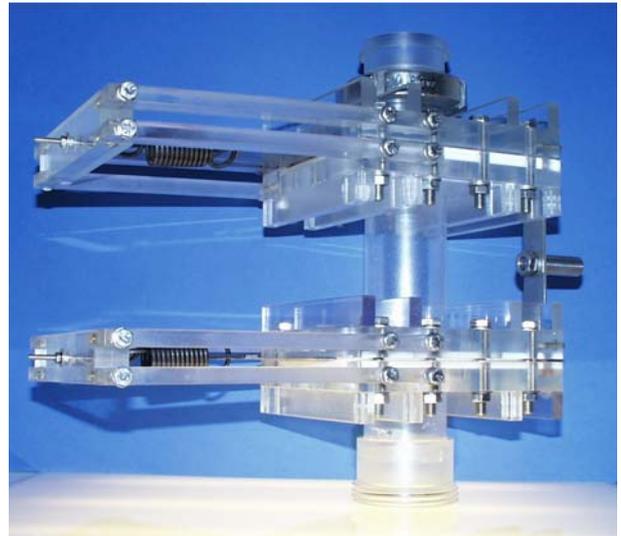


Abbildung 59: Apparatur zur direkten Porositätsmessung im entspanntem Zustand

Die Durchführung der direkten Porositätsbestimmung gliedert sich in folgende Schritte:

Zur Vorbereitung wird die in die Förderleitung eingebaute Apparatur gespannt, so dass eine freie, ungestörte Förderung des Schüttgutes durch die Rohrleitung gewährleistet ist (vgl. Abbildung 60/Nr.1). In der Förderanlage wird ein stabiler Förderzustand mit den gewünschten Parametern – Massenstrom sowie Leerrohrgeschwindigkeit – eingestellt. Befindet sich ein Schüttgutpfropfen zwischen den beiden Schiebern (vgl. Abbildung 60/Nr.2), wird der Auslösemechanismus ausgelöst, wobei der obere und untere Schieber in Sekundenbruchteilen schließen und den Pfropfen zerteilen (vgl. Abbildung 60/Nr.3). Um die Porosität des abgetrennten Schüttgutvolumens zu bestimmen, wird das unter der Apparatur eingebaute Förderrohr demontiert und der untere Schieber geöffnet. Über das Volumen zwischen den Schiebern, die Feststoffdichte des Granulats und die gewogene Masse der aufgefangenen Partikeln kann die Porosität bestimmt werden. Gleichzeitig wird die Apparatur während der Versuchsdurchführung mittels einer CCD Kamera optisch erfasst, um sicherzustellen, dass sich der Mittelteil eines geförderten Pfropfens während des Auslösens im Schnappschieber befindet.

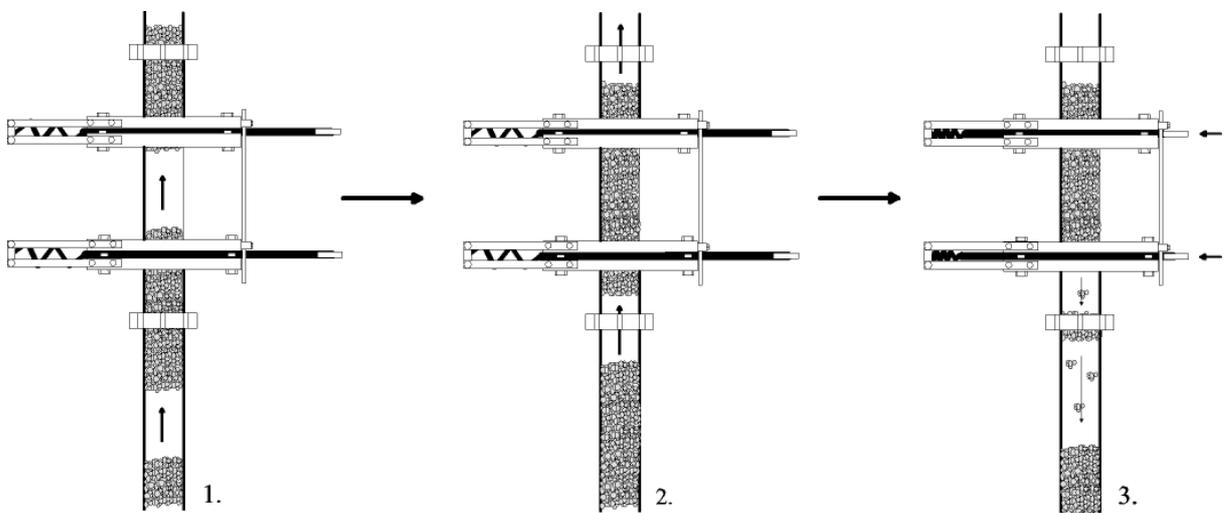


Abbildung 60: Ablauf der Versuchsdurchführung mit einer eigenkonstruierten Apparatur zur direkten Bestimmung der Porosität eines geförderten Pfropfens

4.5 Darstellung der Förderversuchsanlagen sowie der Versuchsdurchführung

Zur Durchführung der experimentellen Untersuchungen an vertikal geförderten Schüttgutfropfen wurden unterschiedliche Versuchsanlagen konzipiert. Zunächst sollten an einer Anlage im DN 7 Maßstab (Abbildung 61) Untersuchungen durchgeführt werden, die der Verifizierung einer DEM-Simulation dienen. Die DEM-Simulation wurde am Institut für Computeranwendung der Universität Stuttgart von Herrn Diplom-Physiker Martin Strauß unter der Leitung von Prof. Dr. rer. nat. Hans Herrmann durchgeführt.

Parallel dazu wurden weitere experimentelle Untersuchungen an einer vertikalen Versuchsanlage im DN 50/80 Maßstab (Abbildung 62) angefertigt, die anschließend mit Untersuchungen an einer Versuchsanlage im Industriemaßstab (Abbildung 63) mit vorgeschalteter horizontalen Förderleitung sowie integrierten Rohrkrümmern verglichen werden. Ziel ist es, die Untersuchungen möglichst nah am Industriemaßstab durchzuführen, um damit die Basis für die Übertragbarkeit der Messergebnisse an der Modellanlagen zu gewährleisten.

Im folgendem werden die jeweiligen Versuchsanlagen hinsichtlich Aufbau, Funktionsweise sowie Messeinrichtungen und Messverfahren kurz charakterisiert. Allen Anlagen ist dabei der prinzipielle Aufbau einer Förderanlage, bestehend aus einem Druckerzeuger, einer Vorrichtung zum Einbringen des Produkts, der Förderleitung sowie einer Vorrichtung zum Abscheiden des Produkts gemein.

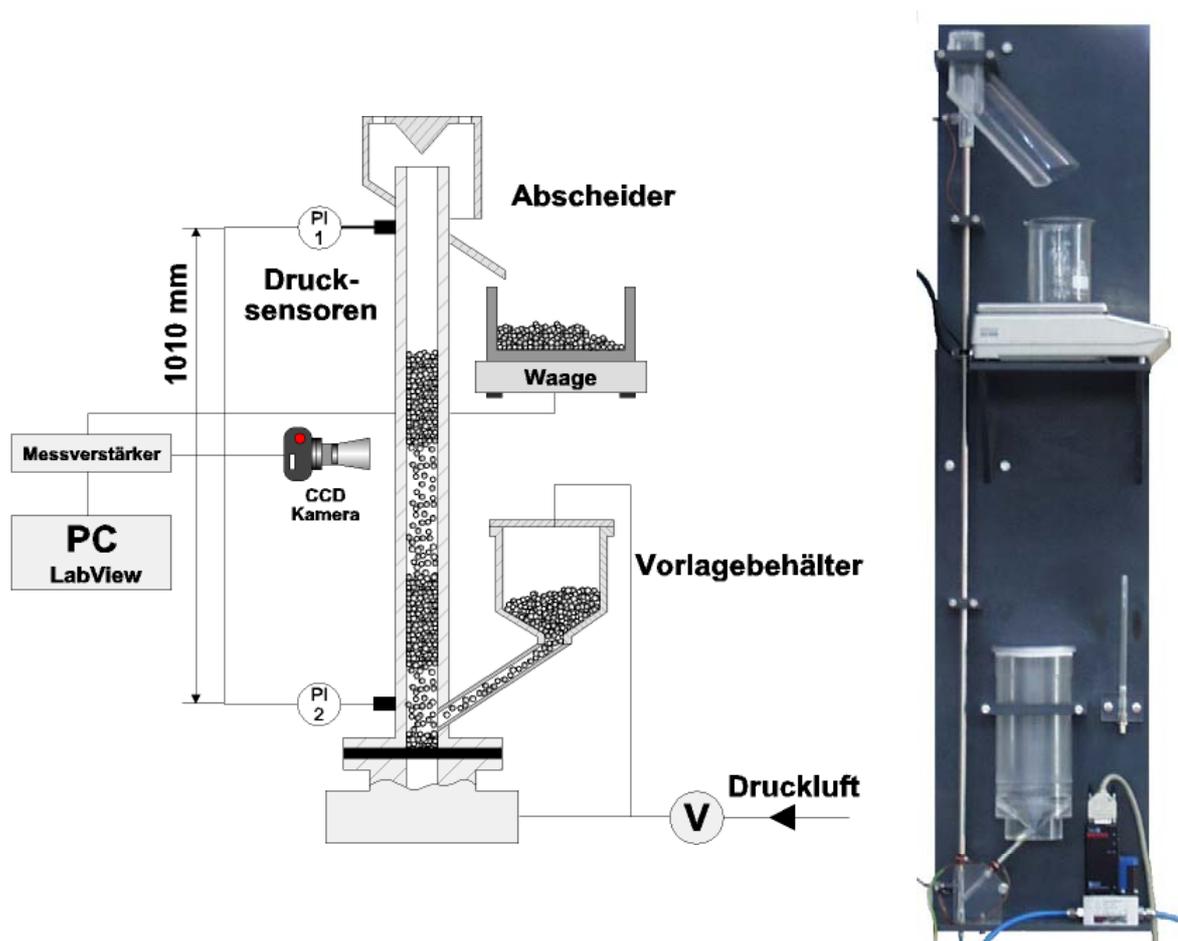


Abbildung 61: Prinzipskizze sowie Aufbau einer Versuchsanlage im DN 7 Maßstab zur experimentellen Verifizierung der DEM-Simulationen

Bei der Versuchsanlage im DN 7 Maßstab (Abbildung 61) läuft das rieselfähige Schüttgut aus einem druckdicht verschließbaren Vorratsbehälter gravimetrisch selbsttätig über ein Verbindungsrohr in die Förderleitung ein. Ein Dosierorgan kann aufgrund der kleinen Abmessungen nicht implementiert werden. Der einlaufende Produktmassenstrom ist somit durch den vertikal weggeführten Produktmassenstrom begrenzt, der wiederum von der Förderluftgeschwindigkeit abhängt. Der Luftvolumenstromregler 5850 S, *Brooks Instrument International/Niederlande*, erlaubt die Einstellung konstanter Volumenströme zwischen (0 – 20) l/min Förderluft, unabhängig von Vordruck und Druckverlust bei der Förderung. Für eine gleichmäßige Luftgeschwindigkeitsverteilung über den Bohrungsquerschnitt wird eine Kunststofffritte am unteren Ende der Förderleitung eingepasst. Die Förderleitung besteht aus einem vertikalen Edelstahlrohr mit Nenndurchmesser 7 mm und einer Länge von 1050 mm. Die Produktabscheidung erfolgt durch eine Abscheidevorrichtung in ein Auffangbehälter, dessen Gewicht zur Bestimmung des Massenstroms mittels einer Analysenwaage detektiert wird. Als Förderleitung und Zuleitung zur Förderleitung werden Duranglasrohre sowie Stahlrohre verwendet. Die elektrisch leitfähigen Komponenten Drucksensoren, Metallförderleitung und Metallzulaufrohr sind geerdet.

Zur Beschreibung der Zweiphasenströmung ist es notwendig, die experimentellen Größen – geförderter Massenstrom, Fluidgeschwindigkeit sowie den Druckverlust der Förderung – zu bestimmen, um damit den Förderzustand der pneumatischen Förderung zu beschreiben.

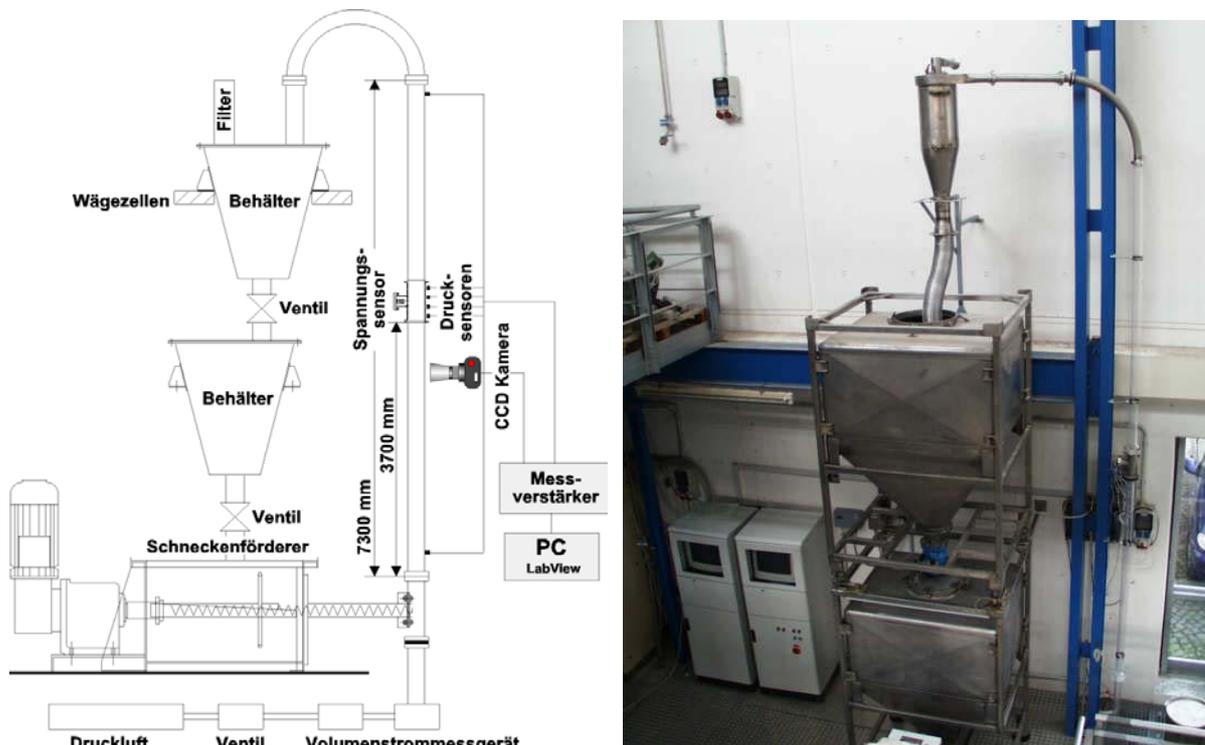


Abbildung 62: Prinzipskizze sowie Aufbau einer Versuchsanlage im DN 50/80 Maßstab zur experimentellen Untersuchung der pneumatischen Pfropfenförderung in ausschließlich vertikaler Förderrichtung

Der Druckverlust bei der Förderung wird durch zwei Drucksensoren vom Typ XTM-190M, *Kulite Semiconductor Products INC/New Jersey/USA*, bestimmt, die im Abstand von 1010

mm den Druckverlust in der Förderleitung messen. Der Massenstrom des geförderten Schüttgutes wird durch Wägung des Auffangbechers mittels einer Analysenwaage vom Typ LC 6201 S, *Sartorius AG/Göttingen/Deutschland*, bestimmt. Die experimentellen Daten der Druckverlust- sowie der Massenstrombestimmung der Analysenwaage werden über eine serielle Schnittstelle digital eingelesen.

Zur optischen Erfassung des Fördervorganges sowie der Pfropfenentstehung wird eine CCD-Kamera des Typs CV-M10BX, *JAI Corporation/Japan*, mit einem 8 mm Objektiv verwendet. Diese Kamera liefert monochrome Bilder. Die Verschlusszeit ist auf 1/4000 s eingestellt. Um so kürzer die Verschlusszeit gewählt wird, um so schärfer können bewegte Partikel abgebildet werden. Eine noch kürzere Verschlusszeit konnte nicht realisiert werden, da die dazu notwendige Lichtstärke nicht realisiert werden kann. Die Beleuchtung erfolgt mit zwei 640 W Fotolaborlampen. Bei den Aufnahmen wird die maximale Bildfrequenz von 30 Hz verwendet.

Weiterführend wurden experimentelle Untersuchungen an einer vertikalen Förderanlage im DN 50/80 Maßstab durchgeführt. Abbildung 62 zeigt den schematischen Aufbau der vertikalen Förderanlage. Die Regelung des Luftmassenstromes erfolgt mit dem Massenstromregler 5853 S, *Brooks Instrument International/Niederlande*. Dieser Regler hält, unabhängig vom Luftdruck aus dem Netz und dem Druck, der sich im Förderrohr einstellt, den Luftmassenstrom von (0 – 2000) l/min konstant. Das Einbringen des Granulats in das Förderrohr erfolgt über einen Schneckenförderer. Der Schneckenförderer fördert das Granulat senkrecht in das vertikale Förderrohr. Das Förderrohr hat eine Gesamtlänge von 7300 mm und kann mit geringem Aufwand im Rohrdurchmesser zwischen DN 50 sowie DN 80 variiert werden. Die Förderrohre wurden aus PMMA gefertigt, um die Pfropfenbildung sowie die Pfropfenstabilität während der Förderung optisch beobachten zu können. Der Wandreibungswinkel des Polypropylengranulats auf PMMA und Edelstahl zeigen keinen signifikanten Unterschied (vgl. Tabelle 3). Im Zyklon wird das geförderte Granulat von der Förderluft abgetrennt. Das Granulat fällt in den oberen Vorratsbehälter, der zur Messung des Massenstroms auf 4 Kraftaufnehmern montiert ist. Der untere Vorratsbehälter dient lediglich der Bevorratung von Granulat. Beide Vorratsbehälter können durch Quetschventile verschlossen werden.

Neben den charakteristischen Kenngrößen der pneumatischen Förderung, dem Druckverlust in der Gesamtleitung, der Förderluftgeschwindigkeit sowie des Massenstroms kann in dieser Versuchsanlage zusätzlich der Spannungssensor integriert werden.

Der Spannungssensor dient der gleichzeitigen Messung von Druckverlust innerhalb des Pfropfens sowie der Wandschub- und Normalspannungen, die zwischen dem Granulatspfropfen und der Förderrohrwand auftreten. Die Messsignale des Spannungssensors, des Temperatursensors und der Drucksensoren werden über Messwandler verstärkt und über eine A/D-Wandlerkarte digital eingelesen. Als A/D-Wandlerkarte wird ein Daqboard 2000, *IOTech/Ohio*, verwendet. Die Auswertung der eingehenden Daten erfolgt über ein Programm, das mit Lab-View 5.1, *National Instruments/Deutschland*, erstellt wurde.

Für die optische Erfassung der Pfropfengeschwindigkeit wird ebenfalls eine CCD-Kamera des Typs CV-M10BX, *JAI Corporation/Japan*, mit einem 8 mm Objektiv verwendet. Die Einstellungen sind identisch. Für eine simultane Messwerterfassung wurde das Auslösen der Kamera, das Starten des Programms zur Erfassung der Druckverlustwerte sowie der Wandschub- und Normalspannungen getriggert. Abschließend wurden die experimentellen Untersuchun-

gen auf eine Förderanlage im Industriemaßstab übertragen, die eine Edelstahlförderleitung in DN 50 und DN 80 mit einer Gesamtlänge von 48.3 m aufweist. Die Gesamtlänge setzt sich aus zwei horizontalen sowie einer vertikalen Förderstrecke zusammen. Die Isometrie der Förderanlage ist in Abbildung 64 dargestellt. Weitere Anlagenkomponenten sind ein Silo mit Rührwerksaustrag (Inhalt $0,5 \text{ m}^3$), ein Silo mit Schwerkraftaustrag und Schwingboden (Inhalt 11 m^3), mobiles Sendegefäße mit einem Inhalt von 220 l bei 4 bar sowie eine Druckzellrad-schleuse (Abbildung 63). Auch hier gilt es, die für die Beschreibung eines Förderzustandes notwendigen Größen der Leerrohrgeschwindigkeit, des Druckverlustes der gesamten Förderleitung sowie den Massenstrom des Fördergutes exakt zu bestimmen.

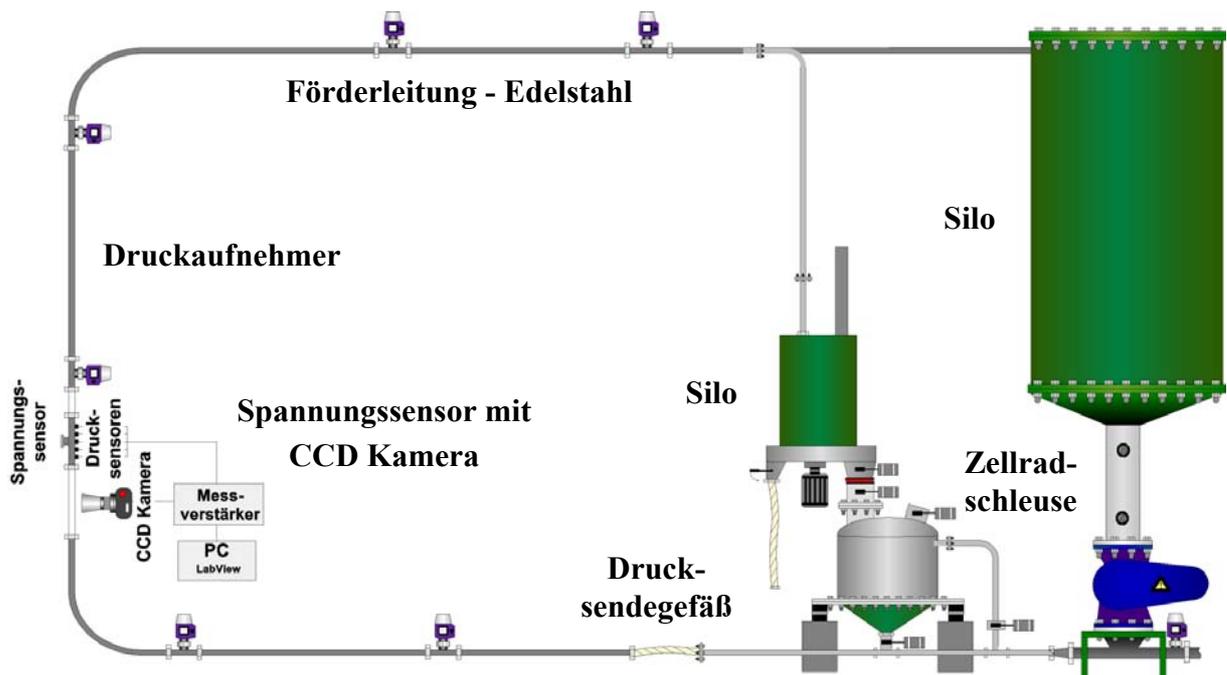


Abbildung 63: Prinzipskizze der Versuchsanlage im Industriemaßstab

Die Anlage ist mit einer speicherprogrammierbaren Steuerung S 7 in Kombination mit einer ProTool Configurations Software, *Siemens/München/Deutschland*, ausgestattet. Die einzelnen Bestandteile dieser Steuerung kommunizieren untereinander über ein Profibus – DP – Netzwerk. Die Gewichtserfassung über Wägezellen des Sendegefäßes wird innerhalb des Profibusses realisiert. Die Steuerung der Anlage kann damit vom Füllzustand des Sendegefäß vollautomatisch gesteuert werden. Gleichzeitig wird die Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft über eine Staudrucksonde detektiert und ebenfalls in die Steuerung miteingebunden. Für die Erfassung des Druckverlustes entlang der Förderleitung wurden Drucksensoren des Types Cerabar-M PMC45, *Endress&Hauser/Weil/Deutschland*, installiert. Die Verdrahtung erfolgt über abgeschirmte Kabel, um eine Beeinflussung der Messsignale bei der Übertragung zu unterbinden.

Für die experimentellen Untersuchungen wurde analog zu den Versuchen an der vertikalen Förderung der Spannungssensor zur Bestimmung der Normalspannung, der Wandschubspannung, des Druckverlustes sowie der optischen Erfassung der Pfropfengeschwindigkeit in den vertikalen Förderrohrabschnitt (Abbildung 64) integriert.

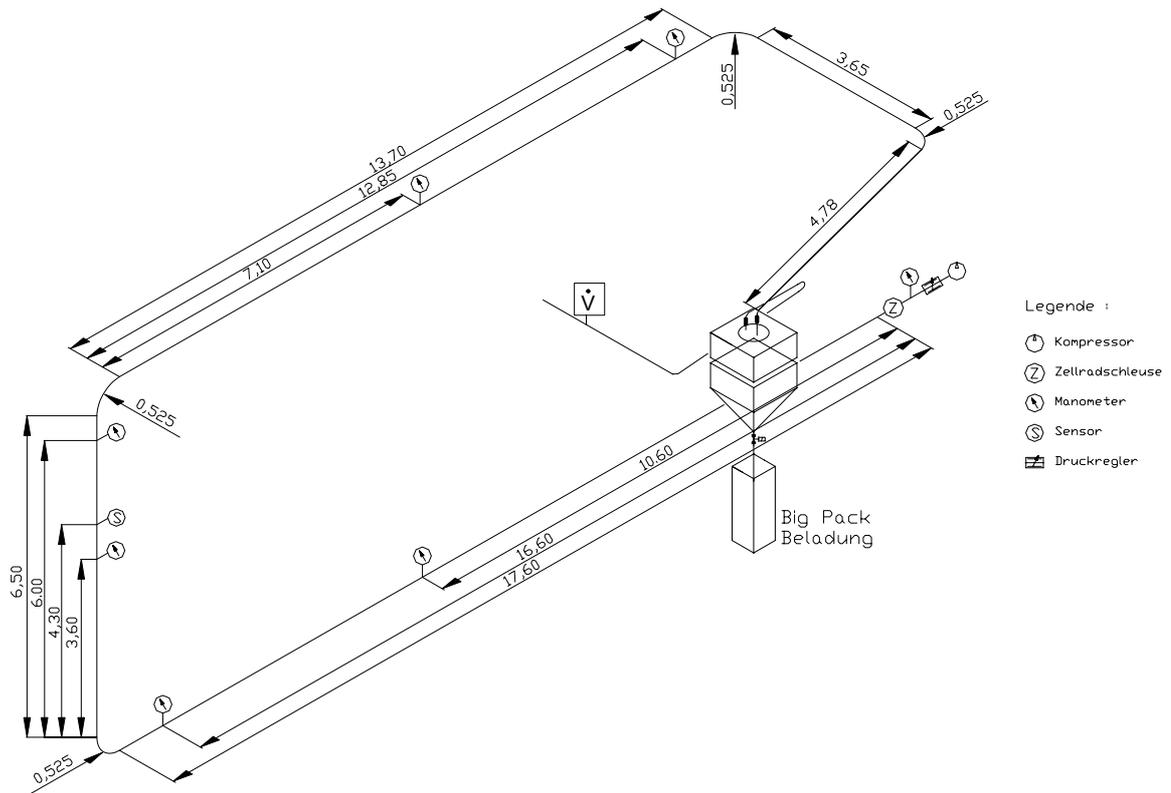


Abbildung 64: Abmessungen der Versuchsanlage im Industriemaßstab

5. ERGEBNISSE UND DISKUSSION

In den folgenden Kapiteln werden experimentelle Untersuchungsergebnisse von Einzelpfropfen in der vertikalen Förderanlage DN 50 sowie in der vertikalen Förderstrecke der industriellen Förderanlage DN 50 und DN 80 dargestellt. Die experimentellen Ergebnisse sollen den Einfluss von Fördergutmassenstrom, Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft und Förderrohrdurchmesser auf die Pfropfenstabilität bzw. die Pfropfenentstehung deutlich machen. Als wesentliche Kriterien gelten dabei die experimentell bestimmte Normalspannung und Wand Schubspannung sowie der indirekt bestimmte Porositätsverlauf entlang der Einzelpfropfen.

5.1 Darstellung der experimentellen Ergebnisse zur Charakterisierung der Förderzustände einer vertikalen Förderanlage DN 50

Zur Beschreibung der im folgenden analysierten pneumatisch geförderten Einzelpfropfen werden die entsprechenden Förderzustände anhand des Gesamtdruckverlustes in Abhängigkeit der Leerrohrgeschwindigkeit sowie des Massenstroms dargestellt. Abbildung 65 zeigt die charakteristischen Förderkennlinien im Bereich der Pfropfenförderung. Bei konstantem Massenstrom steigt mit abnehmender Leerrohrgeschwindigkeit der Druckverlust in der Förderleitung an. Gleichzeitig zeigen höhere Fördergutmassenströme einen höheren Druckverlust. Die exakten experimentellen Versuchsdaten sind entsprechend Abbildung 65 in Tabelle 6 aufgelistet.

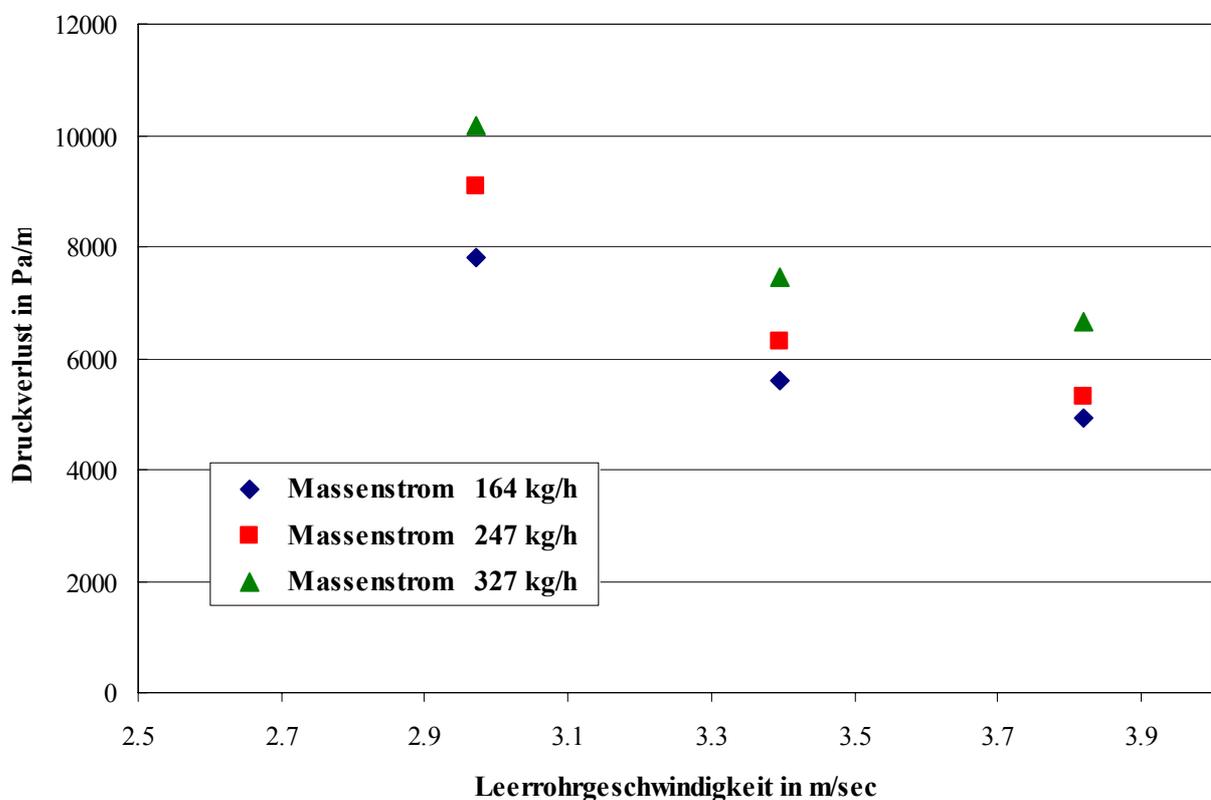


Abbildung 65: Gesamtdruckverlust in der vertikalen Förderanlage DN 50 in Abhängigkeit des Granulatmassenstroms sowie der Leerrohrgeschwindigkeit

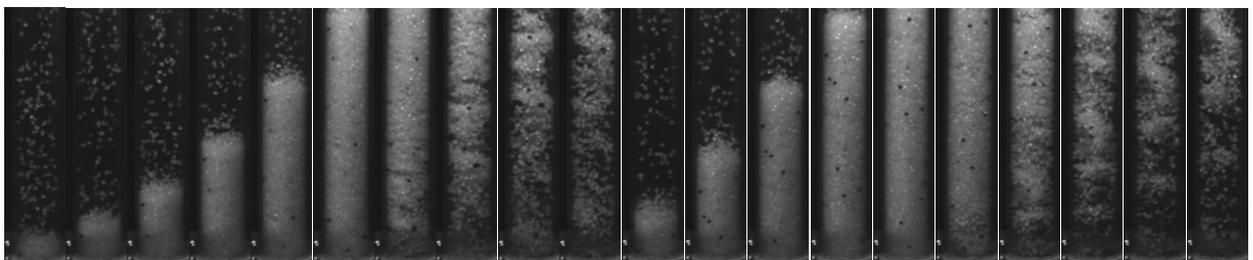
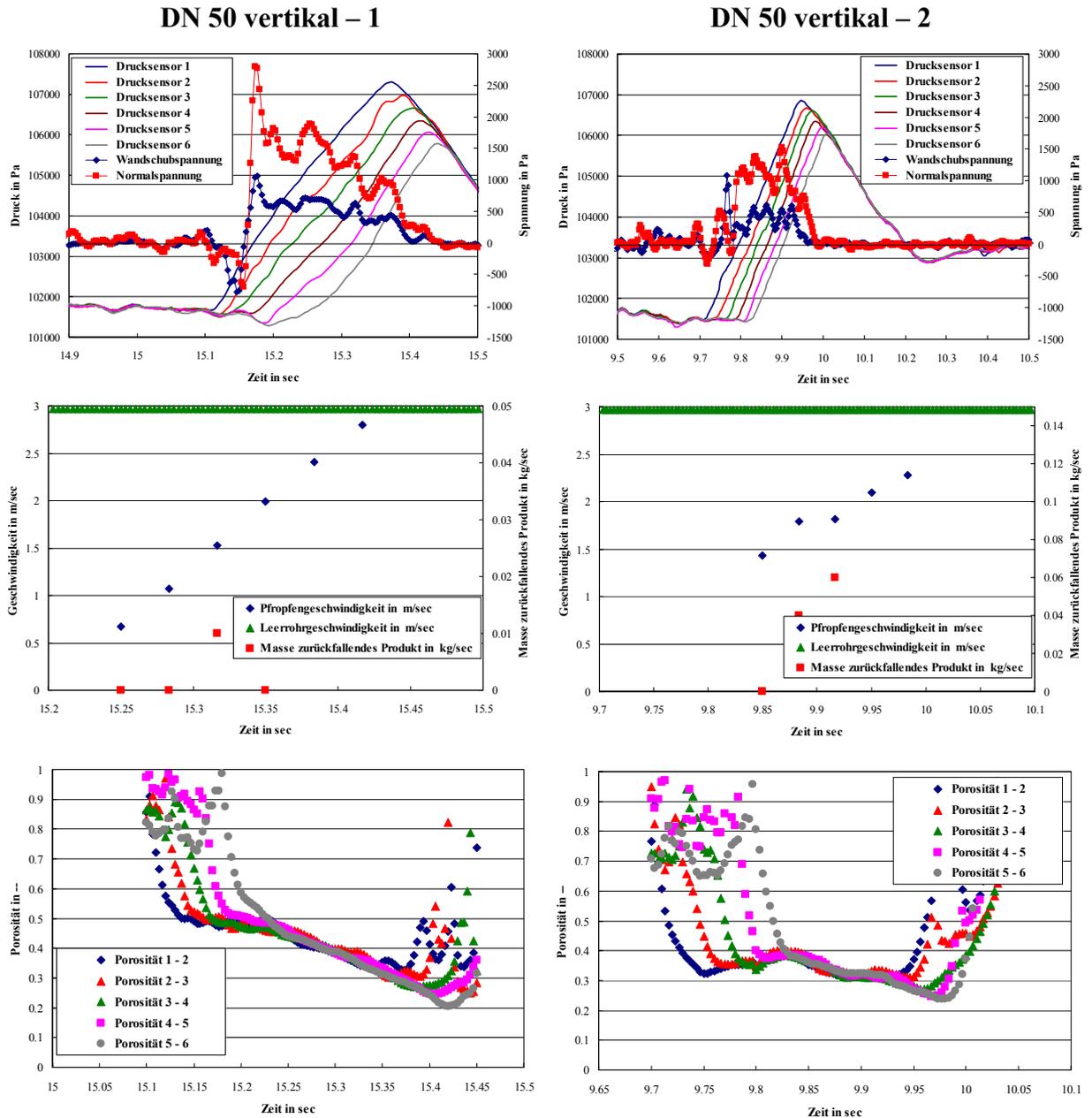
Tabelle 6: Experimentelle Versuchsdaten der Einzelversuche aus Abbildung 65

Versuchsnummer	Druckverlust in Pa/m	Leerrohrgeschwindigkeit in m/sec	Granulatmassenstrom in kg/h
DN 50 vertikal - 1	1697.70	2.97	326.52
DN 50 vertikal – 2	1516.39	2.97	249.48
DN 50 vertikal – 3	1301.61	2.97	168.48
DN 50 vertikal – 4	1240.83	3.39	325.44
DN 50 vertikal – 5	1052.55	3.39	248.40
DN 50 vertikal – 6	933.34	3.39	161.64
DN 50 vertikal – 7	1110.93	3.82	328.32
DN 50 vertikal – 8	884.07	3.82	243.72
DN 50 vertikal - 9	819.87	3.82	132.36

5.1.1 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Massenstroms auf die Pfropfenbildung bzw. die Pfropfenstabilität

Während eines stabilen pneumatischen Förderzustandes der Pfropfenförderung wird jeweils eine 20-sekündige Messung durchgeführt. Wie in Kapitel 5.1.2 dargestellt wird, zeigen die Einzelpfropfen innerhalb dieser Messdauer stark unterschiedliches Verhalten. Für die Darstellung werden daher Einzelpfropfen selektiert, die einen deutlichen Verlauf der aufgenommenen Normalspannung und Wandschubspannung aufweisen. Pfropfen kurzer Länge oder sehr stark fluidisierte Pfropfen werden nicht zur Analyse herangezogen.

Der Einzelpfropfen aus Versuch DN 50 vertikal – 1 dargestellt, in Abbildung 66, zeigt ein eindeutiges Verhältnis von Normalspannung und Wandschubspannung von 0.5, wobei die Spannungsverläufe zum Pfropfenende abnehmen und fluktuieren. Demzufolge entspricht das Verhältnis der Spannungen nicht dem Reibungskoeffizienten des Granulats auf Edelstahl von 0.3 im Normalspannungsbereich von 1000 Pa bis 2500 Pa. Es liegt somit kein kompakter Pfropfen vor, der in Analogie zur Schüttgutmechanik eine Coulombreibung aufweist. Dies kann durch den Porositätsverlauf bestätigt werden. Die Porosität entspricht am Pfropfenanfang einem fluidisierten Pfropfen, der zum Pfropfenende eine deutliche Abnahme der Porosität erfährt. Dieser negative Porositätsgradient bzw. die Abnahme der Porosität zum Pfropfenende lässt vermuten, dass ein stabiles Pfropfenende vorliegt. Aufgrund der niedrigeren Porosität am Ende erfährt der Pfropfen infolge der Luftdurchströmung entsprechend der Ergungleichung einen höheren Druckverlust als die jeweiligen Schüttgutschichten darüber. Dies spiegelt sich auch in der hohen Beschleunigung, welche der Pfropfen infolge der starken Geschwindigkeitszunahme erfährt, wider. Ferner zeigen die Porositätsverläufe, welche sich aufgrund der Druckdifferenz zwischen zwei Drucksensoren ergeben, keine Porositätsschwankungen innerhalb des Pfropfens. Die Porositätskurven beschreiben zu einem definiertem Zeitpunkt jeweils den Zustand des Pfropfens zwischen zwei Drucksensoren.



15.23 15.27 15.30 15.33 15.37 15.40 15.43 15.47 15.50 15.53 9.83 9.87 9.90 9.93 9.97 10.00 10.03 10.07 10.10 10.13

Abbildung 66: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens der Versuche DN 50 vertikal – 1 und DN 50 vertikal – 2

Die Analysen des Einzelpfropfens aus Versuch DN 50 vertikal – 2 zeigen ein ähnliches Verhalten, obwohl diese Messung einem niedrigeren Massenstrom zuzuordnen ist. Im Zeitintervall zwischen 9.80 sec bis 10.00 sec entspricht der Spannungsverlauf als auch der Porositäts-

DN 50 vertikal - 3

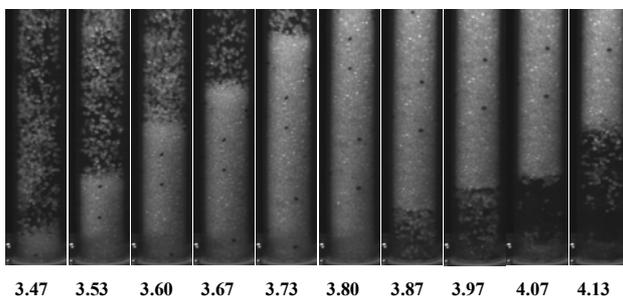
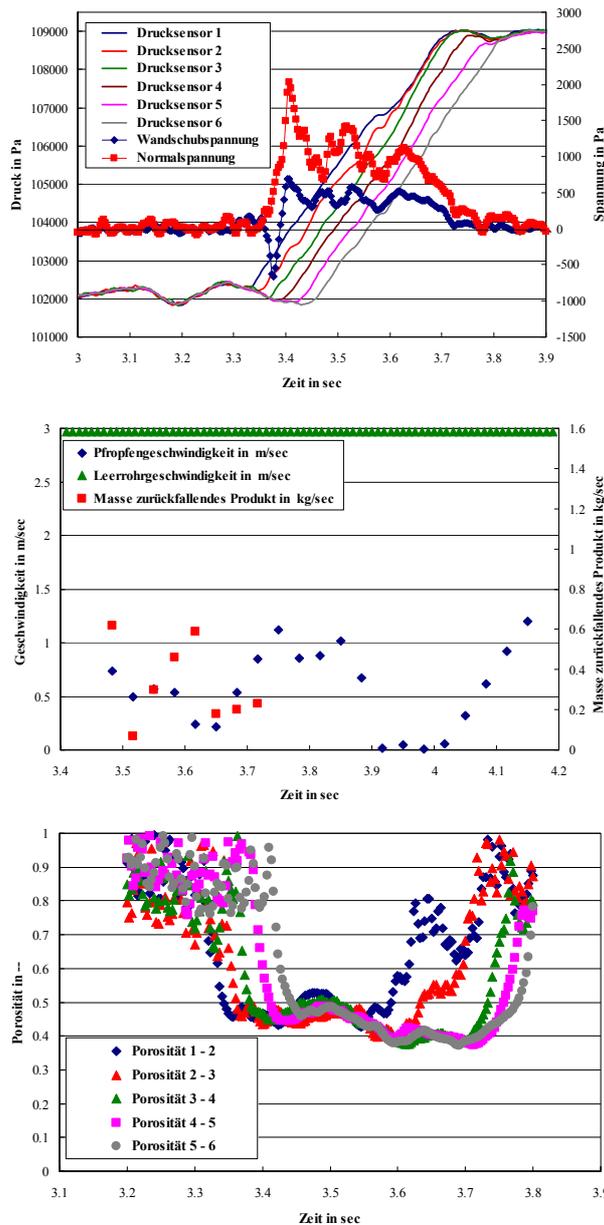


Abbildung 67: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens aus Versuch DN 50 vertikal - 3

verlauf den entsprechenden Verläufen des Pfropfens aus Versuch DN 50 vertikal – 1. Die Spannungen liegen in einem Bereich von 1000 Pa für die Normalspannung bzw. 500 Pa für die Wandschubspannung. Dies entspricht den Spannungen am Pfropfenende aus Versuch DN 50 vertikal – 1. Auch der Porositätsverlauf zeigt in diesem Bereich einen negativen Gradienten. Demzufolge sollte auch in diesem Fall ein kompakter Pfropfen vorliegen, der aufgrund des negativen Porositätsgradienten eine kompaktere Struktur zum Pfropfenende aufweist. Dies kann durch die hohe Beschleunigung infolge der Geschwindigkeitszunahme in diesem Zeitintervall bestätigt werden.

Der Pfropfen aus Versuch DN 50 vertikal – 3 zeigt ein ähnliches Verhalten, wie die Pfropfen der beiden anderen Parametereinstellungen. Der Spannungsverlauf liegt ebenfalls im Bereich von 1000 Pa für die Normalspannung und 500 Pa für die Wandschubspannung und zeigt einen ähnlichen Verlauf entlang des Pfropfens. Im Gegensatz zu den vorher betrachteten Pfropfen zeigt dieser Pfropfen eine negative Beschleunigung, welche durch die hohe Masse an zurückfallendem Produkt infolge des Zerfalls eines anderen Pfropfens verursacht wird (Abbildung 67). Dies hat zur Folge, dass die positive Beschleunigung infolge des negativen Porositätsgradienten durch den hohen Massenstrom an zurückfallendem Granulat auf die Pfropfenfront kompensiert wird.

Entsprechend Abbildung 67 erfährt der Pfropfen ab der 4 sec eine hohe Beschleunigung. Der Pfropfen sollte ein kompaktes Pfropfenende aufweisen, da eine Pfropfenbeschleunigung durch ein negativen Porositätsgradienten verursacht wird. Dies kann durch die Bildsequenz bzw. den Einzelbil-

dern zum Zeitpunkt 3.97 sec, 4.07 sec und 4.13 sec bestätigt werden, die ein äußerst kompaktes Pfropfenende mit kaum abfallendem Produkt zeigen.

Werden die analysierten Einzelpfropfen miteinander verglichen, kann kein Einfluss des Massenstroms auf das Verhalten, insbesondere auf die Pfropfenstabilität bzw. Pfropfenentstehung festgestellt werden. Die Einzelpfropfen zeigen ein sehr ähnliches Verhalten. Der negative Porositätsgradient entlang des Pfropfens deutet auf einen stabilen Pfropfen hin. Die Pfropfenstabilität ist dabei als ein kompaktes Pfropfenende mit kaum abfallendem Produkt zu definieren. Während die Pfropfen zum Pfropfenanfang eine höhere Porosität und demzufolge einen fluidisierten Zustand aufweisen. Ein Einfluss des Fördergutmassenstroms auf die Pfropfenstabilität oder die auftretenden Spannungen konnte nicht festgestellt werden. Weiterführend wird im folgenden Kapitel der Einfluss des Förderluftmassenstroms bzw. der Leerrohrgeschwindigkeit bei einem konstantem Fördergutmassenstrom untersucht.

5.1.2 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Förderluftmassenstroms bzw. der Leerrohrgeschwindigkeit auf die Pfropfenbildung bzw. die Pfropfenstabilität

Der in Abbildung 68 dargestellte Pfropfen aus Versuch DN 50 vertikal – 5 weist einen ähnlichen Spannungsverlauf wie der Pfropfen aus Versuch DN 50 vertikal – 3 auf. Auch bei diesem Einzelpfropfen liegen die Spannungen in derselben Größenordnung von 1000 Pa für die Normalspannung bzw. 500 Pa für die Wandschubspannung. Während des zeitlichen Spannungsverlaufs nimmt das Verhältnis Wandschubspannung zu Normalspannung zu, was einer höheren Porosität am Pfropfenende entspricht, während am Pfropfenanfang das Verhältnis ca. 0.3 beträgt und damit einem kompakten Schüttgutpfropfen entspricht. Dies spiegelt sich im Porositätsverlauf wider, der am Pfropfenanfang eine niedrigere Porosität wie am Pfropfenende aufweist. Die Geschwindigkeitsabnahme in diesem Zeitintervall geht mit einer Zunahme des Massenstroms einher, der eine kompaktere Pfropfenfront verursacht. Der Pfropfen sollte demzufolge instabil sein. Aufgrund der örtlichen Diskrepanz zwischen der Kamera und dem Spannungssensor liegen keine Bilder des Pfropfenendes vor, die dies bestätigen könnten.

Wird die Leerrohrgeschwindigkeit bei Versuch DN 50 vertikal – 8 erhöht, kann kein wesentlicher Unterschied im Verhalten des analysierten Pfropfens festgestellt werden. Die Größenordnung der Spannungen liegt im Bereich von 1000 Pa für die Normalspannung bzw. 500 Pa für die Wandschubspannung. Der Pfropfen weist am Pfropfenanfang ein Verhältnis von Wandschubspannung zu Normalspannung von 0.3 auf, das einen kompakten Pfropfenanfang vermuten lässt. Der Porositätsverlauf entlang des Pfropfens legt eine niedrigere Porosität am Pfropfenanfang dar, welche im weiteren Verlauf zunimmt und zum Pfropfenende wieder abnimmt. Der Pfropfen wird aufgrund zurückfallenden Produktes des unmittelbar vor ihm geförderten Pfropfens abgebremst, um anschließend wieder zu beschleunigen. Dies lässt sich anhand der Pfropfengeschwindigkeit bestätigen. Während der Geschwindigkeitserhöhung, welche mit einem negativen Porositätsgradienten am Pfropfenende übereinstimmt, erscheint der Pfropfen kompakter. Dies kann mit Hilfe der Bilder belegt werden, die ein stabiles Pfropfenende mit wenig abfallendem Fördergut darstellen.

Die untersuchten Pfropfen zeigen keinen Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit auf die Pfropfenstabilität bzw. Pfropfenentstehung. Auch hier scheint der Porositätsgradient entlang des Pfropfens ein entscheidendes Kriterium für die Pfropfenstabilität bzw. den Materialverlust am Pfropfenende zu sein. Hinsichtlich der auftretenden Spannungen des Pfropfens an der Förderrohrwand lässt sich ebenfalls kein Einfluss feststellen. Die in der vertikalen Förderanlage un-

tersuchten Pfropfen stellen homogene Pfropfen dar, die entweder einen positiven oder negativen Porositätsgradienten aufweisen und aufgrund der niedrigen Porositäten von 0.35 – 0.40 entsprechend einer kompakten Granulatpackung kompakte Pfropfenabschnitte besitzen.

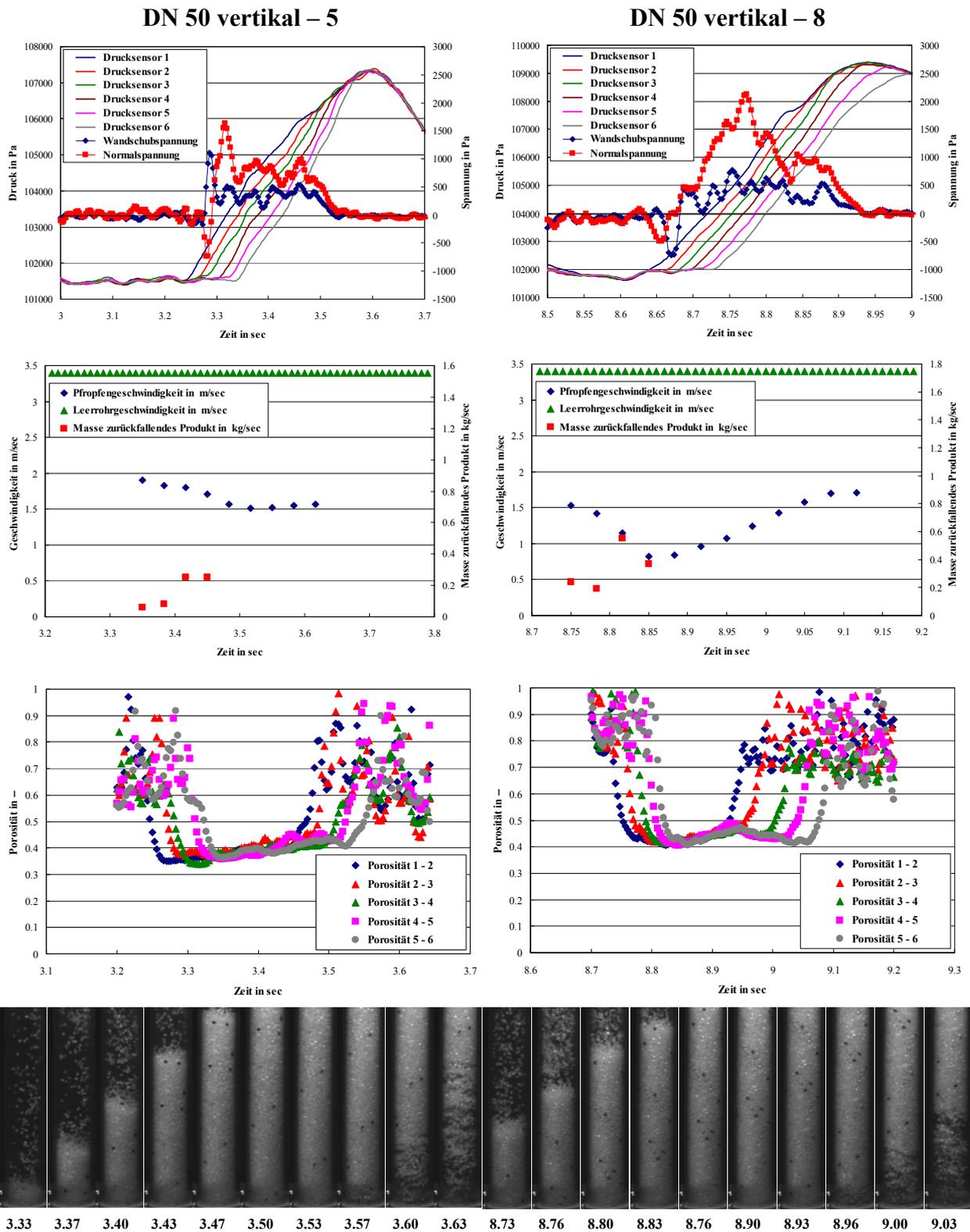


Abbildung 68: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens für die gegebenen Versuchsparameter der Versuche DN 50 vertikal - 5 und DN 50 vertikal - 8

5.2 Darstellung der experimentellen Ergebnisse zur Charakterisierung der Förderzustände einer industriellen Förderanlage DN 50

Ausgehend von den bisherigen Untersuchungen an der vertikalen Förderanlage (Abbildung 62) werden in den folgenden Untersuchungen an einer Förderanlage im industriellen Maßstab durchgeführt (Abbildung 63), wobei der vertikalen Förderleitung eine horizontale Förderstrecke über einem 90°-Bogen vorgeschaltet ist. Entsprechend den Untersuchungen an der vertikalen Förderstrecke werden in den folgenden Kapiteln der Einfluss des Granulatmassenstroms, der Leerrohrgeschwindigkeit sowie der Einfluss des Förderrohrdurchmessers untersucht. Der Einbau des Spannungssensors sowie der Drucksensoren erfolgte entsprechend der in Abbildung 63 dargestellten Prinzipskizze in der Mitte der vertikalen Förderstrecke.

Zur Charakterisierung der Förderzustände der jeweils analysierten Einzelpfropfen, wird der jeweilige Gesamtdruckverlust der gesamten Förderstrecke in Abhängigkeit der Leerrohrgeschwindigkeit sowie des Granulatmassenstroms dargestellt. Abbildung 69 zeigt die charakteristischen Förderkennlinien, welche bei Zunahme des Granulatmassenstroms sowie bei Abnahme des Förderluftmassenstroms eine Zunahme des Druckverlustes widerspiegeln. Die exakten Messwerte der jeweiligen Versuche sind in Tabelle 7 dargestellt.

Die experimentell ermittelten Werte von Gesamtdruckverlust, Leerrohrgeschwindigkeit und Granulatmassenstrom stellen Mittelwerte einer 20-sekündigen Messung eines stabilen Förderzustandes in der Förderanlage dar. Im Rahmen der Untersuchung konnte keine stärkere Variation der Leerrohrgeschwindigkeit bei einem konstantem Fördergutmassenstrom erreicht werden, da die Förderleitung nach kurzer Zeit blockierte.

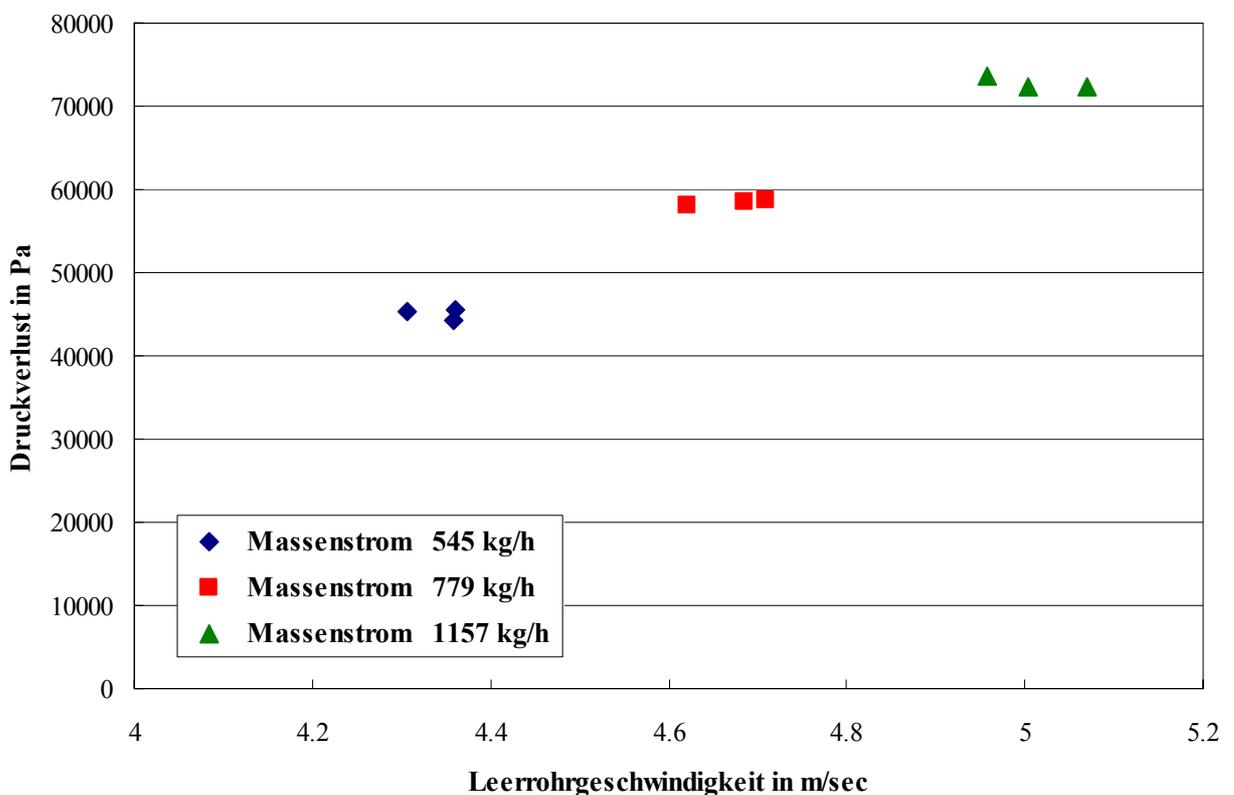


Abbildung 69: Gesamtdruckverlust in der industriellen Förderanlage DN 50 in Abhängigkeit des Granulatmassenstroms sowie der Leerrohrgeschwindigkeit

Tabelle 7: Experimentelle Versuchsdaten der Einzelversuche in Abbildung 69

Versuchsnummer	Druckverlust in Pa	Leerrohrgeschwindigkeit in m/sec	Granulatmassenstrom in kg/h
DN 50 – 1	44343.64	4.36	561.20
DN 50 – 2	45414.80	4.36	540.00
DN 50 – 3	45592.66	4.31	534.70
DN 50 – 4	58677.53	4.71	803.50
DN 50 – 5	58473.98	4.68	746.50
DN 50 – 6	58044.69	4.62	788.80
DN 50 – 7	72365.72	5.01	1084.30
DN 50 – 8	73665.83	4.96	1235.80
DN 50 - 9	72310.98	5.07	1152.00

5.2.1 Experimentelle Untersuchung von Pfropfen innerhalb einer 20-sekündigen Messung

Wie in Kapitel 5.1.1 bereits angesprochen, werden im folgendem alle Pfropfen einer 20-sekündigen Messung aus Versuch DN 50 – 3 hinsichtlich der Spannungsverläufe sowie der Porositätsverläufe ausgewertet und analysiert. Da im allgemeinen stets ein Einzelpfropfen zu jeder Parametereinstellung ausgewertet wird, soll dieses Kapitel zeigen, dass die Auswertung aller Pfropfen nicht möglich ist, da die Pfropfen teilweise zu kurz sind, bzw. Pfropfen lediglich als fluidisierte Granulatwolke auftreten.

Abbildung 70 zeigt im Zeitintervall zwischen 1.0 sec bis 1.3 sec einen Einzelpfropfen, der stark fluktuierende Spannungswerte mit Maximalwerten von 500 Pa für die Normalspannung sowie 250 Pa für die Wandschubspannung aufweist. Die Werte lassen bereits auf eine hohe Porosität des Pfropfens schließen. Dies wird durch die geringe Relativgeschwindigkeit des Pfropfens zur Förderluft sowie durch die indirekte Bestimmung der Porosität bestätigt, welche starke Porositätsschwankungen im Bereich von 0.5 über die gesamte Pfropfenlänge zeigt. Diese hohen Porositäten werden auch an den Bildern sichtbar, die ein Aufbrechen des Pfropfens bzw. fluidisierte Pfropfenteile zeigen.

Die Spannungsverläufe des zweiten Pfropfens innerhalb dieser Messung zeigen eine kompaktere Pfropfenfront, einen fluidisierten Mittelteil sowie ein kompakteres Pfropfenende. Der berechnete Porositätsverlauf entlang dieses Pfropfens spiegelt dies wider. In dem Zeitintervall von 2.5 sec bis 2.7 sec zeigt sich eine kompakte Pfropfenfront mit einer Porosität um 0.4. Es schließt sich ein höher fluidisierter Pfropfenteil an, der ab dem Zeitpunkt von 3.25 sec in einen kompakteren Pfropfenabschnitt mit einer niedrigeren Porosität übergeht. Demzufolge sollte dieser Pfropfenteil eine höhere Geschwindigkeit aufweisen, was sich ansatzweise in der Zunahme der Pfropfengeschwindigkeit in Abbildung 70 bestätigt. Anhand der Pfropfenbilder wird dies ebenfalls deutlich, welche insbesondere im mittleren Pfropfenabschnitt fluidisierte Stellen innerhalb des Pfropfens aufzeigen.

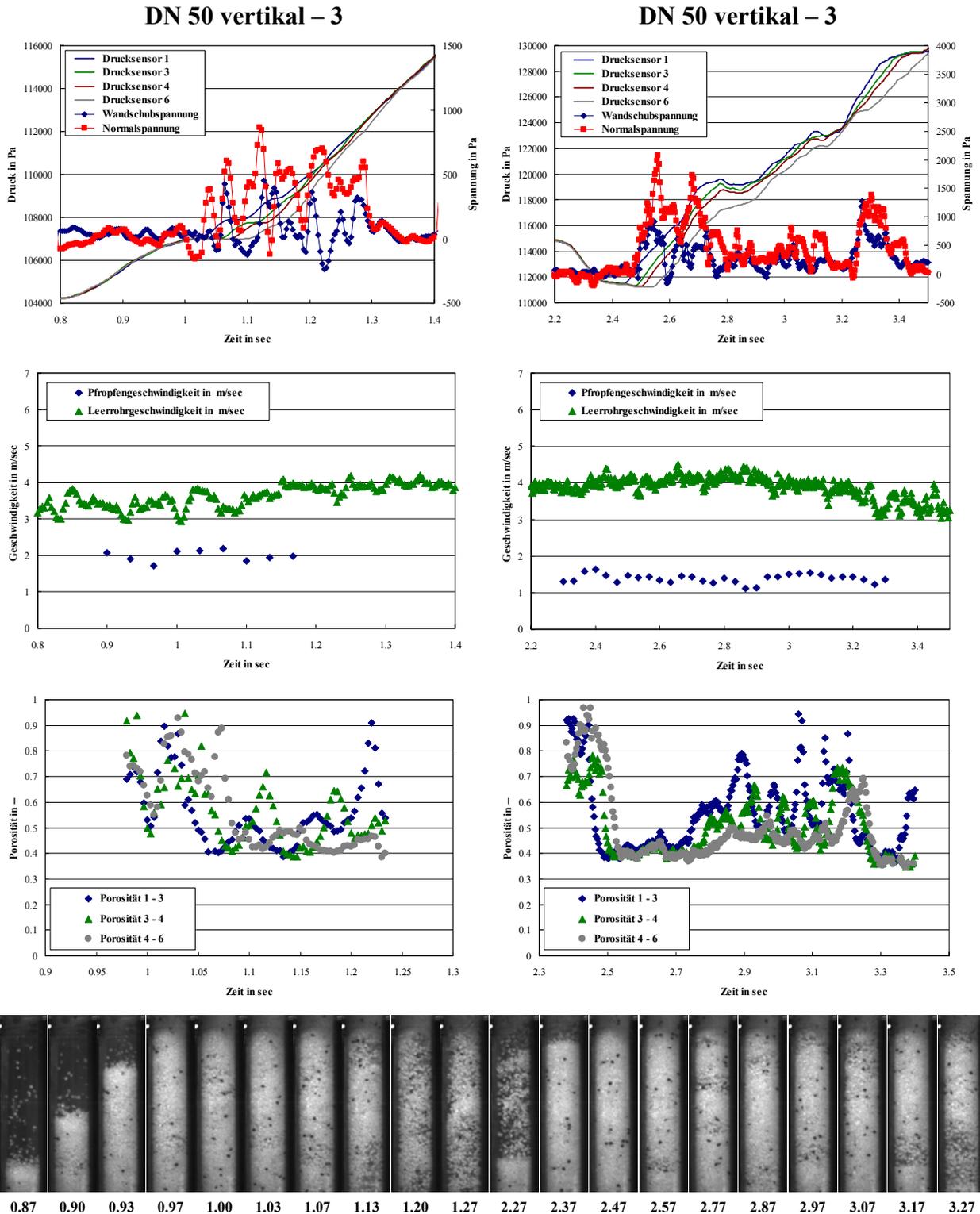


Abbildung 70: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfgeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität des ersten und des zweiten Schüttgutpfropfens für die gegebenen Versuchsparameter von Versuch DN 50 – 3

Der Porositätsverlauf des dritten sowie des fünften Pfropfens innerhalb dieser 20-sekündigen Messung von Versuch DN 50 – 3 konnte nicht ausgewertet werden, da infolge der sehr kurzen Pfropfen keine zeitliche Überschneidung der optisch ermittelten Pfropfgeschwindigkeit sowie des Druckverlustes innerhalb des Pfropfens auftritt.

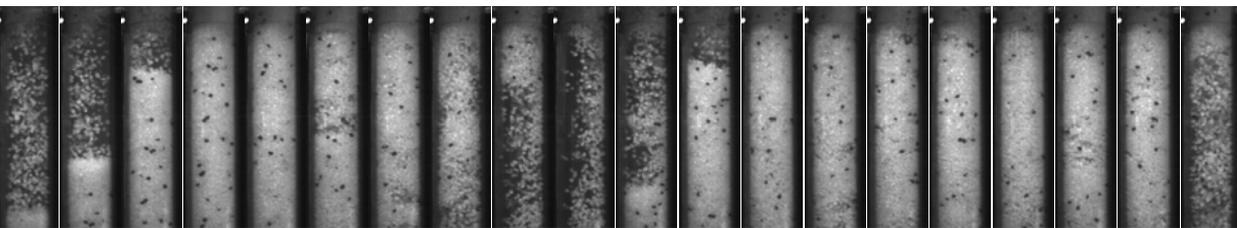
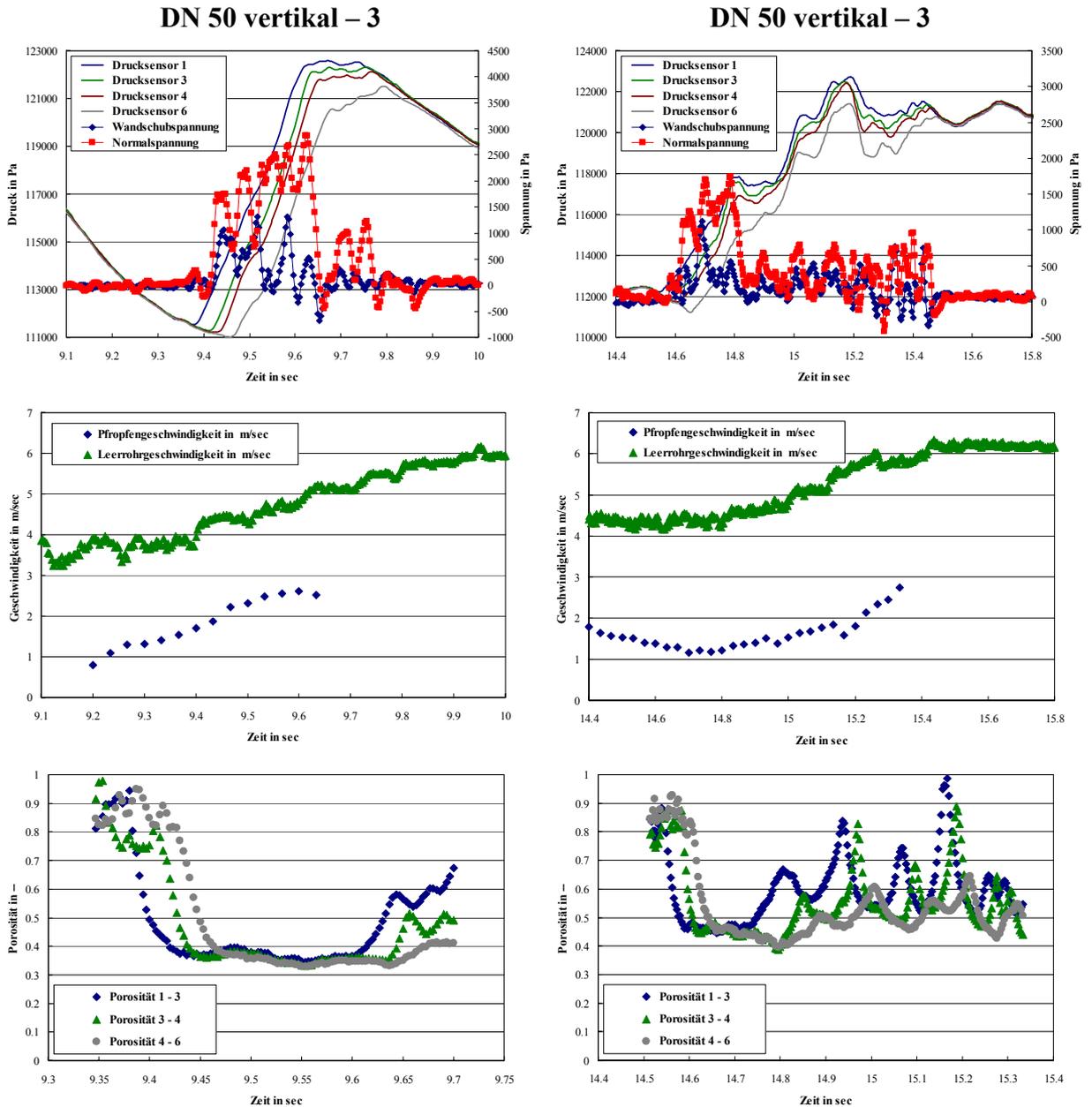


Abbildung 71: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität des vierten und des sechsten Schüttgutfropfens für die gegebenen Versuchsparameter von Versuch DN 50 – 3

Die Spannungsverläufe des vierten Pfropfens innerhalb dieser Messung von Versuch DN 50 – 3 zeigen deutlich höhere Werte sowie ein niedriges Verhältnis von Wandschubspannung zu Normalspannung von 0.3 im Zeitintervall von 9.45 sec bis 9.65 sec. Dies deutet auf einen kompakten Schüttgutfropfen hin. Nach diesem Zeitintervall ist der Pfropfen fluidisiert, da

Normalspannung sowie Wandschubspannung deutlich geringere Werte aufweisen und stark fluktuieren. Der Porositätsverlauf entlang des Pfcropfens spiegelt exakt dasselbe Verhalten des Pfcropfens wider. Der vordere Teil des Pfcropfens zeigt einen negativen Porositätsgradienten, der bis zum Zeitpunkt 9.6 sec abnimmt. In Analogie dazu nimmt die Geschwindigkeit des Pfcropfens in diesem Zeitbereich permanent zu. Anschließend fluidisiert der Pfcropfen, die Porosität steigt abrupt an. Der untere Teil des Pfcropfens trennt sich infolge des Porositätsanstieges ab. Die Pfcropfengeschwindigkeit nimmt wieder ab. Anhand der Pfcropfenbilder wird der sich abtrennende fluidisierte Teil des Pfcropfens sichtbar.

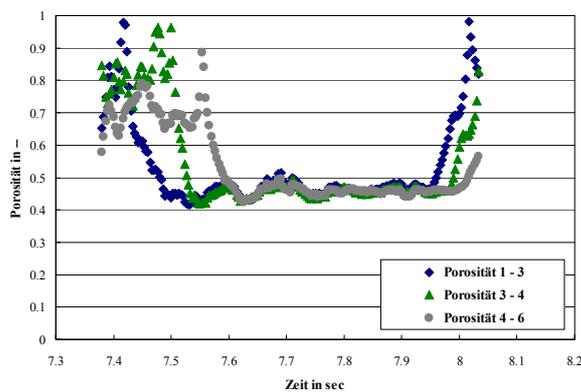
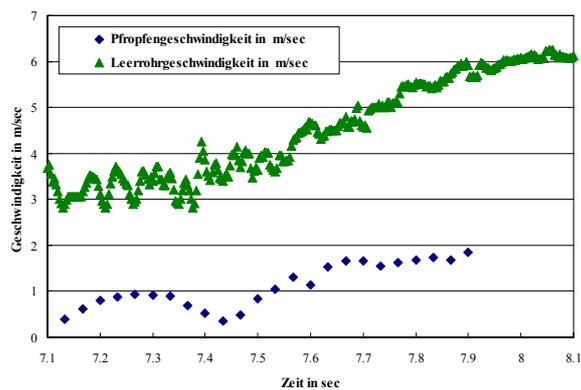
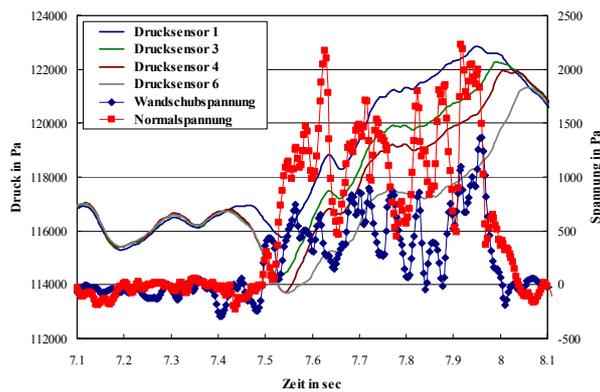
Abbildung 71 zeigt den sechsten Pfcropfen dieser Messung. Entsprechend der Spannungsverläufe weist dieser Pfcropfen eine kurze kompakte Pfcropfenfront auf. Diese kompaktere Pfcropfenfront wird durch das zurückfallende Granulat des voraus geförderten Schüttgutpfcropfens verursacht. Im weiteren Verlauf nehmen die Spannungswerte von Normalspannung und Wandschubspannungen ab und zeigen starke Fluktuationen um den Nullwert. Dies kennzeichnet eine Fluidisierung des Pfcropfens. Anhand des Porositätsverlaufs entlang des Pfcropfens wird exakt dasselbe Fluidisierverhalten wiedergegeben.

Anhand der Auswertung einer 20-sekündigen Einzelmessung lässt sich keine Regelmäßigkeit erkennen. Die Pfcropfen treten willkürlich auf und zeigen kein bevorzugtes Verhalten im Bezug zum vorhergehenden Pfcropfen bzw. zum nachlaufenden Pfcropfen. Eine derartige Auswertung für weitere Granulatmassenströme lässt ebenso keine Gesetzmäßigkeit der Einzelpfcropfen hinsichtlich Stabilität oder Frequenz des Auftretens erkennen. Lediglich die Pfcropfenanzahl nimmt mit zunehmenden Massenstrom zu. Eine Auswertung der exakten Pfcropfenlänge zu einem bestimmten Zeitpunkt kann mit Hilfe der optischen Auswertungsmethode nicht durchgeführt werden. Im folgenden werden den unterschiedlichen Förderparametern entsprechend Einzelpfcropfen aus den jeweiligen Einzelmessungen analysiert.

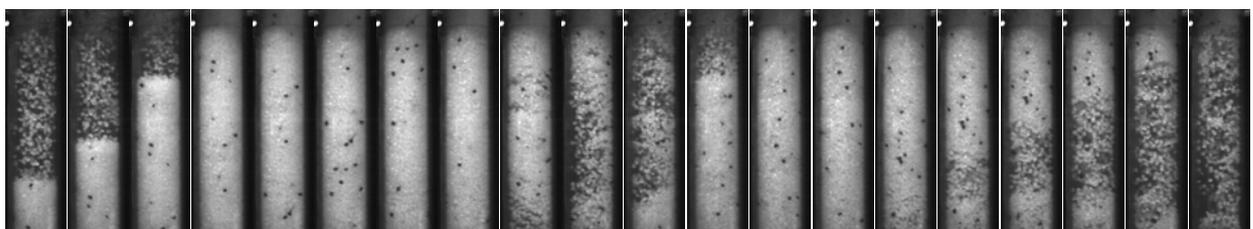
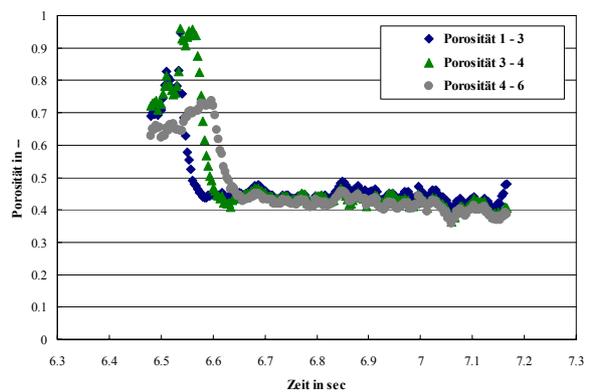
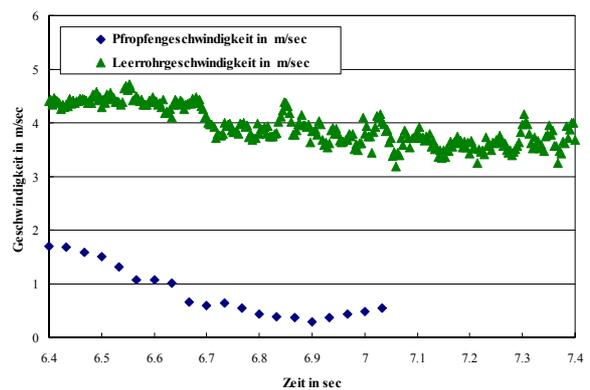
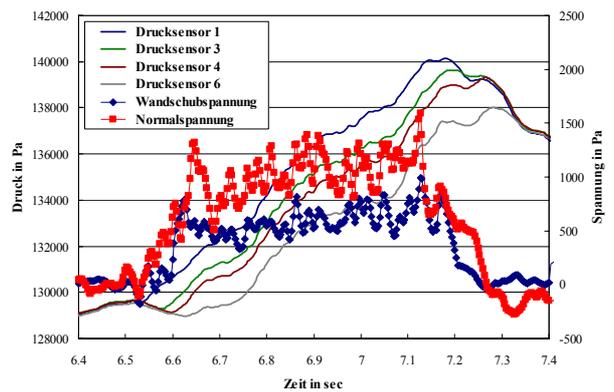
5.2.2 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Massenstroms auf die Pfcropfenbildung bzw. die Pfcropfenstabilität

Die im folgenden Kapitel dargestellten Einzelpfcropfen entsprechen den in Abbildung 69 angegebenen unterschiedlichen Granulatmassenströmen. Abbildung 72 zeigt einen Schüttgutpfcropfen bei niedrigem Massenstrom. Die Normalspannung sowie die Wandschubspannung liegen im Bereich von 1500 Pa bzw. 600 Pa und weisen hohe Fluktuationen auf. Das Verhältnis dieser beiden Spannungen besitzt über das Zeitintervall einen konstanten Wert von 0.4, was nicht dem Reibungskoeffizienten des Fördermaterials auf Edelstahl entspricht. Der Pfcropfen ist über die gesamte Länge fluidisiert. Dies kann durch die indirekt berechnete Porosität bestätigt werden. Die Porosität entlang des Pfcropfens weist einen leicht zunehmenden Verlauf auf. Die Pfcropfenfront ist infolge des zurückfallenden Fördergranulats kompakter – die Pfcropfenporosität liegt im Bereich von 0.4, während zum Pfcropfenende hin die Porosität ansteigt. Dieser positive Porositätsgradient entspricht einem instabilen Pfcropfen, der Granulat am Pfcropfenende verliert. Die Bilder bestätigen das instabile Pfcropfenende sowie das abfallende Granulat. Die Zunahme der Pfcropfengeschwindigkeit ab dem Zeitpunkt 7.43 sec beruht auf der starken Zunahme der Leerrohrgeschwindigkeit, die ab diesem Zeitpunkt ebenfalls stark ansteigt. Es liegt somit ein homogener, fluidisierter Pfcropfen vor, der über die gesamte Pfcropfenlänge sowohl Normalspannungen als auch Wandschubspannungen aufweist.

Versuch DN 50 – 2



Versuch DN 50 – 5



7.10 7.17 7.23 7.33 7.43 7.53 7.63 7.73 7.83 7.90 6.37 6.43 6.50 6.57 6.70 6.77 6.83 6.90 6.97 7.03

Abbildung 72: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfgeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens für die gegebenen Versuchsparameter von Versuch DN 50 – 2 und Versuch DN 50 – 5

Die Spannungsverläufe des analysierten Einzelpfropfens von Versuch DN 50 – 5 weisen ein konstantes Verhältnis von 0.6 über die gesamte Pfropfenlänge auf. Die Größe der Normalspannung ist vergleichbar zum Pfropfen aus Versuch DN 50 – 5, während die Wandschubspannung höhere Werte annimmt. Die Spannungsverläufe unterliegen sehr geringen Schwan-

Versuch DN 50 – 7

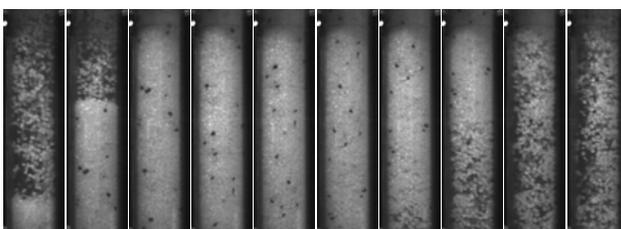
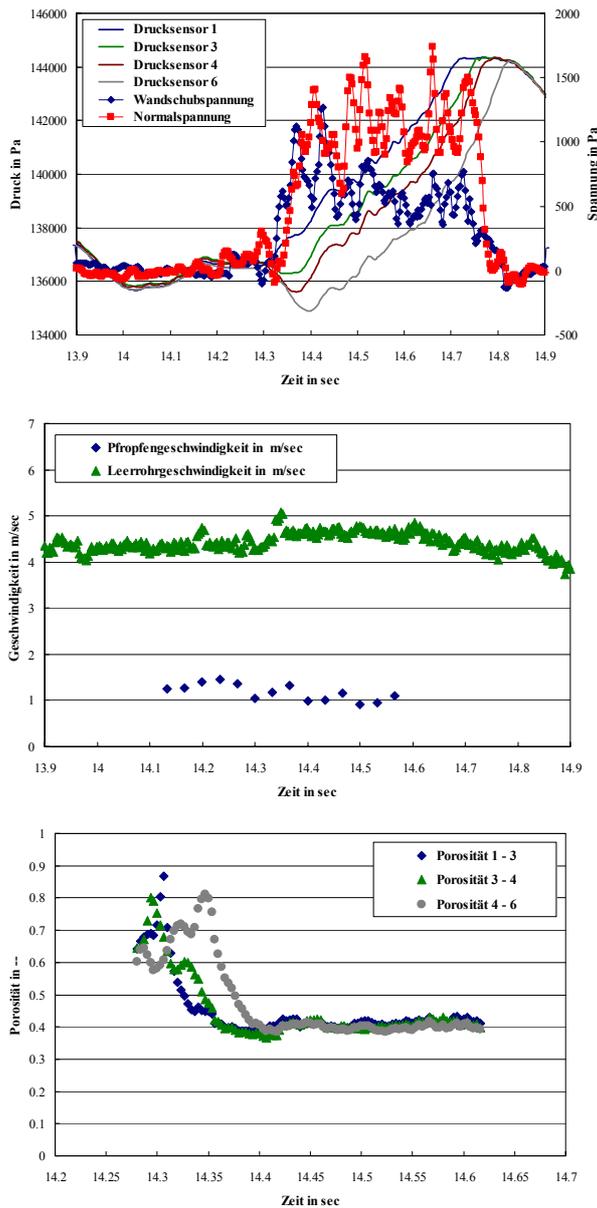


Abbildung 73: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens aus Versuch DN 50 – 7

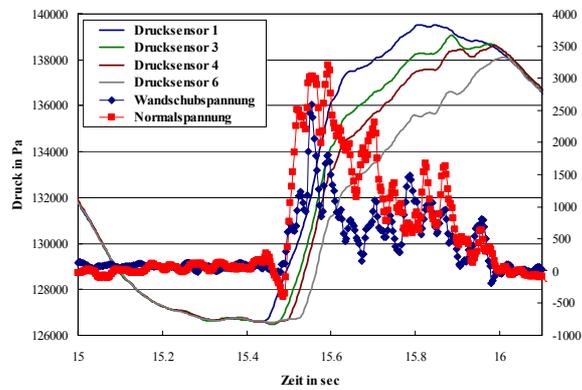
kungen und deuten auf einen sehr homogen fluidisierten Pfropfen hin, was durch den Porositätsverlauf belegt wird. Der negative Porositätsgradient, der von einer Porosität von 0.45 am Pfropfenanfang auf eine Porosität von 0.38 am Ende abnimmt, lässt auf einen kompakteren Pfropfen schließen. Dies kann anhand der Pfropfenbilder bestätigt werden, die einen deutlich geringeren Massenstrom an abfallendem Fördergranulat zeigen. Anhand der Pfropfengeschwindigkeit ist eine Beschleunigung des Pfropfens festzustellen, die infolge des kompakteren Pfropfenendes auftritt. Die Pfropfenbilder zeigen das Abtrennen eines Pfropfenteils, das im zeitlichen Verlauf gegen die Förderrichtung verschwindet (vgl. Abbildung 72 – Pfropfenbild 6.77 sec bis 7.03 sec).

Bei einer weiteren Erhöhung des Massenstroms wird keine Veränderung des Pfropfenverhaltens erkennbar. Der Verlauf der Spannungen und insbesondere die Absolutwerte der Spannungen zeigen keinen wesentlichen Unterschied zu den vorhergehenden Pfropfen. Auch hier zeigt sich ein konstantes Verhältnis von Wandschubspannung zu Normalspannung von 0.4. Am Pfropfenanfang überschneiden sich die Spannungen. Dies wird durch zurückfallendes Fördergranulat auf die Pfropfenfront sowie auftretenden Momenten am Sensorteller beim Einlaufen des Pfropfens erklärt. Der konstante Porositätsverlauf entlang des Pfropfens sowie die Pfropfenbilder bestätigen das Verhalten der Spannungen innerhalb des Pfropfens. Die Pfropfengeschwindigkeit nimmt innerhalb des entsprechenden Zeitintervalls ab. Die Geschwindigkeitsabnahme bzw. die negative Beschleunigung des Pfropfens deuten auf einen instabilen Pfropfen hin. Die Pfropfenbilder in Abbildung 73 zeigen das instabile Pfropfenende bzw. den hohen Massenstrom an abfallendem Produkt. Die Instabilität ist durch den konstanten Porositätsverlauf in Kombination mit der negativen Beschleunigung des Pfropfens zu erklären.

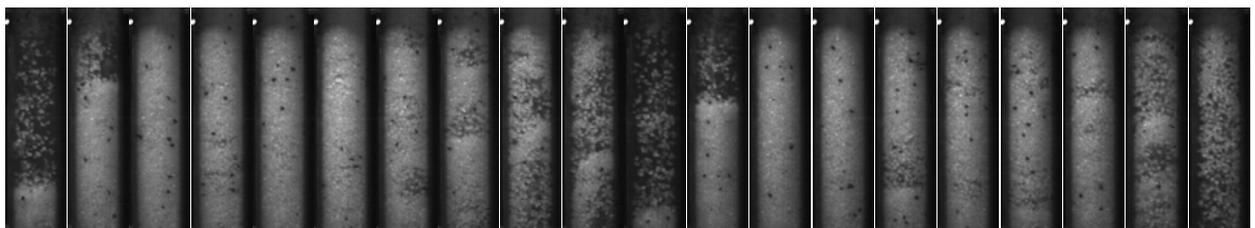
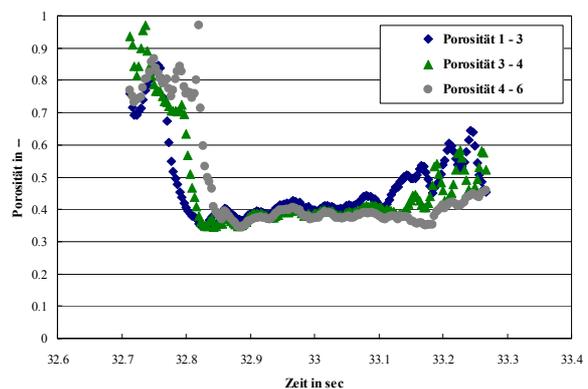
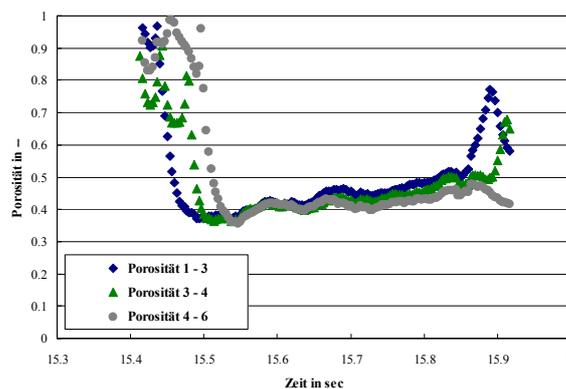
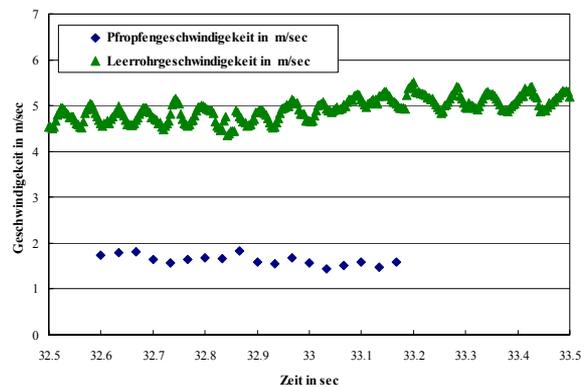
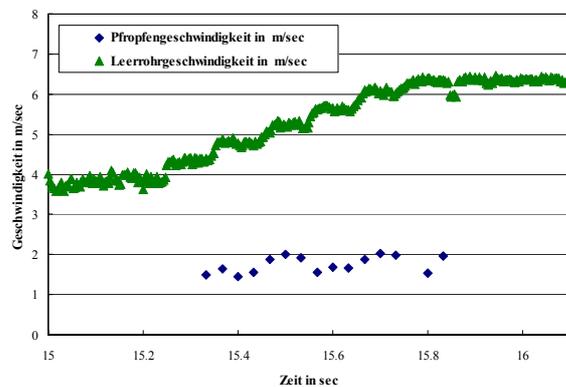
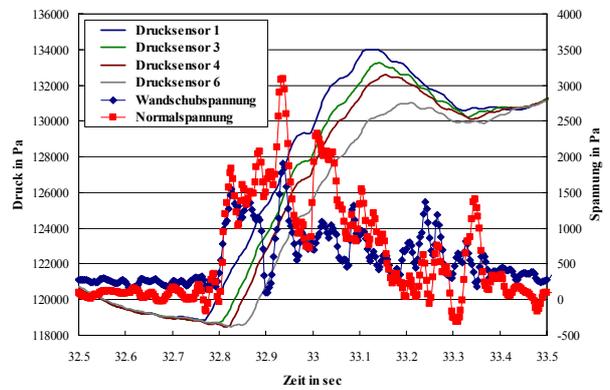
5.2.3 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit auf die Pfropfenbildung bzw. Stabilität in der industriellen Förderanlage DN 50

Entsprechend der experimentellen Untersuchungen an der vertikalen Förderanlage werden im folgenden Kapitel selektierte Einzelpfropfen aus definierten Förderzuständen eines konstanten Massenstroms bei unterschiedlichen Leerrohrgeschwindigkeiten des Fördergases analysiert.

Versuch DN 50 – 8



Versuch DN 50 – 9



15.27 15.33 15.40 15.50 15.60 15.67 15.73 15.80 15.87 15.93 32.53 32.60 32.67 32.77 32.87 32.97 33.07 33.17 33.27 33.37

Abbildung 74: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens für die gegebenen Versuchsparameter von Versuch DN 50 – 8 und Versuch DN 50 – 9

Der in Abbildung 74 dargestellte Einzelpfropfen aus Versuch DN 50 – 8 weist am Pfropfenanfang sehr hohe Spannungswerte auf, die auf zurückfallendes Fördergranulat auf die Pfropfenfront zurückzuführen sind. Im weiteren Verlauf ist der erste Teil des Pfropfens kompakter, charakterisiert durch ein konstantes Verhältnis von Wandschubspannung zu Normalspannung, und beginnt ab dem Zeitpunkt von 15.7 sec stärker zu fluidisieren. Die Normalspannungswerte sowie die Wandschubspannungswerte überschneiden sich. Der Porositätsverlauf zeigt ein ähnliches Verhalten. Die Pfropfenfront ist mit einer Porosität von 0.35 kompakt, während die Porositätswerte zum Pfropfenende auf 0.5 ansteigen. Infolge des positiven Porositätsgradienten sowie der relativ konstanten Pfropfengeschwindigkeit liegt trotz eines starken Anstieges der Leerrohrgeschwindigkeit ein instabiler Pfropfen vor, der sich im weiteren Verlauf der Förderung auflösen wird. Die Pfropfenbilder bestätigen dieses Auflösen des Pfropfens bzw. den massiven Abfall an Fördergranulat am Pfropfenende (vgl. Abbildung 74 – Pfropfenbild 15.80 sec bis 15.93 sec).

Ein ähnliches Förderverhalten zeigt auch der Pfropfen aus Versuch DN 50 – 9, wobei die detektierten Spannungen hohe Fluktuationen aufweisen. Anhand des Porositätsverlaufs lässt sich lediglich eine kompakte Pfropfenfront mit einer Porosität von 0.35 erkennen. Im weiteren Verlauf steigt die Porosität an und unterliegt ebenfalls Fluktuationen. Dies lässt auf einen inhomogenen fluidisierten Pfropfen schließen, der ab dem Zeitpunkt 33.17 sec völlig fluidisiert. Diese inhomogene Struktur spiegelt sich im heterogenen Verlauf der Spannungen wider. Die Einzelbilder des Pfropfens bestätigen dies. Die Bilder nach dem Zeitpunkt 32.87 sec zeigen bereits eine hohe Fluidisierung des Pfropfens, der schließlich im weiteren Verlauf auseinander bricht. Die abnehmende Pfropfengeschwindigkeit bestätigt die hohe Instabilität dieses Pfropfens.

Somit zeigen die jeweiligen Einzelpfropfen, die bei einheitlichem Massenstrom und unterschiedlichen Leerrohrgeschwindigkeiten auftreten, keine wesentlichen Unterschiede in der Pfropfenstabilität. Es bestätigt sich, dass ein positiver Porositätsgradient die Instabilität des Pfropfens fördert, die im allgemeinen bei einer Abnahme der Pfropfengeschwindigkeit im Zerfall des Pfropfens endet.

5.3 Darstellung der experimentellen Ergebnisse zur Charakterisierung der Förderzustände einer industriellen Förderanlage DN 80

Um den Einfluss des Förderrohrdurchmessers zu untersuchen, wurde die industrielle Förderanlage von einem Förderrohrdurchmesser DN 50 auf einen Förderrohrdurchmesser DN 80 erweitert. Die Isometrie und der Aufbau der Förderanlage entspricht Abbildung 63. Die Installation der Drucksensoren sowie der Einbau des Spannungssensors in Kombination mit der CCD Kamera erfolgte ebenso im Mittelsektor der vertikalen Förderstrecke wie bei den experimentellen Untersuchungen an der DN 50 Förderanlage.

Analog zu den vorherigen Kapiteln werden die Förderzustände, die den jeweiligen, analysierten Einzelpfropfen entsprechen, anhand des Gesamtdruckverlustes der Förderleitung in Abhängigkeit der Leerrohrgeschwindigkeit sowie des Fördergutmassenstroms dargestellt. Abbildung 75 zeigt die charakteristischen Förderkennlinien für die unterschiedlichen Fördergutmassenströme. Die exakten Messwerte der jeweiligen Versuche sind in Tabelle 8 erfasst. Die experimentell ermittelten Werte von Gesamtdruckverlust, Leerrohrgeschwindigkeit und

Granulatmassenstrom stellen Mittelwerte einer 20-sekündigen Messung eines stabilen Förderzustandes in der Förderanlage dar. Die experimentell ermittelten Förderzustände erlauben somit auch einen Vergleich der Pfropfenstabilität bei konstanter Leerrohrgeschwindigkeit bzw. gleichem Gesamtdruckverlust für jeweils unterschiedliche Granulatmassenströme.

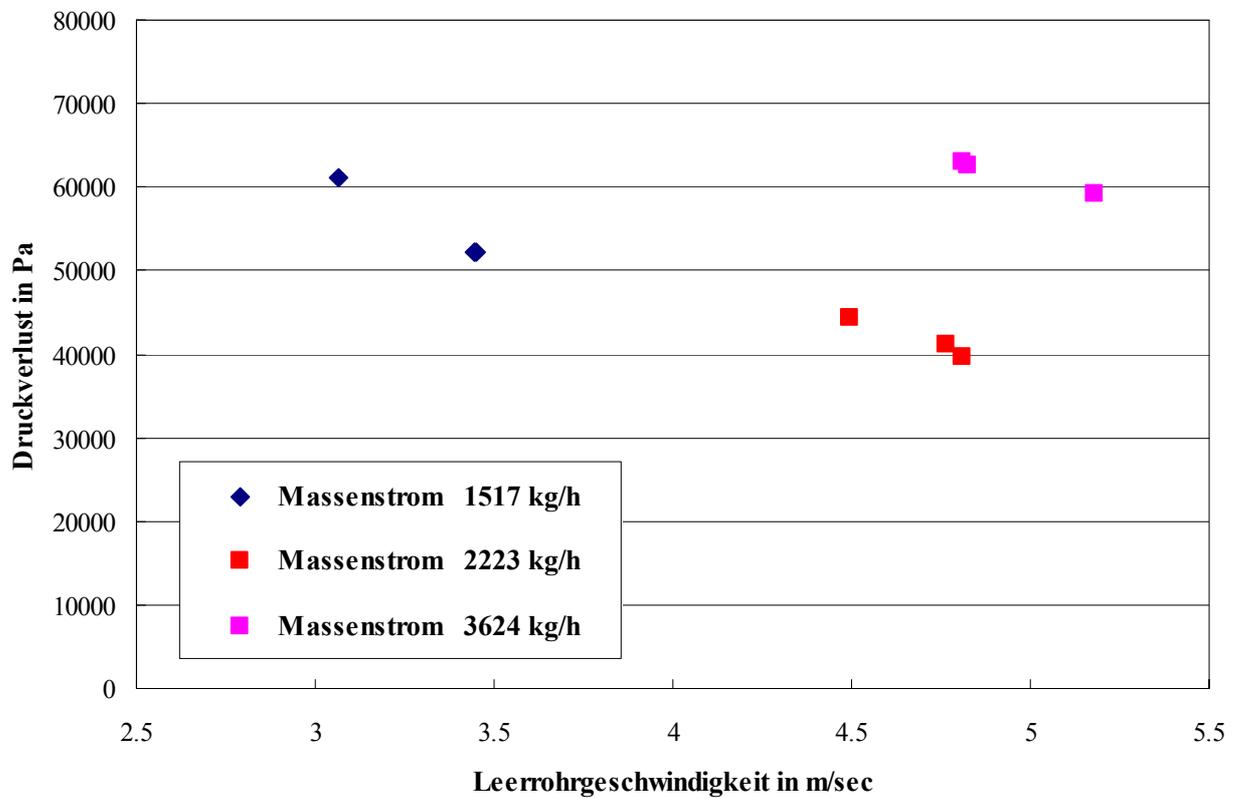


Abbildung 75: Gesamtdruckverlust in der industriellen Förderanlage DN 80 in Abhängigkeit des Granulatmassenstroms sowie der Leerrohrgeschwindigkeit

Tabelle 8: Experimentelle Versuchsdaten der Einzelversuche in Abbildung 75

Versuchsnummer	Druckverlust in Pa	Leerrohrgeschwindigkeit in m/sec	Granulatmassenstrom in kg/h
DN 80 – 1	52152.08	3.45	1443.28
DN 80 – 2	52123.67	3.45	1678.74
DN 80 – 3	61071.83	3.07	1431.43
DN 80 – 4	44388.80	4.49	2245.36
DN 80 – 5	39673.34	4.81	2143.64
DN 80 – 6	41272.27	4.76	2280.94
DN 80 – 7	63073.03	4.81	3553.95
DN 80 – 8	59180.93	5.18	3483.24
DN 80 - 9	62698.45	4.82	3837.07

5.3.1 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss des Massenstroms auf die Pfropfenbildung bzw. die Pfropfenstabilität

Entsprechend den in Kapitel 5.3 charakterisierten Förderzuständen in der DN 80 Förderanlage soll unter anderem auch der Einfluss des Förderrohrdurchmessers im Vergleich zu den Ergebnissen der DN 50 Anlage untersucht werden. Die Analyse der dargestellten Einzelpfropfen erfolgt analog anhand der Normal- sowie der Wandschubspannungsverläufe in Verbindung mit den Porositätsverläufen entlang der Einzelpfropfen sowie der Pfropfengeschwindigkeit.

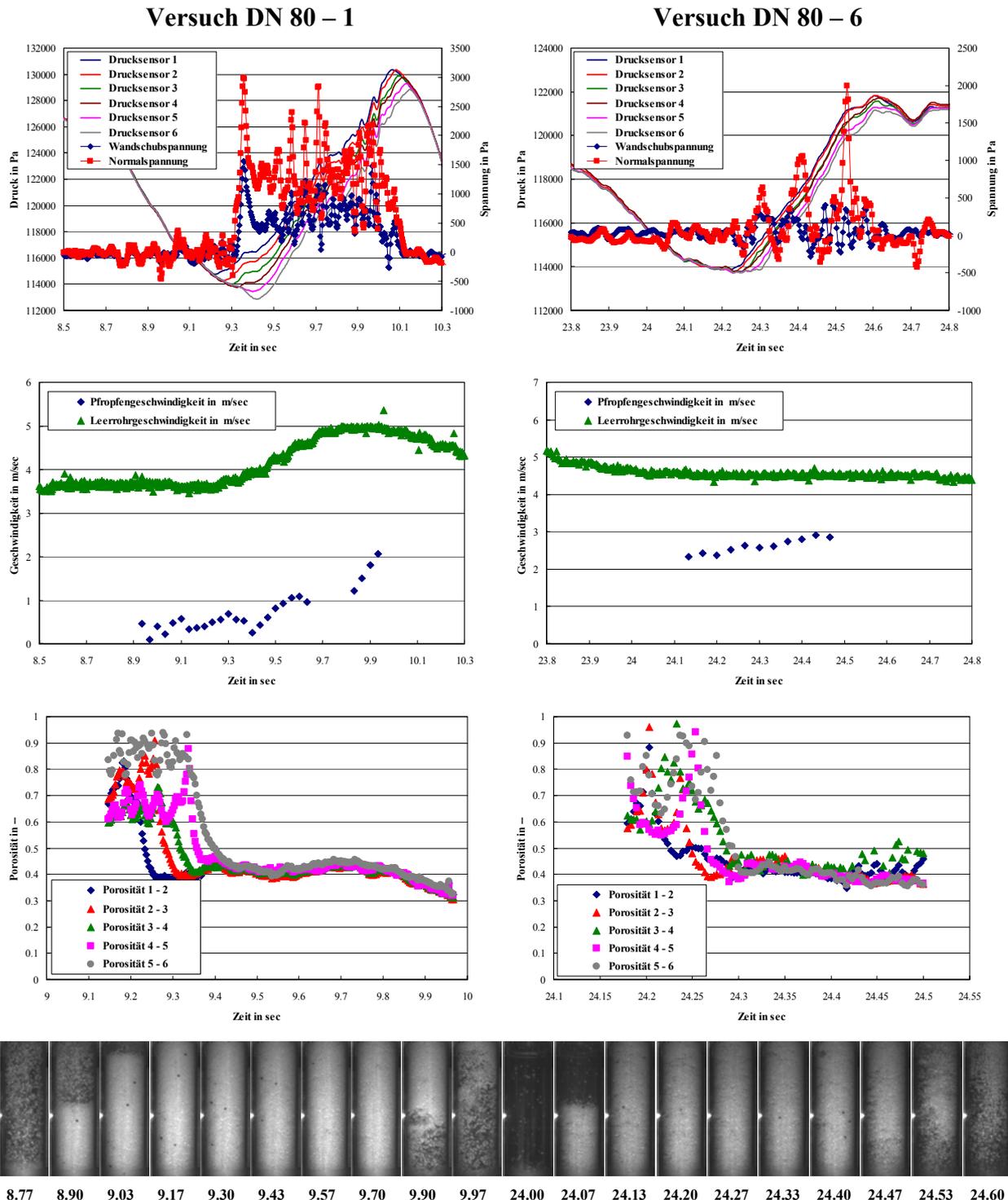


Abbildung 76: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens für die gegebenen Versuchsparameter von Versuch DN 80 – 1 und Versuch DN 80 – 6

Anhand des Wandschubspannungs- und Normalspannungsverlaufs des in Abbildung 76 dargestellten Einzelpfropfens aus Versuch DN 80 – 1 lassen sich keine Unterschiede zu den analysierten Einzelpfropfen der DN 50 Förderanlage feststellen. Die Absolutwerte der Spannungen liegen in derselben Größenordnung von 1500 Pa für die Normalspannung und 600 Pa für die Wandschubspannung. Die Spannungsverläufe zeigen zu Beginn des Pfropfens einen kompakteren Pfropfenanfang, der infolge des zurückfallenden Materials des voraus geförderten Pfropfens entsteht. Das Verhältnis von Wandschubspannung zu Normalspannung liegt in diesem Bereich bei 0.3. Im weiteren Verlauf zeigen sowohl die Wandschubspannung als auch die Normalspannung starke Schwankungen. Das Verhältnis der Spannungen nimmt zu. Entsprechend ist der Pfropfen in diesem Bereich stärker fluidisiert, während das Pfropfenende wieder kompakt erscheint. Insbesondere der Bereich im Zeitraum zwischen 9.95 sec bis 10.10 sec ist durch eine hohe Normalspannung bei einer vergleichsweise niedrigen Wandschubspannung charakterisiert. Der Porositätsverlauf belegt dies. Der Pfropfen zeigt beim Einlaufen in den Spannungssensor eine niedrigere Porosität, welche im weiteren Verlauf ansteigt. Der Pfropfen ist demzufolge fluidisiert und die Porosität nimmt zum Pfropfenende wieder auf einen Wert von 0.35 ab. Insbesondere das mehrmalige Beschleunigen deutet auf unterschiedliche Porositäten innerhalb des Pfropfens hin. Der Pfropfen läuft mit einer sehr niedrigen, aber konstanten Geschwindigkeit in den Spannungssensor ein, anschließend beschleunigt der Pfropfen infolge einer abnehmenden Porosität im Zeitintervall zwischen 9.50 sec und 9.60 sec. Schließlich folgt eine starke Geschwindigkeitszunahme am Ende, was mit dem kompakten Pfropfenende korreliert. Die entsprechenden Pfropfenbilder zeigen die durchwegs kompakte Struktur des Pfropfens, die mit dem gering fluktuierenden Porositätsverlauf übereinstimmt, sowie das kompakte, klar abgegrenzte Pfropfenende (vgl. Abbildung 76 – Pfropfenbild 9.90 sec).

Wird der Massenstrom auf 2280 kg/h erhöht, zeigt sich keine Veränderung im Pfropfenverhalten. Der in Abbildung 76 dargestellte Einzelpfropfen aus Versuch DN 80 – 6 dokumentiert stark fluktuierende Normal- sowie Wandschubspannungen um den Nullpunkt über die gesamte Pfropfenlänge. Dieses Verhalten lässt auf einen stark fluidisierten Pfropfen schließen. Die üblichen Spannungsspitzen am Pfropfenanfang bzw. der kompaktere Pfropfenanfang werden durch das fehlende, zurückfallende Produkt der voraus geförderten Schüttgutpfropfen unterbunden (vgl. Abbildung 76 – Pfropfenbild 24.00 sec bis 24.07 sec). Der stark fluktuierende Porositätsverlauf bestätigt dies. Der Pfropfen besitzt über die gesamte Länge eine höhere Porosität als 0.4. Zudem unterliegen die unterschiedlichen Porositätsverläufe, welche aus der Druckdifferenz zwischen jeweils zwei Drucksensoren ermittelt wurden, einem uneinheitlichem Verlauf. Werden die Porositäten zu einem definierten Zeitpunkt betrachtet, liegen innerhalb des Pfropfens starke Porositätsschwankungen vor. Demzufolge zeigt der Pfropfen zwischen zwei Drucksensoren unterschiedliche Porositäten. Trotz der starken Fluidisierung lässt der Pfropfen eine Stabilität erkennen bzw. zeigt sich als Schüttgutpfropfen. Dies lässt sich mit Hilfe des negativen Porositätsgradienten erklären. Das Pfropfenende mit einer niedrigeren Porosität verursacht infolge der Förderluftdurchströmung einen höheren Druckverlust und lässt daher den Pfropfen als kompakten Schüttgutpfropfen, trotz der höheren Porosität, erscheinen. Wie bereits in den vorhergehenden Kapiteln bei der Interpretation der Einzelpfropfen erwähnt, verursacht dies eine Beschleunigung des Pfropfens. Die Zunahme der Pfropfengeschwindigkeit in Abbildung 76 belegt dies. Ebenso kennzeichnet die Höhe der Pfropfengeschwindigkeit von bis zu 3 m/sec einen stark fluidisierten Pfropfen,

Versuch DN 50 – 9

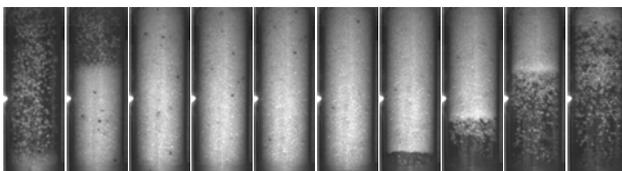
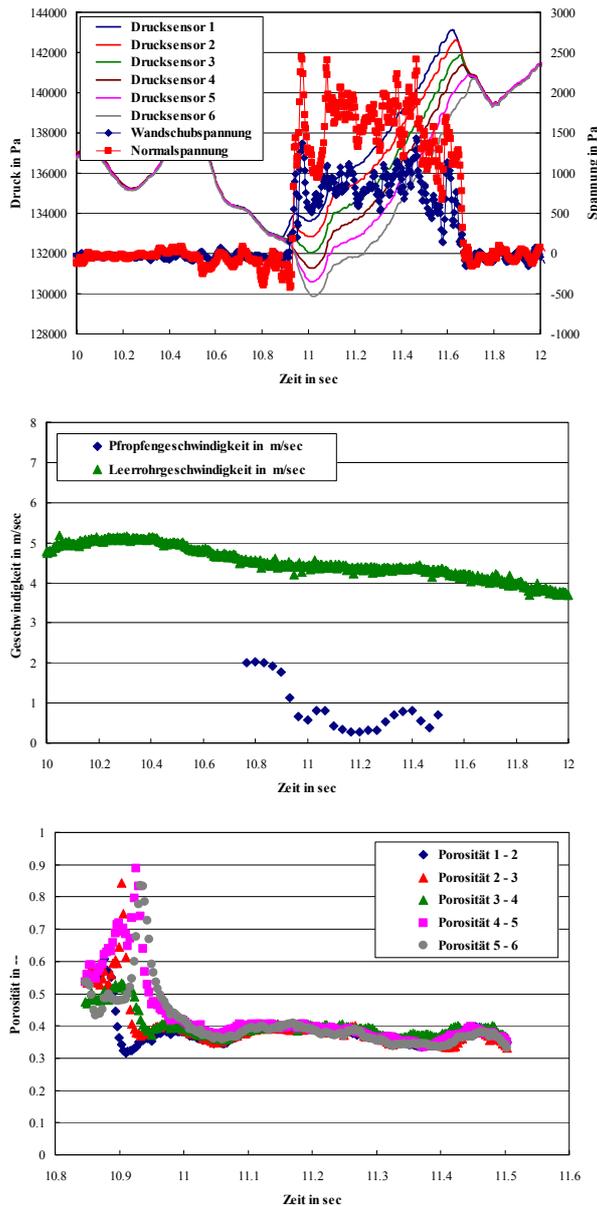


Abbildung 77: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens für die gegebenen Versuchsparameter von Versuch DN 80 – 9

Pfropfengeschwindigkeit von bis zu 3 m/sec einen stark fluidisierten Pfropfen, der keine messbare Differenzgeschwindigkeit zur Förderluft aufweist.

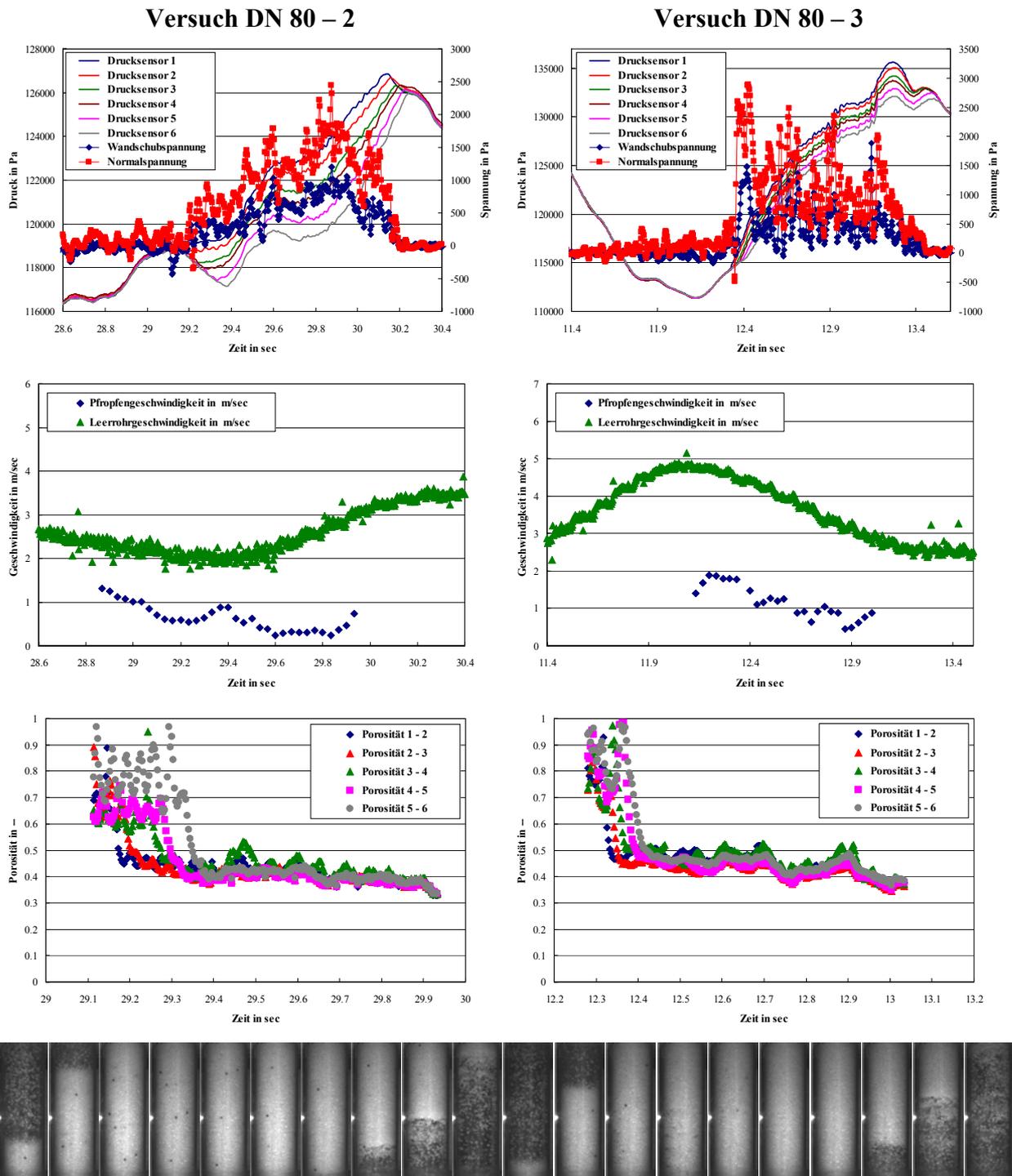
Abbildung 77 zeigt den Pfropfen aus Versuch DN 80 – 9 bei einem Massenstrom von 3837 kg/h. Die Verläufe von Normal- und Wandschubspannung stellen einen sehr kompakten Pfropfen dar, der infolge des auf die Pfropfenfront zurückfallenden Fördergutes Spannungsspitzen am Pfropfenanfang aufweist. Im weiteren Verlauf lassen die Spannungsverläufe bzw. das konstante Verhältnis aus Wandschubspannung zu Normalspannung von 0.45 auf einen geschlossenen, jedoch fluidisierten Pfropfen rückschließen. Der Porositätsverlauf entlang des Pfropfens bestätigt die geschlossene Struktur des Pfropfens, der im mittleren Pfropfenabschnitt eine maximale Porosität von 0.4 aufweist. Die Pfpfengeschwindigkeit ist gekennzeichnet durch zwei markante Bereiche, in denen der Pfropfen beschleunigt. Diese Bereiche korrelieren mit den Porositätsschwankungen innerhalb des Pfropfens. Der Porositätsverlauf weist zwischen den Zeitintervallen von 11.00 sec bis 11.10 sec sowie zwischen 11.25 sec und 11.40 sec einen negativen Porositätsgradienten auf, der die Beschleunigung des Pfropfens verursacht. Die Pfropfenbilder bestätigen diese geschlossene Pfropfenstruktur. Insbesondere im Zeitintervall zwischen 11.23 sec bis 11.43 sec zeigt sich ein kompaktes, stabiles Pfropfenende, das während der Förderung kaum Fördergutmaterial verliert.

Die analysierten Einzelpfropfen lassen keinen Einfluss des Massenstroms als auch des Förderrohrdurchmessers auf die Pfropfenstabilität erkennen. Die Pfropfen verhalten

sich ebenso willkürlich wie in der DN 50 Förderleitung. Ebenso liegen die auftretenden Spannungen in derselben Größenordnung. Als einziges Pfropfenstabilitätskriterium wird auch bei größeren Förderrohrdurchmessern ein negativer Porositätsgradient deutlich erkennbar.

5.3.2 Experimentelle Untersuchung zum Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit auf die Pfropfenbildung bzw. Stabilität in der industriellen Förderanlage DN 80

Der Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft auf die Pfropfenstabilität soll anhand der in Abbildung 76 sowie Abbildung 78 dargestellten Spannungs- und Porositätsverläufen unterschiedlicher Einzelpfropfen untersucht werden.



28.83 28.93 29.07 29.20 29.33 29.47 29.60 29.73 29.87 30.00 12.07 12.17 12.27 12.37 12.47 12.67 12.77 12.87 12.97 13.07
 Abbildung 78: Druckverlust, Normalspannung, Wandschubspannung, Pfropfengeschwindigkeit, Leerrohrgeschwindigkeit sowie die berechnete Porosität eines Schüttgutpfropfens für die gegebenen Versuchsparameter von Versuch DN 80 – 2 und Versuch DN 80 – 3

Die Einzelpfropfen aus Versuch DN 80 – 1, Versuch DN 80 – 2 sowie Versuch DN 80 – 3 entsprechen einem Massenstrom von 3624 kg/h. Neben der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases sollte auch hier der Einfluss des Förderrohrdurchmessers im Vergleich zu den Ergebnissen der DN 50 Förderanlage untersucht werden.

Die Verläufe der Wandschubspannung sowie der Normalspannung des Einzelpfropfens aus Versuch DN 80 – 2 zeigen ein langsames Ansteigen bis zu einem Maximalwert von 2000 Pa für die Normalspannung und einem Maximalwert von 1000 Pa für die Wandschubspannung. Dieses Verhalten lässt auf wenig zurückfallendes Produkt auf die Pfropfenfront des dargestellten Pfropfens schließen. Das Verhältnis von Wandschubspannung zu Normalspannung weist im Zeitintervall zwischen 29.40 sec bis 30.00 sec ein konstantes Verhältnis von 0.5 auf, während das Verhältnis dieser beiden Spannungen ab dem Zeitpunkt von 30.00 sec auf 0.3 sinkt. Dies würde einem kompakten Pfropfenende entsprechen. Der Porositätsverlauf zeigt entlang des Pfropfens eine höhere Porosität um 0.4, die zum Pfropfenende auf eine Porositäten von 0.35 absinkt. Dies würde mit dem Verlauf der Spannungen übereinstimmen. Anhand Abbildung 78 lässt sich im Zeitintervall zwischen 29.40 sec bis 30.00 sec eine konstante Pfropfengeschwindigkeit erkennen, die erst nach 30.00 sec zunimmt. Da der Pfropfen erst zu einem späteren Zeitpunkt beschleunigt, entsteht der negative Porositätsgradient erst während der Pfropfen sich im Spannungssensor befindet. Die Pfropfenbilder bestätigen das kompakte Pfropfenende (vgl. Abbildung 78 – Pfropfenbild 29.73 sec bis 29.87 sec).

Auch bei einer höheren Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases zeigen die Spannungsverläufe von Normalspannung und Wandschubspannung einen ähnlichen Verlauf. An der Pfropfenfront entstehen infolge zurückfallendem Fördergut des voraus geförderten Pfropfens Spannungsspitzen. Anschließend unterliegen die jeweiligen Spannungen starken Fluktuationen, wobei das Verhältnis der Wandschubspannung zur Normalspannungen um 0.5 schwankt. Am Pfropfenende nimmt das Verhältnis dieser Spannungen für ein kurzes Zeitintervall ab. Demzufolge sollte der Pfropfen im Bereich des höheren Spannungsverhältnisses fluidisiert sein, während der Pfropfen am Ende einen kompakteren Pfropfenabschnitt aufweist. Der ermittelte Porositätsverlauf bestätigt die Interpretation der Spannungsverläufe. Der Pfropfen zeigt im Zeitintervall zwischen 12.40 sec bis zu 12.90 sec eine Porosität zwischen 0.4 bis 0.5, wobei die Porosität starken Schwankungen unterliegt. Anschließend nimmt die Porosität auf einen Wert von 0.35 ab. Dieser negative Porositätsgradient lässt sich in der Pfropfengeschwindigkeit wieder erkennen. Exakt zu diesem Zeitpunkt beginnt der Pfropfen zu beschleunigen. Demzufolge verursacht der dichtere Teil des Pfropfens einen höheren Druckverlust und beginnt zu beschleunigen. Insbesondere der jeweilige Fluidisationszustand des Pfropfens kann mit Hilfe der Pfropfenbilder deutlich gemacht werden. So weist der Pfropfen zum Zeitpunkt 12.37 sec eine „brüchige“ Struktur auf, während das Pfropfenende zwischen 12.87 sec bis 12.97 sec sehr kompakt ist (vgl. Abbildung 78 – Pfropfenbild 12.07 sec bis 13.07 sec).

Die Gesamtauswertung der jeweiligen Förderzustände sowie die dargestellten, analysierten Einzelpfropfen lassen keinen Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases erkennen. Die Pfropfenstabilität wird nur durch den vorliegenden Porositätsverlauf entlang des Pfropfens beeinflusst, wobei ein negativer Porositätsgradient eine Stabilität in Form eines kompakten Pfropfenendes mit kaum abfallendem Fördergut bewirkt. Ein Vergleich mit den Resultaten aus der DN 50 Förderanlage lässt keinen Einfluss des Förderrohrdurchmessers erkennen.

5.4 Bestimmung der Pfropfenporosität bzw. der Beladungen der Förderleitung bei unterschiedlichen Förderzuständen in der industriellen Förderanlage DN 50

Da die experimentellen Untersuchungen an Einzelpfropfen sowohl in der DN 50 Förderanlage als auch in der DN 80 Förderanlage keinen Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases als auch keinen Einfluss des Fördergutmassenstroms auf die Pfropfenstabilität ergaben, sollen weiterführende Untersuchungen zur Beladung der Gesamtförderanlage, des vertikalen Förderabschnittes sowie innerhalb eines Einzelpfropfens weitere Erkenntnisse über das Verhalten der Pfropfen ergeben. Insbesondere der höhere Druckverlust der Pfropfenförderung bei höheren Massenströmen sowie entsprechend höheren Leerrohrgeschwindigkeiten konnte anhand der bisherigen Ergebnisse noch nicht erklärt werden. Ferner sollten die in den vorherigen Kapiteln als wesentliche Interpretationsgrundlage dienenden indirekt berechneten Porositätsverläufe entlang der Einzelpfropfen direkt bestimmt werden, um die angewendete Methode der indirekten Porositätsbestimmung zu evaluieren. Die Durchführung dieser Messungen erfolgen ausschließlich in der industriellen Förderanlage DN 50.

Dazu wurde die Beladung in der Gesamtförderanlage bei verschiedenen Förderzuständen bestimmt. Die Einstellungen der Anlagenparameter entsprechen den Anlagenparametern zur Bestimmung der Förderzustände in Abbildung 69. Die Abhängigkeiten von Gesamtdruckverlust, Massenstrom und Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases sind aus Abbildung 69 zu entnehmen. Zur Bestimmung der Beladung wird die Förderung nach Erreichen eines stabilen Förderzustandes abgestellt. Das in den Förderrohren befindliche Fördergranulat wird in den Sammelcontainer gefördert und die Gesamtmasse gravimetrisch bestimmt. Die zur Berechnung der Beladung bzw. Porosität der Förderanlage notwendige Länge der Förderleitung beträgt im Gegensatz zur Gesamtlänge der Förderstrecke (vgl. Abbildung 64) nicht 48.3 m sondern nur noch 43 m. Die Reduktion der Anlagenlänge ergibt sich durch das Gefälle im letzten Förderabschnitt vor dem Sammeltank. Wird die Anlage abgestellt, rieselt das im letzten Abschnitt befindliche Fördergranulat noch in den Sammeltank, bevor die eigentliche Massenbestimmung durchgeführt werden kann. Demzufolge ist dieser Rohrabschnitt bei der Volumenbestimmung der Förderleitung nicht zu berücksichtigen. Die ermittelte Fördergutmasse in der Förderleitung bezogen auf die Feststoffdichte des Fördermaterials ergibt das Feststoffvolumen. Die Berechnung der Beladung bzw. der Porosität innerhalb der Gesamtförderstrecke erfolgt nach Gleichung 47.

$$\epsilon_{Förderanlage} = 1 - \frac{m_{Fördergut}}{\rho_S \cdot V_{Förderleitung}} \quad \text{Gleichung 47}$$

Anhand der Berechnung wird das in der Förderleitung befindliche Fördergutmaterial auf die gesamte Leitungslänge homogen verteilt. Die Bestimmung der Förderanlagenporosität erfolgt somit unabhängig davon, ob das Material mit einer bestimmten Anzahl an Pfropfen, welche durch Luftpolster voneinander getrennt sind, transportiert wird. In Abbildung 79 sind die ermittelten Fördergutmassen sowie die errechneten Porositäten der Gesamtförderstrecke bei unterschiedlichen Massenströmen dargestellt. Es zeigt sich, dass sich innerhalb der Gesamtförderstrecke eine vom Massenstrom unabhängige konstante Beladung bzw. Fördergutmasse

einstellt. Dies resultiert in eine vom Massenstrom unabhängige mittleren Porosität zwischen 0.8 bis 0.9. Die mittlere Porosität bezogen auf das Gesamtvolumen der Förderanlage ist somit zunächst unabhängig von den sich in der Förderleitung formierenden Einzelpfropfen.

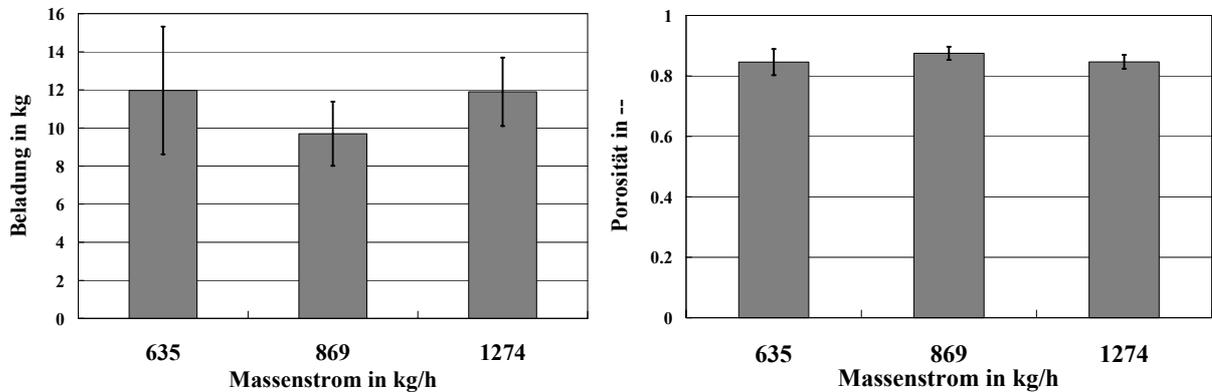


Abbildung 79: Experimentell bestimmte Fördergutmassen und berechnete Porositäten der Gesamtförderstrecke bei unterschiedlichen Massenströmen für die Gesamtförderanlage

Analog zu den beschriebenen Untersuchungen an der Gesamtförderanlage wurden die Beladung sowie die Porosität entsprechend den unterschiedlichen Förderzuständen (vgl. Abbildung 69) im vertikalen Förderabschnitt der Gesamtförderleitung bestimmt. Dazu werden nach Erreichen eines stabilen Förderzustands zwei pneumatische Trennschieber, *Kammerer GmbH/Bergisch Gladbach/Deutschland*, welche am unterem und oberem Ende der vertikalen Förderstrecke installiert sind, simultan geschlossen und die Förderung bzw. die Förderanlage abgestellt. Die elektrische Schaltung sowie die Konstruktion der Trennschieber ermöglicht es, dass beide Trennschieber gleichzeitig in 0.1 sec ohne Blockieren der Schieber schließen.

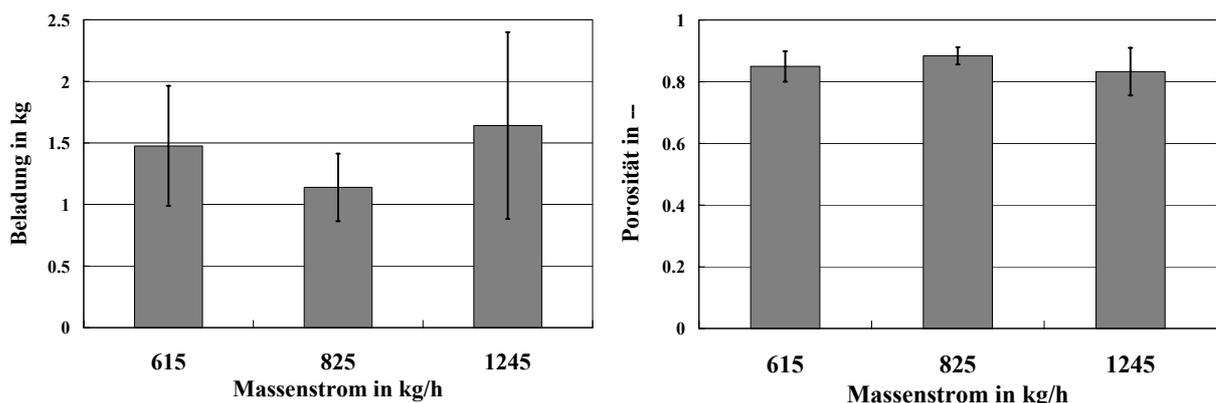


Abbildung 80: Experimentell bestimmte Fördergutmassen und berechnete Porositäten für die vertikale Förderstrecke der DN 50 Förderanlage bei unterschiedlichen Massenströmen

Anschließend wird die Förderleitung unmittelbar vor dem unteren Schieber geöffnet, das abgetrennte Fördermaterial entnommen und die Masse detektiert. Die Berechnung der Porosität in der vertikalen Förderstrecke erfolgt entsprechend Gleichung 47 mit Hilfe der ermittelten Fördergutmasse bezogen auf das Volumen der vertikalen Förderstrecke mit einer Länge von

6.5 m (vgl. Abbildung 64). Abbildung 80 zeigt die ermittelten Fördergutmassen bzw. die Beladung sowie die errechneten Porositäten. Die großen Konfidenzintervalle werden auf die Pfropfenabstände im Förderrohr zurückgeführt. Auch hier zeigen sich vom Massenstrom unabhängige Porositäten im Bereich von 0.8 bis 0.9. Infolge der Pfropfenabstände können die Pfropfen entweder außerhalb der Schieberpositionen liegen, während die Pfropfen bei einem weiteren Versuch innerhalb der Schieber liegen und damit die Beladung bzw. die ermittelte Fördergutmasse entsprechend hoch ausfallen lassen. In Analogie zu den Untersuchungen in der Gesamtförderanlage wird auch bei der vertikalen Förderstrecke die Fördergutmasse auf das gesamte Volumen der vertikalen Förderstrecke bezogen. Die Konzentrierung des Fördermaterials auf Einzelpfropfen bleibt unberücksichtigt.

Daher wurden weiterführende Untersuchungen an Einzelpfropfen durchgeführt. Gemäß den Förderzuständen für die bisherigen Untersuchungen an der industriellen Förderanlage DN 50 (vgl. Abbildung 69) wird die Porosität innerhalb pneumatisch geförderter Einzelpfropfen bestimmt. Dazu wird ein Plexiglas-Schnappschieber (vgl. Abbildung 59) auf halber Höhe im vertikalen Abschnitt der Förderleitung integriert. Nachdem sich ein stabiler Förderzustand einstellt, wird entsprechend dem in Kapitel 4.4 beschriebenen Prozedere, ein Teil des Pfropfens abgetrennt. Anschließend wird der Fördervorgang gestoppt und die Förderleitung unterhalb des Schnappschiebers demontiert. Der untere Teil des Schnappschiebers wird geöffnet und die Fördergutmasse bestimmt. Entsprechend Gleichung 47 wird die mittlere Porosität des 14.5 cm langen Pfropfenstücks berechnet.

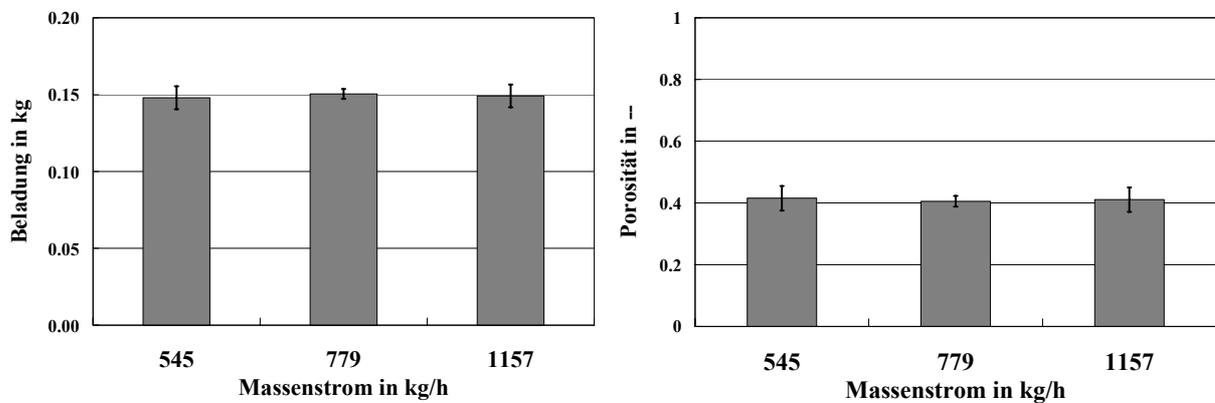


Abbildung 81: Experimentell bestimmte Fördergutmassen und berechnete Porositäten von Einzelpfropfen bei unterschiedlichen Massenströmen innerhalb der vertikalen Förderstrecke der DN 50 Förderanlage

Abbildung 81 zeigt die ermittelten Fördergutmassen der Pfropfenfragmente sowie die berechneten Porositäten. Die Porositäten liegen bei ca. 0.4. Dass keine höheren Porositäten innerhalb des Pfropfens bestimmt werden, liegt daran, dass infolge der Versuchsdurchführung überwiegend sichtbar kompakte Pfropfen ausgewählt wurden, um den Schnappschieber zu betätigen bzw. die Porositäten innerhalb des Pfropfens zu bestimmen. Werden diese Ergebnisse mit den indirekt berechneten Pfropfenporositäten aus Kapitel 5 verglichen, zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung. Ferner zeigen die Untersuchungen auch, dass die pneumatisch geförderten Pfropfen keine kompakten Schüttgutsäulen darstellen, sondern stets fluidisiert vorliegen.

Abbildung 82 stellt die ermittelten Porositäten der Gesamtförderanlage, der vertikalen Förderstrecke innerhalb der Gesamtförderanlage, der analysierten Einzelpfropfen sowie die Porosität einer kompakten Schüttgutsäule bei einem konstanten Fördergutmassenstrom gegenüber.

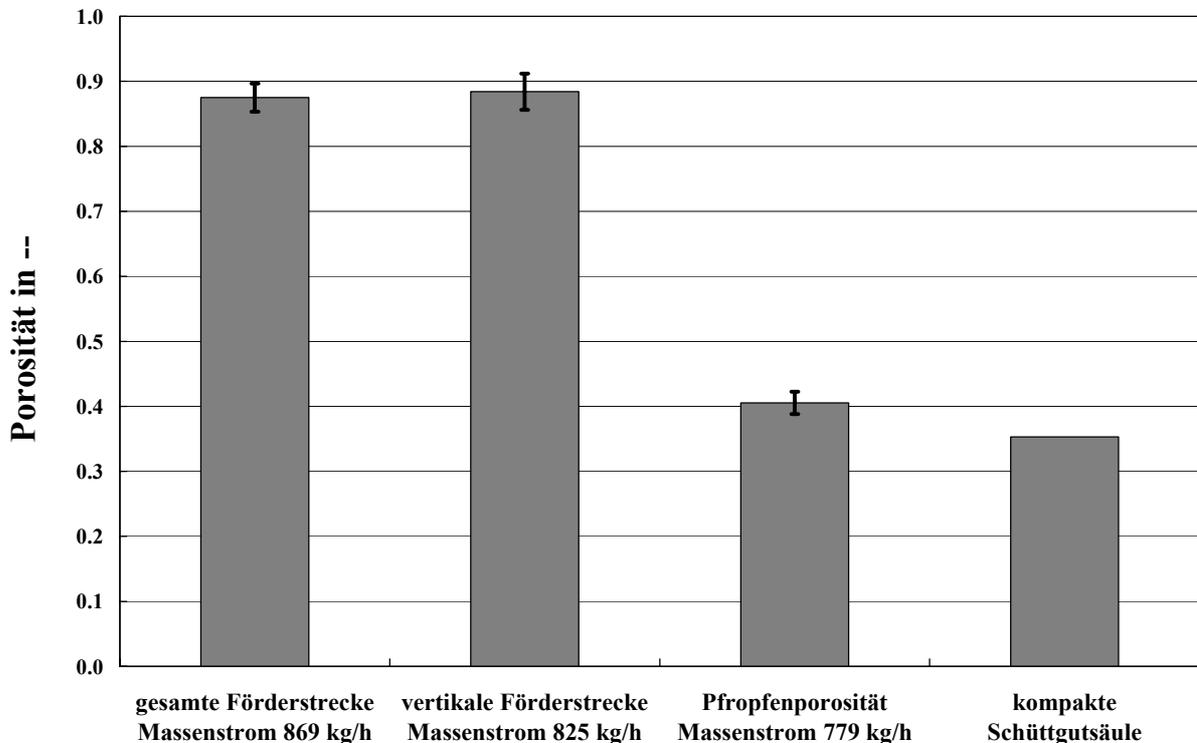


Abbildung 82: Gegenüberstellung der Porositäten in der Gesamtförderanlage, der vertikalen Förderstrecke, von pneumatisch geförderten Einzelpfropfen und einer kompakten Schüttgutsäule

Die Ergebnisse zeigen, dass die ermittelten Porositäten in der Gesamtförderanlage, der vertikalen Förderstrecke innerhalb der Gesamtförderanlage sowie die Porositäten von Einzelpfropfen unabhängig von der Höhe des geförderten Massenstroms sind. Die Beladung in der Gesamtförderanlage sowie die in der vertikalen Förderstrecke ist identisch (vgl. Abbildung 82). Trotzdem weisen die einzelnen Förderzustände der Pfpfenförderung entsprechend Abbildung 69 mit zunehmendem Massenstrom einen höheren Druckverlust auf. Es stellt sich somit die Frage, wie dieser höhere Druckverlust zustande kommt.

Bei höheren Massenströmen befindet sich daher genauso viel Fördergut in der Förderleitung wie bei niedrigeren Massenströmen. Das Fördergut müsste sich daher schneller bewegen, um einen höheren Massenstrom zu erreichen. Unter der Annahme, dass die Pfpfengeschwindigkeit auch der Geschwindigkeit der Feststoffteilchen bzw. des Fördergutes entspricht, müssten sich die Einzelpfropfen bei einem dreifach höherem Massenstrom dreimal so schnell bewegen. Dies kann anhand der bisherigen Ergebnisse, insbesondere der experimentell bestimmten Pfpfengeschwindigkeiten aus Kapitel 5, nicht bestätigt werden. Somit ist die Pfpfengeschwindigkeit unterschiedlich von der Geschwindigkeit des Fördergutes bzw. des individuellen Förderpartikels. Dies spiegelt sich in dem permanenten Zerfall am unteren Ende des transportierten Pfpfens wider. Demzufolge ändert sich nicht die Geschwindigkeit des

Fördergutes sondern die Verweilzeit in der Förderleitung. Demzufolge nimmt die Verweilzeit des Fördergutes bei einem höheren Massenstrom ab, während sich stets gleichviel Material in der Förderleitung befindet.

Als Erklärung für den höheren Druckverlust wäre denkbar, dass nicht die Schüttgutpfropfen selbst sich unterschiedlich verhalten, sondern der gesamte Fördervorgang sich in Abhängigkeit des Massenstroms unterschiedlich darstellt. In Abbildung 69 sind die Förderzustände bei niedrigen Massenströmen durch niedrige Druckverluste bei niedrigen Leerrohrgeschwindigkeiten der Förderluft dargestellt. Wird der Massenstrom erhöht, nimmt der Gesamtdruckverlust zu und damit auch die Leerrohrgeschwindigkeit.

Bei niedriger Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft befindet sich zwischen zwei Schüttgutpfropfen eine bestimmte Menge an Fördergut, die infolge der niedrigen Leerrohrgeschwindigkeit zwischen den beiden Pfropfen eine definierte Porosität erzeugt. Infolge der hohen Porosität und der damit verbundenen niedrigen Wandschubspannung trägt das zurückfallende Granulat kaum zum Druckverlust bei. Wird der Fördergutmassenstrom erhöht, nimmt auch die Leerrohrgeschwindigkeit zu und die Masse zwischen den Pfropfen nimmt ab. Es bildet sich eine höhere Anzahl an Pfropfen, die einen höheren Druckverlust erzeugen. Die höhere Anzahl an Pfropfen konnte anhand der Auswertung von 20-sekündigen Messintervallen mit zunehmendem Massenstrom bestätigt werden.

Somit liegt bei niedrigeren Fördergutmassenströmen eine höhere Menge an Fördergranulat zwischen zwei Schüttgutpfropfen vor. Diese Menge muss unter Umständen nicht als zurückfallendes Produkt auftreten, da die Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft ausreicht, diese Schüttgutcluster in Schwebelage zu halten bzw. nicht als zurückfallendes Produkt erscheinen zu lassen. Bei zunehmender Leerrohrgeschwindigkeit wird diesem Vorgang entgegengewirkt und das Fördergut zwischen den Pfropfen nimmt ab. Es entstehen zusätzliche Pfropfen bzw. längere Pfropfen, die einen höheren Druckverlust verursachen. Wobei sich diese Pfropfen sowohl bei niedrigen als auch bei hohen Massenströmen wieder sehr ähnlich verhalten. Das zeigen die Porosität sowie die Spannungsverläufe entlang der analysierten Einzelpfropfen aus Kapitel 5.

6. MATHEMATISCHE MODELLIERUNG

6.1 Darstellung der Ergebnisse einer DEM-Simulation des vertikalen, pneumatischen Pfropfentransportes sowie die experimentelle Verifizierung an einer Minianlage

Neben den experimentellen Untersuchungen wurde eine numerische DEM Simulation durchgeführt, die es erlaubt, das Porositäts- sowie das Geschwindigkeitsprofil entlang eines Einzelpfropfens ohne Beeinflussung des eigentlichen Transportes zu bestimmen. Im weiteren konnten die Simulationen mehr Informationen über die radiale, örtliche Auflösung der Porosität sowie der Geschwindigkeit der Einzelpartikel innerhalb eines Einzelpfropfens erbringen, die bisher experimentell noch nicht detektierbar sind. Damit ist es möglich, anhand charakteristischer Schüttgutgrößen des Fördergutes sowie einer gegebenen Anlagenisometrie, das Zustandsdiagramm der pneumatischen Förderung und damit den Druckverlust in Abhängigkeit der Leerrohrgeschwindigkeit sowie des Massenstroms vorzuberechnen.

Im folgenden soll das Simulationsmodell, das von Herrn Diplom-Physiker Martin Strauß am Institut für Computeranwendung der Universität Stuttgart erarbeitet wurde, dargestellt werden [72], [73]. Prinzipiell ist die Methode aufgeteilt in eine Simulation der Gasphase sowie eine Simulation der Einzelpartikel bzw. der Feststoffphase, welche miteinander verknüpft werden. Der Algorithmus zur Berechnung der Gasphase basiert auf einem zweidimensionalen Ansatz nach McNamara und Flekkøy, welcher für die Pfropfenförderung in einem dreidimensionalen Ansatz erweitert bzw. modifiziert wurde. Grundlage des Algorithmus ist die Massenerhaltung des Gases sowie der granularen Partikeln (vgl. Gleichung 48 und Gleichung 49).

$$\frac{d\rho_P}{dt} + \bar{\mathbf{v}} \cdot (\bar{\mathbf{c}} \cdot \rho_P) = \theta, \quad \rho_P = \rho_S \cdot (1 - \varepsilon) \quad \text{Gleichung 48}$$

$$\frac{d\rho_G}{dt} + \bar{\mathbf{v}} \cdot (\bar{\mathbf{v}} \cdot \rho_G) = \theta, \quad \rho_G \propto \varepsilon \cdot P \quad \text{Gleichung 49}$$

Unter Berücksichtigung des idealen Gasgesetzes kann Gleichung 49 bei konstanter Temperatur als Differentialgleichung des Gasdruckes dargestellt werden. Wobei das Verhältnis der Partikelgeschwindigkeit zur Luftgeschwindigkeit über die Darcy-Gleichung beschrieben wird.

$$\bar{\mathbf{v}} \cdot \mathbf{P} = \frac{\eta}{\kappa(\varepsilon)} \cdot \varepsilon \cdot (\bar{\mathbf{v}} - \bar{\mathbf{c}}) \quad \text{mit} \quad \kappa(\varepsilon) = \frac{r^2 \cdot \varepsilon^3}{45 \cdot (1 - \varepsilon)^2} \quad \text{Gleichung 50}$$

Nach einer Linearisierung im Bereich des Atmosphärendruckes ergibt sich eine Differentialgleichung zur Beschreibung des Gasdruckes, welche von der Porosität sowie der Granulatgeschwindigkeit abhängt.

$$\frac{dP}{dt} = \frac{P_0}{\eta \cdot \varepsilon} \cdot \bar{\mathbf{v}} \cdot (\kappa(\varepsilon) \cdot \bar{\mathbf{v}} \cdot \mathbf{P}) - \frac{P_0}{\varepsilon} \cdot \bar{\mathbf{v}} \cdot \bar{\mathbf{c}} + \frac{S}{\varepsilon} \quad \text{Gleichung 51}$$

Der letzte Term beschreibt eine Quellrate S , die einem konstanten Massenstrom vom Rohreinlaß zum Rohrauslaß der vertikalen Förderstrecke entspricht. Innerhalb des Rohres, wobei $S = 0$ ist, beschreibt die Differentialgleichung eine Diffusionsgleichung mit der Diffusions-

konstanten $D = \frac{\varepsilon \cdot \kappa(\varepsilon)}{\eta}$. Für die numerische Lösung der Gleichung wurde der Crank Nickelson

Ansatz zur Diskretisierung gewählt.

Der Algorithmus zur Simulation der granularen Partikeln basiert auf einer Discrete Element Simulation DES. Die Partikel werden dabei als monodisperse Kugeln betrachtet, die in drei Dimensionen rotieren können. Folgende Kräfte wirken auf eine Kugel: eine abstoßende Elastizitätskraft, eine viskose Dissipation, Coulombreibung zwischen den Partikeln und dem Partikel und der Wand, die Gewichtskraft und die Widerstandskraft der Gasströmung. Die Bewegungsgleichung für einen Partikel lässt sich damit folgendermaßen darstellen:

$$m \cdot \ddot{\vec{x}} = m \cdot \vec{g} + \vec{F}_c + \frac{\vec{\nabla} \cdot \mathbf{P}}{\rho_s \cdot (1 - \varepsilon)} \tag{Gleichung 52}$$

Wobei in Gleichung 52 der Trägheitskraft, die Gewichtskraft, die Summe aller Kontaktkräfte sowie die Widerstandskraft infolge des Gases gegenübergestellt sind.

Die Kopplung dieser beiden Algorithmen erfolgt dadurch, dass bei der Gassimulation alle Größen in einem Gitter definiert werden müssen. Bei der Partikelsimulation werden alle Größen auf die Position des Partikels bezogen. Um diese beiden getrennten Berechnungen aufeinander abzubilden, wird eine „Tent-Funktion“ angewendet (Gleichung 53).

$$\beta = \sum_i \beta_i \cdot f(x_i - x), \quad f(x) = \begin{cases} 1 - \frac{|x|}{l} & \forall \frac{|x|}{l} \leq 1 \\ 0 & \forall \frac{|x|}{l} \geq 1 \end{cases} \tag{Gleichung 53}$$

Die Größe l definiert die Gitterkonstante für die Diskretisierung der Gassimulation, β den Abbildungsparameter und i den Summenindex über alle Einzelpartikel bzw. Gitterknoten, je nachdem welche Abbildungsrichtung gewählt wird.

Die Ausgangsdaten für die theoretische Simulation sind dieselben, wie in den experimentellen Untersuchungen an der Minianlage – DN 7 (Abbildung 61). Da der Massenstrom an der Minianlage nicht direkt reguliert werden kann, wurde als Versuchsparameter der Luftmassenstrom bzw. die Leerrohrgeschwindigkeit variiert. Versuchsreihen einer stabilen Pfpfenförderung wurden bei drei unterschiedlichen Leerrohrgeschwindigkeiten erreicht (Tabelle 9).

Tabelle 9: Experimentelle Ergebnisse der Förderzustände an der Minianlage (Abbildung 61)

Versuchsreihen	A	B	C
Leerrohrgeschwindigkeit in m/sec	0.87	0.95	1.04
Gesamtdruckverlust Δp in Pa/m	4350 ± 80	4500 ± 150	4500 ± 100
Massenstrom in kg/h	1.70 ± 0.15	2.49 ± 0.02	2.88 ± 0.08

Entsprechend der Schüttgutdaten für PE-Wachs-Kugeln werden für die Simulation ein Partikeldurchmesser der monodispersen Kugeln von $d = 1.4 \text{ mm}$, die Feststoffdichte des Fördermaterials zu $\rho_s = 937 \text{ kg/m}^3$ und der Restitutionskoeffizient zu $e = 0.5$ vorgegeben. Der Rei-

bungskoeffizient für Partikelkontakte wurde mit $\tan \varphi_w = 0.5$ angepasst, so dass ein vergleichbarer effektiver Reibungskoeffizient für das Granulat resultiert. Die Länge des Förderrohres beträgt $L_R = 525$ mm bei einem Rohrdurchmesser von $D_R = 7$ mm. Das daraus resultierende Gasvolumen wurde in $150 \times 2 \times 2$ Gitterpunkte diskretisiert, was einer Gitterlänge von 3.5 mm entspricht. Während der experimentellen Untersuchungen liegt eine turbulente Fördergasströmung vor. Die Partikelreynoldszahl liegt bei $Re_{\text{partikel}} = 65$. Das Gasmodell basiert auf dem Ansatz von Darcy, der nur für laminare Strömungen Gültigkeit besitzt. Um dies zu kompensieren, werden die Simulationen mit einer effektiven Gasviskosität von $\eta_{\text{eff}} = 0.0673$ cP durchgeführt, womit die dynamische Gasviskosität um den Faktor 3.7 erhöht wird.

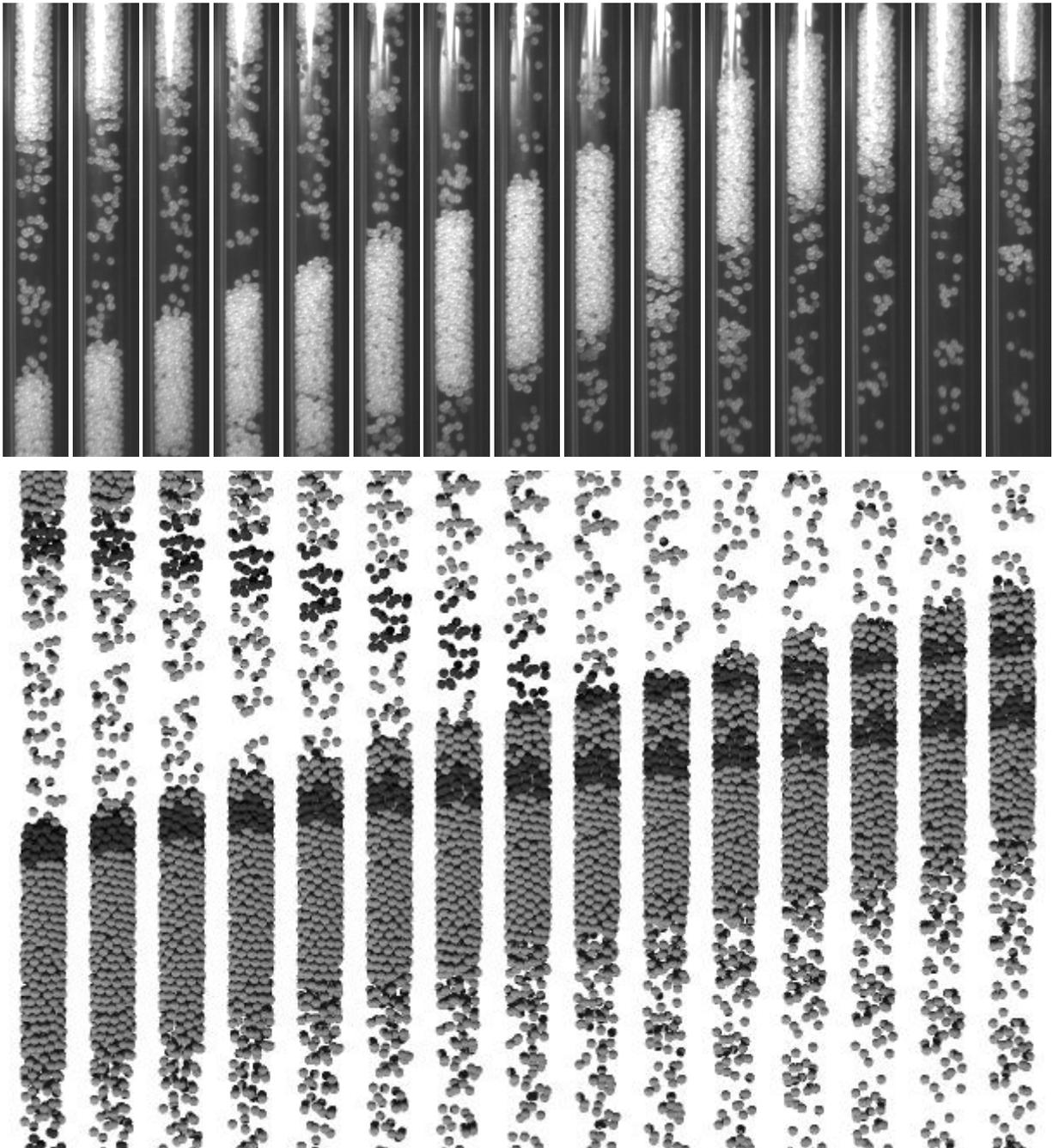


Abbildung 83: Gegenüberstellung von experimentell abgebildeten Pfropfen (30 Hz) und simulierten Pfropfen (100 Hz) bestehend aus PE-Wachs-Kugeln bei einer Leerrohrgeschwindigkeit der Luft von 0.95 m/sec sowie einem Fördergutmassenstrom von 2.49 kg/h

Abbildung 83 zeigt eine Gegenüberstellung von pneumatisch geförderten Pfpfropfen sowie simulierten Schüttgutpfpfropfen, gemäß den experimentellen Versuchsdaten aus Versuchsreihe B (vgl. Tabelle 9). Die Bilder der Simulation zeigen ein ähnliches Verhalten der Schüttgutpfpfropfen wie in den experimentellen Untersuchungen. Am unteren Ende der Förderleitung bilden sich Pfpfropfen, die nach einer kurzen Beschleunigungsphase mit konstanter Geschwindigkeit nach oben transportiert werden. Dabei verlieren die Pfpfropfen permanent Material an der Unterseite. Gleichzeitig nehmen die Pfpfropfen an der Pfpfropfenfront Fördergutmaterial auf, welches der voraus geförderte Pfpfropfen verliert.

Die Simulation bzw. die Simulationsergebnisse der pneumatisch geförderten Pfpfropfen ermöglichen im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen einen detaillierten Einblick in die Porositätsstruktur, die auftretende Wandschubspannung sowie die Geschwindigkeit der Partikeln innerhalb des Pfpfropfens. Ebenso können diese Größen zu einem definierten Zeitpunkt über die gesamte Förderlänge bei einer sehr hohen räumlichen Auflösung dargestellt werden. Die dreidimensionale Simulation ermöglicht es auch, eine räumliche bzw. eine radiale Auflösung der Porosität sowie des Geschwindigkeitsgradienten der Förderluft als auch des Granulats innerhalb eines Pfpfropfens darzustellen, ohne den Fördervorgang zu beeinflussen. Gleichzeitig können ohne größeren Aufwand neben den Pfpfropfenprofilen (vgl. Abbildung 85) sowie der Berechnung der charakteristischen Förderkennlinien (vgl. Abbildung 88) auch der Einfluss von unterschiedlichen Simulationsparametern, wie der Reibungskoeffizient μ (vgl. Abbildung 84), untersucht und dargestellt werden.

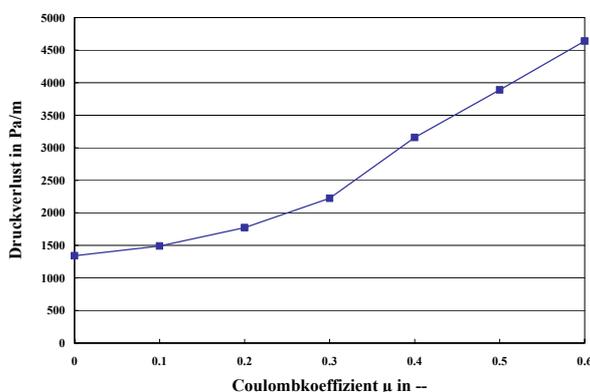


Abbildung 84: Darstellung der Abhängigkeit des Gesamtdruckverlust innerhalb der Förderleitung vom Coulombreibungskoeffizienten μ

Die Berechnungen zeigen, dass der Reibungskoeffizient μ , der durch die Materialkombination Fördergut zu Förderrohr bestimmt wird, den größten Einfluss auf das Förderverhalten der Schüttgutpfpfropfen sowie auf den Gesamtdruckverlust aufweist. Eine Änderung des Restitutionskoeffizienten von $e = 0.5$ bis $e = 0.99$ zeigt hingegen keinen Einfluss. Abbildung 84 stellt die Abhängigkeit des Gesamtdruckverlustes vom Coulombreibungskoeffizienten μ dar. Die Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft beträgt 0.95 m/sec und der Fördergutmassenstrom 2.49 kg/h . Für einen Coulombreibungskoeffizienten $\mu = 0$ bis $\mu = 0.5$ zeigt sich Pfpfropfentransport, während bei höheren Reibungskoeffizienten die Pfpfropfen kollabieren und der Pfpfropfentransport in eine Festbettförderung bestehend aus einem einzigem sich langsam bewegenden Pfpfropfen übergeht. Im folgendem werden die Porositäten, die Pfpfropfengeschwindigkeiten sowie die Pfpfropfenfrequenz in Abhängigkeit der Position in der vertikalen Förderleitung dargestellt.

Um einen Pfpfropfen als geförderten Schüttgutpfpfropfen zu identifizieren, wird die gesamte Förderstrecke in Einzelscheiben von 3.5 mm Dicke aufgeteilt. Für jede einzelne Scheibe wird alle 0.01 sec die Porosität berechnet. Ist die Porosität kleiner als 0.6 , wird dieser Bereich als Schüttgutpfpfropfen gekennzeichnet und fließt damit in die weitere Auswertung als Komparti-

...

ment eines Einzelpfropfens ein. Alle unmittelbar aufeinander folgenden Scheiben, die diese Bedingung erfüllen, werden zu einem Einzelpfropfen zusammengefasst. Der Massenschwerpunkt dieses Pfropfens gibt die vertikale Position in der Förderleitung.

Abbildung 85 zeigt die Frequenz der Schüttgutpfropfen in Abhängigkeit der jeweiligen Position in der vertikalen Förderstrecke. Die Auswertung stellt einen durchschnittlichen Wert über eine Förderzeit von 23 sec dar. Die jeweiligen Diagramme zeigen, dass zunächst sehr kurze Pfropfen mit einer höheren Porosität und einer niedrigen Pfropfengeschwindigkeit vorliegen. Demzufolge ergibt sich eine höhere Pfropfenfrequenz. Das Fördergutgranulat wird mit einer Geschwindigkeit von $v_{\text{initial}} = 0.04 \text{ m/sec}$ sowie einer Porosität von $\varepsilon = 0.51$ in die Förderleitung dosiert. Im weiteren Verlauf kollabieren die Schüttgutpfropfen und bilden eine geringere Anzahl längerer Pfropfen, die sich mit einer konstanten Pfropfengeschwindigkeit bewegen. Die Pfropfenporosität nimmt weiter ab, während die Pfropfenlänge zunimmt. Bei einer Höhe von 0.35 m erreichen die Pfropfen eine minimale Porosität.

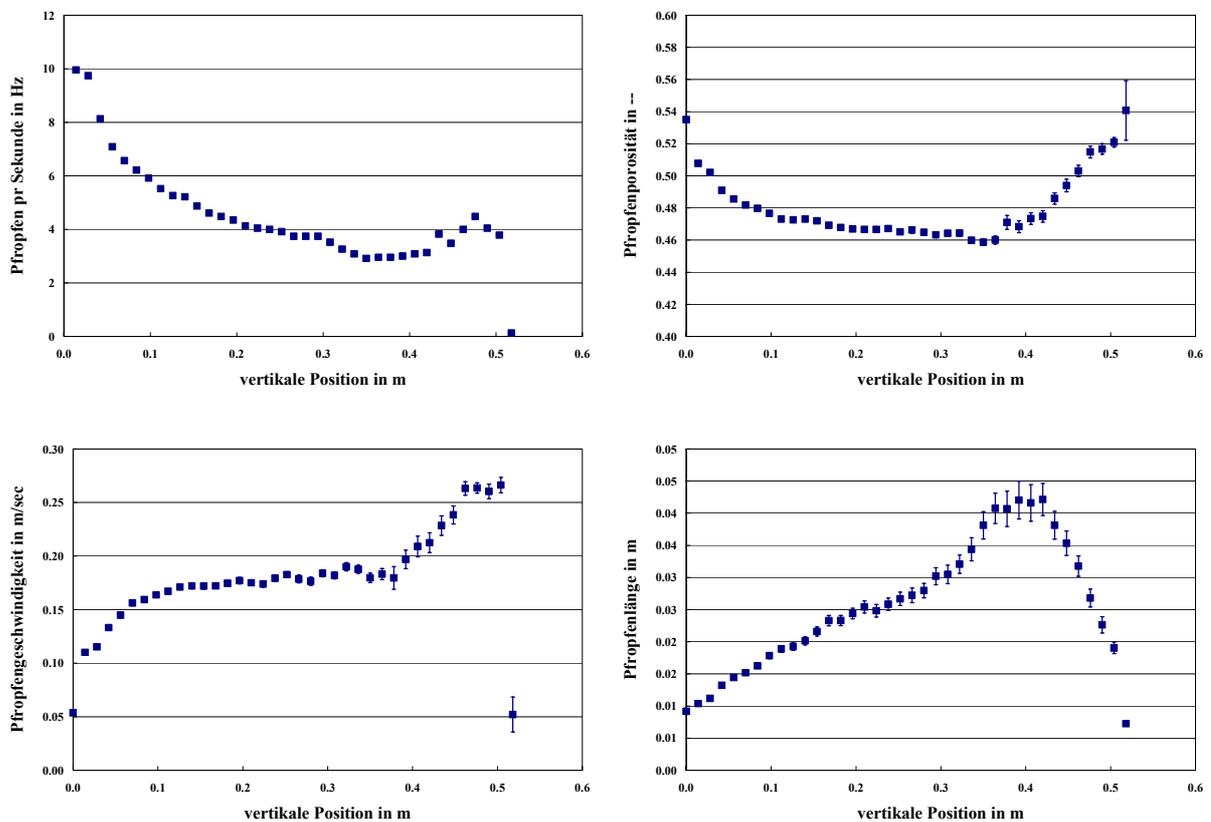


Abbildung 85: Darstellung der Pfropfenfrequenz, der minimalen Pfropfenporosität, der Pfropfengeschwindigkeit sowie der Pfropfenlänge in Abhängigkeit von der vertikalen Position in der Förderleitung

Die minimale Porosität liegt bei 0.46, da infolge des sehr kleinen Verhältnisses von Partikeldurchmesser zu Förderrohrdurchmesser der Randeinfluss stark zunimmt. Infolge der starken Beschleunigung nimmt die Porosität wieder ab. Die Pfropfen zerfallen. Die Pfropfenlänge wird kürzer. Anhand der Diagramme lassen sich keine Abhängigkeiten erkennen. Weder eine konstante Pfropfenlänge noch eine konstante Pfropfenfrequenz spiegelt sich in den Ergebnis-

sen wieder. Im weiterem werden die vertikalen Porositätsprofile sowie die Wandschubspannungen entlang pneumatisch geförderter Einzelpfropfen dargestellt. Die Diagramme zeigen dabei einen gemittelten Wert aus sieben simulierten Einzelpfropfen, die in der Mitte des Förderrohres bei einer Länge von 0.26 m eine mittlere Granulatgeschwindigkeit von 0.16 ± 0.02 m/sec sowie eine Pfropfenlänge von 0.024 ± 0.01 m aufweisen.

Abbildung 86 zeigt den Porositätsverlauf entlang des Pfropfens. Es liegt eine kompakte Pfropfenfront vor. Die Porosität nimmt von 0.95 abrupt auf einen Wert von 0.45 ab, was einer kompakten Packung innerhalb des Förderrohrs entspricht. Im weiterem Verlauf nimmt die Porosität wieder zu. Dies entspricht den bisherigen Beobachtungen der experimentellen Untersuchungen in den Förderanlagen DN 50 und DN 80. Der positive Porositätsgradient entspricht einem instabilen Pfropfen, der Fördergut an der Pfropfenunterseite verliert. Das Zerfallen der Pfropfen in dieser Förderhöhe konnte bereits in Abbildung 85 beobachtet werden. Infolge des positiven Porositätsgradienten liegt auch keine Beschleunigung der Pfropfen vor. Sie bewegen sich in diesem Förderbereich mit konstanter Geschwindigkeit. Der Wandschubspannungsverlauf entlang des Pfropfens zeigt einen ähnlichen Verlauf zur Schüttgutporosität. Entsprechend der Simulationsvoraussetzungen würde der Normalspannungsverlauf dem Wandschubspannungsverlauf entsprechen, da die Wandreibung des Fördergranulates als Coulombreibung definiert wurde.

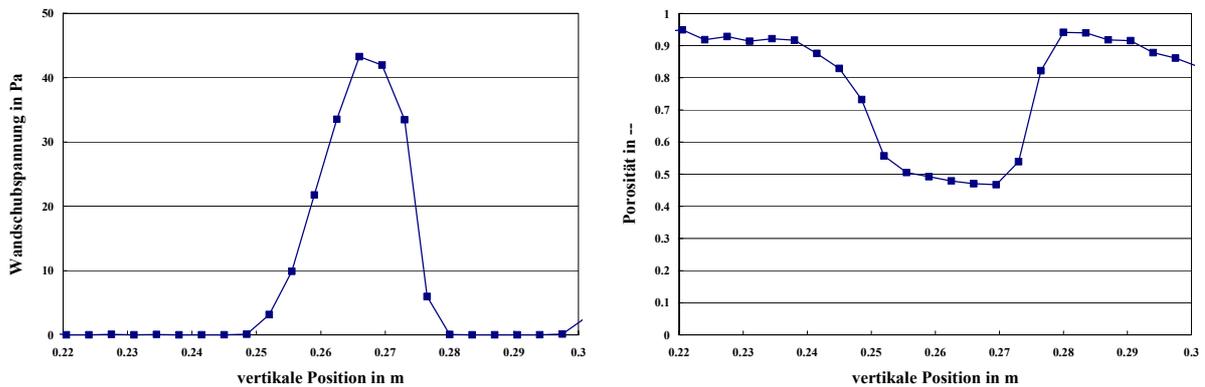


Abbildung 86: Vertikaler Wandschubspannungsverlauf sowie Porositätsverlauf entlang eines Schüttgutpfropfens – gemittelte Werte aus sieben Einzelpfropfen (Förderlänge 0.26 m, mittlere Granulatgeschwindigkeit 0.16 ± 0.02 m/sec, Pfropfenlänge 0.024 ± 0.01 m)

Die Simulation ermöglicht zudem eine radiale Auflösung der Schüttgutpfropfen. Dazu wird der Einzelpfropfen in einem definierten Radius in einen zylindrischen Ring mit einer Höhe von 1.5 Partikeldurchmessern und einer Breite von 0.25 Partikeldurchmessern infinitesimal aufgeteilt. Die radialen Verläufe entsprechen jeweils dem Mittelteil der jeweiligen Einzelpfropfen und somit weder der Pfropfenfront noch dem instabilen Pfropfenende. Abbildung 87 zeigt die radialen Verläufe der Porosität sowie den Geschwindigkeitsgradienten des Granulats an der Wand. Entsprechend den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 4, welche die Voraussetzung zur indirekten Porositätsberechnung beschreiben, kann der radiale Porositätsverlauf in pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfen mit Hilfe der Simulationen bestätigt werden. Der Geschwindigkeitsgradient an der Förderrohrwand wird infolge der Coulombrei-

bung des Fördergutmaterials verursacht. Die Partikeln an der Wand bewegen sich infolge der hohen Wandreibung langsamer als die Partikel, welche weiter innenliegend gefördert werden.

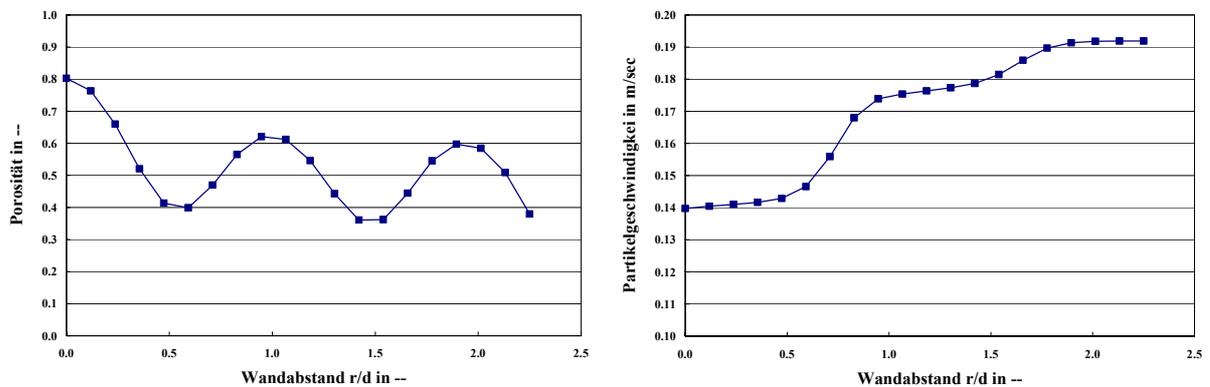


Abbildung 87: Radialer Porositätsverlauf sowie Geschwindigkeitsgradient des Fördergranulats an der Wand – gemittelte Werte aus sieben Einzelpfropfen (Förderlänge 0.26 m, mittlere Granulatgeschwindigkeit 0.16 ± 0.02 m/sec, Pfropfenlänge 0.024 ± 0.01 m)

Neben diesen zusätzlichen Informationen ermöglichen die Simulationsergebnisse auch eine Darstellung des Gesamtdruckverlustes innerhalb der Förderleitung. Der Gesamtdruckverlust in Abhängigkeit der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases für unterschiedliche Fördergutmassenströme ergeben die Förderkennlinien. Diese sind in Abbildung 88 für unterschiedliche Massenströme entsprechend den experimentellen Versuchen (vgl. Tabelle 9) dargestellt.

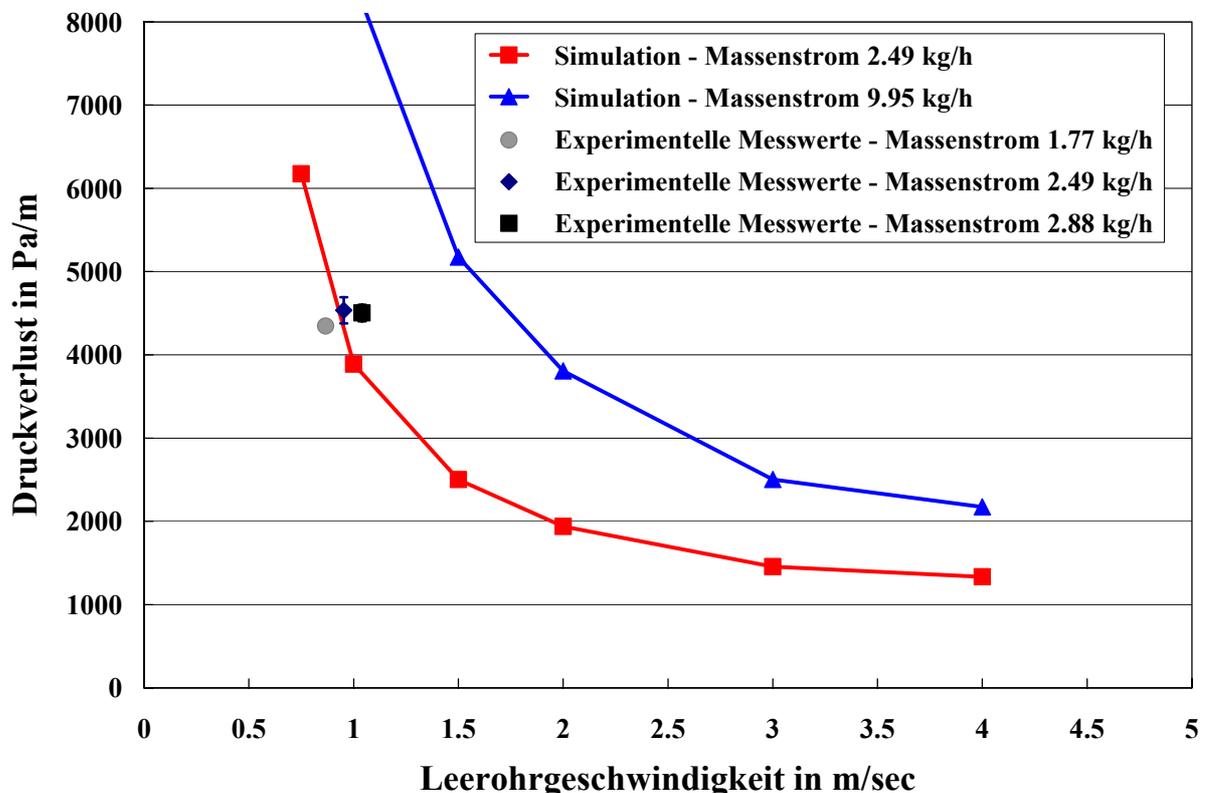


Abbildung 88: Gegenüberstellung der experimentellen Messwerte und der simulierten Werte für den Gesamtdruckverlust der pneumatischen Förderung von PE-Wachs-Kugeln

Die berechneten Förderkennlinien zeigen den charakteristischen Verlauf für die pneumatische Dichtstromförderung bzw. für den pneumatischen Pfpfropftransport. Bei sehr niedrigen Fördergasgeschwindigkeiten entstehen sehr hohe Gesamtdruckverluste, während mit zunehmender Fördergasgeschwindigkeit der Druckverlust bei konstantem Massenstrom sinkt. Die simulierten Druckverlustwerte zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Gesamtdruckverlusten für einen Massenstrom von 2.49 kg/h.

Bei Fördergasgeschwindigkeiten kleiner 0.5 m/sec tritt keine Pfpfropftransport auf. Das Förderrohr ist komplett mit Fördergut gefüllt und die Förderung stoppt. Wird die Fördergasgeschwindigkeit auf 0.75 m/sec erhöht, entstehen die ersten Schüttgutpfropfen. Diese Schüttgutpfropfen bewegen sich jedoch sehr langsam durch die Förderleitung. Es entstehen Schüttgutpfropfen mit einer großen Pfpfropflänge. Der Druckverlust nimmt in diesem Bereich mit zunehmender Fördergasgeschwindigkeit drastisch ab. Wird die Fördergasgeschwindigkeit weiter erhöht, stellt sich eine stabile Pfpfropftransport ein. Bis zu einer Fördergasgeschwindigkeit von 4.0 m/sec zeigen die Schüttgutpfropfen ein ähnliches Verhalten wie bei den experimentellen Untersuchungen. Die Pfpfropfen formieren sich aus dem Schüttgutbett am unteren Ende der Förderleitung und beschleunigen. Anschließend bewegen die Pfpfropfen sich mit annähernd konstanter Geschwindigkeit durch die Förderleitung. Die Pfpfropfen verlieren Fördergutmaterial an der Pfpfropfunterseite und nehmen an der Pfpfropffront Fördergutmaterial des voraus geförderten Pfpfropfens auf. Die experimentellen Messwerte an der Förderanlage DN 7 (vgl. Abbildung 51) beschränken sich auf einen sehr engen Bereich der Förderkennlinie, da bei dieser Anlage lediglich die Förderluft reguliert werden kann. Die weiteren Parameter, Massenstrom und Gesamtdruckverlust, stellten sich dementsprechend ein, um eine stabile Pfpfropftransport zu erhalten. Für Fördergasgeschwindigkeiten ab 4.0 m/sec findet der Übergang zur vertikalen Strähnenförderung bzw. Dünnstromförderung statt. Das Fördergut bewegt sich in immer kleineren Pfpfropfen durch die Förderleitung. Da die Simulation des Druckverlustes des Fördergases auf Darcy basiert, wird der Druckverlust in diesem Bereich höherer Leerrohrgeschwindigkeiten falsch wiedergegeben. Deshalb müsste in diesem Bereich die Beschreibung des Druckverlustes des Fördergases durch eine Gleichung zur Beschreibung des Druckverlustes von angeströmten Einzelpartikeln ersetzt werden. Im Bereich der Pfpfropftransport können die experimentellen Druckverluste mit Hilfe der Simulationsergebnisse jedoch sehr gut reproduziert werden.

Damit kann das theoretisch physikalische Simulationsmodell an der Minianlage im Maßstab DN 7 experimentell verifiziert werden. Aufgrund der fehlenden Anlagenkomponenten im Maßstab DN 7 zur Regulierung des Massenstroms konnten die experimentellen Druckverlustwerte lediglich in einem sehr engen Bereich der Förderluftgeschwindigkeit ermittelt werden. Mit einem Scale-Up bzw. Scale-Down anhand der in Kapitel 2.2 abgeleiteten dimensionslosen Kennzahlen könnte eine direkte Beziehung der experimentellen Ergebnisse an der Minianlage zu einer Industrieanlage im DN 50 oder DN 80 Förderanlage aufgestellt werden.

Die mathematische Simulation in Verbindung mit der experimentellen Verifizierung an der Minianlage sowie einem Scale-Up bzw. Scale-Down zu Förderanlagen im industriellen Maßstab würde in einem ersten Schritt eine Korrelation der Simulationsergebnisse mit einer Vorabrechnung von charakteristischen Kenndaten einer Industrieförderanlagen möglich machen.

6.2 Herleitung eines Modells zur Berechnung der Wandschubspannung von pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfen bei der pneumatischen Dichtstromförderung

Aufgrund der experimentellen Ergebnisse, insbesondere der Bestimmung der Porositäten der pneumatisch geförderten Pfropfen, kann gezeigt werden, dass die Einzelpfropfen fluidisiert sind und keine kompakte Schüttgutstruktur aufweisen. Die auftretende Wandschubspannung, welche durch die experimentellen Messungen mit Hilfe eines Spannungssensors detektiert wurden, kann somit nicht aufgrund der an den Pfropfen angreifenden Kräfte bzw. der Schüttgutmechanik erklärt werden.

Abweichend von den bisherigen Erklärungsansätzen der Wandschubspannung, basierend auf der Schüttgutmechanik [34], [36], [35], wird die bei den fluidisierten Pfropfen auftretende Wandschubspannung mit Hilfe der Gastheorie erklärt. Demzufolge entsteht die Wandschubspannung von Schüttgutpfropfen infolge einer scheinbaren Teilchenviskosität sowie eines Geschwindigkeitsgradienten der Granulate an der Förderrohrwand. Die Berechnung der scheinbaren Teilchenviskosität η_{Granulat} erfolgt mit Hilfe des Newtonschen Viskositätsgesetzes (Gleichung 54).

$$\eta_{\text{Granulat}} = \frac{v_{\text{normal}} \cdot m_{\text{Granulateilchen}} \cdot l \cdot n_{\text{Pfpfropfen}}}{6} \quad \text{Gleichung 54}$$

Die Anzahl der Granulateilchen $n_{\text{Pfpfropfen}}$ innerhalb des fluidisierten Pfropfens sowie die Normalgeschwindigkeit v_{normal} der Granulateilchen wird mit Gleichung 55 und Gleichung 56 berechnet. Demzufolge besitzt ein fluidisierter Pfropfen eine definierte Anzahl Granulateilchen, welche mit zunehmender Porosität abnimmt. Entsprechend der räumlichen Orientierung verursachen 1/6 dieser Granulateilchen einen Impuls an die Förderrohrwand. Bei bekannter Normalspannung an der Förderrohrwand, welche mit dem Spannungssensor direkt bestimmt wird, kann die Normalgeschwindigkeit v_{normal} der Teilchen senkrecht an die Förderrohrwand berechnet werden (Gleichung 56) [79].

$$n_{\text{Pfpfropfen}} = \frac{(1 - \varepsilon_{\text{Pfpfropfen}}) \cdot \rho_{\text{Feststoff}}}{m_{\text{Granulateilchen}}} \quad \text{Gleichung 55}$$

$$v_{\text{normal}} = \sqrt{\frac{3 \cdot \sigma_{\text{normal}}}{m_{\text{Granulateilchen}} \cdot n_{\text{Pfpfropfen}}}} \quad \text{Gleichung 56}$$

Infolge der scheinbaren Teilchenviskosität η_{Granulat} verursacht der Geschwindigkeitsgradient der strömenden Granulateilchen an der Förderrohrwand eine Wandschubspannung des Pfropfens $\tau_{\text{Pfpfropfen}}$ (Gleichung 57).

$$\tau_{\text{Pfpfropfen}} = \eta_{\text{Pfpfropfen}} \cdot \vec{w} \quad \text{Gleichung 57}$$

In Anlehnung an die experimentellen Ergebnissen aus Versuch DN 50 – 5 bzw. des ausgewerteten Einzelpfropfens wird eine Berechnung der Wandschubspannung gemäß den oben angeführten Gleichungen durchgeführt.

Die Anzahl der Einzelteilchen kann mit Hilfe der indirekt bestimmten Porosität berechnet werden (Gleichung 55). Die experimentell bestimmte Normalspannung ergibt unter Berücksichtigung der Teilchenanzahl innerhalb des Pfropfens eine Normalgeschwindigkeit der Teilchen an die Förderrohrwand (Gleichung 56). Die scheinbare Teilchenviskosität η_{Granulat} wird bei einer freien Weglänge l der Einzelteilchen von einem geometrischen Partikeldurchmesser berechnet. Mit der scheinbaren Teilchenviskosität η_{Granulat} und einem Geschwindigkeitsgradienten von 675 1/sec wird der in Abbildung 89 dargestellte Verlauf der Wandschubspannung τ_{Pfropfen} berechnet. Der Geschwindigkeitsgradient wird dabei mit Hilfe des Gauß'schen Optimierungsprinzipes der kleinsten Fehlerquadratsumme zwischen der theoretisch berechneten und der experimentellen Wandschubspannung angepasst. Es zeigt sich, dass der Erklärungsansatz der Wandschubspannung in einem fluidisierten Schüttgutpfropfen basierend auf der Gastheorie, eine sehr gute Übereinstimmung mit dem experimentell ermittelten Wandschubspannungsverlauf liefert.

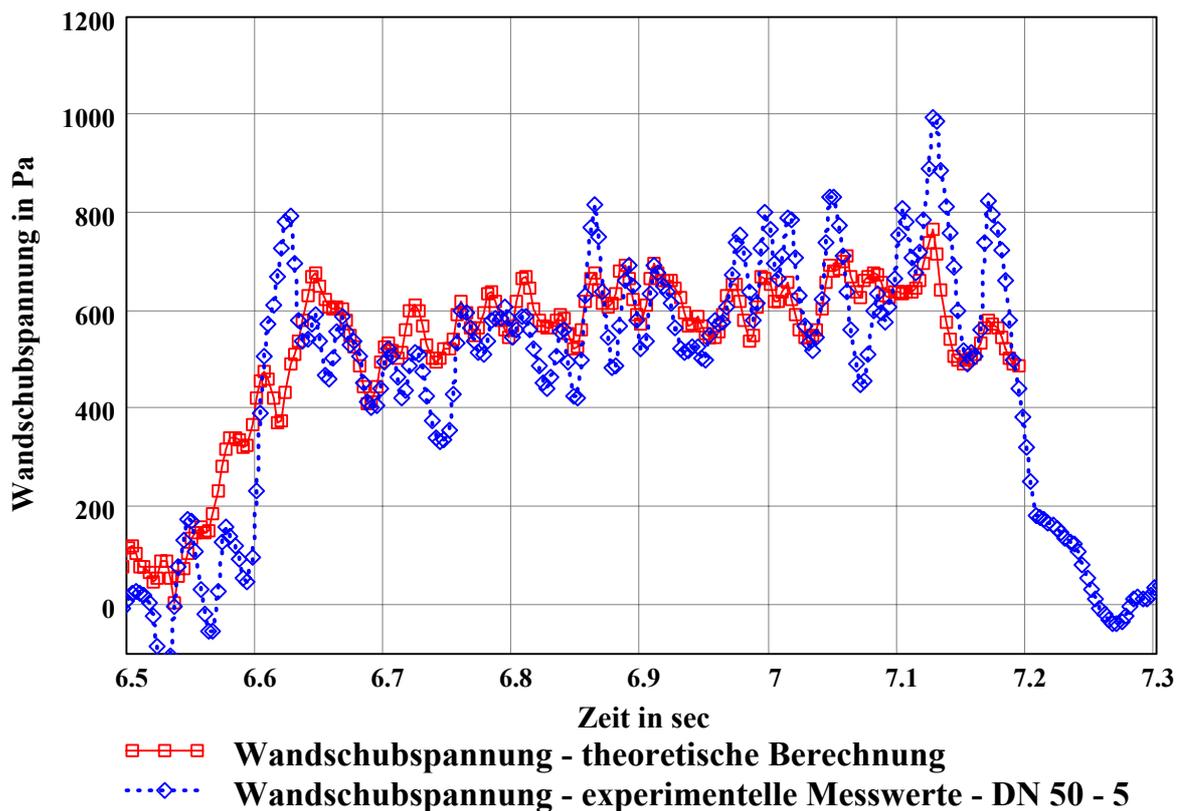


Abbildung 89: Theoretische Berechnung der Wandschubspannung eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens im Vergleich zu experimentellen Messwerten (DN 50 – 5)

Tabelle 10 zeigt die ermittelten Geschwindigkeitsgradienten für die in Abbildung 66, Abbildung 67 und Abbildung 68 dargestellten und analysierten Einzelpfropfen der vertikalen Förderanlage DN 50.

Tabelle 10: Geschwindigkeitsgradient für die Berechnung der Wandschubspannung

Versuchs- bezeichnung	DN 50 vertikal – 1	DN 50 vertikal – 2	DN 50 vertikal – 3	DN 50 vertikal – 5	DN 50 vertikal – 8
Geschwindigkeits- gradient	558 1/sec	465 1/sec	535 1/sec	675 1/sec	512 1/sec
Fördergut- massenstrom	326.52 kg/h	249.48 kg/h	168.48 kg/h	248.40 kg/h	243.72 kg/h
Leerrohr- geschwindigkeit	2.97 m/sec	2.97 m/sec	2.97 m/sec	3.39 m/sec	3.82 m/sec

Der Geschwindigkeitsgradient zeigt somit weder einen Einfluss des Fördergutmassenstroms noch der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördermediums (vgl. Tabelle 10). Die analysierten Einzelpfropfen besitzen alle eine ähnliche Pfropfengeschwindigkeit, womit der Einfluss der Pfropfengeschwindigkeit auf den Geschwindigkeitsgradienten nicht erklärt werden kann. Die Berechnungen zeigen aber, dass innerhalb des Pfropfens trotz der Fluidisierung und den höheren Schüttgutporositäten eine Wandschubspannung auftritt. Der Grund dafür ist die scheinbare Teilchenviskosität η_{Granulat} , welche im Zusammenhang mit dem Geschwindigkeitsgradienten der Granulatteilchen an der Wand eine Wandschubspannung verursacht. Dabei wird die Teilchenviskosität η_{Granulat} maßgeblich durch die Porosität sowie die Relativgeschwindigkeit der Förderluft beeinflusst. Bestimmend ist dabei die Geschwindigkeit der Fördergutteilchen senkrecht an die Förderrohrwand. Diese nimmt mit abnehmender Porosität ab bzw. mit zunehmender Relativgeschwindigkeit der Förderluft innerhalb des Pfropfens zu. Die höhere Relativgeschwindigkeit verursacht infolge der höheren Turbulenz eine höhere Radialgeschwindigkeit der Fördergutteilchen an die Förderrohrwand. Gleichzeitig verursacht eine höhere Pfropfengeschwindigkeit einen höheren Geschwindigkeitsgradienten der Fördergutteilchen an der Förderrohrwand. Dies resultiert wiederum in einer höheren Wandschubspannung entsprechend Gleichung 57.

Somit hängt die Wandschubspannung von der Porosität sowie der Geschwindigkeit der Granulatteilchen bzw. des auftretenden Geschwindigkeitsgradienten der Granulatteilchen an der Förderrohrwand ab. Ist der funktionale Zusammenhang der Wandschubspannung in Abhängigkeit von der Porosität sowie der Granulatgeschwindigkeit bekannt, ist es möglich, eine theoretische Berechnung des Druckverlustes bei der pneumatischen Dichtstromförderung abzuleiten. Im Rahmen dieser Arbeit konnte nur ein Erklärungsansatz der Wandschubspannung innerhalb eines pneumatisch geförderten Einzelpfropfens abgeleitet werden. Ein funktionaler Zusammenhang der Wandschubspannung in Abhängigkeit der Porosität, der Geschwindigkeit der Granulatteilchen senkrecht an die Förderrohrwand sowie der Pfropfengeschwindigkeit konnte nicht hergeleitet werden. Experimentelle Analysen des Reibungskoeffizienten definiert als Verhältnis der Normalspannungen zur Wandschubspannung in Abhängigkeit zur indirekt bestimmten Pfropfenporosität zeigen ebenfalls keine Korrelation. Einen funktionalen Zusammenhang eines effektiven Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit der Schüttgutporosität sowie der Pfropfengeschwindigkeit gilt es in weiterführenden Untersuchungen zu ermitteln.

7. SCHLUSSFOLGERUNG UND DISKUSSION

Die pneumatische Förderung von granularen, fragilen Fördergütern erfordert den Einsatz der produktschonenden Pfropfenförderung. Die Pfropfenförderung ermöglicht, dass Schüttgüter bei geringem Produktabrieb und damit geringer Partikelzerstörung – „Break – Down“ – pneumatisch transportiert werden können. Aufgrund des fehlenden theoretischen Verständnisses der Pfropfenbildung, der Pfropfenstabilität und damit der Pfropfenförderung können die Anwender in der Regel diese Art der Förderung nicht gezielt beeinflussen. Experimentelle Untersuchungen an pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfen sollen Informationen über die Porositätsverteilung, die wirkenden Kräfte und damit Rückschlüsse auf die Pfropfenbildung sowie die Pfropfenstabilität geben.

Dazu werden die an einem pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfen auftretenden Kräfte bzw. Spannungen mit Hilfe eines eigenkonstruierten Spannungssensors ermittelt. Der Spannungssensor detektiert die Normalspannung sowie die Wandschubspannung des Pfropfens während des pneumatischen Transportes, ohne das Transportverhalten des Pfropfens zu beeinflussen. Das Messprinzip basiert auf der direkten Spannungsmessung, ähnlich einer Wandschubspannungswaage bei Gasströmungen in der Strömungsmechanik. Dazu wird ein Rohrelement ausgeschnitten und flexibel in die Förderrohrleitung integriert. Das Rohrelement wird auf zwei piezoelektrischen Kraftaufnehmern fixiert. Somit können die Kräfte der Schüttgutpfropfen auf die Förderrohrwand direkt bestimmt und mit der Fläche des Rohrelements in Spannungen umgerechnet werden. Um ausschließlich die mechanischen Kräfte des Fördergutes auf die Förderrohrwand zu detektieren, darf das flexible, gasdichte Rohrelement keinem Gasdruckunterschied zwischen Förderrohrinnenseite und Förderrohraußenseite ausgesetzt werden. Der Unterschied des Gasdruckes würde als mechanische Kraft detektiert. Daher wird die Anordnung der piezoelektrischen Kraftaufnehmer in einer Druckkammer realisiert, in der stets der identische Gasdruck wie in der Förderrohrleitung herrscht. Die Anpassung des Gasdruckes erfolgt über einen Bypass, der eine direkte Verbindung zwischen Förderrohr und Druckkammer herstellt. Die Anordnung erfolgt in einem demontierbaren, geflanschten Förderrohrteilstück, welches einen völlig flexiblen Einsatz des Messinstrumentes ermöglicht.

Der Einsatz von piezoelektrischen Kraftaufnehmern sowie die gleichzeitige Messung der Normalspannung und der Wandschubspannung erfordert die Berücksichtigung verschiedener Einflussfaktoren: Die elektrische Entladung der piezoelektrischen Kraftaufnehmer bei einer statischen Belastung, die Temperaturabhängigkeit des Messsystems infolge von Materialveränderungen bei starken Temperaturschwankungen, die Druckabhängigkeit der piezoelektrischen Kraftaufnehmer in der Druckkammer sowie den gegenseitigen Einfluss infolge der gleichzeitigen Messung von Normalspannung und Wandschubspannung. Durch eine Kalibrierung konnten diese Einflussfaktoren erfasst und in die Datenverarbeitung integriert werden. Die Flexibilität des Systems ermöglicht die direkte Bestimmung der an der Förderrohrwand auftretenden Spannungen eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens. Die Konstruktion des Bypasses ermöglicht bisher den Einsatz bei der Förderung von granularen Materialien. Bei kohäsiven Schüttgütern müsste infolge der Gefahr des Verblockens der Bypassleitung eine Trennung vorgenommen werden. Der Gasdruck in der Förderleitung müsste detektiert und damit gleichzeitig der Gasdruck in der Kammer über eine Steuereinheit reguliert werden.

Parallel dazu sind in das flexible Förderrohrteilstück Miniaturdrucksensoren integriert. Neben den mechanischen Spannungen können auch der Druckverlust des Fördergases in diesem Teilstück bestimmt werden. Die Anordnung der Drucksensoren erfolgt in einem Abstand von 35 mm, wobei zwischen diesen Drucksensoren das flexible Rohrelement zur Bestimmung der Spannungen montiert ist. Die Messung des Druckverlustes des Fördergases dient dazu, über eine Druckverlustgleichung von durchströmten Schüttgutsäulen und der Leerrohrgeschwindigkeit die mittlere Porosität innerhalb des Pfropfenabschnittes zu bestimmen.

Experimentelle Untersuchungen an Schüttgutsäulen zeigen, dass zur Beschreibung des Druckverlustes von durchströmten Schüttgutsäulen, insbesondere bei höheren Fluidgeschwindigkeiten und höheren Schüttgutporositäten, lediglich die Gleichung von Ergun [65] verwendet werden kann. Anhand von experimentellen Untersuchungen an durchströmten Schüttgutsäulen wurde festgestellt, dass die Zunahme der Leerrohrgeschwindigkeit entlang der Schüttgutsäule infolge der isothermen Zustandsänderung berücksichtigt werden muss. Innerhalb der kurzen Distanz von 35 mm zwischen zwei Miniaturdrucksensoren wird die Fluidgeschwindigkeit als konstant angesehen. Die Herleitung der Ergungleichung basiert im wesentlichen auf einer Vielzahl von experimentellen Versuchen an durchströmten Schüttgutsäulen, welche zwischen zwei feinporigen Fritten fixiert wurde. Da pneumatisch geförderte Schüttgutpfropfen jedoch keine zwischen Fritten fixierte Schüttgutsäulen darstellen, konnte anhand von Fluidisierungsversuchen festgestellt werden, dass zur indirekten Bestimmung der Porosität das radiale Strömungsprofil des Fluids innerhalb der Schüttgutsäule mitberücksichtigt werden muss. Das radiale Strömungsprofil resultiert aus der radialen Porositätsverteilung der Schüttgutsäule, welche an der Förderrohrwand eine höhere Porosität als die mittlere Porosität des zu untersuchenden Fördergutes besitzt. Die theoretische Beschreibung des radialen Porositätsprofils [60] kann experimentell bestätigt werden. Anhand von theoretischen Berechnungen kann ein Korrekturfaktor für die Leerrohrgeschwindigkeit ermittelt werden, der dem unterschiedlichen Strömungsprofil einer fixierten Schüttgutsäule zu einer fluidisierten, nicht fixierten Schüttgutsäule Rechnung trägt. Demzufolge entspricht einem definierten Druckverlust einer durchströmten, fluidisierten Schüttgutsäule infolge der starken Randgängigkeit des Fluids bei einer theoretischen Beschreibung mit Hilfe der Ergungleichung ein kleinerer Volumenstrom bzw. eine kleinere Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases als die jeweils anliegende Leerrohrgeschwindigkeit. Die Abweichung zwischen diesen beiden Leerrohrgeschwindigkeiten kann mit Hilfe eines Korrekturfaktors berücksichtigt werden, und damit die Porosität des pneumatisch transportierten Schüttgutpfropfens mit Hilfe der Ergungleichung bestimmt werden. Dabei ist zu berücksichtigen, dass diese Korrektur bzw. der Korrekturfaktor für die Leerrohrgeschwindigkeit lediglich für das verwendete Polypropylengranulat angewendet werden kann. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse der Untersuchungen können die an einem Schüttgutpfropfen angreifenden Kräfte bzw. Spannungen ermittelt und die Porosität indirekt errechnet werden.

Für die Untersuchung wird die Messeinrichtung zunächst in eine vertikale 6 m lange Förderleitung DN 50 installiert, in die am unteren Ende über einen Schneckenförderer Fördergranulat definiert eindosiert wird. Wird ein stabiler Förderzustand erreicht, welcher durch die Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases, dem Gesamtdruckverlust in der Förderleitung und einem konstanten Fördergutmassenstrom charakterisiert ist, werden die pneumatisch geförder-

ten Schüttgutpfropfen analysiert. Untersucht wird der Einfluss des Fördergutmassenstroms bei konstanter Leerrohrgeschwindigkeit sowie der Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit bei konstantem Fördergutmassenstrom auf die Pfropfenentstehung und Pfropfenstabilität.

Die analysierten Pfropfen verhalten sich unabhängig vom Fördergutmassenstrom und der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases ähnlich. Die Stabilität der Einzelpfropfen, welche durch die Menge an abfallendem Fördergut am unteren Pfropfenende charakterisiert wird, wird unmittelbar durch einen Porositätsgradienten entlang des Pfropfens beeinflusst. Die Untersuchungen zeigen, dass die Pfropfen keine konstanten Porositäten über die gesamte Pfropfenlänge aufweisen. Manche Pfropfen besitzen am Pfropfenende eine niedrigere Porosität als am Pfropfenanfang. Dieser negative Porositätsgradient verursacht eine Beschleunigung des Pfropfens, da dieser kompaktere Pfropfenteil einen höheren Druckverlust verursacht und damit den Rest des Pfropfens voranschleibt bzw. beschleunigt. Demzufolge verliert dieser Pfropfen auch weniger Fördergut an der Unterseite des Pfropfens. Je nachdem, wo innerhalb des Pfropfens diese dichtere Packung auftritt, trennt sich dieser Teil des Pfropfens infolge der Beschleunigung ab und ein neuer Pfropfen entsteht. Die Pfropfengeschwindigkeit nimmt zu und die Relativgeschwindigkeit der durchströmenden Luft ab. Der Pfropfen zerfällt in sich und wird vom nachfolgenden Schüttgutpfropfen an der Pfropfenfront aufgenommen. Auffällig ist dabei, dass die Pfropfen keinesfalls kompakte Schüttgutsäulen darstellen, sondern größtenteils fluidisiert mit Porositäten im Bereich von 0.40 bis 0.45 vorliegen. Trotz der hohen Porosität zeigen die geförderten, fluidisierten Schüttgutpfropfen eine Wandschubspannung. Das Auftreten der Pfropfen ist somit nicht abhängig vom Fördergutmassenstrom bzw. der Leerrohrgeschwindigkeit sondern vom vorliegenden Porositätsgradienten entlang des Pfropfens, welcher im wesentlichen die Pfropfenstabilität und die Pfropfenentstehung beeinflusst.

Analog zu den Untersuchungen an der vertikalen Förderanlage werden Einzelpfropfen in der vertikalen Förderleitung einer industriellen Förderanlage DN 50 analysiert und untersucht. Bei stabilen Förderzuständen, charakterisiert durch die Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases, dem Gesamtdruckverlust in der Förderleitung und einem konstanten Fördergutmassenstrom, werden ebenfalls der Einfluss von Fördergutmassenstrom und Leerrohrgeschwindigkeit auf die Pfropfenentstehung und Pfropfenstabilität untersucht. Die pneumatisch geförderten Pfropfen zeigen dabei ein ähnliches Verhalten, wie in der vertikalen Förderleitung. Die Schüttgutpfropfen weisen keine konstante Porosität entlang des Pfropfens auf. Die Pfropfenstabilität wird im wesentlichen durch den Porositätsgradienten beeinflusst. Ein negativer Porositätsgradient verursacht eine positive Beschleunigung, die den Pfropfen zusammenhält. Gleichzeitig kann dieser Gradient aber auch das Auseinanderbrechen des Pfropfens verursachen, falls innerhalb des Pfropfens die Porosität abnimmt und zum Pfropfenende wieder zunimmt. Der dichtere Pfropfenanteil sorgt dafür, dass der erste Teil des Pfropfens beschleunigt wird und sich damit vom Pfropfen abtrennt. Die analysierten Pfropfen zeigen trotz der Fluidisierung eine Wandschubspannung, die eigentlich nur bei kompakten Schüttgutpfropfen auftreten dürfte. Die Auswertung der Einzelmessungen lässt auf keine konstante Pfropfenfrequenz bzw. eine konstante Pfropfenlänge schließen. Lediglich mit zunehmendem Massenstrom nimmt die Anzahl der Einzelpfropfen, die an der Messeinheit vorbeigefördert werden, zu.

Weiterführende Untersuchungen an einem größeren Förderrohrdurchmesser DN 80 zeigen

keinen signifikanten Einfluss des Förderrohrdurchmessers auf die Pfropfenstabilität und die Pfropfenentstehung. Das Verhalten der Einzelpfropfen wird auch bei einem größeren Förderrohrdurchmesser maßgeblich durch den Porositätsgradienten beeinflusst.

Entsprechend den experimentellen Versuchsparametern der Untersuchungen an der industriellen Förderanlage wurde in weiteren Versuchen die Beladung der Gesamtförderleitung bzw. des vertikalen Förderleitungsabschnitts bestimmt. Für die Beladung der Gesamtförderanlage wird die Förderung im stabilen Förderzustand abrupt gestoppt und das Gewicht an Fördergut, das in der Förderleitung verbleibt, ermittelt. Aus dem Gewicht des Fördergutes und dem Volumen der Gesamtförderanlage lässt sich die mittlere Porosität errechnen, die einen Wert von 0.87 ± 0.02 erreicht. Analog dazu lässt sich eine mittlere Porosität in der vertikalen Förderstrecke von 0.88 ± 0.02 experimentell bestimmen. Es zeigt sich, dass die mittlere Porosität stabiler Förderzustände unabhängig vom Massenstrom ist.

Aber wie kommt der höhere Druckverlust bei höheren Massenströmen zustande, falls sich unabhängig vom Massenstrom stets gleichviel Fördergut in der Förderleitung befindet. Die charakteristischen Kurven im Zustandsdiagramm einer pneumatischen Förderung belegen, dass der Druckverlust mit zunehmendem Massenstrom ansteigt. Das Fördergut müsste sich daher schneller bewegen, um einen höheren Massenstrom zu erzielen. Demnach müssten sich die Einzelpfropfen bei dreifach höherem Massenstrom dreimal so schnell bewegen. Dies kann mit Hilfe der experimentellen Ergebnisse, insbesondere der experimentell bestimmten Pfropfengeschwindigkeiten, nicht bestätigt werden. Eine Erklärung für den höheren Druckverlust könnte sein, dass nicht die Schüttgutpfropfen ein unterschiedliches Förderverhalten zeigen, sondern der gesamte Fördervorgang in Abhängigkeit des Massenstroms verhält sich unterschiedlich. Bei niedriger Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft befindet sich zwischen zwei Schüttgutpfropfen eine bestimmte Menge an Fördergut, die infolge der niedrigen Leerrohrgeschwindigkeit zwischen den beiden Pfropfen eine definierte Porosität erzeugt. Infolge der hohen Porosität und der damit verbundenen niedrigen Wandschubspannung trägt dieses Granulat kaum zum Druckverlust bei. Wird der Fördergutmassenstrom erhöht, nimmt auch die Leerrohrgeschwindigkeit zu und die Masse zwischen den Pfropfen nimmt ab. Es bilden sich eine höhere Anzahl an Pfropfen, die einen höheren Druckverlust erzeugen. Die höhere Anzahl an Pfropfen kann anhand der Auswertung innerhalb der Messintervalle mit zunehmendem Massenstrom bestätigt werden. Somit liegt bei niedrigeren Fördergutmassenströmen eine höhere Menge an Fördergut zwischen zwei Schüttgutpfropfen vor. Diese Menge muss unter Umständen nicht als zurückfallendes Produkt auftreten, da die Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft ausreicht, diese „Schüttgutcluster“ in Schwebe zu halten bzw. nicht als zurückfallendes Produkt erscheinen zu lassen. Bei zunehmender Leerrohrgeschwindigkeit wird diesem Vorgang entgegengewirkt und das Fördergut zwischen den Pfropfen nimmt ab. Es entstehen zusätzliche Pfropfen bzw. längere Pfropfen, die einen höheren Druckverlust verursachen. Wobei sich diese Pfropfen sowohl bei niedrigen als auch bei hohen Massenströmen sehr ähnlich verhalten, wie die Porosität sowie die Spannungsverläufe entlang der analysierten Einzelpfropfen zeigen.

Ebenso wurde die Porosität von Einzelpfropfen mit Hilfe eines Schnappschiebers, der direkt in die Förderleitung integriert werden kann, ermittelt. Mit Hilfe des Schnappschiebers kann infolge eines Steuersignals ein Abschnitt von 14.5 cm Länge aus einem geförderten Pfropfen

in Millisekunden herausgeschnitten werden. Die über die Länge gemittelte Porosität der Schüttgutpfropfen beträgt 0.42 ± 0.02 . Dies bestätigt zum einen die indirekte Bestimmungsmethode der Porosität und zum anderen die Unabhängigkeit des Verhaltens der Schüttgutpfropfen vom Fördergutmassenstrom. Abschließend können die Untersuchungen klar aufzeigen, dass die Pfropfenstabilität sowie die Pfropfenentstehung maßgeblich vom Porositätsgradienten innerhalb des Pfropfens beeinflusst werden. Ein Einfluss des Fördergutmassenstroms, der Leerrohrgeschwindigkeit sowie des Förderrohrdurchmessers kann nicht festgestellt werden. Die Einzelpfropfen stellen somit fluidisierte Schüttgutsäulen dar, die jedoch eine Wandschubspannung aufweisen. Bisherige Untersuchungen vernachlässigen die Wandschubspannung [25] oder erklären die Wandschubspannung mit Hilfe der Schüttgutmechanik innerhalb kompakter Schüttgutsäulen [13], [34], [36], [42]. Beide Hypothesen können anhand der experimentellen Ergebnisse widerlegt werden, da die Pfropfen zum einen fluidisiert sind und somit keine kompakten Schüttgutsäulen darstellen und zum anderen eine beträchtliche Wandschubspannung aufweisen. Die bei den fluidisierten Pfropfen auftretende Wandschubspannung wird mit Hilfe der Gastheorie erklärt. Die Bestimmung der Wandschubspannungen bei Gasströmungen basiert auf der realen Gasviskosität sowie eines Geschwindigkeitsgradienten an der Förderrohrwand. Dies appliziert auf das Teilchensystem eines fluidisierten, sich bewegenden Schüttgutpfropfens bedeutet, dass die Granulartikelchen eine scheinbare Teilchenviskosität η_{Granulat} besitzen, die mit einem Geschwindigkeitsgradienten der Granulartikelchen an der Förderrohrwand eine Wandschubspannung verursachen. Dabei wird die Teilchenviskosität η_{Granulat} maßgeblich durch die Porosität sowie die Relativgeschwindigkeit der Förderluft beeinflusst. Ausschlaggebend ist dabei die Geschwindigkeit der Fördergutteilchen senkrecht an die Förderrohrwand. Diese nimmt mit abnehmender Porosität ab bzw. mit zunehmender Relativgeschwindigkeit der Förderluft innerhalb des Pfropfens zu. Die höhere Relativgeschwindigkeit verursacht infolge der höheren Turbulenz eine höhere Radialgeschwindigkeit der Fördergutteilchen an die Förderrohrwand. Gleichzeitig verursacht eine höhere Pfropfengeschwindigkeit einen höheren Geschwindigkeitsgradienten der Fördergutteilchen an die Förderrohrwand. Dies verursacht wieder eine höhere Wandschubspannung. Theoretische Berechnungen, welche auf dieser Theorie basieren, zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit experimentellen Messwerten. Weitere Untersuchungen sollen in diesem Zusammenhang Aufschluss über das Verhalten der Granulartikelchen im Inneren des Pfropfens geben. Dazu wurde eine numerische DEM Simulation am Institut für Computeranwendung der Universität Stuttgart von Herrn Diplom-Physiker Martin Strauß unter der Leitung von Prof. Dr. rer. nat. Hans Herrmann durchgeführt [72], [73], die es erlaubt, die radiale, örtliche Auflösung der Porosität sowie der Geschwindigkeit der Einzelpartikel innerhalb des Einzelpfropfens ohne Beeinflussung des eigentlichen Transportes zu bestimmen. Dies konnte bisher noch nicht experimentell bestimmt werden. Die Überprüfung der Simulation kann bisher lediglich an einer Förderanlage im DN 7 Maßstab zufriedenstellende Ergebnisse liefern, während die Simulation im DN 50 Maßstab infolge der hohen Anzahl an Einzelpartikel noch nicht durchführbar ist. Die bisherigen Ergebnisse bestätigen lediglich den angenommenen Geschwindigkeitsgradienten der Granulartikelchen an der Förderrohrwand sowie das radiale Porositätsprofil innerhalb des pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens während der Förderung.

8. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Die pneumatische Förderung von Schüttgütern stellt in den verschiedenen Industriezweigen, wie der Lebensmittelindustrie oder der chemischen Industrie, eine der am häufigsten angewendeten Fördermethoden dar. Dabei wird in vielen Anwendungsfällen die Dünnstromförderung eingesetzt, welche bei hohen Fördergutgeschwindigkeiten zu einer hohen mechanischen Belastung des Fördergutes sowie der Anlagenkomponenten führt. Vor allem bei granularen Fördergütern bzw. Instandprodukten, die in zusätzlichen Produktionsschritten agglomeriert werden, kommt es in nachgeschalteten pneumatischen Förderprozessen zur Partikelzerstörung. Der Einsatz der pneumatischen Dichtstromförderung, insbesondere der Pffropfenförderung, kann dieses Defizit aufgrund des äußerst produktschonenden Transportes bei niedrigen Fördergeschwindigkeiten kompensieren. Die Dimensionierung und Auslegung von Förderanlagen für diese Art von Förderung beruht bis heute noch auf experimentellen Erfahrungen und empirischen Berechnungsmethoden der einzelnen Hersteller von Förderanlagen. Ein theoretisch fundiertes Modell zur Berechnung des Druckverlustes bei vorgegebenen charakteristischen Schüttgutdaten sowie der Anlagenisometrie in Abhängigkeit vom Fördergutmassenstrom und der Leerrohrgeschwindigkeit der Förderluft, würde den experimentellen Aufwand zur Auslegung derartiger Förderanlagen stark minimieren. Im Rahmen dieser Arbeit wurden experimentelle Untersuchungen an pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfen durchgeführt, die grundlegende Kenntnisse über die Pffropfenentstehung sowie die Pffropfenstabilität in der vertikalen Förderung erzielen sollen.

Eine Vielzahl von wissenschaftlichen Arbeiten beschäftigen sich mit der Berechnung des Druckverlustes bei der pneumatischen Pffropfenförderung, welche mit Hilfe von dimensionslosen Kennzahlen basierend auf einer Vielzahl von experimentellen Daten empirische Berechnungsformeln herleiten. Weiterführende Arbeiten, die sich mit der Berechnung des Druckverlustes von Einzelpffropfen auseinandersetzen, lassen sich in zwei grundlegende Zielrichtungen differenzieren. Bei der vertikalen Förderung von Schüttgutpfropfen wird der Druckverlust unter Vernachlässigung der Wandreibung gleich der Gewichtskraft gesetzt oder die Wandreibung wird unter der Annahme einer kompakten Schüttgutsäule mit Hilfe der Schüttgutmechanik in die Berechnungsmodelle miteinbezogen.

Zur Validierung dieser Modelle durch Experimente und zur Erklärung der Pffropfenentstehung bzw. Pffropfenstabilität von pneumatisch geförderten Einzelpffropfen während eines stabilen Förderzustandes wurde ein Messsensor konstruiert und angefertigt. Dieser ermöglicht es, die Wandschubspannung, die Normalspannungen sowie den Druckverlust entlang des Pffropfens zu ermitteln ohne das Förderverhalten des Pffropfens zu beeinflussen. Basierend auf der Druckverlustgleichung nach Ergun konnte mit Hilfe des Druckverlustes sowie der zeitgleichen optischen Bestimmung der Pffropfengeschwindigkeit bzw. der Relativgeschwindigkeit des durchströmenden Fördergases die Porosität entlang des Pffropfens ermittelt werden.

Die Installation der Messeinrichtung erfolgte in einer vertikalen Förderstrecke, ähnlich einem Fluidbett, welcher über einen Schneckenförderer Fördergranulat zudosiert wurde. Weitere Untersuchungen wurden in einem vertikalem Förderabschnitt einer industriellen Förderanlage durchgeführt. Bei stabilen Förderzuständen, charakterisiert durch den Druckverlust bei konstantem Massenstrom und der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases, wurde der Einfluss

des Fördergutmassenstroms, der Leerrohrgeschwindigkeit und des Förderrohrdurchmessers untersucht.

Dabei zeigte sich, dass die Pfropfenentstehung sowie die Pfropfenstabilität maßgeblich durch einen Porositätsgradienten beeinflusst werden. Ein negativer Porositätsgradient, hervorgerufen durch eine niedrigere Porosität am Pfropfenende, verursacht ein Beschleunigen des Pfropfens und damit eine höhere Stabilität. Während ein positiver Porositätsgradient mit einem Zerfall des Pfropfens einhergeht. Anhand der experimentellen Ergebnisse konnte kein Einfluss des Fördergutmassenstroms, der Leerrohrgeschwindigkeit des Fördergases oder des Förderrohrdurchmessers festgestellt werden. Trotz der starken Fluidisierung zeigten die analysierten Schüttgutpfropfen eine Wandschubspannung, die nicht mit Hilfe der Schüttgutmechanik erklärt werden kann. Anhand der experimentellen Untersuchungen konnten somit die bisherigen Modellansätze widerlegt werden, da die Wandschubspannung nicht vernachlässigt werden kann und die schüttgutmechanischen Erklärungsansätze aufgrund der Fluidisierung nicht anwendbar sind. Ein Erklärungsansatz der Wandschubspannung basiert auf Partikelstößen ähnlich der Gaskinetik. Demzufolge wird einem fluidisierten, sich bewegenden Schüttgutpfropfen bzw. den Granulatteilchen eine scheinbare Teilchenviskosität zugeordnet, die infolge eines Geschwindigkeitsgradienten der Granulatteilchen an der Förderrohrwand eine Wandschubspannung hervorrufen. Dabei wird die Teilchenviskosität maßgeblich durch die Porosität sowie die Relativgeschwindigkeit der Förderluft beeinflusst, während der Geschwindigkeitsgradient durch die Geschwindigkeit der Granulatteilchen bestimmt wird. Theoretische Berechnungen der Wandschubspannung, welche auf dieser Theorie basieren, zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit experimentellen Messwerte. Darauf aufbauend könnte anhand eines Kontinuummodells der Druckverlust der pneumatischen Pfropfenförderung in der vertikalen Förderleitung vorausberechnet werden.

Da die bisherigen Untersuchungen ausschließlich die vertikale Förderung beinhalten, sollten in weiteren Arbeiten die technisch bedeutungsvollere horizontale Förderung untersucht werden. Im Gegensatz zur vertikalen Förderung können bei der horizontalen Förderung die Eigenschaften der Schüttgutpfropfen, wie Porosität, Wandschubspannungen, Normalspannungen sowie die Granulatgeschwindigkeit, nicht als konstant über den Leitungsquerschnitt angesehen werden. Die entwickelte Messeinrichtung sowie die Messmethoden können aber auch auf den horizontalen Transport problemlos appliziert werden und im Rohrumfang variabel installiert werden. Dabei ist es von großem Interesse, den Zustand der Fluidisierung innerhalb der Pfropfen zu untersuchen, um damit das Blockieren von Schüttgutpfropfen bzw. das Verstopfen von Förderleitungen zu erklären. Ein Blockieren der Schüttgutpfropfen würde nur im nicht fluidisierten Zustand möglich sein. Es bleibt zu klären, ob das „Blockieren“ durch einen höheren Druckverlust wieder gelöst werden könnte oder ob das „Blockieren“ infolge charakteristischer Schüttguteigenschaften, ähnlich einem Selbsthemmungseffekt, irreversibel vorliegt und daher unabhängig von der Länge des Schüttgutpfropfens blockiert.

Parallel am Institut für Computeranwendung der Universität Stuttgart unter der Leitung von Prof. Dr. rer. nat. Hans Herrmann durchgeführte DEM-Simulationen sollten durch Weiterentwicklung der Simulationstechnik auf pneumatische Förderanlagen im DN 50 Maßstab angewendet werden, um damit weitere Erkenntnisse über die radiale Auflösung eines pneumatisch geförderten Schüttgutpfropfens im industriellen Maßstab zu gewinnen.

9. ANHANG

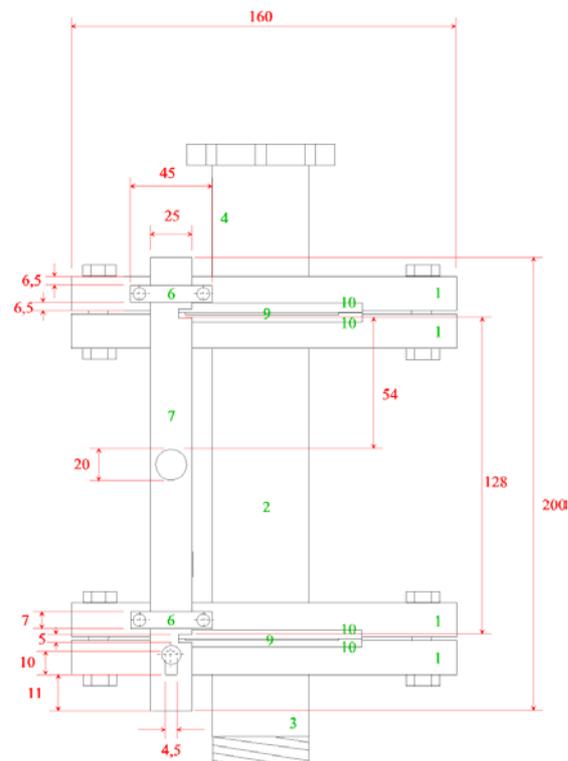


Abbildung 90: Konstruktionszeichnung des Schnappschiebers mit Auslösevorrichtung zur gleichzeitigen Betätigung beider Schieberbleche (Vorderansicht)

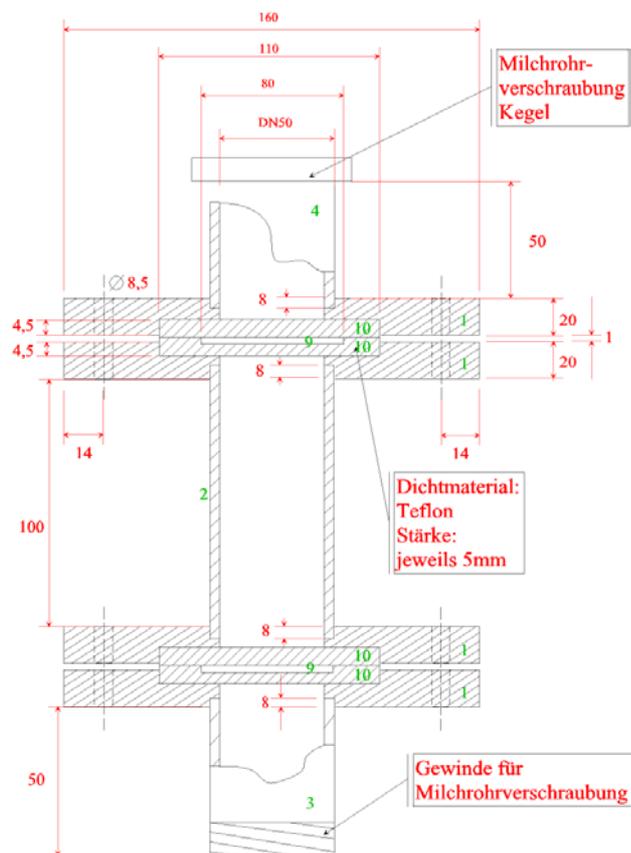


Abbildung 91: Konstruktionszeichnung des Schnappschiebers mit den Führungsschienen aus Teflon (Schnittzeichnung)

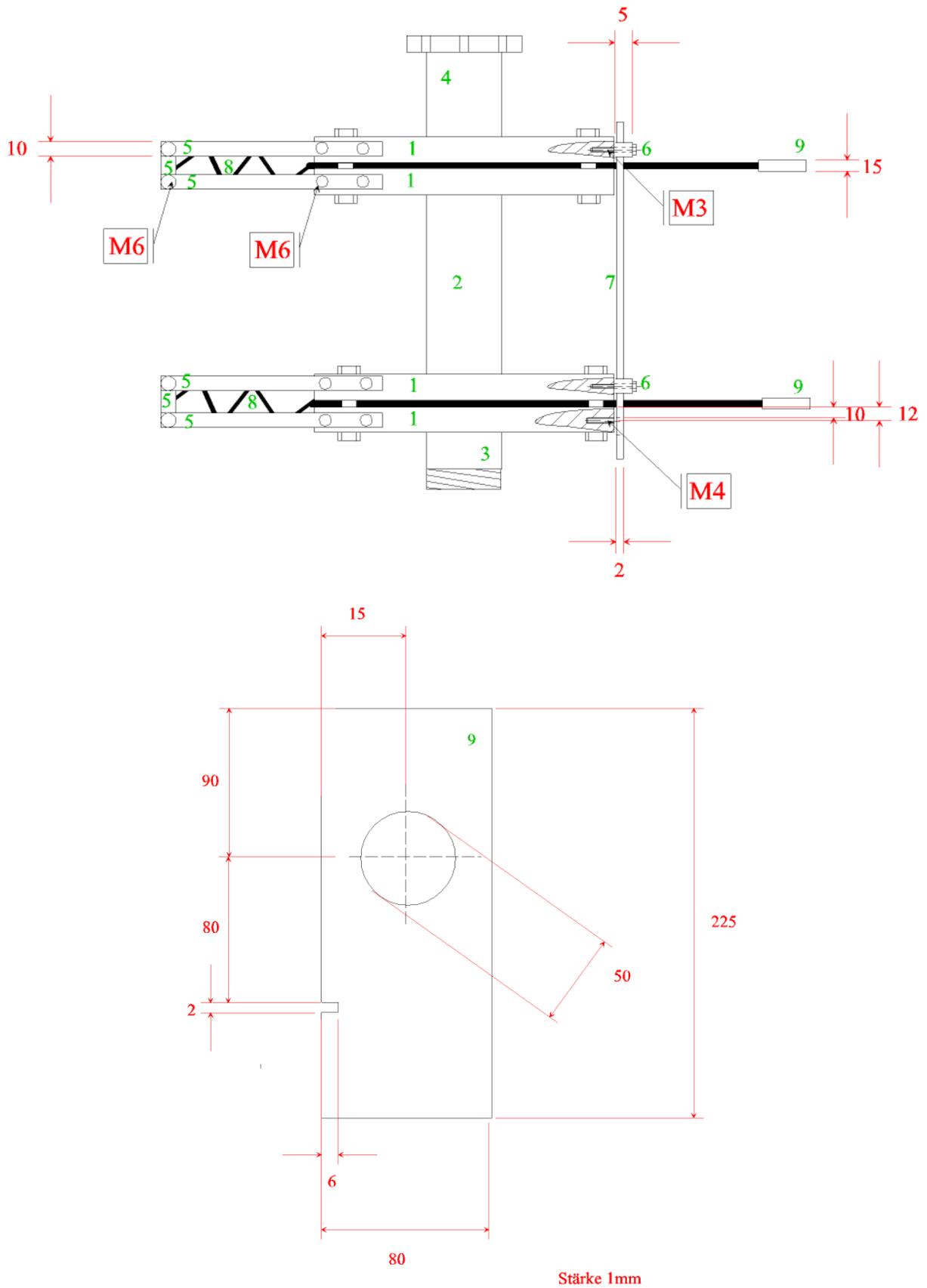


Abbildung 92: Konstruktionszeichnung der Auslösevorrichtung der Schieberbleche sowie die Bemassung des Schieberbleches (Seitenansicht und Draufsicht)

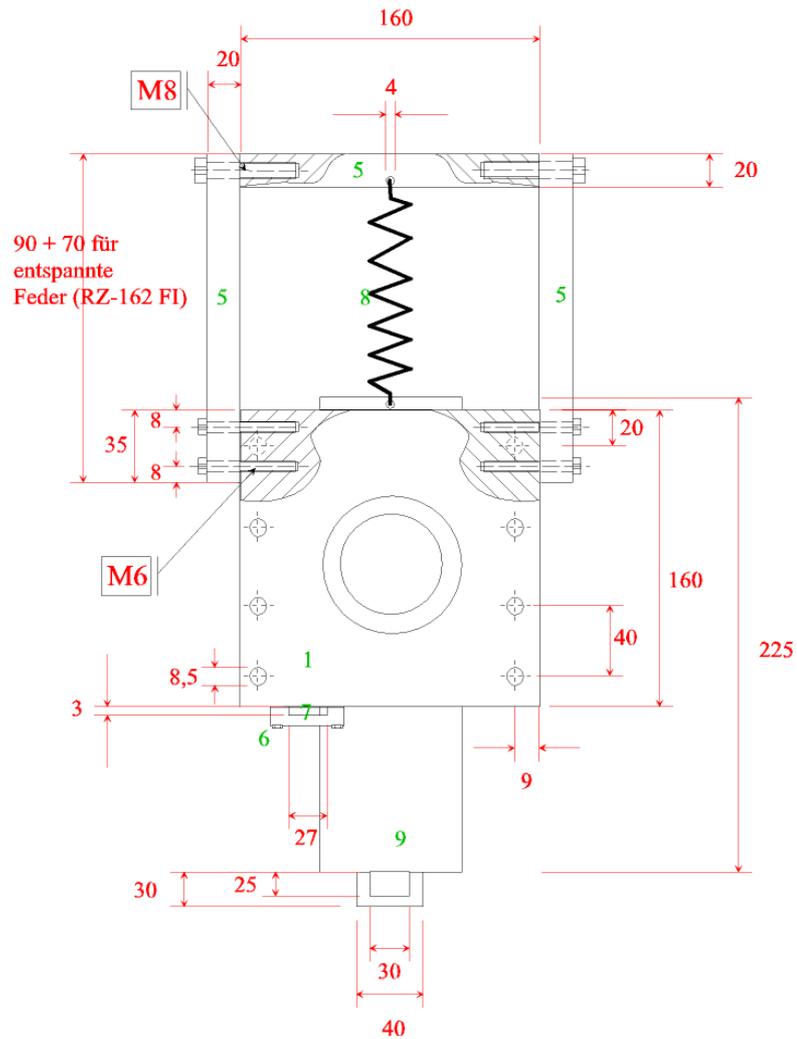


Abbildung 93: Konstruktionszeichnung der Auslösevorrichtung mit Zugfedern und Integration in das bestehende Gerüst (Draufsicht)

Tabelle 11: Auflistung der Einzelteile des Schnappschiebers

Stückliste

Bauteilnummer	Bezeichnung	Ansicht
1	Flansch (160 mm x 160 mm x 20 mm)	Abbildung 92
2	Plexiglasrohr (DN 50 x 5 mm, Länge 116 mm)	Abbildung 90
3	Plexiglasrohr mit Gewinde für Milchrohrverschraubung (DN 50 x 5 mm)	Abbildung 90
4	Plexiglasrohr mit Kegel für Milchrohrverschraubung (DN 50 x 5 mm)	Abbildung 90
5	Halterungsschiene (160 mm x 20 mm x 10 mm)	Abbildung 92
6	Auslöseschieberhalterung	Abbildung 91
7	Auslöseschieber (200 mm x 25 mm x 2 mm)	Abbildung 90
8	Feder	Abbildung 91
9	Blechschieber (225 mm x 80 mm x 1 mm)	Abbildung 92
10	Teflondichtung (110 mm x 110 mm x 5 mm)	Abbildung 91

10. LITERATURVERZEICHNIS

- [1] Eckersten J.: Instationäre kompressible Strömung. Pneumatic Compendium, VDI-Verlag, Düsseldorf, S. 67 – 69, 1977.
- [2] Timoshenko S. P. and W. Weaver: Vibration Problems in Engineering 5th Edition. Wiley Interscience, New York, pp. 24 – 48, 1992.
- [3] Frye Lars, Wolfgang Peukert, Marcus Burk, Gerhard Niederreiter and Karl Sommer: Analysis of bulk solids attrition: Recent results and open question. Proceedings PARTEC 2004, Nuremberg, Germany, 16. – 18. March 2004.
- [4] Lippert Axel: Die Staub- und Luftförderung von Pulvern und Schüttgütern mit hohen Gutkonzentrationen im Gasstrom – Ein neuer Fördervorgang – Experimentelle und theoretische Untersuchungen. Dissertation Leverkusen, 1965.
- [5] Siebenhaar Wolfgang: Vibrationsinduzierte Pneumatische Förderung. Dissertation Erlangen 1990.
- [6] Marcus R. D., Leung L.S., Klinzing G. E. and F. Rizk: Pneumatic Conveying of Solids. 2nd edition, Chapman and Hall, 1997.
- [7] Wirth Karl-Ernst: Pneumatische Förderung - Grundlagen. Technik der Gas/Feststoffströmung – Sichten, Abscheiden, Fördern, Wirbelschichten, VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen GVC 1981, S. 129 – 150.
- [8] Hauser Gerhard und Günther Lübke: Schonende pneumatische Förderung in Brauereien und Mälzereien. Monatsschrift für Brauwissenschaft 38, Heft 11, S. 432 – 439, 1985.
- [9] Jiansheng Xiang and Don McGlinchey: Numerical study of segregation and mixing in dense phase pneumatic conveying using DEM. Proceedings PARTEC 2004, Nuremberg, Germany, 16. – 18. March 2004.
- [10] Joerg Theuerkauf: Pneumatische Förderung. GVC-Jahrestagung 1974.
- [11] Gericke W.: Pneumatische Langsamfördersysteme. Chemie-Technik 15, Nr. 7, S. 32 – 39, 1986.
- [12] Krambrock Wolfgang: Dichtstromförderung. Chem.-Ing.-Tech. 54, Nr. 9, S. 793 – 803, 1982.
- [13] Legel Dieter und Jörg Schwedes: Untersuchungen zur pneumatischen Förderung von Schüttgutpfropfen aus kohäsionslosem Material in horizontalen Rohren. Dissertation Braunschweig, 1980.
- [14] Siegel Wolfgang: Pneumatische Förderung- Grundlagen, Auslegung, Anlagenbau, Betrieb. Würzburg, 1991.
- [15] Weber Manfred: Strömungs-Fördertechnik. Krausskopf-Verlag, Mainz 1974.
- [16] Pahl H., Ernst R. und H. Wilms: Lagern, Fördern und Dosieren von Schüttgütern. 2. überarb. Aufl., Verl. TÜV Rheinland, Leipzig, 1993.
- [17] Bohnet Matthias: Fortschritte bei der Auslegung pneumatischer Förderanlagen. Chem.-Ing.-Tech. 55, Nr. 7, S. 524 – 539, 1983.
- [18] Muschelknautz Edgar und Wolfgang Krambrock: Vereinfachte Berechnung horizontaler pneumatischer Förderleitungen bei hoher Gutbeladung mit feinkörnigen Produkten. Chem.-Ing.-Tech. 41, Nr. 21, S. 1164 – 1172, 1969.

- [19] Muschelknautz Edgar und H. Wojahn: Auslegung pneumatischer Förderanlagen. Chem.-Ing.-Tech. 48, Nr. 6, S. 223 – 272, 1974.
- [20] Rizk Farid: Pneumatische Förderung von Kunststoffgranulaten in horizontalen Förderleitungen unter Berücksichtigung des Gewichtseinflusses in Zusammenhang mit gut- und Rohrwerkstoffeigenschaften, insbesondere im optimalen Förderbereich. Aufbereitungstechnik, no. 4, S. 153 – 162, 1977.
- [21] Prandtl Ludwig, Klaus Oswatitsch und Karl Wieghardt: Führer durch die Strömungslehre. 8. Überarb. Aufl., Verl. Vieweg; Braunschweig/Wiesbaden; Fachbuchverl. 1984.
- [22] Barth Walter: Strömungsvorgänge beim Transport von Festteilchen und Flüssigkeitsteilchen in Gasen. Chem.-Ing.-Tech. 30, Nr. 3, S. 171 – 180, 1958.
- [23] Muschelknautz Edgar, Franz Nemecek und Rolf Reuter: Druckverlust bei der Flugförderung. Chem.-Ing.-Tech. 58, Nr. 7, S. 598 – 599, 1986.
- [24] Welschhof Gerhard: Pneumatische Förderung bei großen Fördergutkonzentrationen. VDI Forschungsheft 492, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1986.
- [25] Weber Manfred: Friction of the Air and the Air/solid Mixture in Pneumatic Conveying. Bulk Solids Handling 11, No. 1, pp. 99 – 102, 1991.
- [26] Szikszay-Klößner George: Reibungsbeiwerte bei der pneumatischen Dünnstromförderung. 3R International 27, Nr. 4, S. 300 – 305, 1988.
- [27] Stegmaier Wolfgang und Manfred Weber: Untersuchung zur pneumatischen Dichtstromförderung in horizontalen und vertikalen Rohren, „vt“ - Verfahrenstechnik, Nr. 12, S. 794 – 798, 1978.
- [28] Molerus Otto: Fluid-Feststoff-Strömung - Strömungsverhalten feststoffbeladener Fluide und kohäsiver Schüttgüter. Springer Verlag Berlin, S. 134 – 156, 1982.
- [29] Wirth Karl-Ernst: Theoretische und experimentelle Bestimmungen von Zusatzdruckverlust und Stopfgrenze bei pneumatischer Strahlenförderung. Dissertation, Univ. Erlangen-Nürnberg, 1980.
- [30] Peter W. Wypych and Jianglin Yi: Minimum transport boundary for horizontal dense-phase pneumatic conveying of granular materials. Powder Technology 129, pp. 111 – 121, 2003.
- [31] Mathur M. P. and George E. Klinzing: The dense and extrusion flow regime in gas - solid transport. The Canadian Journal of Chemical Engineering, Vol. 59, pp. 590 – 594, 1981.
- [32] Petersen H.: Die Pfropfenförderung - ein wirtschaftliches pneumatisches Fördersystem. Aufbereitungstechnik, Nr. 1, S. 35 – 39, 1973.
- [33] Muschelknautz Edgar and Wolfgang Krambrock, Druckverlust bei der pneumatischen Förderung. VDI-Wärmeatlas, Springer Verlag Berlin, 8. Auflage, 1998.
- [34] Konrad Kenneth, Harrison David, Davidson John F. and Ronald M. Nedderman, Prediction of the Pressure Drop for Horizontal Dense Phase Pneumatic Conveying of Particles. Pneumotransport 5, Int. Conf. on Pneumatic Transport of Solids in Pipes, London U.K., 16-18 April 1980, BHRA Fluid Engineering, U.K., Proc., pp. 225 – 244.
- [35] Mi Bo and Peter W. Wypych: Investigations into wall pressure during slug-flow pneumatic conveying. Powder Technology 84, pp. 125 – 137, 1994.

- [36] Pan R. and P.W. Wypych: Pressure Drop Due to Solids-Air Flow in Horizontal and Vertical Pipes. Int. Conf. Bulk Materials Storage, Handling and Transportation & 7th Int. Freight Pipeline Symp., Wollongong, 6-8 July. In: IEAust., Proc., pp. 35 – 40, 1992.
- [37] Stieß Matthias: Lagern und Fließen von Schüttgütern. In: Mechanische Verfahrenstechnik. Springer Verlag, S. 132 – 167, 1992.
- [38] Schwedes Jörg: Fließverhalten von Schüttgütern in Bunkern. Verlag Chemie, Heidelberg, 1968.
- [39] Schwedes Jörg, Schulze Dietmar, Kwade Arno und Harald Heinrici: Lagern und Fließen von Schüttgütern. Hochschulkurs, Universität Braunschweig, 2001.
- [40] Schulze Dietmar: Zur Fließfähigkeit von Schüttgütern - Definition und Messverfahren. Chemie Ingenieur Technik 67, Nr. 1, S. 60 – 68, 1995.
- [41] Konrad Kenneth: An exploratory analysis of dense-phase pneumatic conveying through vertical pipelines. Journal of Pipelines 6, pp. 99 – 104, 1987.
- [42] Konrad Kenneth and T.S. Totah: Vertical Pneumatic Conveying of Particle Plugs. The Canadian Journal of Chemical Engineering 67, pp. 245 – 252, 1989.
- [43] Tsuji Yutaka and R. Asono: Fundamental Investigation of Plug Conveying of Cohesionless Particles in a Vertical Pipe. The Canadian Journal of Chemical Engineering 68, pp. 758 – 767, 1990.
- [44] Keith Walters: A theoretical analysis of stresses in silos with vertical walls. Chemical Engineering Science 28, pp. 13 – 21, 1973.
- [45] Aziz Z.B. and George E. Klinzing: Dense Phase Plug Flow Transfer: The 1-Inch Horizontal Flow, Powder Technology 62, pp. 41 – 49, 1990.
- [46] Janssen H. A.: Versuche über Getreidedruck in Silozellen. Zeitschr. d. Vereines deutscher Ingenieure 39, S. 1045 – 1049, 1895.
- [47] Siegel Wolfgang: Grundlagen der pneumatischen Pfropfenförderung. Schüttgut 1, S. 95 – 101, 1995.
- [48] Heucke Ulrich: Horizontale pneumatische Förderung bei hohem Druck. Dissertation, Univ. Erlangen-Nürnberg, 1998.
- [49] Takeshi Kano, Fumiaki Takeuchi, Hiroki Sugiyami and Eiji Yamazaki: A study of the optimum conditions for plug-type pneumatic conveying of granular materials. International Chemical Engineering 24, pp. 702 – 709, 1984.
- [50] Levy Avi, Kogan E. and Haim Kalman: Simulation of air permeation through a moving plug in a vertical pipe. Powder Technology 98, pp. 209 – 216, 1998.
- [51] Aziz Z.B. and George E. Klinzing: Optimizing the Performance of a Plug Flow System. Powder Technology 62, pp. 77 – 84, 1990.
- [52] Aziz Z.B. and George E. Klinzing: Dense Phase Plug Flow Transfer: The 1-Inch Horizontal Flow. Powder Technology 62, pp. 41 – 49, 1990.
- [53] Zlokarnik Marko: Scale-up: Modellübertragung in der Verfahrenstechnik. Wiley-VCH Verlag, Weinheim, 2000.
- [54] Pawlowski Juri: Die Ähnlichkeitstheorie in der physikalischen technischen Forschung – Grundlagen und Anwendung. Springer Verlag Berlin, 1971.

- [55] Pan Renhu and Peter W. Wypych: Scale-up Procedures for Pneumatic Conveying Design. Powder handling & processing Vol. 4, pp.167-172, 1992.
- [56] Arnold Peter C. and Peter W. Wypych: On Improving Scale-Up Procedures For Pneumatic Conveying Design. Powder Technology 50, pp. 281 – 294, 1987.
- [57] Guiney P., Pan Renhu and Peter W. Wypych: Scale-up technology in low-velocity slug-flow pneumatic conveying. Powder Technology 122, pp.34-45, 2002.
- [58] Ridgway K. and K.J. Tarbuck: Radial voidage variation in randomly-packed beds of spheres of different sizes. J. Pharm. Pharmac. 18, pp. 168-175, 1966.
- [59] Mueller Gary E.: Radial void fraction distributions in randomly packed fixed beds of uniformly sized spheres in cylindrical containers. Powder Technology 72, pp. 269 – 275, 1992.
- [60] Rottschäfer Kent: Geschwindigkeitsverteilungen in durchströmten Füllkörperschüttungen. Dissertation, TU-München, 1997.
- [61] Gupte Arun R: Die Struktur von Packungen aus Kugeln: Zufallskriterien und Testmethoden im Hinblick auf die Porenströmung. Chem.-Ing.-Tech. 43, S. 754 – 761, 1971.
- [62] Reinecke Nicolas, Petritsch Georg, Schmitz Dirk and Dieter Mewes: Tomographische Messverfahren – Visualisierung zweiphasiger Strömungsfelder. Chem.-Ing.-Tech. 69, S. 1379 – 1394, 1997.
- [63] Petritsch Georg, Reinecke Nicolas and Dieter Mewes: Visualisation Techniques in Process Engineering, Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry, 1999.
- [64] Dyakowski Tomasz, Laurent F. C. Jeanmeure and Artur J. Jaworski: Applications of electrical tomography for gas–solids and liquid–solids flows — a review. Powder Technology 112, pp. 174 – 192, 2000.
- [65] Ergun Sabri: Fluid Flow Through Packed Columns. Chemical Engineering Progress 48, pp. 89 – 94, 1952.
- [66] Raichura, R. C.: Pressure drop and heat transfer in packed beds with small tube-to-particle diameter ratio. Experimental heat transfer, no.12, pp. 309 – 327, 1999.
- [67] Carman P. C.: Fluid flow through granular beds. Transactions – Institutions of chemical engineers, pp. 150 – 166, 1937.
- [68] Esterl Stefan: Numerische Simulation der Strömung und des Stofftransportes in Festbett-Bioreaktoren. Dissertation, TU-München/Weihenstephan, 2001.
- [69] Tsuji Y., Tanaka T. and T. Ishida: Lagrangian numerical simulation of plug flow of cohesionless particles in a horizontal pipe. Powder Technology 71, pp. 239 – 250, 1992.
- [70] Tsuji Y.: Activities in discrete particle simulation in Japan. Powder Technology 113, pp. 278 – 286, 2000.
- [71] McGlinchey Don, Jiansheng Xiang and Li Jintang: An experimental study of plugs travelling through pneumatic pipelines. Proceedings PARTEC 2004, Nuremberg, Germany, 16. – 18, March 2004.
- [72] Martin Strauss, Hans Herrmann, Gerhard Niederreiter und Karl Sommer: Plug Conveying in a vertical tube. Physics Review E, no. 65, pp. 2660 – 2668, 2004.

- [73] Niederreiter Gerhard, Strauss Martin, Sommer Karl and Hans Herrmann: Investigations on the formation and stability of plugs at dense-phase pneumatic conveying. Proceedings PARTEC 2004, Nuremberg, Germany, 16. – 18. March 2004.
- [74] Niederreiter Gerhard, Genz Stefan, Bobe Ulrich and Karl Sommer: A New Method for Calculating the Wall Shear Stress in Vertical Plug Flow. Proceedings of the ICBMH'04 – 8th International Conference on Bulk Materials Storage, Handling & Transportation, Wollongong, Australia, 2004.
- [75] Niederreiter Gerhard, Fischer Caroline, Bobe Ulrich and Karl Sommer: Experimental investigations in fluidization of plugs at dense phase conveying. Proceedings of the ICBMH'04 – 8th International Conference on Bulk Materials Storage, Handling & Transportation, Wollongong, Australia, 2004.
- [76] Weidendorfer Konrad, Niederreiter Gerhard and Karl Sommer: Direct Measurement of wall shear stress and normal stress at pneumatic plug conveying. Powder Technology, Reviewverfahren.
- [77] Niederreiter Gerhard and Karl Sommer: Investigations on Formation and Stability of Plugs at Dense Phase Conveying. Proceedings of the World Congress on Particle Technology 4, Sydney, Australia, 2002.
- [78] Niederreiter Gerhard and Karl Sommer: Modeling and Experimental Validation of Pneumatic Plug Conveying. Proceedings of the 4th International Conference for Conveying and Handling of Particulate Solids, Budapest, Hungary, 2003.
- [79] Gerthsen Christian, Vogel Helmut und Hans Gneser: Physik. Springer Verlag, Heidelberg und New York, 1982.
- [80] Hilgraf Peter: Auslegung pneumatischer Dichtstromförderungen auf der Grundlage von experimentellen Förderversuchen - Untersuchungen des Scale-Up. Zement-Kalk-Gips, Nr. 11, S. 558 – 566, 1989.
- [81] Lim K. S., Zhou J., Finley C., Grace J.R., Lim C. J. and C. M. H. Brereton: Cluster descending velocity at the wall of circulating fluidized bed risers. Circulation Fluidized Bed Technolgy, Chemical Industry Press, pp. 218 – 223, 1996.
- [82] Noymer Peter D. and Leon R. Glicksman: Descent velocities of particle cluster at the wall of circulating fluidized bed. Chemical Engineering Science 55, pp. 5283 – 5289, 2000.

Lebenslauf

Diplom Ingenieur für Brauwesen und Getränketechnologie
geboren am 1.11.1973 in Landshut

Berufliche Erfahrungen

- seit 05/2004 Projektingenieur im Bereich Produktentwicklung
Nestlé Product Technology Centre Konolfingen
Nestec Ltd. Schweiz
- 05/1999 – 04/2004 wissenschaftlicher Angestellter am Lehrstuhl für
Maschinen- und Apparatekunde der TU München
- Arbeitsschwerpunkt und Promotionsthema
„Untersuchungen zur Pfropfenentstehung und Pfropfen-
stabilität bei der pneumatischen Dichtstromförderung“
- Sonstige Aufgabengebiete
Pulvertechnologie: Agglomeration, Fördern, Lagern,
Mischen, Schüttgutcharakterisierung
Lehrauftrag: Übungen in Elemente des Apparatebaus,
Maschinenelemente – Hygienic Design

Weiterbildung

- 10/1999 – 10/2005 Wirtschaftswissenschaften an der FernUniversität Hagen
Schwerpunkte: Finanzwirtschaft, Operation Research
Abschluss: Note gut

Patent

- 11/2002 Verfahren und Vorrichtung zum Anreichern von
Pulver mit Fettkomponenten / DE 10055317

Auszeichnungen

- 05/1999 – 04/2001 Promotionsstipendium der TU München
- 05/1999 Preis der Universitätsstadt Freising für die beste
Diplomarbeit
- 05/1999 bester Diplomabschluss des Studienjahres 1998/1999
- 05/1997 – 04/1999 Stipendium der TU München

Hochschulstudium

- 11/1994 – 04/1999 Studium Brauereiwesen- und Getränketechnologie
an der TU München / Weihenstephan
Abschluss: Note sehr gut

Zivildienst

- 10/1993 – 12/1994 Malteser Hilfsdienst e. V., Freising

Schulbildung

- 09/1984 – 07/1993 Karl-Ritter-von-Frisch Gymnasium, Moosburg
Allgemeine Hochschulreife: Note gut
- 09/1979 – 07/1984 Grundschule, Hörgertshausen

Besondere Kenntnisse

- Fremdsprachen Englisch, fließend
Spanisch, Grundkenntnisse