Der Einfluss einer Gasdurchströmung auf die Fließeigenschaften leicht verdichteter Schüttgüter

Von der Fakultät für Maschinenbau, Verfahrens- und Energietechnik

der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

genehmigte

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

(Dr.-Ing.)

vorgelegt

von Diplom-Ingenieur Jens Klein

geboren am 13.02.1967 in Nordhausen

Gutachter: Prof. Dr. Husemann, Freiberg Dr. Graichen, Freiberg Prof. Dr. Schwedes, Braunschweig

Tag der Verleihung: 23. 06. 2003

Vorwort

Diese Arbeit wurde am Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Aufbereitungstechnik der Technischen Universität Bergakademie Freiberg angefertigt. Für die tatkräftige Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit möchte ich mich bei allen Beteiligten bedanken.

Mein besonderer Dank gilt hierbei Herrn Professor Husemann und Herrn Dr. Höhne für die wissenschaftliche Unterstützung. Desweiteren bedanke ich mich bei Herrn Hantusch für seine Mitarbeit bei der Durchführung der labortechnischen Untersuchungen und bei Herrn Schünemann und Herrn Kaden für ihren Ideenreichtum bei der Konstruktion und technischen Vervollkommnung der Versuchsanlage.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Aufgabenstellung
2	Theoretische Grundlagen und Auswertung der Literatur5
2.1	Charakterisierung von Fließeigenschaften5
2.1.1	Grundlagen5
2.1.2	Bestimmung der Fließeigenschaften durch Messung von Fließorten9
2.1.3	Beschreibung der die Fließeigenschaften charakterisierenden Kenngrößen12
2.2	Charakterisierung einer Gasströmung durch ein Schüttgut14
2.2.1	Beschreibung des Verhaltens einer Schüttung bei Gasdurchströmung14
2.2.2	Modelle zur Beschreibung des Durchströmungsverhaltens einer ruhenden
	Schüttung17
2.2.2.1	Das Kanalmodell
2.2.2.2	Das Umströmungsmodell
2.2.2.3	Der dimensionsanalytische Ansatz
2.2.2.4	Die Lösung der Navier-Stokes-Gleichung
2.3	Berechnung der Spannungen im Schüttgut
2.4	Einfluss einer Gasströmung auf Fließeigenschaften
3	Versuchsaufbau und Versuchsmaterialien
3.1	Methodik
3.2	Aufbau und Wirkungsweise des belüfteten Ringschergerätes
3.3	Verwendete Versuchsmaterialien
4	Versuchsdurchführung und Arbeitsprogramm
4.1	Bestimmung der Fließorte bei unterschiedlicher Belüftung
4.2	Kompensation der Normalspannungsänderung auf Grund der Durch-
	strömung durch Veränderung der Auflast40
4.3	Einfluss der Durchströmung beim stationären Fließen
4.4	Bestimmung der Lage der Scherzone44
5	Ergebnisse und Interpretation
5.1	Einfluss der Durchströmung auf die Lage der Fließorte
5.2	Ergebnisse bei Kompensation der Strömungskräfte
5.3	Ergebnisse beim stationären Fließen

6	Modellmäßige Erfassung des Zusammenhanges zwischen Durchströmungs-		
	bedingungen, Lage der Scherzone und Scherspannung	7	
6.1	Allgemeiner Ansatz	7	
6.2	Bestimmung der Druckdifferenz oberhalb der Scherzone	1	
6.3	Scherspannungsverhältnis bei der Scherung unter den Stegen des		
	Scherdeckels	5	
6.4	Scherspannungsverhältnis bei der Scherung über den Stegen des		
	Schertroges	6	
6.5	Beginnendes Fließen über den Stegen des Schertroges	2	
7	Experimentelle Überprüfung des Modells	6	
7.1	Vergleich der Scherspannungsverhältnisse	6	
7.2	Einfluss der Durchströmung auf die Lage der Scherzone	3	
8	Zusammenfassung und Interpretation der Ergebnisse9	5	
9	Zusammenfassung und Ausblick99	9	
Symbolverzeichnis			
Literaturverzeichnis			
Anlage 1			

1 Einleitung und Aufgabenstellung

Mit der Massenproduktion in Industrie und Landwirtschaft wurde es notwendig, große Mengen an Schüttgütern zu handhaben. Dabei treten immer wieder Fragestellungen hinsichtlich der Lagerung und des Transportes auf. Besonders das Auslaufverhalten von Schüttgütern aus Silos bereitet oft Probleme. Zu deren Behebung wurden verschiedene Austragshilfen entwickelt. Eine stellt das Einleiten von Gas, in der Regel Luft, dar. Zur genauen Dimensionierung und lokalen Anordnung dieser Austragshilfen ist die Kenntnis des Einflusses einer Gasdurchströmung auf die Fließeigenschaften eines Schüttgutes erforderlich.

Ein wesentliches Problem beim Auslaufen von Schüttgütern aus Silos ist die Brückenbildung. Hierbei bildet sich im Silotrichter oberhalb der Austragsöffnung eine stabile Schüttgutbrücke, die sich an den Trichterwänden abstützt und den Austrag des Schüttgutes aus dem Silo verhindert. Zur Vermeidung dieses Problems wurde von JENIKE /23/ ein Auslegungsverfahren zur Bestimmung einer minimalen Trichteröffnungsweite erarbeitet, das auf einem Kräftegleichgewicht am Auflager der Schüttgutbrücke an der Trichterwand basiert. Dabei wird eine parabelförmige Brücke angenommen, die lediglich durch ihr Eigengewicht belastet wird. Darüber befindliches Schüttgut übt keine Kraft auf die Brücke aus. Gestützt wird die Brücke durch eine Auflagerspannung σ_1 ´ an der Trichterwand, die für einen axialsymmetrischen Trichter nach Gl. 1.1 berechnet wird.

$$\boldsymbol{s}_{1} = \frac{\boldsymbol{r}_{b} \cdot \boldsymbol{g} \cdot \boldsymbol{D}}{2 \cdot \sin 2(\boldsymbol{\Theta} + \boldsymbol{j}_{W})}$$
(1.1)

Diese Auflagerspannung bewirkt die Zerstörung der Schüttgutbrücke. Dazu muss sie aber größer sein als die Druckfestigkeit σ_c des Schüttgutes.

Ein Silotrichter muss so dimensioniert werden, dass eine stabile Schüttgutbrücke ausgeschlossen werden kann und die Kosten des Silos und des Austragsorgans möglichst gering sind. Dazu muss gewährleistet werden, dass die Auflagerspannung größer als die Druckfestigkeit des Schüttgutes ist. Dies ist bei einem genügend großen Trichterauslaufdurchmesser oder bei einem genügend steilen und glatten Trichter der Fall. Ein steiler Trichter oder ein großer Trichterauslaufdurchmesser erhöhen jedoch die Kosten für den Silo und das Austragsorgan.

Eine zweite Möglichkeit besteht darin, die Auflagerspannung durch eine zusätzlich zum Eigengewicht der Schüttgutbrücke wirkenden Kraft zu vergrößern. Eine solche zusätzliche Kraft kann eine Durchströmungskraft sein, die durch den Druckverlust über der Schüttgutbrücke bei einer Durchströmung von oben nach unten verursacht wird.

Bei dieser Betrachtungsweise wurde bisher davon ausgegangen, dass sich die Druckfestigkeit unabhängig vom Durchströmungszustand eines Schüttgutes verhält. Es gibt verschiedene Untersuchungen zu Fließeigenschaften von gasdurchströmten Schüttgütern, bei denen zwar ein Einfluss der Durchströmung festgestellt, jedoch keine für die Silodimensionierung relevanten Kenngrößen aufgenommen wurden. (siehe dazu auch Kap. 2.4). Besonders hervorzuheben sind dabei die Arbeiten von BOTTERILL und ABDUL-HALIM /2/, GOTTSCHALK /13/, HOBBEL und SCARLETT /17/ sowie SCHNEIDER /46/. Diesen Arbeiten ist gemein, dass hauptsächlich rheologische Eigenschaften in fluidisierten Schüttgütern ohne Auflast gemessen wurden. Untersuchungen von Schüttguteigenschaften bei Durchströmungsverhältnissen unterhalb des Lockerungspunktes und unter Auflast fanden noch nicht statt. Der Schwerpunkt dieser Arbeit bestand demzufolge darin, eventuelle Veränderungen der Fließeigenschaften von gasdurchströmten belasteten Schüttgütern bei Fluidgeschwindigkeiten unterhalb des Lockerungspunktes zu untersuchen und diese, wenn vorhanden, mathematisch zu beschreiben.

Da zur Bearbeitung dieser Fragestellung keine geeignete und erst recht keine genormte Versuchsapparatur zur Verfügung steht, war es außerdem notwendig, eine entsprechende Anlage zu entwerfen und zu bauen. In Anlehnung an die üblichen Messungen der Fließeigenschaften mit einer Scherzelle sollte eine modifizierte, mit Druckluft durchströmbare Scherzelle entworfen, gebaut und auf ihre Eignung getestet werden. Hierzu konnte ein schon vorhandenes Ringschergerät genutzt werden.

2 Theoretische Grundlagen und Auswertung der Literatur

2.1 Charakterisierung von Fließeigenschaften

2.1.1 Grundlagen

Als Schüttgut wird in der Literatur eine Packung von Körnern aus festen Einzelpartikeln in einer kontinuierlichen, meist gasförmigen Phase bezeichnet /48/, /34/. Daraus ergeben sich zwei mögliche Betrachtungsweisen: die mikroskopische Betrachtungsweise, bei der jedes Partikel einzeln betrachtet wird, oder die makroskopische Betrachtungsweise, die das Haufwerk als Ganzes, als Kontinuum, ansieht und dessen Verhalten beschreibt. Bei der Charakterisierung der Fließeigenschaften hat sich die kontinuumsmechanische Betrachtungsweise durchgesetzt /23/, /54/. Danach ist das Fließen des Schüttgutes die plastische Deformation eines Haufwerkskörpers, die durch



eine Relativbewegung der Einzelpartikel gegeneinander zustande kommt. Die Ursache des Fließens liegt in dem Eintrag von Spannungen in das Schüttgut. Diese Spannungen können sowohl in Form von Normalspannungen als auch in Form von Scher- bzw. Schubspannungen auftreten und werden in einem Scherpannungs - Normalspannungs - Diagramm dar-

gestellt.

Im Allgemeinen werden Spannungen im Schüttgut als Mohr´scher Spannungskreis dargestellt. Dessen Herleitung ist in der Literatur ausführlich beschrieben worden, z.B. in /54/, /48/, /53/ und soll an dieser Stelle nur kurz zusammengefasst werden. Der Mohr´sche Spannungskreis ist die grafische Darstellung der Zusammenhänge zwischen der Normalspannung σ , der Scherspannung τ und einem Winkel α , um den die Betrachtungsebene zur y-Achse geneigt ist. Bei Kenntnis der Normalspannungen in xund y-Richtung σ_x und σ_y sowie der Scherspannungen in x- und y-Richtung τ_{yx} und τ_{xy} können aus dem Kräftegleichgewicht für eine um den beliebigen Winkel α geneigte Betrachtungsebene die Werte für die Normalspannung σ_{α} und die Scherspannung τ_{α} aus den entsprechenden Kräftegleichgewichten bestimmt werden (Abb. 2.1). Es gibt für jeden Spannungszustand einen bestimmten Winkel, bei dem in der Betrachtungsebene keine Schubspannung wirkt. Die zu dieser Ebene gehörende Druckspannung wird als Hauptspannung bezeichnet. Der entsprechende Winkel kann ebenfalls aus dem Kräftegleichgewicht berechnet werden, wobei sich auf Grund der Periodizität zwei um den Winkel $\pi/2$ geneigte Flächen ergeben, die schubspannungsfrei sind. Die zugehörigen Hauptspannungen werden mit σ_1 und σ_2 bezeichnet, wobei $\sigma_1 > \sigma_2$ definiert ist. Bei Kenntnis der Hauptspannungen können in Abhängigkeit vom Betrachtungswinkel α die Normalspannungen σ_x und σ_y und die Scherspannung τ_{xy} berechnet werden. Die entsprechenden Gleichungssysteme ergeben im Scherpannungs - Normalspannungs - Diagramm einen Kreis mit dem Mittelpunkt $(\sigma_1 + \sigma_2)/2$ auf der σ -Achse und dem Radius $(\sigma_1 - \sigma_2)/2$. Er wird als Mohr'scher Spannungskreis bezeichnet und liegt unabhängig vom willkürlich gewählten Achsenkreuz durch die Größe der Hauptspannungen fest (Abb. 2.2).

Die bisherigen Betrachtungen beziehen sich auf den zweidimensionalen Fall. Bei räumlicher Beanspruchung ergeben sich drei senkrecht zueinander stehende schubspannungsfreie Ebenen, die zu drei Hauptspannungen führen. Die Spannungszustände können mit drei Spannungskreisen beschrieben werden. Darauf wird hier nicht näher eingegangen.

Außerdem besitzt jedes Schüttgut eine Grenzspannungsfunktion, die das beginnende Fließen beschreibt. Tangiert der die Beanspruchung charakterisierende Spannungskreis die Grenzspannungsfunktion, kommt es zum Versagen und demzufolge zum Fließen der Schüttung. Spannungszustände, die kleiner als die Grenzspannung sind, sind zwar möglich, führen aber nur zu elastischen Verformungen des Schüttgutkörpers.



Größere Spannungen sind physikalisch nicht möglich, weil es vorher zum Fließen des Schüttgutes kommt /34/, /54/, /48/, /36/, /50/, /53/.

Neben der Grenzspannungsfunktion, die das beginnende Fließen eines Schüttgutkörpers beschreibt, existiert auch noch ein stationärer Fließort. Er ist nach MOLERUS /36/ durch die einhüllende Gerade der jeweils größten Spannungskreise, die den Endpunkt der jeweiligen Fließorte tangieren, definiert. Im τ - σ -Diagramm bildet der stationäre Fließort mit der Abszisse einen Winkel, der als stationärer Reibungswinkel φ_{st} bezeichnet wird und einen vom Belastungszustand unabhängigen Schüttgutkennwert darstellt.

Die Lage der Grenzspannungsfunktion ist von der Dichte des betrachteten Schüttgutkörpers abhängig. Wird ein kompressibles Schüttgut zu einer höheren Schüttgutdichte verfestigt, verschiebt sich die Grenzspannungsfunktion zu höheren Scherspannungswerten, d.h. für das beginnende Fließen wird bei gleicher Normalspannung eine höhere Scherspannung gemessen bzw. benötigt.

In Abb. 2.3 wird eine Grenzspannungsfunktion eines kohäsiven Schüttgutes gezeigt. Sie unterteilt sich in einen Fließort und einen Verfestigungsort, der am Endpunkt des Fließortes beginnt. Diese Unterteilung begründet sich mit dem Ausdehnungsverhalten des Schüttgutes bei Übergang vom beginnenden Fließen zum stationären Fließen. Tangiert ein Spannungskreis die Grenzspannungsfunktion im Bereich des Fließortes bei Normalspannungen, die kleiner als die Normalspannungen am Endpunkt sind,



kommt es zu einer Auflockerung der Schüttung. Dieser Zustand wird als überverfestigt bezeichnet. Dabei verringert sich bei konstanter Normalspannung die Scherspannung so weit, bis ein Spannungszustand erreicht ist, der den Endpunkt eines tieferliegenden Fließortes mit entsprechend geringerer Schüttgutdichte tangiert. Dieser Spannungszustand beschreibt auch das stationäre Fließen und verändert sich demzufolge nicht mehr. Ein Fließort beschreibt somit das beginnende Fließen überverfestigter Proben. Tangiert ein Spannungskreis den Fließort im Endpunkt, beschreibt er sowohl das beginnende wie auch das stationäre Fließen. In diesem Fall ändert sich die Schüttgutdichte nicht, das Schüttgut fließt unter Volumenkonstanz. Es ist in diesem Fall kritisch verfestigt.

Spannungskreise, die den Verfestigungsort tangieren, führen zu einer Volumenverkleinerung. Dabei verfestigt sich das Schüttgut und die Scherspannung steigt bei vorgegebener Normalspannung so weit an, bis der Spannungskreis den Endpunkt eines höher verfestigten Fließortes tangiert und damit auch wieder den stationären Fließzustand beschreibt. Der Verfestigungsort charakterisiert das beginnende Fließen unterverfestigter Proben

Der Übergang zwischen Fließort und Verfestigungsort ist noch nicht hinreichend geklärt /24/, /53/, /55/. Da in den folgenden Untersuchungen der Verfestigungsort keine Rolle spielt, wird darauf nicht näher eingegangen.

Die Grenzspannungsfunktion wird auf der Abszisse durch die größte maximal ertragbare Zugspannung σ_z und die größte maximal ertragbare Druckspannung σ_f begrenzt. Der Durchgang durch die Ordinate wird als Kohäsion τ_c bezeichnet.

2.1.2 Bestimmung der Fließeigenschaften durch Messung von Fließorten

Zur Messung von Fließorten sind eine Vielzahl von Publikationen bekannt, z.B. /23/, /54/, /34/, /36/, /52/. Die wesentlichen Zusammenhänge sollen im Folgenden zu-sammengefasst wiedergegeben werden.

Fließeigenschaften werden üblicherweise mit Scherzellen gemessen, wobei aber auch andere Geräte, wie z.B. die Biaxialbox, Anwendung finden können. JENIKE schlägt zur Messung von Fließorten ein Translationsschergerät vor, das im Allgemeinen als Jenike-Scherzelle bezeichnet wird. Neben Translationszellen können Fließeigenschaften aber auch in Rotationsscherzellen, dessen wichtigster Vertreter die Ringscherzelle ist, gemessen werden.

Obwohl für die Messung der Fließeigenschaften üblicherweise die Jenike-Scherzelle herangezogen wird, deren Messvorschrift auch in einigen aktuellen Standards, z.B. dem SSTT- oder ASTM-Standard fixiert ist, wurde für die folgenden Untersuchungen ein Ringschergerät herangezogen. Deshalb wird auf eine Erläuterung des Aufbaues und der Wirkungsweise der Jenike-Scherzelle an dieser Stelle verzichtet.

Das Ringschergerät (Abb. 2.4) bietet gegenüber der Jenike-Scherzelle den Vorteil eines unbegrenzten Scherweges. Die Schüttgutprobe befindet sich in einem ringförmigen Schertrog und wird über einen aufgesetzten Scherdeckel mit einer Normalkraft belastet. Das Ringschergerät ist wie die Jenike-Scherzelle auch ein weggesteuertes Gerät. Das kommt dadurch zum Ausdruck, dass sich der Schertrog mit einer konstanten Winkelgeschwindigkeit dreht und der Scherdeckel über einen Kraftaufnehmer, der die Scherspannung misst, gehalten wird. Dadurch wird der Schervorgang erzwungen.



Ein Fließort ist, wie zuvor dargelegt, die Grenzspannungsfunktion für das beginnende Fließen einer überverfestigten Probe mit einer konstanten Schüttgutdichte. Er wird bestimmt, indem eine Schüttgutprobe mit einer definierten Normalspannung belastet und durch den Eintrag einer Bewegung, beim Ringschergerät die Rotation des Schertroges, das Fließen erzwungen wird. Die dabei auftretende Scherspannung wird gemessen. Durch die Variation der Normalspannung können auf diese Weise verschiedene Punkte des Fließortes bestimmt werden.

Zu beachten ist dabei die konstante Schüttgutdichte und demzufolge der konstante Verfestigungszustand des Probekörpers an jedem Messpunkt. In Kapitel 2.1.1 wurde erläutert, dass sich beim stationären Fließen ein bestimmter Verfestigungszustand einstellt, der nur von der wirkenden Normalspannung abhängt. Diese Kenntnis wird bei der Durchführung der Scherversuche genutzt, indem die Schüttgutprobe vor der Aufnahme eines jeden Messpunktes bis zum stationären Fließen geschert wird. Dieser Vorgang wird als Anscheren bezeichnet (siehe Abb. 2.5). Die Anschernormalspannung muss dabei größer sein als die zur Bestimmung der Fließorte verwendete Normalspannung.

Nach dem Anscheren wird der Schervorgang unterbrochen und die Probe mit der zur Bestimmung des gewünschten Messpunktes benötigten Normalspannung belastet. Danach wird der Schervorgang wieder eingeleitet. Dieses erneute Scheren mit der reduzierten Normalspannung wird als Abscheren bezeichnet. Da die Abscherlast kleiner ist als die Anscherlast, ist die Probe überverfestigt. Wie in Kapitel 2.1.1 erläutert, wird sich eine überverfestigte Probe beim Übergang zum stationären Fließen unter Verringerung der Scherspannung ausdehnen. Daraus leitet sich ab, dass bei den Werten der Scherspannung ein Maximum zu erwarten ist, das genau dann eintritt, wenn die Probe zu Fließen beginnt und noch keine Zeit hatte, sich während des Fließvorganges auszudehnen. Dieses Maximum entspricht der Scherspannung für das beginnende Fließen und wird zusammen mit der zugehörigen Normalspannung als ein Messpunkt eines Fließortes in das Scherspannung-Normalspannung-Diagramm eingetragen (Abb. 2.5). Zur Ermittlung des nächsten Messpunktes wird die Scherzelle wieder neu befüllt und die Messprozedur mit der gleichen Anscherlast und einer anderen Abscherlast wiederholt.



In Abb. 2.5 ist der typische Verlauf der Scherspannung in Abhängigkeit von der Versuchszeit und die Übertragung der entsprechenden Scherspannung in das Fließort-Diagramm dargestellt.

2.1.3 Beschreibung der die Fließeigenschaften charakterisierenden Kenngrößen

Aus den Fließorten lassen sich verschiedene Fließkriterien bestimmen. Die Bruchhypothesen von TRESCA und COLOMB-MOHR und das Fließortkonzept von JENIKE /23/, /22/ und SCHWEDES /54/ wurden von MOLERUS /36/ um das kohäsive stationäre Fließkriterium erweitert, das von TOMAS /58/, /59/, /62/, /60/, /61/, /57/ präzisiert wurde. In Abb. 2.6 sind die Fließkriterien nach JENIKE /23/, MOLERUS /36/ und TOMAS /59/ dargestellt.

Wird der normalerweise gekrümmte momentane Fließort vereinfacht linearisiert dargestellt, nimmt der innere Reibungswinkel φ_i , der sich aus dem Winkel einer Tangente an einem bestimmten Punkt im Fließort ergibt und somit eigentlich abhängig von der Normalspannung ist, konstante Werte an. Er kann aber noch von der Verfestigung, d.h. von σ_1 abhängen. Der innere Reibungswinkel ist ein Maß für den Scherwiderstand des Schüttgutes beim beginnenden Fließen.



Der Mohr´sche Spannungskreis, der den Anscherpunkt und den Fließort berührt charakterisiert die Beanspruchungsvorgeschichte, die durch stationäres Fließen eingestellt wird. Aus ihm läßt sich die kleinste Hauptspannung σ_2 und die größte Hauptspannung σ_1 ablesen. Sie wird häufig als Bezugsgröße verwendet, über der andere Fließortkennwerte aufgetragen werden. Der Anscherpunkt selbst ist durch die aufgelegte Normalspannung und die zugehörige gemessene Scherspannung beim Anscheren definiert.

Die einaxiale Druckfestigkeit σ_c ist die Normalspannung, bei der ein mit der Verfestigungshauptspannung σ_1 verfestigtes Schüttgut bricht, wenn es in eine Richtung durch eine Hauptspannung belastet wird. Die zweite Hauptspannung σ_2 hat den Wert Null. Der zugehörige Spannungskreis beginnt demnach im Koordinatenursprung und tangiert den Fließort.

Zur Beschreibung des stationären Fließens führte JENIKE den effektiven Fließort ein /23/, /50/, /24/. Er beginnt im Koordinatenursprung und tangiert den größten Spannungskreis. Dabei schließt er mit der Hauptspannungsachse den effektiven Reibungswinkel φ_e ein. Über die Kennwerte des größten Spannungskreises kann φ_e nach

$$\sin \boldsymbol{j}_{e} = \frac{\boldsymbol{s}_{1} - \boldsymbol{s}_{2}}{\boldsymbol{s}_{1} + \boldsymbol{s}_{2}}$$
(2.1)

bestimmt werden.

Dieser Ansatz wurde von MOLERUS /36/ erweitert, der theoretisch nachwies, dass ein kohäsives Schüttgut auch beim stationären Fließen eine Kohäsion aufweist. Er führte einen stationären Fließort ein, der mit der Hauptspannungsachse den stationären Reibungswinkel φ_{st} bildet. Dieser stationäre Fließort tangiert die Mohr´schen Spannungskreise, die die Endpunkte verschiedener momentaner Fließorte berühren. Aufgrund der Kohäsion schneidet er die Ordinate im positiven und die Abszisse im negativen Bereich. Dieser negative Abszissenabschnitt, der eine Zugspannung darstellt, wurde von TOMAS in /59/ und /62/ als die dreiaxiale Zugfestigkeit der unverfestigten Schüttgutpackung σ_0 interpretiert. Sie hat ihre Ursache in den Haftkräften des unverfestigten Partikelkontaktes. Viele vor allem feinkörnige Schüttgüter sind kohäsiv. Die Kohäsion τ_c ist die Schubspannung, bei der das Schüttgut zu fließen anfängt, wenn es nicht mit einer Normalspannung beansprucht wird. Im Fließort-Diagramm ist die Kohäsion als Schnittpunkt des momentanen Fließortes mit der Scherspannungskoordinate abzulesen. Sie ist abhängig vom Verfestigungszustand des Schüttgutkörpers und die Hauptursache für die wichtigsten Probleme bei der Handhabung von Schüttgütern.

Nach MOLERUS /36/ lassen sich alle Schüttgüter mit nur drei Materialkenngrößen beschreiben: dem inneren Reibungswinkel φ_i , dem stationären Reibungswinkel φ_{st} und der dreiaxialen Zugfestigkeit σ_0 . Diese Kenngrößen lassen sich über die Partikelwechselwirkungskräfte (Haftkräfte und Reibungskräfte) interpretieren. Die anderen Größen spielen vor allem bei der verfahrenstechnischen Siloauslegung eine Rolle.

2.2 Charakterisierung einer Gasströmung durch ein Schüttgut

Prinzipiell können nach KRISCHER /31/ drei verschiedene Arten einer Fluidbewegung in Haufwerken auftreten:

- Knudsonsche Molekularbewegung
- Diffusion
- laminare bzw. turbulente Konvektionsströmung

Die Knudsonsche Molekularbewegung ist nur dann zu berücksichtigen, wenn die freie Weglänge eines Gasmoleküls im Porenzwischenraum gleich groß oder größer als der Porendurchmesser ist. Die Diffusion ist nur dann zu berücksichtigen, wenn bei einer Komponente ein Konzentrationsunterschied in benachbarten Zonen vorliegt und keine Konvektionsströmung auftritt /39/. Wenn die Ursache der Fluidbewegung in einem Druckgradient im Schüttgut liegt, wie es in dieser Arbeit der Fall ist, ist lediglich die Konvektionsströmung zu beachten, weshalb weitergehende Betrachtungen zu den anderen Strömungsarten an dieser Stelle nicht stattfinden.

2.2.1 Beschreibung des Verhaltens einer Schüttung bei Gasdurchströmung

Liegt eine Gasdruckdifferenz innerhalb des Schüttgutes an, so kommt es zu einer Gasströmung im Schüttgut. Solch eine Druckdifferenz kann durch verschiedene Ursachen hervorgerufen werden: erstens kann sich das Porenvolumen der Schüttung lokal durch Kompression oder Auflockerung ändern, zweitens können gezielt durch Einblasen oder Absaugen von Luft Über- oder Unterdrücke an den Schüttguträndern angelegt werden.

Eine Haufwerksdurchströmung kann durch die Navier-Stokes-Gleichung beschrieben werden. Eine vollständige Lösung dieser Gleichung ist nicht bekannt. Daher wurden bisher auf der Grundlage messtechnischer Untersuchungen bzw. dimensionsanalytischer Ansätze verschiedene Widerstandsgesetze für die Haufwerksdurchströmung erstellt, die meist nur bedingt gültig sind.

Um die Charakteristik einer Haufwerksdurchströmung zu erfassen, werden



Durchströmungskennlinien aufgenommen. Der Verlauf einer solchen Kennlinie ist in Abb. 2.7 dargestellt. Sie beschreibt die Abhängigkeit des bei der Durchströmung einer Schüttschicht auftretenden Druckverlustes Δp von der Anströmgeschwindigkeit des Fluides v_f. Dabei wird ein Schüttgut mit einer bestimmten Porosität ε_{SG} von unten nach oben mit steigender Anströmgeschwindigkeit durchströmt. Der Druckverlust folgt entsprechend Abb. 2.7 bis zu einem Maximum. In diesem Bereich ändert sich die Lage der Partikel im Schüttgut zueinander nicht. Die Schüttung wird als Festbett bezeichnet. Die Porosität bleibt konstant.

Dieses Maximum ist bei kohäsiven Schüttgütern größer als der von der Schüttung ausgeübte statische Druck, da zusätzlich noch Wechselwirkungskräfte zwischen den Partikeln der Schüttung auftreten. An diesem Maximum tritt eine Auflockerung des Schüttgutes auf. Deshalb wird dieser Punkt als der Lockerungspunkt und die zugehörige Fluidgeschwindigkeit als die Lockerungsgeschwindigkeit v_L bezeichnet werden. Bei weiterer Erhöhung der Anströmgeschwindigkeit beginnt die Fluidisierung des Materiales, wobei es nach GELDART /11/ für Gas-Feststoff-Systeme einen Übergangsbereich zwischen der ruhenden Schüttung und der stationären Wirbelschicht gibt.

Der Druckverlust der aufgelockerten Schüttung Δp kann nicht größer sein als der statische Druck der Schüttung. Er muss demzufolge auch bei weiterer Erhöhung der Anströmgeschwindigkeit bei der voll ausgebildeten stationären Wirbelschicht konstant bleiben. Daher bewirkt eine weitere Erhöhung der Anströmgeschwindigkeit eine Vergrößerung des Porenvolumens und somit der Höhe der Schüttung.

Wird aus dem Zustand der voll ausgebildeten stationären Wirbelschicht heraus die Anströmgeschwindigkeit verringert, ist oft eine Hysterese zu beobachten. Zunächst setzt sich die Schüttung wieder und der spezifische Druckverlust bleibt konstant, bis sich bei einer bestimmten Packungsstruktur ε_L , die in der Regel eine höhere Porosität aufweist als die ursprünglich vorliegende Packung, keine Veränderung der Schüttgutdichte mehr eintritt und somit der Druckverlust absinkt. Die zu diesem Punkt zugehörige Anströmgeschwindigkeit wird von GELDART /11/ als minimale Fluidisierungsgeschwindigkeit v_{mf} bezeichnet.

Bei der Verwendung gasförmiger Fluide kommt es häufig zur Ausbildung von Inhomogenitäten. Diese können in Form von Gasblasen oder in Form von Rissen und Kanälen auftreten.

In dieser Arbeit wird nur die Durchströmung einer ruhenden Schüttschicht mit Anströmgeschwindigkeiten unterhalb der Lockerungsgeschwindigkeit betrachtet. Nur im Bereich der Festbettdurchströmung kann aus der Sicht der Schüttgutmechanik noch von einem Schüttgut gesprochen werden, das mit den entsprechenden Schüttguteigenschaften beschrieben werden kann. Auf die Modellierung des Durchströmungsverhaltens einer Wirbelschicht wird nicht weiter eingegangen.

2.2.2 Modelle zur Beschreibung des Durchströmungsverhaltens einer ruhenden Schüttung

Bei der Durchströmung einer ruhenden Schüttung sind im wesentlichen zwei Phänomene zu beachten: die laminare und die turbulente Durchströmung. Welches Phänomen auftritt, kann durch die Reynoldszahl nach Gl. 2.2 abgeschätzt werden.

$$\operatorname{Re} = \frac{v' \cdot x \cdot r_{f}}{h} \tag{2.2}$$

Zur Bestimmung des spezifischen Druckverlustes werden daher folgende Bereiche unterschieden /35/, /14/, /38/:

- laminarer Bereich Re < 1
- Übergangsbereich (beide Strömungsformen werden beachtet) $1 \le \text{Re} < 1000$
- turbulenter Bereich $\text{Re} \ge 1000$

Für den Übergang zwischen dem laminaren und dem Übergangsbereich werden von verschiedenen Autoren unterschiedliche Reynoldszahlen angegeben. Nach SCHUBERT /47/ bleibt die Durchströmung bis Re \leq 20 laminar, nach CARMAN-KOZENY und PÄRNT /41/ gelten laminare Durchströmungsmodelle nur für Re \leq 10. GUPTE /14/ wiederum fand bis Re = 5 eine gute Übereinstimmung für den laminaren Bereich. SCHEIBE /45/ kommt zu dem Schluss, dass nur bei Reynoldszahlen \leq 1 eindeutig laminare Durchströmung vorliegt.

In der Literatur sind mehrere Modellvorstellungen und Ansätze bekannt, mit denen das Durchströmungsverhalten eines ruhenden Haufwerkes beschrieben werden kann (siehe dazu PÄRNT /41/ und MORNING et. al. /40/):

1. Das Kanalmodell, das das Durchströmungsverhalten über die Gesetze der Rohrströmung beschreibt. Dabei werden die Poren im Schüttgut als ein Bündel durchströmter Kanäle betrachtet, die konstante oder in Länge und Querschnitt variable Geometrien besitzen können.

- 2. Das Umströmungsmodell, das auf dem Ansatz der Widerstandskraft einer umströmten Einzelkugel beruht
- 3. Die Dimensionsanalyse
- 4. Die Lösung der Navier-Stokes-Gleichung für ein geometrisches Modell oder ein repräsentatives Volumenelement der Schüttung

Keiner dieser Ansätze kommt ohne Anpassungsparameter aus. In der Praxis wird häufig das einfach zu handhabende Kanalmodell verbunden mit Messungen am realen Schüttgut angewendet.

2.2.2.1 Das Kanalmodell

Eine einfache Gleichung zur Bestimmung des Druckverlustes einer Haufwerksdurchströmung wurde bereits 1856 von DARCY formuliert /5/. Es gibt für ein homogenes, d.h. im gesamten Haufwerk geometrisch kongruentes und isotropes Porensystem bei einer Durchströmung mit einem inkompressiblen Newtonschen Fluid einen linearen Zusammenhang zwischen der Anströmgeschwindigkeit und dem Druckabfall in alle Raumrichtungen an:

$$\frac{\Delta p}{H} = \frac{v_f \cdot \mathbf{h}}{K_D} \tag{2.3}$$

Die Darcy-Konstante K_D entspricht einer Permeabilität und enthält alle Schüttgutparameter. Sie kann nur auf experimentellem Wege bestimmt werden. Das Fluid wird durch die dynamische Viskosität η gekennzeichnet.

Nach diesem Modell sind die Parameter der Kanäle nicht einzeln quantifiziert, sondern in der Darcy-Konstante zusammengefasst. Unter Annahme parallel gewundener Kanäle und Beschränkung auf laminare Durchströmung resultiert der Druckverlust aus der Wandschubspannung. Nach Hagen-Poisseuille gilt:

$$\frac{\Delta p}{H} = \mathbf{y} \cdot \frac{\mathbf{r}_f}{2} \cdot \frac{{v'}^2}{d_h}$$
(2.4)

der Widerstandsbeiwert ψ kann durch

$$\mathbf{y} = \frac{K}{\mathrm{Re}} \tag{2.5}$$

ersetzt werden. Die Strömungsgeschwindigkeit in den Kanälen v' berechnet sich über die Porosität ε und die Anströmgeschwindigkeit zu

$$v' = \frac{v_f}{e} \tag{2.6}$$

Der hydraulische Durchmesser d_h wird in Abhängigkeit von der Partikelgröße x und der Porosität entsprechend

$$d_h = \frac{1}{6} \cdot \frac{\boldsymbol{e}}{1 - \boldsymbol{e}} \cdot \boldsymbol{x} \tag{2.7}$$

ermittelt und die Reynoldszahl durch

$$\operatorname{Re} = \frac{1}{6} \cdot \frac{v_f \cdot x \cdot r_f}{(1 - e) \cdot h}$$
(2.8)

definiert. Danach ergibt sich der spezifische Druckverlust nach Gl. 2.9 zu

$$\frac{\Delta p}{H} = K_{CK} \cdot 36 \cdot \frac{(1-e)^2}{e^3} \cdot \frac{\mathbf{h} \cdot v_f}{x^2}$$
(2.9)

Diese Gleichung gilt ausschließlich für den laminaren Geschwindigkeitsbereich Re < 10und ist als Carman-Kozeny-Gleichung in der Literatur bekannt. CARMAN gibt für die Konstante K_{CK} einen Wert von 5 an /4/.

Allerdings hat GUPTE in seiner Dissertation /14/ gezeigt, dass der Einfluss der Porosität auf die Permeabilität durch den Ansatz von Carman-Kozeny nur ungenau wiedergegeben wird /27/. Weicht die Partikelform stark von der Kugelform ab oder liegt eine breite Korngrößenverteilung vor, ist das Ergebnis fehlerbehaftet. Außerdem liegt die experimentelle Bestätigung nur in einem beschränkten Porositätsbereich von 0,4 vor. Diese Mängel wurden von PÄRNT /41/ teilweise ausgeglichen, indem er einen Kornformfaktor ψ_F und einen Rundheitsfaktor ψ_R einführte, mit deren Hilfe die realen Partikelformen beschrieben werden sollten (Gl. 2.10):

$$\frac{\Delta p}{H} = 180 \cdot \frac{(1-e)^2}{e^3} \cdot \frac{\mathbf{h} \cdot v_f}{x^2 \cdot \mathbf{y}_F^2 \cdot \mathbf{y}_R^2}$$
(2.10)

Allerdings ist die Bestimmung dieser Faktoren selten einwandfrei möglich. Diese Gleichung gilt für einen Porositätsbereich von $0,38 < \varepsilon < 0,7$.

Um die Einschränkung der laminaren Strömung aufzuheben, erweiterte ERGUN /8/ die Carman-Kozeny-Gleichung um einen turbulenten Term (Gl. 2.11).

$$\frac{\Delta p}{H} = K_1 \cdot \frac{(1-\boldsymbol{e})^2}{\boldsymbol{e}^3} \cdot \frac{\boldsymbol{h} \cdot \boldsymbol{v}_f}{x^2} + K_2 \cdot \frac{1-\boldsymbol{e}}{\boldsymbol{e}^3} \cdot \frac{\boldsymbol{r}_f \cdot \boldsymbol{v}_f^2}{x}$$
(2.11)

Die Konstanten K₁ und K₂ bestimmte ERGUN für Granulatschüttungen empirisch zu K₁ = 150 und K₂ = 1,75, was etwas von den Werten von CARMAN und PÄRNT abweicht. Diese Gleichung soll für Strömungsgeschwindigkeiten $1 < \text{Re}/(1-\varepsilon) < 2500$ und einem Porositätsbereich von 0,36 < ε < 0,76 gelten. Auch hier wird die Kornform nicht berücksichtigt, so dass die Konstanten K₁ und K₂ bei realen Schüttungen Abweichungen von über 100 % zu den von ERGUN vorgegebenen Werten haben kann /7/.

2.2.2.2 Das Umströmungsmodell

Das schon 1939 von FEHLING /9/, HAPPEL und BRENNER /16/ sowie von MOLERUS /35/, /38/, /37/ entwickelte Umströmungsmodell geht von der Widerstandskraft einer umströmten Einzelkugel des Haufwerkes aus. Zur Bestimmung dieser Widerstandskraft wird das Haufwerk in Zellen unterteilt, wobei jede Zelle aus einem Partikel und dem dazugehörigen, das Partikel umgebende Fluidvolumen besteht. Bei diesem Modell ergibt sich der Druckverlust des Haufwerkes aus der Summe der Widerstandskräfte aller Einzelpartikel.

Auf der Grundlage des Widerstandsgesetzes von KASKAS

$$c_w = \frac{24}{\text{Re}} + \frac{4}{\sqrt{\text{Re}}} + 0.4 \tag{2.12}$$

und den Messergebnissen von GUPTE entwickelte MOLERUS in /35/ für Re \leq 200 das Widerstandsgesetz folgendermaßen:

$$\frac{\Delta p}{H} \frac{x}{\mathbf{r}_{f} v_{f}^{2}} = \frac{3}{4} \frac{1-\mathbf{e}}{\mathbf{e}^{2}} \left\{ 1+0.777 \left(\frac{r_{0}}{\mathbf{d}} + \frac{1}{2} \left(\frac{r_{0}}{\mathbf{d}} \right)^{2} \right) \right\} + \frac{4\sqrt{\mathbf{e}}}{\sqrt{\mathrm{Re}}} + 0.4 + 0.511 \frac{r_{0}}{\mathbf{d}} \right] (2.13)$$

Der Vorteil dieser Beziehung besteht in der Gültigkeit für Porositätsbereiche bis hin zum gedachten Grenzfall $\varepsilon = 1$. Bei abnehmender Porosität wird die Umströmung der Einzelpartikel zunehmend durch die Wechselwirkungen mit benachbarten Partikeln beeinträchtigt, wodurch die Gültigkeit des Modells eingeschränkt wird. Die Anwendung dieses Modells ist daher nur für Wirbelschichten sinnvoll.

2.2.2.3 Der dimensionsanalytische Ansatz

Der Vorteil dieser Methode besteht darin, dass sie unabhängig von jeder Modellvorstellung ist. Hierzu ist es notwendig, alle Einflussgrößen, die das Porensystem beschreiben, zu erfassen. Eine wesentliche Arbeit zu diesem Ansatz leistete GUPTE /14/, /42/. Er leitete 7 Kennzahlen her, mit deren Hilfe er die Gasdurchströmung durch eine Schüttgutpackung beschrieb. Allerdings gelang auch ihm keine eindeutige Quantifizierung der Partikelform, der Packungsstruktur und der Korngrößenverteilung, so dass er seine Betrachtungen auf eine eindimensionale, isotherme, stationäre Durchströmung eines Newtonschen Fluides durch eine homogene, isotrope und inkompressible ruhende Packung kugelförmiger Teilchen beschränkt. Unter diesen Voraussetzungen brauchten die Kennzahlen, die die Partikelform, die Packungsstruktur und die Korngrößenverteilung beschreiben, nicht mehr berücksichtigt werden, so dass sich die Kennzahlen auf die folgenden beschränken:

$$\frac{\Delta p}{\boldsymbol{r}_{f} \cdot \boldsymbol{v}_{f}^{2}} = f\left(\frac{x \cdot \boldsymbol{v}_{f} \cdot \boldsymbol{r}_{f}}{\boldsymbol{h}}, \frac{H}{x}, \boldsymbol{e}\right)$$
(2.14)

GUPTE hat Messungen im Porositätsbereich von $0.35 < \varepsilon < 0.7$ und Reynoldszahlen von $10^{-2} < \text{Re} < 10^2$ durchgeführt. Dabei gelang ihm im laminaren Bereich für Re < 1 die Approximation

$$\frac{\Delta p}{H} = 5.6 \cdot \frac{\boldsymbol{r}_f \cdot \boldsymbol{v}_f^2}{x \cdot \text{Re}} \cdot \boldsymbol{e}^{-5.5}$$
(2.15)

Weitere Untersuchungen von MOLERUS, PAHL und RUMPF /38/, die unter dem Gesichtspunkt einer Verträglichkeit der Gl. 2.15 bei Porositäten gegen 1 mit dem Widerstandsgesetz eines einzeln umströmten Partikels standen, ergaben eine Modifizierung der Gl. 2.15 zu

$$\frac{\Delta p}{H_{SG}} = 22.4 \cdot \frac{\boldsymbol{r}_f \cdot {\boldsymbol{v}_f}^2}{x \cdot \text{Re}} \cdot \frac{(1-\boldsymbol{e})}{\boldsymbol{e}^{4.55}}$$
(2.16).

2.2.2.4 Die Lösung der Navier-Stokes-Gleichung

Nach DULLIEN /6/ können für die Lösung der Navier-Stokes-Gleichung zwei Wege gegangen werden: die Lösung für ein bestimmtes geometrisches Modell oder die Lösung für ein repräsentatives Volumenelement des Haufwerks. Im Gegensatz zur Hagen-Poiseuille-Gleichung, die die Lösung der Navier-Stokes-Gleichung für laminaren Fluss durch ein gerades, kreisrundes Rohr darstellt, gilt die nach FORCHHEIMER /10/ benannte Gleichung (Gl. 2.17) auch für nichtlaminare Strömungen /40/:

$$\frac{\Delta p}{H} = \boldsymbol{a} \cdot \boldsymbol{h} \cdot \boldsymbol{v}_f + \boldsymbol{b} \cdot \boldsymbol{r}_f \cdot {\boldsymbol{v}_f}^2$$
(2.17)

In diesem Ansatz sind keine Material- und Packungsparameter enthalten. Sie gehen in die Anpassungsparameter α und β ein. MC DONALD /7/ testete die von AHMED und SUNADA /1/ modifizierte Gleichung. Er fand dabei eine gute Übereinstimmung mit ausgewählten Daten verschiedener Autoren.

Als Fazit kann gesagt werden, dass es noch keine allgemeingültige Lösung für das Problem der Bestimmung des Druckverlustes für die Haufwerksdurchströmung gibt. Alle Ansätze sind nur unter bestimmten Voraussetzungen und Einschränkungen gültig und geben daher den tatsächlichen Sachverhalt nur fehlerhaft wider.

Ein Vergleich der verschiedenen Ansätze zur Beschreibung der Haufwerksdurchströmung wurde in jüngster Zeit von MORNING et. al. /40/ durchgeführt. Er stellte dabei fest, dass der auf der Lösung der Navier-Stokes-Gleichung basierende Ansatz von AHMED und SUNADA /1/ durch die Anpassung der Parameter α und β am genauesten ist. Allerdings ist es nicht möglich, Vorhersagen des Druckverlustes für eine veränderte Porosität des Schüttgutes zu treffen, was die Anwendung im technischen Bereich einschränkt. Aus diesem Grunde empfiehlt MORNING auch für sehr feine Schüttgüter und hohe Porositäten bis $\epsilon < 0,7$ die Gleichung nach CARMAN-KOZENY, die die von MORNING gemessenen Werte noch am genauesten wiedergibt. Lediglich bei großen Reynoldszahlen und zunehmendem Einfluss der Trägheitskräfte sollte ein nichtlinearer Term nach ERGUN /8/ oder BRAUER /3/ der Gleichung hinzugefügt werden

2.3 Berechnung der Spannungen im Schüttgut

Zur Bestimmung von Schüttgutspannungen gibt es eine Vielzahl von Veröffentlichungen, deren Schwerpunkt im Wesentlichen auf der Berechnung der Spannungen in einem Silo liegen, z.B. /54/, /36/, /48/. Für die hier vorliegende Problemstellung sind die Kräfte des Schüttgutes auf die Wände der Scherzelle von Bedeutung. Wenn diese mechanischen Kräfte auf Flächen bezogen werden, so ergibt sich aus physikalischer Sicht ein Druck. Weil zur Kennzeichnung der Gasdurchströmung auch der Gasdruck verwendet wird, sollen im Folgenden die allein durch das Schüttgut aufgebrachten Drücke als Spannungen bezeichnet und die Bezeichnung Druck der Fluidphase zugeordnet werden.

Da die Scherzelle aus senkrechten und waagerechten Wänden besteht, beschränken sich die folgenden Ausführungen auch nur auf die Bestimmung der Spannungen dieser Geometrie. Betrachtungen an geneigten Wänden, wie z. B. Silotrichter, werden im Weiteren nicht dargestellt.



23

Eine Möglichkeit zur Bestimmung der Schüttgutspannungen ist die Scheibenelementmethode, die auf JANSSEN /21/ zurückgeht und zahlreichen Normen zugrunde liegt, darunter die DIN 1055 Teil 6/64/. Bei dieser Methode wird das Kräftegleichgewicht an einer Schüttgutscheibe infinitesimaler Höhe dz betrachtet. In Abb. 2.8 sind die wirksamen Kräfte an einem rechteckigen Schüttgutelement mit senkrechten Begrenzungswänden dargestellt.

In vertikaler Richtung wirken:

Vertikalkräfte	$oldsymbol{s}_{v}\cdot A$, $(oldsymbol{s}_{v}+doldsymbol{s}_{v})\cdot A$
Gewichtskraft der Schüttgutscheibe	$\mathbf{r}_b \cdot g A \cdot dz$
• Wandschubkraft	$\boldsymbol{s}_{h} \cdot U \cdot dz \cdot \mu_{W}$
• Druckkraft aufgrund der Durchströmung	$A \frac{\Delta p}{\Delta z} dz$
In horizontaler Richtung wirkt die Horizontalkraft	$\mathbf{s}_h \cdot U \cdot dz$

Die Druckkraft tritt nur bei der Durchströmung der Schüttgutscheibe mit einem Fluid auf und ist von der Durchströmungsrichtung abhängig. Sie wurde in dieser Form von WIESE /63/ hergeleitet. Die Koordinate z wirkt in Richtung der Erdbeschleunigung. Es gelten die Annahmen, dass sowohl die Vertikalspannung über der gesamten Querschnittsfläche als auch die Schüttgutdichte konstant sind. Daraus folgt, dass auch der spezifische Druckverlust konstant bleibt.

Die Horizontalspannung wird durch das Horizontalspannungsverhältnis λ nach Gl. 2.18 bestimmt:

$$\mathbf{s}_{h} = \mathbf{s}_{v} \cdot \mathbf{l} \tag{2.18}$$

Dazu ist aber die Kenntnis des Horizontalspannungsverhältnisses erforderlich. Diese Größe ist abhängig vom Fließzustand der Schüttung. Befindet sich die Schüttung in Ruhe, kann mit dem Erdruhedruckbeiwert

$$\boldsymbol{l} = 1 - \sin \boldsymbol{j}_{e} \tag{2.19}$$

gerechnet werden /26/. Fließt das Schüttgut stationär, entspricht das Horizontalspannungsverhältnis dem Rankineschen Grenzspannungsverhältnis, das dem Verhältnis der kleinsten zur größten Hauptspannung entspricht /15/.

$$\boldsymbol{I} = \frac{\boldsymbol{S}_2}{\boldsymbol{S}_1} = \frac{1 - \sin \boldsymbol{j}_e}{1 + \sin \boldsymbol{j}_e}$$
(2.20)

Aufgrund dieser Unsicherheiten bei der Bestimmung des Horizontalspannungsverhältnisses wird die direkte Messung empfohlen /51/, /56/, /32/, /19/, /20/.

Die Kräftebilanz in vertikaler Richtung lautet somit unter Einbeziehung der Gl. 2.18

$$\boldsymbol{s}_{v} \cdot \boldsymbol{A} + \boldsymbol{r}_{b} \cdot \boldsymbol{g} \cdot \boldsymbol{A} d\boldsymbol{z} - (\boldsymbol{s}_{v} + d\boldsymbol{s}_{v})\boldsymbol{A} - \boldsymbol{A}\frac{\Delta p}{\Delta z} d\boldsymbol{z} - \boldsymbol{l} \cdot \boldsymbol{s}_{v} \cdot \boldsymbol{U} d\boldsymbol{z} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{w} = 0 \qquad (2.21)$$

Durch Integration ergibt sich für die Vertikalspannung in der Höhe z nach /63/

$$\boldsymbol{s}_{v} = \frac{A(\boldsymbol{r}_{b}g - dp/dH)}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{w} \cdot \boldsymbol{U}} + \left(\boldsymbol{s}_{v0} - \frac{A(\boldsymbol{r}_{b}g - dp/dH)}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{w} \cdot \boldsymbol{U}}\right) \cdot \exp\left(-\frac{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{w} \cdot \boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{z}}{A}\right) (2.22).$$

Diese Gleichung entspricht im Wesentlichen der Janssen-Gleichung, ist aber um einen die Strömungskraft beschreibenden Term dp / dH und um eine auf die Oberkante des Haufwerkes in der Höhe z = 0 wirkende Auflagespannung σ_{v0} erweitert.

2.4 Einfluss einer Gasströmung auf Fließeigenschaften

Zu den Fließeigenschaften belüfteter Schüttgüter sind verschiedene Untersuchungen durchgeführt worden, die sich hauptsächlich mit den rheologischen Eigenschaften fluidisierter Schüttgüter beschäftigen. So haben z.B. BOTTERILL und ABDUL-HALIM /2/ fluidisierte Schüttgüter in einem Kanal bewegt und die Scherspannung an der Kanalwand gemessen. Sie konnten eine Verringerung der Viskosität bei steigender Fluidisierung bis zu einem Minimum nachweisen. Messungen unterhalb der minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit waren mit dieser Anlage nicht möglich. In neuerer Zeit kamen Rotationsviskosimeter und Rührgeräte zur Messung der Fließeigenschaften gasdurchströmter bzw. fluidisierter Schüttgüter zur Anwendung. Besonders hervorzuheben sind dabei die Arbeiten von GOTTSCHALK /13/, HOBBEL und SCARLETT /17/ sowie SCHNEIDER /46/.

GOTTSCHALK /13/ wies an Quarzsand mit verschiedener Korngröße ein strukturviskoses Verhalten nach, das bei höheren Schergefällen zu dilatantem Fließen übergeht. Messungen der Fließeigenschaften unterhalb der minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit waren im Rotationsviskosimeter nicht möglich. Neben den rheologischen Messungen im Viskosimeter führte GOTTSCHALK auch Untersuchungen mit einem Schrägblattrührer durch, der sich mit einer konstanten Drehzahl im belüfteten Schüttgut dreht und dessen Leistungsaufnahme als Maß für die Fließfähigkeit aufgenommen wurde. Mit dieser Anlage konnten auch Fließeigenschaften unterhalb der minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit charakterisiert werden. GOTTSCHALK konnte dabei feststellen, dass sich die Rührerleistung bis zum Erreichen der minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit unabhängig von der Korngröße drastisch reduziert. Die Nachteile dieser Methode bestanden darin, dass keine schüttgutrelevanten Kenngrößen aufgenommen werden konnten und dass das Schüttgut auch nicht mit variablen Normalspannungen belastet wurde. Außerdem war der Schrägblattrührer durch seine Auflockerung des Schüttgutes in der Scherzone ungeeignet.

Einen ähnlichem Versuch führte SCHNEIDER 1996 /46/ durch. Er untersuchte die Abhängigkeit des Drehmomentes eines Rührwerkes mit horizontal angeordneten Blättern von der Anströmgeschwindigkeit an einem Quarzsand mit ca. 320 µm mittlerer Korngröße. Dabei konnte er bei Anströmgeschwindigkeiten unterhalb der minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit eine stetige, fast lineare Abnahme des Drehmomentes bei steigenden Anströmgeschwindigkeiten messen. Oberhalb des Fluidisierungspunktes trat ein konstantes, sehr niedriges Drehmoment auf. Untersuchungen mit einem rotierenden Hohlzylinder ergaben bei Luftgeschwindigkeiten unterhalb der minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit eine stark fallende dynamische Viskosität, die oberhalb der minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit konstante Werte annahm. Auch bei den Messungen von Schneider wurde das Schüttgut nicht mit verschiedenen Normalspannungen belastet. HOBBEL und SCARLETT /17/ führten 1987 Untersuchungen mit einem Rotationsviskosimeter an Aluminiumpulver durch. Sie konnten feststellen, dass die eingebrachten Scherkräfte in Abhängigkeit von der eingebrachten Luft bis zum Erreichen der minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit stark, danach weniger stark abfielen.

Zu ähnlichen Ergebnissen kamen auch LLOYD und WEBB /33/, die ebenfalls Aluminiumpulver in einem Rotationsviskosimeter untersuchten. Sie konnten auch eine abnehmende Scherspannung bei steigendem Luftdurchsatz feststellen, die bei höheren Luftmengen einem konstanten Wert entgegenstrebte.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die bisherigen Untersuchungen sowohl im Rotationsviskosimeter als auch mit einem Rührwerk eine deutliche Verringerung der Scherspannung bei Belüftung des Schüttgutes zeigen. Allerdings wurde der Einfluss der Verringerung der Vertikalspannung durch die steigende Luftmenge und den dadurch steigenden Luftdruck nicht in Betracht gezogen. Die gleichmäßige Verringerung des Drehmomentes des Rührers bei steigender Luftmenge, den z.B. SCHNEIDER unterhalb der Lockerungsgeschwindigkeit festgestellt hat, wird nicht auf die ebenfalls gleichmäßige Entlastung der Vertikalspannung im Schüttgut durch den Anstieg des Luftdruckes bezogen, ebensowenig das konstante Rührerdrehmoment oberhalb der Lockerungsgeschwindigkeit auf den konstanten Luftdruck und demzufolge auf die konstante Vertikalspannung im Schüttgut.

Bei keiner dieser Messungen wurde das Schüttgut mit einer Normalspannung beaufschlagt. Das hat zur Folge, dass sich das Schüttgut in der Scherzone sehr leicht auflockern und schon bei geringen Luftmengen fluidähnliche Eigenschaften annehmen konnte. Das trifft besonders für die Untersuchungen im Rotationsviskosimeter zu, da hier die Hauptdurchströmungsrichtung der Luft parallel zur Scherzone verläuft. Zudem sind keine mit Fließorten vergleichbare, technisch relevanten Schüttguteigenschaften für belüftete Schüttgüter gemessen worden.

Neben diesen Untersuchungen an gasdurchströmten Schüttgütern fanden auch Messungen von Wandreibungswinkeln mit durchströmbaren Wandmaterialien statt. Besonders hervorzuheben sind dabei die Arbeiten von RUNGE, der ein Jenike-Schergerät entsprechend umgebaut und patentiert hat /43/. Bei diesen Forschungen wurde eine

Verringerung des Wandreibungswinkels bei steigendem Anströmluftdruck festgestellt, der allerdings maßgeblich auf die Verringerung der Normalspannung durch den Luftgegendruck zurückgeführt werden konnte.

3 Versuchsaufbau und Versuchsmaterialien

3.1 Methodik

Wie schon unter 2.4 erwähnt, gibt es bereits eine Reihe von Untersuchungen zu den Fließeigenschaften gasdurchströmter Schüttgüter. Der Nachteil der bisherigen Untersuchungen liegt hauptsächlich darin, dass das Schüttgutverhalten ohne Auflast und meist im fluidisierten Zustand gemessen wurde. Außerdem wurden die Schüttgutspannungen in der Scherzone nicht bestimmt, so dass keine Quantifizierung der Fließeigenschaften im bisher gebräuchlichen Sinne (siehe dazu Kapitel 2.1) durchgeführt werden konnten. Deshalb sollte in dieser Arbeit eine Methode gefunden werden, die Fließeigenschaften, so wie sie von JENIKE u. a. definiert wurden und wie sie zur Silodimensionierung benötigt werden, auch bei gasdurchströmten Schüttgütern zu bestimmen.

Fließeigenschaften werden gewöhnlich durch Untersuchungen in Schergeräten ermittelt (siehe Kapitel 2.1.2). Es war naheliegend, auch für die Messung der Fließeigenschaften belüfteter Schüttgüter ein Schergerät zu entwickeln und einzusetzen, das die Möglichkeit bietet, die Schüttgutprobe während des Schervorganges definiert mit Luft durchströmen zu lassen /28/.

Das von JENIKE vorgeschlagene Translationsschergerät hat den Nachteil, dass der Scherweg und demzufolge auch die Messzeiten sehr kurz sind. Aus diesem Grunde wurde am Institut ein Ringschergerät entwickelt und gebaut, das die oben genannten Anforderungen erfüllt und durch den unbegrenzten Scherweg auch längere Messungen im stationären Fließzustand erlaubt.

3.2 Aufbau und Wirkungsweise des belüfteten Ringschergerätes



In Abb. 3.1 ist ein Halbbild des Schergerätes dargestellt.

An einer Grundplatte ist ein Motor angebracht, auf dessen Welle der Schertrog aufgesetzt wird. Die Drehzahl des Motors kann stufenlos eingestellt und während des Scherversuches über ein Steuerprogramm variiert werden, so dass Schergeschwindigkeiten von 0 bis 6*10⁻² m/s realisierbar sind. In den Schertrog kann das Schüttgut bis zu einer maximalen Höhe von ca. 45 mm eingefüllt werden. Der Außendurchmesser des Schüttgutringes beträgt 270 mm, der Innendurchmesser 180 mm. An der Unterseite des Schertroges befindet sich ein gasdurchlässiger Anströmboden. Auf diesem Anströmboden sind Stege angebracht, die in das Schüttgut greifen und ein Abgleiten des Schüttgutes auf dem Schertrogboden verhindern. Unterhalb des Schertroges befindet sich ein fest auf die Grundplatte montierter Anströmring, durch den das Gas in die Scherzelle geleitet wird. Die Abdichtung zwischen dem feststehenden Anströmring und dem bewegten Schertrog erfolgt durch zwei Gummilippen.

Auf dem Schüttgut liegt der Scherdeckel. An der Unterseite des Scherdeckels befindet sich eine gasdurchlässige Abströmplatte, durch die das Gas nach dem Durchströmen des Schüttgutes die Scherzelle verlässt.

An der Unterseite dieser Abströmplatte sind ebenfalls Stege zur Verhinderung des Abgleitens des Schüttgutes am Scherdeckel angebracht. Diese Stege befinden sich zwischen zwei Ringen, die an der Innen- bzw. Außenkante der Abströmplatte angebracht sind. Das hat zur Folge, dass es keinen Eintrag der Vertikalspannung vom Schüttgut auf die Schertrogwand im Bereich zwischen der Unterkante der Stege unter dem Deckel und der Abströmplatte gibt (siehe dazu auch Abb. 3.2). Außerdem wird die Scherzone in das



Schüttgut verlagert, was bei der Bestimmung der Normalspannungen von Bedeutung ist. Die Ausrichtung des Scherdeckels wurde über eine Lagerung auf der Antriebswelle realisiert. Die Reibung konnte durch ein Luftlager minimiert werden. Das Eigen-

gewicht des Scherdeckels und der Anschlussschläuche wird mit einem über ein rollengelagertes Seil mit dem Scherdeckel verbundenen Ausgleichsgewicht kompensiert.

Wichtig war die Konstruktion einer gasdichten, reibungsfreien Abdichtung zwischen Schertrog und Scherdeckel. Diese Dichtung wurde über ein Wasserbad realisiert. An der Innen- und Außenseite des Schertroges ist jeweils eine ringförmige Kammer angebracht, die miteinander verbunden sind und mit Wasser gefüllt werden. In dieses Wasserbad ragt jeweils innen und außen ein an den Scherdeckel angebrachter Kragen. Durch diese Konstruktion kann ein unkontrolliertes Entweichen des Gases zwischen Scherdeckel und Schertrog verhindert werden. Sie funktioniert allerdings nur dann, wenn der Druckunterschied zwischen dem Gasdruck in der Scherzelle und dem außen anliegenden Atmosphärendruck gering ist. Bei höherem Einspeiseluftdruck wurde es notwendig, den Druckverlust, der beim Durchströmen der Schüttung zwischen den Stegen unter der Abströmplatte und der Abströmplatte selbst auftritt, durch einen geregelten Unterdruck im Scherdeckel oberhalb der Abströmplatte zu kompensieren. Dieser Unterdruck wurde durch eine Vakuumpumpe erzeugt und mit einem Druckregler geregelt, der seinen Istwert von einem Druckaufnehmer über der Wasserdichtung erhielt (siehe dazu auch Abb. 3.3).

Das bedeutet für die Druckbilanz, dass bei Betreiben ohne Vakuumpumpe ein Überdruck an der Schüttgutoberkante auftritt. Er wird durch den Durchströmungswiderstand der Abströmplatte gebildet und setzt sich in die Wasserabdichtung fort. Andererseits bedeutet ein Einschalten der Vakuumpumpe einen konstanten Luftdruck an der Schüttgutoberkante.

Die Regelung der Durchströmung ist in Abb. 3.3 dargestellt. Die Luft zur Durchströmung des Schüttgutes wurde aus dem Druckluftnetz des Technikums entnommen. Dieses wird von einem Kompressor gespeist, dem ein Kältetrockner nachgeschaltet ist, wodurch die Druckluft eine relative Luftfeuchte von ca. 10 % besitzt.

Die Belüftung der Ringscherzelle kann auf zwei verschiedenen Wegen erfolgen: entweder durch Regelung des Anströmdruckes oder durch Regelung der Luftmenge. Entsprechend ist jeweils ein Gasdruckregler oder ein Gasmengenmess- und -regelgerät in Reihe vor die Scherzelle geschaltet. Beide Geräte lassen sich durch einen Bypass überbrücken. Bei der Luftdruckregelung wird das Ventil vor dem Luftmengenregler geschlossen und die Luftmengenregelung über den Bypass überbrückt. Weiter strömt die Luft durch den Gasdruckregler, dessen Bypass verschlossen wird. Hinter dem Gasdruckregler wird der Luftdruck gemessen. Dabei kommen drei parallel eingebaute Messgeräte mit einen Messbereich von 0 mbar, <math>0 mbar und<math>0 mbar zum Einsatz, von denen jeweils das Gerät mit dem optimalen Messbereich freigeschaltet wird. Der Messwert dieses Gerätes wird in einem Computer erfasstund bildet gleichzeitig den Istwert für den Gasdruckregler. Der Sollwert für den Gasdruckregler wird mit einer externen Spannungsquelle vorgegeben.

32



Ähnlich funktioniert die Regelung der Luftmenge. Dabei wird die Luft über das Luftmengenmess- und -regelgerät geleitet, während der zugehörige Bypass verschlossen bleibt. Auch hier kommen drei parallel geschaltete Geräte mit unterschiedlichen Messbereichen von $0 < \dot{V} < 0.5$ l/min, $0 < \dot{V} < 5$ l/min und $0 < \dot{V} < 50$ l/min zum Einsatz, von denen jeweils das optimale freigeschaltet wird. Die gemessene Luftmenge wird wiederum auf den Computer weitergeleitet und die Sollgröße ebenfalls über eine externe Spannungsquelle vorgegeben. Der Luftdruckregler wird zwar über den Bypass überbrückt, der Luftdruck aber trotzdem gemessen. Außerdem kann die Abluftmenge entspricht.

Die Scherspannung wird über einen Kraftaufnehmer bestimmt. Über einen Wegaufnehmer kann die vertikale Auslenkung des Scherdeckels gemessen werden, um so die Höhe des Schüttgutes im Schertrog bestimmen zu können. Sie wird zur Ermittlung des Druckprofils in der Schüttung benötigt. Operativ können noch Drucksensoren zum Einsatz kommen, um den Luftdruck in verschiedenen Höhen der Schüttung, speziell an der Schüttgutoberkante, an der Unterkante der Stege unter dem Scherdeckel oder direkt oberhalb des Anströmbodens zu ermitteln. Alle von den Messsensoren erfassten Werte werden über eine Schnittstelle zu einem Messcomputer weitergeführt und dort bearbeitet.

3.3 Verwendete Versuchsmaterialien

Als Versuchsmaterial fand calcitischer Kalkstein aus Hermsdorf / Erzgebirge mit einer Feststoffdichte von 2750 kg/m³ Verwendung. Im Hinblick auf die Durchströmung wurde eine gut fluidisierbare Fraktion (Gruppe A nach GELDART /11/) und eine schlecht fluidisierbare Fraktion (Gruppe C nach GELDART) gewählt. Die gut fluidisierbare Frak-



Abb. 3.4: Korngrößenverteilungen der verwendeten Kalksteinfraktionen

tion hatte nominell eine Korngröße von 50 μ m < x < 80 μ m, die schlecht fluidisierbare eine Korngröße von x < 15 μ m. Die Fraktionierung erfolgte in einem Sichter. In Abb. 3.4 sind die Korngrößenverteilungen der verwendeten Fraktionen dargestellt.
Es ist zu erkennen, dass in der groben Fraktion von 50 - 80 μ m ein relativ großer Feinkornanteil ist, der sich aber nicht störend auf die Fluidisierbarkeit auswirkt. Die BET-Oberfläche der groben Fraktion beträgt 0,81 m²/g, die der feinen Fraktion 2,94 m²/g.

4 Versuchsdurchführung und Arbeitsprogramm

Das Arbeitsprogramm untergliederte sich, beeinflusst von den gefundenen Ergebnissen, in vier unterschiedliche Teilbereiche, die im Folgenden näher vorgestellt werden.

4.1 Bestimmung der Fließorte bei unterschiedlicher Belüftung

Zunächst wurden die Fließorte in Abhängigkeit vom Belüftungszustand gemessen. Eine Versuchsreihe bestand dabei in der Messung von verschiedenen Fließorten unter unterschiedlichen Durchströmungsbedingungen. Jeder Fließort wurde durch fünf unterschiedliche Abscherpunkte charakterisiert, wobei die Auflast des fünften Abscherpunktes der des Anscherpunktes entsprach. Die Durchströmungsbedingungen wurden durch die Regelung des Anströmdruckes unterhalb des Schertroges eingestellt und charakterisiert. In der Regel bestand eine Versuchsreihe aus fünf Fließorten mit verschiedenen Anströmdrücken bei jeweils gleichen aufgelegten An- und Abscherlasten. Dabei entsprachen die Auflasten der Fließorte 1 bis 4 dem ASTM-Standard D6128 "Standard Shear Testing Method for Bulk Solids Using the Jenike Shear Cell". Die Auflasten des fünften Fließortes liegen deutlich unter denen von Fließort 1. Er wird daher als Fließort 0 bezeichnet. Durch die geringen Abscherlasten war es möglich, das Verhältnis zwischen der durch den Luftdruck ausgeübten Kraft und der Auflast zu vergrößern. Dieses Ziel war nur durch eine Verringerung der Auflast zu erreichen, weil

Tab. 4.1: Auflagespannungen der verwendeten Fließorte							
	Fließort 0	Fließort 1	Fließort 2	Fließort 3	Fließort 4		
Messpunkt	σ_N in kPa						
Anscherpunkt	0,7	2,7	5,4	10,4	20,9		
Abscherpunkt 1	0,2	0,7	1,3	2,7	5,4		
Abscherpunkt 2	0,25	1,0	2,0	4,2	8,4		
Abscherpunkt 3	0,4	1,5	3,0	6,2	12,5		
Abscherpunkt 4	0,5	2,0	4,2	8,4	16,7		
Abscherpunkt 5	0,7	2,7	5,4	10,4	20,9		

eine Erhöhung des Luftdruckes bei einer hohen Auflast bei dem gröberen Versuchsmaterial der Korngröße $50 < x < 80 \,\mu$ m eine Teilfluidisierung der Schüttung an den Wänden des Schertroges, wo der Scherdeckel nicht aufliegt, bewirkte. Das führte zu einem schnellen Einsinken des Scherdeckels in die Schüttgutprobe und war daher versuchstechnisch nicht durchführbar. In Tab. 4.1 sind die verschiedenen Auflasten zusammengestellt.

Um die verschiedenen Messreihen miteinander vergleichen zu können, war die Gewährleistung gleicher Spannungsverhältnisse in der Scherebene wichtig. Daher wurden alle Versuche eines Fließortes mit einer konstanten Schüttgutmasse durchgeführt. Durch die Verlagerung der Scherzone in das Schüttgut aufgrund der Stege unter dem Scherdeckel existiert in der Scherzone beim Belüften des Schüttgutes ein Luftüberdruck, der die Normalspannung beeinflusst. Um diesen Einfluss konstant zu halten, wurde nicht die Luftmenge, sondern der Luftdruck unter der Scherzelle geregelt.

Am Beginn der Messreihe wurde das Versuchsmaterial in den Schertrog eingefüllt. Anschließend wurde der Scherdeckel und etwa die Hälfte der Anscherlast des entsprechenden Fließortes aufgelegt. Das Schüttgut wurde unter konstanten klimatischen Bedingungen bei einer Raumtemperatur von 20 °C und einer relativen Luftfeuchte von 50 % gelagert. Da die vom Kompressor zur Verfügung gestellte Druckluft über einen Kältetrockner auf ca. 10 % relative Luftfeuchte heruntergetrocknet wird, wurde das Material vor der Messung der Versuchsreihe in der Scherzelle ca. 30 Minuten mit geringen Luftmengen von ca. 10 % der Lockerungsgeschwindigkeit durchströmt, um ein Gleichgewicht zwischen der Schüttgutoberfläche und den atmosphärischen Bedingungen in der Scherzelle herzustellen. Erst danach wurde die Auflast auf die volle Anscherlast erhöht.

Mit dem so vorbereiteten Material wurden alle Messpunkte einer Messreihe aufgenommen. Bei jedem Messpunkt wurde das Schüttgut ohne Gasdurchströmung angeschert. Das gewährleistet, dass das Schüttgut bei jedem Belüftungszustand des untersuchten Fließortes immer den gleichen Verfestigungszustand aufweist.

Die Schergeschwindigkeit betrug immer 6·10⁻⁵ m/s. Nach dem Anscheren wurde der Schervorgang durch Zurückdrehen der Spindel, auf der der Scherkraftaufnehmer

montiert war, unterbrochen, die Auflast auf die jeweilige Abscherlast verringert, die Vakuumpumpe angeschaltet und der Anströmdruck im Anströmring unterhalb der porösen Anströmplatte eingestellt. Während dieser Vorgänge wurde der Schertrog nicht angehalten. Anschließend wurde der Scherkraftaufnehmer wieder herangefahren und der Abscherpunkt gemessen. Nach der Messung verblieb das Schüttgut im Schertrog. Es wurde lediglich durch Drehen des Scherdeckels aufgelockert und der nächste Messpunkt bis zur Abarbeitung der Versuchsreihe aufgenommen. Eine Versuchsreihe bestand aus einem Fließort mit allen Belüftungszuständen.

Das Schüttgut wurde erst nach Beendigung der Versuchsreihe aus dem Schertrog entfernt. Anschließend wurde es über Nacht getrocknet und mindestens einen Tag zur Anpassung der Oberflächenverhältnisse in der klimatisierten Laboratmosphäre gelagert. Jede Versuchsreihe wurde an einem Tag abgearbeitet, um eventuelle zeitabhängige Veränderungen der Schüttguteigenschaften auszuschließen.

Diese Vorgehensweise war allerdings nur bei der gröberen Schüttgutfraktion möglich. Dieses Material bildet eine fast inkompressible Packung, deren Struktur durch die Durchströmung und die Scherung kaum beeinträchtigt wird, so dass es durch ein kurzes Drehen des unbelasteten Scherdeckels wieder aufgelockert und in eine Zufallspackung überführt werden konnte. Ganz anders verhielt sich das feinkörnige Versuchsmaterial. Es ist stark kompressibel und bildet eine ausgesprochene Scherzone aus. Es war deshalb notwendig, diese Zone mechanisch mit einem Werkzeug zu zerstören. Es stellte sich als schwierig heraus, die verfestigte, komprimierte Schüttung wieder gleichmäßig aufzulockern. Deshalb musste dieses feinkörnige Material nach jeweils fünf Messpunkten ausgewechselt werden. Weil durch die Wasserabdichtung ein Nasswerden des Schertroges beim Auskippen des Schüttgutes nicht ausgeschlossen werden konnte, war nur eine Befüllung der Scherzelle am Tag möglich. Das erhöhte den zeitlichen Aufwand für die Untersuchung dieser Korngrößenfraktion beträchtlich. Über Nacht wurde das Schüttgut und die Scherzelle getrocknet.

Ein weiteres Problem bei der Versuchsdurchführung stellte der Einsatz der Vakuumpumpe dar. Sie erzeugt einen geregelten Unterdruck im Scherdeckel, der den Druckverlust beim Durchströmen der Abströmplatte kompensieren soll. Der Regler ist so konstruiert, dass er eine Öffnung zur Atmosphäre hat, die mehr oder weniger weit geöffnet oder geschlossen wird. Das bedeutet, dass die Umgebungsluft von der Vakuumpumpe durch ein Ventil in den Regler gesaugt wird. Durch den Druckverlust über dem Ventil, der über die Ventilöffnung geregelt wird, baut sich im Inneren des Reglers ein Unterdruck auf, der sich bis in den geregelten Luftraum im Scherdeckel fortsetzt. Der Unterdruck im Scherdeckel muss betragsmäßig um so kleiner sein, je weniger das Schüttgut belüftet wird, weil eine geringe Belüftung auch nur einen geringen Druckverlust über der Abströmplatte zur Folge hat. Das heißt, das Reglerventil zur Umgebung öffnet immer weiter, um den Druckverlust über diesem Ventil zu verringern. Dem sind allerdings technische Grenzen gesetzt. Deshalb war der Unterdruck unter dem Scherdeckel bei sehr geringen Luftmengen, wie sie speziell bei dem feinkörnigen Material mit einem entsprechend hohen Durchströmungswiderstand auftraten, zu groß, um durch den Druckverlust bei der Durchströmung der Abströmplatte kompensiert zu werden, das heißt, der benötigte sehr geringe Unterdruck konnte nicht bereitgestellt werden. Wurde die Vakuumpumpe bei dem feinkörnigen Material nicht genutzt, baute sich allerdings auch nur ein relativ geringer Überdruck an der Schüttgutoberkante und über der Wasserabdichtung aus, dem die Wasserdichtung auf Grund ihrer Höhe von 20 mm standhielt. Aus diesem Grunde wurden die Versuche bei der Bestimmung der Fließorte und der im Nachfolgenden vorgestellten Kompensation der Normalspannungsänderung durch die Druckkräfte bei dem feinkörnigen Material teilweise ohne Vakuumpumpe durchgeführt, während bei der groben Fraktion die Vakuumpumpe immer zum Einsatz kam.

Nach der Auswertung von Vorversuchen und der Überprüfung des Arbeitsbereiches und der Messsicherheit der Versuchsanlage wurden nach der oben beschriebenen Vorgehensweise die in Tab. 4.2 zusammengestellten Versuche durchgeführt, um den Einfluss des Durchströmungszustandes auf die Lage der Fließorte zu bestimmen.

In Tab. 4.2 sind die Anströmdrücke dargestellt, mit denen die jeweiligen Fließorte gemessen wurden. Bei dem feinen Material war es möglich, relativ hohe Anströmdrücke zu wählen, die für den Messpunkt 1 der Fließorte schon nahe dem statischen Druck der Schüttung liegen. Bei dem groben Material waren solche hohen Durchströmungszustände, wie schon erläutert, nicht möglich, da es sonst zum Austrag des Schütt-

Tab. 4.2: Versuchsprogramm zur Bestimmung der Lage der Fließorte in Abhängig-							
K	eit vom Durchs	tromungszustai	nd				
		grobes I	Vlaterial				
Fließort Nr.		Anströmdruck in Pa					
0	0 (5 x)	150 (5 x)	260 (5 x)	490 (5 x)	790 (5 x)		
1	0				980		
2	0				980		
3	0 (10 x)	150 (10 x)	260 (10 x)	490 (10 x)	980 (10 x)		
4	0				980		
	feines Material						
Fließort Nr.	Anströmdruck in Pa						
0	0	150	260	490	790		
1	0	250	500	750	1150		
2	0	200	500	1075	1675		
3	0	400	800	1350	2575		
4	0	500	1100	2270	4650		

gutes aus dem Schertrog gekommen wäre. Zur statistischen Auswertung wurde der Fließort 3 beim groben Material 10 mal gemessen, der Fließort 0 fünf mal.

4.2 Kompensation der Normalspannungsänderung auf Grund der Durchströmung durch Veränderung der Auflast

Bei den Messungen der Fließorte ergab sich eine Verringerung der Scherspannung in Abhängigkeit vom Belüftungszustand, die auf den Überdruck in der Scherzone und der demzufolge verbundenen Entlastung in vertikaler Richtung zurückgeführt wird (siehe dazu Kapitel 5.1). Dies führte zu der Frage, ob es möglich ist, den Einfluss der Belüftung durch eine Veränderung der Auflast beim Abscheren zu kompensieren. Das Abscheren sollte dazu unabhängig vom Belüftungszustand immer bei der gleichen Normalspannung erfolgen. Dazu musste die Auflast beim Abscheren entsprechend dem Belüftungszustand angepasst werden. Die Bestimmung der Abscherlast erfolgte über die Bestimmung des Überdruckes in der Scherzone aus den Mittelwerten der Ergebnisse der Fließortmessungen nach Gl. 4.1 (siehe dazu Kapitel 5.1)

$$m_{A,bel} = m_{A,unbel} + \frac{p_{SE} \cdot A_{SE}}{g}$$
(4.1).

Der Überdruck in der Scherzone variiert bei jedem einzelnen Versuch und ist insbesondere von der Höhe des eingefüllten Schüttgutes abhängig, die trotz konstanter Masse streut. Demzufolge variiert auch die nominelle Normalspannung in der Scherzone (näheres dazu in Kapitel 5.1).

Die Untersuchungen wurden am groben Versuchsmaterial durchgeführt, weil bei diesem Material ein gleichmäßigerer Druckverlauf über der Schüttguthöhe auftrat. Da die Belüftung wie im Kapitel 4.1 dargelegt bei geringen Auflasten eine größere Rolle spielt, wurden die Untersuchungen auch nur am Fließort 0 durchgeführt. Die Versuchsdurchführung zur Bestimmung dieser Abscherspannung ist dabei identisch mit der in Kapitel 4.1 erläuterten Vorgehensweise zur Messung der kompletten Fließorte. Um den Versuchsaufwand zu reduzieren, wurde nur ein Abscherpunkt, der Messpunkt 3 vom Fließort 0, bestimmt. Die verwendeten Auflasten zum Erreichen einer konstanten Abschervertikalspannung sind in Tab. 4.3 zusammengestellt.

p _B in Pa	m _a in kg
0	1,100
100	1,136
200	1,175
400	1,263
600	1,351

Tab. 4.3: Auflasten und Anströmdrücke zur Kompensierung des Luftüberdruckes

Die eingewogenen Masse betrug 1,8 kg. Jeder einzelne Messpunkt wurde 10 mal gemessen, um die Ergebnisse statistisch gesichert auswerten zu können.

4.3 Einfluss der Durchströmung beim stationären Fließen

Die bisher vorgestellten Versuche waren geeignet, den Einfluss der Belüftung auf die Fließeigenschaften speziell bei einer geringen Durchströmung weit unterhalb des statischen Druckes der Schüttung, der in dieser Arbeit durch das Schüttgutgewicht plus der Auflast und der Schertrogfläche definiert wird, zu beschreiben. Aus technischer Sicht wäre es möglich, mit diesem Ringschergerät Anströmdrücke bis in die Nähe des statischen Druckes der Schüttung zu realisieren. Praktisch war das allerdings bei der Messung der Fließorte nicht möglich, weil der Anströmdruck so festgelegt werden musste, dass es auch beim Abscherpunkt mit der niedrigsten Auflast nicht zu einem Ausheben der Schüttung aus der Scherzelle kam. Aus diesem Grunde wurden zusätzlich Versuchsreihen durchgeführt, bei denen unter stationären Fließbedingungen der Anströmdruck stufenweise bis in die Nähe des statischen Druckes der Schüttung erhöht wurde. Da es, wie in Kapitel 4.1 dargestellt, Probleme mit der Teilfluidisierung des groben, gut fluidisierbaren Materials bei höheren Luftdurchsätzen gab, wurden diese Versuche ausschließlich mit dem Kalkstein der feinen Fraktion durchgeführt. Bei diesem schlecht fluidisierbaren Material kommt es zu keiner Teilfluidisation am Rand des Scherdeckels und somit zu keinem Schüttgutaustrag aus dem Schertrog und dem damit verbundenen Einsinken des Scherdeckels. Mit diesem Material war es möglich, bis zu Auflagespannungen von 20 kPa (Anscherspannung Fließort 4) und einem entsprechenden Luftgegendruck zu arbeiten.

Das Material wurde wie im Kapitel 4.1 beschrieben vorbehandelt und in den Schertrog eingefüllt. Anschließend wurde es wieder einer leichten Durchströmung ausgesetzt, um ein Gleichgewicht zwischen der Schüttgutoberfläche und den atmosphärischen Bedingungen in der Scherzelle herzustellen. Danach wurde die Durchströmung beendet und die Auflast auf die volle Last erhöht. Nachdem der stationärer Fließzustand erreicht worden ist, wurde mit der Durchströmung des Schüttgutes begonnen. Zunächst wurde die Schüttung mit einem niedrigen Anströmdruck beaufschlagt, der dann stufenweise bis zum Erreichen von etwa 95 % des statischen Druckes der Schüttung erhöht wurde. Anschließend wurde der Anströmdruck in den selben Stufen wieder abgesenkt. Nach jeder Druckänderung wurde der stationäre Fließzustand abgewartet, bevor der Anströmdruck wieder geändert wurde. Der Schervorgang wurde während dieser Prozedur nicht angehalten. Die Schergeschwindigkeit betrug wie bei den anderen Versuchen auch $6 \cdot 10^{-5}$ m/s. Die Auflasten lagen bei 5, 10 und 20 kPa. Die bei den jeweiligen Auflasten eingestellten Anströmdrücke sind in Tabelle 4.4 aufgeführt.

5 kPa Auflast	10 kPa Auflast	20 kPa Auflast
0	0	0
200	200	800
500	800	2000
800	1400	3200
1100	2000	4300
1400	2500	5500
1700	3100	6700
2000	3700	7900
2300	4300	9100
2600	4900	10200
2750	5400	11400
2900	6000	12600
3050	6600	13800
3200	6900	14400
3350	7200	15000
3500	7500	15600
3650	7800	16200
3800	8100	16800
3950	8400	17400
4100	8700	18000
4250	9000	18600
4400	9300	
4500	9600	

4.4 Bestimmung der Lage der Scherzone

Die Auswertung der Ergebnisse des stationären Fließens (siehe Kapitel 5.3) und dem daraus entwickelten Modell (Kapitel 6) ergab, dass sich unter bestimmten Durchströmungszuständen die Lage der Scherzone verändern musste. Aus diesem Grund wurde ein neuer, durchsichtiger Schertrog aus Polyacryl gebaut, mit dem die Lage der Scherzone visuell beobachtet werden konnte. Um die Beobachtung nicht zu beeinträchtigen, wurde diese Scherzelle ohne Wasserdichtung gebaut, was auch einen Neubau des Scherdeckels ohne Kragen zur Folge hatte. Es war zwar jetzt der Luft möglich, zwischen Schertrog und Scherdeckel frei in die Atmosphäre abzuströmen, aber durch den sehr geringen Durchströmungswiderstand der Abströmplatte im Vergleich zu dem des Schüttgutes verließ der größte Teil der Luft die Anlage weiterhin durch den Scherdeckel, so dass dadurch keine Beeinträchtigung entstand. Die Vakuumpumpe kam nicht zum Einsatz, da sie durch den Wegfall der Wasserdichtung überflüssig war.

Die Versuchsdurchführung entsprach der unter Kapitel 4.3 vorgestellten Versuchsreihe zum Einfluss der Durchströmung beim stationären Fließen. Die Anströmdrücke wurden ebenfalls in den selben Größen variiert. Als Versuchsmaterial fand wiederum der Kalkstein der feinen Fraktion Verwendung. Das Ziel dieser Versuche bestand darin, die Lage der Scherzone bei jedem Durchströmungszustand zu bestimmen. Dazu wurde an den Außenrand des Schertroges ein vertikaler Streifen mit Magnetit in den Kalkstein eingebracht. Durch die horizontale Verschiebung dieses Streifens bzw. Teile des Streifens während des Schervorganges konnte die Lage der Scherzone auf visuellem Wege bestimmt werden. Der Magnetit wurde nach Beendigung des Versuches mit einem Magneten wieder aus dem Kalkstein entfernt.

5 Ergebnisse und Interpretation

5.1 Einfluss der Durchströmung auf die Lage der Fließorte

Die Versuche wurden entsprechend der in Kapitel 4.1 dargestellten Weise durchgeführt. Dabei waren durch die Messung bzw. durch die Geometrie der Scherzelle folgende Werte bekannt:

- die in den Schertrog eingefüllte Schüttgutmasse m_{SG}
- die auf den Scherdeckel aufgelegte Masse m_A
- die Scherfläche A_{SE}
- die Fläche des Schertrogbodens A_T
- die Fläche des Scherdeckels über der Wasserabdichtung A_{WB}
- die Höhe der Stege unter dem Scherdeckel H_{Steg,D} und über dem Trogbogen H_{Steg,T}
- die Höhe des Schüttgutes in der Scherzelle H_{SG}
- die Scherspannung τ
- der Anströmdruck der Scherzelle pAn
- der Druck über der Wasserabdichtung p_{WB}
- die Anströmgeschwindigkeit v_f

Alle Luftdrücke sind Differenzdrücke zum Atmosphärendruck. Ein Unterdruck erhält demzufolge ein negatives Vorzeichen, ein Überdruck ein positives. Bilanzierungskörper ist das gesamte in die Scherzelle eingefüllte Schüttgut.

In dieser Versuchsreihe sollten die Fließorte für die verschiedenen Belüftungszustände dargestellt werden. Dazu wird die Scherspannung und die nominelle Normalspannung in der Scherzone benötigt. Während die Scherspannung als Messwert vorliegt, muss die nominelle Normalspannung berechnet werden. Dabei ist zu beachten, dass sich die Scherzone unterhalb der Stege des Deckels befindet. Deshalb setzt sich die nominelle Normalspannung aus der Auflagespannung an der Schüttgutoberkante σ_A und der Spannung auf Grund der Masse des Schüttgutes zwischen den Stegen des Deckels oberhalb der Scherzone zusammen. Die Auflagespannung an der Schüttgutoberkante ist von der aufgelegten Masse abhängig. Zu berücksichtigen ist außerdem, dass der Kragen des Scherdeckels in die Wasserabdichtung eintaucht. Die dadurch hervorgerufenen Verdrängung des Wassers bewirkt eine Auftriebskraft F_{Auf} , die besonders bei den geringen Auflagelasten des Fließortes 0 nicht vernachlässigt werden kann. Diese Auftriebskraft ist abhängig von der Stirnfläche des Kragens A_K und der Eintauchtiefe H_E , die wiederum von der Höhe des Schüttgutes in der Scherzelle abhängt. Sie wurde für eine definierte Höhe bestimmt und an die tatsächlich gemessene Schüttguthöhe angepasst. Die Auftriebskraft berechnet sich nach

$$F_{Auf} = A_K \cdot H_E \cdot \boldsymbol{r}_{Wasser} \cdot g \tag{5.1}.$$

Einen weiteren Einfluss auf die Auflagespannung an der Schüttgutoberkante hat die Kraft F_{WB} , die auf Grund eines Luftüber- oder -unterdruckes über der Wasserabdichtung auf den Scherdeckel aufgetragen wird. Ihr Wert beträgt

$$F_{WB} = p_{WB} \cdot A_{WB} \tag{5.2}$$

Desweiteren muss noch der Luftdruck p_o an der Oberkante des Schüttgutes unter der Abströmplatte des Scherdeckels berücksichtigt werden, der direkt auf die Scherflä-



che wirkt. Zur Bestimmung dieses Druckes wird eine gleichmäßige Druckverteilung über der gesamten Fläche der Scherzelle angesetzt. Da der Stegring nur unter dem Scherdeckel angeschraubt ist, existiert ein Luftspalt zwischen der Oberkante des Stegrings und dem Bereich über der Wasserabdichtung (siehe dazu Abb. 5.1). Das hat zur Folge, dass ein Druckausgleich zwischen dem Bereich über der Wasserabdichtung und unter dem Scherdeckel stattfindet und der Druck p_o dem Druck p_{WB} über der Wasserabdichtung entspricht.

$$p_o = p_{WB} \tag{5.3}$$

Die Auflagespannung an der Schüttgutoberkante σ_A ist somit nach Gl. 5.4 durch das Kräftegleichgewicht am Scherdeckel definiert:



$$\boldsymbol{s}_{A} = \frac{m_{A} \cdot g - F_{Auf} - F_{WB}}{A_{SE}} - p_{0}$$
(5.4).

Abb.: 5.2 Kräftegleichgewicht am Scherdeckel

Weiterhin muss die Masse des Schüttgutes zwischen den Stegen des Deckels oberhalb der Scherzone berücksichtigt werden. Diese Masse berechnet sich unter Annahme einer konstanten Schüttgutdichte nach Gl. 5.5 aus dem Höhenverhältnis und der eingewogenen Schüttgutmasse:

$$m_{SGzSt} = \frac{H_{Steg,D} \cdot m_{SG}}{H_{SG}}$$
(5.5)

Unter Berücksichtigung der genannten Einflussgrößen ergibt sich die nominelle Normalspannung in der Scherzone $\sigma_{SE,nom}$ entsprechend der Gl. 5.6 zu:

$$\mathbf{s}_{SE,nom} = \mathbf{s}_{A} + \frac{m_{SgzSt} \cdot g}{A_{SE}} = \frac{(m_{A} + m_{SgzSt}) \cdot g - F_{Auf} - F_{WB}}{A_{SE}} - p_{0}$$
(5.6)

Mit diesem Wert ist es möglich, die Fließorte in Abhängigkeit vom Anströmdruck darzustellen. Der Einfluss der Durchströmung tritt um so deutlicher hervor, je geringer die nominelle Normalspannung gegenüber dem Anströmdruck ist. Aus diesem Grunde sollen die erhaltenen Ergebnisse beispielhaft am Fließort 0 erläutert werden. Das entsprechende Fließortdiagramm für den groben Kalkstein ist in Abb. 5.3 dargestellt.

Es ist zu erkennen, dass die gemessenen Scherspannungen mit zunehmendem Anströmdruck kleiner werden und sich die daraus resultierenden Fließorte nach unten verschieben. Diese Aussage trifft sinngemäß auch für alle anderen Fließorte der groben



Abb. 5.3: Fließort 0 der groben Fraktion bezogen auf die nominelle Normalspannung

Fraktion zu. Eine Ausnahme bildet lediglich der geringe Anströmdruck von 150 Pa. Auf Grund der dazugehörigen relativ kleinen Anströmgeschwindigkeit kam es zu Problemen bei der Regelung des Luftdruckes über der Wasserabdichtung, die zu einem deutlichen Unterdruck in diesem Bereich führten. Dadurch erhöhte sich die Auflast und das Schüttgut wurde im Vergleich zu den anderen Fließorten überverfestigt. Bei allen anderen Vordrücken konnte die Regelung der Vakuumpumpe stabil gehalten werden.

Anders liegt der Fall bei der feinen Fraktion. Wie beispielhaft in Abb. 5.4 zu



Abb. 5.4: Fließort 0 der feinen Fraktion bezogen auf die nominelle Normalspannung

erkennen ist, kann kein eindeutiger Trend zu niedrigeren Scherspannungen bei steigendem Anströmdruck nachgewiesen werden. Lediglich bei dem höchsten Anströmdruck liegt der Fließort unterhalb der anderen. Die Ursache für diesen speziellen Fall wird an späterer Stelle noch erläutert.

Die nominelle Normalspannung wurde aus den statischen Lasten in der Scherebene bestimmt, also aus der Summe aller Kräfte auf den Scherdeckel und dem Gewicht des Schüttgutes oberhalb der Scherzone. Bei der Durchströmung einer Schüttung tritt aber ein Druckverlust auf. Da die Scherzone durch die Stege unter dem Scherdeckel deutlich unterhalb der Oberkante des Schüttgutes liegt, kann bei der Durchströmung ein Luftüberdruck in der Scherzone erwartet werden, der dem Druckabfall beim Durchströmen der Schüttung oberhalb der Scherzone entspricht. Dieser Überdruck würde eine Verringerung der Normalspannung in der Scherzone abhängig vom Anströmdruck bewirken.

In Kapitel 2.2 sind verschiedene Beziehungen zur Bestimmung des Druckverlustes dargelegt. Auf Grund der geringen Höhe des Schüttgutes in der Scherzelle kann von einer konstanten Porosität der Schüttgutprobe ausgegangen werden. Als weitere Vereinfachung wird eine konstante Strömungsgeschwindigkeit über der Schüttguthöhe angenommen. Das trifft zwar strenggenommen nicht zu, weil die Luft als durchströmendes Fluid kompressibel ist, aber die Änderung des Volumenstromes ist auf Grund der geringen Änderung des Absolutdruckes vernachlässigbar klein. Außerdem wird die Annahme getroffen, dass sich die Scherzone direkt unter den Stegen des Scherdeckels ausbildet. Unter diesen Voraussetzungen kann der theoretische Luftdruck in der Scherebene p_{SE,theor} direkt aus dem Verhältnis der gesamten Höhe der Schüttung H_{SG} und der Höhe der Stege des Scherdeckels H_{Steg,D} sowie dem gesamten Druckabfall über der Schüttung p_{SG} nach Gl. 5.7 berechnet werden:

$$p_{SE,theor} = \frac{H_{Steg,D} \cdot p_{SG}}{H_{SG}}$$
(5.7)

Der Druckabfall über der gesamten Höhe der Schüttung wird bestimmt aus der Differenz des Luftdruckes an der Unterkante der Schüttung und dem Luftdruck an der Oberkante der Schüttung (Gl 5.8).

$$p_{SG} = p_u - p_o \tag{5.8}$$

Als Luftdruck an der Oberkante der Schüttung wird wie schon erwähnt der Luftdruck über der Wasserabdichtung angesetzt. Der Luftdruck an der Unterkante der Schüttung wird über den in Vorversuchen in Abhängigkeit von der Anströmgeschwindigkeit bestimmten Druckverlust über den Anströmboden und dem Anströmdruck rechnerisch bestimmt. Folglich kann die angepasste Normalspannung in der Scherebene berechnet werden nach

$$\boldsymbol{s}_{SE,angepasst} = \boldsymbol{s}_{SE,nom} - p_{SE,theor}$$
(5.9)

Es ist nun möglich, die gemessenen Scherspannungen über die auf diese Weise berechneten angepassten Normalspannungen aufzutragen. Am Beispiel von Fließort 0 soll das Resultat im Folgenden erläutert werden. In Abb. 5.5 ist das entsprechende Fließortdiagramm für groben Kalkstein dargestellt.

Es ist jetzt zu erkennen, dass alle Fließorte unabhängig vom Belüftungszustand



Abb. 5.5: Fließort 0 der groben Fraktion bezogen auf die angepasste Normalspannung

übereinander liegen. Die gemessenen niedrigeren Scherspannungen beziehen sich jetzt auch auf niedrigere Normalspannungen. In Tab. 5.1 sind die aus den Fließorten bestimmten Kennwerte aufgeführt.

Es lassen sich keine systematischen Veränderungen und Abhängigkeiten der Schüttgutkennwerte vom Belüftungszustand erkennen. Alle für die Silodimensionierung wichtigen Kenngrößen wären demzufolge durchströmungsunabhängig.

Tab. 5.1: Fließortkennwerte für Fließort 0 und angepasster Normalspannung für gro-						
ben Kalkstein						
p_{An}	$ ho_{b}$	$\phi_{\rm e}$	ϕ_i	$ au_{ m c}$	σ_1	$\sigma_{\rm c}$
Pa	kg/m³	0	0	kPa	kPa	kPa
0	1323	42,4	33,6	0,12	1,33	0,43
150	1299	44,2	33,1	0,14	1,33	0,52
260	1323	42,1	34,1	0,10	1,32	0,39
490	1316	42,3	34,7	0,10	1,32	0,38
790	1317	42,3	34,4	0,10	1,30	0,39



Abb. 5.6: Fließort 0 der feinen Fraktion bezogen auf die angepasste Normalspannung

Nach der selben Vorgehensweise wurden nun auch die Normalspannungen der feinen Kalksteinfraktion umgerechnet und auf die gemessenen Scherspannungen bezogen. Die dabei erhaltenen Fließorte sind in Abb. 5.6 dargestellt.

Hier bewirkt eine Anpassung der Normalspannung eine Verschiebung der Fließorte zu höheren Scherspannungen, die um so deutlicher wird, je höher der Anströmdruck ist. Das würde bedeuten, dass eine Durchströmung eine Verschlechterung der Fließeigenschaften bewirken würde, was eher unwahrscheinlich ist. Aus diesem Grunde wurde nachträglich durch den Scherdeckel eine Bohrung eingebracht, durch die eine Kanüle geführt werden kann, mit der der Luftdruck in der Scherebene bzw. an der Schüttgutoberkante abgegriffen und gemessen werden kann. Dabei stellte sich heraus, dass bei dem feinen, kohäsiven und kompressiblen Kalkstein der Luftdruck in der Scherzone nur sehr geringfügig größer ist als der Luftdruck an der Oberkante der Schüttung Die Erklärung dafür kann nur in Randgängigkeitseffekten an den Stegen liegen. Das Material ist sehr kompressibel und wird beim Schervorgang unter den Stegen entlang bewegt. Dabei ist es möglich, dass sich das Material an den der Scherrichtung abgewandten Wänden der Stege ablöst und feine Risse bildet, durch die die Luft relativ ungehindert nach oben strömen kann. Diese Vermutung wird durch visuelle Beobachtungen an den Stegen nach Beendigung des Scherversuches und Abnehmen des Scherdeckels erhärtet. Dabei konnten deutlich Anbackungen von Versuchsmaterial an den der Scherrichtung zugewandten Wänden der Stege festgestellt werden, während sich an der Rückseite der Stege keinerlei Schüttgut mehr befand. Außerdem befinden sich 24 Stege im Abstand von wenigen Zentimetern unter dem Scherdeckel und die für den vorgegebenen Druckaufbau benötigte Luftmenge ist bei dem feinkörnigen Material sehr gering.

Bei dem groben Material traten diese Effekte nicht auf. Es ist relativ inkompressibel und hat nur eine geringe Kohäsion. Deshalb konnte in der Scherzone ein deutlich höherer Luftdruck gemessen werden als an der Schüttgutoberkante.

Aus diesen Untersuchungen leitet sich ab, dass es notwendig ist, die realen Luftdruckverhältnisse in der Scherzone zu kennen. Sie beeinflussen wesentlich die Normalspannungen, die wiederum für die Scherspannungen verantwortlich sind. Die gemessenen Scherspannungen müssen auf die realen Normalspannungen nach Gl. 5.10 bezogen werden, um die Fließorte und daraus schlussfolgernd den Einfluss der Durchströmung richtig wiedergeben zu können.

$$\boldsymbol{s}_{SE,real} = \boldsymbol{s}_{SE,rom} - \boldsymbol{p}_{SE} \tag{5.10}$$

Die realen Fließorte bezogen auf den gemessenen Luftdruck in der Scherzone für das feine Material sind für Fließort 0 in Abb. 5.7 dargestellt.



Tab. 5.2: Fließortkennwerte für Fließort 0 und realer Normalspannung für feinen							
K	Kalkstein						
p _{An}	$ ho_b$	ϕ_{e}	ϕ_i	$ au_{ m c}$	σ_1	σ_{c}	
Pa	kg/m³	0	0	kPa	kPa	kPa	
0	852	43,7	35,1	0,12	1,48	0,47	
150	851	44,1	36,6	0,11	1,49	0,43	
260	852	43,4	35,3	0,12	1,51	0,46	
490	852	43,1	35,2	0,11	1,54	0,46	
790	851	41,9	35,7	0,10	1,55	0,38	

Die dazugehörigen Kennwerte sind in Tab. 5.2 zusammengefasst.

Auch hier lassen sich keine systematischen Veränderungen und Abhängigkeiten der Schüttgutkennwerte vom Belüftungszustand erkennen. Die Ausnahme bildet der höchste Belüftungszustand mit einem Anströmdruck von 790 Pa, dessen Fließort etwas unterhalb der anderen liegt. Die Ursache dafür liegt wahrscheinlich nicht in einer Änderung der Fließeigenschaften, sondern in einer partiellen Auflockerung in der Scherzone und einer damit verbundenen Änderung des Verfestigungszustandes. Das lässt sich durch die Betrachtung der Schüttguthöhe während des Versuches beweisen. In Abb. 5.8 ist die Ausdehnung bezogen auf den Zeitpunkt nach dem Anscheren aufgetragen, der gleich Null gesetzt wurde. Positive Werte bedeuten demnach eine Ausdehnung, negative eine Kompression. Die Schüttung wurde noch mit der vollen Anscherlast belastet, jedoch nicht mehr geschert (1). Der nächste Vergleichspunkt (2) ergab sich, nachdem die Anscherlast auf die Abscherlast reduziert war, aber noch keine Durchströmung des Schüttgutes stattfand. Nach Beaufschlagung der Schüttung mit dem entsprechenden Anströmdruck wurde ein weiterer Punkt (3) aufgenommen. Ein vierter Vergleichswert (4) beschreibt den Zustand direkt vor Beginn der Scherung, nachdem die Schüttung schon einige Sekunden durchströmt wurde. Der letzte Wert (5) war dann die Höhe, die zur selben Zeit wie die Abscherspannung aufgenommen wurde. Diese Werte sind natürlich an jedem einzelnen Abscherpunkt auch für den selben Belüftungszustand verschieden, weil die unterschiedlichen Abscherlasten die Auflockerung mehr oder weniger stark behindern. Sie wurden daher für jeden Belüftungszustand über alle fünf Abscherpunkte gemittelt.



Abb. 5.8: Ausdehnung der Schüttung während des Versuchsverlaufes nach dem Anscheren bei feinem Kalkstein

Es ist deutlich zu erkennen, dass sich die Schüttung beim Anströmdruck von 790 Pa mit Beginn der Belüftung ausdehnt, während bei den anderen Belüftungszuständen kaum eine Änderung zu erkennen ist. Speziell während des Schervorganges bis zum Erreichen der Abscherspannung kommt es noch einmal zu einer deutlichen Ausdehnung der Schüttung. Dabei ist zu beachten, dass der statische Druck der Schüttung größer war als der Anströmdruck, weshalb ein Ausheben des Schüttgutkörpers nicht möglich ist. Es ist anzunehmen, dass diese Ausdehnung nur im Bereich der Scherzone, in der sich die Partikel gegeneinander bewegen und ihre Lage zueinander ändern, stattfindet. Da die Scherzone bei diesem kohäsiven, feinem Material sehr dünn ist, fällt eine Ausdehnung von nur 100 µm deutlich ins Gewicht. Allerdings ändert sich durch diese Ausdehnung der Verfestigungszustand, der durch das unbelüftete stationäre Fließen für alle Fließorte gleich eingestellt war. Da der Verfestigungszustand in der Scherzone für die Scherspannung und die Lage der Fließorte verantwortlich ist, ist es nur folgerichtig, dass die weniger verfestigte Schüttung beim Anströmdruck von 790 Pa eine geringere Scherspannung und somit einen niedrigeren Fließort hervorruft als die sich nicht veränderten Schüttungen der anderen Belüftungszustände.

Die gleichen Untersuchungen wurden auch für die gröbere Kalksteinfraktion durchgeführt und sind in Abb. 5.9 dargestellt.



Abb.5.9: relative Ausdehnung der Schüttung während des Versuchsverlaufes nach dem Anscheren beim groben Kalkstein

Bei diesem groben, gut fluidisierbaren und kohäsionslosen Material ist kaum eine Ausdehnung zu erkennen, lediglich die durch den Schervorgang verbundene Auflockerung. Sie ist nachweislich völlig unabhängig von der Belüftung und tritt auch im unbelüfteten Zustand in der selben Größenordnung auf. Insofern spiegeln die in Abb. 5.5 und in Tab 5.1 dargestellten Fließorte bzw. Kennwerte den realen Sachverhalt bei der Durchströmung dieses Materials wider, ohne dass andere Einflüsse berücksichtigt werden müssten außer der Änderung der Normalspannung infolge der Durchströmung. Die vorgestellten Ergebnisse bei den Messungen an Fließort 0 sind übertragbar auf alle anderen untersuchten Fließorte. Auf deren Erläuterung wird deshalb im Einzelnen verzichtet. Die Fließortdiagramme bezogen auf die realen Normalspannungen in der Scherebene sind in Anlage 1 zusammengestellt.

Es ist möglich, die Scherspannung und den Anströmdruck zu normieren. Dadurch würden sich alle Messpunkte aller Fließorte und Belüftungszustände in einem Diagramm darstellen lassen. Der Belüftungszustand kann als Belüftungsgrad dargestellt werden. Der Belüftungsgrad B ist nach Gl. 5.11 als das Verhältnis zwischen dem Druckverlust über der Schüttung und dem statischen Druck der Schüttung am Schertrogboden definiert:

$$B = \frac{p_u - p_o}{\left(\boldsymbol{s}_A \cdot \boldsymbol{A}_{SE} + \boldsymbol{m}_{SG} \cdot \boldsymbol{g}\right) / \boldsymbol{A}_T}$$
(5.11)

Das Scherspannungsverhältnis V_{τ} ist das Verhältnis der Scherspannung im belüfteten Zustand bezogen auf den unbelüfteten Zustand (Gl. 5.12)

$$V_t = \frac{t_{bel}}{t_{unbel}}$$
(5.12)

Da sich durch die Belüftung die Normalspannung in der Scherzone ändert, können die gemessenen Scherspannungen nicht direkt verglichen werden, weil sie unter unterschiedlichen Normalspannungen gemessen wurden. Daher wurde für jeden Fließort eines jeden Belüftungszustandes eine lineare Gleichung ermittelt und die Scherspannung im belüfteten Zustand mittels dieser Gleichung für die Normalspannung des entsprechenden unbelüfteten Messpunktes berechnet. Die Regressionen wurden für die realen Fließorte durchgeführt. Ist das Scherspannungsverhältnis < 1, würde die Durchströmung eine Verringerung der Scherspannung und demzufolge eine Verbesserung der Fließeigenschaften bewirken, bei Werten > 1 eine Erhöhung der Scherspannung und eine Verschlechterung der Fließeigenschaften. Ist das Scherspannungsverhältnis gleich 1, hat die Durchströmung keinen Einfluss auf die Scherspannung.

In Abb. 5.10 sind die entsprechenden Werte für jeden Messpunkt der Fließorte 0 bis 4 und jeden Belüftungszustand für grobes und feines Material dargestellt.



Abb.5.10: Scherspannungsverhältnis in Abhängigkeit vom Belüftungsgrad bei allen Fließorten und Belüftungszuständen für groben und feinen Kalkstein

Es ist deutlich zu erkennen, dass das Scherspannungsverhältnis Werte um Eins annimmt. Das bedeutet, dass die Durchsrtrömung keinen Einfluss auf die Scherspannung und die Fließeigenschaften hat, wenn die Änderung der Normalspannung berücksichtigt wird. Lediglich bei hohen Belüftungsgraden kommt es zu einer leichten Verringerung des Scherspannungsverhältnisses beim feinkörnigen Material, die durch die schon beschriebene verstärkte Auflockerung in der Scherzone erklärt werden kann.

Die meisten Messpunkte wurden nur einmal aufgenommen. Um die Aussagen statistisch zu sichern, wurde bei einem Fließort die Messung zehn mal durchgeführt. Es sollte signifikant nachweisen werden, ob ein Einfluss der Durchströmung auf die Fließeigenschaften existiert. Dieser Signifikanztest wurde am groben Kalkstein vollzogen, weil sich mit diesem Material mehrere Messpunkte an einer Charge im Schertrog bestimmen ließen (siehe auch Kapitel 4.1). Der Test erfolgte am Fließort 3, weil die Anscherspannung dieses Fließortes von 10 kPa praxisnäher ist. Jeder Messpunkt dieses Fließortes wurde für jeden der fünf Belüftungszustände jeweils zehn mal gemessen. Aus den fünf Messpunkten jedes Fließortes wurde über lineare Regression die Geradengleichung des Fließortes ermittelt. Die gemessenen Scherspannungen wurden den realen Normalspannungen zugeordnet. Somit lagen für fünf unterschiedliche Belüftungszustände jeweils zehn Geradengleichungen zur Beschreibung der Fließorte vor. Mittels eines Signifikanztestes (t-Test) wurde untersucht, ob es signifikante Unterschiede in den Geradenparametern (Anstieg und Ordinatenabschnitt) der Fließorte der verschiedenen Belüftungszustände gibt /44/. Ein signifikanter Unterschied ist mit einem Falschheitsgrad > 5% definiert. Ein Falschheitsgrad < 1% wird als zufällig angenommen und Werte zwischen 1% und 5% als unsicher. Das Ergebnis ist in Tab. 5.3 dargestellt.

Tab. 5.3: Ergebnisse des Signifikanztestes an Fließort 3								
Anstieg								
	0 Pa	150 Pa	260 Pa	490 Pa				
150 Pa	zufällig							
260 Pa	unsicher	unsicher						
490 Pa	zufällig	zufällig	zufällig					
980 Pa	zufällig	zufällig	zufällig	zufällig				
Ordinatenabsc	Ordinatenabschnitt							
	0 Pa	150 Pa	260 Pa	490 Pa				
150 Pa	zufällig							
260 Pa	zufällig	zufällig						
490 Pa	zufällig	zufällig	zufällig					
980 Pa	zufällig	zufällig	zufällig	zufällig				

Die Tabelle zeigt deutlich, dass es keine signifikanten Unterschiede zwischen den Fließorten der verschiedenen Belüftungszustände gibt. Das bedeutet, dass sich bei einem belüfteten Schüttgut, das senkrecht zur Scherzone durchströmt wird, die Fließeigenschaften und die Schüttgutkennwerte nicht ändern. Allerdings hat die Durchströmung einen Einfluss auf die Normalspannungsverhältnisse in der Scherzone, wenn sich diese innerhalb des betrachteten Schüttgutkörpers befindet. Diese Änderung der Normalspannung bewirkt natürlich auch eine Änderung der Scherspannung. Wenn es möglich ist, die Änderung der Normalspannung durch die Durchströmung betragsmäßig abzuschätzen bzw. zu messen, ist es auch möglich, mit den im unbelüfteten Zustand ermittelten Fließkennwerten die zu erwartende Scherspannung im belüfteten Zustand vorherzusagen. Lediglich bei Anströmdrücken, die nahe dem statischen Druck der Schüttung liegen, kann es abhängig von den Schüttguteigenschaften besonders bei feinkörnigen Materialien zu einer verstärkten Auflockerung der Scherzone und demzufolge zu einer Veränderung des Verfestigungszustandes kommen, der sich wiederum auf die Scherspannung auswirkt.

5.2 Ergebnisse bei Kompensation der Strömungskräfte

Die Ergebnisse der Fließortmessungen ergaben, dass die Durchströmung die reale Normalspannung in der Scherzone beeinflusst und dass die gemessene Änderung der Scherspannung hauptsächlich auf diese Änderung der Normalspannung zurückzuführen ist. Folglich müsste die Scherspannung konstant bleiben, wenn die durch die Durchströmung verursachte Änderung der Normalspannung durch eine Veränderung der Auflast kompensiert wird, so dass die reale Normalspannung in der Scherzone für jeden Belüftungszustand gleich ist. Diese Hypothese sollte durch die Bestimmung einiger ausgewählter Abscherpunkte an beiden Versuchsmaterialien überprüft werden. Die Versuchsdurchführung, die Messpunkte und die verwendeten Parameter sind in Kapitel 4.2 bereits dargelegt worden.

Zur Auswertung der Ergebnisse wurde die gemessene Scherspannung für jeden Belüftungszustand in Abhängigkeit von der realen Normalspannung in der Scherzone nach Gl. 5.10 aufgetragen. In Abb. 5.11 sind diese Punkte für das grobe Schüttgut und den Fließort 0 dargestellt. Da jede Messung zehn mal wiederholt wurde, sind insgesamt 50 Messpunkte eingetragen. Die ausgefüllten bzw. fettgezeichneten Symbole stellen die Mittelwerte für die einzelnen Belüftungszustände dar. Es ist erkennbar, dass sich die Mittelwerte der Scherspannungen bei verschiedenen Belüftungszuständen kaum voneinander unterscheiden. Das bestärkt die Theorie, dass die Durchströmung lediglich die Normalspannung beeinflusst und nicht die Fließeigenschaften.



Abb.: 5.11 Scherspannung in Abhängigkeit von der Normalspannung bei konstanter realer Normalspannung für groben Kalkstein und Messpunkt 3 von Fließort 0

Außerdem konnte gezeigt werden, dass die durch die Durchströmung verursachte Änderung der Normalspannung durch eine Änderung der Auflast kompensiert werden kann und sich dabei die Messwerte der Scherspannung nicht ändern. Umgekehrt lassen diese Versuche den Schluss zu, dass der Einfluss einer Durchströmung auf die Fließeigenschaften eines beliebigen Schüttgutkörpers in einem beliebigen Apparat in einem Schergerät durch eine Verminderung oder Erhöhung der Auflast auf den entsprechenden im realen Apparat zu erwartenden Wert der Normalspannung in der Scherzone simuliert

Tab. 5.4: Ergebnisse des Signifikanztestes						
	0 mbar	1 mbar	2 mbar	4 mbar		
1 mbar	zufällig					
2 mbar	zufällig	zufällig				
4 mbar	unsicher	unsicher	zufällig			
6 mbar	unsicher	unsicher	zufällig	zufällig		

werden kann.

Zur statistischen Sicherheit wurden auch bei diesen Versuchsreihen wie in Kapitel 5.1 beschriebene Signifikanztests durchgeführt. Bei diesen Versuchen wurden direkt die Menge der Messwerte der entsprechenden Belüftungszustände verglichen. Das Ergebnis für die Versuchsreihe ist in Tab. 5.4 dargestellt.

Die Unterschiede der gemessenen Scherspannungen der verschiedenen Belüftungszustände sind statistisch gesehen zufällig. Durch diese Feststellung ist die Aussage, dass es möglich ist, die bei der Durchströmung auftretenden Änderungen der Normalspannung durch eine Änderung der Auflast zu kompensieren, auch statistisch abgesichert.

5.3 Ergebnisse beim stationären Fließen

Die Messung der Fließorte der unterschiedlich durchströmten Schüttgüter zeigten keinen Einfluss der Durchströmung auf die Lage der Fließorte. Allerdings konnten diese Untersuchungen nur bei relativ geringen Belüftungsgraden durchgeführt werden, weil der Anströmdruck auf die niedrigste Abscherlast abgestimmt werden musste. Untersuchungen bis an die Nähe des Lockerungsdruckes waren deshalb nur bei einer konstanten Normalspannung durchführbar und wurden zweckmäßigerweise unter stationären Bedingungen und stufenweiser Erhöhung des Anströmdruckes vorgenommen. Die Versuchsdurchführung ist in Kapitel 4.3 beschrieben.

Zur Verallgemeinerung der Darstellung wurde die Scherspannung als Scherspannungsverhältnis entsprechend Gl. 5.12 und der Durchströmungszustand als Belüftungsgrad entsprechend Gl. 5.11 dargestellt.

Dazu muss gesagt werden, dass das Ringschergerät vor dieser Versuchsreihe insofern umgebaut wurde, dass der in Abb. 5.1 dargestellte luftdurchlässige Spalt zwischen dem Stegring und der Abströmplatte unter dem Scherdeckel abgedichtet wurde. Dadurch sollte gewährleistet werden, dass unabhängig vom Belüftungszustand der Luftdruck in der Scherebene gleich dem Luftdruck über der Wasserabdichtung und durch den Einsatz der Vakuumpumpe und der Regelung gleich dem Atmosphärendruck ist

$$p_{SE} = p_{WB} = 0 \neq f(B)$$
 (5.13).

Zur Bestimmung der realen Spannungen im Schüttgut war es notwendig, den Luftdruck an der Schüttgutoberkante direkt unter dem Abströmboden zu messen. Diese Druckmessung war einfacher zu realisieren als die Messung des Luftdruckes in der Scherebene. Der Wegfall der durch das Schüttgut bis in die Scherebene reichenden Kanüle mit ihren Randgängigkeitseffekten beseitigte außerdem eine potentielle Fehlerquelle.

Das bedeutet allerdings, dass an der Schüttgutoberkante abhängig vom Belüftungszustand ein Unterdruck aufgebaut wird. Da über den gesamten Schüttgutkörper bilanziert wird, ändert sich nach Gl. 5.4 entsprechend die Auflagespannung an der Schüttgutoberkante zu größeren Werten.



$$\boldsymbol{s}_{A} = f(\boldsymbol{p}_{o}) \rightarrow \boldsymbol{p}_{o} = f(\boldsymbol{B}) \Rightarrow \boldsymbol{s}_{A} = f(\boldsymbol{B})$$
(5.14)

Abb.: 5.12 zu erwartende Anderung der Scherspannung auf Grund der Anderung des Luftdruckes an der Schüttgutoberkante und der dadurch hevorgerufenen Änderung der Auflagespannung Die Veränderung der Auflagespannung hat Einfluss auf die Scherspannung. Deshalb war es notwendig, die Änderung der Scherspannung zu bestimmen. In Abb. 5.12 ist dieser Vorgang schematisch dargestellt (siehe dazu auch die Erläuterungen in Abschnitt 6.1.1).

Für den stationären Fließzustand kann davon ausgegangen werden, dass die Funktion der Scherspannung zur Normalspannung linear ist und durch den Koordinatenursprung verläuft. Aus der Messreihe ist die Scherspannung bei einem Belüftungsgrad von 0 $\tau_{B=0}$ bekannt. Die zugehörige Normalspannung $\sigma_{B=0}$ wird nach Gl. 5.6 berechnet. Ein Belüftungsgrad von 0 bedeutet, dass das Schüttgut nicht mit Luft durchströmt wird und auch keine Vakuumpumpe in Betrieb ist. Demzufolge ist auch der Luftdruck an der Oberkante der Schüttung $p_0 = 0$. Wird die Schüttung durchströmt, muss die Vakuumpumpe in Betrieb genommen werden, was einen Unterdruck an der Schüttgutoberkante zur Folge hat. Dieser Druck p_0 wird zusätzlich zu den in Kapitel 5.1 aufgeführten Größen messtechnisch erfasst. Dadurch ist es möglich, die nur auf Grund dieser Laständerung hervorgerufene nominelle Normalspannung in der Scherebene $\sigma_{B>0}$ ebenfalls nach Gl. 5.6 zu bestimmen. Aus diesen bekannten Größen kann die theoretisch aus der Änderung der Auflast zu erwartende Scherspannung $\tau_{B>0}$ nach Gl. 5.12 berechnet werden:

$$\boldsymbol{t}_{B>0} = (\boldsymbol{s}_{B>0} - \boldsymbol{s}_{B=0}) \cdot \frac{\boldsymbol{t}_{B=0}}{\boldsymbol{s}_{B=0}} + \boldsymbol{t}_{B=0}$$
(5.12)

Diese Scherspannung resultiert nur aus der Änderung der Auflagespannung an der Schüttgutoberkante. Der eigentliche Einfluss der Durchströmung auf die Fließeigenschaften spielt noch keine Rolle. Daher wird die nach Gl. 5.12 berechnete Scherspannung als Scherspannung im unbelüfteten Zustand angesetzt, auf die die tatsächlich gemessene Scherspannung bezogen wird. Bei der Bestimmung des Scherspannungsverhältnisses wird die tatsächlich gemessene Scherspannung eines bestimmten Belüftungszustandes τ_{bel} auf die theoretisch unter diesen Randbedingungen zu erwartende nach Gl. 5.12 berechnete Scherspannung τ_{unbel} bezogen. Genaugenommen wird demnach bei der Bestimmung des Scherspannungsverhältnisses die real gemessene Scherspannung auf die auf Grund der Änderung der nominellen Normalspannung zu erwartenden Scherspannung bezogen. Auf dieser Grundlage wurden die Untersuchungen mit einer Auflast von 5 kPa, 10 kPa und 20 kPa ausgewertet. Das entsprechende Diagramm mit allen Auflasten ist in Abb. 5.13 dargestellt.



Abb.: 5.13 Scherspannungsverhältnis in Abhängigkeit vom Belüftungsgrad bei Kalkstein x < 15 µm bei 5 kPa, 10 kPa und 20 kPa Auflast

Es ist eine deutliche Zweiteilung der Messpunkte erkennbar. Zunächst behält das Scherspannungsverhältnis Werte um 1. Erst bei einer Überschreitung eines kritischen Belüftungsgrades kommt es zu einer drastischen Verringerung des Scherspannungsverhältnisses. Danach fallen die Messwerte gleichmäßig weiter ab. Außerdem ist zu erkennen, dass der prinzipielle Verlauf der dargestellten Abhängigkeiten unabhängig von der Auflast ist.

Zur Erklärung dieser Ergebnisse wurde ein mathematisches Modell entwickelt, mit dem es möglich ist, das zu erwartende Scherspannungsverhältnis bei einem bestimmten Belüftungsgrad zu berechnen. Im folgenden Kapitel soll dieses Modell erläutert und mit den hier vorgestellten Ergebnissen verglichen werden.

6 Modellmäßige Erfassung des Zusammenhanges zwischen Durchströmungsbedingungen, Lage der Scherzone und Scherspannung

6.1 Allgemeiner Ansatz

Die Belüftung bewirkt wie schon erwähnt eine Entlastung des Schüttgutes. Wenn die Scherebene als Bilanzierungsebene betrachtet wird, ist diese Entlastung abhängig vom gesamten Druckverlust über der Schüttung sowie von der Höhe der Schüttung oberhalb der Scherebene, deren Druckverlust letztendlich die Entlastung bewirkt. Daraus folgt, dass die Entlastung in vertikaler Richtung um so größer wird, je tiefer die Scherzone im Schüttgut liegt /29/, /30/.

Aufgrund der konstruktiven Beschaffenheit des Ringschergerätes sind zwei Scherebenen denkbar: direkt unter den Stegen des Scherdeckels oder über den Stegen des Schertrogbodens. Neben einer Scherbewegung in der horizontalen Ebene, die von der Vertikalspannung bestimmt wird, tritt auch eine Scherbewegung an der Schertrogwand auf. Im belüfteten Zustand nimmt die Vertikalspannung mit zunehmender Tiefe der Lage der Scherebene ab, während die Reibungskraft an der Wand aufgrund der größer werdenden Reibungsfläche zunimmt.

Wenn die Reibungskraft über den Stegen des Schertrogbodens, resultierend aus der Reibungskraft in der horizontalen Fläche im Schüttgut plus der Reibungskraft an der Schertrogwand, kleiner wird als die Reibungskraft unterhalb der Stege des Scherdeckels, die nur durch die horizontale Reibungsfläche im Schüttgut verursacht wird, ist ein Umschlagen der Scherzone in den Bereich über dem Schertrogboden zu erwarten.

In diesem Fall würde die Scherebene vom Bereich unterhalb der Stege des Scherdeckels in den Bereich oberhalb der Stege des Schertrogbodens umschlagen.

Den Ausgangszustand für die in Kapitel 4.3 bzw. 5.3 vorgestellten Untersuchungen bildet das stationäre Fließen im unbelüfteten Zustand, das ausschließlich an der Unterkante der Stege des Scherdeckels stattfindet. Wenn davon ausgegangen wird, dass es bei hohen Belüftungsgraden zu einer Ausbildung der Scherzone an der Oberkante der Stege des Schertroges kommen kann, muss beachtet werden, dass die für das beginnende Fließen notwendige Reibungskraft die kritische Größe darstellt, die den Wechsel der Scherzone charakterisiert. Erst wenn die Reibungskraft für das beginnende Fließen über den Stegen des Schertrogbodens kleiner ist als die Reibungskraft für das schon bestehende stationäre Fließen unter den Stegen des Scherdeckels, kommt es zu einem Umschlag der Scherzone. Ab diesem Zeitpunkt ist die für das stationäre Fließen über den Stegen des Schertrogbodens benötigte Reibungskraft relevant.

Aufgrund dieser Überlegungen ist es notwendig, die Scherspannungsverhältnisse für das stationäre Fließen unter den Stegen des Scherdeckels, für das beginnende Fließen über den Stegen des Schertrogbodens und für das stationäre Fließen über den Stegen des Schertrogbodens in Abhängigkeit vom Belüftungsgrad zu bestimmen, um das real zu erwartende Scherspannungsverhältnis vorhersagen und mit den Messwerten vergleichen zu können.

Ziel ist die Bestimmung des Scherspannungsverhältnisses in Abhängigkeit vom Belüftungsgrad für die entsprechenden Fließzustände. Das Scherspannungsverhältnis ist nach Gl. 5.12 das Verhältnis der Scherspannung im belüfteten Zustand zur Scherspannung im unbelüfteten Zustand. Die Scherspannung ist die Summe der bei der Scherung auftretenden Reibungskräfte F_R dividiert durch die Scherfläche A_{SE} . Das Scherspannungsverhältnis lässt sich nach Gl. 6.1 berechnen:

$$V_{t} = \frac{\sum F_{R,bel} / A_{SE}}{\sum F_{R,unbel} / A_{SE}}$$
(6.1)

Da die Scherfläche im unbelüfteten und im belüfteten Zustand gleich ist, kann diese Größe gekürzt und das Scherspannungsverhältnis durch das Verhältnis der Reibungskräfte ersetzt werden (Gl. 6.2).

$$V_t = \frac{\sum F_{R,bel}}{\sum F_{R,unbel}}$$
(6.2)

Es ist demzufolge notwendig, die Reibungskräfte der entsprechenden Zustände zu bestimmen. Allgemein kann die Reibungskraft nach Gl. 6.3 als Produkt der auf die Reibfläche wirkenden Normalspannung F_N und dem Reibungskoeffizienten μ bestimmt werden:

$$F_R = F_N \cdot \boldsymbol{m} \tag{6.3}.$$

Für den speziellen Fall der Scherzelle sind zwei Reibflächen möglich: erstens die Reibung in der horizontalen Scherfläche im Schüttgut und zweitens die Reibung des Schüttgutes an der vertikalen Schertrogwand. In Abb. 6.1 sind die entsprechenden auf die Flächen wirkenden Spannungen dargestellt. Dabei entspricht der Fall 1, der im Nachfolgenden mit dem Index 1 bezeichnet wird, den Spannungen, die für die Scherung unterhalb der Stege des Scherdeckels relevant sind und der Fall 2 (Index 2) den für die Scherung oberhalb der Stege des Schertrogbodens relevanten Spannungen.



Die Reibungskraft in der Scherzelle kann für eine beliebige Höhe z nach Gl. 6.4 wie folgt berechnet werden:

$$F_{R} = \mathbf{s}_{v} \cdot \tan \mathbf{j}_{dvn} \cdot A + \mathbf{s}_{h} \cdot \tan \mathbf{j}_{W} \cdot U \cdot z$$
(6.4).

Der dynamische Reibungswinkel φ_{dyn} ist eine Hilfsgröße zur Charakterisierung des Scherwiderstandes beim stationären Fließen. Er wird durch den Winkel zwischen der Abszisse eines Fließortdiagramms und einer Geraden, die durch den Anscherpunkt des Fließortes und den Koordinatenursprung verläuft, bestimmt und als unabhängig von der Normalspannung und demzufolge vom Belüftungsgrad angesehen. Dieser Winkel wird aus der Scherspannung und der Normalspannung beim Belüftungsgrad B = 0 ermittelt.

$$\tan \mathbf{j}_{dyn} = \frac{\mathbf{t}_{B=0}}{\mathbf{s}_{B=0}}$$
(6.5)

Die zugehörige Reibungsfläche A entspricht je nach Lage der Scherzone entweder der horizontalen Fläche unter dem Scherdeckel oder im Schertrog. Die Vertikalspannung muss berechnet werden, worauf in den folgenden Kapiteln näher eingegangen wird.

Die Horizontalspannung wird entsprechend Gl. 2.18 aus dem Horizontalspannungsverhältnis λ und der Vertikalspannung berechnet. Das Horizontalspannungsverhältnis wurde mit einer am Institut vorhandenen Messaparatur bestimmt /19/, /20/. Die Vertikalspannung wird nach der modifizierten Janssen-Gleichung (Gl. 2.22) bestimmt. Sie ist demzufolge abhängig von der vertikalen Koordinate z. Somit ist auch die auf die Schertrogwand wirkende Horizontalspannung abhängig von z. Um die Rechnung zu vereinfachen, wurde eine über der Koordinate z gemittelte Horizontalspannung verwendet, die den Mittelwert aus den Horizontalspannungen an der Stelle z = 0 und z = H₂-H₁ darstellt (Gl.6.6)

$$\boldsymbol{s}_{h} = \frac{\boldsymbol{s}_{h,H_{1}} + \boldsymbol{s}_{h,H_{2}}}{2} \tag{6.6}$$

Das stellt zwar eine Ungenauigkeit dar, weil die Abhängigkeit der Vertikalspannung von z exponetiell ist, vereinfacht die Rechnung aber erheblich und ist bei den geringen Schüttguthöhen in der Scherzelle vertretbar.

Die Stege unter dem Scherdeckel befinden sich zwischen zwei durchgehenden Ringen, die an der Innen- und Außenkante unter dem Scherdeckel angebracht sind (siehe Abb. 3.2). Diese Ringe trennen das Schüttgut zwischen den Stegen von der Schertrogwand. Es kommt demzufolge in diesem Bereich nicht zu einem Lasteintrag in horizontaler Richtung vom Schüttgut auf die Schertrogwand. Schüttgut, das sich eventuell zwischen den Stegringen und der Schertrogwand befindet, wird mit keiner von
außen aufgebrachten Normalspannung, sondern nur durch das Eigengewicht belastet. Die dadurch hervorgerufenen Reibungskräfte sind im Vergleich zu den betrachteten Kräften des übrigen belasteten Schüttgutes so gering, dass sie im Nachfolgenden vernachlässigt werden. Deshalb muss der Nullpunkt der z-Koordinate unter den Stegen des Deckels angesetzt werden.

Nach diesen Betrachtungen kann geschlussfolgert werden, dass die Bestimmung der Scherspannungsverhältnisse für die entsprechenden Fließzustände auf die Berechnung der Vertikalspannungen hinauslaufen. Diese Vertikalspannungen hängen im belüfteten Zustand von der Druckdifferenz Δp ab, die sich über dem Schüttgut oberhalb der betrachteten Scherebene ausbildet (siehe dazu auch Absatz 5.1). Die Kenntnis dieser Druckdifferenz ist demzufolge notwendig und kann entweder messtechnisch erfasst oder mathematisch bestimmt werden. Da hier ein allgemeingültiges mathematisches Modell entwickelt werden soll, wird im Folgenden eine mögliche Berechnung dieser Größe dargestellt.

6.2 Bestimmung der Druckdifferenz oberhalb der Scherzone

Die einfachste Bestimmung der Druckdifferenz ist der Ansatz nach Darcy. Sie setzt jedoch eine konstante Porosität und Strömungsgeschwindigkeit voraus. Die Porosität ist allerdings vom Verfestigungszustand und damit von der Vertikalspannung abhängig. Die Vertikalspannung ihrerseits ist eine Funktion der vertikalen Koordinate z und ändert sich somit über der Höhe der Schüttung. Daher wurde in diesem Modell der Ansatz von Carman-Kozeny angewendet, weil in diesem Ansatz die Porosität des Schüttgutes berücksichtigt wird. Prinzipiell wären auch andere Ansätze möglich (siehe Kapitel 2.2).

Zur Bestimmung des Druckverlustes ist die Kenntnis der Abhängigkeit der Schüttgutdichte von der vertikalen Koordinate z nötig. Es wird vorausgesetzt, dass sich die Schüttgutdichte nach dem Erreichen des stationären Fließzustandes im unbelüfteten Zustand auch bei einsetzender Durchströmung nicht mehr ändert. Diese Vereinfachung ist zulässig, da sich der Messwert für die Schüttguthöhe bei einsetzender Durchströmung nicht wesentlich ändert.

Die Vertikalspannung unterhalb der Stege des Scherdeckels berechnet sich nach dem Ansatz von Janssen entsprechend der Gl. 6.7:

$$\boldsymbol{s}_{v,T} = \frac{A \cdot \boldsymbol{r}_{b} \cdot \boldsymbol{g}}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{T}} + \left(\boldsymbol{s}_{v0} - \frac{A \cdot \boldsymbol{r}_{b} \cdot \boldsymbol{g}}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{T}}\right) \cdot \exp\left(-\frac{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{T} \cdot \boldsymbol{z}}{A}\right)$$
(6.7)

Die Erweiterung mit dp/dH, die in Gl. 2.22 angewendet wurde, ist nicht notwendig, weil die Berechnung der Porosität wie schon erwähnt nur für den unbelüfteten Fall durchgeführt wird.

Die Vertikalspannung σ_{v0} ist die Vertikalspannung an der Stelle z = 0 direkt unterhalb der Stege des Scherdeckels. Sie wird nach Gl. 6.8 durch die Formel

$$\boldsymbol{S}_{v0} = \boldsymbol{S}_{A} + \frac{m_{SG_{zSt}} \cdot g}{A_{SE}}$$
(6.8)

bestimmt. Die Auflagespannung σ_A wird nach Gl. 5.4 berechnet, wobei der Luftdruck an der Oberkante der Schüttung p_o im unbelüfteten Zustand den Wert Null annimmt. Somit entspricht σ_{v0} der nominellen Normalspannung nach Gl. 5.6. Sie ist demzufolge die Normalspannung, die im unbelüfteten Zustand erwartet wird und die Grundlage für die Berechnung der Scherspannung bzw. Scherkraft im unbelüfteten Zustand bildet, auf die sich die Scherkräfte im belüfteten Zustand bei der Ermittlung des Scherspannungsverhältnisses beziehen.

Ähnlich kann auch die Vertikalspannung zwischen den Stegen des Scherdeckels bestimmt werden. Es ist dabei aber zu beachten, dass sich der Scherdeckel in das Schüttgut drückt, wodurch die Richtung der z-Koordinate umgekehrt wird. Der Eigengewichtsanteil des Schüttgutelementes wirkt somit entgegen der z-Koordinate und muss daher mit einem negativen Vorzeichen versehen werden, so dass sich die Vertikalspannung im Scherdeckel wie folgt berechnet (Gl. 6.9).

$$\boldsymbol{s}_{\nu,D} = \frac{A \cdot \left(-\boldsymbol{r}_{b} \cdot \boldsymbol{g}\right)}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{D}} + \left(\boldsymbol{s}_{\nu 0} - \frac{A \cdot \left(-\boldsymbol{r}_{b} \cdot \boldsymbol{g}\right)}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{D}}\right) \cdot \exp\left(-\frac{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{D} \cdot \boldsymbol{z}}{A}\right)$$
(6.9)

Desweiteren ändert sich der vom Schüttgut kontaktierte Umfang im Scherdeckel. Während im Schertrog nur die Außen- und Innenwand des Troges den Umfang bilden, kommt im Scherdeckel neben dem Außen- und Innenring der Stege auch noch die gesamte Steglänge hinzu, die von beiden Seiten vom Schüttgut kontaktiert wird.

Die Abhängigkeit der Schüttgutdichte von der Vertikalspannung kann nach Gl. 6.10 wie folgt beschrieben werden:

$$\boldsymbol{r}_{b} = \boldsymbol{a} \cdot \boldsymbol{s}_{v}^{\ n} \tag{6.10}$$

Die Koeffizienten a und n wurden in separaten Versuchen experimentell ermittelt. Es ergab sich für a ein Wert von 600 und für n ein Wert von 0,07. Für den Bereich unterhalb der Stege des Scherdeckels würde sich somit die Schüttgutdichte in Abhängigkeit von der z-Koordinate unter Einbeziehung von Gl. 6.7 wie folgt berechnen:

$$\boldsymbol{r}_{b} = a \left(\frac{A \cdot \boldsymbol{r}_{b} \cdot g}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{T}} + \left(\boldsymbol{s}_{v0} - \frac{A \cdot \boldsymbol{r}_{b} \cdot g}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{T}} \right) \exp \left(-\frac{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}_{T} \cdot z}{A} \right) \right)^{n} \quad (6.11)$$

Analoges gilt für den Bereich zwischen den Stegen des Scherdeckels unter Einbeziehung der Gl. 6.9 in Gl. 6.10. Da es nicht möglich ist, diese Gleichungen explizit zu lösen, wurde die Schüttgutprobe in eine endliche Anzahl von Scheiben unterteilt und ausgehend von den bekannten Randbedingungen an der Stegunterkante und der bekannten mittleren Schüttgutdichte über der gesamten Probe numerisch eine mittlere Schüttgutdichte, eine mittlere Porosität und ein anteiliger Druckabfall über jede einzelne Schüttgutscheibe bestimmt. Der anteilige Druckverlust wurde als Druckverlust je Schüttgutelement bezogen auf den gesamten Druckverlust $\Delta p_i / \Delta p_{ges}$ definiert. Unter Einbeziehung der Carman-Kozeny-Gleichung (Gl. 2.9) berechnet sich der anteilige Druckverlust wie folgt:

$$\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}} = \frac{H_i \cdot K_{CK,i} \cdot 36 \cdot (1 - \boldsymbol{e}_i)^2 \cdot \boldsymbol{h}_i \cdot \boldsymbol{v}_{f,i} \cdot \boldsymbol{e}_{ges}^3 \cdot \boldsymbol{x}_{ges}^2}{H_{ges} \cdot K_{CK,ges} \cdot 36 \cdot (1 - \boldsymbol{e}_{ges})^2 \cdot \boldsymbol{h}_{ges} \cdot \boldsymbol{v}_{f,ges} \cdot \boldsymbol{e}_i^3 \cdot \boldsymbol{x}_i^2}$$
(6.12)

Die Feststoffeigenschaften des Probematerials sind unabhängig von der vertikalen Koordinate z. Demzufolge ist die Partikelgröße in den einzelnen betrachteten Schüttgutscheiben gleich der Partikelgröße im Gesamtsystem.

$$x_i = x_{ges} \tag{6.13a}$$

Die gleiche Aussage kann auch für die Carman-Kozeny-Konstante K_{CK} getroffen werden.

$$K_{CK,i} = K_{CK,ges} \tag{6.13b}$$

Da das gesamte Schüttgut mit dem gleichen Fluid durchströmt wird, ist auch die dynamische Viskosität η unabhängig von der Höhe

$$\boldsymbol{h}_i = \boldsymbol{h}_{ges} \tag{6.13c}$$

Das gesamte Schüttgut wird stetig von unten nach oben mit Luft durchströmt. Es gibt keine Möglichkeit für die Luft, seitlich zu entweichen oder zuzuströmen. Die durchströmte Fläche bleibt konstant, wenn die geringfügige Veränderung durch die eingebauten Stege in Schertrog und Scherdeckel vernachlässigt wird. Unter der weiteren Vereinfachung, dass das Fluid inkompressibel ist, was genau genommen nicht zutrifft, aber durch die geringen Druckdifferenzen akzeptabel ist, kann auch die Strömungsgeschwindigkeit als unabhängig von der Höhe angesehen werden.

$$v_{f,i} = v_{f,ges} \tag{6.13d}$$

Unter diesen Einschränkungen und Annahmen reduziert sich die Formel zur Berechnung der anteiligen Druckdifferenz auf die Gl. 6.14

$$\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}} = \frac{H_i \cdot (1 - \boldsymbol{e}_i)^2 \cdot \boldsymbol{e}_{ges}^3}{H_{ges} \cdot (1 - \boldsymbol{e}_{ges})^2 \cdot \boldsymbol{e}_i^3}$$
(6.14),

in die nur noch die Höhe und die Porosität der einzelnen Schüttgutscheiben eingeht.

Der Druckverlust oberhalb der betrachteten Scherzone wird durch Aufsummieren der anteiligen Druckverluste der Schüttgutelemente, die sich oberhalb der Scherzone befinden, gebildet und mit dem gemessenen Druckverlust über der gesamten Schüttung $p_u - p_o$ multipliziert. Die Druckdifferenz Δp_1 , die sich nach Abb. 6.1 über dem Schüttgut zwischen den Stegen des Scherdeckels ausbildet, berechnet sich demzufolge gemäß Gl. 6.15

$$\Delta p_1 = (p_u - p_0) \cdot \sum \left(\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}}\right)_1$$
(6.15).

Um das Scherspannungsverhältnis in Abhängigkeit vom Belüftungsgrad darstellen zu können, wird die Gl. 5.11 umgestellt und der gemessene Druckverlust über der gesamten Schüttung durch den Belüftungsgrad ersetzt:

$$(p_u - p_o) = \frac{B \cdot (\mathbf{s}_A \cdot A_{SE} + m_{SG} \cdot g)}{A_T}$$
(6.16)

Demnach kann die Druckdifferenz Δp_1 nach Gl. 6.17 mit

$$\Delta p_1 = B \cdot \frac{\boldsymbol{s}_A \cdot \boldsymbol{A}_{SE} + \boldsymbol{m}_{SG} \cdot \boldsymbol{g}}{\boldsymbol{A}_T} \cdot \sum \left(\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}}\right)_1$$
(6.17)

dargestellt werden. Analoges gilt für die Druckdifferenz Δp_2 .

6.3 Scherspannungsverhältnis bei der Scherung unter den Stegen des Scherdeckels

Allgemein muss die Reibungskraft nach Gl. 6.4 bestimmt werden. Für den speziellen Fall der Scherung unter den Stegen des Scherdeckels kann dieser Ansatz erheblich vereinfacht werden. Wie schon erwähnt, wird durch die durchgehenden Ringe unter dem Scherdeckel, zwischen denen die Stege angebracht sind, keine durch die Auflast induzierte Horizontalspannung auf die Trogwand eingetragen. Deshalb kann der Term, der die Reibung an der Schertrogwand beschreibt, vernachlässigt werden. Es ist lediglich die Bestimmung der Vertikalspannung $\sigma_{v,1}$ nötig.

In Abb. 6.1 sind die Spannungen im belüfteten Schüttgutkörper für die entsprechenden Scherzonen dargestellt. Die Lage der Scherzone unter den Stegen des Scherdeckels stellt dabei den Fall 1 dar. Die Vertikalspannung $\sigma_{v,1}$ wird nach der Janssen-Gleichung bestimmt. Da im hier vorliegenden Fall die Koordinate z den Wert Null annimmt, entspricht die Spannung $\sigma_{v,1}$ der Spannung σ_{v0} . Im belüfteten Zustand muss zusätzlich noch die Druckdifferenz Δp_1 berücksichtigt werden. Somit lässt sich die in der Scherzone wirkende Vertikalspannung im belüfteten Zustand nach

$$\mathbf{s}_{v,1,bel} = \mathbf{s}_{v0} - \Delta p_1 \tag{6.18}$$

bzw. durch Einbeziehung der Gl. 6.8 nach

$$\boldsymbol{s}_{v,1,bel} = \boldsymbol{s}_A + \frac{m_{SGzSt} \cdot \boldsymbol{g}}{A_{SE}} - \Delta p_1$$
(6.18b)

bestimmen. Durch Einsetzen der Gl. 6.17 für Δp_1 ergibt sich die Vertikalspannung im belüfteten Zustand nach

$$\boldsymbol{s}_{\nu,1,bel} = \boldsymbol{s}_{\nu 0} - \boldsymbol{B} \cdot \frac{\boldsymbol{s}_{A} \cdot \boldsymbol{A}_{SE} + \boldsymbol{m}_{SG} \cdot \boldsymbol{g}}{\boldsymbol{A}_{T}} \cdot \sum \left(\frac{\Delta \boldsymbol{p}_{i}}{\Delta \boldsymbol{p}_{ges}}\right)_{1}$$
(6.19).

Die Vertikalspannung im unbelüfteten Zustand entspricht σ_{v0} .

Da im Fall der Scherung unter den Stegen des Scherdeckels keine Reibung zwischen Schertrogwand und Schüttgut auftritt, berechnet sich die Scherkraft lediglich aus dem Produkt von Vertikalspannung, der Scherfläche und dem Tangens des dynamischen Reibungswinkels bzw. die Scherspannung aus dem Produkt der Vertikalspannung und dem Tangens des dynamischen Reibungswinkels. Das Scherspannungsverhältnis lässt sich somit nach Gl. 6.17 wie folgt berechnen:

$$V_{t} = \frac{\boldsymbol{s}_{v,1,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} \cdot \boldsymbol{A}_{SE}}{\boldsymbol{s}_{v,1,unbel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} \cdot \boldsymbol{A}_{SE}} = \frac{\boldsymbol{s}_{v0} - B \cdot \frac{\boldsymbol{s}_{A} \cdot \boldsymbol{A}_{SE} + m_{SG} \cdot g}{A_{T}} \cdot \sum \left(\frac{\Delta p_{i}}{\Delta p_{ges}}\right)_{1}}{\boldsymbol{s}_{v0}}$$
(6.20a)

bzw. zusammengefasst

$$V_{t} = 1 - \frac{\left(\boldsymbol{s}_{A} \cdot \boldsymbol{A}_{SE} + \boldsymbol{m}_{SG} \cdot \boldsymbol{g}\right) \cdot \sum \left(\frac{\Delta p_{i}}{\Delta p_{ges}}\right)_{1}}{\boldsymbol{A}_{T} \cdot \boldsymbol{s}_{v0}} \cdot \boldsymbol{B}$$
(6.20b).

Mit dieser Gleichung kann das zu erwartende Scherspannungsverhältnis in Abhängigkeit vom Belüftungsgrad für den Fall des Scherens unterhalb der Stege des Scherdeckels bestimmt werden. Obwohl die Scherfläche A_{SE}, die Masse des Schüttgutes in der Scherzelle m_{SG}, die Erdbeschleunigung g, die anteilige Druckdifferenz $\sum (\Delta p_i / \Delta p_{ges})_1$ und die Fläche des Schertroges A_T konstant und unabhängig vom Belüftungsgrad sind, ist diese Gleichung doch keine Geradengleichung. Die Ursache dafür liegt in der Auflagespannung σ_A , in die nach Gl. 5.4 der Luftdruck an der Oberkante der Schüttung p_o eingeht. Dieser Luftdruck ändert sich in der hier angewendeten Versuchsdurchführung bei der Gasdurchströmung. Dadurch wird auch die Vertikalspannung σ_{v0} beeinflusst, die nach Gl. 6.8 von σ_A abhängt.

6.4 Scherspannungsverhältnis bei der Scherung über den Stegen des Schertroges

Auch für diesen Fall kann die Reibungskraft nach Gl. 6.4 bestimmt werden. Wenn das Schüttgut über den Stegen des Schertrogbodens schert, sind allerdings beide Reibflächen zu beachten: die horizontal angeordnete Fläche über den Stegen des Schertrogbodens innerhalb der Schüttung und die Reibfläche an der Trogwand. Zur Lösung der Gl. 6.4 ist die Bestimmung der Vertikalspannung $\sigma_{v,2}$ und die Horizontalspannung σ_h nötig.

Zur Bestimmung der Vertikalspannung wird wieder die um eine Durchströmungskraft erweiterte Janssen-Gleichung nach Gl. 2.22 verwendet. Für den Strömungsterm dp / dH wird die Druckdifferenz Δp_2 und die Höhe H₂ eingesetzt, die aus der Differenz der gesamten Schüttguthöhe in der Scherzelle H_{ges} und der Höhe der Stege über dem Schertrogboden berechnet wird:

$$H_2 = H_{SG} - H_{Steg,T}$$
(6.21)

Die Vertikalspannung im belüfteten Zustand $\sigma_{v,2,bel}$ wird somit nach Gl. 6.22 bestimmt:

$$\boldsymbol{s}_{v,2,bel} = \frac{A(\boldsymbol{r}_{b}g - \Delta p_{2} / H_{2})}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}} + \left(\boldsymbol{s}_{v0} - \frac{A(\boldsymbol{r}_{b}g - \Delta p_{2} / H_{2})}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U}}\right) \cdot \exp\left(-\frac{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{z}}{A}\right)$$

$$(6.22a)$$

Zur späteren Vereinfachung empfiehlt es sich, die Gleichung auszumultiplizieren und nach den von Δp_2 abhängigen bzw. unabhängigen Termen zu ordnen. Daraus ergibt sich

$$\boldsymbol{s}_{v,2,bel} = \frac{A_T \cdot \boldsymbol{r}_b \cdot \boldsymbol{g}}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_W \cdot \boldsymbol{U}} \left(1 - \exp\left(-\frac{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_W \cdot \boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{z}}{A_T}\right) \right) + \boldsymbol{s}_{v0} \cdot \exp\left(-\frac{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_W \cdot \boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{z}}{A_T}\right) + \left(\left(\exp\left(-\frac{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_W \cdot \boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{z}}{A_T}\right) - 1 \right) \cdot \frac{A_T}{\boldsymbol{l} \cdot \tan \boldsymbol{j}_W \cdot \boldsymbol{U}} \right) \frac{\Delta p_2}{H_2}$$
(6.22b)

Die Größe z nimmt hierbei den Wert des Abstandes zwischen der Unterkante der Stege des Scherdeckels und der Oberkante der Stege des Schertrogs an und bleibt konstant.

$$z = H_{SG} - H_{Steg,D} - H_{Steg,T}$$
(6.23)

Die Druckdifferenz Δp_2 wird analog der Gleichungen 6.15 und 6.17 über die Summe der anteiligen Druckverluste oberhalb der Scherzone bestimmt und kann ebenfalls durch den Belüftungsgrad ausgedrückt werden.

$$\Delta p_2 = B \cdot \frac{\boldsymbol{s}_A \cdot \boldsymbol{A}_{SE} + \boldsymbol{m}_{SG} \cdot \boldsymbol{g}}{\boldsymbol{A}_T} \cdot \sum \left(\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}}\right)_2$$
(6.24)

Die Vertikalspannung σ_{v0} wird nach Gl. 6.8 ersetzt. Zur Vereinfachung der nachfolgenden Rechnung werden alle vom Belüftungsgrad abhängigen und unabhängigen Terme der Gleichung 6.22b zu Konstanten zusammengefasst:

$$\frac{A_{T} \cdot \mathbf{r}_{b} \cdot g}{\mathbf{l} \cdot \tan \mathbf{j}_{W} \cdot U} \left(1 - \exp\left(-\frac{\mathbf{l} \cdot \tan \mathbf{j}_{W} \cdot U \cdot z}{A_{T}}\right) \right) + \left(\frac{m_{SG_{2}St} \cdot g}{A_{SE}}\right) \cdot \exp\left(-\frac{\mathbf{l} \cdot \tan \mathbf{j}_{W} \cdot U \cdot z}{A_{T}}\right) = K_{2A}$$
[Pa] (6.25a),

$$\exp\left(-\frac{\boldsymbol{l}\cdot\tan\boldsymbol{j}_{W}\cdot\boldsymbol{U}\cdot\boldsymbol{z}}{A_{T}}\right) = K_{2B} \qquad [-] \qquad (6.25b)$$

und

$$\left(\exp\left(-\frac{\boldsymbol{l}\cdot\tan\boldsymbol{j}_{W}\cdot\boldsymbol{U}\cdot\boldsymbol{z}}{A_{T}}\right)-1\right)\cdot\frac{A_{T}}{\boldsymbol{l}\cdot\tan\boldsymbol{j}_{W}\cdot\boldsymbol{U}\cdot\boldsymbol{H}_{2}}=K_{2C} \quad [-] \quad (6.25c)$$

Die Vertikalspannung im belüfteten Zustand wird durch Nutzung der oben hergeleiteten Konstanten nach Gl. 6.26 wie folgt berechnet.

$$\boldsymbol{s}_{v,2,bel} = \boldsymbol{K}_{2A} + \boldsymbol{K}_{2B} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + \boldsymbol{K}_{2C} \cdot \Delta \boldsymbol{p}_{2}$$
(6.26)

Durch Ersetzen von Δp_2 durch den Belüftungsgrad nach Gl. 6.24 ergibt sich die Vertikalspannung im belüfteten Zustand zu

$$\boldsymbol{s}_{v,2,bel} = K_{2A} + K_{2B} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + K_{2C} \cdot \frac{\boldsymbol{s}_{A} \cdot A_{SE} + m_{SG} \cdot g}{A_{T}} \cdot \sum \left(\frac{\Delta p_{i}}{\Delta p_{ges}}\right)_{2} \cdot B$$
(6.27)

Weitere Zusammenfassungen sind durch die Einführung der Konstanten

$$K_{2D} = K_{2C} \cdot \sum \left(\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}}\right)_2 \cdot \frac{A_{SE}}{A_T}$$
[-] (6.27a)

und

$$K_{2E} = K_{2C} \cdot \sum \left(\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}}\right)_2 \cdot \frac{m_{SG} \cdot g}{A_T}$$
[Pa] (6.27b)

möglich. Im Ergebnis kann die Vertikalspannung nach Gl. 6.28 berechnet werden:

$$\boldsymbol{s}_{v,2,bel} = \boldsymbol{K}_{2A} + \boldsymbol{K}_{2B} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + (\boldsymbol{s}_{A} \cdot \boldsymbol{K}_{2D} + \boldsymbol{K}_{2E}) \cdot \boldsymbol{B}$$
(6.28)

Für die Bestimmung der Wandreibung wird außerdem die Horizontalspannung benötigt, die auf der Grundlage der Gl. 2.18 über einen experimentell bestimmten belüftungsunabhängigen Seitendruckbeiwert berechnet wird. Weil sich die Horizontalspannung in Abhängigkeit von der z-Koordinate ändert, müsste sie bis zur Scherzone aufintegriert werden. Da durch die geringe Gesamthöhe des Schüttgutes der Vertikalspannungsverlauf fast linear ist, wird eine mittlere Horizontalspannung aus den Werten unter den Stegen des Scherdeckels und über den Stegen des Schertrogs nach Gl. 6.29 gebildet.

$$\boldsymbol{s}_{h} = \frac{\boldsymbol{s}_{h,D} + \boldsymbol{s}_{h,T}}{2} \tag{6.29}$$

Unter Einbeziehung des Seitendruckbeiwertes aus Gl. 2.18 und der zugehörigen Vertikalspannungen $\sigma_{v1,bel}$ nach Gl. 6.19 unter dem Deckel und $\sigma_{v2,bel}$ nach Gl. 6.28 über dem Boden kann die mittlere Horizontalspannung zwischen der Unterkante der Stege des Scherdeckels und der Oberkante der Stege des Schertrogbodens für den belüfteten Zustand gemäß Gl 6.30 bestimmt werden:

$$\boldsymbol{s}_{h,2,bel} = \left(\boldsymbol{s}_{v,1,bel} + \boldsymbol{s}_{v,2,bel}\right) \cdot \frac{\boldsymbol{l}}{2}$$
(6.30)

Ähnlich wie bei den Gleichungen 6.26a und 6.26b kann auch die Gl. 6.18b unter Einbeziehung der Gl. 6.17 zu Konstanten zusammengefasst werden. Sie ergibt sich dann zu

$$\boldsymbol{s}_{v,1,bel} = \boldsymbol{s}_A + K_{1A} - (K_{1B} \cdot \boldsymbol{s}_A + K_{1C}) \cdot B$$
(6.18c)

mit

$$K_{1A} = \frac{m_{SG_2S_1} \cdot g}{A_{SE}}$$
 [Pa] (6.31a),

$$K_{1B} = \sum \left(\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}}\right)_1 \cdot \frac{A_{SE}}{A_T}$$
[-] (6.31b)

und

$$K_{1C} = \sum \left(\frac{\Delta p_i}{\Delta p_{ges}}\right)_{\rm l} \cdot \frac{m_{SG} \cdot g}{A_T}$$
[Pa] (6.31c).

Durch Einsetzen der Gleichungen 6.18c und 6.28 in die Gl. 6.30 folgt für die Horizontalspannung

$$\boldsymbol{s}_{h,2,bel} = (\boldsymbol{s}_A + K_{1A} - (K_{1B}\boldsymbol{s}_A + K_{1C})B + K_{2A} + K_{2B}\boldsymbol{s}_A + (K_{2D}\boldsymbol{s}_A + K_{2E})B)\frac{\boldsymbol{l}}{2} \quad (6.32a)$$

Durch Ausmultiplizieren und Sortieren ergibt sich Gl. 6.32b

$$\boldsymbol{s}_{h,2,bel} = (K_{1A} + K_{2A})\frac{\boldsymbol{l}}{2} + (1 + K_{2B})\frac{\boldsymbol{l}}{2} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + \left((K_{2D} - K_{1B})\frac{\boldsymbol{l}}{2} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + (K_{2E} - K_{1C})\frac{\boldsymbol{l}}{2}\right) \cdot \boldsymbol{B}$$
(6.32b),

die zu Gl. 6.33 zusammengefasst werden kann

$$\boldsymbol{s}_{h,2,bel} = K_{2F} + K_{2G} \cdot \boldsymbol{s}_A + (K_{2H} \cdot \boldsymbol{s}_A + K_{2I}) \cdot B$$
(6.33)

mit

$$K_{2F} = (K_{1A} + K_{2A})\frac{l}{2}$$
 [Pa] (6.33a),

$$K_{2G} = \left(1 + K_{2B}\right) \frac{l}{2}$$
 [-] (6.33b),

$$K_{2H} = \left(K_{2D} + K_{1B}\right)\frac{l}{2}$$
[-] (6.33c)

und

$$K_{2I} = (K_{2E} - K_{1C})\frac{l}{2}$$
 [Pa] (6.33d).

Die entsprechende Reibungskraft $F_{R,2,bel}$ bei der Scherung wird auf der Grundlage von Gl. 6.4 nach Gl. 6.34 bestimmt:

$$F_{R,2,bel} = \boldsymbol{s}_{v,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} \cdot \boldsymbol{A}_T + \boldsymbol{s}_{h,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W,dyn} \cdot \boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{z}$$
(6.34)

Durch Einsetzen der Gleichungen 6.28 und 6.33 ergibt sie sich zu

$$F_{R,2,bel} = (K_{2A} + K_{2B} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + (K_{2D} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + K_{2E}) \cdot B) \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} \cdot A_{T} + (K_{2F} + K_{2G} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + (K_{2H} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + K_{2I}) \cdot B) \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z$$
(6.35).

Auch diese Gleichung kann ausmultipliziert werden zu

$$F_{R,2,bel} = K_{2A} \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_T + K_{2B} \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_T \cdot \mathbf{s}_A + K_{2D} \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_T \cdot \mathbf{s}_A \cdot B + K_{2E} \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_T \cdot \mathbf{s}_A \cdot B + K_{2E} \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_T \cdot \mathbf{s}_A \cdot B + K_{2F} \cdot \tan \mathbf{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z + K_{2G} \cdot \tan \mathbf{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z \cdot \mathbf{s}_A + K_{2H} \cdot \tan \mathbf{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z \cdot \mathbf{s}_A \cdot B + K_{2I} \cdot \tan \mathbf{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z \cdot B$$

$$(6.35a).$$

Nach einer Sortierung kann diese Gleichung zu der Form

$$F_{R,2,bel} = K_{2J} + K_{2K} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + (K_{2L} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + K_{2M}) \cdot \boldsymbol{B}$$
(6.36)

zusammengefasst werden mit

$$K_{2J} = K_{2A} \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_T + K_{2F} \cdot \tan \mathbf{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z \qquad [N] \quad (6.36a),$$

$$K_{2K} = K_{2B} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} \cdot A_T + K_{2G} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z \qquad [m^2] \quad (6.36b),$$

$$K_{2L} = K_{2D} \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_T + K_{2H} \cdot \tan \mathbf{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z \qquad [m^2] \quad (6.36c)$$

und

$$K_{2M} = K_{2E} \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_T + K_{2I} \cdot \tan \mathbf{j}_{W,dyn} \cdot U \cdot z \qquad [N] \quad (6.36d).$$

Zur Bestimmung des Scherspannungsverhältnisses muss diese Reibungskraft auf die Reibungskraft im unbelüfteten Zustand bezogen werden, die wie schon erwähnt, durch die Scherung unter den Stegen des Scherdeckels definiert und durch die Vertikalspannung σ_{v0} gekennzeichnet ist. Die Reibungskraft im unbelüfteten Zustand berechnet sich somit nach Gl. 6.37 zu

$$F_{R,unbel} = \boldsymbol{s}_{v0} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dvn} \cdot \boldsymbol{A}_{SE} \tag{6.37}$$

bzw. unter Einbeziehung der Gl. 6.8

$$F_{R,unbel} = m_{SGzSt} \cdot g \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} + \mathbf{s}_A \cdot \tan \mathbf{j}_{dyn} \cdot A_{SE}$$
(6.38)

Das Scherspannungsverhältnis für den Fall der Scherung über den Stegen des Schertroges kann demzufolge nach Gl. 6.39 berechnet werden:

$$V_{t} = \frac{K_{2J} + K_{2K} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + (K_{2L} \cdot \boldsymbol{s}_{A} + K_{2M}) \cdot B}{m_{SG_{2}S_{1}} \cdot \boldsymbol{g} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} + \boldsymbol{s}_{A} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} \cdot A_{SE}}$$
(6.39)

6.5 Beginnendes Fließen über den Stegen des Schertroges

Sowohl die Gl. 6.20 als auch die Gl. 6.39 gelten für eine Scherspannung im stationären Fließzustand. Dieser Zustand trifft auf das Scheren unter den Stegen des Scherdeckels zu, nicht aber für den Bereich über den Stegen des Schertrogbodens. Ehe es dort zum stationären Fließen kommt, muss zunächst der Scherwiderstand für das beginnende Fließen überwunden werden. Im Vergleich zum stationären Fließen ändert sich dabei der Reibungswinkel sowohl innerhalb des Schüttgutes als auch an der Schertrogwand. Für die Bestimmung der Scherkraft nach Gl. 6.34 wird an Stelle des dynamischen Reibungswinkels ein statischer Reibungswinkel φ_{stat} und ein statischer Wandreibungswinkel wurde genau wie der dynamische Wandreibungswinkel an einem Vergleichsmaterial messtechnisch ermittelt. Anders liegen die Verhältnisse bei der Bestimmung des statischen Reibungswinkels im Schüttgut.

Diese Größe kann nur rechnerisch bestimmt werden. Dabei wird davon ausgegangen, dass das Schüttgut in der Scherzelle in einem bestimmten Verfestigungszustand vorliegt. Er wird durch die Auflagespannung beeinflusst und kann durch einen momentanen Fließort, der zu einer Gerade mit der Kohäsion τ_c und dem inneren Reibungswinkel φ_i als Parameter vereinfacht wurde, beschrieben werden. Außerdem hat sich gezeigt, dass es durch die Durchströmung erst bei hohen Belüftungsgraden nahe 1 zu einer Auflockerung des Schüttgutes kommt, so dass die Kennwerte dieses Fließortes als unabhängig vom Belüftungsgrad angesehen werden können.

Der statische Reibungswinkel wird als der Winkel definiert, den eine Gerade, die im Koordinatenursprung beginnt und den Fließort bei einer bestimmten Vertikalspannung schneidet, mit der Abszisse bildet (Abb. 6.2). Dieser Winkel ist für kohäsionsloses Schüttgut konstant. Bei kohäsivem Material ist er abhängig von der Vertikalspannung, mit der das Schüttgut belastet wird. Er kann Werte zwischen ϕ_i für eine unendlich hohe Vertikalspannung und 90° für ein unbelastetes Schüttgut annehmen.



Bei der Durchströmung verringert sich die Vertikalspannung im Schüttgut über den Stegen des Schertroges mit steigendem Belüftungsgrad. Deshalb ist der statische Reibungswinkel für die Schüttgutreibung vom Belüftungsgrad abhängig und muss über die entsprechende Vertikalspannung im belüfteten Zustand $\sigma_{v,2,bel}$ bestimmt werden. Über die in Abb. 6.2 dargestellten Kennwerte erfolgt die Berechnung gemäß Gl. 6.40 zu

$$\boldsymbol{j}_{stat} = \arctan\left(\frac{\boldsymbol{t}_{c} + \boldsymbol{s}_{v,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{i}}{\boldsymbol{s}_{v,2,bel}}\right)$$
(6.40).

Der innere Reibungswinkel ϕ_i und die Kohäsion τ_c können durch die Messung des Fließortes ermittelt werden.

Problematisch ist die Festlegung der den entsprechenden Fließort definierenden Auflast, da die realen Spannungsverhältnisse über den Stegen des Schertroges nicht bekannt sind. Bei der in Kapitel 4.1 beschriebenen Bestimmung der Fließorte bildete sich die Scherzone unterhalb der Stege des Scherdeckels aus, d.h. die ermittelten Kennwerte gelten für das beginnende Fließen unter dem Scherdeckel. Eine Messung für das beginnende Fließen über den Stegen des Trogbodens ist nicht möglich. Aus diesem Grunde wurde die Vereinfachung getroffen, dass sich der Spannungszustand über der geringen Höhe der Scherzelle nicht maßgeblich ändert und mit den für das Fließen unter den Stegen des Scherdeckels ermittelten Kennwerten gerechnet. Begünstigt wird diese Entscheidung auch dadurch, dass der innere Reibungswinkel als eine auflastunabhängige, konstante Materialkenngröße angesehen werden kann.

Unter diesen Annahmen kann die Reibungskraft für das beginnende Fließen $F_{stat,bel}$ analog Gl. 6.34 nach

$$F_{stat,bel} = \mathbf{s}_{v,2,bel} \cdot \tan \mathbf{j}_{stat} \cdot A_T + \mathbf{s}_{h,2,bel} \cdot \tan \mathbf{j}_{W,stat} \cdot U \cdot z$$
(6.41)

berechnet werden. Durch Einsetzen der Gl. 6.40 ergibt sich

$$F_{stat,bel} = \frac{\boldsymbol{t}_{c} + \boldsymbol{s}_{v,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{i}}{\boldsymbol{s}_{v,2,bel}} \cdot \boldsymbol{s}_{v,2,bel} \cdot A_{T} + \boldsymbol{s}_{h,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W,stat} \cdot U \cdot z$$
(6.42a)

bzw. nach Kürzen

$$F_{stat,bel} = \left(\boldsymbol{t}_{c} + \boldsymbol{s}_{v,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{i}\right) \cdot \boldsymbol{A}_{T} + \boldsymbol{s}_{h,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W,stat} \cdot \boldsymbol{U} \cdot \boldsymbol{z}$$
(6.42b).

Die Vertikalspannung wird nach Gl. 6.28 und die Horizontalspannung nach Gl. 6.33 bestimmt.

Das Scherspannungsverhältnis kann entsprechend Gl. 6.2 nach

$$v_{t,stat} = \frac{\left(\boldsymbol{t}_{c} + \boldsymbol{s}_{v,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{i}\right) \cdot A_{T} + \boldsymbol{s}_{h,2,bel} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{W,stat} \cdot U \cdot z}{m_{SGzSt} \cdot g \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} + \boldsymbol{s}_{A} \cdot \tan \boldsymbol{j}_{dyn} \cdot A_{SE}}$$
(6.43)

berechnet werden.

Mit dem hier vorgestellten Modell kann das Scherverhalten von Schüttgütern sowohl hinsichtlich der zu erwartenden Scherspannung als auch der zu erwartenden Lage der Scherzone beschrieben werden. Es ist nicht nur für den in dieser Arbeit verwendeten Versuchsstand, sondern auch für andere schüttguttechnische Apparate gültig, die folgende Bedingungen erfüllen müssen:

- Die Durchströmungsrichtung muss senkrecht zur Scherrichtung sein
- gleichmäßige Durchströmung über den gesamten Querschnitt
- konstanter Verfestigungszustand
- konstanter innerer Reibungswinkel und konstanter Wandreibungswinkel, konstante Kohäsion und konstantes Horizontallastverhältnis in Bezug auf den Belüftungsgrad

Für die Anwendung des Modells müssen lediglich die Vertikalspannungen und die Luftdrücke an den Rändern des zu betrachtenden Schüttgutkörpers bekannt sein. Mit diesem Modell können die Scherspannungen für jede mögliche Scherzone und die zu erwartende Lage der Scherzone bestimmt werden.

7 Experimentelle Überprüfung des Modells

7.1 Vergleich der Scherspannungsverhältnisse

Das Modell ermöglicht es, für die in Kapitel 5.3 vorgestellten Ergebnisse die zu erwartenden Scherspannungsverhältnisse für alle drei möglichen Fließzustände, also das stationäre Fließen unter dem Scherdeckel und über dem Trogboden und das beginnende Fließen über dem Trogboden, zu berechnen. Die gefundenen Ergebnisse werden im Folgenden am Beispiel der Versuchsreihe mit einer Auflast von 10 kPa erläutert.



In Abb. 7.1 sind die berechneten Abhängigkeiten der Scherspannungsverhältnisse vom Belüftungsgrad für das stationäre Fließen unter den Stegen des Scherdeckels und über den Stegen des Schertrogbodens sowie für das beginnende Fließen über den Stegen des Schertrogbodens blau auf der Grundlage der in Kapitel 6.2 erläuterten idealen Ausprägung des Luftdruckes über der Schüttguthöhe eingetragen.

Es ist zu erwarten, dass der Schervorgang an der Stelle stattfindet, an der die geringste Kraft benötigt wird, d.h. an dem das Scherspannungsverhältnis die kleinsten Werte annimmt. Die grün eingezeichnete Linie entspricht diesem Ansatz. Zunächst schert das Schüttgut unter den Stegen des Scherdeckels. Bei hohen Belüftungsgraden wird durch die verstärkte Entlastung des Schüttgutes über dem Schertrogboden die Kraft, die für das beginnende Fließen über den Stegen des Schertrogbodens aufgewendet werden muss, kleiner als die für das stationäre Fließen unter den Stegen des Scherdeckels aufzuwendende Scherkraft. An diesem Punkt muss ein Umschlagen der Scherzone aus dem Bereich unter dem Scherdeckel in den Bereich über dem Schertrogboden erfolgen. Nachdem es dort zu einer Scherung kommt, die in das stationäre Fließen übergeht, wird die Scherkraft und demzufolge das Scherspannungsverhältnis die Werte für das stationäre Fließen über den Stegen des Schertrogbodens annehmen und auch bei einer weiteren Erhöhung des Belüftungsgrades beibehalten.

Wird bei ausgebildetem stationären Fließen über den Stegen des Schertrogbodens der Belüftungsgrad verringert, würde das Schüttgut weiterhin über dem Schertrogboden scheren, bis bei genügend kleinem Belüftungsgrad das Scherspannungsverhältnis für des stationäre Fließen unter den Stegen des Scherdeckels kleiner wird als das für das stationäre Fließen über dem Scherdeckel (hellgrüne Linie). An diesem Punkt tritt wieder ein Umschlagen der Scherzone unter die Stege des Scherdeckels ein, die bis zum völligen Abschalten der Durchströmung bestehen bleibt.

In Abb. 7.2 sind in dieses idealisierte Modell die Messwerte der in Kapitel 4.3 beschriebenen Versuchsreihen mit einer Auflast von 10 kPa eingetragen.

Es ist zu erkennen, dass das Modell vom Prinzip her die Messwerte beschreibt. Allerdings liegen die gemessenen Scherspannungsverhältnisse bei allen Belüftungsgraden über den nach dem Modell zu erwartenden Werten. Außerdem erfolgt der Umschlag der Scherzone früher als erwartet. Die Messwerte bei der Druckverringerung liegen unter den Werten für die Druckerhöhung, worauf an späterer Stelle noch eingegangen wird.



idealen Voraussetzungen und entsprechende Messwerte für 10 kPa Auflast

Eine Ursache für die Abweichung zwischen Vorhersage und Experiment liegt in der im Modell angesetzten idealen Verteilung des Luftdruckes über der Schüttguthöhe. In Kapitel 5.1 wurde bereits aufgeführt, dass bei dem verwendeten feinkörnigen Material im Bereich zwischen den Stegen des Scherdeckels nur eine geringe Druckdifferenz besteht. Zur Nutzung dieses Modells für die Scherzelle müssen die ideal ermittelten Druckdifferenzen Δp_1 und Δp_2 den realen Gegebenheiten angepasst werden. Das geschah durch eine Messung des Luftdruckes unter den Stegen des Scherdeckels und an der Unterkante des Abströmbodens des Scherdeckels. Somit war es möglich, die reale Druckdifferenz Δp_1 in der Scherzelle zu bestimmen. Eine Messung des Luftdruckes über den Stegen des Schertrogbodens war durch die Konstruktion der Scherzelle nicht möglich. Die Druckdifferenz Δp_2 wurde weiterhin über einen idealen Druckverlauf zwischen den bekannten Werten über dem Schertrogboden und unter den Stegen des Scherdeckels ermittelt. Mit den auf diese Weise bestimmten Druckdifferenzen Δp_1 und Δp_2 wurde das Modell neu berechnet. In Abb. 7.3 sind die auf den realen Druckdifferenzen beruhenden Scherspannungsverhältnisse zusammen mit den Messwerten für eine Auflast von 10 kPa dargestellt.



realen Voraussetzungen und entsprechende Messwerte für 10 kPa Auflast

Es ist deutlich zu erkennen, dass mit der Einbeziehung der realen Druckdifferenzen das Modell die Messwerte deutlich besser beschreibt. Demzufolge ist auch der versuchstechnische Nachweis für die Richtigkeit des Modells erbracht. Der Umschlag der Scherzone aus dem Bereich unter dem Scherdeckel in den Bereich über dem Schertrogboden mit der damit verbundenen deutlichen Verringerung der Scherspannungsverhältnisse erfolgt bei dem Belüftungsgrad, der bei der Berechnung vorhergesagt wurde. Lediglich die gemessenen Scherspannungsverhältnisse bei hohen Belüftungsgraden über 0,8 liegen etwas unter den zu erwartenden Werten. Der Grund liegt auch hier in der schon im Kapitel 5.1 erläuterten partiellen Auflockerung des Schüttgutes in der Scherebene. Dadurch verändert sich der Verfestigungszustand des Schüttgutes in der Scherebene

Diese Auflockerung bleibt beim Zurückfahren des Belüftungsgrades erhalten, weshalb die entsprechenden Messwerte unter den gemessenen Scherspannungsverhältnissen bei der Druckerhöhung und auch unter den nach der Berechnung zu erwartenden Werten liegen. Allerdings erfolgt der Umschlag der Scherzone aus dem Bereich über den Stegen des Schertroges unter die Stege des Scherdeckels bei deutlich höheren Belüftungsgraden als erwartet. Die Ursache dafür konnte nicht gefunden werden.

Diese Auflockerung konnte auch durch die Messung der Schüttguthöhe nachgewiesen werden und ist in Abb. 7.4 dargestellt.



Ein Versuch zur Ermittlung der Scherspannungsverhältnisse in Abhängigkeit vom Belüftungsgrad dauerte mehrere Stunden. In dieser Zeit arbeitete sich der Scherdeckel langsam in das Schüttgut ein und verdrängte einen Teil davon aus dem Schertrog in die Wasserdichtung. So ist die stetige Abnahme der Schüttguthöhe, die sich als negative Ausdehnung auswirkt, vom Beginn der Messreihe bis zu Belüftungsgrad von ca. 0,7 zu erklären. Ab diesem Belüftungsgrad verlangsamt sich das Einsinken bzw. es kommt zu einem deutlichen Anheben des Scherdeckels bei einem Belüftungsgrad über 0,8, was nur durch lokale Auflockerungen in der Scherebene zu erklären ist.

Die hier am Beispiel von 10 kPa Auflast erläuterten Ergebnisse treffen auch für die Versuchsreihen unter 5 kPa und 20 kPa Auflast zu. Die entsprechenden Abhängigkeiten der gemessenen und berechneten Scherspannungsverhältnisse vom Belüftungsgrad sind in Abb. 7.5 und 7.6 dargestellt.





Zusammenfassend kann zu dem Modell folgendes gesagt werden:

- Das Modell beruht auf dem Ansatz, dass die Durchströmung eine zusätzliche Kraft und somit eine Änderung der Normalspannung bewirkt, sich die Fließeigenschaften selbst jedoch nicht ändern.
- 2. Die Ausformulierung dieses Ansatzes trifft speziell auf das für die Untersuchungen verwendete Ringschergerät zu.
- Die Übereinstimmung der berechneten Scherspannungsverhältnisse mit den gemessenen Werten bestätigt die Richtigkeit des Modells und damit die Richtigkeit des beschriebenen Ansatzes.
- Dieser Ansatz ist auf andere schüttguttechnische Anlagen übertragbar und kann unter Beachtung der dort auftretenden verfahrenstechnischen und schüttguttechnischen Parameter entsprechend ausformuliert werden.

7.2 Einfluss der Durchströmung auf die Lage der Scherzone

Wie bei der Herleitung des Modells dargestellt, ist für die geometrischen Abmessungen des für diese Untersuchungen verwendeten Ringschergerätes bei hohen Belüftungsgraden ein Umschlag der Scherzone von einer Scherung unter den Stegen des Scherdeckels zu einer Scherung über den Stegen des Schertroges zu erwarten. Diese Annahme sollte mit der in Kapitel 4.4 beschriebenen Vorgehensweise in der umgebauten Scherzelle überprüft werden.



Abb. 7.7: Markiertes Schüttgutelement vor der Belüftung

In Abb. 7.7 ist die Lage des Magnetitstreifens in der Scherzelle nach dem Scheren ohne Belüftung dargestellt. Zu Beginn des Versuches war der schwarze Magnetitstreifen zwischen den roten Markierungen am Schertrog und am Scherdeckel, die sich senkrecht übereinander befanden. Während des Scherversuches bewegte sich der Schertrog nach rechts unter dem Scherdeckel. Daran. sich der dass Magnetitstreifen ebenfalls nach rechts aus den Markierungen am Scherdeckel bewegt hat ist zu erkennen, dass sich unter dem Scherdeckel eine Scherzone ausgebildet hat. Gegenüber dem Schertrog befindet sich der Magnetitstreifen jedoch noch zwischen den Markierungen. Diese Tatsache beweist, dass es keine Relativbewe-

gung zwischen dem Schertrog und dem Schüttgut speziell über dem Schertrogboden gegeben hat.

Nach dem in Kapitel 6 beschriebenen Modell ist bei einem genügend hohen Belüftungsgrad ein Umschlag der Scherzone zu erwarten. Das würde bedeuten, dass der Schüttgutkörper mit dem Deckel stehen bleibt und sich nur noch der Schertrog weiter nach rechts bewegt, d.h. die Markierungen am Schertrog würden nach rechts aus dem Magnetitstreifen herauslaufen. In Abb. 7.8 ist die Lage des Magnetitstreifens bei hohem



Abb. 7.8: Markiertes Schüttgutelement nach der Belüftung

Belüftungsgrad der gegenüber Scherzelle dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass die erwartete Scherung über den Stegen des Schertrogbodens auftrat. Die Markierungen bewegten sich mit dem Schertrog wie erwartet nach rechts aus dem Magnetitstreifen heraus, der sich gegenüber dem Scherdeckel in Ruhe befand. Die vertikale Konstanz des Magnetitstreifens beweist jedoch auch, dass die Scherung nur in einer dünnen Zone stattfindet und sich die Scherzonen ausschließlich an der Unterkante des Scherdeckels und an der Oberkante des Schertrogbodens ausbilden. Der Übergang der Scherzone aus dem Bereich unter dem Scherdeckel zum Schertrogbo-

den erfolgte plötzlich und nicht durch ein stetiges Hindurchwandern der Scherzone durch den Schüttgutkörper.

Mit diesen Untersuchungen konnte auf visuellem Wege der Beweis erbracht werden, dass der nach der Modellrechnung vorhergesagte Umschlag der Scherzone bei einem entsprechend hohen Belüftungsgrad erfolgt.

8 Zusammenfassung und Interpretation der Ergebnisse

Die Untersuchungen in dieser Arbeit haben vier wesentliche Ergebnisse gebracht:

- Durch eine Belüftung des Schüttgutes wird eine zusätzliche Kraft eingetragen. Sie verändert die Normalspannung im Schüttgut und bei einem Fließen des Schüttgutes auch die Scherspannung
- Bei Belüftungszuständen nahe dem Lockerungspunkt kann es zu lokalen Auflockerungen in der Scherzone durch die Durchströmung und dadurch zu einer Änderung des Verfestigungszustandes kommen.
- 3. Die Fließeigenschaften im eigentlichen Sinne werden durch die Belüftung nicht beeinflusst. Änderungen können durch die veränderte Normalspannung oder lokale Auflockerungen in der Scherebene interpretiert werden. Eine Kompensation der Änderung der Normalspannung auf Grund der Belüftung führt zu den selben Schüttgutkennwerten wie im unbelüfteten Zustand.
- Die Ergebnisse sind unabhängig von der Korngrößenverteilung und der Fließfähigkeit des Materials

Diese Ergebnisse werden von den theoretischen Untersuchungen von TOMAS (/57/, /59/ bis /62/) bestätigt. Er leitet die Fließeigenschaften auf der Grundlage der Partikelwechselwirkungskräfte her. Diese sind abhängig von den Feststoffeigenschaften des Materials, der Korngröße, der Anzahl der in Kontakt stehenden Partikel und der den Kontakt belastenden Normalkraft. Von diesen Einflussgrößen sind lediglich die Normalkraft und bei einer Auflockerung die Anzahl der in Kontakt stehenden Partikel von einer Durchströmung beeinflussbar. Unter Berücksichtigung der Versuchsapparatur, die geeignet ist, den Einfluss der Durchströmung durch ein Festbett zu untersuchen und damit eine Auflockerung der Schüttung ausschließen soll, kann von Seiten der Theorie nur ein Einfluss auf die Fließeigenschaften durch die Veränderung der Normalkraft im Partikelkontakt erwartet werden. Diese Betrachtungsweise wurde mit den gefundenen Ergebnissen untermauert.

Bezüglich der Fragestellung hinsichtlich der Stabilität bzw. der Zerstörung einer Schüttgutbrücke in einem Silotrichter ergeben sich aus den Ergebnissen dieser Arbeit folgende Antworten:

- Die Druckfestigkeit σ_c, welche die Stabilität der Schüttgutbrücke beeinflusst, ist unabhängig von einer Belüftung des Silotrichters. Es kann nur die Auflagerspannung σ₁´ beeinflusst werden.
- Modelle f
 ür die Auflagerspannung (z.B. /18/), die im Falle einer Bel
 üftung des Silotrichters von einer zus
 ätzlichen Kraft auf die Sch
 üttgutbr
 ücke auf Grund eines Druckverlustes bei der Durchstr
 ömung derselben ausgehen, werden durch diese Untersuchungen best
 ätigt.

Es ergibt sich allerdings noch ein weiterer für die Dimensionierung der Öffnungsweite relevanter Aspekt. Eine Schüttgutbrücke stützt sich an der Trichterwand ab. Daher ist die Auflagerspannung vom Wandreibungswinkel abhängig. Wenn am Auflager einer stabilen Schüttgutbrücke Luft in den Trichter eingeblasen wird, ändern sich die Kraftverhältnisse am Auflager. Die Schüttgutbrücke wird nicht mehr nur mechanisch über die Silotrichterwand gestützt, sondern ein Teil dieser Stützkraft wird durch den Luftdruck der einströmenden Luft kompensiert. Das hat Einfluss auf den Wandreibungswinkel.

An dieser Stelle ist die Einführung eines effektiv wirksamen Wandreibungswinkels sinnvoll. Dieser Reibungswinkel setzt sich aus dem herkömmlichen Wandreibungswinkel zwischen dem Schüttgut und der Trichterwand und dem Reibungswinkel zwischen dem Schüttgut und dem Fluid zusammen und ist über die Anteile der Auflagerspannung, die über die Trichterwand und über das Fluid auf die Schüttgutbrücke wirken, gewichtet.

$$\boldsymbol{j}_{W,eff} = \frac{\boldsymbol{j}_{W} \cdot \boldsymbol{s}_{1,W} + \boldsymbol{j}_{L} \cdot \boldsymbol{s}_{1,L}}{\boldsymbol{s}_{1,W} + \boldsymbol{s}_{1,L}}$$
(8.1)

In Abb. 8.1 ist die Veränderung der Auflagerspannung bei Belüftung graphisch dargestellt. Es sind die Auflagerspannungen im belüfteten und unbelüfteten Zustand sowie die Druckfestigkeit des Schüttgutes in Abhängigkeit von dem Trichterdurchmesser aufgetragen. Der Schnittpunkt zwischen der Auflagerspannung und der Druckfestigkeit stellt den kritischen Trichterdurchmesser für eine stabile Schüttgutbrücke dar. Bei Trichterdurchmessern, die kleiner als der kritische Trichterdurchmesser sind, ist die Druckfestigkeit größer als die Auflagerspannung und die Schüttgutbrücke bleibt stabil. Es ist deutlich zu erkennen, dass durch die Verringerung des effektiv wirksamen Wandreibungswinkels bei der Belüftung im Auflager und der damit verbundenen Erhöhung der Auflagerspannung der kritische Trichterdurchmesser abnimmt. Bei dieser Dimensionierung sind jedoch zwei Dinge zu beachten: erstens muss die gesamte Trichterfläche, bei der der Trichterdurchmesser kleiner als der kritische Durchmesser im unbelüfteten Zustand ist, belüftet werden, zweitens müssen



Abb.8.1: Abhängigkeit der Auflagerspannungen im belüfteten und unbelüfteten Zustand und der Druckfestigkeit vom Trichterdurchmesser

die Durchströmungsbedingungen und das Gasdruckprofil im Silotrichter bekannt sein, um zusätzliche Auswirkungen auf die Stabilität der Schüttgutbrücke durch die Strömungskräfte bestimmen zu können.

Ein weiterer Aspekt der Nutzung dieses Ansatzes ist die Auslegung des Grenztrichterneigungswinkels zwischen Massenfluss und Kernfluss. Dieser Winkel ist ebenfalls vom Wandreibungswinkel abhängig und kann durch die Belüftung des gesamten Trichters vergrößert werden. Auch hier sind jedoch die möglichen Einflüsse der eingebrachten Luft auf die Spannungen im Schüttgut und auf die Silostatik zu beachten.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Einfluss einer Gasdurchströmung auf die Fließeigenschaften von Schüttgütern untersucht. Es konnten zwei Wirkungen der Gasströmung festgestellt werden: erstens verändert sich die Normalspannung im Schüttgut und zweitens kann die Struktur und der Verfestigungszustand in der Scherebene beeinflusst werden. Die Fließeigenschaften gasdurchströmter Schüttgüter können in herkömmlichen Scherzellen ohne Gasdurchströmung gemessen werden, wenn die Änderung der Normalspannung auf Grund der Durchströmung durch eine entsprechend korrigierte Auflast kompensiert wird. Dazu muss jedoch die Änderung der Normalspannung durch die Durchströmung, d.h. der Druckverlauf in der auszulegenden schüttguttechnischen Anlage, bekannt sein.

Der zweite Punkt der Strukturänderung der Schüttung in der Scherebene konnte im Rahmen dieser Arbeit und mit der zur Verfügung stehenden Apparatur nicht hinreichend untersucht werden. Es konnte zwar bei hohen Belüftungsgraden eine partielle Auflockerung und damit eine Änderung der Struktur des Schüttgutes nachgewiesen werden, eine genauere qualitative und quantitative Beschreibung des realen Verfestigungszustandes konnte jedoch nicht durchgeführt werden. Hier liegen auch Ansatzpunkte zur Weiterführung der Forschung, um den Einfluss der Belüftung auf die Struktur des Schüttgutes speziell in der Scherzone zu untersuchen. Dabei sollte beachtet werden, dass in Siloanlagen eingeblasene Luft oft in Bruch- und Scherzonen bzw. entlang der Silowand strömt und der hier untersuchte ideale Fall einer Gasströmung senkrecht zur Scherebene selten auftritt. Die in der Literatur mit Rotationsviskosimetern beschriebenen Untersuchungen an gasdurchströmten Schüttgütern lassen den Schluss zu, dass diese Strukturänderungen speziell bei einer Gasströmung in der Scherzone einen erheblichen Einfluss auf die Fließeigenschaften haben. Allerdings muss ein Weg gefunden werden, um den Verfestigungszustand bei einer Gasströmung zu definieren und mit einem entsprechenden Zustand in einer herkömmlichen unbelüfteten Scherzelle vergleichen zu können. Es wäre denkbar, dass analog zur Kompensation der Änderung der Normalspannung auch die Änderung der Struktur in der Scherebene in einer herkömmlichen Scherzelle durch eine entsprechend variierte Vorverfestigung simuliert werden kann. Damit wäre es möglich, mit einem Standard-Jenike-Schergerät die Fließeigenschaften gasdurchströmter Schüttgüter im unbelüfteten Zustand zu messen, wenn die Einflüsse der Gasströmung auf die Normalspannung und die Struktur bekannt sind und durch eine entsprechende Auflast und Vorverfestigung simuliert werden.

Das Hauptproblem wird jedoch darin liegen, das Strömungs- und Druckprofil des Gases, die Lage der Bruch- und Scherzonen und die lokalen Verfestigungs- und Porositätszustände in der realen Anlage zu beschreiben. Die Kenntnis des Einflusses der Durchströmung auf die Spannungen und die Packungsstruktur müssen in dieses Ziel eingebunden und die dazu noch nötigen Untersuchungen entsprechend formuliert werden.

Symbolverzeichnis

А	[m²]	Fläche
a	[-]	Koeffizient
A_K	[m²]	Stirnfläche des Kragens des Scherdeckels
A_{WB}	[m²]	Fläche des Deckels über der Wasserabdichtung
В	[-]	Belüftungsgrad
$c_{\rm W}$	[-]	Widerstandsbeiwert
D	[m]	Trichterdurchmesser
d_h	[m]	hydraulischer Durchmesser
F_{Auf}	[N]	Auftriebskraft
F_N	[N]	Normalkraft
F _R	[N]	Reibungskraft
F_{WB}	[N]	auf den Scherdeckel über der Wasserabdichtung ausgeübte Kraft
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
Н	[m]	Höhe einer Schüttung
$H_{\rm E}$	[m]	Eintauchtiefe des Kragens des Scherdeckels
H _{SG}	[m]	gesamte Höhe des Schüttgutes in der Scherzelle
H _{Steg}	[m]	Höhe der Stege unter dem Deckel des Schertroges
Κ		Konstanten allgemein
K _{CK}	[-]	Carman-Kozeny-Konstante
K _D	[m²]	Darcy-Konstante
m _A	[kg]	aufgelegte Masse
m _{SG}	[kg]	in den Schertrog eingefüllte Schüttgutmasse
m _{SGzSt}	[kg]	Masse des Schüttgutes zwischen den Stegen des Scherdeckels
р	[Pa]	Gasdruck
p_{An}	[Pa]	Anströmdruck der Scherzelle
p_{o}	[Pa]	Luftdruck an der Oberkante des Schüttgutes
p _{SG}	[Pa]	gesamter Druckabfall über dem Schüttgut in der Scherzelle
p_u	[Pa]	Luftdruck an der Unterkante des Schüttgutes
p_{WB}	[Pa]	Luftdruck über der Wasserabdichtung

\mathbf{r}_0	[m]	Partikelradius
Re	[-]	Reynoldszahl
U	[m]	vom Schüttgut kontaktierter Umfang
\mathbf{v}_{f}	[m/s]	Anströmgeschwindigkeit eines Fluides
v_L	[m/s]	Lockerungsgeschwindigkeit
v'	[m/s]	Durchströmgeschwindigkeit eines Fluides
V_{τ}	[-]	Scherspannungsverhältnis
х	[m]	Partikelgröße
Z	[m]	Koordinate in vertikaler Richtung
α	[1/m²]	Anpassungsparameter
α	[°]	Winkel
β	[1/m ²]	Anpassungsparameter
δ	[m]	charakteristischer Zellendurchmesser
3	[-]	Porosität
ε _L	[-]	Porosität der Schüttung im Festbett nach Auflockerung
€ _{SG}	[-]	ursprüngliche Porosität der Schüttung im Festbett
η	[Pa·s]	dynamische Viskosität
Θ	[°]	Trichterneigungswinkel zur Vertikalen
φi	[°]	innerer Reibungswinkel
φ _e	[°]	effektiver Reibungswinkel
ϕ_{st}	[°]	stationärer Reibungswinkel
$\phi_{\rm W}$	[°]	Wandreibungswinkel
λ	[-]	Horizontalspannungsverhältnis
μ	[-]	Reibungsbeiwert
$ ho_b$	[kg/m³]	Schüttgutdichte
$ ho_{ m f}$	[kg/m³]	Fluiddichte
σ	[Pa]	Normalspannung
σ_0	[Pa]	dreiaxiale Zugfestigkeit der unverfestigten Schüttgutpackung
σ_1	[Pa]	größte Hauptspannung

σ_1	[Pa]	Brückenauflagerspannung
σ_2	[Pa]	kleinste Hauptspannung
$\sigma_{\rm A}$	[Pa]	Auflagespannung an der Schüttgutoberkante
σ_{c}	[Pa]	einaxiale Druckfestigkeit
$\sigma_{\rm h}$	[Pa]	Horizontalspannung
$\sigma_{\rm f}$	[Pa]	maximal ertragbare Druckspannung
$\sigma_{\rm v}$	[Pa]	Vertikalspannung
$\sigma_{\rm v,0}$	[Pa]	Vertikalspannung an der Stelle $z = 0$
σ_{x}	[Pa]	Normalspannung in x-Richtung
σ_{y}	[Pa]	Normalspannung in y-Richtung
σ_{α}	[Pa]	Normalspannung im Winkel α
$\sigma_{\rm Z}$	[Pa]	maximal ertragbare Zugspannung
$\tau_{\rm c}$	[Pa]	Kohäsion
τ	[Pa]	Scherspannung
$ au_{xy}$	[Pa]	Scherspannung in y-Richtung
$ au_{yx}$	[Pa]	Scherspannung in x-Richtung
τ_{α}	[Pa]	Scherspannung im Winkel α
ψ	[-]	Widerstandsbeiwert
ψ_{F}	[-]	Kornformfaktor
ψ_R	[-]	Rundheitsfaktor

Indices

angepasst	angepasst
bel	belüftet
eff	effektiv
D	Scherdeckel
dyn	dynamisch
i	Parameter
krit	kritisch

nom	nominell
SE	Scherebene
stat	statisch
Т	Schertrog
theor	theoretisch
unbel	unbelüftet

Literaturverzeichnis

/1/	Ahmed, N. Sunada, D., K. L Hyd. Diy, Proc. ASCE 95 (1969) Nr. 1847
/2/	Botterill, J. S. M. Abdul-Halim, B. H.
	The open-channel flow of fluidized solids,
	Powder Technology 23 (1979), S.67 – 78
/3/	Brauer, H.
	Grundlagen der Einphasen- und Mehrphasenströmungen,
	Verlag Suerländer Aarau, 1971
/4/	Carman, P. C.
	Fluid flow through granular beds
	Trans. Am. Inst. Chem. Engrs. 15 (1937), S. 155 - 166
/5/	Darcy, K. P. G.
	Les fontaines publiques de la ville de Dijon, Victor Dalmant, Paris 1856
/6/	Dullien, F., A., L.
	Porous media-fluid transport and pore structure, Academic Press London, 1979
/7/	Mc Donald, I. F., El-Sayed, M., S., Mow, K., Dullien, F., A., L.
	Flow through porous media - the Ergun equation revisted,
	Ind. Chem. Fundam. 18 (1979) Heft 3, S. 199 - 208
/8/	Ergun, S.
	Fluid flow through packed columns,
	Chem. Eng. Prog. 48 od. 49 (1552), S. 89 - 94
/9/	Fehling, R.
	Der Strömungswiderstand ruhender Schüttungen
	Feuerungstechnik 27 (1939), S. 33 – 44

- /10/ Forchheimer, P., H.Wasserbewegung durch Böden, Zeitschrift des VDI 45 (1901) S. 1782 1788
- /11/ Geldart, D.Types of gas fluidization, Powder Technologie 7 (1973), S. 285 292
- /12/ Göldner, H.Holzweissig, F.Leitfaden der Technischen Mechanik, Fachbuchverlag Leipzig, 1984
- /13/ Gottschalk, J.
 Rheologische Untersuchungen an aufgelockerten Pulverschüttungen, Freiberger Forschungshefte A 694, 1984
- /14/ Gupte
 Experimentelle Untersuchungen der Einflüsse von Porosität und Korngrößenverteilung im Widerstandsgesetz der Porenströmung, Dissertation, Universität Karlsruhe, 1970
- /15/ Hampe, E.Silos, Band 1 Grundlagen, VEB Verlag für Bauwesen, Berlin, 1987
- /16/ Happel, J., Brenner, H.
 Low Reynolds number hydrodynamics, with special application to particulate media
 Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1965
- /17/ Hobbel, E. F., Scarlett, B.
 Experimental investigation of the effect of particle size distribution on the flow characteristics of a homogenously bed,
 Proc. 12th Annual Powder & Bulk Solids Conference, Chicago 1987
- /18/ Höhne, D.
 Einfluß einer Gasdurchströmung auf Fließvorgänge und Spannungszustände in Silos,
 Abschlußbericht zum DFG-Forschungsvorhaben Ho 1357/1-3, Freiberg, 1997
/19/ Höhne, D., Schünemann, U., Husemann, K., Klein, J. Device for direct measurement of the lateral stress ratio Intern. Symp. Reliable Flow of Particulate Solids III, Proceedings 197-204, Porsgrunn, Norwegen, 1999 /20/ Höhne, D., Schünemann, U., Husemann, K. Direct measurement of the lateral stress ratio14th International Congress of Chemical and Process Engineering, CHISA 2000, CD-Rom of full texts, Paper-No.: P 1.166, Prague, 2000 /21/ Janssen, H. A. Versuche über Getreidedruck in Silozellen, Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure 39 (1895), S. 1045 - 1049 /22/ Jenike, A. W. Gravity Flow of Solids, Bulletin No. 108, Utah Eng. Exp. Station, Univ. of Utah, 1961 /23/ Jenike, A. W. Storage and flow of solids, Bulletin No. 123, Utah Eng. Exp. Station, Univ. of Utah, 1964 Jochem, K. /24/ Belüftung als Austragshilfe für Silos, Dissertation, TU Braunschweig /25/ Johanson, J. R. Fluid solids flow effects in moving beds of bulk solids, Proceedings of International Powder and Bulk Solids Handling and Processing Congress, Rosemont, 1978, S. 1 - 18 /26/ Kézdi, A. Erddrucktheorien, Springer Verlag Berlin, 1962 /27/ Klein, J. Untersuchungen zur Haufwerkdurchströmung in Silos, Studienarbeit TU Bergakademie Freiberg, 1992

- Klein, J., Schünemann, U., Höhne, D., Husemann, K.
 Fließeigenschaften gasdurchströmter verdichteter Schüttgüter- Konzeption eines Schergerätes,
 GVC-Fachausschußsitzung Agglomerations- und Schüttguttechnik, Weihenstephan, 1997
- /29/ Klein, J., Höhne, D., Husemann, K. Entwicklung eines mathematischen Modells zur Beschreibung der Änderung der Scherspannungen in einem luftdurchströmten Ringschergerät Schüttgut 7(2001)1, 13-20
- /30/ Klein, J., Höhne, D., Husemann K.
 Modellmäßige Beschreibung des stationären Fließens gasdurchströmter Schüttgüter
 GVC-Fachausschuß Agglomerations- und Schüttguttechnik, Freiburg, 15./12.03. 2001
- /31/ Krischer, O.
 Vorgänge der Stoffbewegung durch Haufwerk und porige Güter bei Diffusion, Molekularbewegung sowie laminarer und turbulenzartiger Strömung, Chemie Ingenieur Technik 34 (1962) Heft 3, S. 154 - 162
- /32/ Kwade, A., Schulze, D., Schwedes, J.
 Determination of the stress ratio in uniaxial compression tests (part 1 / part 2), Powder Handling & Prozessing 6 (1994), part 1 S. 61 65 / part 2 S. 199 203
- /33/ Lloyd, P. J., Webb, P. J.
 The Flooding of a Powder The Importance of Particle Size Distribution, Powder Technology 51 (1987), S. 125 - 133
- /34/ Martens, P.Silo-Handbuch, Ernst & Sohn, Berlin 1988

- /35/ Molerus, O.Fluid Feststoff Strömungen, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, 1982
- /36/ Molerus, O.
 Schüttgutmechanik Grundlagen und Anwendungen in der Verfahrenstechnik,
 Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, 1985
- /37/ Molerus, O.
 A coherent representation of pressure drop in fixed beds and of bed expansion for particulate fluidized beds,
 Chem. Eng. Sc. Vol. 35 (1980), S. 1331 1340
- /38/ Molerus, O., Pahl, M. H, Rumpf, H.
 Gleichungen f
 ür den Durchstr
 ömungswiderstand im Bereich Re < 1, Chemie Ingenieur Technik 43 (1971) Heft 6, S. 376 - 378

/39/ Mörl, L.

Druckverlust in geschlossen bewegten, gasdurchströmten Feststoffteilchenschüttungen, Chemische Technik 26 (1974) Heft 4 S. 212 - 218

- /40/ Morning, M., Sahu, A. K., Mähler, S., Pahl, M. H.
 Bewertung von Widerstandsgleichungen für gasdurchströmte Schüttgutpackungen hoher Porosität,
 Schüttgut 2 (1996) Heft 4, S. 549 – 557
- /41/ Pärnt, A.
 Über den Einfluß von Verfahrensparametern auf das Durchströmungsverhalten von feinkörnigen Schüttungen,
 Dissertation, TU Bergakademie Freiberg, 1986
- Rumpf, H., Gupte, A., R.
 Einflüsse der Porosität und Korngrößenverteilung im Widerstandsgesetz der Porenströmung
 Chemie Ingenieur Technik 43 (1971) Heft 6, S. 367 - 375

/43/	Runge
	Patentschrift DD 300390 A7
	Vorrichtung zur Bestimmung der Wandreibung von Schüttgütern; 1983
/44/	Sachs
	Statistische Auswertungsmethoden, Springer Verlag 1971
/45/	Scheibe, M.
	Die Fördercharakteristik einer Zellenradschleuse unter Berücksichtigung der
	Wechselwirkung von Silo und Austragsorgan,
	Dissertation, TU Bergakademie Freiberg, 1997
/46/	Schneider, H.
	Messung der rheologischen Eigenschaften fluidisierter Schüttgüter,
	Schüttgut 2 (1996) Heft 1, S. 25 – 30
/47/	Schubert, H.
	Aufbereitung fester mineralischer Rohstoffe, Band II, 3. durchgesehene
	Auflage,
	Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1986
/48/	Schubert, H.
	Aufbereitung fester mineralischer Rohstoffe
	Band III, 2. völlig neu bearbeitete und erweiterte Auflage,
	Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1984
/49/	Schubert, H., Heidenreich, E., Liepe, F., Neeße, T.
	Mechanische Verfahrenstechnik Ein Lehrwerk für Universitäten und
	Hochschulen, 3. erweiterte und durchgesehene Auflage,
	Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1977
/50/	Schulze, D.
	Zur Anwendung des effektiven Reibungswinkels,
	Schüttgut 6 (2000), Heft 4, S. 395 - 400

/51/ Schulze, D.

Untersuchungen zur gegenseitigen Beeinflussung von Silo und Austragsorgan, Diss. TU Braunschweig 1991

/52/ Schulze, D.
Zur Fließfähigkeit von Schüttgütern,
Chemie Ingenieur Technik 67 (1995) Heft 1, S. 60 - 68

/53/ Schwedes, J. 19. Hochschulkurs "Lagern und Fließen von Schüttgütern" 19. bis 21. Februar 2001, Braunschweig

/54/ Schwedes, J.Fließverhalten von Schüttgütern in Bunkern, Verlag Chemie, Weinheim, 1968

- /55/ Schwedes, J.Scherverhalten leicht verdichteter, kohäsiver SchüttgüterDissertation, TU Karlsruhe 1971
- /56/ Schwedes, J.
 Measurement of flow properties of bulk solids
 First Int. Particle Technology Forum, Vol. 3, Powder Mechanics and Material
 Storage, Denver, 1994, S. 3 10
- /57/ Tomas

Modellierung des Fließverhaltens von Schüttgütern auf der Grundlage der Wechselwirkungskräfte zwischen den Partikeln und Anwendung bei der Auslegung von Bunkeranlagen Dissertation B, Freiberg 1991

/58/ Tomas, J.

Zur Verfestigung von Schüttgütern - Mikroprozesse und Kinetikmodelle, Chemie Ingenieur Technik 69 (1997) Heft 4, S. 455 - 467

/59/	Tomas, J.
	Particle Adhesion Fundamentals and Bulk Powder Consolidation,
	Relpowflow 1999, Porsgrunn, Norwegen
/60/	Tomas
	Particle adhesion and powder flow behaviour
	The Third Israeli Conference for Conveying and Handling of Particulate Solids
	Dead Sea, Israel, May 2000
/61/	Tomas
	Particle Adhesion Fundamentals and Bulk Powder Consolidation
	KONA No. 18 (2000) S. 157 - 169
/62/	Tomas, J.
	Mechanics of Cohesive Nanodisperse Particle Packings, CHISA 2000
/63/	Wiese, N.
	Das Verhalten von Feststoffschüttungen bei schlagartigen Druckänderungen in
	der umgebenden Gasphase,

Dissertation, TU Braunschweig

/64/ DIN 1055 Teil 6: Lasten in Silozellen, Deutsches Institut für Normung, 1987

Fließortdiagramme für reale Auflasten in Abhängigkeit vom Belüftungszustand



1) Fließort 0













Anlage 1



5) Kalkstein grob und fein, Fließort 4