

Entwicklung einer neuen Anströmeinrichtung für Strahlschichten

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

von Dipl.-Ing. Kiril Kojouharov

geb. am 14.12.1971 in Sofia

genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Lothar Mörl

Prof. Dr.-Ing. habil. Stojan Kraitschev

Dr.- Ing. Frank Pudel

Promotionskolloquium am 06.02.2004

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis

1	Zusammenfassung	1
2	Einleitung	3
3	Konzipieren eines neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe	5
3.1	Bauarten von Strahlschichtapparaten	5
3.2	Konstruktive Gestaltung und Funktionsweise des neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe	8
3.2.1	Konstruktive Gestaltung und Funktionsweise des Strahlschichtapparates	8
3.2.2	Konstruktive Gestaltung und Funktionsweise der Anströmeinrichtung	10
4	Hydraulisches Verhalten des neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe	16
4.1	Hydraulisches Verhalten der Anströmeinrichtung	16
4.1.1	Modellvorstellung der Anströmeinrichtung als „äquivalentes Strömungsrohr“	17
4.1.2	Modellvorstellung der Anströmeinrichtung als „äquivalenter Anströmboden“	20
4.1.3	Berechnung des Bodendruckverlustes nach Flisjuk	22
4.2	Hydraulisches Verhalten der Strahlschicht. Typische Druckverlustkurve	25
4.3	Mathematische Erfassung des Strahlschichtverhaltens	28
4.3.1	Berechnung der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit	28
4.3.2	Berechnung des maximalen Schichtdruckverlustes	29
4.3.3	Berechnung des Schichtdruckverlustes bei stabiler Arbeit der Schicht	31
4.3.4	Kriterien zur Ermittlung des stabilen Arbeitsbereiches	31

5	Experimentelle Untersuchung des hydraulischen Verhaltens des neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe und Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten	37
5.1	Beschreibung der Versuchsanlage	37
5.2	Charakterisierung des Schüttguts	38
5.3	Versuchsdurchführung	41
5.4	Versuchsergebnisse	41
5.5	Festlegung zur Apparateeintrittsfläche	41
5.6	Vergleich der Modellvorstellungen mit eigenen Bodendruckverlustversuchsergebnissen	46
5.7	Herleitung einer Druckverlustgleichung	49
5.8	Vergleich der Versuchsergebnisse für die minimale Fluidisationsgeschwindigkeit mit den berechneten Daten	51
5.9	Vergleich der Versuchsergebnisse für den maximalen Sprudeldruckverlust mit den berechneten Daten	52
5.10	Vergleich der Versuchsergebnisse für den Druckverlust bei stabiler Arbeit der Schicht mit den berechneten Daten	53
5.11	Versuchsergebnisse zur Ermittlung der Regimes im untersuchten Apparat und Herleitung einer Berechnungsgleichung für den Anfang stabiler Fluidisation	56
6	Simulative Navier-Stokesche Berechnung des Druckverlustverhaltens im neuen Strahlschichtapparat mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe	61
6.1	Programmüberblick	62
6.2	Turbulenzmodelle	63
6.3	Modellierung der Apparategeometrie mittels GAMBIT	64
6.4	Ergebnisse der CFD-Analyse. Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten	66
7	Anwendung des neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe zur Trocknung schlecht fluidisierbarer Wirbelgüter	73
7.1	Charakterisierung des Versuchsguts	77

7.2	Versuchsdurchführung	78
7.3	Versuchsergebnisse	79
7.4	Gegenüberstellung der Strahlschichttrocknung und der Wirbelschichttrocknung	86
8	Vereinfachte Modellierung der flüssigkeitsbedüsten Strahlschicht	95
8.1	Versuchsdurchführung und –auswertung	95
8.2	Experimentelle Verifikation des Modells	102
9	Anhang	106
10	Literaturverzeichnis	134

Symbolverzeichnis

Lateinische Symbole

A	m^2	Fläche
c	J/kgK	spez. Wärmekapazität
d	m	Durchmesser
f	m	Bodendicke
g	m/s^2	Erdbeschleunigung
G	-	Simplex
H	m	Höhe
Δh	J/kg	Phasenumwandlungsenthalpie
k	m	Tiefe des Schlitzes
K	-	Anströmkoefizient
l	m	Tiefe des Apparats
L	m	Länge
m	kg	Masse
\dot{m}	kg/s	Massenstrom
P	Pa	Druck
Δp	Pa	Druckverlust
q	m^{-1}	Anzahlverteilungsdichte
Q	-	Anzahlverteilungssumme
\dot{Q}	W	Wärmestrom
r	kJ/kg	spezifische Verdampfungswärme
R	J/kgK	spezifische Gaskonstante
R	m	Radius der Walze
t	s	Zeit
T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
s	m	Breite des Apparats $z = 0$
U	m	Umfang
V	m^3	Volumen

\dot{V}	m^3/s	Volumenstrom
w	m/s	Geschwindigkeit
x	Mass. %	Gutsfeuchte
x	m	Höhe des Schlitzes der Walze
X	$\text{kg}_{\text{H}_2\text{O}} / \text{kg}_{\text{TS}}$	Beladung (Feststoff)
y	m	Projektion der Breite des Schlitzes auf die Y-Achse
y	$\text{kg}_{\text{H}_2\text{O}} / \text{kg}_{\text{Susp}}$	Wassergehalt der Flüssigkeit (Gl. 8.5)
Y	$\text{kg}_{\text{H}_2\text{O}} / \text{kg}_{\text{TG}}$	Beladung (Gas)
z	m	Höhenkoordinate

Griechische Symbole

α	$\text{W}/(\text{m}^2 \text{K})$	Wärmeübergangskoeffizient
β	m/s	Stoffübergangskoeffizient
β	$^\circ$	Seitenwinkel
γ	$^\circ$	Konuswinkel
δ	m^2/s	Diffusionskoeffizient
δ	$^\circ$	Winkel
ε	-	relatives Lückenvolumen
η	-	Wirkungsgrad
Θ	-	dimensionslose Temperatur
λ	-	Reibungskoeffizient
μ	Pa s	dynamische Viskosität
ν	m^2/s	kinematische Viskosität
ξ	-	Widerstandskoeffizient
ξ	-	dimensionslose Beladung (Gl. 7.4.1)
ρ	kg/m^3	Dichte
τ	-	dimensionslose Zeit
ϕ	-	Sphärizität
Φ	-	dimensionslose Trocknungsgeschwindigkeit
φ	$^\circ$	Öffnungswinkel der Walze
ψ	-	Öffnungsverhältnis

Ψ - Benetzungsgrad

Indizes

0	im Ruhezustand (Schichthöhe)
I	1. Trocknungsabschnitt
II	2. Trocknungsabschnitt
A	am Austragspunkt
app	Apparat
ASF	Anfang stabiler Fluidisation
aus	am Austritt
äq	äquivalent
E	Erwärmungsintervall
ein	am Eintritt
f	Fluid
Fl	Flüssigkeit
g	Gas
Ges	gesamt
gr	groß
hyg	im hygroskopischen Gleichgewicht
H ₂ O	Wasser
i	Variable
K	Kondensationsintervall
KG	Kühlgrenz – (Temperatur)
kl	klein
kr	kritisch (Ende des 1. Trocknungsabschnitts)
L	Luft
mf	bei Minimalfluidisation
p	Partikel
Q	Querschnitt
s	Sättigung
sch	Schicht
st	stabil
Susp	Suspension
TG	trockenes Gas

TS	Trockensubstanz
U	Umgebung
v	Verdampfung
W	Wand

Dimensionslose Kennzahlen

$$\text{Ar} = \frac{g d_p^3 (\rho_p - \rho_g)}{v_g^2 \rho_g} \quad \text{Archimedes-Zahl}$$

$$\text{Re} = \frac{d_p v_g}{\nu_g} \quad \text{Reynolds-Zahl}$$

$$\text{Sc} = \frac{\nu_g}{\delta_g} \quad \text{Schmidtzahl}$$

$$\text{Sh} = \frac{\beta d_p}{\delta_g} \quad \text{Sherwoodzahl}$$

1 Zusammenfassung

Die Strahlschichtapparate sind dort einzusetzen, wo die üblichen Wirbelschichtapparate keine störungsfreie Fluidisation des Schüttgutes sichern können. Das ist z. B. der Fall bei der Trocknung von Teilchen, die stark von der Kugelform abweichen, bei Stoffen mit hakender Oberfläche oder bei stark klebenden Substanzen, die zur Klumpenbildung neigen.

Es wurde ein Strahlschichtapparat konzipiert, gebaut und erprobt, der die Trocknung der obengenannten Materialien ermöglicht. Für die Vermeidung bzw. Beseitigung der Totzonen im Apparat ist der hohe Impuls des Gases am Apparateeintritt von besonderer Bedeutung. Dieser hohe Impuls ist durch die neu konzipierte Anströmeinrichtung gewährleistet. Die Anströmeinrichtungen sind oft Ursache von Fehlfunktionen großtechnischer Anlagen, da die vorhandenen Konstruktionen meist nur für spezielle Aufgabenstellungen (Prozesse, Stoffe, Belastbarkeit) ausgelegt sind. Die in dieser Arbeit untersuchte Anströmeinrichtung ist von außen regelbar und ermöglicht eine Anpassung des Apparates an das zu behandelnde Material. Damit wird die Wahrscheinlichkeit kleiner, dass es zu Anbackungen bzw. zur Bildung von Totzonen im Apparat kommt. Soll sich die Anfangseinstellung der Anströmeinrichtung während des Prozesses als ungeeignet erweisen, lässt sie sich korrigieren, ohne die Anlage außer Betrieb nehmen zu müssen. Das ist ein wesentlicher Vorteil, da die ungeplante Außerbetriebnahme einer Industrieanlage mit großem finanziellen Aufwand verbunden ist.

Ein anderes Problem, das bei den üblichen Anströmböden oft vorkommt, ist das Durchfallen von Partikeln durch den Anströmboden. Dieses Defizit ist bei der in dieser Arbeit vorgestellten Anströmeinrichtung beseitigt worden, da sie wegen ihres flexiblen Öffnungswinkels bis zu einer Gasbelastung von $0 \text{ m}^3/\text{h}$ durchfallsicher ist.

Es wurden Experimente zur Bestimmung des Bodendruckverlustes unter Variation der durchströmten Fläche am Apparateeintritt durchgeführt und mit drei aus der Literatur bekannten Methoden (Modellvorstellungen) nachgerechnet. Der Bodendruckverlust und die Geschwindigkeitsverteilung im leeren Apparat sind auch mittels CFD-Analyse untersucht worden. Es wurde eine Druckverlustgleichung hergeleitet.

Es wurden Experimente zur Ermittlung der wesentlichen pneumatischen Eigenschaften einer Strahlschicht, nämlich die minimale Fluidisationsgeschwindigkeit, der maximale Schichtdruckverlust und der Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit der Schicht unter Variation des Stoffsystems und der Schichthöhe durchgeführt und mit den Berechnungsgleichungen aus der Literatur nachgerechnet.. Um die Berechnungsgleichungen, die für andere Apparatebauarten abgeleitet sind, nutzbar zu machen, ist eine Festlegung des Apparateeintrittes des neu konzipierten Strahlschichtapparates getroffen worden.

Der Anfang stabiler Fluidisation unterschiedlicher Stoffsysteme wurde anhand von Gasdruckschwankungsmessungen bestimmt. Auf der Basis der durchgeführten Untersuchungen wird eine Gleichung für die Bestimmung der minimalen Gasgeschwindigkeit beim Beginn der stabilen Fluidisation vorgeschlagen. Der stabile Arbeitsbereich des untersuchten Apparates wurde den Arbeitsbereichen anderer Apparatekonstruktionen gegenübergestellt.

Die Effektivität der neu konzipierten Anströmeinrichtung ist durch Trocknungsversuche in der Strahlschichtapparatur nachgewiesen. Als Trocknungsgut wurden Holzspäne benutzt, die eine hakende Oberfläche haben und sogar im Trockenzustand zur Klumpenbildung neigen. Es wurde trotzdem eine störungsfreie Fluidisation bzw. Trocknung des Materials im Apparat gewährleistet.

Mit dem Ziel einer Gegenüberstellung der Strahlschichttrocknung und der Wirbelschichttrocknung wurden Versuche zur Trocknung von $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln durchgeführt und mit dem Drei-Phasen-Modell zur Berechnung der diskontinuierlichen Wirbelschichttrocknung körniger Güter [55] nachgerechnet.

Es wurde die Eignung von Strahlschichten für die Eindüsung von Flüssigkeiten untersucht. Ausgehend von dem Benetzungsgradmodell [70] wurde die Trocknung an inerten Festkörpern modelliert und experimentell untersucht. Anhand dieser Untersuchungen konnte die maximal mögliche Flüssigkeitsbeladung der Strahlschicht vorausberechnet werden. Die experimentellen Ergebnisse stimmen befriedigend mit den theoretischen Werten überein.

2 Einleitung

Strahlschichtapparate sind neben Wirbelschichtapparaten eine sehr effektive Möglichkeit zur intensiven Kontaktierung von Fluid-Feststoffsystemen. Sie wurden als konisch-zylindrische Apparate erstmalig 1945-55 von Mathur [63] in Kanada entwickelt.

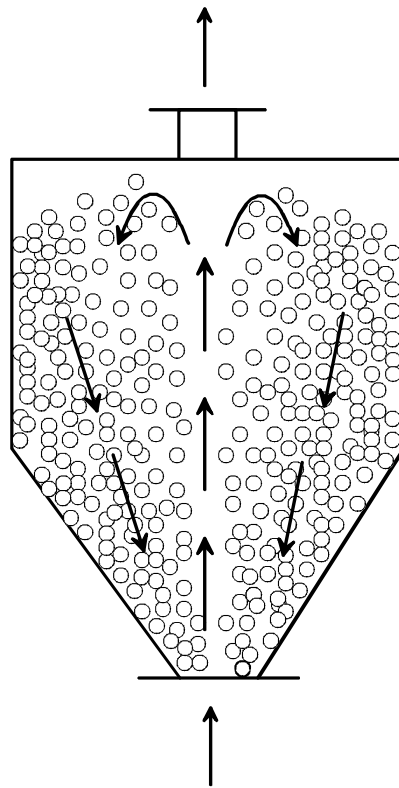


Abb. 2.1: Strahlschichtapparat nach Mathur [63]

Das wichtigste Kennzeichen eines Strahlschichtapparates ist die spezifische zirkulierende Bewegung der Teilchen der dispersen Phase (Abb. 2.1), die eine hohe Intensität des Wärme- und Stoffaustausches ermöglicht. Darum werden diese Apparate erfolgreich zum Mischen, Trocknen, Granulieren und Beschichten von Feststoffen angewendet.

Im Vergleich zu den klassischen Wirbelschichtapparaten haben die Strahlschichtapparate einige wesentliche Vorteile. Strahlschichtapparate sind für die Fluidisierung von Feststoffsystemen geeignet, die aus Partikeln mit stark von der Kugelform abweichender Gestalt bestehen oder eine sehr raue Oberfläche besitzen oder aus klebenden und zusammenbackenden Substanzen bestehen. Die Strahlschichtapparate werden dort eingesetzt, wo die Anwendung der Wirbelschicht problematisch ist. Gegenüber den Wirbelschichtapparaten weisen die Strahlschichtapparate jedoch einen höheren Druckverlust auf. Es ist auch insbesondere bei stark klebenden Substanzen eine Totzonenbildung möglich, wodurch die Trenn- oder Vermischungseffektivität des Apparates verschlechtert und eine Einengung der stabilen Arbeitszone verursacht wird. Bei der Entwicklung neuer Strahlschichtapparate wird angestrebt, diese Nachteile weitgehend zu vermeiden.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die konstruktive Entwicklung eines neuen Strahlschichtapparates mit zweiseitiger tangentialer und verstellbarer Zugabe der fluiden Phase, der zur Trocknung von schlecht fluidisierbaren Substanzen geeignet ist. Es ist weiterhin eine detaillierte experimentelle Untersuchung der hydrodynamischen Charakteristika des Strahlschichtapparates durchzuführen, sowie eine mathematische Erfassung der experimentellen Ergebnisse durch halbempirische und theoretisch abgeleitete Gleichungen vorzunehmen. Das Strömungsverhalten der fluiden Phase soll auch anhand des FLUENT – Simulators nachgerechnet werden.

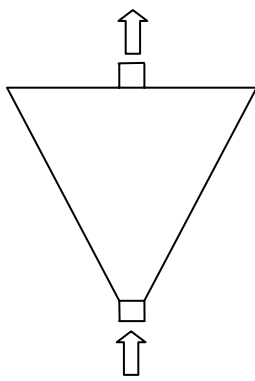
Die Strahlschichten können auch als „inerte Teilchenschichten“ zur Trocknung von Flüssigkeiten aus Suspensionen eingesetzt werden. Für diesen Fall soll die Eignung von Strahlschichten für die Eindüsung von Flüssigkeiten modelliert und experimentell untersucht werden.

3 Konzipierung eines neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe

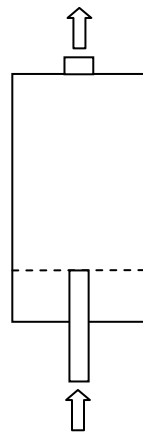
3.1 Bauarten von Strahlschichtapparaten

Es ist eine Reihe von verschiedenen Bauformen von Strahlschichtapparaten bekannt. Die Strahlschichtapparate können kontinuierlich oder diskontinuierlich betrieben werden. Nach ihrer Geometrie können die Strahlschichtapparate in Apparate mit rundem (Abb. 3.1.1.a - f) und Apparate mit rechteckigem Querschnitt (Abb. 3.1.1. g - k) unterteilt werden.

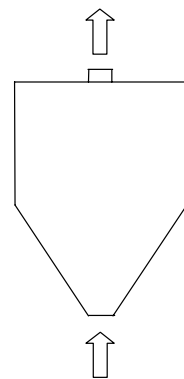
Apparate mit rundem Querschnitt



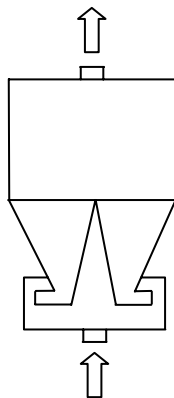
a)



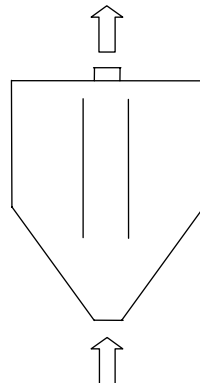
b)



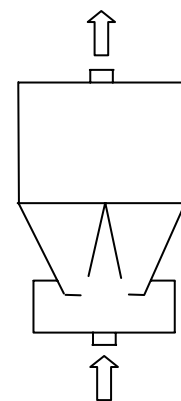
c)



d)



e)



f)

Apparate mit rechteckigem Querschnitt

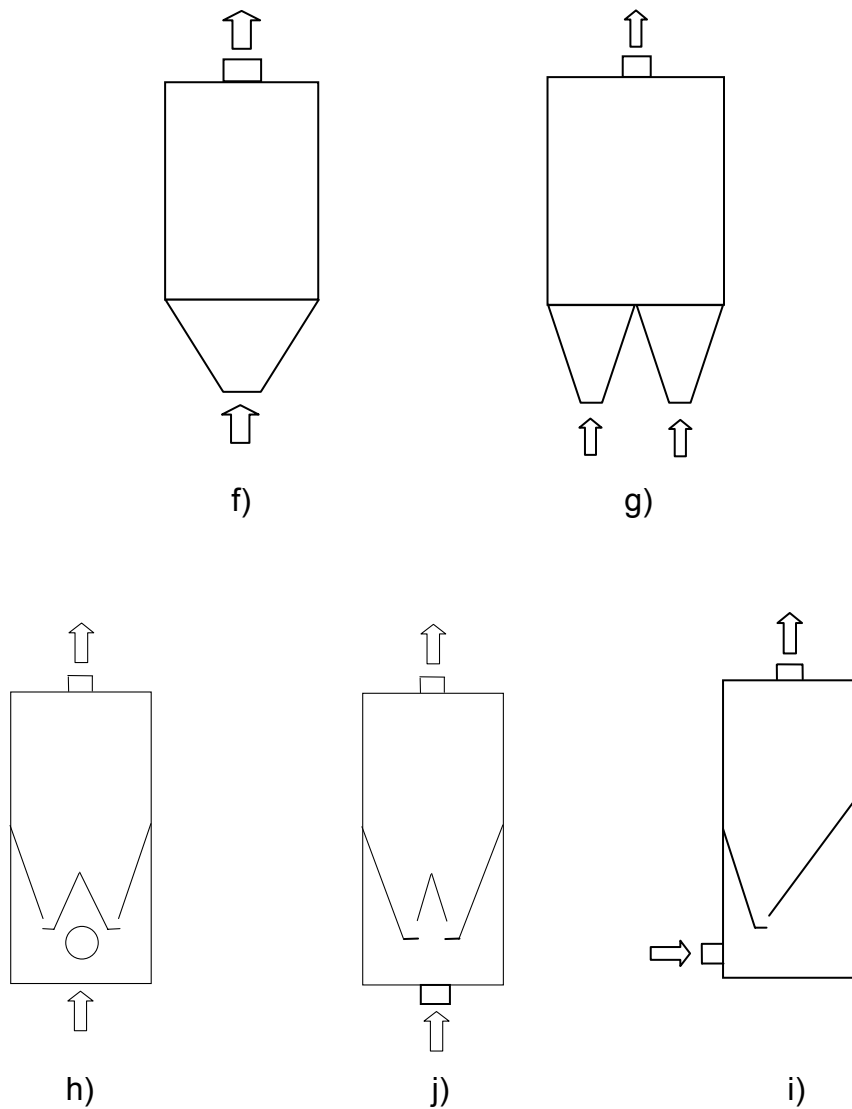


Abb. 3.1.1: Strahlschichtapparate unterschiedlicher Bauformen

- a) konisch [93]
- b) zylindrisch [1, 2, 21, 83, 115]
- c) konisch–zylindrisch [44, 58, 61, 81, 82]
- d) doppelkonisch [35]
- e) mit innerem Steigrohr [8, 25]
- f) doppelkonisch [67]
- g) prismatisch [92]
- h) prismatisch mit mehreren Sektionen [75]

- i) prismatisch mit 2 Spalten [16, 92]
- j) prismatisch mit 2 Spalten [67]
- k) prismatisch mit einem Spalt [67, 85]

Die wichtigsten Bestandteile eines Strahlschichtapparates sind die Anströmeinrichtung (Gasverteiler), die Führungsbleche (Führungsrohr), die Strahlschichtkammer und die Beruhigungskammer. Bei den Strahlschichtapparaten, die diskontinuierlich arbeiten, wird das Wirbelgut durch eine Eintrittsschleuse in den Apparat eingeführt und durch eine Austrittsschleuse aus dem Apparat entleert. Die Strahlschicht entwickelt sich in der Strahlschichtkammer, die sich nach oben im Querschnitt erweitert. Die Strahlschichtkammer kann zusätzliche Bleche (Rohre) enthalten, die den „Kreislauf“ der festen Phase ermöglichen. Um den Partikelaustrag zu vermeiden, ist in den Strahlschichtapparaten üblicherweise ein Beruhigungsraum (Beruhigungskammer) vorgesehen, in dem die Geschwindigkeit der Feststoffteilchen abgebaut wird.

Das Kernstück der Strahlschichtapparate ist die Anströmeinrichtung. Die Aufgabe der Anströmeinrichtung ist es, das Fluidisationsgas möglichst gleichmäßig über dem Querschnitt zu verteilen. Dabei ist der Öffnungsquerschnitt des Gasvertailers von großer Bedeutung, weil dadurch die Durchfallsicherheit des Anströmbodens bestimmt wird. Durchfallendes Feinkorn kann anbacken und die Durchströmöffnungen zusetzen. Die Folgen sind erhöhter Bodendruckverlust und ungleichmäßige Fluidisation bis zum Zusammenbruch der Schicht. Dabei können die zu behandelnden Produkte erhebliche Qualitätsverluste erleiden. Für den Apparat sind dann häufige Reinigungen, verbunden mit den jeweiligen Stillstandszeiten, erforderlich. In der Literatur sind relativ viele Arbeiten zu finden, in denen unterschiedliche Anströmböden für Wirbelschichtapparate angeboten werden [22, 94, 95, 96, 99, 105, 120]. Relativ wenige Veröffentlichungen betrachten aber die konstruktiven Lösungen bei Strahlschichtapparaten [39, 16, 60, 58, 80]. In den meisten Fällen werden als Anströmböden metallene Gitter oder Lochbleche benutzt, die den Durchfall der Partikeln behindern sollen (Abb. 3.1.2).

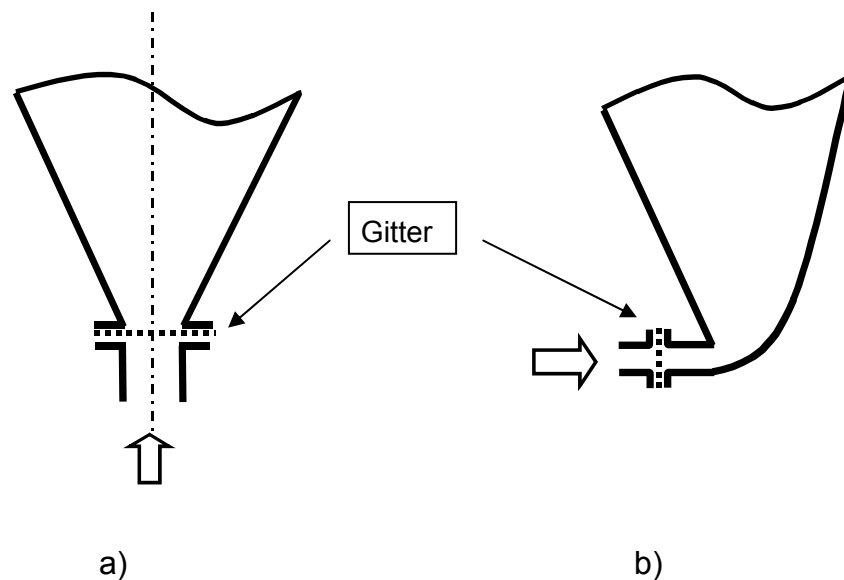


Abb. 3.1.2: Schema des Gaseintritts unterschiedlicher Strahlschichtapparate

- a) konischer Apparat mit rundem Querschnitt und vertikaler Gaszufuhr
- b) spaltförmiger Apparat mit rechteckigem Querschnitt und tangentialer Gaszufuhr

3.2 Konstruktive Gestaltung und Funktionsweise des neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe

3.2.1 Konstruktive Gestaltung und Funktionsweise des Strahlschichtapparates

Bei der Entwicklung des neuen Strahlschichtapparates wurde in der vorliegenden Arbeit davon ausgegangen, dass der Apparat einen tangential gerichteten regelbaren Gasstromeintritt ermöglicht, um dadurch eine gleichmäßige Fluidisation der Partikel und eine Verringerung des Druckverlustes zu erzielen. Gleichzeitig wurde auch die Vermeidung der Verstopfung des Anströmbodens angestrebt. Eine schematische Ansicht des neuen Strahlschichtapparates ist in Abb. 3.2.1.1. dargestellt.

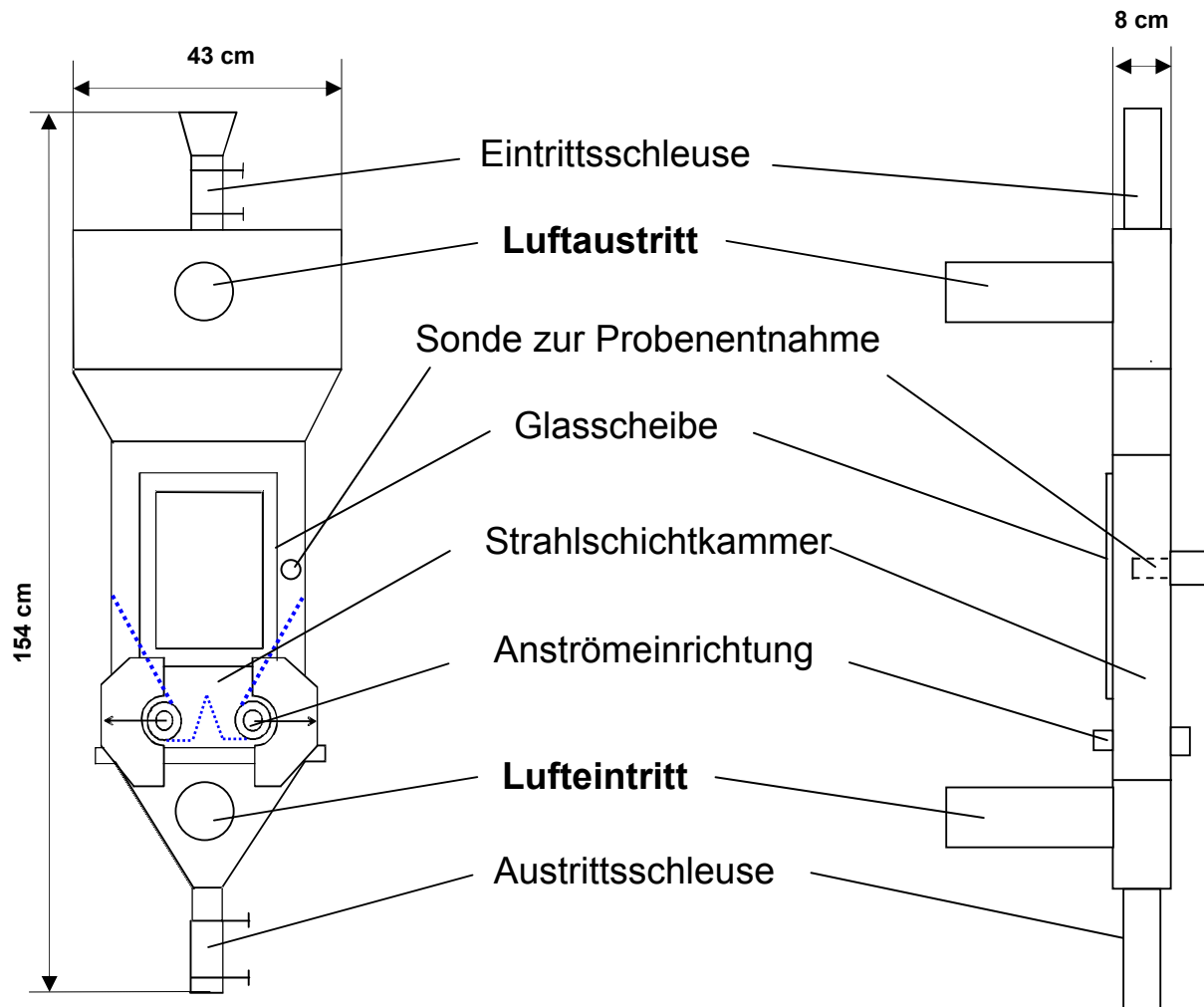


Abb. 3.2.1.1: Schema des Strahlschichtapparates (Front- und Seitenansicht)

Der Apparat arbeitet im Saugbetrieb, d. h. die Fluidisationsluft wird mittels eines Ventilators aus der Umgebung durch den Gasverteiler hindurch angesaugt. Aufgrund der Gasverteilerkonstruktion bildet sich aus den beiden Einströmöffnungen ein zentraler Gasstrahl in der Strahlkammer. Die Form des Apparates und des Gasverteilers ermöglicht die Bildung einer rotierenden Strahlschicht, die in der Mitte des Apparates als Feststoffstrahl aufsteigt, sich an der Oberfläche in zwei fast gleichstarke Ströme aufspaltet und an den Seiten zum Gasverteiler nach unten bewegt. Die Feststoffschicht wandelt sich ab bestimmten Gasbelastungen in eine stabil rotierende Strahlschicht ohne Blasenbildung um.

3.2.2 Konstruktive Gestaltung und Funktionsweise der Anströmeinrichtung

Die Anströmeinrichtung dieses Strahlschichtapparates besteht aus zwei geschlitzten Walzen (Abb. 3.2.2.1). Durch Drehen der Walzen verändert sich die freie Fläche, die beim Eintritt des Gases in den Apparat durchströmt wird. Auf diese Weise kann das Öffnungsverhältnis der Anströmeinrichtung und damit die Gaseintrittsgeschwindigkeit bei laufendem Betrieb der Anlage variiert werden. Das ist besonders dann von Vorteil, wenn es zum Verstopfen der Anströmeinrichtung mit Wirbelgut gekommen ist. Durch Veränderung des Öffnungsverhältnisses werden die Verstopfungen bzw. die toten Zonen im Apparat beseitigt, ohne dass die Anlage außer Betrieb genommen werden muss.

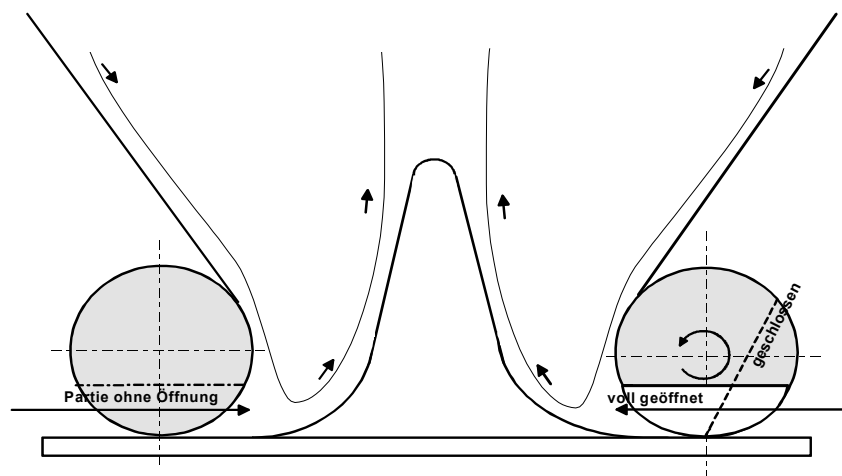


Abb. 3.2.2.1: Schema der Anströmeinrichtung

Die Walzen, die zur Anströmeinrichtung gehören (Abb. 3.2.2.1), lassen sich nach links und nach rechts drehen, so dass der Öffnungswinkel sowohl einen positiven als auch einen negativen Wert annehmen kann. Für die stabile Arbeit des Apparates ist es wichtig, dass die Eintrittsgeschwindigkeit der Luft groß genug ist. Deswegen ist nur die Variante untersucht worden, bei der die Drehung der Walze zu einer Verkleinerung des Eingangsdurchmessers des Apparates bzw. zu einer Vergrößerung der Eintrittsgeschwindigkeit der Luft führt (Abb. 3.2.2.2 – 3.2.2.3).

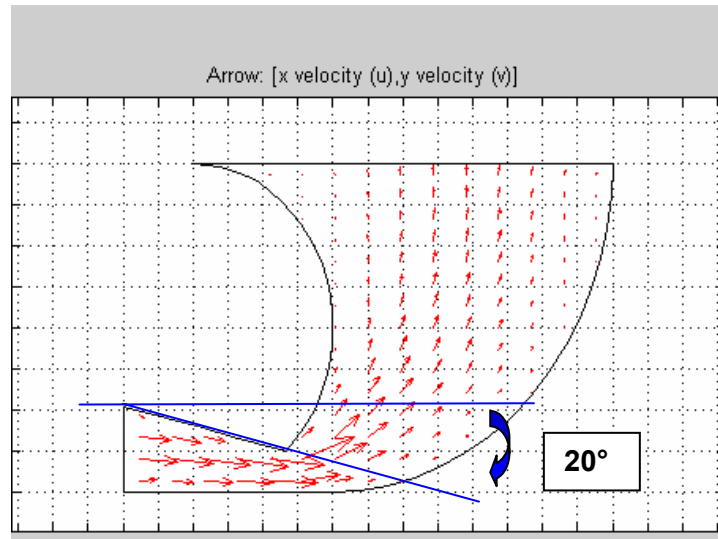


Abb. 3.2.2.2: Geschwindigkeitsvektoren im Apparateeintritt bei Öffnungswinkel 20°

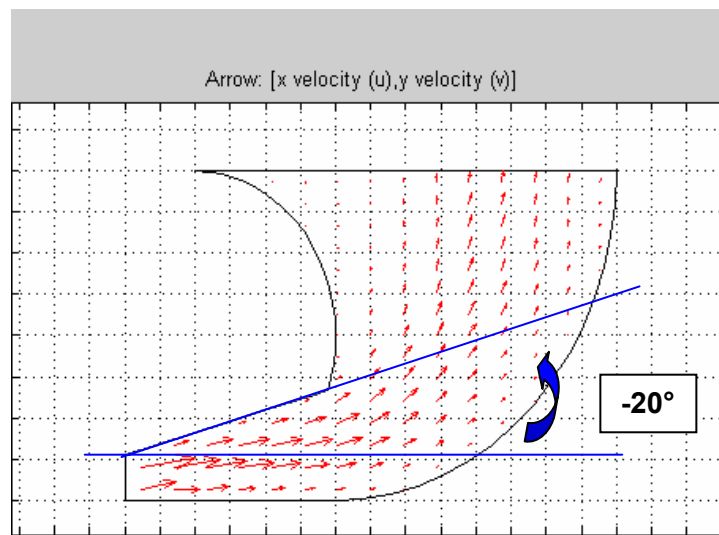


Abb. 3.2.2.3: Geschwindigkeitsvektoren im Apparateeintritt bei Öffnungswinkel -20°

Das Schema der Walzen und deren Abmessungen sind in den Abb. (3.2.2.4 - 3.2.2.6) veranschaulicht:

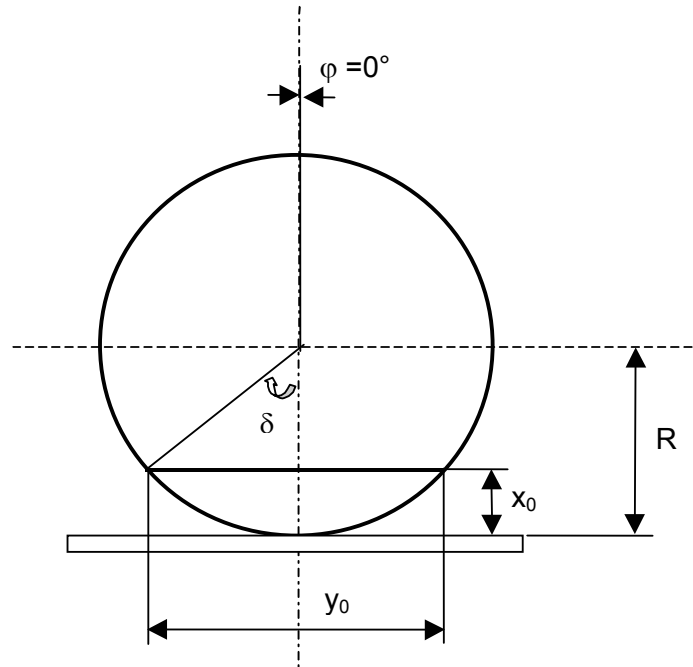


Abb. 3.2.2.4: Schema der Walze bei Öffnungswinkel $\varphi = 0^\circ$

Dabei bedeuten:

φ - Öffnungswinkel der Walze

$R = 0,02$ m (Radius der Walze)

$x_0 = 0,0061$ m (Höhe des Schlitzes bei $\varphi = 0^\circ$)

$y_0 = 0,02688$ m (Projektion der Breite des Schlitzes auf die Y- Achse bei $\varphi = 0^\circ$)

$k = 0,08$ m (Tiefe des Schlitzes der Walze)

$\delta = 45,97^\circ$

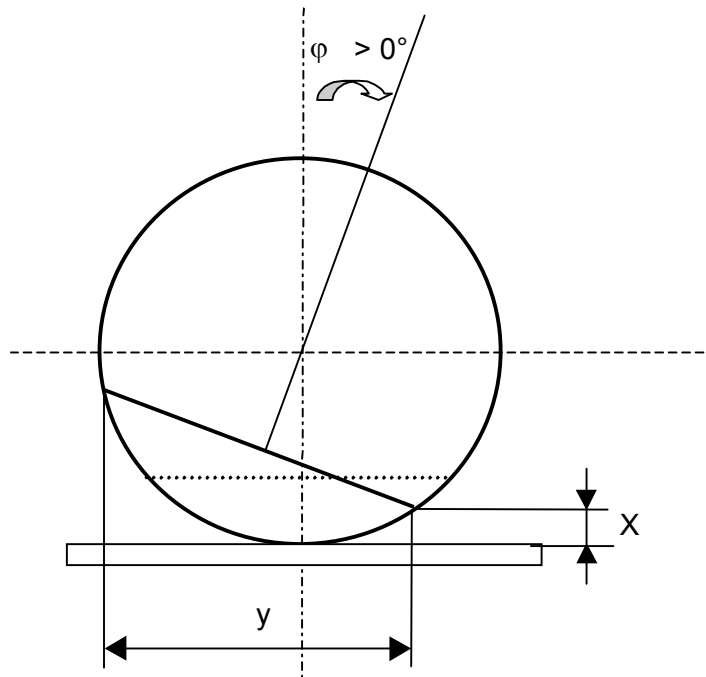


Abb. 3.2.2.5: Schema der Walze bei Öffnungswinkel $\varphi > 0^\circ$

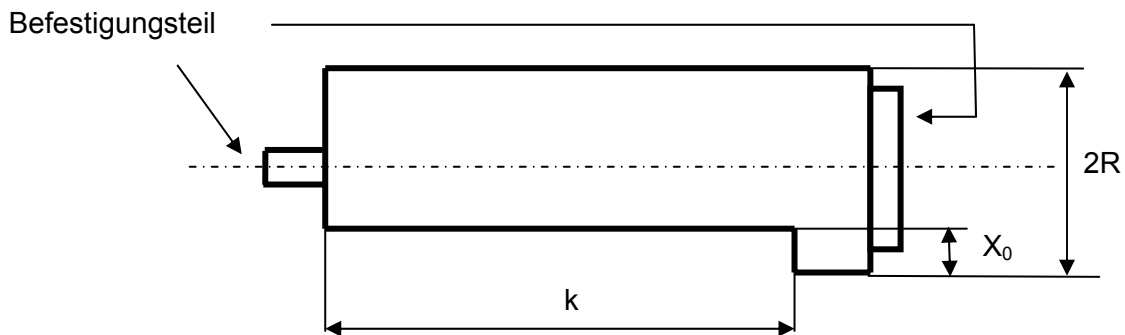


Abb. 3.2.2.6: Seitenansicht der Walze bei Öffnungswinkel $\varphi = 0^\circ$

Unter Berücksichtigung der Geometrie der Walzen kann die Höhe des Schlitzes x als Funktion des Öffnungswinkels φ abgeleitet werden:

$$x = R(1 - \cos(\delta - \varphi)) \quad (3.2.2.1)$$

Die freie Durchströmfläche einer Walze:

$A = (\text{Höhe des Schlitzes } x) \times (\text{Tiefe des Schlitzes } k)$,
und der sich daraus ergebende äquivalente Durchmesser

$$d_{\ddot{a}q, \text{ein}} = \frac{4A}{U} \quad (3.2.2.2)$$

der Gaseintrittsöffnung des Strahlschichtapparates lassen sich mit Glg. 3.2.2.1 wie folgt berechnen:

$$A = k \cdot R \cdot (1 - \cos(\delta - \varphi)) \quad (3.2.2.3)$$

$$d_{\ddot{a}q, \text{ein}} = \frac{2 \cdot k \cdot R(1 - \cos(\delta - \varphi))}{k + R(1 - \cos(\delta - \varphi))} \quad (3.2.2.4)$$

Die resultierende Gasgeschwindigkeit in der Eintrittsöffnung ergibt sich aus der Glg. 3.2.2.5:

$$w_{\text{ein}}(\varphi) = \frac{\dot{V}}{2A(\varphi)} \quad (3.2.2.5)$$

Die Abhängigkeit der freien Durchströmfläche sowie der Gasgeschwindigkeit in der Eintrittsöffnung vom Öffnungswinkel sind in Abb. 3.2.2.7 - 3.2.2.8 dargestellt.

Mit der schon bekannten Abhängigkeit der freien Fläche vom Drehwinkel kann die Bestimmung der Luftgeschwindigkeit am Eingangsquerschnitt des Apparates erfolgen.

Diese Abhängigkeit ist für die untersuchte Apparatur für Luftdurchsätze von 20, 50, 100, 150 m³/h in der Abb. 3.2.2.8 dargestellt.

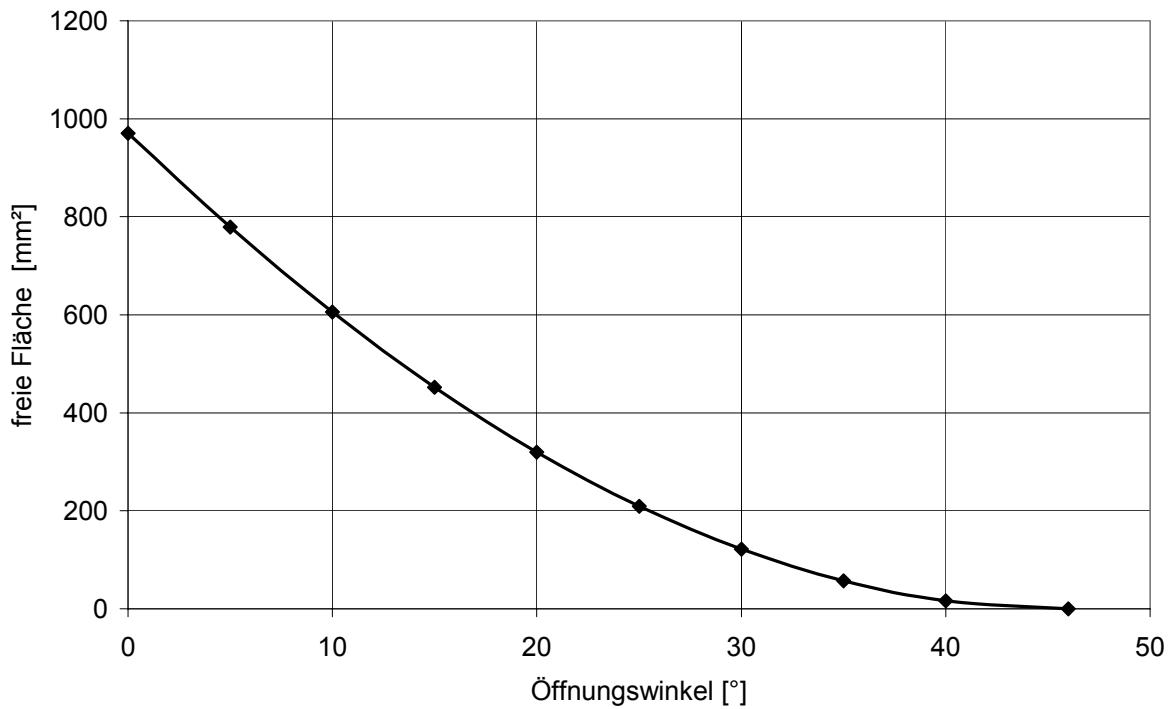


Abb. 3.2.2.7: Freie Fläche der Anströmeinrichtung als Funktion des Öffnungswinkels

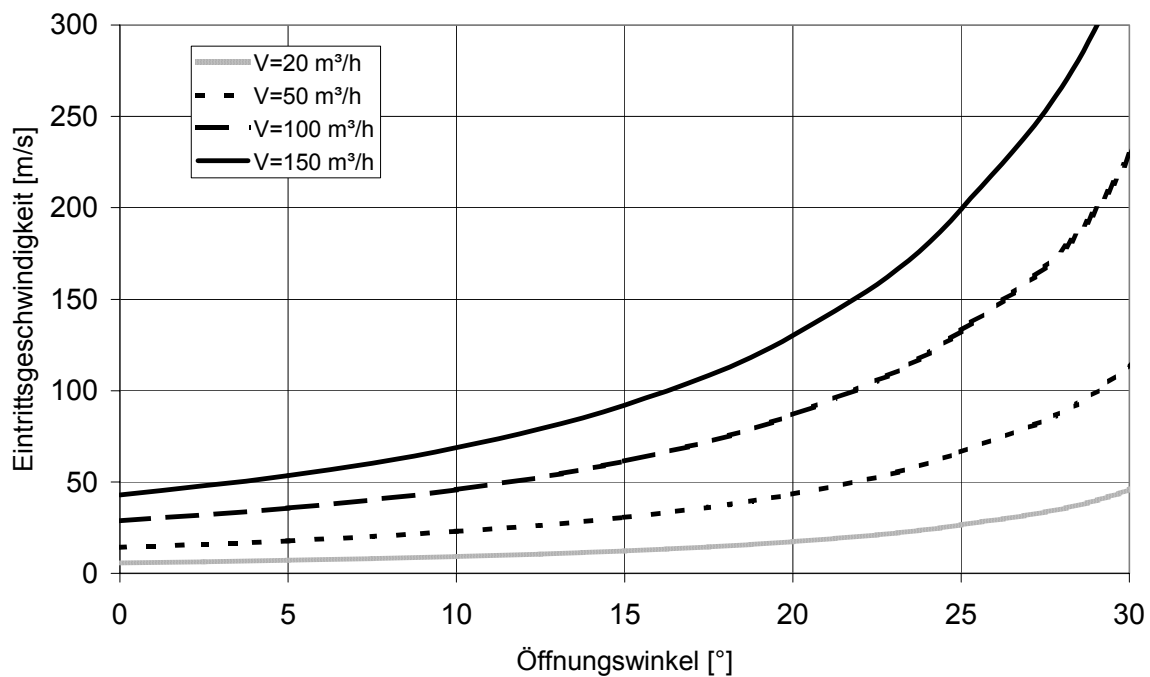


Abb. 3.2.2.8: Luftgeschwindigkeit im Eingangsquerschnitt des Apparates als Funktion des Öffnungswinkels bei verschiedenen Luftdurchsätzen

In der Abb. 3.2.2.7 ist sichtbar, dass die Zunahme des Öffnungswinkels φ eine Abnahme der durchströmten Fläche $A(\varphi)$ am Eingang des Apparats zur Folge hat. Das führt zur Erhöhung der Eintrittsgeschwindigkeit der Luft bei konstantem Luftdurchsatz. Aus Abb. 3.2.2.8 ist zu erkennen, dass bei einem konstanten Luftvolumenstrom von ca. 100 m³/h durch Variieren des Öffnungswinkels φ im Bereich 0° - 30° eine beliebige Lufteintrittsgeschwindigkeit im Bereich 40 – 230 m/s einstellbar ist.

4 Hydraulisches Verhalten des neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe

4.1 Hydraulisches Verhalten der Anströmeinrichtung

In der Fachliteratur sind je nach der Konstruktion des Anströmraumes (Anströmbodens) unterschiedliche Konzepte zur Berechnung des Bodendruckverlustes der Strahlschichtapparate vertreten [17, 113]. Die bekannten Berechnungskonzepte lassen sich nicht direkt auf die untersuchte Anströmeinrichtung übertragen, da sich die konstruktive Lösung dieser Anströmeinrichtung von den bekannten Einströmeinrichtungen anderer Strahlschichtapparate unterscheidet. Darum wurde zunächst versucht, die neu konzipierte Anströmeinrichtung als ein „äquivalentes Strömungsrohr“ und als einen „äquivalenten Anströmboden“ zu interpretieren. Der Bodendruckverlust wurde auch nach Flisjuk [17] berechnet, da dieser Autor ähnliche Apparatekonstruktionen untersuchte und eine Gleichung zur Berechnung des Druckverlustes des leeren Apparates lieferte.

4.1.1 Modellvorstellung der Anströmeinrichtung als "äquivalentes Strömungsrohr"

Nach dieser Modellvorstellung lässt sich der Schlitzraum der Anströmeinrichtung (Abb. 3.1.1.1.1) je nach Öffnungswinkel und Länge als ein äquivalentes Strömungsrohr mit veränderlichem äquivalenten Durchmesser ansehen. Der Gesamtdruckverlust der Einströmeinrichtung im weiteren als Bodendruckverlust bezeichnet, kann dann additiv als Summe des Reibungsanteils und des Anteils der lokalen Einzelwiderstände betrachtet werden:

$$\Delta p = \Delta p_R + \Delta p_\xi \quad (4.1.1.1)$$

Δp Gesamtdruckverlust des Anströmbodens

Δp_R Reibungsdruckverlust

Δp_ξ Druckverlust durch Einzelwiderstände bei Einströmung und Ausströmung

Es soll gelten:

$$\Delta p_R = \lambda \cdot \frac{L}{d_{\text{äq}}} \frac{w^2 \rho}{2} \quad (4.1.1.2)$$

$$\Delta p_\xi = \sum \xi \frac{w^2 \rho}{2} \quad (4.1.1.3)$$

λ	Reibungskoeffizient	-
L	Länge des Rohres	m
$d_{\text{äq}}$	äquivalenter Durchmesser des Rohres	m
w	Fluidgeschwindigkeit	m/s
ρ	Fluidichte	kg/m ³
ξ	Widerstandsbeiwert [83]	-

Unter Berücksichtigung der wahren Schlitzgrößen (Abb. 4.1.1.1) wird die Gl. 4.1.1.2 in die Gl. 4.1.1.4 umgeändert:

$$\Delta p_R = \frac{\lambda \cdot y_0 \cdot \cos \varphi}{d_{\ddot{a}q,kl}} \cdot \frac{\rho}{2} (w_1^2 - w_2^2) \quad (4.1.1.4)$$

Dabei sind:

w_1 Geschwindigkeit im engsten Querschnitt des äquivalenten „Eingangsrohres“ mit dem Durchmesser $d_{\ddot{a}q,kl}$

w_2 Geschwindigkeit im breitesten Querschnitt des äquivalenten „Eingangsrohres“ mit dem Durchmesser $d_{\ddot{a}q,gr}$

Als lokale Widerstände können hier nur der Schlitzeintritt und der Schlitzaustritt berücksichtigt werden:

$$\Delta p_{\xi} = \frac{\rho}{2} \cdot (\xi_1 \cdot w_1^2 + \xi_2 \cdot w_2^2) \quad (4.1.1.5)$$

ξ_1 Einzelwiderstand am Ausgang des Rohres

ξ_2 Einzelwiderstand am Eingang des Rohres

Die Berechnungswerte für die Einzelwiderstände ξ_1 und ξ_2 sowie der Reibungskoeffizient λ im Turbulenzbereich wurden aus der Literatur [84] übernommen:

$$\lambda = \frac{0,316}{\text{Re}^{0,25}} \quad (4.1.1.6)$$

$$\text{Re} = \frac{\rho \cdot d_{\ddot{a}q,kl} \cdot w_1}{\mu} \quad (4.1.1.7)$$

Die Berechnungen wurden für eine Serie von Gasdurchsätzen durchgeführt und in Abb. 4.1.1.2 zusammengefasst.

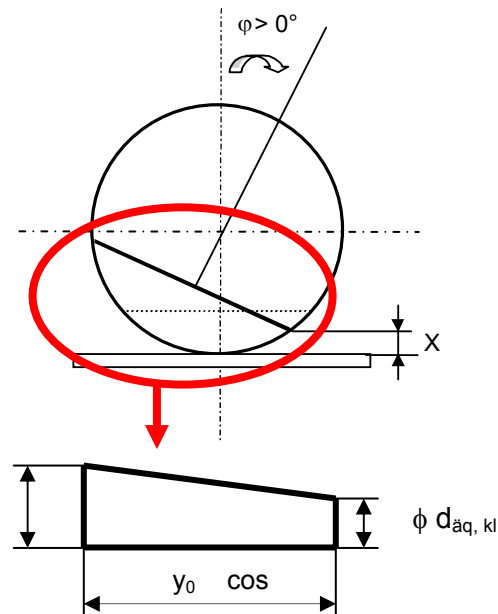


Abb. 4.1.1.1.: Modellvorstellung für die Berechnung des Bodendruckverlustes

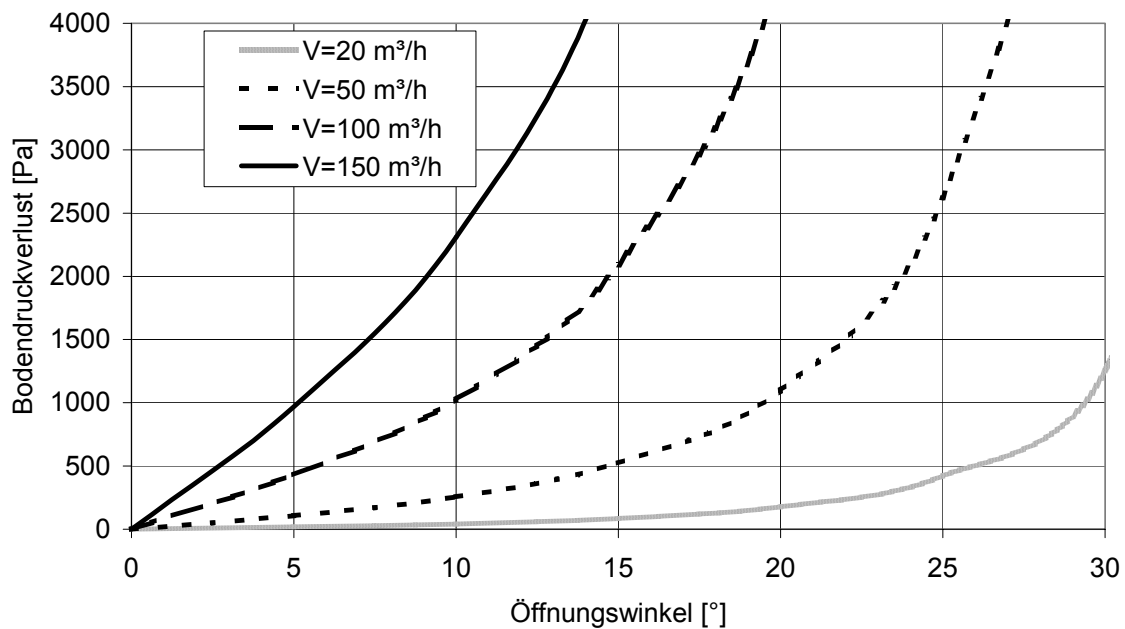


Abb. 4.1.1.2: Bodendruckverlust als Funktion des Öffnungswinkels; Anströmeinrichtung wird als „äquivalentes Strömungsrohr“ betrachtet

4.1.2 Modellvorstellung der Anströmeinrichtung als „äquivalenter Anströmboden“

Als Methode zur Berechnung des Bodendruckverlustes wurde die Gleichung von Hunt und McAllister [38] betrachtet. Diese Methode bezieht sich auf die Berechnung des Druckverlustes eines gelochten Anströmbodens mit konstantem Öffnungsverhältnis. In der vorliegenden Arbeit wurden die Walzen als „Anströmboden“ angesehen und die Methode von Hunt und McAllister wurde so modifiziert, dass sie an das veränderliche Öffnungsverhältnis der Anströmeinrichtung angepasst wird. Die Grundbeziehung zur Berechnung des Bodendruckverlustes nach Hunt und McAllister ist durch die Gl. 4.1.2.1 dargestellt:

$$\Delta p = K \frac{\rho}{2} \left(\frac{w_Q}{\psi} \right)^2 \left[0,4(1,25 - \psi) + (1 - \psi)^2 \right] \quad (4.1.2.1)$$

K	Ausströmoeffizient = f(f/d)	-
f	Bodendicke	mm
d	Lochdurchmesser	mm
ρ_G	Gasdichte	kg/m ³
ψ	Öffnungsverhältnis des Siebbleches	-
w_Q	Gasgeschwindigkeit, bezogen auf den gesamten Querschnitt des Bodens	m/s
Δp	Bodendruckverlust	Pa

Der Ausströmoeffizient stellt das Verhältniss der Bodendicke f und des Lochdurchmessers d des Bodenbleches dar und ist eine experimentell zu ermittelnde Größe. Die Werte nach Hunt und McAllister [38] für unterschiedliche Bodenkonstruktionen sind im Anhang aufgeführt.

Die Konstruktionsgrößen:

$$\psi = \frac{A_L}{A_\Delta} \quad (4.1.2.2)$$

$$A_L = \frac{\pi}{2 \cdot 4} d^2 \quad \text{Lochfläche} \quad (4.1.2.3)$$

$$A_\Delta = \frac{t \cdot h_\Delta}{2} \quad \text{Dreiecksfläche} \quad (4.1.2.4)$$

$$h_\Delta = \frac{t}{2 \cdot \tan(30^\circ)} \quad \text{Dreieckshöhe} \quad (4.1.2.5)$$

wurden an den gegebenen Fall angepasst. Als Lochdurchmesser d wurde der äquivalente Durchmesser interpretiert und als Bodendicke f die Projektion der Schlitzbreite auf die Y-Achse y (Abb. 3.2.2.5). Die Größe ψ wurde hier auf die Öffnungsfläche bei einem Öffnungswinkel $\varphi = 0$ bezogen. Der Druckverlust Δp als Funktion des Öffnungswinkels φ bei einer Serie von Gasdurchsätzen \dot{V} ist in Abb. 4.1.2.1 zusammengefasst.

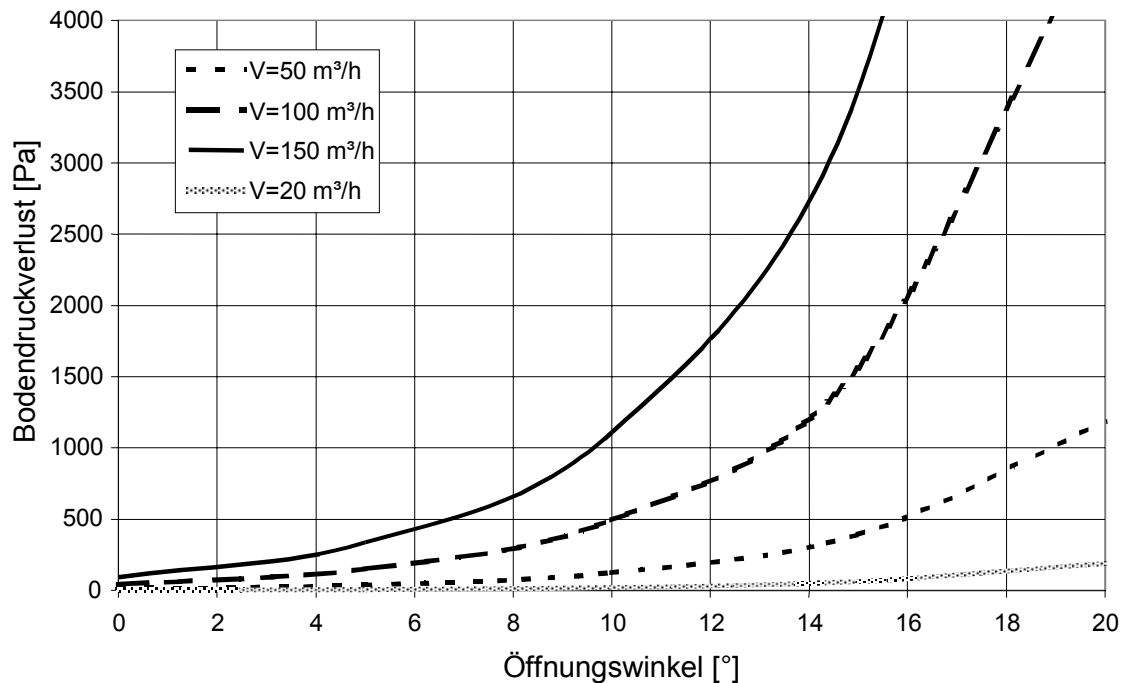


Abb. 4.1.2.1: Bodendruckverlust ΔP als Funktion des Öffnungswinkels φ ; Anströmeinrichtung wird als „äquivalenter Anströmboden“ betrachtet

Ein Vergleich zwischen den beiden Methoden ist in den Abb. 5.6.2 – 5.6.4 zu sehen.

4.1.3 Berechnung des Bodendruckverlustes nach Flisjuk

Flisjuk [17] berichtete über eine Apparatekonstruktion (Abb. 4.1.3.1) , die besonders gut für das Granulieren und Beschichten in einer Strahlschicht geeignet sein soll. Der Strahlschichtapparat ist mit einer Trennwand ausgerüstet, die den Apparateraum in 2 Kammern unterteilt.

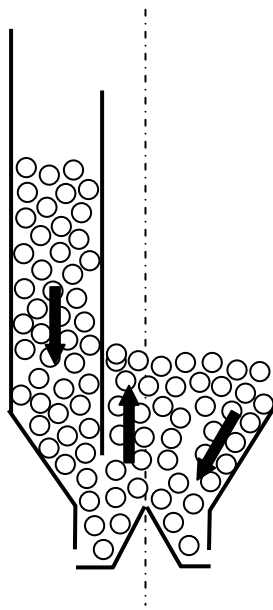


Abb.4.1.3.1: Strahlschichtapparat mit Trennwand [17]

In der linken Kammer ist keine Strahlschicht zu beobachten. Die Teilchen wirbeln nicht, sondern bewegen sich nach unten zum Apparateeintritt. In der rechten Kammer kommt es zur Bildung einer Strahlschicht.

Für die Berechnung des Druckverlustes des leeren Apparates wurde die folgende Gleichung benutzt:

$$\Delta p_{app} = \xi \frac{\rho w_{ein}^2}{2} \quad (4.1.3.1)$$

Dabei sind:

Δp_{app}	- Druckverlust des leeren Apparates	Pa
ξ	- Widerstandsbeiwert	-
ρ	- Fluiddichte	kg/m ³
w_{ein}	- Fluidgeschwindigkeit im Eintrittsquerschnitt des Apparats	m/s

Für die Berechnung des Widerstandsbeiwertes wurde folgende Formel vorgeschlagen:

$$\xi = 4.4 \left(\frac{A_{ein}}{A_Q} \right)^{0,27} - 1 \quad (4.1.3.2)$$

A_{ein} durchströmte Fläche am Eintritt des Apparats

A_Q durchströmte Fläche im konstanten Querschnitt des Apparats

Bei Flisjuk [17] änderte sich A_{ein} im Bereich von $5 \cdot 10^{-5}$ bis $3,2 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$, A_Q - im Bereich von $1,1 \cdot 10^{-2}$ bis $2 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2$.

Der Widerstandsbeiwert des in dieser Arbeit untersuchten Apparates mit tangentialer und regelbarer Gasstromzugabe wurde mit der Gleichung 4.1.3.2 nachgerechnet und in der Abb. 4.1.3.1 grafisch dargestellt. Dabei wurde der Öffnungswinkel φ von 0° bis 30° variiert, was eine Veränderung der durchströmten Fläche am Eintritt des Apparats im Bereich von $1,21 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ bis $9,7 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ zur Folge hatte. Die durchströmte Fläche im konstanten Querschnitt des Apparats hatte einen Wert von $2,4 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2$.

Der Bodendruckverlust wurde nach der Gleichung 3.1.1.3.3 berechnet, die sich nach Einsetzen der Gleichung 4.1.3.2 in 4.1.3.1 ergibt.

$$\Delta p_{app} = \left[4.4 \left(\frac{A_{ein}}{A_Q} \right)^{0,27} - 1 \right] \frac{\rho w_{ein}^2}{2} \quad (4.1.3.3)$$

Der Bodendruckverlust als Funktion des Öffnungswinkels φ bei unterschiedlichen Luftvolumenströmen ist in der Abb. 4.1.3.2 dargestellt.

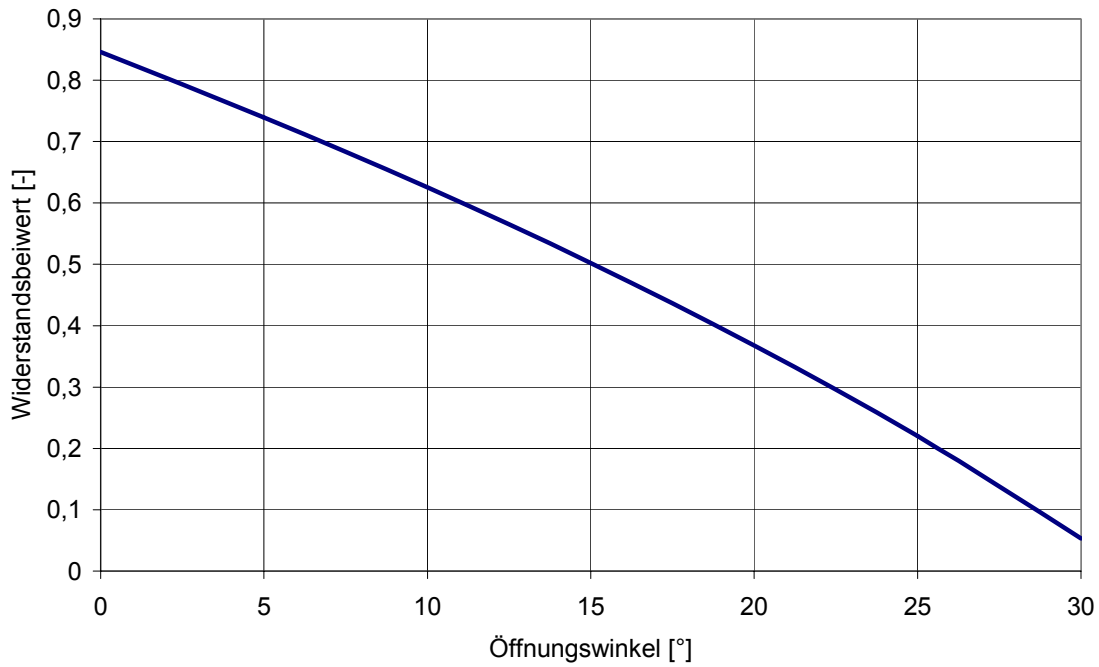


Abb. 4.1.3.1: Widerstandsbeiwert ξ als Funktion des Öffnungswinkels φ

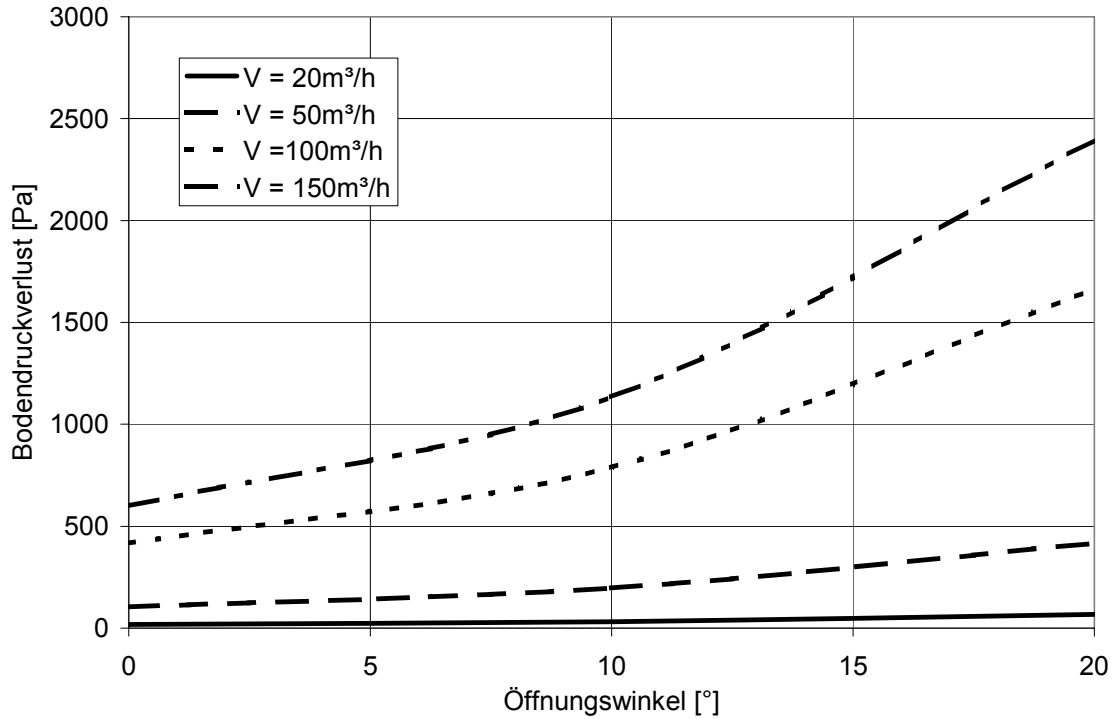


Abb. 4.1.3.2: Bodendruckverlust als Funktion des Öffnungswinkels φ nach Flisjuk

4.2 Hydraulisches Verhalten der Strahlschicht. Typische Druckverlustkurve.

Man spricht von einer Strahlschicht, wenn die vollständig fluidisierten Feststoffteilchen eine „ununterbrochene“ zeitlich stabile Bewegung „im Kreislauf“ aufweisen. Bei der Strahlschicht sind deutlich drei Fluidisationszustände (Zonen) zu unterscheiden (Abb. 4.2.1):

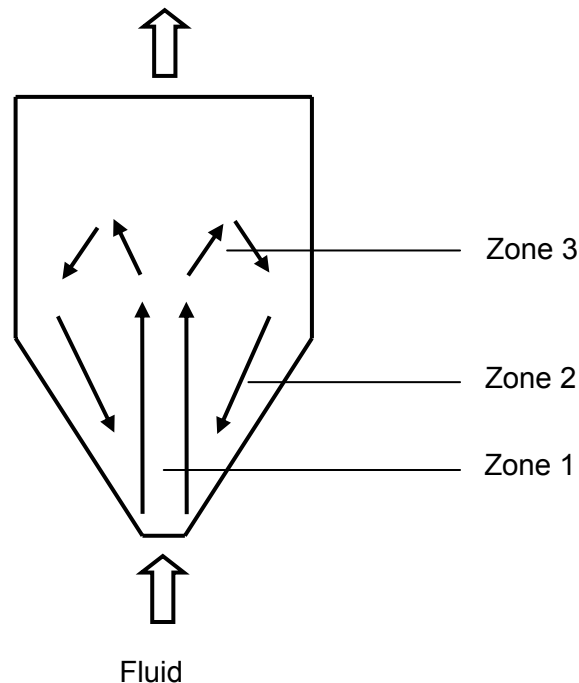


Abb. 4.2.1: Fluidisationszustände im Strahlschichtapparat

- Zone1 „Spouting Zone“: die Zone der Beschleunigung der Feststoffpartikel (in dieser Zone bewegen sich die Feststoffpartikel in der Strömungsrichtung des Fluidisationsgases)
- Zone2 „Annulus Zone“: die Zone der entgegengerichteten Bewegung der Feststoffpartikel (in dieser Zone bewegt sich ein Teil der Feststoffpartikel in Strömungsrichtung des Fluidisationsgases und ein anderer Teil wird nah an der Apparatewand abgesetzt)
- Zone3 „Fountain Zone“: die Zone der Fontänenbildung (die Feststoffpartikel wechseln „schlagartig“ ihre Strömungsrichtung)

Unabhängig von der Apparatekonstruktion weist die Strahlschicht einen eigenartigen Druckverlustverlauf auf, der durch ein typisches Hystereseverhalten charakterisiert (Abb.4.2.2 - gebrochene Linie) ist.

Bereich der „lockeren“ Schüttschicht:

Bei geringen Gasdurchsätzen bildet sich in einem Strahlschichtapparat erst eine „lockere Schüttschicht“ und der Druckverlustverlauf ist etwa proportional der Schüttschichtausdehnung.

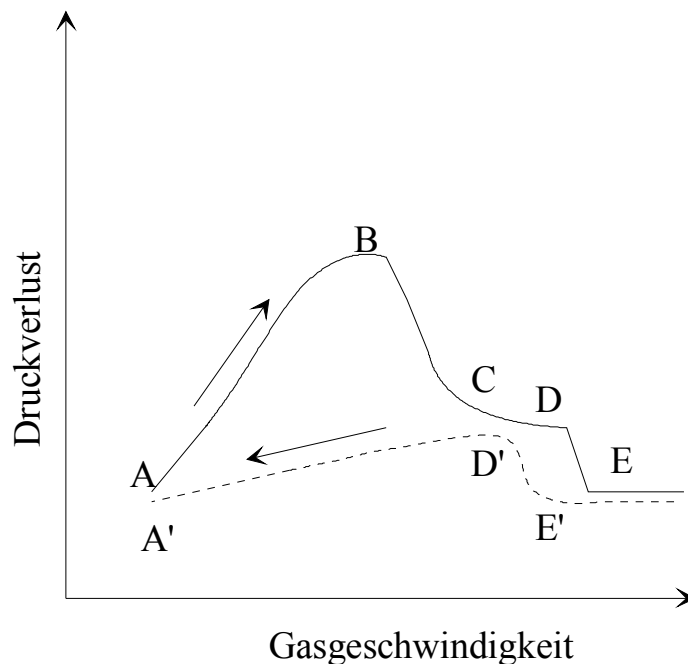


Abb. 4.2.2: Typischer Druckverlustverlauf einer Strahlschicht

Übergangsbereich - Linie A – B – C – D

Beim Ansteigen der Gasgeschwindigkeit beginnt sich am Boden der Schicht ein Hohlraum zu bilden, indem durch das einströmende Medium Feststoffteilchen angehoben werden. Wird die Gasgeschwindigkeit weiter erhöht, werden einzelne Feststoffpartikel innerhalb des Hohlraumes verwirbelt. Es bildet sich ein „Teilchengewölbe“. Die Feststoffteilchen, die den gebildeten Hohlraum umgeben, üben einen großen Widerstand auf den Gasstrom aus. Der Druckverlust steigt mit wachsender Gasgeschwindigkeit weiter an und erreicht einen maximalen Wert. Dieser Zustand entspricht der Grenze der beginnenden Ausweitung des inneren Gasstrahles (Punkt B). Mit weiter steigender Gasgeschwindigkeit wächst auch der innere Gasstrahl an, was zu einer Verringerung des Druckverlustes führt. Im Punkt C sind

bereits ausreichend viele Feststoffteilchen vom inneren Kern verdrängt worden, so dass sich die Schicht weiter ausdehnt und der Druckverlust allmählich absinkt.

Bereich der vollständig ausgebildeten Strahl- oder Sprudelschicht

Wird die Gasgeschwindigkeit weiter gesteigert, durchbricht der innere Gasstrahl die Feststoffschicht (Punkt D) und die mitgerissenen Feststoffteilchen werden durch die Feststoffschicht hinausgestrahlt. Dann fallen die Feststoffteilchen ähnlich einer Fontäne in den Ringraum zurück. An dieser Stelle erfolgt ein plötzlicher und scharfer Druckverlustabfall (Linie D - E) und bei weiterer Steigerung der Gasgeschwindigkeit bleibt der Druckverlust unverändert.

Hysteresestrecke (Rückfahrprozess)

Ausgehend von einer vollständig ausgebildeten Strahl- oder Sprudelschicht findet bei Verminderung der Fluidgeschwindigkeit (Rückfahrprozess) eine allmähliche (nicht schlagartige) Erhöhung des Druckverlustes (Linie E' - D') auf Grund des gestörten Gasstrahls statt. Die Strahlschicht bricht zusammen und die im ganzen Apparateraum verwirbelten Feststoffpartikel setzen dem Gasstrom einen höheren Widerstand entgegen. Das in diesem Falle erreichte Druckverlustmaximum ist jedoch wesentlich geringer als im Anfahrprozess.

Stabiler Arbeitsbereich der Strahlschicht

Im Laufe des Fluidisationsvorganges sind mehrere Fluidisationszustände möglich - Ruheschicht, Blasenbildung, Kanalbildung und gleichmäßige Verteilung des Gases im ganzen Fluidisationsraum [59, 67, 79, 85, 93] .

Diese Fluidisationszustände bestimmen die stabilen und die instabilen Arbeitsbereiche der Strahlschicht. Eine vollständig ausgebildete Strahlschicht wird dann als stabil bezeichnet, wenn die gesamte Schichtmasse fluidisiert ist, eine vollständige Durchmischung im Kreislauf der Feststoffteilchen erfolgt und gleichzeitig kein Partikelaustrag aus der Fluidisationszone stattfindet. Die Haupteinflussfaktoren, die sich auf die Stabilität der Strahlschicht auswirken, sind der Gasstromdurchsatz, die Partikelgröße, die Schichthöhe und die Apparatekonstruktion.

4.3 Mathematische Erfassung des Strahlschichtverhaltens

Zahlreiche Autoren [4, 32, 41, 47, 56, 58, 60, 77, 85, 109] haben sich mit der quantitativen Erfassung des Strahlschichtverhaltens in unterschiedlichen Typen von Strahlschichtapparaten beschäftigt. Das Ziel ist es, die wichtigsten charakteristischen Größen für das hydraulische Verhalten eines Strahlschichtapparates, wie z. B. die minimale Fluidisationsgeschwindigkeit, den maximalen Schichtdruckverlust, den Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit der Schicht, sowie die Grenzen des Stabilitätsbereiches u. a., zu ermitteln. Da die Spezifik der unterschiedlichen Apparatekonstruktionen und insbesondere die Gas-Partikel-Wechselwirkungen in den unterschiedlichen Strahlschichtzonen eine entscheidende Rolle für das hydraulische Verhalten und für die Stabilität der Strahlschicht spielen, ist es bis heute immer noch nicht ausreichend gut gelungen, auf rein theoretischem Wege durch Auflösen des Impuls- bzw. des Massen- und Energieerhaltungssatzes das charakteristische hydraulische Verhalten der Strahlschichtapparate vorauszusagen. Man greift dabei immer noch auf die vereinfachten „klassischen“ empirischen und halbempirischen Modelle zurück oder es wird versucht, erweiterte theoretische Simulationsmodelle zu entwickeln, die jedoch auf einige empirische oder halbempirische Berechnungsgrößen zurückgreifen.

4.3.1 Berechnung der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit

Unter minimaler Fluidisationsgeschwindigkeit wird die Geschwindigkeit des Fluidisierungsmediums zum Zeitpunkt des Durchbruches des Strahls durch die ruhende Schicht verstanden, d. h. die Gasgeschwindigkeit beim Übergang vom Festbett zum vollständig ausgebildeten Strahlschichtregime. Die wichtigsten Größen, die auf die minimale Sprudelgeschwindigkeit einen wesentlichen Einfluss ausüben, sind neben den Feststoffeigenschaften die Apparategeometrie und die Partikeleigenschaften.

In einer großen Anzahl von Veröffentlichungen [1, 7, 21, 45, 62, 92, 109] (Anhang – T1) wird zur Berechnung der minimalen Sprudelgeschwindigkeit die explizite Beziehung von Mathur und Gishler [62] (Gl. 4.3.1.1) angewendet. Die Beziehung beruht auf der Absetzgeschwindigkeit eines Teilchens in einem ruhenden Fluid, wobei der Widerstandsbeiwert durch zusätzliche empirische Korrekturkoeffizienten vertreten ist, in denen der Einfluss der Hydrodynamik und der Apparate- bzw. Schichtparameter miteinbezogen ist.

$$w_{mf} = \left[\frac{d_p}{d_{app}} \right] \left[\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right]^{1/3} \sqrt{2gH_0 \frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f}} \quad (4.3.1.1)$$

Die meisten Autoren, die diese Gleichung benutzt bzw. modifiziert haben, untersuchten die Pneumatik von konisch-zylindrischen Strahlschichtapparaten.

Eine andere große Gruppe von Berechnungsgleichungen für die minimale Fluidisationsgeschwindigkeit wurde in Form von Kriterialgleichungen abgeleitet (Anhang – T2), in die neben dem Hauptkriterium von Reynolds und der Ar-Zahl eine Reihe von geometrischen Maßstabsfaktoren miteinbezogen wurden, um den Einfluss der konstruktiven Größen des Apparates und der Partikelschicht in verschiedenen hydrodynamischen Bereichen wiederzugeben.

Golubkowitsch [28] ist einer der Autoren, der diese Darstellungsmethode bevorzugt (Gl.4.3.1.2). Es ist zu bemerken, dass in seiner Gleichung auch die Sphärizität der Partikel ϕ enthalten ist.

$$Re_{mf} = 4,7 Ar^{0,44} v_f^{-0,16} \left[\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right]^{0,45} \left[\frac{d_{ein}}{d_p} \right]^{1,1} \phi^{-0,43} (\tan \gamma)^{-0,25} \quad (4.3.1.2)$$

Die meisten Autoren, die Kriterialgleichungen zur Berechnung der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit benutzt haben, untersuchten konische Strahlschichtapparate.

4.3.2 Berechnung des maximalen Sprudeldruckverlustes

Der maximale Druckverlust ist eine weitere charakteristische Größe zur quantitativen Erfassung der Hydraulik der Strahlschicht. Der maximale Druckverlust einer Strahlschicht ist dann erreicht, wenn die „Oberfläche“ der Schicht zu wirbeln beginnt. Quantitativ entspricht der maximale Druckverlust dem Druckverlust zur Fluidisierung des Bettmaterials und dem Druckverlust zur Überwindung der Reibungskräfte. Der erste Anteil -

üblicherweise als Schichtdruckverlust (Δp_{sch}) bezeichnet - wird als unabhängig von der Fluidgeschwindigkeit betrachtet.

Hofmann [35] zeigte eine Methode auf, mit der man den maximalen Schichtdruckverlust ohne das Vorhandensein experimenteller Werte vorausberechnen kann. In der Literatur sind zahlreiche empirische Gleichungen zur Berechnung des maximalen Schichtdruckverlustes zu finden. Eine Zusammenstellung solcher Gleichungen ist in [35, 60, 89, 93] zu finden. Einige dieser Gleichungen und deren Gültigkeitsbereiche sind im Anhang (T3) dargestellt. Allgemein ist der maximale Schichtdruckverlust nach der Gleichung 4.3.2.1 zu berechnen [56, 66, 67].

$$\Delta p_{\max} = Kg\rho_p H_0(1 - \varepsilon) \quad (4.3.2.1)$$

Einige Autoren haben Gleichungen vorgeschlagen, die Apparateparameter wie den Eingangsdurchmesser d_0 , den Apparatedurchmesser d_{app} oder den Konuswinkel γ enthalten [2, 23, 58, 92]. Manurung [58] hat auch den Partikeldurchmesser in die Gleichung zur Berechnung des maximalen Schichtdruckverlustes einbezogen.

Die Gleichung 4.3.2.1 ist praktisch zur Berechnung des Druckverlustes einer Wirbelschicht im sogenannten "Lockerungs-" oder "Wirbelpunkt" zu gebrauchen

[113]. Der Druckverlust, den das Gas auf seinem Weg durch die Schicht erleidet, entspricht dem auf die Flächeneinheit des Anströmquerschnittes bezogenen Gewicht der Schüttung [113]. Bei einer Wirbelschicht ist der Koeffizient K gleich 1. Bei einer Strahlschicht ist $K > 1$, z. B. bei Mitev [67] gilt $K = 1,2$. Bei einer Strahlschicht ist der maximale Schichtdruckverlust also um ca. 20% grösser als bei einer Wirbelschicht. Nach dem Erreichen des Wirbelpunkts und dem Überwinden des maximalen Schichtdruckverlustes bleibt der Schichtdruckverlust einer Wirbelschicht konstant. Bei der Strahlschicht ist nach dem Erreichen der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit ein weiterer Abfall des Druckverlustes zu beobachten (Abb. 4.2.2).

4.3.3 Berechnung des Schichtdruckverlustes bei stabiler Arbeit der Schicht

Nach Erreichen einer bestimmten Gasgeschwindigkeit wird die Strahlschicht als "stabil" bezeichnet (Abb. 4.2.2 – Punkt E). Die "stabile" Fluidisation ist durch eine gute Durchmischung der festen Phase im Apparat zu charakterisieren. Es sollte keine Blasen- und Kanalbildung wie auch keine Bildung von "Totzonen" auftreten. Der Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit der Schicht wird als konstant und unabhängig von der Gasgeschwindigkeit betrachtet. Doch bei einigen Autoren nimmt der Schichtdruckverlust mit der Zunahme des Volumenstromes ab.

Deswegen ist die Bestimmung des Schichtdruckverlustes subjektiv und davon abhängig, wie der Anfang stabiler Arbeit definiert ist. Der Übergang zur einer stabil arbeitenden Schicht nach dem Durchbrechen des Festbetts ist auch von den Partikeleigenschaften abhängig. Bei Archimedeszahlen kleiner als $Ar < 10^4$ wurde eine breite Übergangszone beobachtet, in der die Schicht instabil fluidisiert. Bei Archimedeszahlen grösser als $Ar > 10^6$ wurde die Übergangszone nicht beobachtet und die stabile Fluidisation beginnt schon kurz nach dem Durchbrechen des Festbetts [85].

Eine Zusammenstellung der Gleichungen zur Berechnung des Schichtdruckverlustes bei stabiler Arbeit der Schicht ist in [35, 60, 89] zu finden. Einige Gleichungen und deren Gültigkeitsbereiche sind im Anhang (T4) dargestellt.

Der Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit der Schicht kann auch mit der Gleichung 4.3.2.1 nachgerechnet werden. Der Koeffizient K beträgt nach Klimenko 0,67 in [89], nach Dolidowic 0,8 [11]. Das Verhältnis von Schichtdruckverlust zum Schüttgewicht beträgt 0,64 – 0,75 [35].

4.3.4 Kriterien zur Ermittlung des stabilen Arbeitsbereiches

Das hydraulische Verhalten einer Strahlschicht ist sowohl vom Schüttgut und seinen Eigenschaften (Partikeldurchmesser, Form des Partikels, Partikelfeuchtigkeit, Polydispersität und andere physikalisch-chemische Eigenschaften) als auch von der Apparatekonstruktion, der Eintrittsgeschwindigkeit und dem Querschnitt des Anströmbodens abhängig. Die vielen Faktoren, die auf die Fluidisation wirken, erschweren die Bestimmung der pneumatischen Bereiche.

Als Stabilitätskriterium wird von den meisten Autoren [14, 32, 60, 77, 80, 81, 91] das Verhältnis des Durchmessers der Gaseintrittsöffnung zum Apparatedurchmesser bei der Höhe der ruhenden Schicht gewählt, da beim Überschreiten eines kritischen Wertes dieses Verhältnisses die Stabilität der Strahlschicht verloren geht. Dieses kritische Verhältnis ist auch von der Partikelform und der Partikelgröße abhängig. Insbesondere spielt die Schichthöhe eine Rolle, da beim Überschreiten eines kritischen Grenzwertes der Schichthöhe die Strahlschicht in eine Wirbelschicht oder in eine Pfropfenströmung übergehen kann [4, 56, 58, 91, 109].

Eine Strahlschicht zeichnet sich durch unterschiedliche Fluidisierungsregimes aus. Die pneumatischen Regimes unterscheiden sich durch die Verteilung der beiden Phasen (kontinuierliche – Gas und disperse – Feststoff) in der Schicht (stabil oder instabil). Das instabile Regime eines Gas–Feststoff–Systems ist ein pneumatischer Zustand der Schicht, bei dem Kanäle, Blasen und Totzonen beobachtet werden. Das stabile Regime ist durch eine gute Durchmischung der beiden Phasen im Apparat charakterisiert. Die Regimes der stabilen und instabilen Fluidisation der Schicht können als ein geometrisches Gebiet von Arbeitspunkten, die mit unterschiedlichen Gasgeschwindigkeiten, unterschiedlichen Archimedeszahlen, Schichtmassen und Eintrittsquerschnitten zu charakterisieren sind, dargestellt werden.

Eine Klassifikation der pneumatischen Bereiche der Strahlschicht ist in [67, 85] zu finden. Nach Mitev [67], Markovski [59], Olazar [80] und Romankov [93] werden die Arbeitsregimes in einem $\square p_{Sch}-w$ -Diagramm (Schichtdruckverlust als Funktion der Geschwindigkeit) dargestellt. Für die Darstellung des für einen stabilen Gas-Feststoff-Kontakt charakteristischen Regimes schlagen Mathur und Gishler [62] das H_0-w -Diagramm (Anfangsschichthöhe als Funktion der Geschwindigkeit) vor. Ein allgemeines Diagramm des Regimes für den ganzen Bereich der Gas-Feststoff-Fluidisation in den Koordinaten $w^* - d_p^*$ wurde von Grace [32] verwendet.

Dabei sind:

$$w^* = w \left[\frac{\rho_f^2}{\mu_f (\rho_p - \rho_f) g} \right]^{1/3} = \frac{Re_p}{Ar^{1/3}} \quad (4.3.4.1)$$

$$d_p^* = d_p \left[\frac{\rho_f^2 (\rho_p - \rho_f) g}{\mu_f^2} \right]^{1/3} = Ar^{1/3} \quad (4.3.4.2)$$

In seiner Habilitationsschrift stellt Mitev [67] ein weiteres $Re_{\text{Ein,ASF}}-G-Ar$ -Diagramm (Abb.4.3.4.1) für die Klassifikation der pneumatischen Bereiche sowohl der Wirbelschichtapparate (Abb. 4.3.4.1, Kurven a und b) als auch der prismatischen (Abb. 4.3.4.1, Kurven e und f) und konischen Strahlschichtapparate (Abb. 4.3.4.1, Kurven g und h) vor. $Re_{\text{ein,ASF}}$ ist die Reynoldszahl am Gaseintritt zu Beginn der stabilen Fluidisation und wurde nach der Gleichung

$$Re_{\text{ein,ASF}} = \frac{w_{\text{ASF}} d_p}{\nu_f} \quad (4.3.4.3)$$

berechnet.

Dabei sind:

w_{ASF}	Eintrittsgasgeschwindigkeit bei Beginn stabiler Fluidisation	m/s
d_p	Partikeldurchmesser	m
ν_f	kinematische Viskosität des Gases	m ² /s

Die Ar-Zahl wurde folgendermaßen berechnet:

$$Ar = \frac{d_p^3 (\rho_p - \rho_f) g}{\nu_f^2 \cdot \rho_f} \quad (4.3.4.4)$$

Dabei sind:

g	Erdbeschleunigung	m/s ²
ρ_f	Dichte des Gases	kg/m ³

ρ_p Dichte des Partikels

kg/m^3

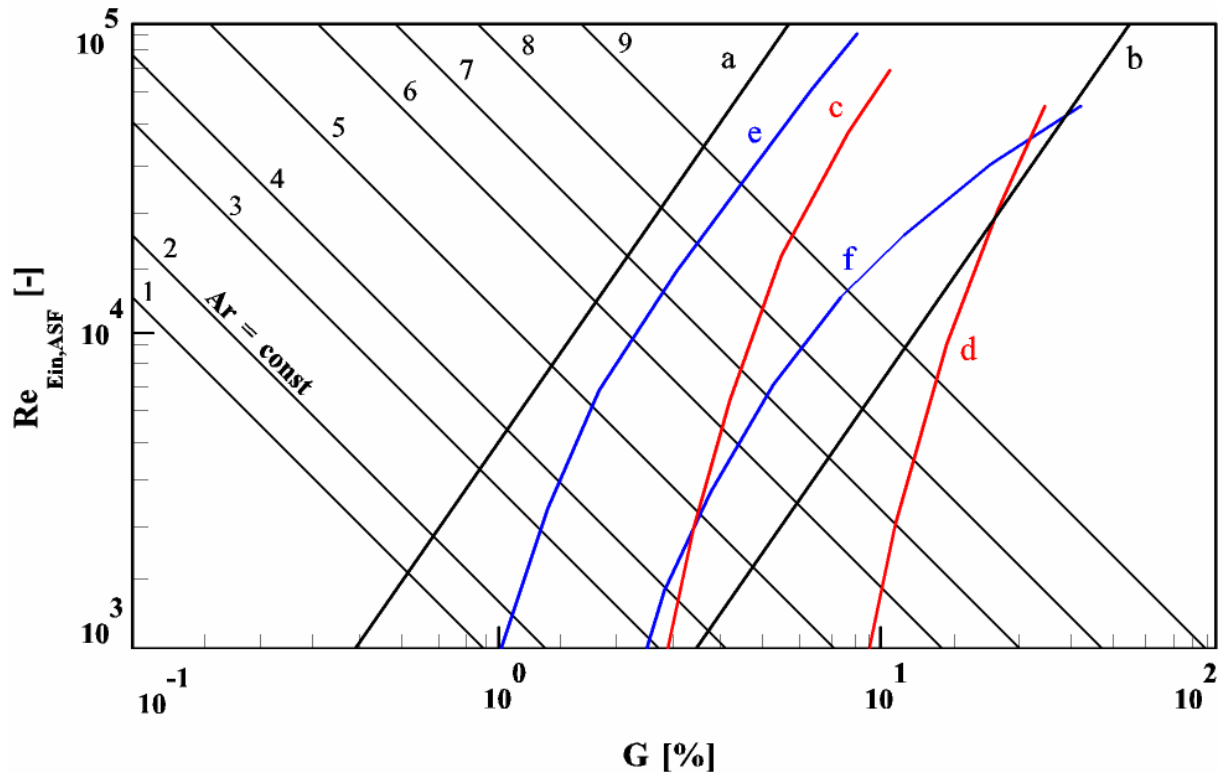


Abb. 4.3.4.1: Zusammenhang $\text{Re}_{\text{Ein,ASF}}-G-\text{Ar}$ für Wirbel- und Strahlschichtapparate nach Mitev [67, 85]

Die Linien 1 - 9 sind Linien konstanter Ar -Zahl. Die Kurven in der Abb. 4.3.4.1 grenzen die Bereiche der stabilen Arbeit für unterschiedliche Apparatetypen ein. Die Kurven a und b bestimmen den Bereich der stabilen Arbeit von Wirbelschichtapparaten. Zwischen den Kurven e und f liegt der Bereich der stabilen Arbeit für prismatische Strahlschichtapparate mit einem Gaseintritt (Abb.3.1-k). Für konische Apparate (Abb. 3.1-a) liegt der Bereich der stabilen Arbeit zwischen den Kurven c und d. Die Bereiche vor den Kurven a, c und e für den jeweiligen Apparatetyp sind mit Blasen- und Kanalbildung zu charakterisieren. Hinter den Kurven b, d und f beginnt für den jeweiligen Apparatetyp der Pulsationsbereich. Diese Regimes hängen vom geometrischen Simplex G bzw. vom freien Querschnitt des Gasverteilers und von der Schichthöhe ab (Abb. 4.3.4.2).

Der besondere geometrische Parameter G wird als Quotient des freien Querschnitts des Gasverteilers und des „Apparatequerschnitts“ bei Ruheschichthöhe definiert [67]:

$$G = \frac{\text{freier Querschnitt des Gasverteilers}}{\text{Apparatequerschnitt bei Ruheschichthöhe}} \quad [\%] \quad (4.3.4.5)$$

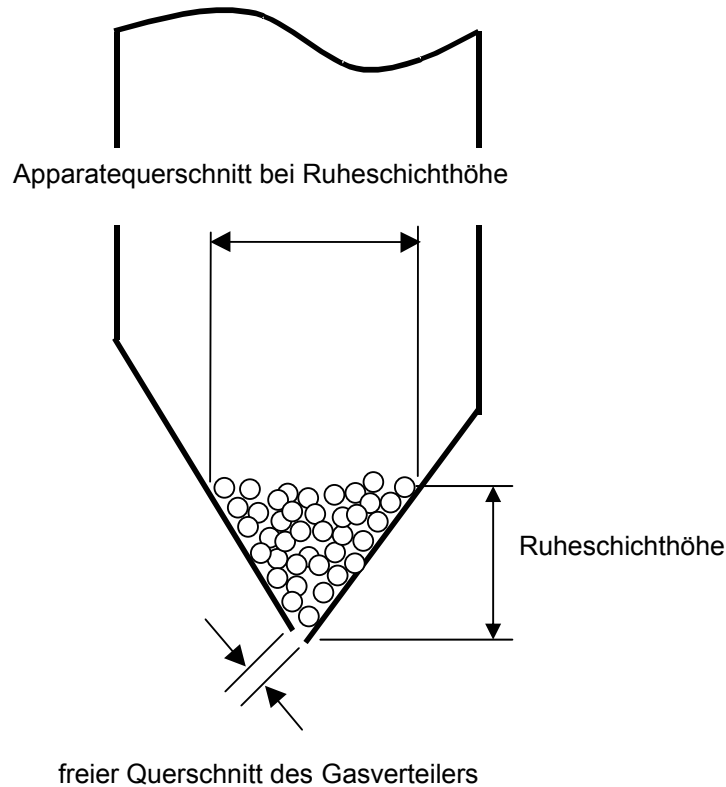


Abb. 4.3.4.2: Parameter für die Bestimmung des Simplex G

Das $Re_{\text{Ein,ASF}}-G-Ar$ -Diagramm dient zur Bestimmung der pneumatischen Arbeitszustände von Wirbelschicht- und Strahlschichtapparaten, wenn die Gasgeschwindigkeit am Apparateeintritt und der Simplex G bekannt sind.

Die Linien c und e zeigen den Anfang der stabilen Arbeit an – ASF (Anfang stabiler Fluidisation). Diese Linien bestehen aus Punkten, die den Anfang stabiler Arbeit für unterschiedliche Materialien (bzw. verschiedene Archimedeszahlen) bestimmen. Sie können auf theoretischem oder experimentellem Weg ermittelt werden. Die Koordinaten der Punkte ASF, die auf den Linien c und e liegen, wurden folgendermaßen bestimmt:

- für prismatische Apparate mit einem Gaseintritt (Kurve e) [67]

$$\text{Re}_{\text{Ein,ASF}} = 12,2 \text{Re}_A G^{-0,8} \quad (4.3.4.6)$$

$$G \text{ von } 0,7 \text{ bis } 3,9 \cdot 10^{-3} \text{ Ar}^{0,443} + 1,1 \quad (4.3.4.7)$$

mit folgendem Gültigkeitsbereich:

d_p von 0,36 mm bis 9 mm

ρ_p von 1200 kg/m³ bis 2700 kg/m³

Ar von 2,2·10³ bis 6,6·10⁷

H₀ von 105 mm bis 390 mm

$\rho_f = 1,2 \text{ kg/m}^3$

$\nu_f = 15,7 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$

A_{ein} von 2·10⁻⁴ m² bis 20·10⁻⁴ m²

- für konische Apparate (Kurve c) [67]

$$\text{Re}_{\text{Ein,ASF}} = 12,2 \text{Re}_A G^{-0,8} \quad (4.3.4.8)$$

$$G \text{ von } 3 \text{ bis } 1,09 \cdot 10^{-3} \text{ Ar}^{0,507} + 4,1 \quad (4.3.4.9)$$

mit dem Gültigkeitsbereich:

d_p von 0,36 mm bis 9 mm

ρ_p von 1200 kg/m³ bis 2700 kg/m³

Ar von 2,2·10³ bis 6,6·10⁷

H₀ von 105 mm bis 390 mm

$\rho_f = 1,2 \text{ kg/m}^3$

$\nu_f = 15,7 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$

d_{ein} von 40 mm bis 120 mm

Die Bestimmung der Arbeitsbereiche für verschiedene Bauformen von Fluidisationsapparaten erlaubt die Beschreibung des hydrodynamischen Zustandes der Feststoffteilchen, die gleiche Ar-Zahlen haben, sich aber in verschiedenen Apparatekonstruktionen befinden. Die Ermittlung der verschiedenen Arbeitsbereiche zeigt

die Möglichkeiten für die Realisierung gleicher Prozesse in verschiedenen Apparatekonstruktionen und ist bei der Wahl der optimalen Apparatekonstruktion für einen gegebenen Prozess von Nutzen.

5 Experimentelle Untersuchung des hydraulischen Verhaltens des neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe und Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten

5.1 Beschreibung der Versuchsanlage

Für die experimentellen Untersuchungen zur Bestimmung der pneumatischen Charakteristiken der Strahlschicht wurde folgende Anlage benutzt (Abb.5.1.1).

Die Anlage besteht aus einem prismatischen Strahlschichtapparat mit tangentialer Gaszufuhr und einem saugenden Ventilator. In der Anlage wurde Luft mit Umgebungstemperatur als Arbeitsmedium benutzt. Die notwendige Luftmenge wird von dem Gebläse angesaugt. Der Volumenstrom wird mit Hilfe einer Blende gemessen und mit einer Klappe reguliert. Die Luft tritt in den Strahlschichtapparat ein, in dem sie die Feststoffpartikel zum Wirbeln bringt. Danach strömt das Arbeitsmedium durch das Gebläse und verlässt die Anlage. Der Förderstrom des Gebläses beträgt maximal 280 kg/h.

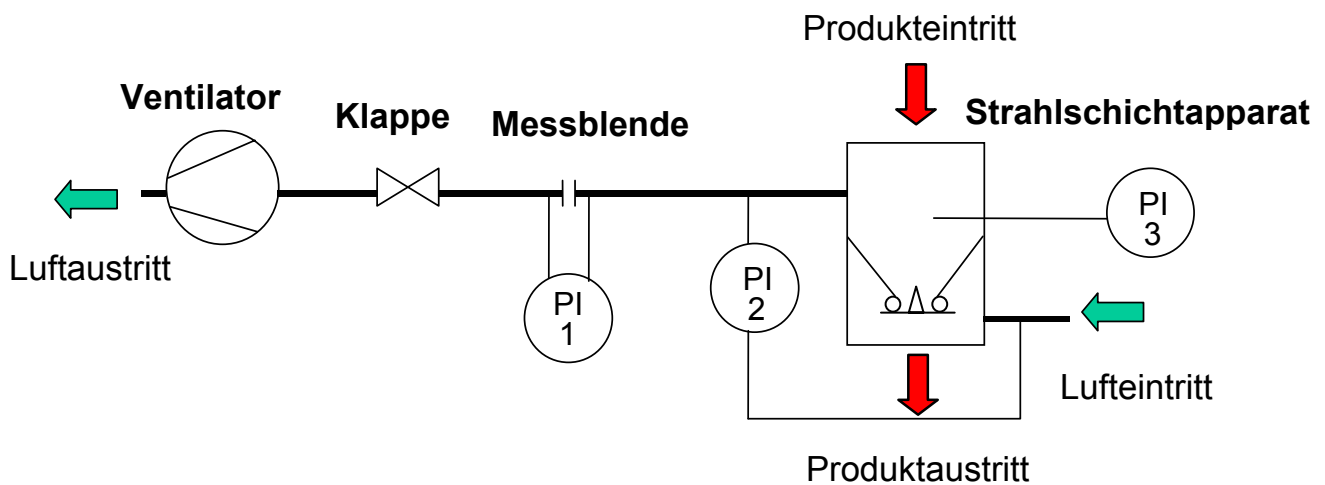


Abb. 5.1.1: Fließschema der Anlage

Das Wirbelgut wird durch eine Eintrittsschleuse in den Apparat eingeführt. Nach dem Versuch wird der Apparat durch eine Austrittsschleuse entleert. Beim Entleeren des Apparats ist oft auch der Abbau der Anströmeinrichtung erforderlich. Um einen Partikelaustrag zu vermeiden, wurde im oberen Teil des Apparats eine Beruhigungskammer eingebaut. Dort wird die Geschwindigkeit der Feststoffteilchen abgebaut.

Der Wirkdruck der Blende PI1, die Druckdifferenz zwischen Apparatedruck und Umgebungsdruck PI3 und die Druckdifferenz zwischen Eintritt und Austritt des Apparats PI2 wurde mit Hilfe von U-Rohrmanometern mit Wasserfüllung gemessen.

5.2 Charakterisierung des Schüttgutes

Bei der Wahl des Versuchsguts wurde davon ausgegangen, dass die Strahlschichtapparate Vorteile bieten, wenn es um die Behandlung von Teilchen geht, die von der üblichen Kugelform abweichen. Die Gleichungen, die in der Literatur zu finden sind, sind ausschließlich für runde Teilchen abgeleitet worden. Es wurden Versuche sowohl mit relativ runden Teilchen (Senfkörner, Weizen) als auch mit Teilchen, die von der Kugelform abweichen (Tabletten), durchgeführt.

Die wichtigsten Partikeleigenschaften der Versuchsmaterialien sind in der Tabelle 5.2.1 dargestellt.

Versuchsgut	Sauterdurchmesser [m]	Feststoffdichte [kg/m ³]	Schüttdichte [kg/m ³]
Senfkörner	$2,22 \cdot 10^{-3}$	1450	732
Weizenkörner	$4,07 \cdot 10^{-3}$	1315	870
Tabletten	$5,53 \cdot 10^{-3}$	1425	745

Tabelle 5.2.1: Partikeleigenschaften der Versuchsgüter

Der Sauterdurchmesser D_{32} ist ein Durchmesser für modellhafte Betrachtungen des Haufwerkes. N Kugeln dieses Durchmessers haben sowohl das gleiche Volumen V_{Ges} als auch die gleiche Oberfläche A_{Ges} wie die N Partikel des Haufwerkes, die sie ersetzen sollen. Für das Haufwerk gilt:

gesamtes Partikelvolumen
$$V_{Ges} = \frac{N \cdot \pi \cdot D_{32}^3}{6} \quad (5.2.1)$$

gesamte Partikeloberfläche
$$A_{Ges} = N \cdot \pi \cdot D_{32}^2 \quad (5.2.2)$$

und damit folgt
$$D_{32} = \frac{6 \cdot V_{Ges}}{A_{Ges}} \quad (5.2.3)$$

Die Anzahlverteilungsdichte und die Anzahlverteilungssumme von Weizenkörnern, Senfkörnern und Tabletten wurden mit dem Gerät PartAn 2001F/L bestimmt und in den Abb. 5.2.1-5.2.3 dargestellt. Die Massenverteilungsdichte und –summe, wie auch die Flächenverteilungsdichte und –summe der Versuchsgüter sind im Anhang (A1-6) zu finden.

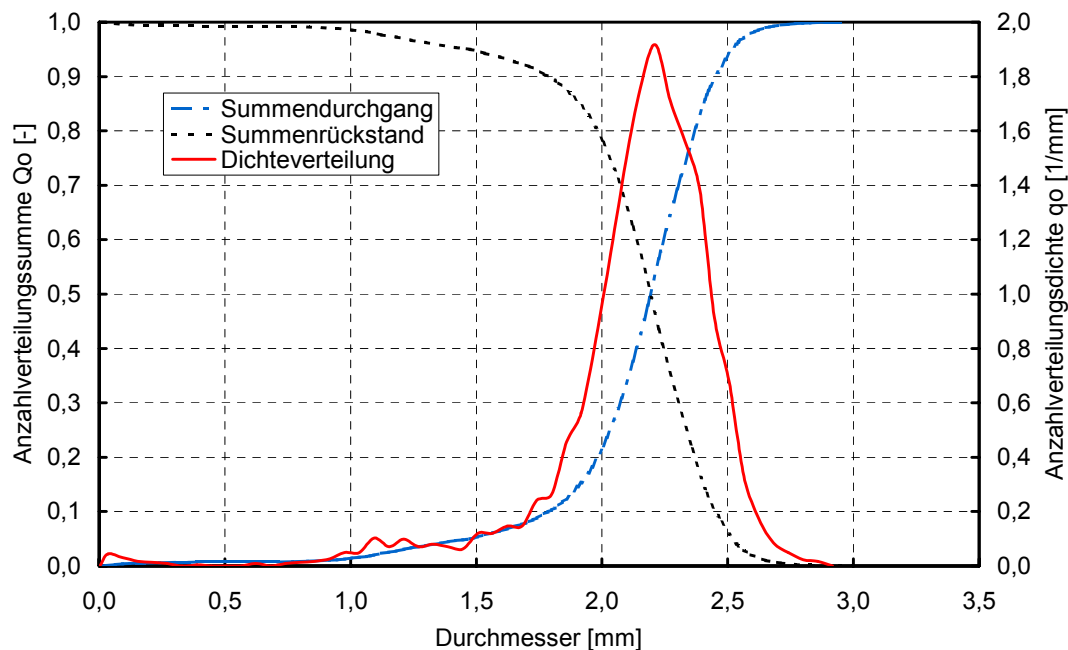


Abb. 5.2.1: Anzahlverteilungsdichte und –summe; Senfkörner

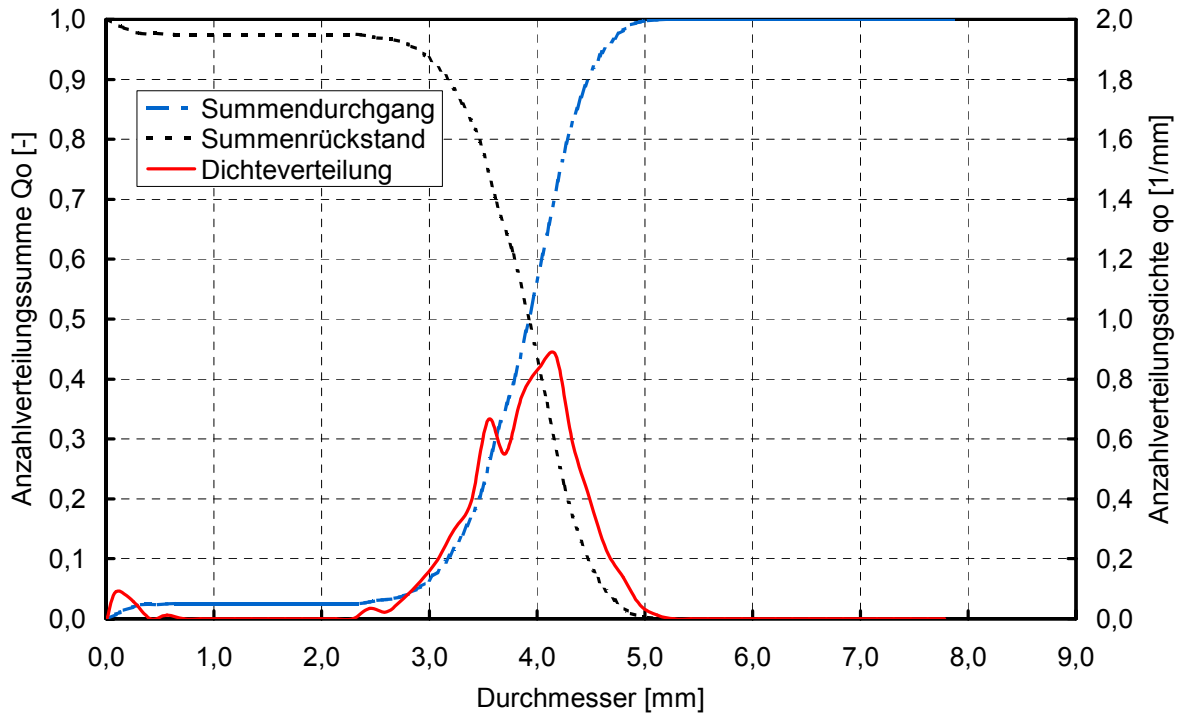


Abb. 5.2.2: Anzahlverteilungsdichte und –summe; Weizenkörner

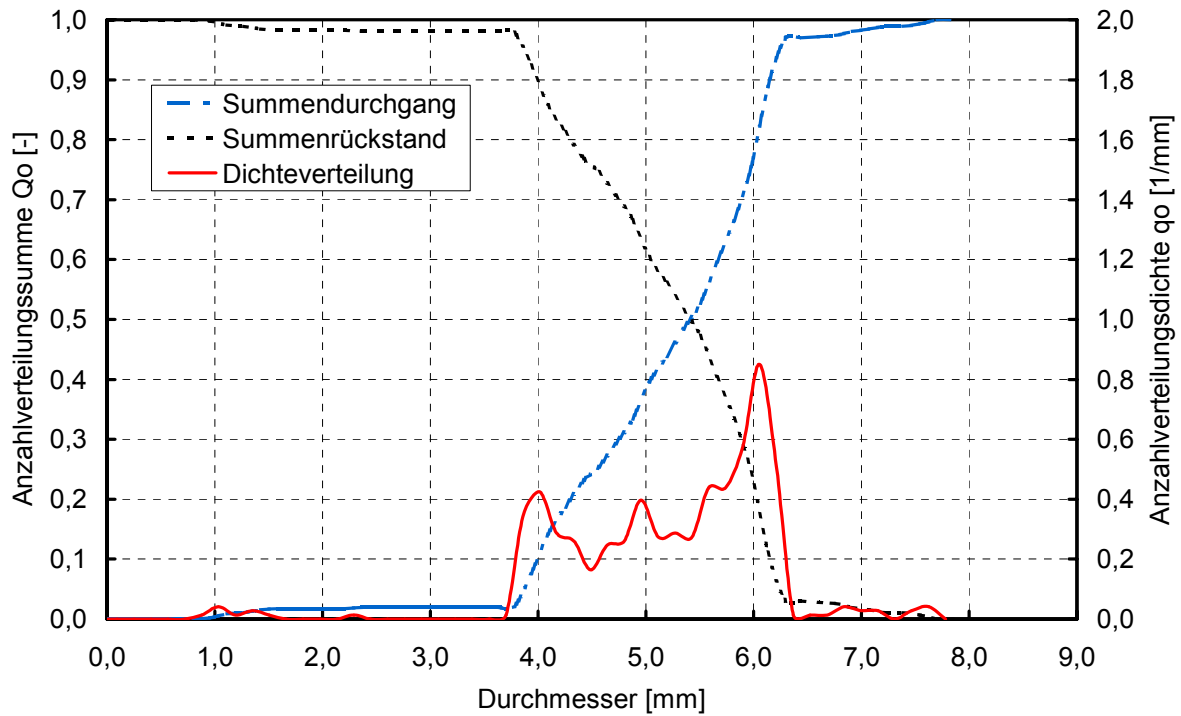


Abb. 5.2.3: Anzahlverteilungsdichte und –summe; Tabletten

5.3 Versuchsdurchführung

Es wurden Versuche zur Bestimmung des Druckverlustes des leeren Apparates bei steigendem Luftvolumenstrom durchgeführt. Variiert wurde der Öffnungswinkel der Walzen bzw. die durchströmte Fläche am Eintritt des Apparats.

Danach wurden Versuche zur Bestimmung des Druckverlustes des mit Schüttgut gefüllten Apparates durchgeführt. Variiert wurde die Art und Masse des Schüttgutes.

Der Schichtdruckverlust wurde als Differenz zwischen dem Druckverlust des gefüllten und dem Druckverlust des leeren Apparates berechnet.

Es wurden auch Versuchsreihen zur Bestimmung des stabilen Arbeitsbereiches der untersuchten Apparatekonstruktion durchgeführt. Dabei wurde die Druckdifferenz zwischen Apparatedruck und Umgebungsdruck mit Hilfe eines Drucksensors gemessen. Die Vorgehensweise bei diesen Versuchsreihen ist im Kapitel 5.10 näher beschrieben.

Um den Einfluss des Öffnungswinkels auf den Schichtdruckverlust zu untersuchen, wurden Versuche gefahren, bei denen die Masse des Schüttguts konstant gehalten wurde. Variiert wurde der Öffnungswinkel der Walzen.

5.4 Versuchsergebnisse

Die Versuchsergebnisse zur Bestimmung des Bodendruckverlustes sind im Kapitel 5.6 dargestellt. Die Versuchsergebnisse zur Bestimmung der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit, des maximalen Schichtdruckverlustes und des Schichtdruckverlustes bei stabiler Arbeit der Schicht sind dementsprechend in den Kapiteln 5.8, 5.9 und 5.10 aufgelistet. Die Versuchsergebnisse für die Bestimmung des stabilen Arbeitsbereiches sind im Kapitel 5.11 dargestellt.

5.5 Festlegung zur Apparateeintrittsfläche

Eines der Ziele bei der Untersuchung des Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe war das Nachrechnen der wichtigsten pneumatischen Größen mit den Gleichungen aus der Literatur. Da die meisten Gleichungen für andere Apparatekonstruktionen abgeleitet wurden (Kapitel 4.3.1-4.3.3) sind sie für den hier untersuchten Strahlschichtapparat nicht direkt anwendbar. Das Hauptproblem ist, dass die

Eintrittsöffnung des untersuchten Apparates viel kleiner ist als die Eintrittsöffnung eines konischen oder konisch-zylindrischen Apparates mit ähnlichem Apparatedurchmesser. Ein anderes Problem ist die Einbeziehung der Apparatedurchmesseränderung entlang der z-Achse in einigen Gleichungen aus der Literatur [73, 74, 93]. Wegen der tangentialen Gaszufuhr des in dieser Arbeit untersuchten Apparates ist eine Änderung der durchströmten Fläche entlang der z-Achse erst nach der Umlenkung des Fluids in vertikale Richtung festzustellen. Deswegen wurde eine Annahme bezüglich des Anfangs der vertikalen z-Achse getroffen. Diese ist in der Abb. 5.5.1 graphisch dargestellt. Wie aus der Abb. 5.5.2 zu sehen ist, hat die Änderung des Öffnungswinkels keinen wesentlichen Einfluss auf die pneumatischen Charakteristiken der Schicht (Luftvolumenstrom, bei dem das Durchbrechen der Schicht erfolgt, maximaler Schichtdruckverlust, Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit). Deswegen ist diese Annahme über den Apparateeintritt des Strahlschichtapparates mit tangentialer, regelbarer Gaszugabe eine adäquate Lösung des obengenannten Problems, die die Untersuchung des Apparates mit den Gleichungen aus der Literatur ermöglicht.

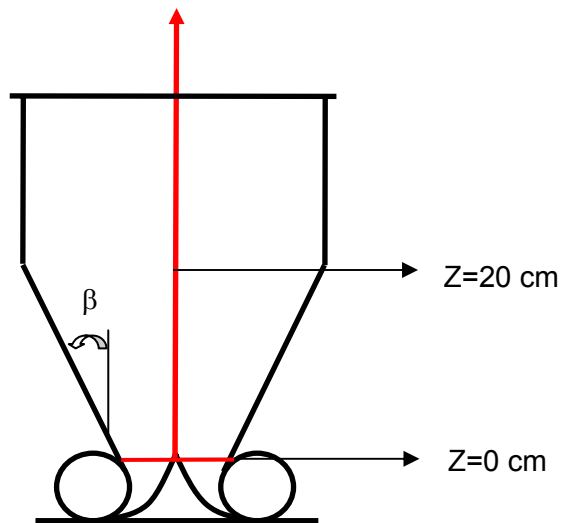


Abb. 5.5.1: Annahme für den Anfang der z-Achse

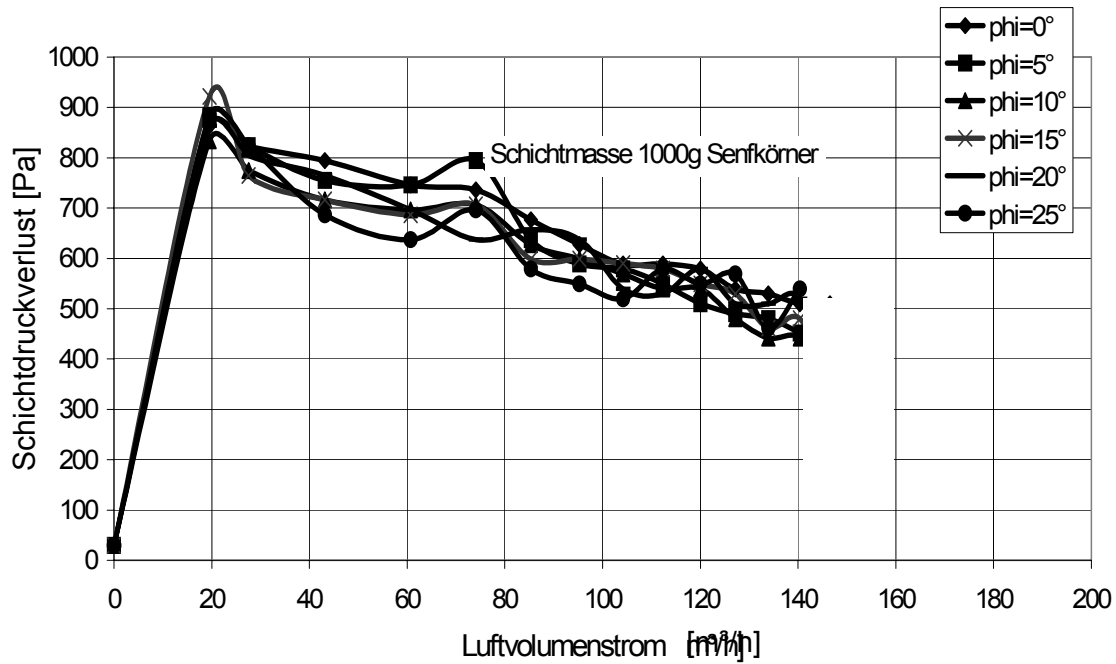


Abb. 5.5.2: Schichtdruckverlust unter Variation des Öffnungswinkels

Unter Berücksichtigung der Apparategeometrie wurde folgende Beziehung für die Abhängigkeit der Querschnittsfläche von der z-Koordinate abgeleitet:

$$A_Q = l \cdot [s + z \cdot 2 \cdot \tan \beta] \quad (5.5.1)$$

Dabei sind:

l	Tiefe des Apparates	m
s	Breite des Apparates bei z = 0	m
β	Seitenwinkel	°

Für den untersuchten Apparat haben diese Parameter folgende Werte:

$$l = 0,08 \text{ m}$$

$$s = 0,099 \text{ m}$$

$$\beta = 27^\circ$$

Nach Einsetzen in der Gleichung (5.5.1) wurde folgende Beziehung für die Querschnittsfläche, die nur für den untersuchten Strahlschichtapparat gilt, abgeleitet:

$$A_Q(z) = 0,00792 + 0,0815 \cdot z \quad (5.5.2)$$

Aus der Abb. 5.5.1 ist zu sehen, dass diese Gleichung nur bis $z = 20$ cm gilt, weil danach die Fläche konstant ist.

Es wurde der äquivalente Apparatedurchmesser in Abhängigkeit von der z-Koordinate bestimmt. Zuerst wurde der Umfang des Apparates, der in z-Richtung nicht konstant ist, berechnet. Es wurde folgende Gleichung benutzt:

$$U = 2 \cdot [l + (s + 2 \cdot z \cdot \tan \beta)] \quad (5.5.3)$$

Die konkrete Gleichung, die nur für den hier untersuchten Strahlschichtapparat gilt, ist:

$$U(z) = 0,358 + 2,038 \cdot z \quad (5.5.4)$$

Damit wurde die folgende Beziehung für den äquivalenten Apparatedurchmesser in Abhängigkeit von der z-Koordinate hergeleitet:

$$d_{\ddot{a}q} = 4 \frac{A}{U} \quad (5.5.5)$$

$$d_{\ddot{a}q}(z) = 2 \frac{l \cdot (s + z \cdot 2 \cdot \tan \beta)}{l + s + z \cdot 2 \cdot \tan \beta} \quad (5.5.6)$$

$$d_{\ddot{a}q}(z) = \frac{0,03168 + 0,326 \cdot z}{0,358 + 2,038 \cdot z} \quad (5.5.7)$$

Die graphische Darstellung der Abhängigkeit der Fluidgeschwindigkeit von der Höhenkoordinate ist für einige oft verwendete Luftdurchsätze in der Abb. 5.5.3 zu sehen.

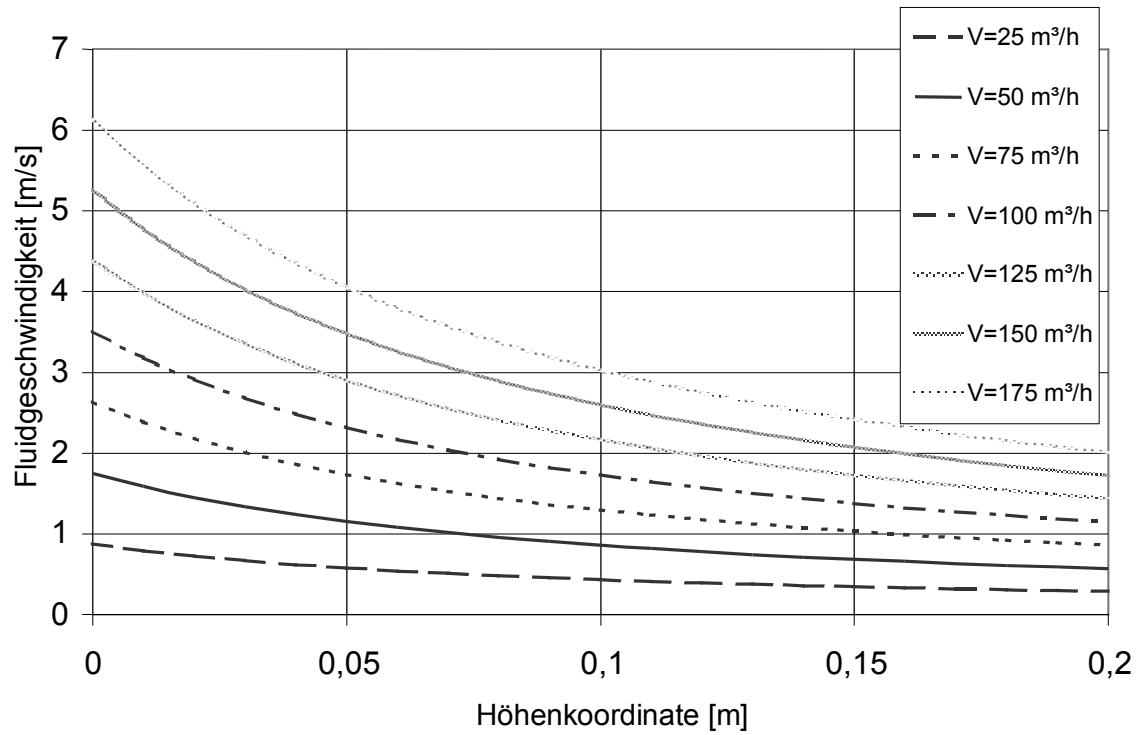


Abb. 5.5.3: Fluidgeschwindigkeit als Funktion der Höhenkoordinate

5.6 Vergleich der Modellvorstellungen mit eigenen Bodendruckverlustversuchsergebnissen

Um den reellen Druckverlust der Anströmeinrichtung zu bestimmen, wurden Versuchsdaten beim leeren Apparat gewonnen (Abb. 5.6.1). Variiert wurden der Luftvolumenstrom und der Drehwinkel der Walzen.

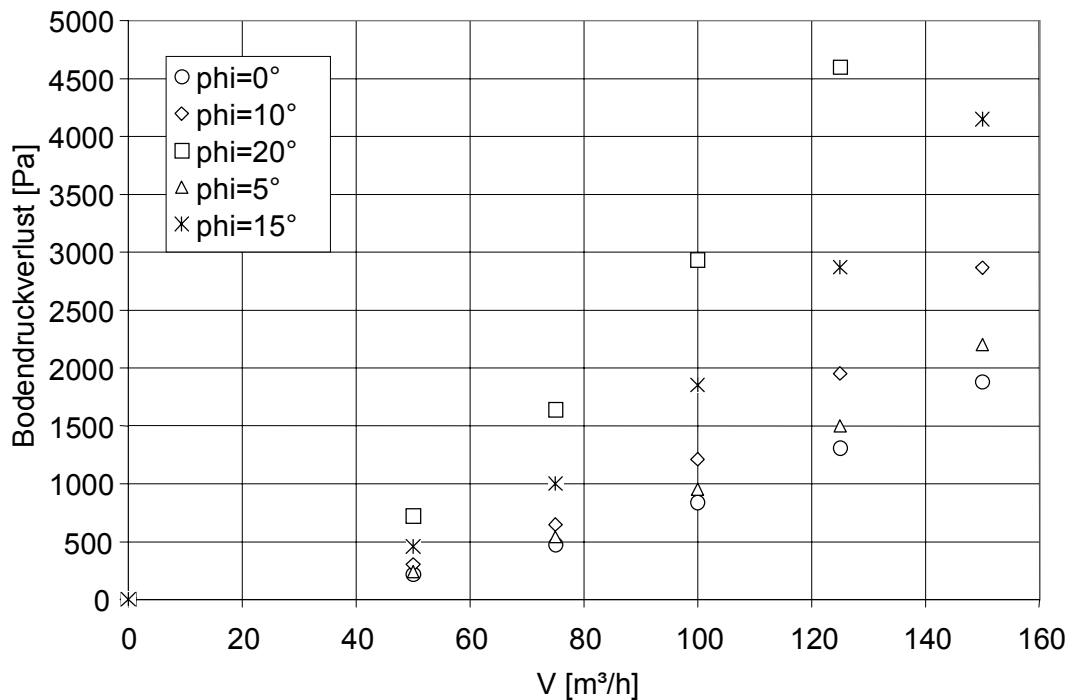


Abb. 5.6.1: Versuchsergebnisse beim leeren Apparat

Die experimentellen Daten wurden mit den berechneten Daten nach den in 4.1.1, 4.1.2 und 4.1.3 betrachteten drei Berechnungsmethoden verglichen. Die Ergebnisse für $\dot{V} = 50, 100, 150 \text{ m}^3/\text{h}$ sind in den Abb. 5.6.2 – 5.6.4 zu sehen.

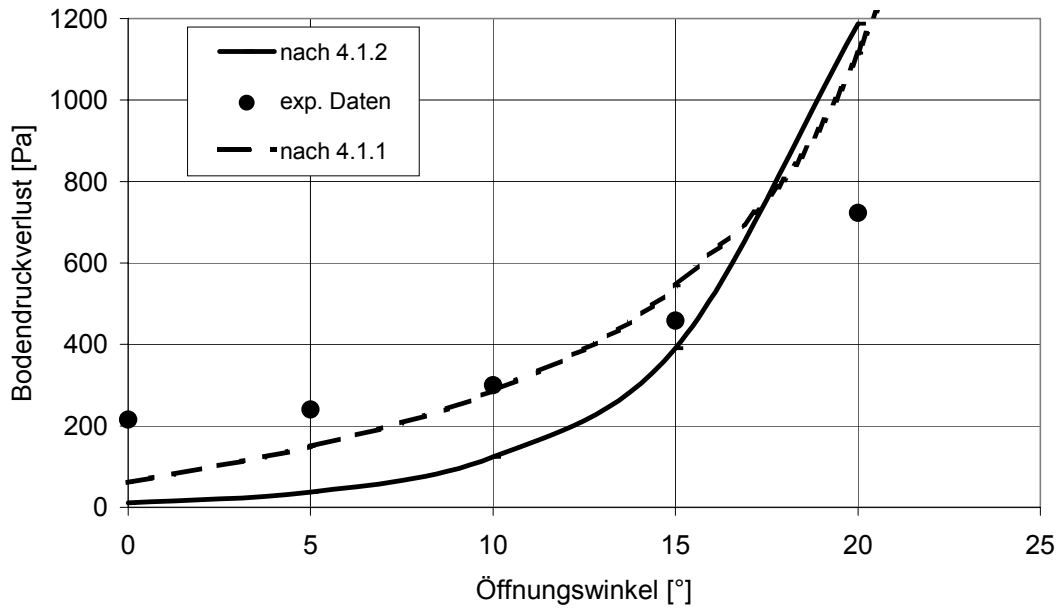


Abb. 5.6.2: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten;
Luftvolumenstrom 50 m³/h

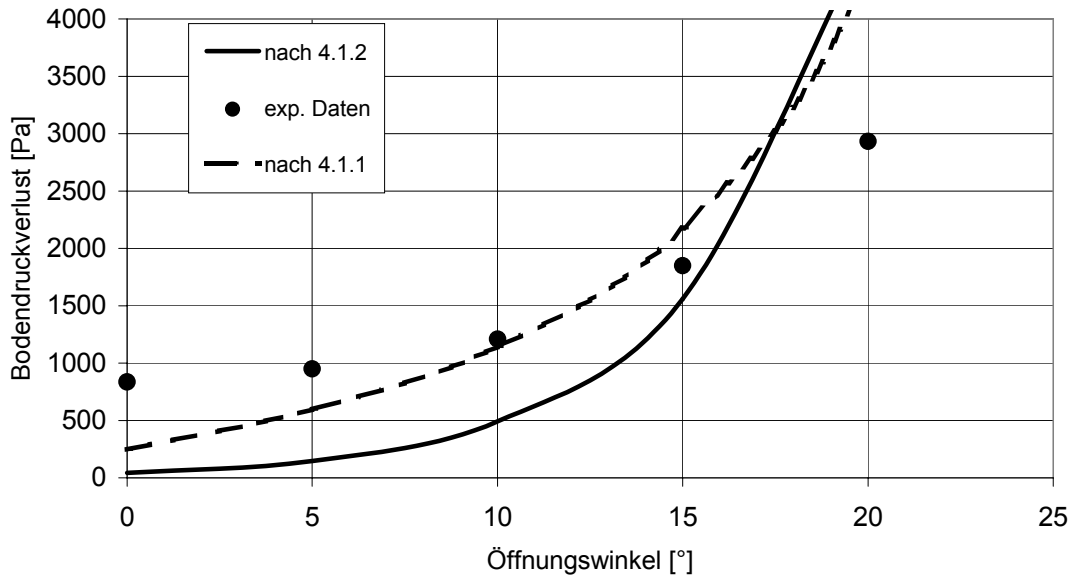


Abb. 5.6.3: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten;
Luftvolumenstrom 100 m³/h

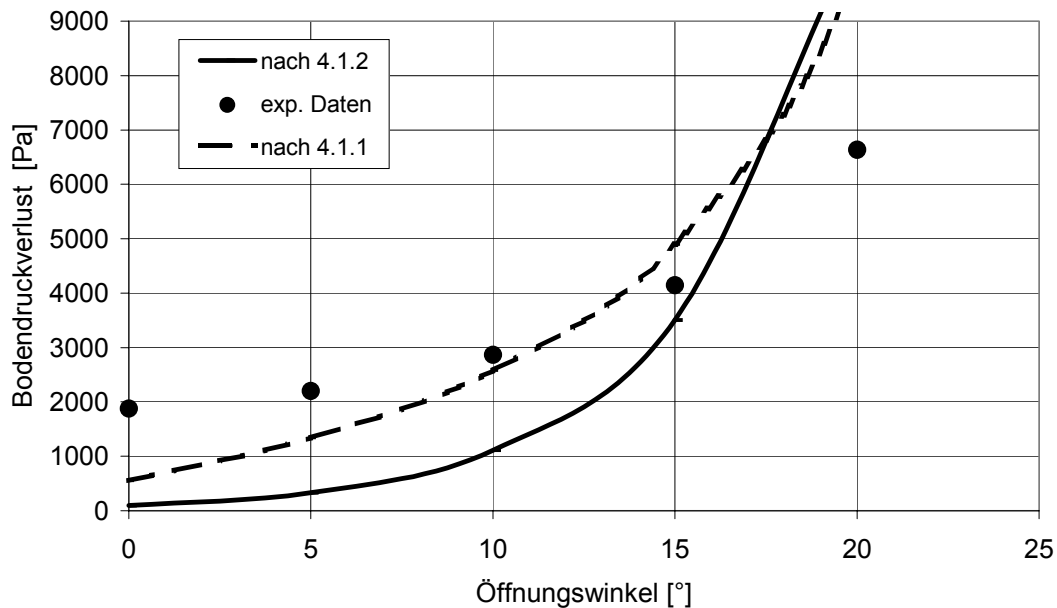


Abb. 5.6.4: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten;
Luftvolumenstrom 150 m³/h

Es ist eindeutig zu sehen, dass es keine gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und den experimentellen Daten gibt. Bei einem Öffnungswinkel von 10° liefert die Berechnung nach der Modellvorstellung als „äquivalentes Strömungsrohr“ gute Ergebnisse (Kapitel 4.1.1) Bei einem Öffnungswinkel von 15° liefert die Berechnung nach der Modellvorstellung als „äquivalenter Anströmboden“ gute Ergebnisse (Kapitel 4.1.2). Bei einer anderen Einstellung des Öffnungswinkels weichen die experimentellen Daten von dem Gleichungstyp der beiden betrachteten Berechnungsmethoden (4.1.1 und 4.1.2) bedeutend ab.

Die Berechnungen nach Flisjuk liegen immer tiefer als die experimentellen Werte (Abb. 6.4.7 – 6.4.8). Es ist offensichtlich, dass eine Ableitung einer neuen Berechnungsgleichung notwendig ist, die die experimentellen Daten in dem gesamtuntersuchten Parameterbereich gut wiedergibt.

5.7 Herleitung einer Druckverlustgleichung

Da die untersuchte Anströmeinrichtung weder vom „Strömungsröhrtyp“ noch vom „Lochbodentyp“ ist, ist es zweckmäßig, sie als einen einheitlichen lokalen Strömungswiderstand zu betrachten und sie mit einem einheitlichen Strömungswiderstandsbeiwert zu charakterisieren. Dabei sollten sich die Strömungswiderstandscharakteristiken der Anströmeinrichtung mit dem Öffnungswinkel der Walzen verändern.

$$\Delta p = f(\varphi) \frac{\rho w^2}{2} \quad (5.7.1)$$

w - Geschwindigkeit des Fluids im Schlitz [m/s]

Jeder Öffnungswinkel φ ist charakterisiert durch ein Verhältnis k/x (Abb. 3.2.2.6, Tab. 5.7.1).

Dabei sind:

k – Tiefe des Schlitzes

x – Höhe des Schlitzes

Öffnungswinkel φ [-]	Verhältnis k/x [-]	Widerstandsbeiwert ξ [-]
0	13,11	1,7
5	16,46	1,27
10	21,11	0,99
15	28,27	0,81
20	40	0,65

Tabelle 5.7.1: Das Verhältnis (k/x) der Walze und der Widerstandsbeiwert ξ der Anströmeinrichtung bei unterschiedlichen Einstellungen des Öffnungswinkels φ

Aus den in der Tabelle 5.7.1 dargestellten experimentellen Daten wurde mit Hilfe einer nichtlinearen Regression der Widerstandsbeiwert ξ als Funktion des Verhältnisses k/x im untersuchten Parameterbereich wie folgt ermittelt.

$$\xi = 0,015(k/x) + \frac{27,7}{k/x} - 0,63 \quad (5.7.2)$$

Die Regressionsergebnisse sind in der Abb. 5.7.1 zu sehen. Die Werte für das Verhältnis k/x liegen im Bereich von 13 bis 40.

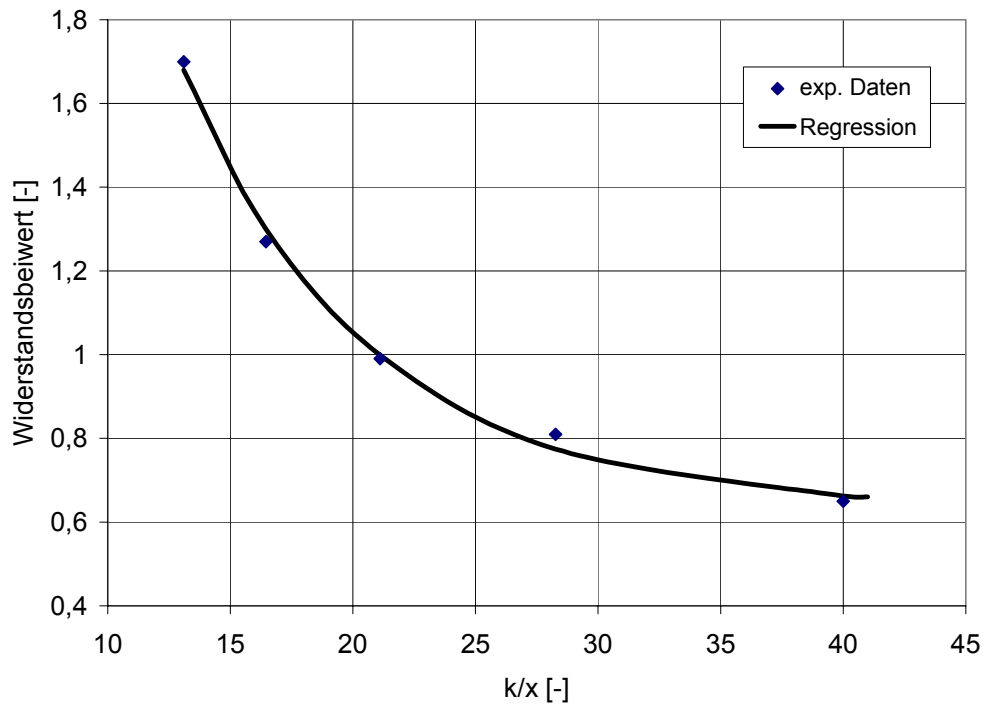


Abb. 5.7.1: Widerstandsbeiwert ξ als Funktion des Verhältnisses k/x

Aus den Gleichungen 5.7.1 und 5.7.2 ergibt sich die Gleichung 5.7.3, die zur Berechnung des Bodendruckverlustes des in dieser Arbeit untersuchten Strahlschichtapparates geeignet ist.

$$\Delta p_{app} = \left[0,015(k/x) + 27,7/(k/x) - 0,63 \right] \frac{\rho w^2}{2} \quad (5.7.3)$$

Der Öffnungswinkel φ wurde im Bereich $0^\circ - 20^\circ$ variiert. Eine Erhöhung des Öffnungswinkels führt zu einer kleineren Anströmfläche, eine Verringerung des Winkels bewirkt eine Vergrößerung der Fläche. Ein größerer Öffnungswinkel als 20° und eine daraus resultierende weitere Verkleinerung der durchströmten Fläche am Austritt an der Walze ist nicht sinnvoll, da dieses zu einer enormen Erhöhung des Apparatedruckverlustes führen wird.

Die nach der in diesem Kapitel abgeleiteten halbempirischen Gleichung berechneten Werte zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten bei allen untersuchten Öffnungswinkeln. Die Abweichung liegt unter 5%.

Eine Gegenüberstellung der berechneten Druckverluste (Gl. 5.7.3; Gl. 4.1.3.3) und der mit dem Programm FLUENT gewonnenen Daten ist in den Abb. 6.4.7 – 6.4.8 dargestellt.

5.8 Vergleich der Versuchsergebnisse für die minimale Fluidisationsgeschwindigkeit mit den berechneten Daten

In der Abb. 5.8.1 werden die Versuchsergebnisse für die minimale Fluidisationsgeschwindigkeit mit den nach Literaturgleichungen berechneten Werten [59, 60, 75, 78, 80, 109] verglichen. Die minimale Fluidisationsgeschwindigkeit wird auf den Apparatequerschnitt bei Ruheschichthöhe bezogen.

Der Vergleich zwischen den berechneten und den experimentellen Daten für das Schüttgut Tabletten ist im Anhang (A7) zu finden. Die experimentellen Werte lassen sich mit der Gleichung von Olazar [80] gut nachrechnen.

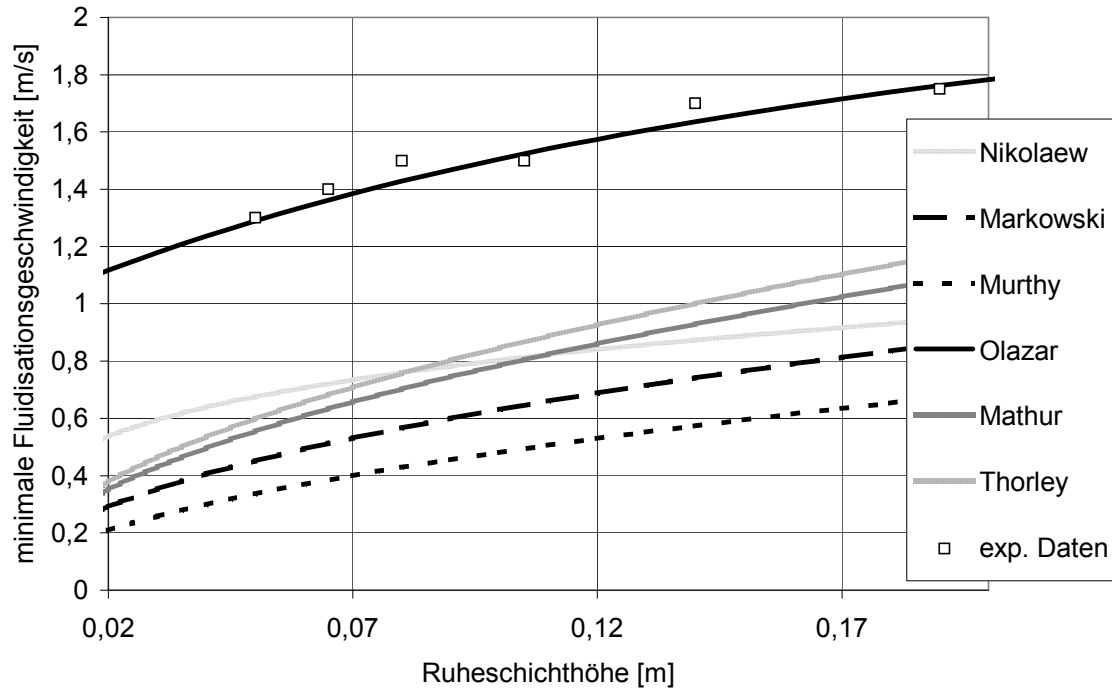


Abb. 5.8.1 Minimale Fluidisationsgeschwindigkeit als Funktion der Ruhschichthöhe;
Schüttgut: Senfkörner

5.9 Vergleich der Versuchsergebnisse für den maximalen Schichtdruckverlust mit den berechneten Daten

Der Schichtdruckverlust wurde als Differenz zwischen dem Druckverlust des mit Schüttgut gefüllten Apparates und dem Druckverlust des leeren Apparates berechnet.

Die experimentellen Ergebnisse wurden mit den im Kapitel 4.3.2 aufgelisteten Gleichungen zur Berechnung des maximalen Druckverlustes nachgerechnet und in der Abb. 5.9.1 dargestellt.

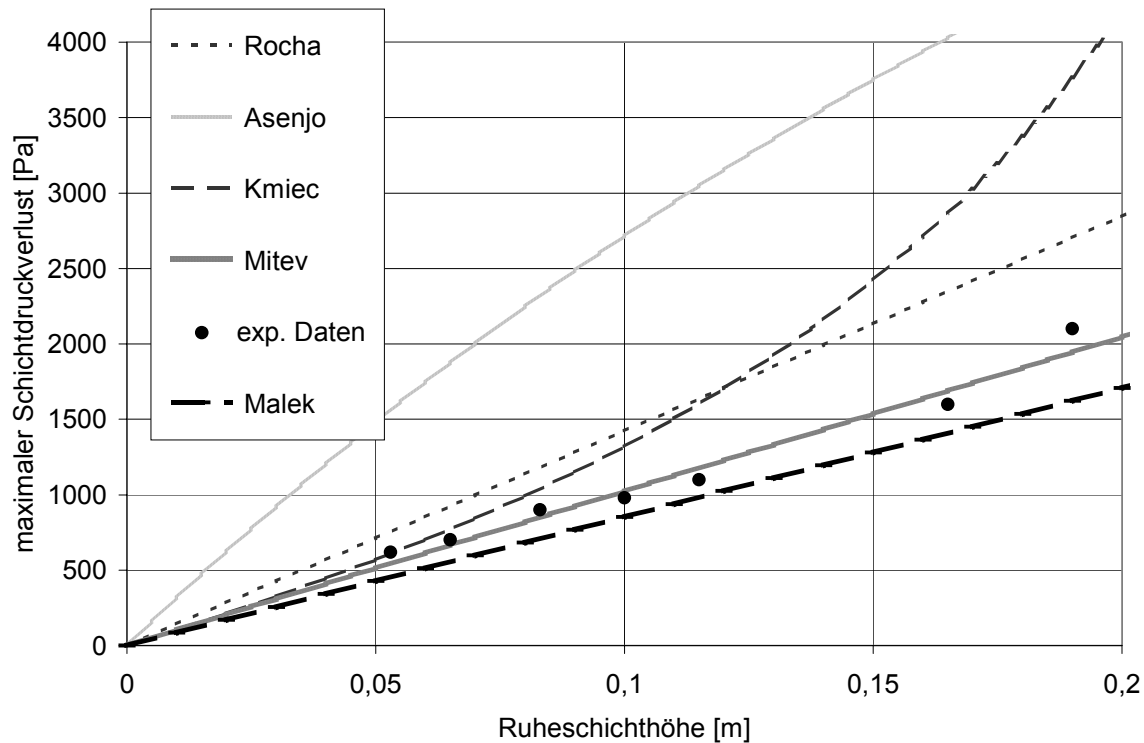


Abb. 5.9.1: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Werten für den maximalen Schichtdruckverlust; Schüttgut: Senfkörner

Die Gleichung von Mitev [67] kann für die Berechnung des maximalen Druckverlustes für den untersuchten Apparatetyp verwendet werden. Der Vergleich zwischen den berechneten und den experimentellen Daten für das Schüttgut Tabletten ist im Anhang (A8) zu finden. Da Mitev eine ähnliche Apparatekonstruktion untersucht hat (Abb. 3.1.1- k), war dieses Ergebnis auch zu erwarten.

5.10 Vergleich der Versuchsergebnisse für den Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit der Schicht mit den berechneten Daten

Die experimentellen Ergebnisse wurden mit den im Kapitel 4.3.3 aufgelisteten Gleichungen zur Berechnung des Schichtdruckverlustes bei stabiler Arbeit der Schicht nachgerechnet und in der Abb. 5.10.1 dargestellt.

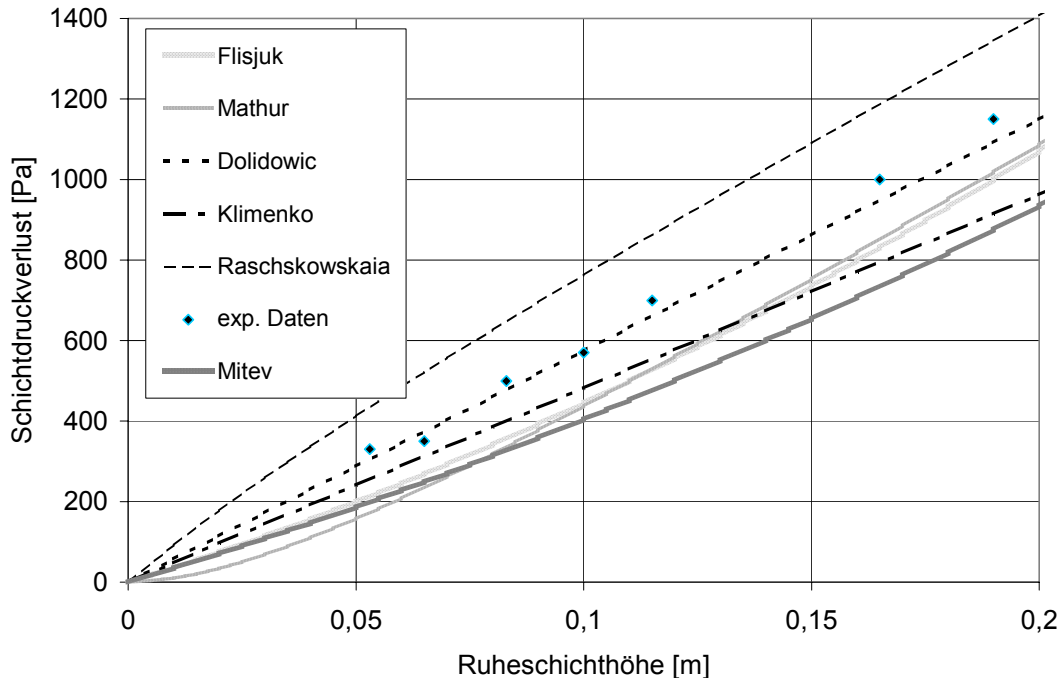


Abb. 5.10.1: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Werten für den Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit der Schicht; Schüttgut: Senfkörner

Der Vergleich zwischen den berechneten und den experimentellen Daten für das Schüttgut Tabletten ist im Anhang (A9) zu finden. Es ist zu sehen, dass die Versuchswerte mit der Gleichung 5.10.1 mit $K = 0,8$ gut wiedergegeben werden.

$$\Delta p_{\max} = Kg\rho_p H_0(1 - \varepsilon) \quad (5.10.1)$$

Die experimentell ermittelten Werte sind höher als die mit den Gleichungen nachgerechneten, die zur Berechnung des Schichtdruckverlustes ähnlicher Apparatkonstruktionen benutzt worden sind [17, 67]. Die Ursache dafür ist, wie schon im Kapitel 4.3.3 erwähnt wurde, dass der Anfang stabiler Arbeit nicht immer eindeutig definiert ist. Die "ideale" Druckverlustkurve (Abb. 4.2.2) ist in der Praxis kaum zu beobachten. In der Abb. 5.10.1 ist eine experimentell ermittelte Kurve dargestellt. Nach Meinung des Autors dieser Arbeit beträgt der Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit in diesem Fall ca. 1000 Pa, da beim Luftvolumenstrom 80 m³/h schon eine gute Fluidisation der Schicht zu beobachten

war. Einige Autoren würden in dem selben Fall niedrigere Werte für den Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit ablesen. Es ist durchaus möglich, dass bei einer weiteren Steigerung des Luftvolumenstromes (über 130 m³/h) der Schichtdruckverlust weiter abnimmt.

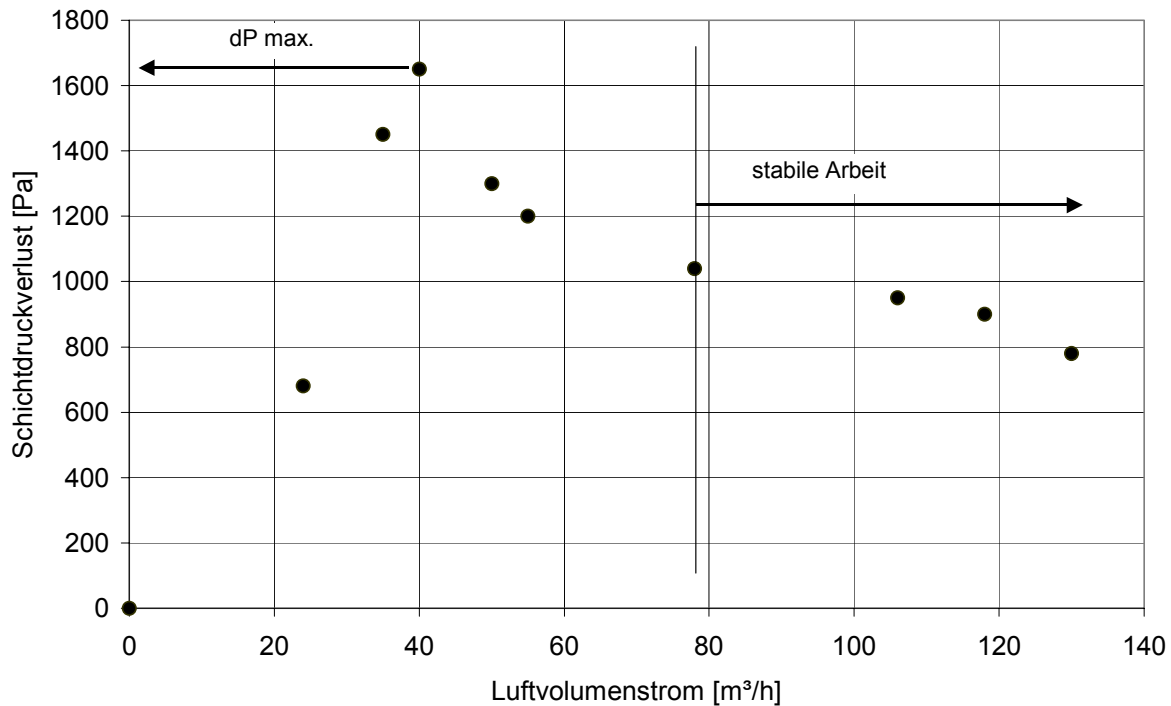


Abb. 5.10.1: Schichtdruckverlust als Funktion des Luftvolumenstromes

Der maximale Schichtdruckverlust, der in diesem Fall bei ca. 40 m³/h auftritt, ist eindeutig zu bestimmen. Deswegen ist es sinnvoll, den Druckverlust bei stabiler Arbeit als Verhältnis zu dem maximalen Schichtdruckverlust zu bestimmen. In der Literatur gehen die Angaben für dieses Verhältnis von 1,2 [35] bis 2,0 [78]. Nach den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen erscheint ein Wert von 1,5 – 1,6 für das Verhältnis aus maximalem Schichtdruckverlust zu Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit als sinnvoll.

5.11 Versuchsergebnisse zur Ermittlung der Regimes im untersuchten Apparat und Herleitung einer Berechnungsgleichung für den Anfang stabiler Fluidisation

Ziel der Untersuchung war die Bestimmung des Bereiches der stabilen Arbeit des untersuchten Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gaszugabe und die Ergänzung des Re–G–Ar–Diagramms (Abb. 4.3.4.1). Die Bestimmung des Simplexes G und die Berechnung der Reynolds- und Archimedes-Zahl ist im Kapitel 4.3.4 näher erläutert.

Der Anfang stabiler Fluidisation wurde mittels Aufnahme der Gasschwingungen im Apparat bei Steigerung des Luftvolumenstromes ermittelt. Die Untersuchung der Gasschwingungen erfolgte mit einem Drucksensor, der oberhalb der Schicht positioniert wurde. Gemessen wurde die Druckdifferenz zwischen Apparatedruck und Umgebungsdruck. Hötzel [39] bestätigte die Annahme, dass unterschiedliche Zustände der Schicht zu verschiedenen Schwingungsverläufen führen. Auf diese Weise lassen sich aus den Kurven der über eine bestimmte Zeit aufgenommenen Messwerte (Drücke) Aussagen über die Arbeitsweise der Schicht gewinnen [39, 85]. In der Abb. 5.11.1 ist der Zeitverlauf der Gasschwingungen bei unterschiedlichen Luftvolumenströmen bei einer konstanten Schichtmasse dargestellt. In der Abb. 5.11.2 ist der Schichtdruckverlust als Funktion des Luftvolumenstroms bei dem selben Versuch dargestellt. Die Punkte von 1 bis 9 (Abb. 5.11.2) zeigen den Fluidisationszustand, bei dem die Gasschwingungen aufgenommen wurden (Abb. 5.11.1). Es ist deutlich zu erkennen, dass die Amplituden der Schwingungen bei den Messreihen 1 - 7 größer sind als bei den Messreihen 8 und 9. Das ist auf Druckstöße infolge zerplatzender Gasblasen an der Schichtoberfläche zurückzuführen.

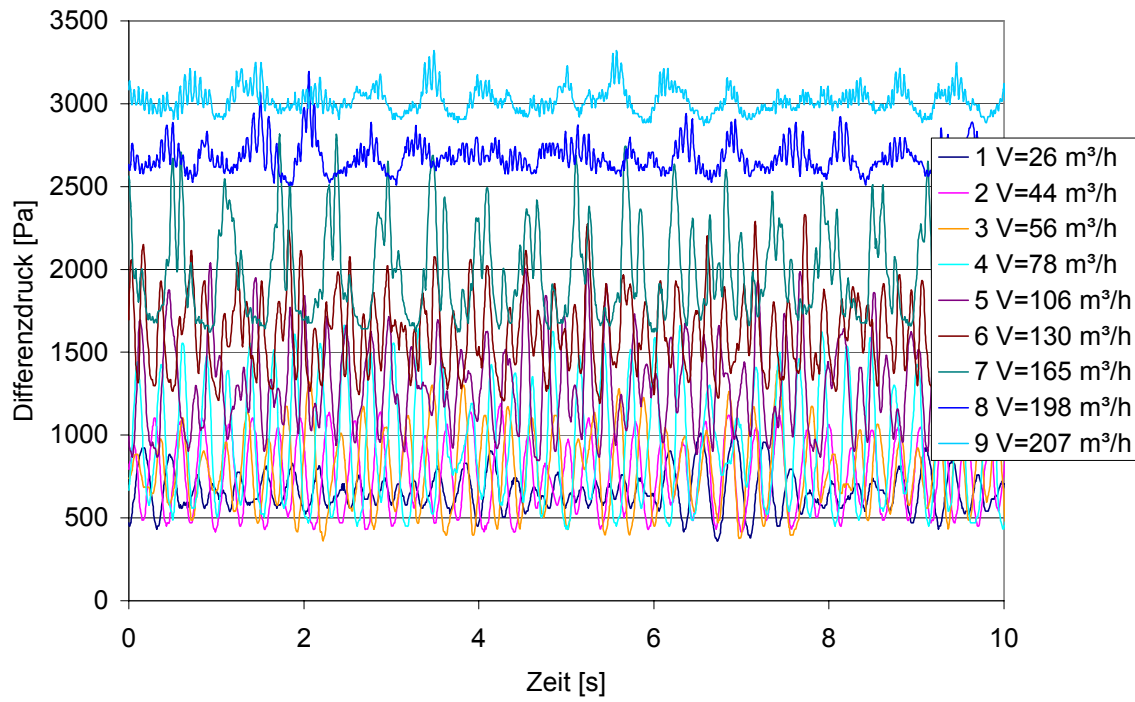


Abb. 5.11.1: Zeitverlauf der Gasschwingungen bei unterschiedlichen Gasbelastungen

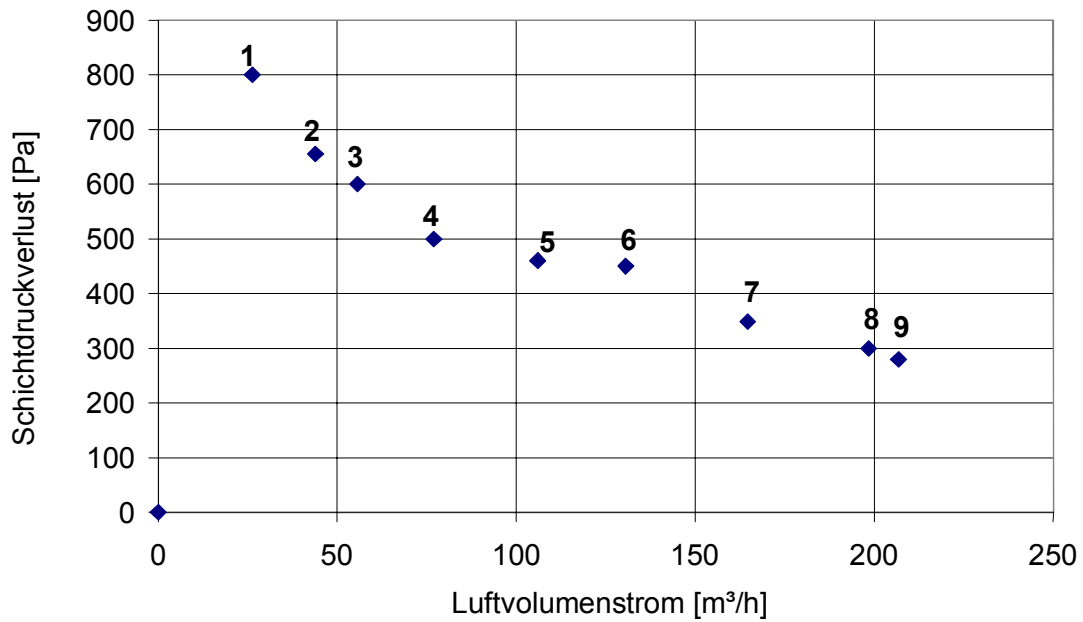


Abb. 5.11.2: Schichtdruckverlust als Funktion des Luftvolumenstromes; Wirbelgut:

Senfkörner; Anfangsschichthöhe: 8 cm

Nach Punkt 8 (Abb. 5.11.2) fluidisiert die Schicht stabiler, es ist keine Blasenbildung zu beobachten.

Bei der Darstellung des Bereiches der stabilen Arbeit im Re-G-Ar-Diagramm wird dieser Punkt als Anfang der stabilen Fluidisation interpretiert. Piskova [85] hat auf die selbe Art und Weise den Anfang der stabilen Fluidisation bestimmt und den Arbeitsbereich für prismatische Strahlschichtapparate in einem Re-G-Ar-Diagramm dargestellt (Abb. 5.11.4). Deswegen sind die folgenden Versuchsergebnisse zur Bestimmung des Arbeitsbereiches eines spaltförmigen Strahlschichtapparates mit regelbarer Anströmeinrichtung (Abb. 5.11.3) mit den Ergebnissen von Piskova [85] und Mitev [67] direkt vergleichbar (5.11.4).

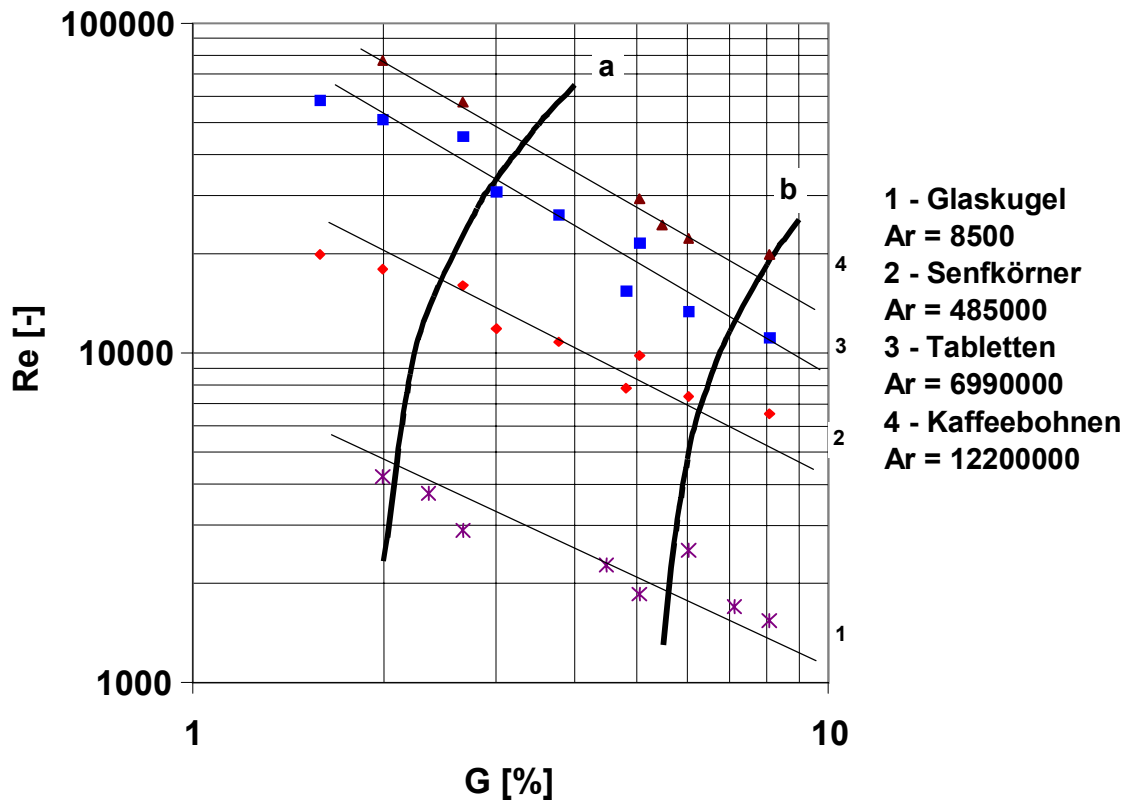


Abb. 5.11.3: Re-G-Ar-Diagramm für den spaltförmigen Strahlschichtapparat mit regelbarer Anströmeinrichtung

Die Linien 1 bis 4 sind Linien konstanter Ar-Zahl. Die Kurve a ist die Grenze zwischen der Kanalbildung und der stabilen Fluidisation der Schicht. Nach der Kurve b beginnt die unregelmäßige Fluidisation mit Pulsationen. Zwischen den Kurven a und b liegt die

pneumatisch stabile Fluidisation der Schicht vor. Es ist zu bemerken, dass eine Prozessführung nach der Kurve b auch möglich ist, wenn z. B. ein besonders intensiver Kontakt zwischen der Luft und dem Schüttgut erwünscht ist und der hohe Austrag kein Problem darstellt.

Auf der Basis der experimentellen Ergebnisse wurden folgende Gleichungen für die Berechnung der Re-Zahl am Gaseintritt für den Beginn der stabilen Fluidisation und für die Berechnung des Simplex G vorgeschlagen:

$$\text{Re}_{\text{Ein,ASF}} = 290,6 \text{Re}_A G^{-2,98} \quad (5.11.1)$$

$$G = 9 \cdot 10^{-8} Ar + 2,3 \quad (5.11.2)$$

mit folgendem Gültigkeitsbereich:

d_p von 0,47 mm bis 6,64 mm

ρ_p von 1257 kg/m³ bis 2469 kg/m³;

Ar von 8,5·10³ bis 12,2·10⁶

H_o von 80 mm bis 180 mm

$\gamma = 54^\circ$

$\rho_f = 1,2 \text{ kg/m}^3$

$\nu_f = 15,7 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$

A_{ein} von 1,2·10⁻⁴ m² bis 9,7·10⁻⁴ m²

Ein Vergleich zwischen den theoretisch berechneten stabilen Arbeitsbereichen der Wirbelschicht (Kurven a und b) und den experimentell bestimmten Grenzen für unterschiedliche Strahlschichtbauarten wurde in der Abb. 5.11.4 dargestellt.

Die Linien a, c, e, i und g zeigen den Anfang der stabilen Fluidisation (ASF). Diese Linien verbinden die Punkte für ASF bei verschiedenen Archimedeszahlen.

Die Versuchsgüter, die zur Bestimmung des Arbeitsbereiche benutzt wurden sind in der Tabelle 5.11.1 charakterisiert. Die Feststoffe sind den Gruppen B und D der Geldart-Klassifikation zuzuordnen [103].

Korngüter	d_p [mm]	ρ_p [kg/m ³]	Ar [-]	w_A [m/s]	Re_A [-]	Geldart Klassifikation in [103]
Glaskugeln	0,47	2469	$8,5 \cdot 10^3$	3,8	114	B
Senfkörner	2,18	1180	$4,1 \cdot 10^5$	7,2	1003	D
Tabletten	5,29	1425	$6,9 \cdot 10^6$	10,3	4286	D
Kaffeebohnen	6,64	1257	$12,2 \cdot 10^6$	13,4	5678	D

Tabelle 5.11.1: Partikel-Charakterisierungsgrößen

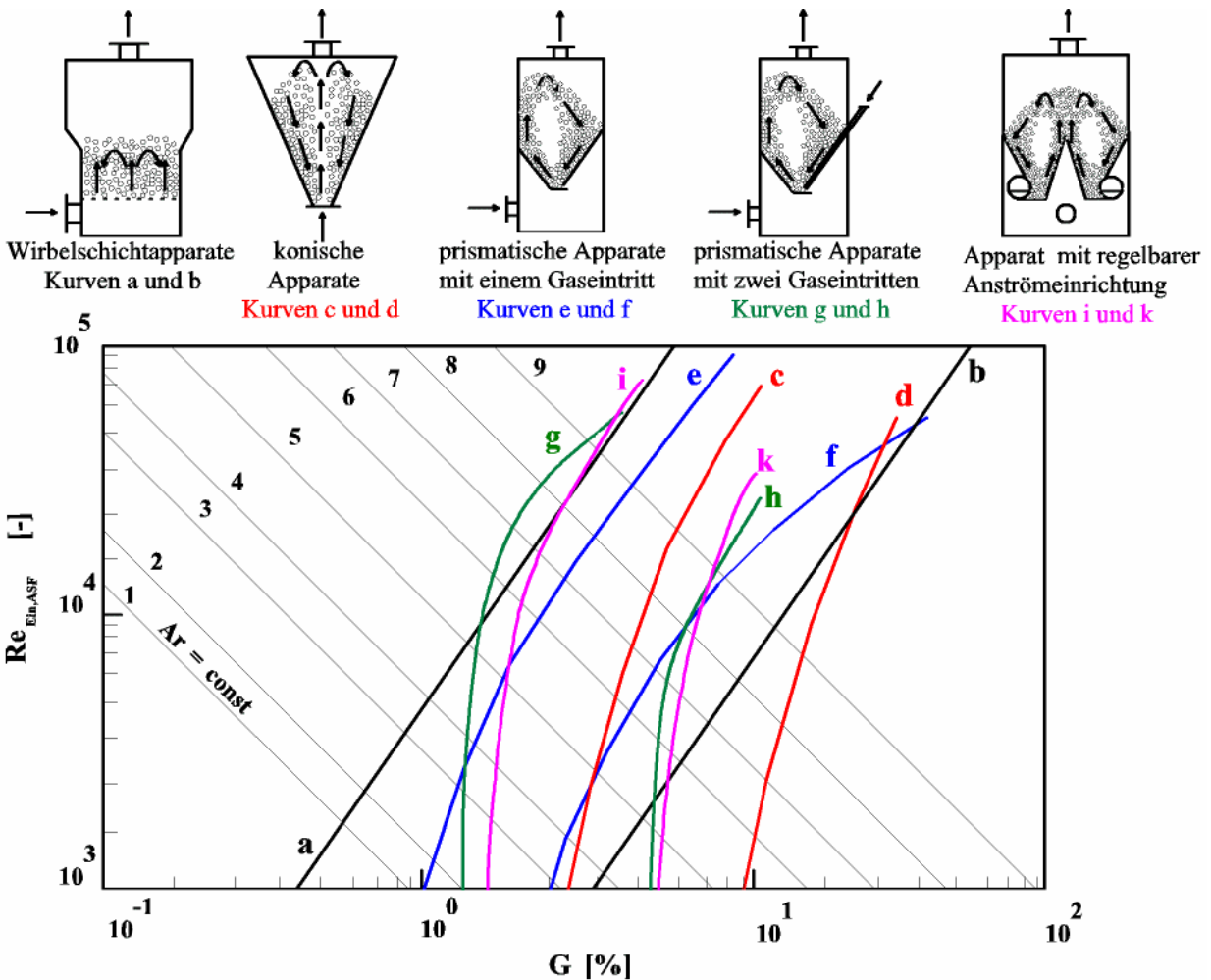


Abb. 5.11.4: Vergleich zwischen den Grenzen der stabilen Fluidisation für Wirbelschichtapparate und unterschiedliche Bauformen von Strahlschichtapparaten in den Koordinaten Re_{EinASF} -G- Ar .

Die in der Abb. 5.11.4 dargestellten Arbeitsbereiche der Wirbelschicht und der Strahlschicht ermöglichen den Ergebnisvergleich der selben Vorgänge, die in unterschiedlichen Apparatekonstruktionen ablaufen und unterstützen auf diese Weise die Auswahl des optimalen Apparates. Die Existenzgrenzen der Arbeitsbereiche hängen von der Apparatekonstruktion und der Schichthöhe ab.

6 Simulative Navier-Stokessche Berechnung des Druckverlustverhaltens im neuen Strahlschichtapparat mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe

Die numerische Simulation von Strömungen hat die Aufgabe, die einzelnen Vorgänge und ihr Zusammenwirken in Form von mathematischen Beziehungen aufzulösen. Die Grundgleichung der Strömungsmechanik ist die Kontinuitätsgleichung. Zur Beschreibung der Strömungsvorgänge wird diese Gleichung zusammen mit der Impulsbilanz gelöst. Zur Berechnung des Geschwindigkeitsfeldes einer Strömung können Impulsbilanzen aufgestellt werden. Bei reibungsbehafteten Strömungen kann dabei auf die Navier-Stokessche Gleichung zurückgegriffen werden. Bei vernachlässigbarer Strömungsreibung kann von der sogenannten Eulerschen Bewegungsgleichung ausgegangen werden. Zur Lösung dieser Differentialgleichungen stehen verschiedene Ansätze zur Verfügung: die Finite-Differenzen-Methode (FDM), die Finite-Elemente-Methode (FEM), die Finite-Volumen-Methode (FVM), die Boundary-Element-Methode (BEM) oder Spektralmethoden (SM). Das Rechenprogramm Fluent, welches in dieser Arbeit verwendet wurde, basiert auf der FVM. Das Ziel der Berechnung ist es, Aussagen über Geschwindigkeits- und Druckprofile im Strahlschichtapparat zu erlangen. Franka [18, 19] berechnete die Gasströmung in einem Sprudelbettrockner mit einem Modell, das auf der Finite-Elemente-Methode basiert. Gong [30] modellierte mittels Finite-Elemente-Simulation die Trocknung eines Weizenpartikels in einer Strahlschicht.

In der vorliegenden Arbeit wurde der experimentell ermittelte Bodendruckverlust (Kapitel 5.6) mit dem Programm FLUENT nachgerechnet. Der Öffnungswinkel φ der Walzen betrug 0° und 20° . Bei diesen Einstellungen des Öffnungswinkels φ kommt es zu Werten für den Simplex G (Gl. 4.3.4.5), die laut Re-G-Ar-Diagramm (Abb. 5.11.3) den Bereich der stabil arbeitenden Schicht begrenzen. Bei der Berechnung des Simplex G wurde von einer Schichthöhe von 10 cm ausgegangen. Die Berechnung der

Geschwindigkeit im Schlitz der Walze erfolgte bei einem Luftvolumenstrom von 100 m³/h. Für die Berechnung der Re-Zahl (Gl. 4.3.4.3) wurden folgende Parameter festgelegt:

$$d_p = 0,003 \text{ m}$$

$$v_f = 15,7 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$$

Die Ergebnisse sind in der Tabelle 6.1 zu sehen.

Öffnungswinkel φ [°]	Offene Fläche der Anströmeinrichtung A [m ²]	Simplex G [%]	Geschwindigkeit im Schlitz [m/s]	Re-Zahl [-]
0	0,00097	6	28,6	5541
20	0,00032	2	86,8	17197

Tab. 6.1: Werte für den Simplex G und die Re-Zahl bei unterschiedlichen Öffnungswinkeln φ

Bei den Simulationen der Luftdurchströmung wurden zu jedem Walzenöffnungswinkel (0°, 20°) jeweils 5 Simulationen mit unterschiedlichen Luftvolumenströmen durchgeführt (50, 75, 100, 125, 150 m³/h).

6.1 Programmüberblick

Für die numerische Berechnung wurde das CFD-Programmsystem Fluent verwendet. Dabei handelt es sich um ein Finite-Volumen-Programmsystem zur Lösung von strömungsmechanischen Problemen unterschiedlichster Art. Es beinhaltet ein großes Spektrum an implementierten physikalischen Modellen und numerischen Algorithmen aus dem Gebiet der Computational Fluid Dynamics (CFD). Zum Leistungsumfang der Software gehören:

- Fluide können inkompressibel oder kompressibel sein
- laminare und turbulente Strömungen
- stationäre und instationäre Strömungen

- newtonsche und nicht-newtonsche Fluide
- Mehrphasenströmungen (Fluid-Fluid, Fluid-Solid)
- gekoppelte Wärmeleitung und Konvektion
- chemische Reaktionen, Verbrennungen

Das Simulationsprogramm Fluent besteht aus den folgenden Modulen:

- GAMBIT – Modellierer und Vernetzer (Pre-Processor)
- TGRID – ein zusätzlicher Netzgenerator, welcher aus Oberflächennetzen die Vernetzung des eingeschlossenen Volumens durchführt
- PrePDF – ein zusätzlicher Pre-Processor, falls Fluide mit Mischungsverhältnissen berechnet werden sollen
- Fluent – das Analyseprogramm (Solver, Pre- und Post-Processor); Hier werden das Netz eingelesen, Modelldaten und Randbedingungen festgelegt, der Lösungsalgorithmus ausgewählt und die Berechnung durchgeführt. Nach der Berechnung erfolgt die Auswertung (Post-Processing).

6.2 Turbulenzmodelle

Die Turbulenzmodelle sollen zusammengefasst folgende Eigenschaften besitzen [117]:

- Die Funktionen und die dazu notwendigen halbempirischen Konstanten sollen für möglichst viele verschiedene Strömungsfälle gelten. Nur dann ist eine gute Vorhersagekraft gegeben.
- Die Zahl der grundlegenden Modellansätze und der empirischen Konstanten soll möglichst gering sein.
- Die Anwendung der Modelle soll einfach und numerisch stabil sowie wirtschaftlich in der Anwendung sein.

Da diese Forderungen zum Teil unvereinbar sind, ist in der Praxis stets ein Kompromiss betreffs Allgemeingültigkeit, Genauigkeit und Wirtschaftlichkeit notwendig.

Für zahlreiche ingenieurtechnische Anwendungen, gekennzeichnet durch gute Allgemeingültigkeit sowie gutes Konvergenzverhalten, hat sich in der CFD-Praxis das $k-\varepsilon$ Turbulenzmodell durchgesetzt.

6.3 Modellierung und Vernetzung der Apparategeometrie mittels GAMBIT

Die Geometrie der Strahlschichtapparatur ist in Abb. 6.3.1 dargestellt. Infolge der symmetrischen Bauart wurde nur jeweils eine Apparatehälfte in GAMBIT gezeichnet. Da die Auswirkungen auf Geschwindigkeits- und Druckänderungen bei verschiedenen Lufteintrittsquerschnitten untersucht werden sollen, wurden 2 Apparategeometrien mit einem Walzenöffnungswinkel von 0° bzw. 20° modelliert und vernetzt.

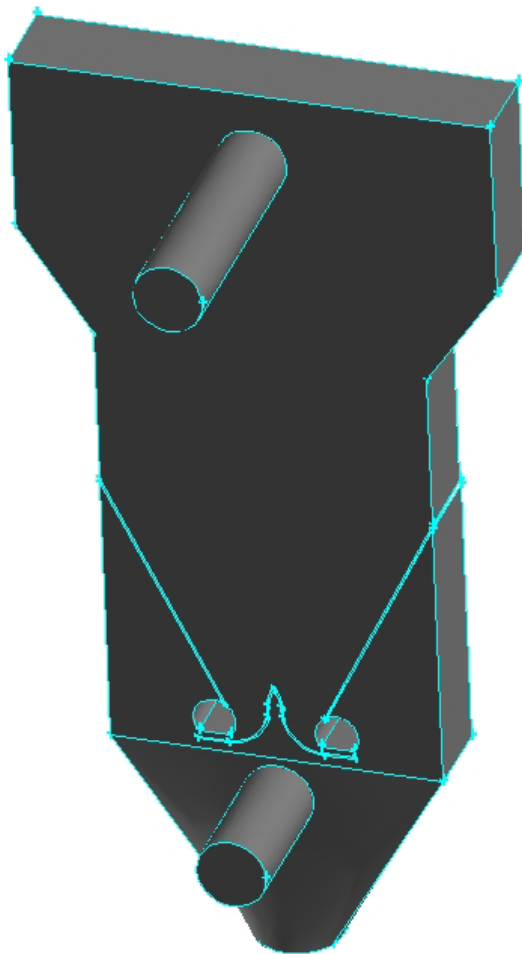


Abb. 6.3.1: Geometrie der Strahlschichtapparatur

Wegen der Möglichkeit der Erzeugung einer Vernetzung mit einem möglichst geringen Anteil fehlerhafter Zellen ist die Apparategeometrie noch einmal in 10 Volumenelemente mit Teilnetzen aus Hexaedern und Tetraedern aufgeteilt (Abb. 6.3.2). In besonders kritischen Gebieten, wie dem Strömungsein- und -austritt an der Walze wurde die Netzverfeinerung genutzt, um diese Bereiche feiner aufzulösen, ohne die globale Zellenanzahl und damit den Rechenaufwand erheblich zu steigern (Abb. 6.3.3). Das Apparategitter besitzt somit ein hybrides Netz, welches den Rechenaufwand minimiert (Hexaeder) und Netzfehler durch komplizierte Geometrien (Tetraeder) beschränkt. Die Anzahl der Zellen des Apparategitters beträgt je nach Walzenstellung ca. 110000. Als Geometrierandbedingungen wurden in GAMBIT Strömungsein- bzw. Strömungsausstrittsflächen, Wände und Symmetriefflächen festgelegt.

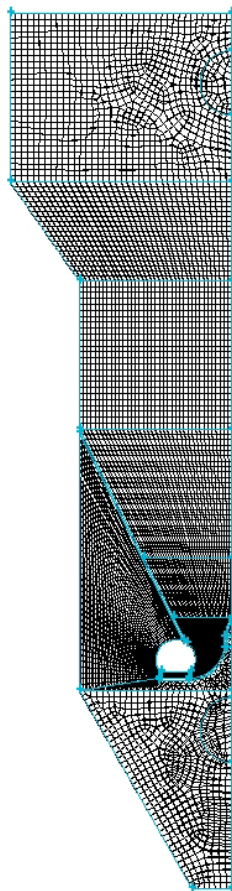


Abb. 6.3.2: Apparategeometrie mit hybridem Netz, in 10 Volumenelemente aufgeteilt

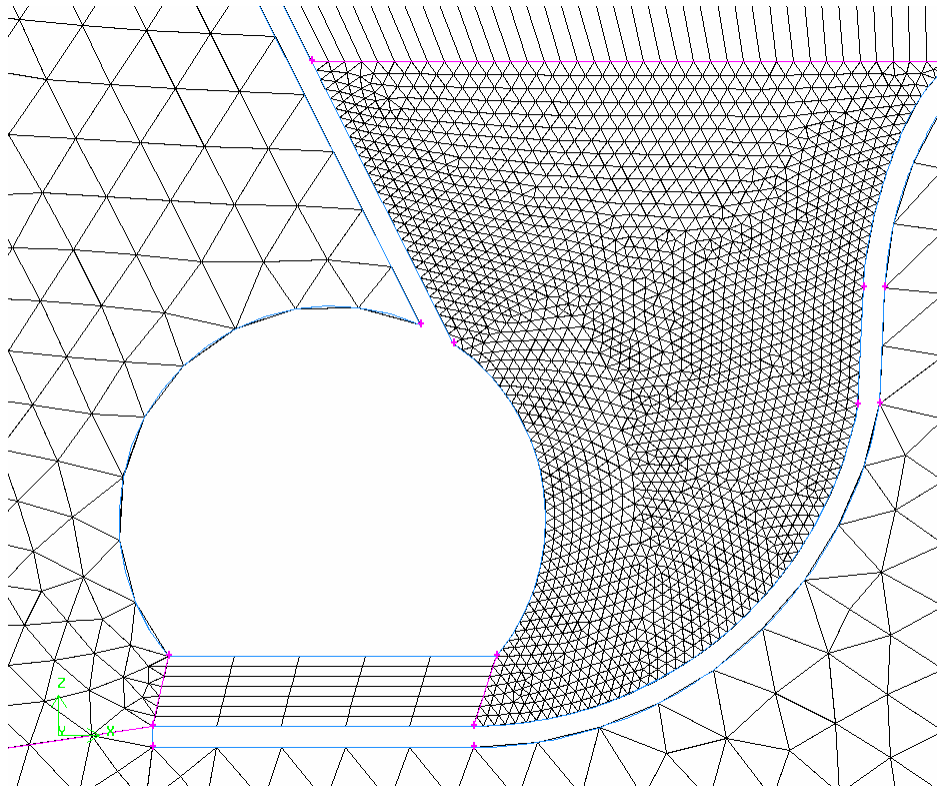


Abb. 6.3.3: Netzverfeinerung

6.4 Ergebnisse der CFD-Analyse. Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten

Vor der Berechnung des vollständigen Strömungsfeldes wurden folgende Strömungsrandbedingungen in Fluent spezifiziert:

- Festlegung der Eintritts- und Austrittsrandbedingungen
- Definition der physikalischen Fluid- und Wandeigenschaften
- Berechnung mittels k - ϵ Turbulenzmodell

Als Eingangsrandbedingung wurde das Massenstromfeld festgelegt (Tabelle 6.4.1). Als Austrittsrandbedingung wurde das Druckfeld gewählt.

Bei den physikalischen Fluideigenschaften wurde das Strömungsmedium Luft als ideales, kompressibles und reibungsbehaftetes Gas mit einer Temperatur von 283 K betrachtet. Die Wände sind stationär und hydraulisch glatt und besitzen eine Temperatur von 283 K.

Volumenstrom [m ³ /h]	Massenstrom [kg/s]
50	0,0017
75	0,0256
100	0,034
125	0,0426
150	0,051

Tab. 6.4.1: Massenströme als Eintrittsrandbedingungen

Die Ergebnisse der CFD-Analyse sind in den Abb. 6.4.1 - 6.4.6 zu sehen.

In der Abb. 6.4.1 und 6.4.2 ist die Geschwindigkeitsverteilung im Apparat bei gleichem Öffnungswinkel aber unterschiedlichen Luftvolumenströmen dargestellt.

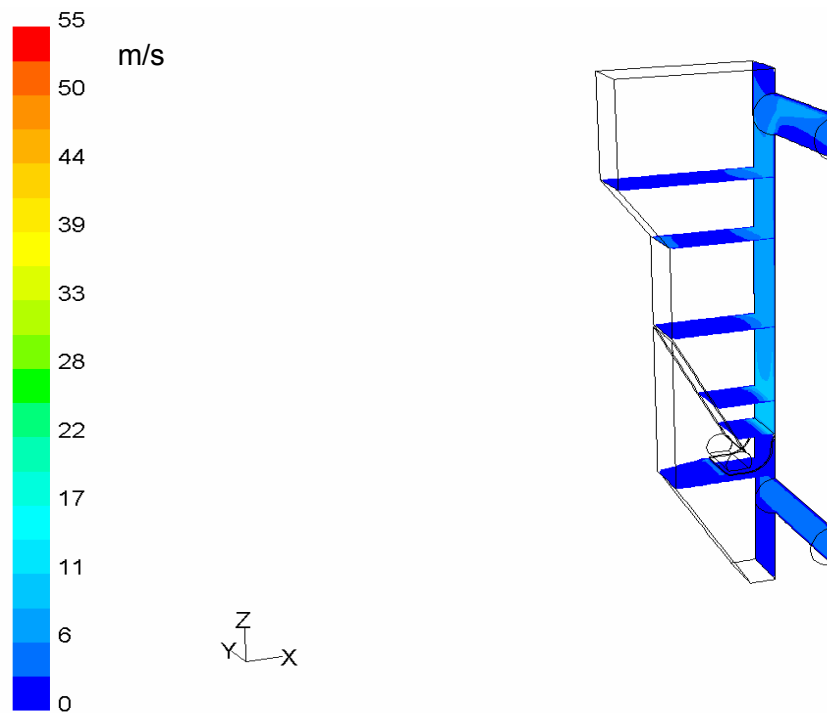


Abb. 6.4.1: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat, Öffnungswinkel 0°,
Luftvolumenstrom 50 m³/h

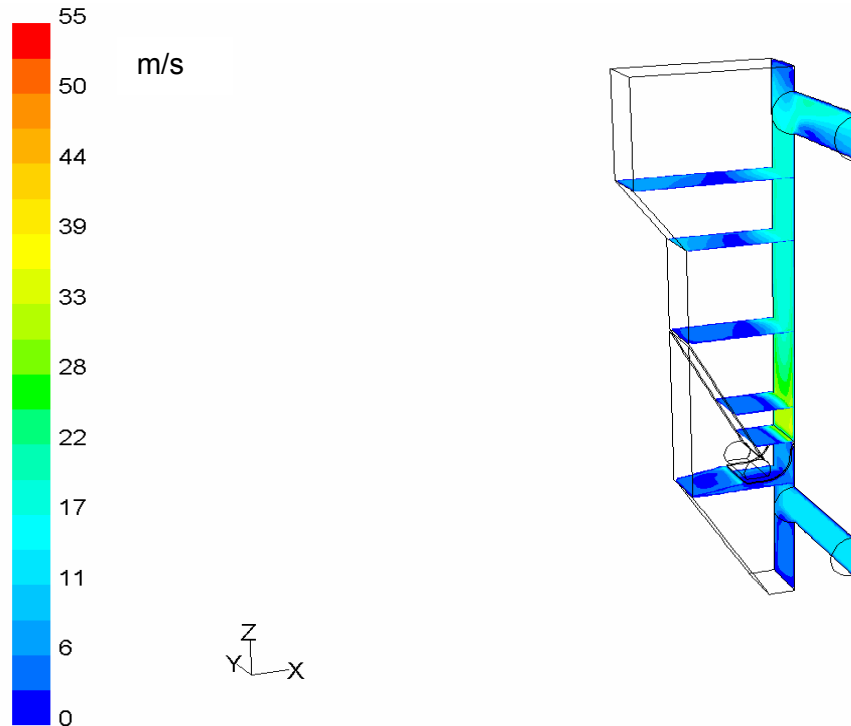


Abb. 6.4.2: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat, Öffnungswinkel 0° ;
Luftvolumenstrom $150 \text{ m}^3/\text{h}$

Die Simulationsergebnisse bei anderen Öffnungswinkeln und Volumenströmen sind im Anhang (A10-19) zu finden.

Die Ergebnisse machen deutlich, dass entlang der Y-Achse (in die Tiefe des Apparats) keine wesentliche Änderung der Geschwindigkeitsprofile zu beobachten ist. Die höchste Geschwindigkeit herrscht im Schlitz der Walze. Es kommt zur Bildung eines Gasstrahls in der Mitte des Apparats, der bei einem Öffnungswinkel von 20° besonders gut ausgeprägt ist (Abb. 6.4.4). Mit Zunahme der Apparatehöhe (Z-Richtung) wird die Geschwindigkeit abgebaut. Die Abnahme der durchströmten Fläche im Schlitz der Walze ist für den Druckverlust des Apparats von besonders großer Bedeutung. In den Abb. 6.4.5 und 6.4.6 wurde der Überdruck bei einem vertikalen Schnitt durch die Apparatemitte dargestellt. Es wurde ein Volumenstrom von $100 \text{ m}^3/\text{h}$ herangezogen. Es ist zu sehen, dass das Druckprofil bei zunehmendem Öffnungswinkel ansteigt.

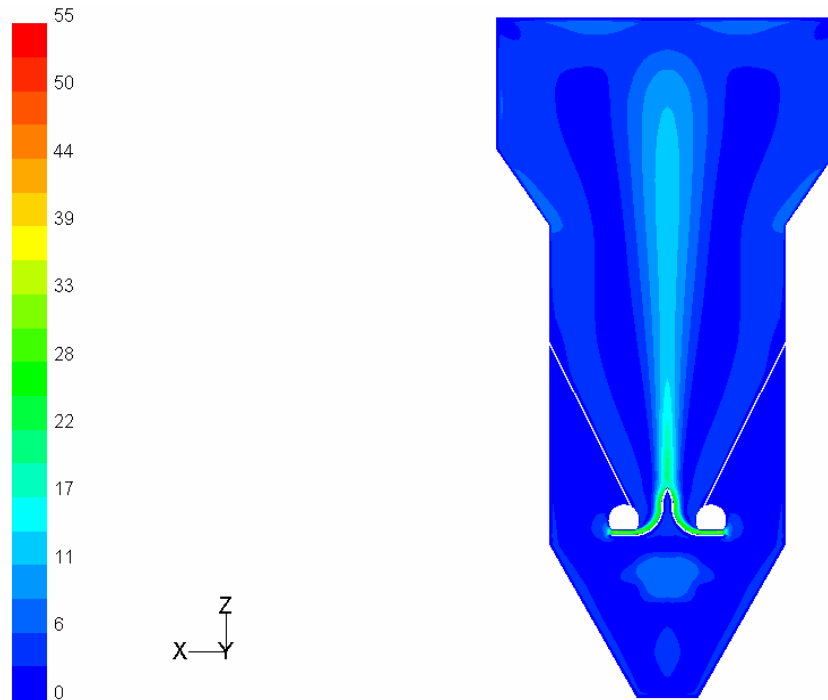


Abb. 6.4.3: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat, Öffnungswinkel 0° ,
Luftvolumenstrom $100 \text{ m}^3/\text{h}$

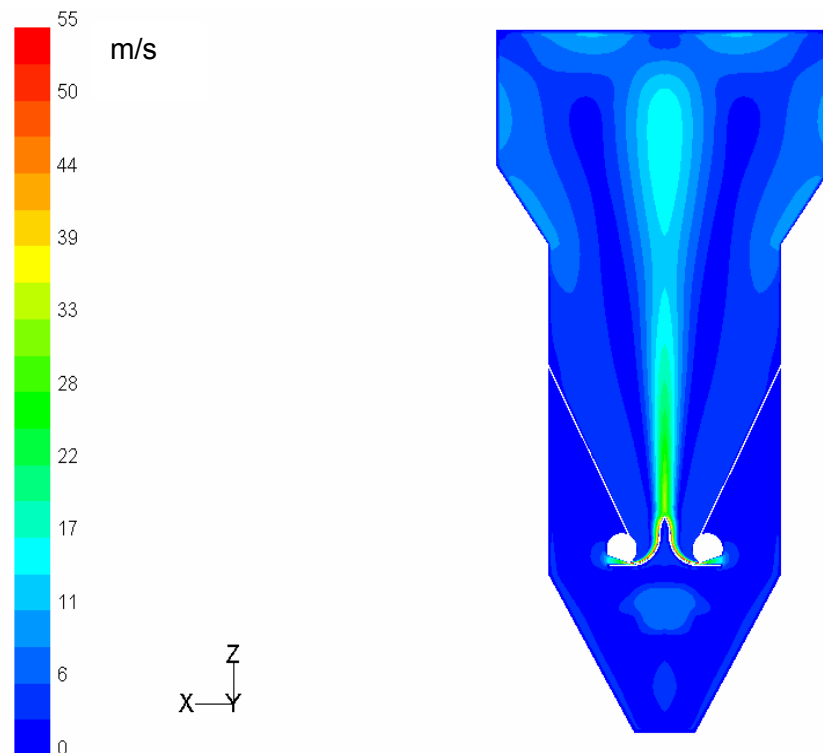


Abb. 6.4.4: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat, Öffnungswinkel 20° ,
Luftvolumenstrom $100 \text{ m}^3/\text{h}$

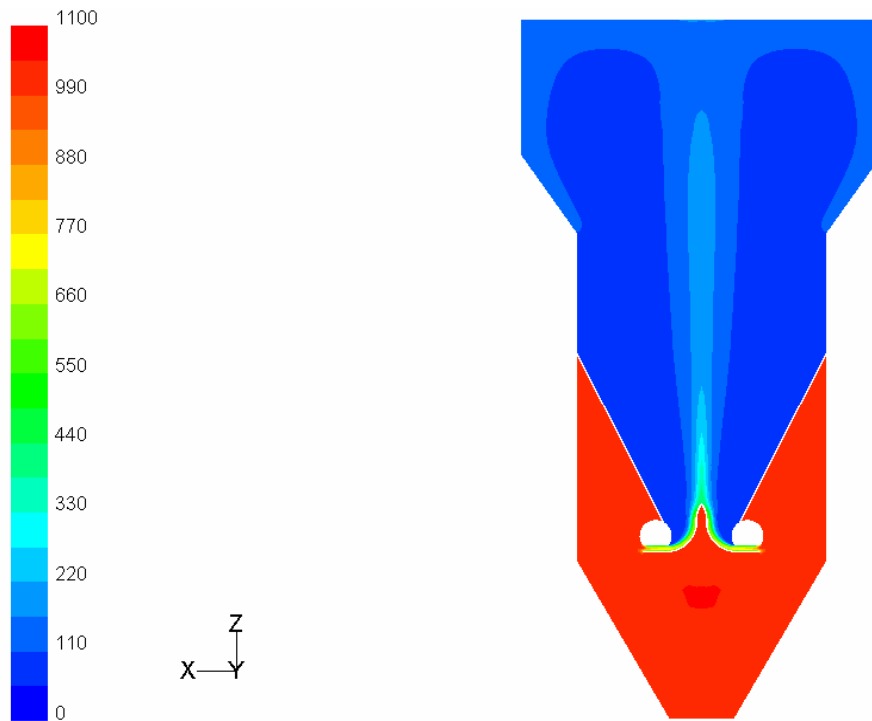


Abb. 6.4.5: Überdruck im Apparat, Öffnungswinkel 0° ; Volumenstrom $100 \text{ m}^3/\text{h}$

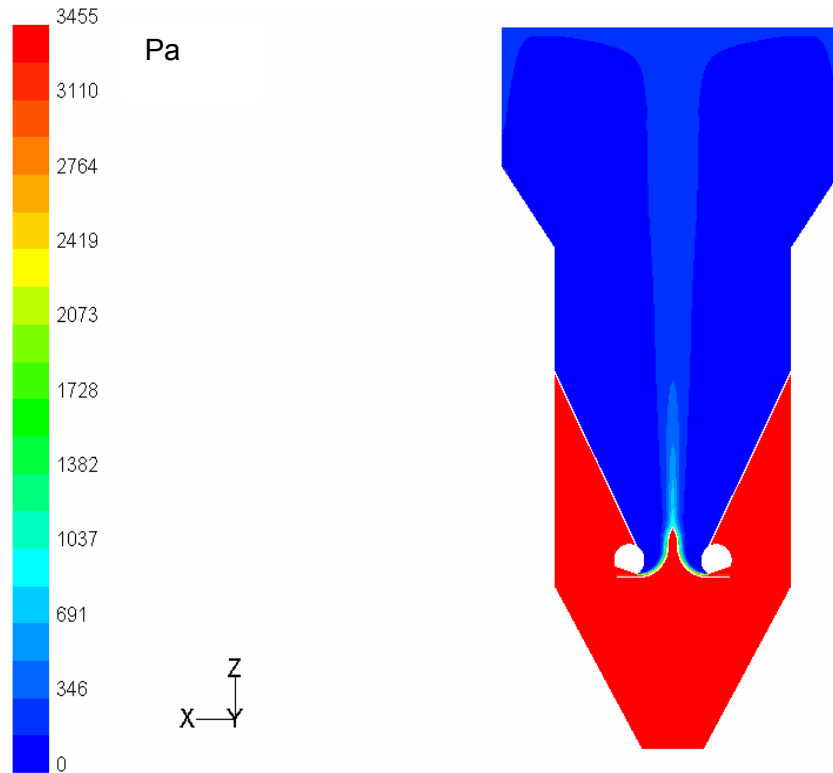


Abb. 6.4.6: Überdruck im Apparat, Öffnungswinkel 20° ; Volumenstrom $100 \text{ m}^3/\text{h}$

In den Abb. 6.4.7 und 6.4.8 werden die mittels FLUENT berechneten Daten für den Bodendruckverlust sowohl mit den experimentellen, als auch mit den berechneten Daten (nach Flisjuk und mit der abgeleiteten halbempirischen Gleichung) verglichen. Die Auswertung der Simulationsergebnisse und ein Vergleich mit den experimentellen Untersuchungen des Druckverlustes im Apparat sind auch in der Tabelle 6.4.2 dargestellt.

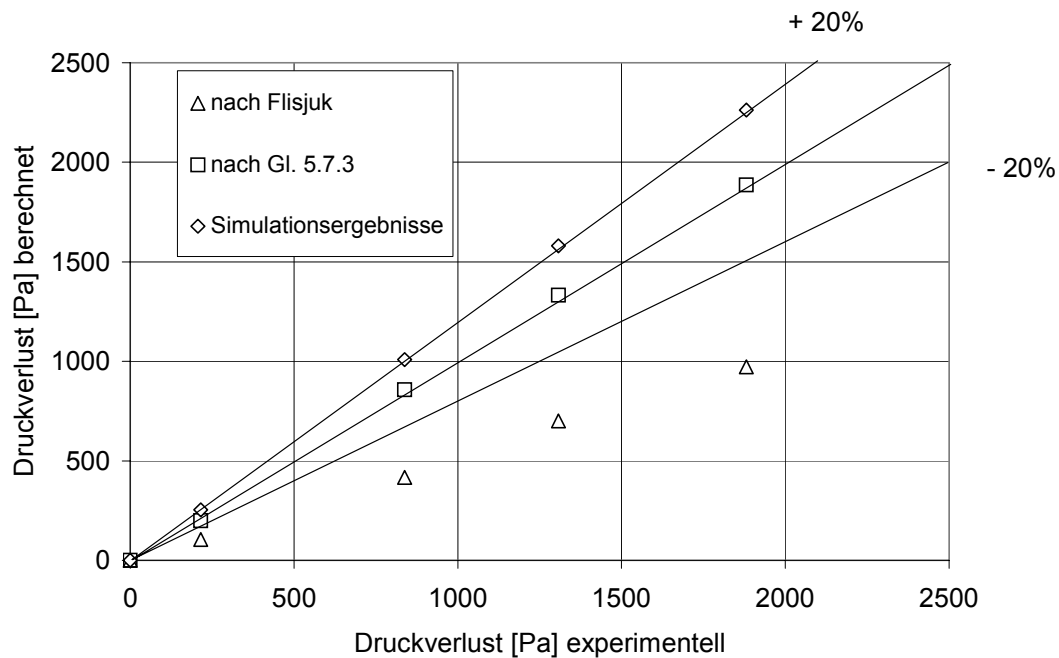


Abb. 6.4.7: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten für den Bodendruckverlust, Öffnungswinkel 0°

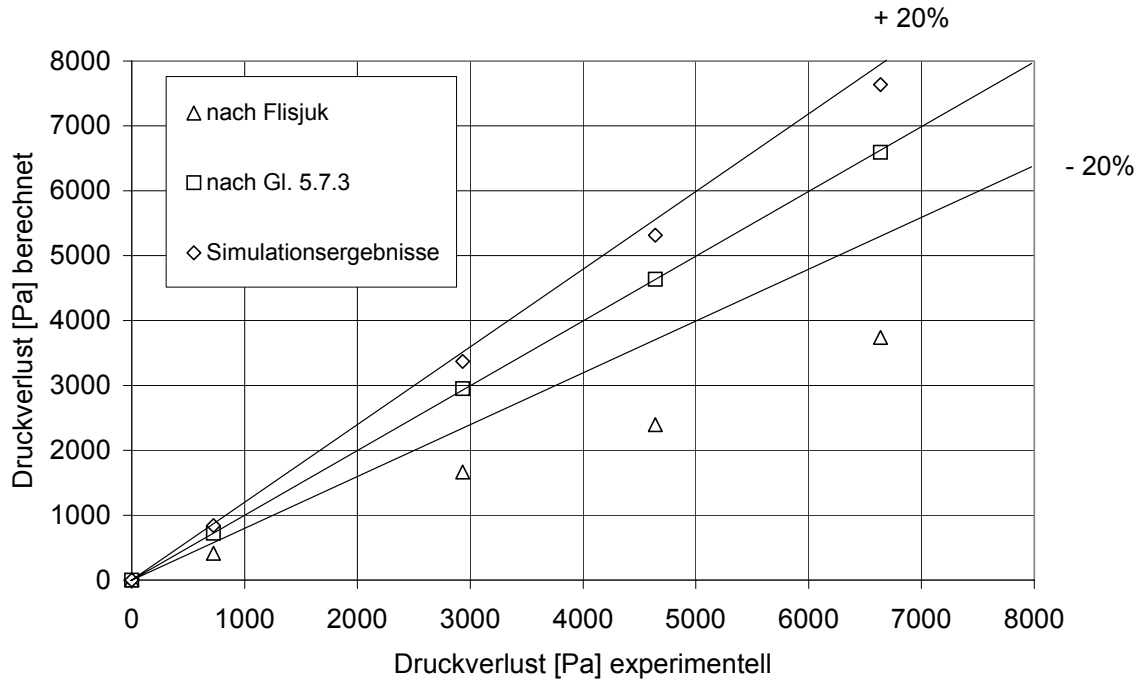


Abb. 6.4.8: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten für den Bodendruckverlust, Öffnungswinkel 20°

Volumenstrom [m³/h]	exp. Daten für den Bodendruckverlust bei Öffnungswinkel 0° [Pa]	exp. Daten für den Bodendruckverlust bei Öffnungswinkel 20° [Pa]	Simulationsergebnisse Bodendruckverlust bei Öffnungswinkel 0° [Pa]	Simulationsergebnisse Bodendruckverlust bei Öffnungswinkel 20° [Pa]
0	0	0	0	0
50	215	723	253	839
100	838	2933	1008	3373
125	1307	4640	1580	5312
150	1881	6635	2263	7634

Tab. 6.4.2: Experimentelle und simulierte Daten für den Bodendruckverlust bei unterschiedlichen Öffnungswinkeln und Luftvolumenströmen

Sichtbar werden dabei Abweichungen in Höhe von ca. 20% zwischen Simulation und Experiment. Bei Druckverlustberechnungen ist das ein zufriedenstellendes Ergebnis.

7 Anwendung des neuen Strahlschichtapparates mit tangentialer regelbarer Gasstromzugabe zur Trocknung schlecht fluidisierbarer Wirbelgüter

Die Strahlschichtapparate wurden in der konstruktiven Variante als konisch-zylindrische Apparate erstmalig 1954/55 von Mathur und Gischler am National Research Council of Canada entwickelt. Der Grund dafür war die Notwendigkeit der Trocknung von erntefeuchtem Weizen. Seitdem haben sich viele Autoren mit der Trocknung verschiedener Güter in einer Strahlschicht beschäftigt.

Lima [50] hat die Trocknung von Carioca-Bohnen in einer Strahlschicht experimentell erforscht. Passos [83] berichtete über die Anwendung von Strahlschichtapparaten unterschiedlicher Bauformen zur Trocknung von Getreide. Zahed [118, 119] und Jumah [42] beschäftigten sich auch mit der Problematik der Getreidekorntrocknung. Grabowski [31] machte Experimente zur Trocknung von Backhefe in der Strahlschicht. Über die Röstung von Kaffeebohnen in der Strahlschicht berichtete Nagaraju [76]. Ei-Naas [13] untersuchte die Pneumatik und die Stoffübertragung bei der Strahlschichttrocknung von Klärschlamm. Kmiec [46] beschäftigte sich mit der Trocknung von sphärischen, kapillarporösen Partikeln in einer Strahlschicht mit innerem Rohr. Mörl [113] berichtete über die Trocknung mit Inertpartikeln. Das Feuchtgut wurde auf fluidisierte inerte Partikel aufgetragen und zu feindisperssem Pulver getrocknet. Mitev [66] wendete die Strahlschichttechnik für die Trocknung von Gipsteilchen an.

Die meisten Autoren haben sich mit der Behandlung von Stoffen beschäftigt, die annähernd Kugelform haben. Der Hauptvorteil der Strahlschichtapparate aber besteht darin, dass ihre Konstruktion die Behandlung solcher Güter erlaubt, die in einer Wirbelschicht nicht oder nur sehr ungleichmäßig fluidisieren würden.

In dem in dieser Arbeit untersuchten Apparat wurden u. a. Versuchsreihen zur Trocknung von Holzspänen durchgeführt. Die Holzteilchen wichen stark von der Kugelform ab und hatten hakende Oberflächen, neigten zur Klumpenbildung und Bildung von sogenannten "Totzonen" im Apparat. Es wurde bewusst ein schwerfluidisierbares Wirbelgut gewählt, um die Effektivität der neu konzipierten Anströmeinrichtung zu überprüfen. Dabei wurde

geprüft, ob eine entsprechende Einstellung bzw. Veränderung des Öffnungswinkels die störungsfreie Fluidisation des Wirbelgutes sichern kann. Die störungsfreie Fluidisation und die Vermeidung von "Totzonen" ist eine Voraussetzung für das effektive Trocknen. Es wurde auch auf die Durchfallsicherheit der Anströmeinrichtung geachtet. Die Versuchsanlage ist in der Abb. 7.1 dargestellt. Ein Foto der Anlage ist in der Abb. 7.2 zu sehen.

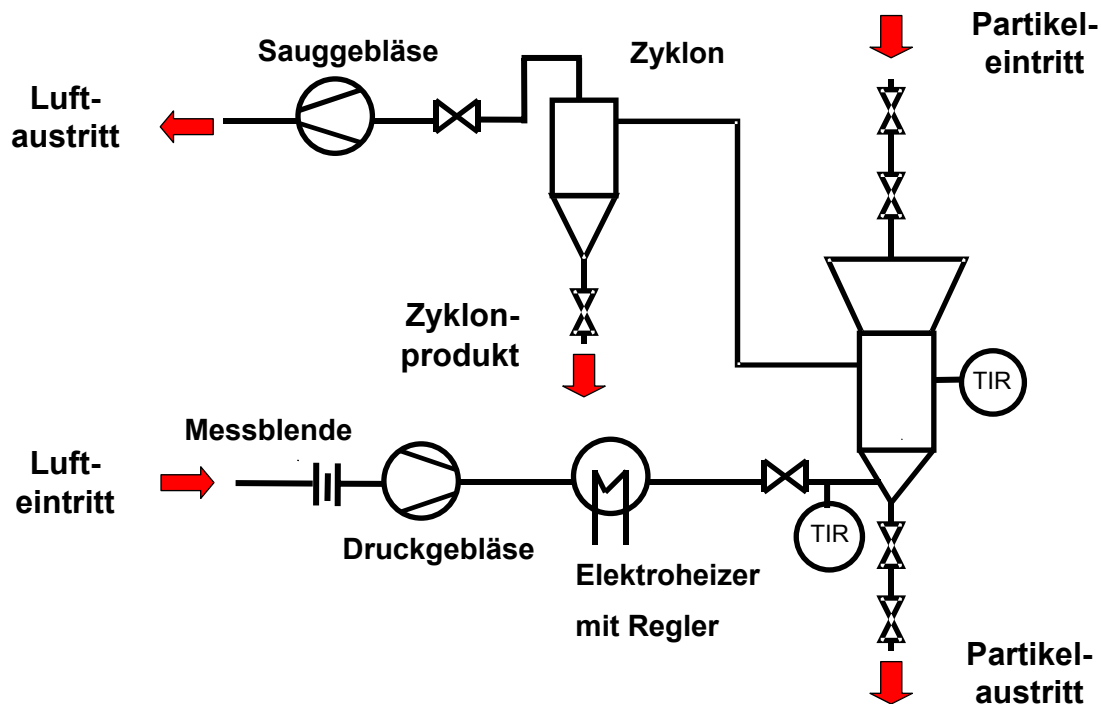


Abb. 7.1: Schema der Anlage



Abb. 7.2: Versuchsanlage DN 100 mobil

Kernstück der Anlage ist der Strahlschichtapparat. Die Anströmeinrichtung besteht aus zwei Walzen, mit deren Hilfe das Öffnungsverhältnis variiert werden kann. Durch Drehen der Walzen wird die Größe der Öffnungen in den Walzen, d. h. das Öffnungsverhältnis des Anströmbodens, verändert (siehe Abb. 3.2.2.1).

In der Anlage wird Luft als Arbeitsmedium benutzt. Die notwendige Luftmenge wird von dem Druckgebläse und dem Sauggebläse geliefert. Der Volumenstrom wird mit Hilfe einer Messblende gemessen und mit einer Klappe reguliert. Die Luft geht durch den Elektroheizer, wird erhitzt und tritt in den Strahlschichtapparat ein, in dem sie die

Feststoffpartikel zum Wirbeln bringt. Danach strömt das Arbeitsmedium durch das Sauggebläse und verlässt die Anlage.

Mit Hilfe einer Eintrittsschleuse kann das Wirbelgut bei laufender Anlage in den Apparat eingeführt werden. Teilchen des Wirbelguts, die die Austraggeschwindigkeit erreicht haben, werden mit der Luft ausgetragen und im Zyklon abgeschieden. Der Wirkdruck der Messblende, die Druckdifferenz zwischen Apparateinnerem und Umgebung und die Druckdifferenz zwischen Eintritt und Austritt des Apparats wurden mit Hilfe von U-Rohrmanometern mit Wasserfüllung gemessen.

Die Walzen, die als Anströmeinrichtung dienen, wurden in diesem Fall mit V-förmigen Schlitz versehen, um eine bessere Verteilung des Fluides beim Eintritt in den Apparat zu gewährleisten (Abb. 7.3).



Abb. 7.3: Walze mit V-förmigem Schlitz

7.1 Charakterisierung des Versuchsguts

Als Wirbelgut werden Holzteilchen verwendet. Es handelt sich dabei um Teilchen unterschiedlicher Länge, die stark von der Kugelform abweichen. In der Abb. 7.1.1 ist eine mikroskopische Aufnahme der Holzteilchen dargestellt. Es ist zu sehen, dass es sich um kein monodisperses Versuchsgut handelt.



Abb. 7.1.1: Mikroskopische Aufnahme von Holzteilchen – feucht

Das Wirbelgut kann auch durch den Formfaktor charakterisiert werden. Der Formfaktor gibt Auskunft darüber, wie ähnlich die Form des Partikels einem Kreis ist. Für ein rundes Partikel ist der Formfaktor gleich 1, für alle anderen ist er kleiner 1. Er ist folgendermaßen definiert:

$$\text{Formfaktor} = \frac{4\pi A}{U^2} \quad (7.1.1)$$

A	Projektionsfläche des Partikels	m^2
U	Umfang des Partikels	m

Der mittlere Formfaktor der Holzteilchen beträgt 0,43.

Die Gutsfeuchte x erhält man aus dem Quotienten der gesamten im Gut enthaltenen Feuchtmasse m_{H_2O} pro Masse des gesamten Gutes ($m_{H_2O} + m_{TS}$).

$$x = \frac{m_{H_2O}}{m_{H_2O} + m_{TS}} \quad (7.1.2)$$

Die Beladung ist mit der Gl. 7.1.3 zu berechnen:

$$X = \frac{m_{H_2O}}{m_{TS}} \quad (7.1.3)$$

Die Anfangsgutsfeuchte der Holzteilchen lag bei ca. 40 Mass.-%. Es wurde eine Endfeuchte gewünscht, die unter 5 Mass.-% liegt.

7.2 Versuchsdurchführung

Der Luftmassenstrom wurde so eingestellt, dass die zu trocknende Menge gut fluidisiert werden konnte. Dazu wurde durch Drehen der Walzen die optimale Lufteintrittsgeschwindigkeit eingestellt. Die Eintrittsgeschwindigkeit soll einen genügend hohen Impuls am Eintritt des Apparats schaffen, um die feuchten, zur Brückenbildung neigenden Teilchen zum Wirbeln zu bringen. Durch Veränderung des Öffnungswinkels (Abb. 3.2.2.4 – 3.2.2.6) wurde die durchströmte Fläche am Eintritt des Apparats variiert. Auf diese Weise ermöglicht die neu konzipierte Anströmeinrichtung eine Veränderung der Eintrittsgeschwindigkeit bei konstantem Luftmassenstrom. So ist es möglich, am Anfang der Trocknung eine größere Geschwindigkeit einzustellen, um die feuchten Teilchen in Bewegung zu setzen.

Die neu konzipierte regelbare Anströmeinrichtung hat sich auch als vorteilhaft bei der Beseitigung von sogenannten "Totzonen" im Apparat erwiesen. "Totzonen" bilden sich im Prinzip nur bei der Behandlung problematischer Güter – feuchte, klebende, zusammenbackende Substanzen. Sie sind dadurch zu charakterisieren, dass sich die

Teilchen in dieser „Zone“ ungleichmäßig oder gar nicht bewegen. Dies kann dazu führen, dass das Material nur in einer Kammer des Apparats fluidisiert bzw. effektiv getrocknet wird. In der anderen Kammer kommt es zu Klumpenbildung. Die für eine Strahlschicht typische ringförmige Bewegung der diskreten Phase wird also gestört. In diesem Fall lässt sich durch eine kurzfristige Erhöhung der Eintrittsgeschwindigkeit nur in der Kammer, in der sich die „Totzone“ gebildet hat, die gleichmäßige Fluidisation der ganzen Produktmasse wiederherstellen. Der selbe Effekt kann durch eine kurzfristige Erhöhung der Luftmenge in der problematischen Kammer durch eine entsprechende Veränderung der Walzeneinstellung erzeugt werden.

Bei den durchgeführten Versuchen wurden der Luftmassenstrom (von 90 bis 110 kg/h), die Masse des Wirbelguts (von 100 bis 300 g), die Lufteintrittstemperatur (von 95 bis 125°C) und der Öffnungswinkel der Walzen (von 0 bis 20°) variiert. Während des Versuches wurde die Temperatur oberhalb und unterhalb der Schicht gemessen. Mit Mess- und Auswertetechnik der Firma Testo (Gerät testo 454 und Software Comsoft) wurden die Temperaturverlaufskurven erfasst. In bestimmten Zeitabständen wurden mittels eines Probenehmers Materialproben entnommen. Der Feuchtegehalt der Proben wurde im Labor des Instituts bestimmt (Trockenschrank, $T = 105^{\circ}\text{C}$, Zeit 2,5 h).

7.3 Versuchsergebnisse

Das trockene Material neigt nicht so stark zur Klumpenbildung wie das nasse Material. Es wurde aber keine Abhängigkeit zwischen der Entstehung einer „Totzone“ im Apparat und der Einstellung der Lufteintrittstemperatur im untersuchten Bereich (von 95°C bis 125°C) festgestellt.

Der Öffnungswinkel der Walzen soll im Bereich 0 - 20° liegen, um die Fluidisierung des Wirbelguts zu sichern. Bei einigen Versuchen war eine Veränderung des Öffnungswinkels während des Versuches notwendig.

Es werden die Ergebnisse von 3 Versuchen präsentiert. Bei dem ersten Versuch VH1 wurde sofort nach der Produktzugabe eine störungsfreie Fluidisation des Wirbelguts erreicht. Die Temperaturverlaufskurve ist in der Abb. 7.3.1 dargestellt. Dieser positive Verlauf war bei der Trocknung dieses Versuchsguts eher eine Ausnahme. Die Fluidisation

bzw. Trocknung des Gutes wurde normalerweise durch die Bildung von "Totzonen" im Apparat gestört (Abb. 7.3.2).

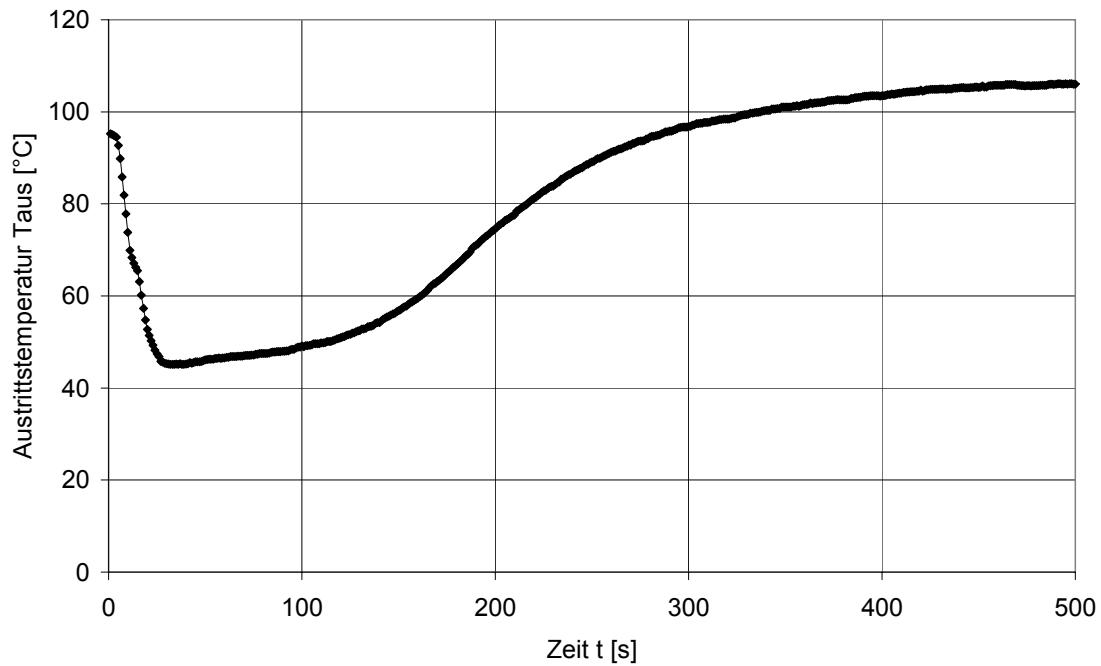


Abb. 7.3.1: Temperaturverlaufskurve – Versuch VH1; Luftmassenstrom: 100 kg/h, Gutsmenge: 0,3 kg; ohne Störungen

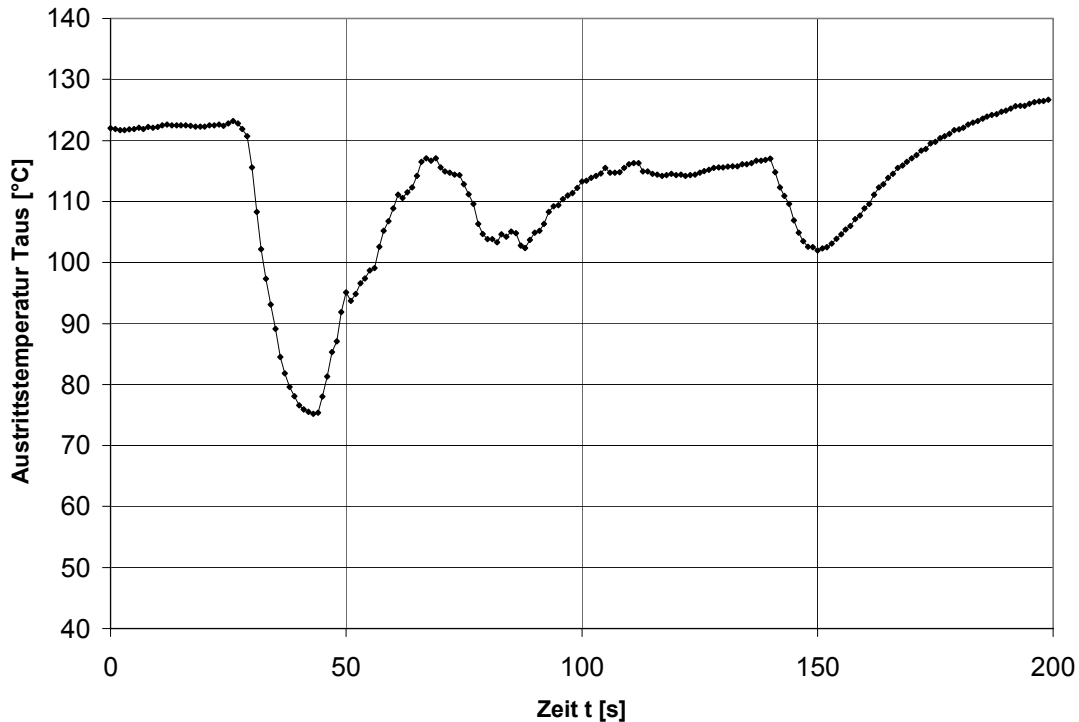


Abb. 7.3.2: Temperaturverlaufskurve – Versuch VH2; Luftmassenstrom: 90 kg/h, Gutsmenge: 0,1 kg; mit Störungen

Die gestörte Fluidisation führt zur ungleichmäßigen Trocknung des Materials. Die Trocknungszeit wird länger, die Probeentnahme wird schwieriger. Wegen der ungleichmäßigen Trocknung des Materials sind die während des Versuchs entnommenen Proben nicht aussagekräftig.

In der Abb. 7.3.3 ist die Temperaturverlaufskurve bei Versuch VH3 dargestellt. Es ist festzustellen, dass es zweimal zur Bildung einer "Totzone" gekommen ist (mit Pfeil gekennzeichnet). Dort sank die Luftaustrittstemperatur nicht weiter, sondern blieb konstant. Abhilfe konnte durch Veränderung des Öffnungswinkel der Walzen geschaffen werden. Das führte zur Beseitigung der "Totzone", zur Wiederherstellung der optimalen Fluidisationsbedingungen und zu einer gleichmäßigen Trocknung des Materials bis zur gewünschten Endfeuchte.

Die Abnahme der Gutsfeuchte bei Versuch VH1 ist in der Abb. 7.3.4 dargestellt.

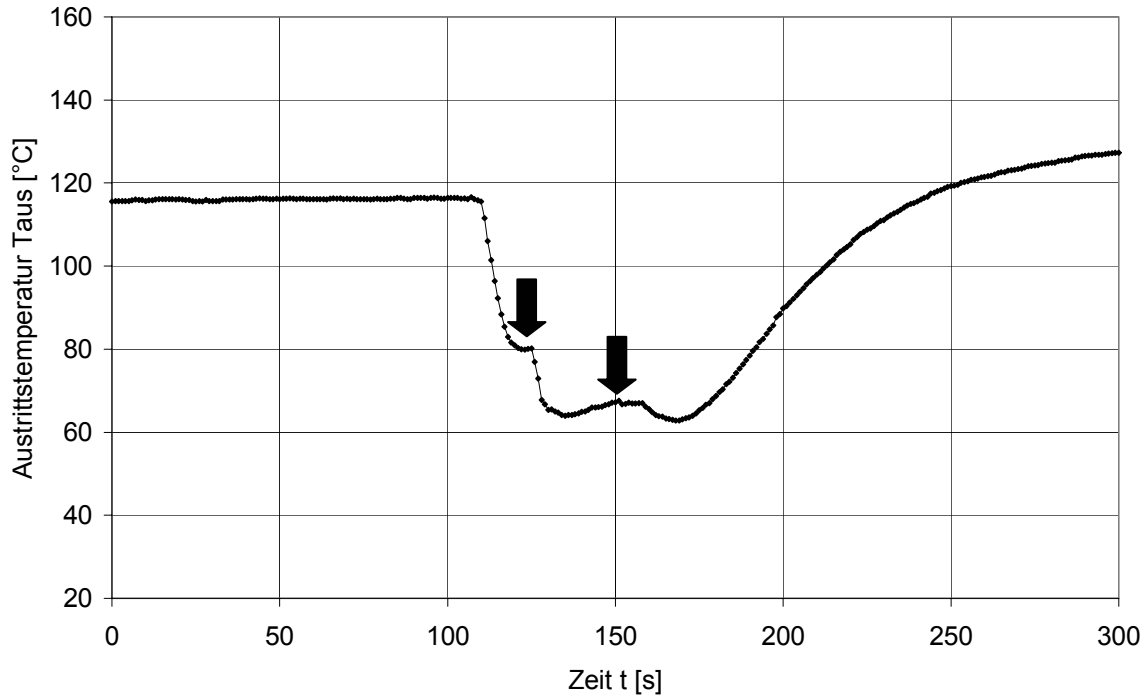


Abb. 7.3.3: Temperaturverlaufskurve – Versuch VH3; Luftmassenstrom: 110 kg/h, Gutsmenge: 0,2 kg

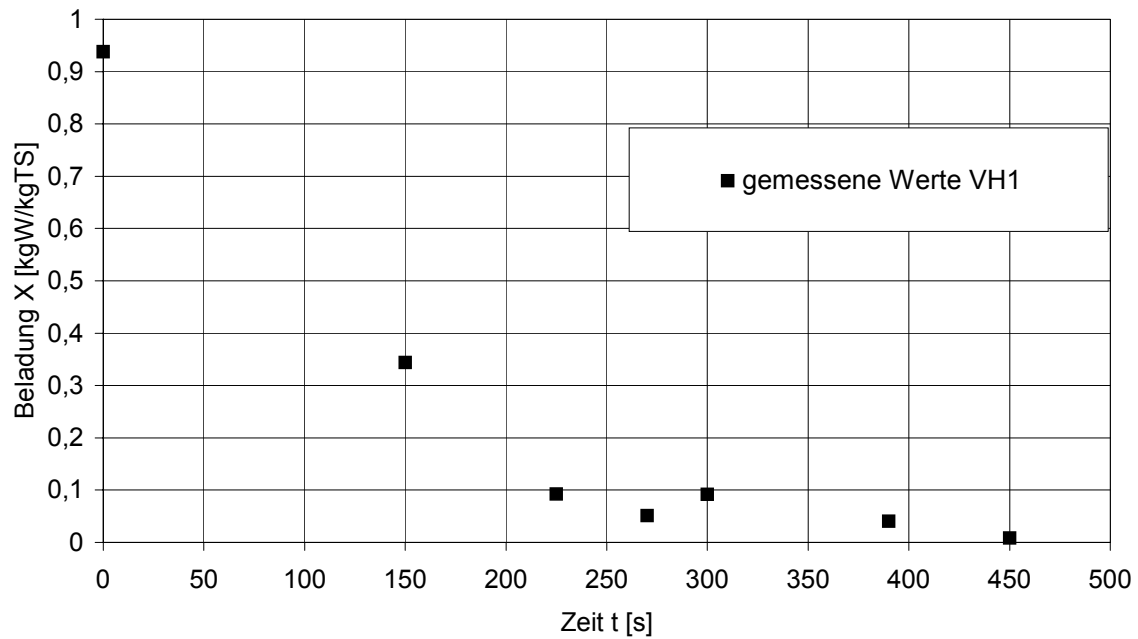


Abb. 7.3.4: Abnahme der Gutsfeuchte als Funktion der Zeit; Versuch VH1; (Trockenschrank, T= 105°C, Zeit 2,5 h)

Die Probenentnahme durch die Sonde (Abb. 3.2.1.1) hat folgende Nachteile:

- Beim Einführen der Sonde in den Apparat wird die Fluidisation gestört
- Durch die Probenentnahme nimmt die Masse des Wirbelguts im Apparat ab. Bei einer Anfangsmenge von 300 g können 7 entnommene Proben zu einer 20 %-igen Abnahme der Gutsmasse im Apparat führen.

Die obengenannten Probleme können gelöst werden, indem die Trocknungskurve aus dem Temperaturverlauf berechnet wird.

Dazu wurde angenommen, dass die mit der heißen Luft zugeführte Wärme ausschließlich zur Verdampfung des Wassers aus dem Wirbelgut dient. Die Erwärmung der Partikel des Wirbelguts und die Wandinflüsse wurden vernachlässigt.

$$\dot{Q} = \dot{m}_L \cdot c_{pL} (T_{Lein} - T_{Laus}) = m_{vH_2O} \cdot r / \Delta t \quad (7.3.1)$$

\dot{Q}	zugeführte Wärme	[kJ/s]
\dot{m}_L	Luftmassenstrom	[kg/s]
c_{pL}	spezifische Wärmekapazität für Luft	[kJ/kgK]
Δt	Zeitabschnitt	[s]
m_{vH_2O}	verdampfte Wassermenge	[kg]
r	spezifische Verdampfungswärme	[kJ/kg]

Die Fläche A_{Ges} zwischen der Lufteintrittstemperaturkurve und der Luftaustrittstemperatur entspricht der verdampften Wassermenge (Abb. 7.3.5).

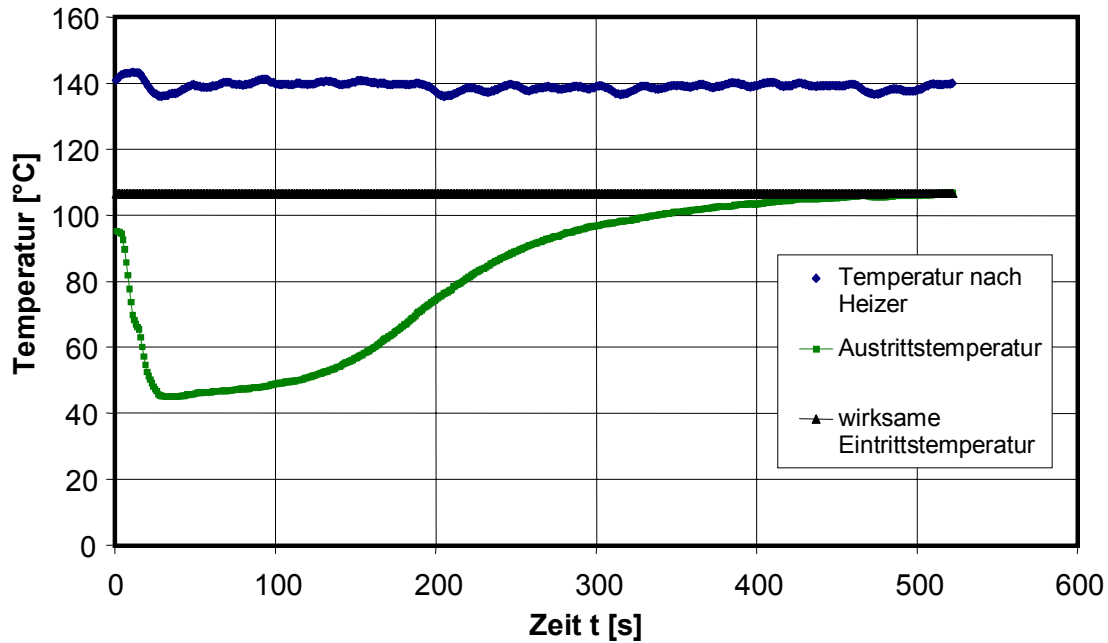


Abb. 7.3.5: Temperaturverlauf – Versuch VH1

Die Fläche wurde in kleinere Zeitabschnitte eingeteilt und nach folgender Formel ausgewertet:

$$\frac{A_i}{A_{Ges.}} = \frac{m_{H_2O_i}}{m_{H_2O}} \quad (7.3.2)$$

A_i Flächenabschnitt

$A_{Ges.}$ gesamte Fläche

$m_{H_2O_i}$ verdampfte Wassermenge für Δt

m_{H_2O} gesamte verdampfte Wassermenge

Die verdampfte Wassermenge m_{vH_2O} wurde mit Hilfe der Gleichung 7.3.1 berechnet. Die Beladung X_i in jedem Zeitabschnitt wurde nach folgender Gleichung berechnet und als Funktion der Zeit eingetragen:

$$X_i = \frac{m_{H_2O} - m_{H_2O_i}}{m_{TS}} \quad (7.3.3)$$

m_{TS} Masse der Trockensubstanz

Die Beladung wurde als Funktion der Trocknungszeit dargestellt. In der Abb.7.3.6 wird die aus dem Temperaturverlauf berechnete Trocknungskurve (Gl. 7.3.1 – 7.3.3) mit den experimentellen Daten verglichen. Es wurde eine gute Übereinstimmung zwischen experimentellen und berechneten Daten festgestellt.

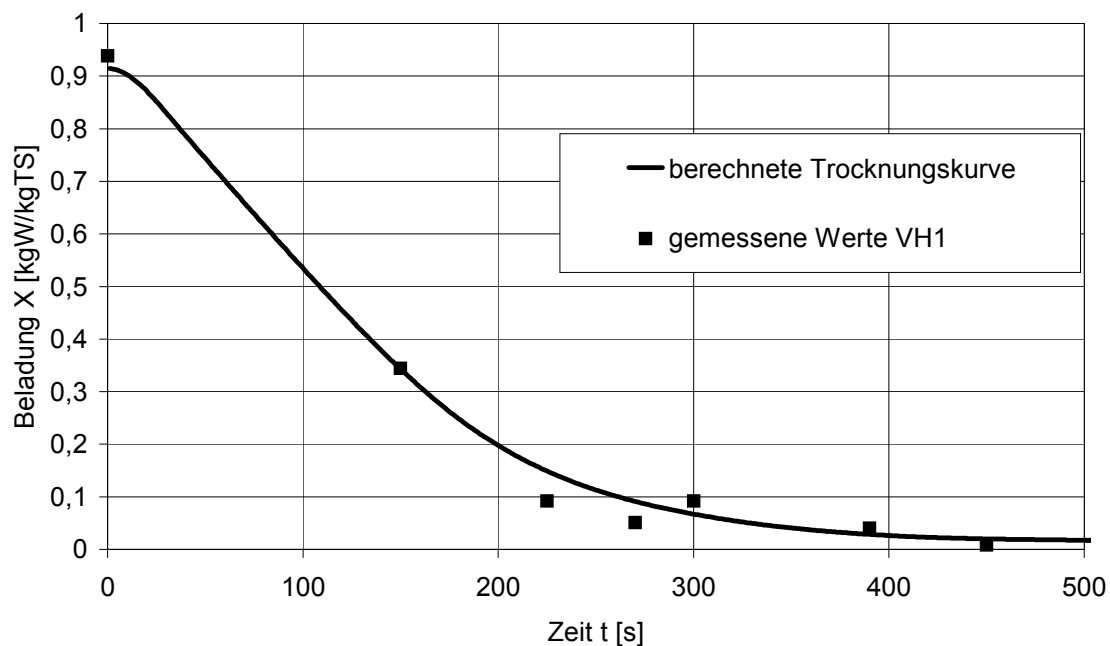


Abb. 7.3.6: Vergleich zwischen der berechneten Trocknungskurve und dem Experiment; Versuch VH1

Aus den Temperaturverlauf- und Trocknungskurven geht hervor, dass die Trocknung des Gutes bei einer entsprechenden Einstellung bzw. zusätzlichen Veränderung des Öffnungswinkels problemlos verläuft. Die Veränderung des Öffnungswinkels könnte automatisiert werden und z. B. als eine Funktion der Temperaturveränderung oberhalb der

Schicht erfolgen. Eine automatisch gesteuerte, kurzfristige Veränderung des Öffnungswinkels, die z. B. jede zehnte Sekunde erfolgt, würde auch die Bildung von "Totzonen" vermeiden und die störungsfreie Fluidisation des Gutes ermöglichen.

Das Durchfallen von Partikeln kann beseitigt werden, indem zunächst ein Öffnungswinkel eingestellt wird ($\varphi > 46^\circ$) bei dem die Walzen "geschlossen" sind (Abb. 3.2.2.1). Erst nach dem Einfüllen des Wirbelguts in den Apparat werden die Walzen "geöffnet", und die notwendige Eintrittsgeschwindigkeit eingestellt. Die hohe Luftgeschwindigkeit am Eintritt des Apparats schließt die Möglichkeit für einen Partikeldurchfall völlig aus.

7.4 Gegenüberstellung der Strahlschichttrocknung und der Wirbelschichttrocknung

Die Vor- und Nachteile der Strahlschicht im Vergleich zur Wirbelschicht wurden in der Einleitung dieser Arbeit näher erläutert. Die untersuchte Apparatur wurde zur Trocknung von $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Perlen eingesetzt. Im folgenden sollen die experimentell gewonnenen Werte mit den Ergebnissen der Modellierung der diskontinuierlichen Wirbelschichttrocknung [55] verglichen werden.

Die diskontinuierliche Wirbelschichttrocknung ist in den folgenden Arbeiten untersucht worden [55, 69, 104, 110, 111].

In seiner Arbeit hat Machnow [55] das Drei-Intervall-Modell der Trocknung mit Dampf erläutert und entsprechend modifiziert, um es auch für die Berechnung der Trocknung mit Luft einsetzen zu können.

Die diskontinuierliche, chargenweise Wirbelschichttrocknung mittels Heißdampf als Fluidisations- und Trocknungsmedium durchläuft analog der Betrachtungsweise von Heinrich [34] nacheinander die drei deutlich voneinander abzugrenzenden Intervalle der Dampfkondensation der Trocknung im 1. Trocknungsabschnitt sowie der Trocknung im 2. Trocknungsabschnitt. In diesen Zeitabschnitten wirken unterschiedliche Mechanismen des Wärme- und Stoffübergangs.

Das physikalisch begründete Drei-Intervall-Modell ermöglicht die Berechnung der zeitlich abhängigen Prozessparameter Partikelbeladung, Partikeltemperatur, Apparatewandtemperatur sowie des zeit- und schichthöhenabhängigen Verlaufes der

Dampftemperatur. Neben den Prozessparametern werden in der Modellierung auch die stofflichen Parameter

(wie z. B. Dichten, Wärmekapazitäten usw.) zu jedem Berechnungszeitpunkt in Abhängigkeit der aktuellen Prozessparameter mitberücksichtigt und aktualisiert.

Als Triebkraftansatz für das Trocknungspotential dient ein Modell, das auf Temperaturunterschieden beruht. Somit wird die Heißdampf-Wirbelschichttrocknung als ein Prozess betrachtet, der lediglich Mechanismen des Wärmeübergangs berücksichtigt.

Modellannahmen

Für die Modellierung des Trocknungsprozesses werden folgende weitere Vereinfachungen angenommen:

- Feststoff ist in der Suspensionsphase ideal durchmischt
- Ideale Pfropfenströmung des Dampfes in der Suspensionsphase
- Apparatwandtemperatur sei keine Funktion der Höhenkoordinate
- Kleine Biot-Zahlen (Leitung im Feststoff vernachlässigt)
- Partikel sind kugelförmig und monodispers
- Partikelform und -größe ist unabhängig von der Beladung
- Wärmeübergang zwischen Anströmboden und Wirbelschichtpartikeln bzw. Fluidisationsgas wird nicht berücksichtigt

Die Modellierung berücksichtigt ferner den Einfluss eventuell vorhandener Inhomogenitäten in der Wirbelschicht wie z. B. Blasen. Das bedeutet:

- Neben der erwähnten homogenen Suspensionsphase aus Feststoff und Suspensionsgas existiert eine Blasenphase, die als inaktiver Bypass betrachtet wird. In der Stoff- und Energiebilanzierung sind die Gasmassenströme bereits um den Bypassanteil vermindert.

Modellintervall 1 – Partikelerwärmung

Das erste Intervall ist gekennzeichnet durch eine Erwärmung des Trocknungsgutes auf die Kühlgrenztemperatur.

Eine Erhöhung der Partikelbeladung durch Kondensation von eventuell mit Feuchtigkeit beladener Trocknungsluft wird ebenso ausgeschlossen wie eine u. U. schon einsetzende Trocknung der Gutsbeladung durch Verdunstung.

Das Erwärmungsintervall endet dann, wenn die Partikeltemperatur die dem Systemdruck und der Lufteintrittstemperatur entsprechende Kühlgrenztemperatur T_{KG} erreicht. Zu diesem Zeitpunkt beginnt das nachfolgende Zeitintervall.

Modellintervall 2 – Erster Trocknungsabschnitt

Der erste Trocknungsabschnitt entspricht der Trocknung einer freien Flüssigkeitsoberfläche. Eine Randbedingung für dieses Modellintervall ist eine Beladung X der Partikel oberhalb der kritischen Beladung ($X \geq X_{kr}$).

Die Geschwindigkeit der Trocknung ist unabhängig von der Flüssigkeitsbeladung der Feststoffpartikel. Sie ist lediglich abhängig von äußeren Prozessparametern wie Temperaturen, Wärmeübergangskoeffizienten sowie Drücken und annähernd konstant.

Die Partikel trocknen in diesem Zeitintervall bis zum Erreichen der kritischen Beladung X_{kr} . Dabei wird die zugeführte Wärme nur zum Verdampfen der Partikelfeuchtigkeit genutzt. Die Partikeltemperatur bleibt deshalb konstant ($T_{P1} = \text{const.}$) und gleich der dem Systemdruck und der Lufteintrittstemperatur entsprechenden Kühlgrenztemperatur ($T_{P1} = T_{KG}$).

Das Intervall des 1. Trocknungsabschnitts endet mit dem Erreichen der kritischen Gutsbeladung X_{kr} .

Modellintervall 3 - Zweiter Trocknungsabschnitt

Im zweiten Trocknungsabschnitt nimmt die Trocknungsgeschwindigkeit mit der Gutsbeladung ständig ab. Zur Berechnung der Trocknungsgeschwindigkeit im 2. Trocknungsabschnitt wird die dimensionslose Trocknungsgeschwindigkeit als Funktion der dimensionslosen Beladung durch einen funktionalen Zusammenhang nach Gl. 7.4.1 angenähert.

$$\Phi = \sqrt[5]{\xi} \quad (7.4.1)$$

In der vorgestellten Modellierung endet der 2. Trocknungsabschnitt und damit der Trocknungsprozess mit dem Erreichen der hygroskopischen Gleichgewichtsbeladung X_{hyg} des Trocknungsgutes.

Die Änderungsgleichungen der an der Trocknung beteiligten Komponenten für die Trocknung mit Luft sind in den Tabellen 7.4.1 - 7.4.4 aufgelistet [55].

Parameter	Gleichung
mittlere Lufttemperatur	$\bar{\Theta}_L = \frac{NTU_{GP}\Theta_P + NTU_{GW}\Theta_W}{NTU_{GP} + NTU_{GW}}$ $+ \left(\Theta_{LEin} - \frac{NTU_{GP}\Theta_P + NTU_{GW}\Theta_W}{NTU_{GP} + NTU_{GW}} \right) \frac{\exp[-(NTU_{GP} + NTU_{GW})] - 1}{-(NTU_{GP} + NTU_{GW})}$
Luftaustrittstemperatur	$\Theta_{LAus} = \frac{NTU_{GP}\Theta_P + NTU_{GW}\Theta_W}{NTU_{GP} + NTU_{GW}}$ $+ \left(\Theta_{LEin} - \frac{NTU_{GP}\Theta_P + NTU_{GW}\Theta_W}{NTU_{GP} + NTU_{GW}} \right) \exp[-(NTU_{GP} + NTU_{GW})]$

Tabelle 7.4.1: Lufttrocknung - Die Gleichungen der Lufttemperatur für alle Intervalle [55]

Parameter	Gleichung
Wandtemperatur	$\frac{d\Theta_W}{d\tau} = \frac{m_P c_P}{NTU_{GP} m_W c_W} \left[NTU_{PW\text{Ges}} (\Theta_P - \Theta_W) \right.$ $\left. + NTU_{WG} (\bar{\Theta}_L - \Theta_W) - NTU_{WU} (\Theta_W - \Theta_U) \right]$

Tabelle 7.4.2: Lufttrocknung - Die Gleichung der Wandtemperatur für alle Modellierungsintervalle [55]

Geltungsbereich	Gleichung
Modellintervall 1 (Erwärmung)	$\frac{d\Theta_P}{d\tau_E} = \frac{1}{NTU_{GP}} \left[NTU_{GP} (\bar{\Theta}_L - \Theta_P) - NTU_{PWGes} (\Theta_P - \Theta_W) \right]$
Modellintervall 2 (I. TA)	$\Theta_{P1} = \Theta_{KG} = 0 \quad ; \quad \frac{d\Theta_P}{d\tau_I} = 0$
Modellintervall 3 (II. TA)	$\frac{d\Theta_P}{d\tau_{II}} = \frac{1}{NTU_{GP}} \left[NTU_{GP} (\bar{\Theta}_L - \Theta_P) - NTU_{PWGes} (\Theta_P - \Theta_W) \right] (1 - \Phi)$

Tabelle 7.4.3: Lufttrocknung - Die Gleichungen der Partikeltemperatur [55]

Geltungsbereich	Gleichung
Modellintervall 1 (Erwärmung)	$\frac{d\xi}{d\tau_E} = 0$
Modellintervall 2 (I. TA)	$\frac{d\xi}{d\tau_I} = \frac{m_P c_P \left[-NTU_{GP} (\bar{\Theta}_L - \Theta_P) + NTU_{PWGes} (\Theta_P - \Theta_W) \right]}{m_{TS} c_{pD} NTU_{GP} (X_{kr} - X_{hyg}) \left[\bar{\Theta}_L + \frac{T_{KG}}{T_{LEin} - T_{KG}} + \frac{\Delta h_{V,0}}{c_{pD} (T_{LEin} - T_{KG})} \right]}$
Modellintervall 3 (II. TA)	$\frac{d\xi}{d\tau_{II}} = \frac{m_P c_P \left[-NTU_{GP} (\bar{\Theta}_L - \Theta_P) + NTU_{PWGes} (\Theta_P - \Theta_W) \right]}{m_{TS} c_{pD} NTU_{GP} (X_{kr} - X_{hyg}) \left[\bar{\Theta}_L + \frac{T_{KG}}{T_{LEin} - T_{KG}} + \frac{\Delta h_{V,0}}{c_{pD} (T_{LEin} - T_{KG})} \right]} \Phi$

Tabelle 7.4.4: Lufttrocknung - Die Gleichungen der Trocknungsgeschwindigkeit [55]

Vom Autor der vorliegenden Arbeit wurden zu Vergleichszwecken Versuche zur Trocknung von γ -Al₂O₃-Partikeln durchgeführt. Die Eigenschaften dieses Versuchsmaterials stimmen weitgehend mit den Modellannahmen überein [55]. Die Partikelgrößenverteilung ist im Anhang (A20) dargestellt. Es ist ein relativ enges Spektrum der Volumenverteilung zu erkennen, das die Modellannahme der monodispersen Partikelgrößenverteilung mit guter Näherung erfüllt. Die technischen Daten des Versuchsmaterials sind in der Tabelle 7.4.5 aufgelistet.

Das charakteristische Trocknungsverhalten des verwendeten Versuchsmaterials γ -Al₂O₃ wurde von Burgschweiger [6] untersucht.

Parameter	Wert	Dimension
Sauterdurchmesser D ₃₂	1,9	mm
spez. Oberfläche	216	m ² /g
Al ₂ O ₃ - Gehalt	97,9	%
Rütteldichte	560	kg/m ³
Partikeldichte	1040	kg/m ³
Gesamtporenvolumen	0,74 · 10 ⁻³	m ³ /kg
mittl. Porenradius	34	Å
spez. Wärmekapazität	940	J/kgK
spez. Wärmeleitfähigkeit	0,24	W/mK

Tabelle 7.4.5: Technische Daten des verwendeten Versuchsmaterials
(γ -Al₂O₃-Partikel) nach [55]

In der Strahlschichtapparatur wurden insgesamt 6 Versuche zur Trocknung von γ -Al₂O₃-Partikeln durchgeführt. Variiert wurde die Masse des Wirbelguts, der Luftmassenstrom und die Lufteintrittstemperatur. Die Versuchsparameter und die Temperaturverläufe sind dem Anhang (A21-25) zu entnehmen. Zur Versuchsvorbereitung gehörte das gezielte Einstellen einer Wasserbeladung im Versuchsmaterial. Nach einer Analyse der vorhandenen Beladung im Versuchsmaterial wurde die erforderliche Wassermasse zugegeben, um die gewünschte Anfangsbeladung für die Experimente einzustellen. Die Beladung X wurde nach Gleichung 7.1.3 berechnet.

Die Versuche wurden mit einer Anfangsbeladung des Versuchsguts von 0,6 durchgeführt. Für die Experimente wurde die Strahlschichtanlage benutzt, die in der Abb. 7.1 schematisch dargestellt ist. Der Temperaturverlauf des Fluidisationsgases oberhalb der

Strahlschicht wurde erfasst. Die experimentell gewonnenen Temperaturverlaufskurven wurden mit dem Modell [55] nachgerechnet. Die nachgerechneten Kurven zeigen, wie die Trocknung verlaufen würde, wenn die selbe Versuchsgutprobe in einer Wirbelschichtanlage mit dem gleichen Durchmesser trocknen würde.

In der Abb. 7.4.2 sind die berechnete und die experimentell ermittelte Temperaturverlaufskurve bei Versuch VA1 dargestellt.

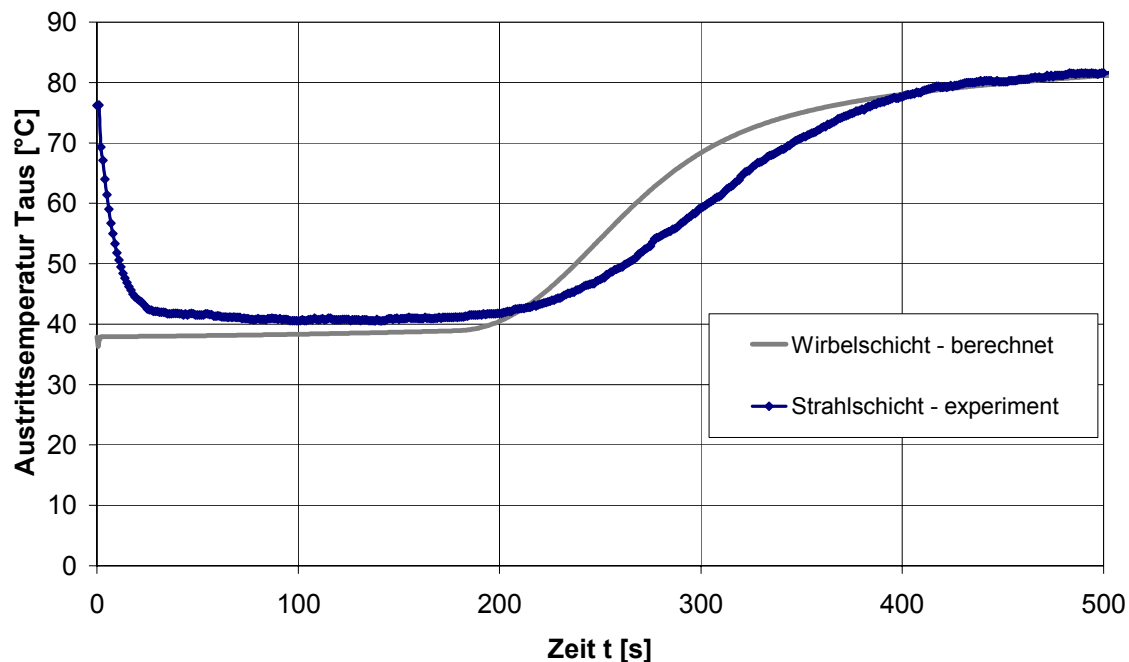


Abb. 7.4.2: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; VA1;

Masse des Materials (feucht) : 0,6 kg, Beladung: 0,6,

Luftmassenstrom: 146 kg/h, Öffnungswinkel: 0°

Beim Versuch VA2 wurde anstelle eines Öffnungswinkels 0° ein Öffnungswinkel 20° eingestellt, um dessen Einfluss auf die Trocknung zu überprüfen (Abb. 7.4.3) Es wurde kein wesentlicher Unterschied festgestellt.

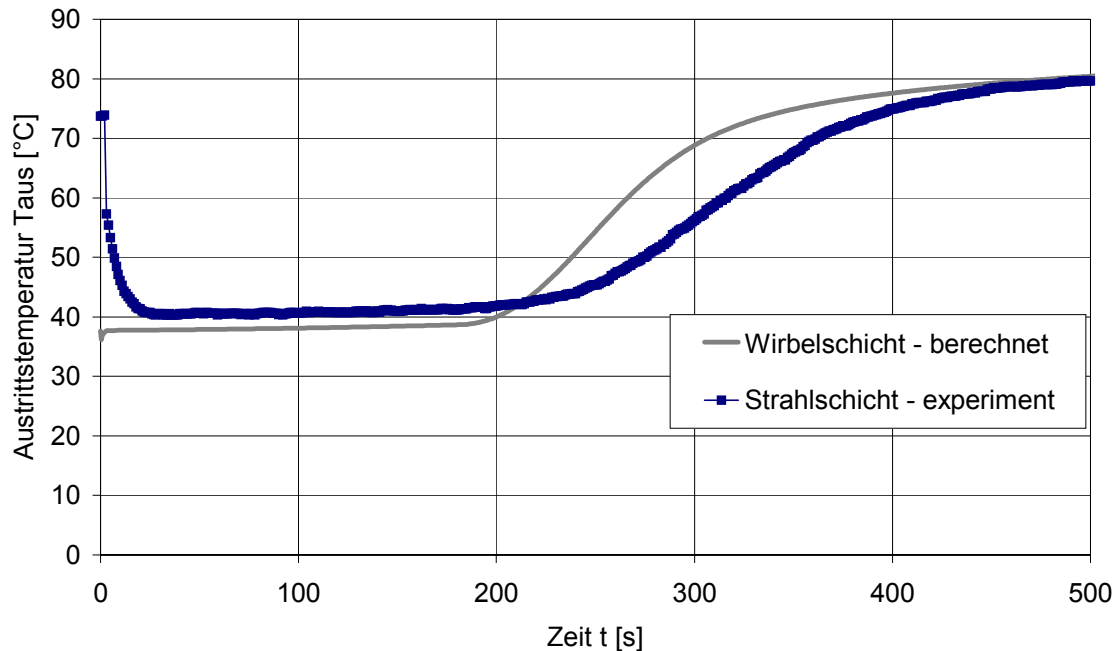


Abb. 7.4.3: : Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; VA2;
 Masse des Materials (feucht) : 0,6 kg, Beladung: 0,6,
 Luftmassenstrom: 146 kg/h, Öffnungswinkel: 20°

Während des Versuches VA1 wurden in bestimmten Zeitabständen durch eine Sonde Materialproben entnommen. Der Feuchtegehalt der Proben wurde im Labor des Instituts bestimmt (Trockenschrank, $T = 105^\circ$, Zeit 2,5 h).

Wie bei dem Versuch VH1 wurde die Trocknungskurve des Versuches VA1 aus dem Temperaturverlauf berechnet. In der Abb. 7.4.4 wird die berechnete Trocknungskurve mit den experimentellen Daten verglichen. Es ist eine gute Übereinstimmung festzustellen.

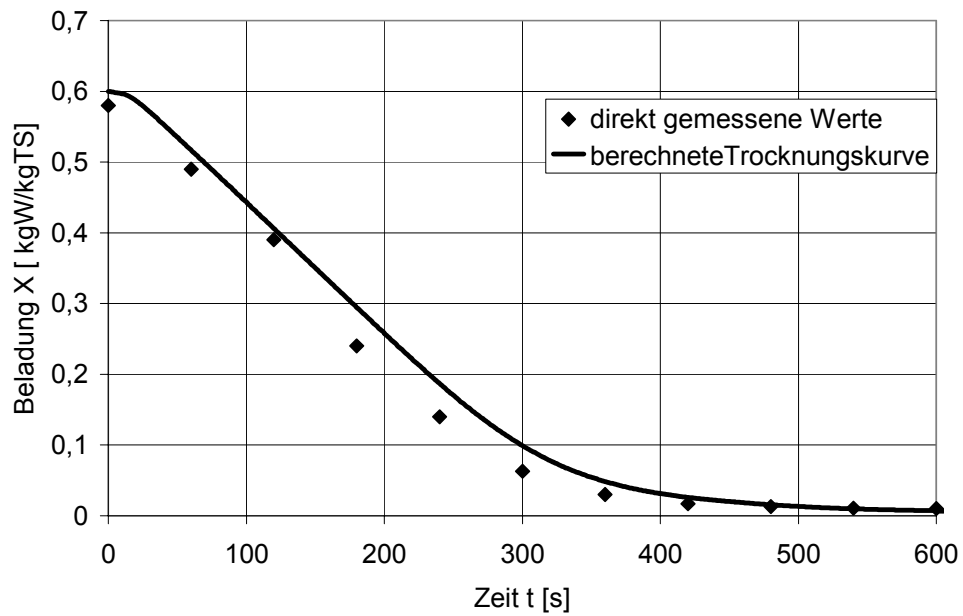


Abb. 7.4.4: Vergleich zwischen der berechneten Trocknungskurve und dem Experiment; Versuch VA1

Aus den Abb. 7.4.2 und 7.4.3 wird deutlich, dass die Trocknung in einer Strahlschicht keine Vorteile gegenüber der Wirbelschichttrocknung bietet, wenn es sich um die Trocknung gut fluidisierbarer Güter handelt. Der wesentliche Vorteil der Strahlschicht besteht darin, dass die definierte Bewegung der Partikelschicht die Behandlung von schwerfluidisierbaren Gütern ermöglicht, die in einer Wirbelschicht nicht zu behandeln wären.

8 Vereinfachte Modellierung der flüssigkeitsbedüsten Strahlschicht

8.1 Modellerarbeitung

Wie in den vorangegangenen Kapiteln gezeigt, eignen sich Strahlschichten besonders zur Trocknung von unregelmäßig geformten Feststoffteilchen. Im Folgenden soll die Eignung von Strahlschichten für die Eindüsung von Flüssigkeiten untersucht werden. Flüssigkeiten werden z. B. in Wirbelschichten mit dem Ziel der Wirbelschichtsprühgranulation eingedüst. Hierzu gibt es eine große Anzahl von Literaturarbeiten aus den letzten Jahren [3, 33, 34, 43, 113, 121].

Weniger bekannt ist die Trocknung von Feststoffen an inerten Oberflächen fluidisierter Partikelkollektive [65, 113].

Auf Grund des hohen in eine Strahlschicht eingebrachten Impulses durch die Gasströmung ist zu erwarten, dass sich die Strahlschicht auch besonders gut für die Trocknung von Flüssigkeiten aus Lösungen oder Suspensionen an inerten Feststoffteilchen eignet.

Das Schema eines derartigen Verfahrens unter Anwendung der Strahlschicht ist in den Abb. 8.1.1 und 8.1.2 gezeigt. In der Abb. 8.1.1 wird eine einfache Variante der Gasführung gezeigt, bei der Luft aus der Umgebung angesaugt, in einem indirekten Luftherhitzer mit Heißdampf erwärmt und danach in den Strahlschichtapparat geleitet wird. Hier wird die Wärme der Luft genutzt, um das Wasser aus der eingedüsten Flüssigkeit, die sich zunächst auf den Inertkörpern anlagert und diese teilweise benetzt, zu verdampfen. Der in der Flüssigkeit enthaltene Feststoff trocknet auf diese Weise, wird durch den intensiven Impulstransport in der Strahlschicht von den getrockneten Feststoffoberflächen abgerieben und mit dem Abgasstrom ausgetragen. In einem oder mehreren nachgeschalteten Staubabscheidern wird der ausgetragene Feststoff von der Abluft getrennt und steht als Trockenprodukt zur Verfügung.

Besonders vorteilhaft lässt sich das Verfahren dann anwenden, wenn es die Prozessbedingungen erlauben, den Trocknungsvorgang nicht mit Luft sondern mit überhitztem Wasserdampf durchzuführen, wie dies in der Abb. 8.1.2 gezeigt ist. Bei diesem Verfahren fällt keine Abluft an.

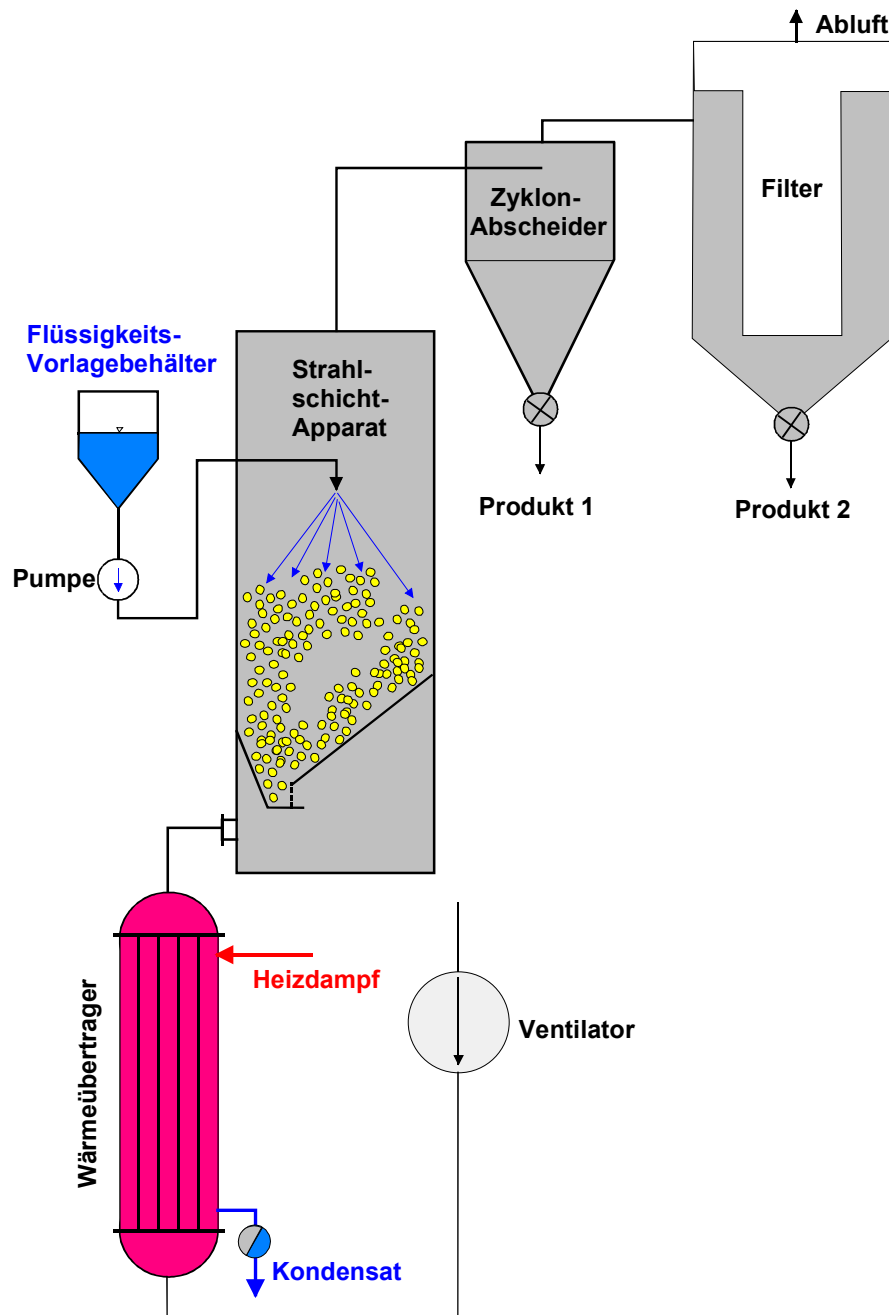


Abb. 8.1.1: Vereinfachtes Schema einer Strahlschichtanlage für die Trocknung von Feststoffen aus Lösungen oder Suspensionen im Heißluftstrom

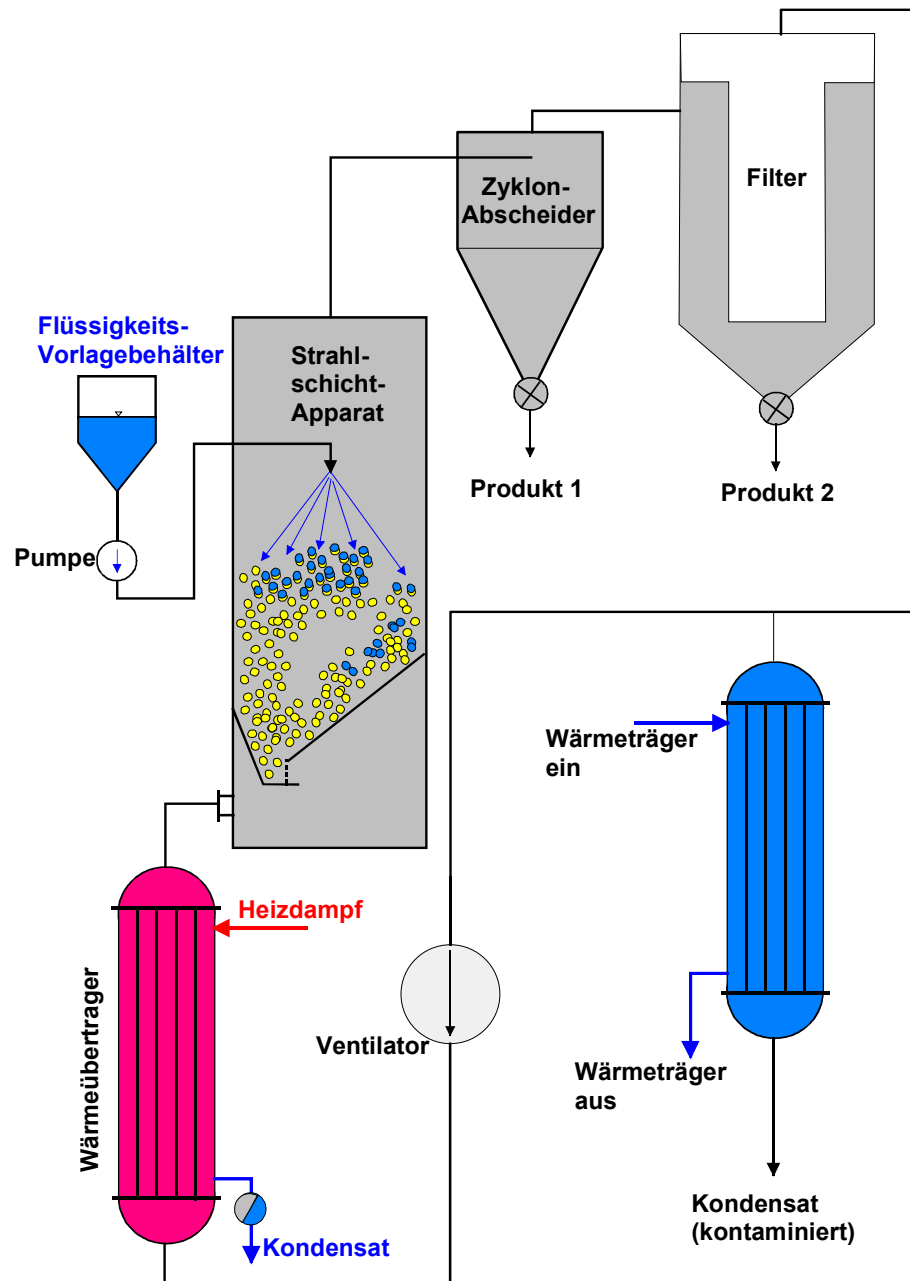


Abb. 8.1.2: Vereinfachtes Schema einer Strahlschichtanlage für die Trocknung von Feststoffen aus Lösungen oder Suspensionen im überhitzten Lösungsmitteldampf

Für die Berechnung einer flüssigkeitsbedünten Strahlschicht mit dem Ziel der Trocknung des Feststoffes aus der Flüssigkeit an den inerten Oberflächen eignet sich eine stark vereinfachte Modellierung mit dem Benetzungsgradmodell nach Mörl [70 - 72]. Dabei wird vorausgesetzt, dass die eingebrachte Flüssigkeit einen Teil der inerten Feststoffoberflächen benetzt. Der Stoffübergang soll dabei nur an den benetzten Feststoffoberflächen vonstatten gehen, wobei der Anteil der mit Flüssigkeit benetzten Oberflächen mit einem Benetzungsgrad Ψ definiert wird:

$$\Psi = \frac{\text{benetzte Feststoffoberfläche}}{\text{gesamte Feststoffoberfläche}}$$

Unter Vernachlässigung des Stephan-Stromes gilt für die verdampfende Wassermenge $d\dot{m}_{H_2O}$ in einem Volumenelement, in dem sich die Feststoffoberfläche dA befindet (konstante Querschnittsfläche vorausgesetzt):

$$d\dot{m}_{H_2O} = \beta dA \Psi \rho_L (Y_s - Y(A)) = \dot{m}_L dY \quad (8.1.1)$$

Dabei sind:

\dot{m}_L	Luftmassenstrom	kg/s
β	Stoffübergangskoeffizient	m/s
dA	Infinitesimale Feststoffoberfläche	m ²
Ψ	Benetzungsgrad	-
ρ_L	Luftdichte	kg/m ³
Y_s	Sättigungsfuchte der Luft	kgW/kg tr. L.
$Y(A)$	Absolute Luftfeuchte in Abhängigkeit der Feststoffoberfläche	-

Aus Gl. 8.1.1 folgt:

$$\frac{\beta \Psi \rho_L}{\dot{m}_L} \int_{A=0}^{A=A} dA = \int_{Y=Y_{ein}}^{Y=Y_{aus}} \frac{dY}{Y_s - Y} \quad (8.1.2)$$

Die Integration von Gl. 8.1.2 ergibt:

$$\frac{\beta \Psi \rho_L}{\dot{m}_L} A = -\ln\left(\frac{Y_{aus} - Y_s}{Y_{ein} - Y_s}\right) \quad (8.1.3)$$

Damit ergibt sich für die Austrittsbeladung der Luft aus der als homogen angenommenen Schicht:

$$Y_{aus} = Y_s - (Y_s - Y_{ein}) \exp\left(-\frac{\beta \Psi \rho_L A}{\dot{m}_L}\right) \quad (8.1.4)$$

Für die gesamte Wirbelschicht muss gelten:

$$\dot{m}_{H_2O} = \dot{m}_L (Y_{aus} - Y_{ein}) = \dot{m}_{Fl} y \quad (8.1.5)$$

Mit:

\dot{m}_{H_2O}	Verdampfte Wassermenge	kg/s
y	Wassergehalt der Flüssigkeit	$kg_{H_2O} / kg_{Susp.}$
\dot{m}_{Fl}	Eingedüste Flüssigkeitsmenge	kg/s

Aus Gl. 8.1.5 und 8.1.4 lässt sich der Benetzungsgrad in Abhängigkeit der eingedüsten Wassermenge wie folgt berechnen:

$$\Psi = -\frac{\dot{m}_L}{\beta A \rho_L} \ln\left(1 - \frac{\dot{m}_{Fl} y}{\dot{m}_L (Y_s - Y_{ein})}\right) \quad (8.1.6)$$

Wenn für $\frac{\beta A \rho_L}{\dot{m}_L}$ der NTU-Wert formuliert wird und wenn mit

$$\frac{\dot{m}_{Fl} y}{\dot{m}_L (Y_s - Y_{ein})} = \dot{m}_{H_2O}^* \quad (8.1.7)$$

eine spezifische Flüssigkeitseindüsungsmenge bezeichnet wird, die der tatsächlich eingedüsten Menge bezogen auf die maximal eindüsbare Menge bis zur Sättigung der Luft entspricht, und die sich in den Grenzen

$$0 \leq \dot{m}_{H_2O}^* \leq 1 \text{ bewegt,}$$

so folgt aus Gl. 8.1.6:

$$\Psi = -\frac{1}{NTU} \ln(1 - \dot{m}_{H_2O}^*) \quad (8.1.8)$$

Gl. 8.1.8 gilt voraussetzungsgemäß für $0 \leq \Psi \leq 1$.

In der Abb. 8.1.3 ist die funktionelle Abhängigkeit des Benetzungsgrades als Funktion der spezifischen Flüssigkeitseindüsungsmenge mit dem NTU-Wert als Parameter dargestellt. Es zeigt sich, dass NTU-Werte von ca. 6 mindestens erreicht werden sollten, um das Trocknungspotential der Luft möglichst vollständig auszunutzen.

Umgekehrt lässt sich für den Benetzungsgrad = 1 die maximal eindüsbare Wassermenge berechnen, die erforderlich ist, um alle Feststoffoberflächen vollständig zu benetzen. Aus Gl. 8.1.8 folgt für $\Psi = 1$:

$$\dot{m}_{H_2O}^* = 1 - \exp(-NTU) \quad (8.1.9)$$

Die funktionelle Abhängigkeit in Gl. 8.1.9 ist in der Abb. 8.1.4 grafisch dargestellt. Auch hieraus ist zu erkennen, dass oberhalb eines NTU-Wertes von 6 eine weitere Steigerung nicht mehr zur Vergrößerung der maximalen Wasserverdampfung beiträgt.

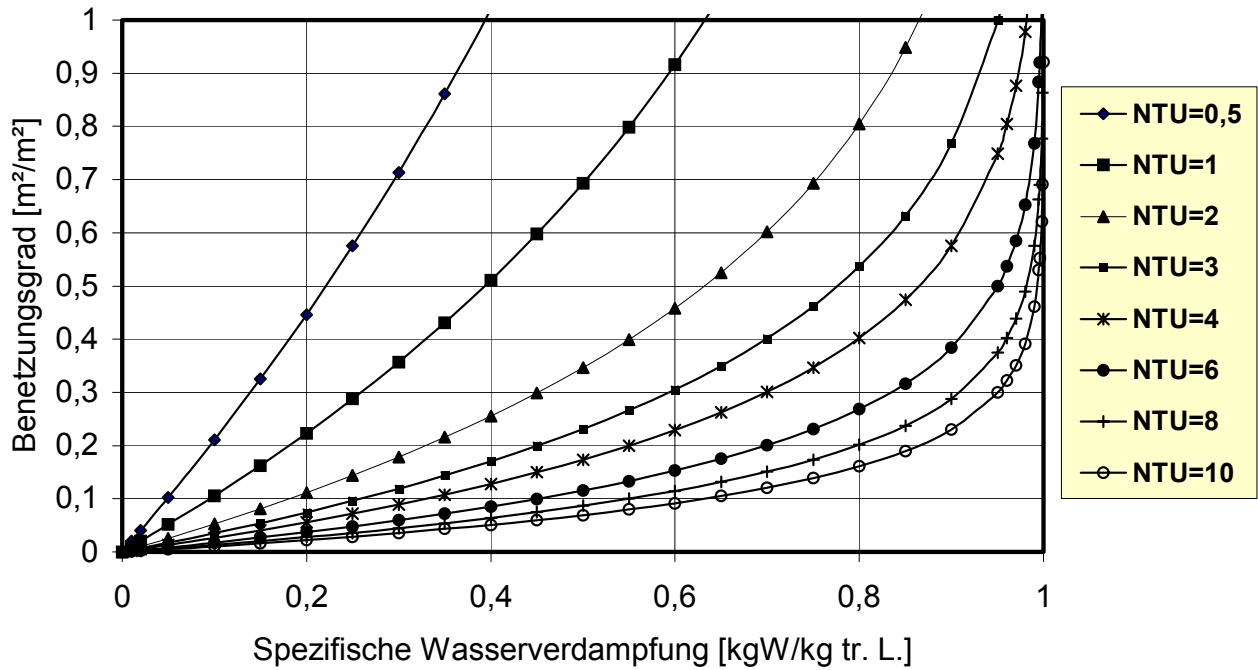


Abb. 8.1.3: Abhängigkeit des Benetzungsgrades von der spezifischen Wasserverdampfung mit dem NTU-Wert als Parameter

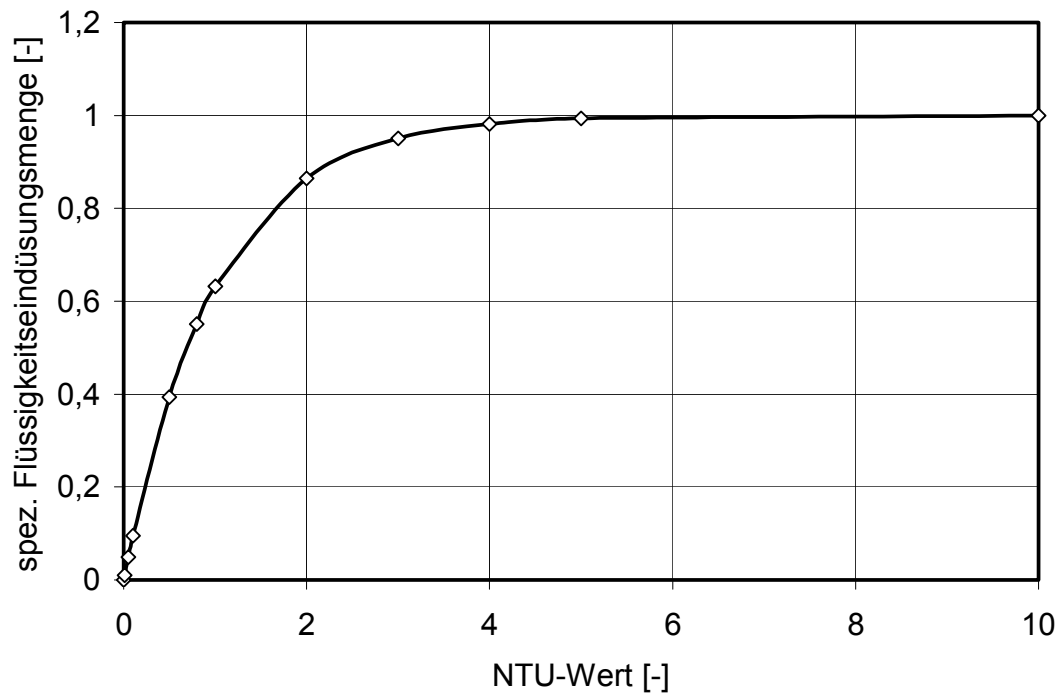


Abb. 8.1.4: Abhängigkeit der maximal möglichen Wasserverdampfung vom NTU-Wert

8.2 Experimentelle Verifikation des Modells

Zur Überprüfung des Modells wurden Experimente zur Trocknung von Flüssigkeiten an inerten Oberflächen fluidisierter Partikelkollektive durchgeführt. Es wurde die selbe Anlage benutzt, die im Kapitel 7 schon beschrieben wurde (Abb. 7.1 - 7.2). Der Apparat wurde mit einer Trennwand ausgerüstet, so dass die Trocknung nur in der linken Kammer stattfand (Abb. 8.2.1). Es wurde Wasser eingedüst. Als Wirbelgut dienten Keramikkkugeln mit Durchmessern $d_p = 2,6 \text{ mm}$ bzw. $d_p = 5,9 \text{ mm}$ und einer Dichte $\rho_p = 3600 \text{ kg/m}^3$. Die wichtigsten Versuchsparameter der durchgeführten Experimente sind in der Tab. 8.2.1 zusammengestellt. Mit Mess- und Auswertetechnik der Firma Testo (Gerät testo 454 und Software Comsoft) wurden die Lufttemperaturen am Eintritt und Austritt des Apparates und auch direkt oberhalb der Schicht gemessen. Es wurde die relative Luftfeuchte am Austritt des Apparates gemessen (Abb. 8.2.1). Die Versuchsparameter der einzelnen Versuche sind in der Tab. 8.2.1 dargestellt. Die Lufteintrittstemperatur und der Luftvolumenstrom wurden konstant gehalten. Variiert wurden der Partikeldurchmesser, die Schichtmasse und die eingedüste Wassermenge.

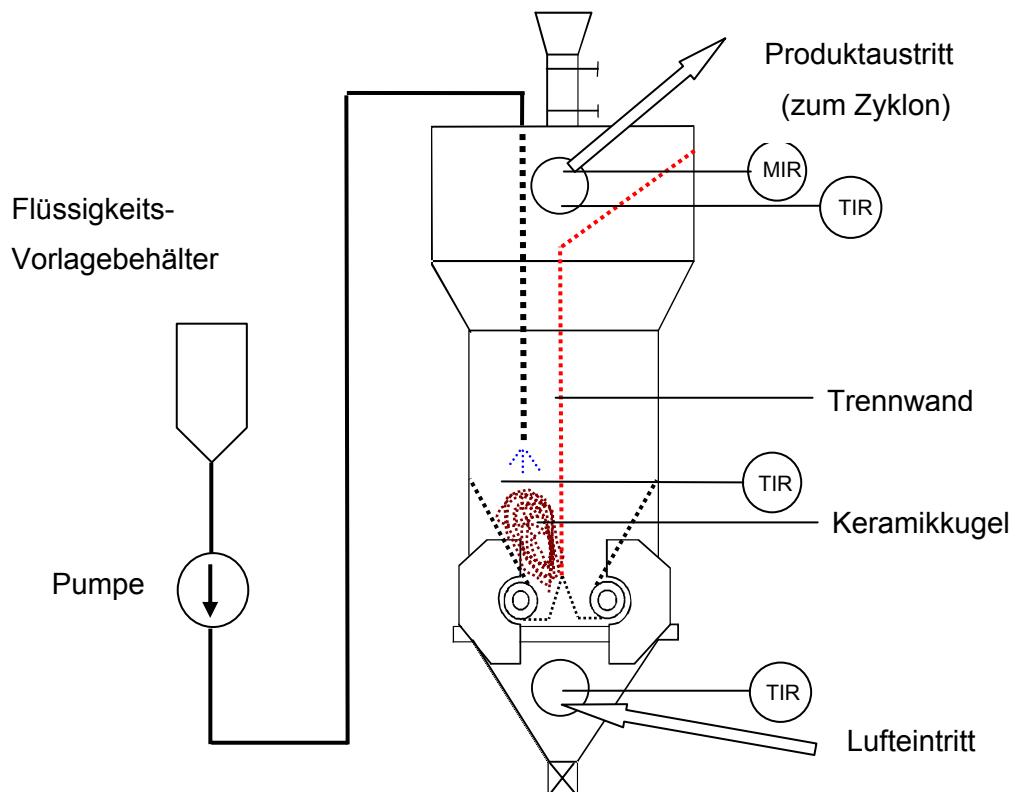


Abb. 8.2.1: Schema des Strahlschichtapparats

Versuchsnummer	Luft Eintrittstemperatur [°C]	Luftmassenstrom [kg/h]	Partikeldurchmesser [mm]	Schicht-Masse [kg]	eingedüστε Wassermenge [kg/h]
E1	116	165	5,8	0,5	0,84 – 3,3
E2	116	165	5,8	0,7	0,88 – 3,35
E3	116	165	5,8	1	0,86 – 3,3
E4	116	165	2,6	0,5	0,84 – 3,33
E5	116	165	2,6	0,7	0,86 – 3,36

Tab. 8.2.1: Zusammenfassung der durchgeführten Versuche

In der Abb. 8.2.2 sind die Temperaturverläufe während des Versuches E4 dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass mit Zunahme der eingedüsten Wassermenge die Lufttemperatur oberhalb der Schicht und die Lufttemperatur am Austritt des Apparats zuerst sinkt und dann konstant bleibt. Beispielsweise sinkt die Lufttemperatur am Austritt des Apparats bei $\dot{m}_{H_2O} = 2,52 \text{ kg/h}$ bis $T_{aus} = 64^\circ\text{C}$ und bleibt konstant. Bei einer weiteren Erhöhung der eingedüsten Wassermenge ($\dot{m}_{H_2O} = 3,33 \text{ kg/h}$) kann das Wasser nicht mehr verdampft werden. Die Teilchen kleben an den Wänden und die Schicht bricht zusammen. In der Abb. 8.2.2 ist das dadurch zu erkennen, dass die Lufttemperatur keinen konstanten Wert erreichen kann und immer weitersinkt.

Die Temperatur- und Feuchteverläufe der Versuche E1-5, wie auch die Benetzungsgrade als Funktion der Flüssigkeitseindüsmenge sind im Anhang (A26-35) zu finden.

In der Abb. 8.2.3 ist der Benetzungsgrad als Funktion der eingedüsten Wassermenge für alle durchgeführten Versuche dargestellt. Je grösser die Stoffaustauschfläche aller Partikel ist, um so kleiner ist der Benetzungsgrad bei ein und der selben eingedüsten Wassermenge. Die Daten bis zum Schichtkollaps sind experimentell ermittelt. Mit den blauen durchbrochenen Linien wird der theoretische Verlauf der Trocknung angezeigt.

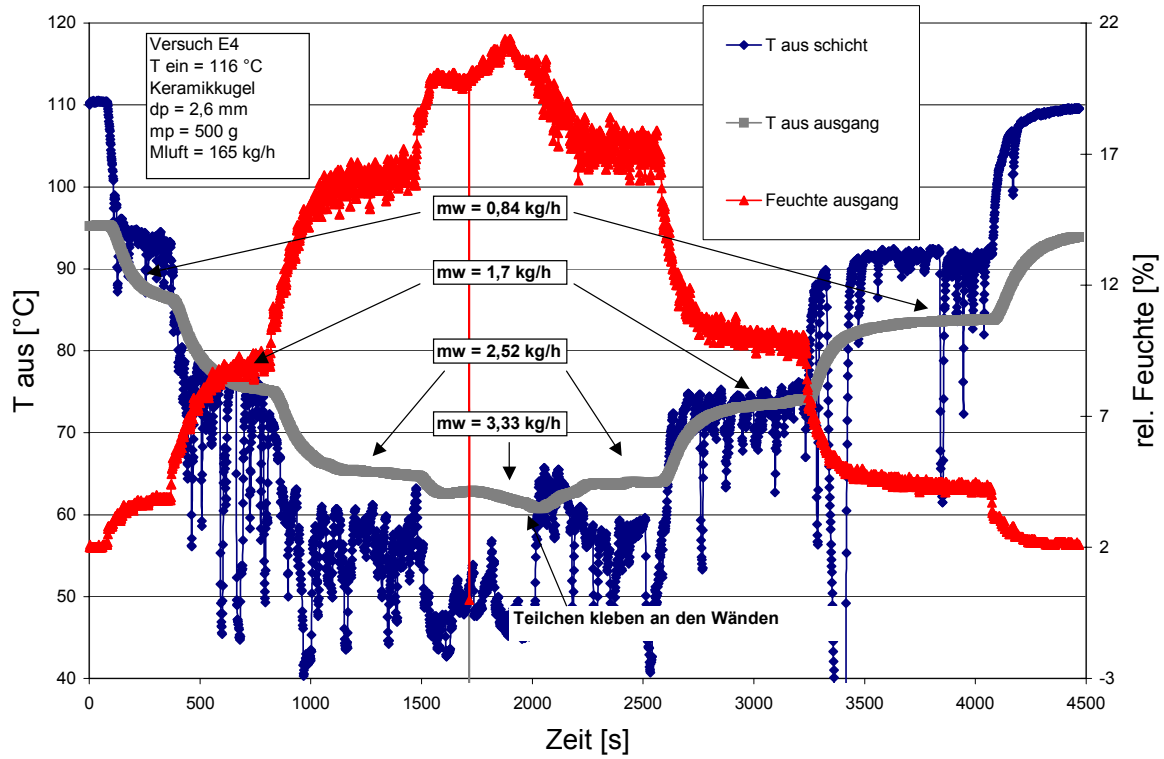


Abb. 8.2.2: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E4.

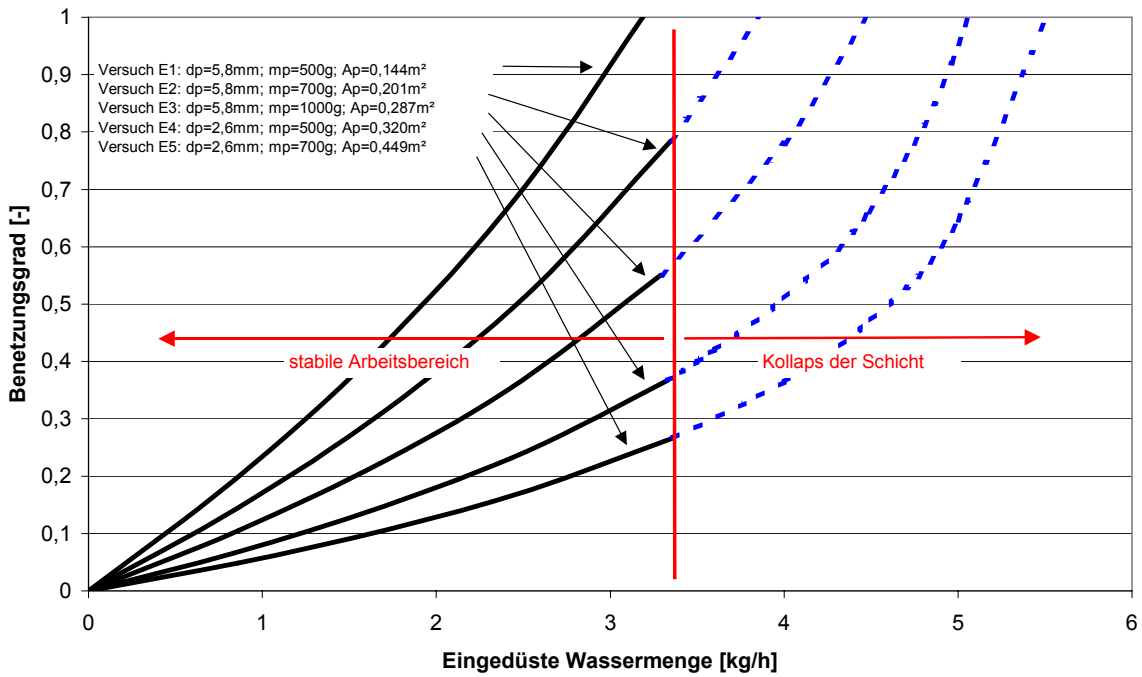


Abb. 8.2.3: Benetzungsgrad als Funktion der eingedüsten Wassermenge; Versuch E1-E5

Die Ursache für den frühzeitigen Zusammenbruch der Schicht ist das Kleben der Teilchen an den Apparatewänden, das auch auf den verkleinerten Maßstab der Versuchsanlage zurückzuführen ist. Das führt zur Verringerung der „wahren“ Stoffaustauschfläche in der Schicht. Bei den festgelegten Versuchsparemtern ist eine Stoffaustauschfläche aller Partikel $A_p > 0,15 \text{ m}^2$ nicht sinnvoll, da sie praktisch nicht genutzt werden kann und zu keiner effektiveren Wasserverdampfung führen wird.

Es ist allerdings zu beachten, dass bei dieser Betrachtungsweise außer acht gelassen wurde, dass es durch Eindüsung vor allem von klebrigen Flüssigkeiten bereits zum Verkleben der Strahlschicht kommen kann, obwohl noch nicht annähernd ein Benetzungsgrad von 1 erreicht ist.

Für das scale up derartiger Prozesse machen sich daher in jedem Fall experimentelle Untersuchungen erforderlich, die den effektiv erreichbaren Benetzungsgrad für das jeweilige Stoffsystem ermitteln müssen. Generell gilt, dass große NTU-Werte, die z. B. durch eine Vergrößerung des Inertkörperinhaltes der Wirbelschicht erreicht werden können, zu kleineren Benetzungsgraden führen. Dies ist für den gewollten Abrieb und die Stabilität der Wirbelschicht günstig. Es muss allerdings beachtet werden, dass eine Vergrößerung des Schichtinhaltes auch zu einer Vergrößerung des erforderlichen Schichtdruckverlustes führt. Es gilt also bei der Auslegung einer Strahlschichtanlage, zwischen den drei Größen Wärmeenergiekosten, Elektroenergiekosten und Betriebstabilität ein Optimum zu finden, für das die hier gemachten Überlegungen die Strategie bestimmen. Es ist bisher aber noch nicht möglich, die Stabilität der Strahlschicht in Abhängigkeit der verschiedenen Stoffsysteme hinsichtlich Zähigkeit, Dichte, Verdünnungsverhalten usw. vorauszuberechnen, so dass für eine sichere Auslegung derartiger Anlagen experimentelle Untersuchungen unerlässlich sind.

9 Anhang

Tab. T1: Gleichungen zur Berechnung der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit	108
Tab. T2: Kriterialgleichungen zur Berechnung der minimalen Fluidisations-Geschwindigkeit	110
Tab. T3: Gleichungen zur Berechnung des maximalen Schichtdruckverlustes	112
Tab. T4: Gleichungen zur Berechnung des Schichtdruckverlustes bei stabiler Arbeit der Schicht	114
Abb. A1: Massenverteilungsdichte und –summe; Senfkörner	116
Abb. A2: Massenverteilungsdichte und –summe; Weizenkörner	116
Abb. A3: Massenverteilungsdichte und –summe; Tabletten	117
Abb. A4: Flächenverteilungsdichte und –summe; Senfkörner	117
Abb. A5: Flächenverteilungsdichte und –summe; Weizenkörner	118
Abb. A6: Flächenverteilungsdichte und –summe; Tabletten	118
Abb. A7: Minimale Fluidisationsgeschwindigkeit als Funktion der Ruheschichthöhe; Tabletten	119
Abb. A8: Maximaler Schichtdruckverlust als Funktion der Ruheschichthöhe; Tabletten	119
Abb. A9: Schichtdruckverlust bei stabiler arbeit der Schicht als Funktion der Ruheschichthöhe; Tabletten	120
Abb. A10: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° , Luftvolumenstrom $50 \text{ m}^3/\text{h}$	120
Abb. A11: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° , Luftvolumenstrom $75 \text{ m}^3/\text{h}$	121
Abb. A12: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° , Luftvolumenstrom $100 \text{ m}^3/\text{h}$	121
Abb. A13: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° , Luftvolumenstrom $125 \text{ m}^3/\text{h}$	122
Abb. A14: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° , Luftvolumenstrom $150 \text{ m}^3/\text{h}$	122
Abb. A15: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20° , Luftvolumenstrom $50 \text{ m}^3/\text{h}$	123
Abb. A16: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20° , Luftvolumenstrom $75 \text{ m}^3/\text{h}$	123

Abb. A17: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20°, Luftvolumenstrom 100 m ³ /h	124
Abb. A18: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20°, Luftvolumenstrom 125 m ³ /h	124
Abb. A19: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20°, Luftvolumenstrom 150 m ³ /h	125
Abb. A20: Partikelgrößenverteilung des Versuchsmaterials [55]	125
Abb. A21: Versuchsparameter der Versuchsreihe VA1-4	126
Abb. A22: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; Versuch VA1	126
Abb. A23: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; Versuch VA2	127
Abb. A24: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; Versuch VA3	127
Abb. A25: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; Versuch VA4	128
Abb. A26: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E1	128
Abb. A27: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der ein- gedüsten Wassermenge; Versuch E1	129
Abb. A28: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E2	129
Abb. A29: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der ein- gedüsten Wassermenge; Versuch E2	130
Abb. A30: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E3	130
Abb. A31: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der ein- gedüsten Wassermenge; Versuch E3	131
Abb. A32: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E4	131
Abb. A33: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der ein- gedüsten Wassermenge; Versuch E4	132
Abb. A34: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E5	132
Abb. A35: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der ein- gedüsten Wassermenge; Versuch E5	133

Autoren Gleichung	Apparatekonstruktion Gültigkeitsbereich
Mathur und Gishler [62] $w_{mf} = \left[\frac{d_p}{d_{app}} \right] \left[\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right]^{1/3} \sqrt{2gH_0 \frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f}}$	konisch- zylindrisch (Abb. 3.1.1 – c) $\gamma = 45 - 80^\circ$ $d_{app} = 152 - 610 \text{ mm}$ $d_{ein} = 12,4 - 101,6 \text{ mm}$ $d_p = 0,6 - 6,4 \text{ mm}$ $\rho_p = 1050 - 2600 \text{ kg/m}^3$
Thorley [109] $w_{mf} = \left[\frac{d_p}{d_{app}} \right] \left[\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right]^n \sqrt{2gH_0 \frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f}}$ $n = 0,13 - 0,23$	konisch- zylindrisch $\gamma = 45^\circ - 85^\circ$ $d_{app} = 152 - 610 \text{ mm}$ $d_{ein} = 12,4 - 101,6 \text{ mm}$ $d_p = 0,6 - 6,4 \text{ mm}$ $\rho_p = 1050 - 2600 \text{ kg/m}^3$
Kmiec [45] $w_{mf} = \left(\frac{\mu_f}{d_p \rho_f} \right) \left[0,0035 \varepsilon_{mf}^{3,1} \left(\frac{H_0}{d_{app}} \right)^{2,15} \gamma \right]^{0,714}$	konisch- zylindrisch $\gamma = 34^\circ 46' - 39^\circ 46'$ $d_{app} = 308 \text{ mm}$ $d_{ein} = 50 - 71 \text{ mm}$ $d_p = 2,24 - 3,723 \text{ mm}$ $\rho_p = 845 - 2384 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 24 - 456 \text{ mm}$
Abdelrazek [1] $w_{mf} = \frac{1}{1,74} \left[\frac{d_p}{d_{app}} \left(\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right)^{1/3} \left(\frac{2gH_0(\rho_p - \rho_f)}{\rho_f} \right)^{1/2} - 0,25 \right]$	zylindrisch (Abb. 3.1.1 – b) $d_{app} = 60 - 1200 \text{ mm}$ $d_{ein} = 50 - 100 \text{ mm}$ $d_p = 0,5 - 0,8 \text{ mm}$ $\rho_p = 2460 - 7070 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 50 - 300 \text{ mm}$

<p>Gay et al. [21]</p> $w_{mf} = 1,26 \cdot 10^7 \frac{d_p \rho_p g}{\rho_f} \left(\frac{H_0}{d_{app}} \right)^{0,19} \left(\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right)^{5,62} \left(\frac{\mu_f^2}{\rho_p \rho_f d_{app}^3 g} \right)^{0,5}$	<p>zylindrisch</p> <p>$d_{app} = 380 - 610 \text{ mm}$</p> <p>$d_{ein} = 38 - 132 \text{ mm}$</p> <p>$d_p = 11 - 23 \text{ mm}$</p> <p>$\rho_p = 1320 \text{ kg/m}^3$</p> <p>$H_0 = 380 - 610 \text{ mm}$</p>
<p>Chen [7]</p> $w_{mf} = \frac{1}{K} \sqrt{\frac{2}{3C_w}} \left(\frac{d_p}{d_{ein}} \right)^{1/2} \left(\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right)^2 \sqrt{2gH_0 \frac{\rho_p - \rho_f}{\rho_f}}, wo$ $K = \sqrt{\frac{2}{3C_w}} \left(\frac{d_{ein}}{d_p} \right)^{1/2} \left(\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right)^{2/3}$ <p>C_w - Widerstandsbeiwert</p>	<p>zylindrisch</p> <p>$d_{app} = 142,32 \text{ mm}$</p> <p>$d_{ein} = 10 - 30 \text{ mm}$</p> <p>$d_p = 7 \text{ mm}$</p> <p>$H_0 = 12,5 - 70 \text{ mm}$</p>
<p>Rocha [92]</p> $\dot{V}_{mf} = 5,92 \cdot 10^{-5} \left[\frac{d_p}{\phi d_{app}} \right]^{0,05} \left[\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right]^{-2,6} [\tan(\gamma/2)]^{0,06} [2gH_0(\rho_p - \rho_f)/\rho_f]$ <p>\dot{V}_{mf} - Volumenstrom in m^3/s, der der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit entspricht</p>	<p>prismatisch (Abb. 3.1.1 – g)</p> <p>$\gamma = 30 - 60^\circ$</p> <p>$d_{app} = 85,7 \text{ mm}$</p> <p>$d_{ein} = 50 \text{ mm}$</p> <p>$d_p = 0,6 - 6,4 \text{ mm}$</p> <p>$\rho_p = 1050 - 2600 \text{ kg/m}^3$</p> <p>$H_0 = 541 - 280 \text{ mm}$</p>

Tabelle T1: Gleichungen zur Berechnung der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit

Autoren Gleichung	Apparatekonstruktion Gültigkeitsbereich
Nikolaev und Golubev [78] $\text{Re}_{mf} = 0,051 Ar^{0,59} (d_{ein} / d_{app})^{0,1} (H_0 / d_{app})^{0,25}$	Konus mit kurzem zylindrischen Schuss $d_{app} = 115 \text{ mm}$ $d_{ein} = 19,5 - 50 \text{ mm}$ $d_p = 1,45 - 5,6 \text{ mm}$ $\rho_p = 2460 - 7070 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 85 - 150 \text{ mm}$
Gorshtein und Muchlenov in [89] $\text{Re}_{mf} = 0,174 Ar^{0,5} (d_{app}^* / d_{ein})^{0,85} [\tan(\gamma / 2)]^{-1,25}$ $d_{app}^* = f(H_0)$	konisch (Abb. 3.1.1 – a) $\gamma = 12 - 70^\circ$ $Ar = 5,9 \cdot 10^2 - 7,1 \cdot 10^5$ $H_0 / d_0 = 3 - 10$ $d_p = 0,5 - 2,5 \text{ mm}$ $\rho_p = 980 - 2360 \text{ kg/m}^3$
Tsvik et al. [112] $\text{Re}_{mf} = 0,4 Ar^{0,52} (H_0 / d_{ein})^{1,24} [\tan(\gamma / 2)]^{0,42}$	konisch $\gamma = 20 - 50^\circ$ $d_{ein} = 19,5 - 39 \text{ mm}$ $d_p = 1,5 - 4 \text{ mm}$ $\rho_p = 1650 - 1700 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 100 - 500 \text{ mm}$
Goltstiker [27] $\text{Re}_{mf} = 73 Ar^{0,14} (H_0 / d_{ein})^{0,9} (\rho_p / \rho_f)^{0,47}$	konisch $\gamma = 26 - 60^\circ$ $d_{ein} = 39 - 107 \text{ mm}$ $d_p = 1 - 3 \text{ mm}$ $\rho_p = 1200 - 1900 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 50 - 310 \text{ mm}$

<p>Wan-Fyong in [60]</p> $\text{Re}_{mf} = 1,24(\text{Re})_{end} (H_0 / d_{ein})^{0,82} [\tan(\gamma / 2)]^{0,92}$	<p>konisch</p> $\gamma = 10 - 70^\circ$ $d_{ein} = 26 - 76 \text{ mm}$ $d_p = 0,35 - 4 \text{ mm}$ $\rho_p = 450 - 7070 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 7 - 30 \text{ mm}$
<p>Markovski und Kaminski [59]</p> $\text{Re}_{mf} = 0,028 Ar^{0,57} (H_0 / d_{ein})^{0,48} (d_{app} / d_{ein})^{1,27}$	<p>konisch- zylindrisch (Abb. 3.1 – c)</p> $\gamma = 37^\circ$ $Ar = 3 \cdot 10^6 - 8,5 \cdot 10^7$ $H_0 / d_{ein} = 0,6 - 2,3$ $d_{app} / d_{ein} = 3,78 - 7,75$ $d_p = 3,41 - 10,35 \text{ mm}$ $\rho_p = 1120 - 2384 \text{ kg/m}^3$
<p>Murthy und Singh [75]</p> $\text{Re}_{mf} = 0,013 Ar^{0,70} (d_{ein} / d_{app})^{0,11} (H_0 / d_{app})^{0,52}$ $[\rho_f / (\rho_p - \rho_f)]^{0,076}$	<p>prismatisch (Abb. 3.1.1 – h)</p> $\gamma = 60^\circ$ $d_{ein} / d_{app} = 0,106 - 0,24$ $H_0 / d_{app} = 1,066 - 3,2$ $Ar = 3,76 \cdot 10^4 - 1,67 \cdot 10^6$ $d_p = 1,25 - 3 \text{ mm}$ $\rho_p = 674 - 1600 \text{ kg/m}^3$
<p>Olasar [80]</p> $\text{Re}_{mf} = 0,126 Ar^{0,5} (d_{app}^* / d_{ein})^{1,68} [\tan(\gamma / 2)]^{-0,57}$ $d_{app}^* = f(H_0)$	<p>konisch-zylindrisch</p> $\gamma = 28^\circ - 45^\circ$ $d_{app} = 360 \text{ mm}$ $d_{ein} = 30 - 50 \text{ mm}$ $d_p = 1 - 8 \text{ mm}$ $\rho_p = 2420 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 30 - 200 \text{ mm}$

Tabelle T2: Kriterialgleichungen zur Berechnung der minimalen Fluidisationsgeschwindigkeit

Autoren Gleichung	Apparatekonstruktion Gültigkeitsbereich
<p>Gelperin [23]</p> $\frac{\Delta p_{\max}}{H_0 \rho_{sch} g} = 1 + 0,062 \left[\frac{d_{app}^*}{d_{ein}} \right]^{2,54} \left[\frac{d_{app}^*}{d_{ein}} - 1 \right] [\tan(\gamma / 2)]^{-0,18}$ $d_{app}^* = d_{ein} + 2H_0 \tan(\gamma / 2)$	<p>konisch</p> $\gamma = 10 - 60^\circ$ $d_{ein} = 50 \text{ mm}$ $d_p = 0,16 - 0,28 \text{ mm}$ $H_0 = 100 - 250 \text{ mm}$
<p>Rocha [92]</p> $\frac{\Delta p_{\max}}{H_0 \rho_{sch} g} = 1 + 0,0006 \left[\frac{d_{app}}{d_{ein}} \right]^{5,04} \left[\frac{d_p}{\phi d_{app}} - 1 \right] [\tan(\gamma / 2)]^{0,70}$	<p>prismatisch (Abb. 3.1.1 – g)</p> $\gamma = 30^\circ - 60^\circ$ $d_{app} = 5 - 8,57 \text{ cm}$ $d_p = 0,649 - 0,747 \text{ mm}$ $\rho_p = 1022 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 5,41 - 28 \text{ cm}$ $\phi = 0,857$
<p>Asenjo [2]</p> $\Delta p_{\max} = \Delta p_f \left[1 + 2,8 \exp(-0,156 H_0 / (d_{app} / 2)) \right]$ $\Delta p_f = g(1 - \varepsilon)(\rho_p - \rho_f) H_0$	<p>zylindrisch (Abb. 3.1.1 – b)</p> $d_{app} = 142 \text{ mm}$ $H_0 = 150 - 590 \text{ mm}$ $\varepsilon = 0,42$
<p>Manurung [58]</p> $\frac{\Delta p_{\max}}{\rho_{sch} g H_0} = \left[\frac{6,8}{\tan \gamma} \left(\frac{d_{ein}}{d_{app}} \right) + 0,8 \right] - 34,4 \frac{d_p}{H_0}$	<p>konisch-zylindrisch</p> $\gamma = 60^\circ$ $d_{app} = 150 \text{ mm}$ $d_p = 1 - 4 \text{ mm}$ $\rho_p = 920 - 1430 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 1050 - 2310 \text{ mm}$
<p>Mitev [67]</p> $\Delta p_{\max} = K H_0 (1 - \varepsilon) \rho_p g$ <p>bei $H_0 \leq 180 \text{ mm}$ $K = 1,2$</p> <p>bei $H_0 > 180 \text{ mm}$ $K = 0,72 \cdot 10^{1,26 H_0}$</p>	<p>prismatisch (Abb. 3.1.1 – k)</p> $Ar = 2,2 \cdot 10^3 - 6,6 \cdot 10^7$ $d_p = 0,36 - 9 \text{ mm}$ $\rho_p = 1200 - 2700 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 105 - 390 \text{ mm}$

<p>Malek [56]</p> $\Delta p_{\max} = gH_o(1 - \varepsilon)\rho_p$	<p>konisch-zylindrisch</p> <p>$\gamma = 60^\circ$</p> <p>$d_{app} = 100 - 175 \text{ mm}$</p> <p>$d_{ein} = 13 - 64 \text{ mm}$</p> <p>$d_p = 0,8 - 3,6 \text{ mm}$</p> <p>$\rho_p = 845 - 2384 \text{ kg/m}^3$</p> <p>$H_o = 1050 - 2310 \text{ mm}$</p> <p>$\varepsilon = 0,36 - 0,394$</p>
<p>Kmiec [44]</p> $\Delta p_{\max} = \Delta p_f \left[1 + 0,206 \exp(0,62H_o / (d_{app} / 2)) \right]$ $\Delta p_f = g(1 - \varepsilon)(\rho_p - \rho_f)H_o$	<p>konisch-zylindrisch</p> <p>$\gamma = 34^\circ 46' - 39^\circ 46'$</p> <p>$d_{app} = 308 \text{ mm}$</p> <p>$d_{ein} = 50 - 71 \text{ mm}$</p> <p>$d_p = 2,24 - 3,723 \text{ mm}$</p> <p>$\rho_p = 845 - 2384 \text{ kg/m}^3$</p> <p>$H_o = 170 - 300 \text{ mm}$</p> <p>$\varepsilon = 0,36 - 0,394$</p>
<p>Muchlenov [74]</p> $\frac{\Delta p_{\max}}{\Delta p_{st}} = 1 + 0,06 \left(\frac{H_o}{d_o} \right) \left(\tan \frac{\gamma}{2} \right)^{0,6} Ar^{0,1}$ $\frac{\Delta p_{\max}}{\Delta p_{st}} = 1 + 0,1 \left(\frac{H_o}{d_o} \right)^{1,3} \left(\tan \frac{\gamma}{2} \right)^{1,2} Ar^{0,13}$ $\frac{\Delta p_{st}}{\rho_{sch} gH} = \frac{7,68(\tan \gamma / 2)^{0,2}}{Re_0^{0,2} (H / d_o)^{0,33}}$	<p>konisch</p> <p>$\gamma = 12^\circ - 60^\circ$</p> <p>$Ar = 5,9 \cdot 10^2 - 7,1 \cdot 10^5$</p> <p>$d_{ein} = 10,3 - 13 \text{ mm}$</p> <p>$d_p = 0,5 - 2,5 \text{ mm}$</p> <p>$\rho_p = 980 - 2360 \text{ kg/m}^3$</p> <p>$H_o = 30 - 150 \text{ mm}$</p>

Tabelle T3: Gleichungen zur Berechnung des maximalen Schichtdruckverlustes

Autoren Gleichung	Apparatekonstruktion Gültigkeitsbereich
Flisjuk [17] $\frac{\Delta p_{st}}{\rho_{sch} g H} = K$ $K = 1 - 0,053 Ar^{0,13}$	prismatisch $Ar = 1,8 \cdot 10^4 - 2,5 \cdot 10^7$ $d_p = 0,72 - 6,40 \text{ mm}$ $\rho_p = 600 - 2720 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 100 - 450 \text{ mm}$
Raschkowskaia [90] $\Delta p_{st} = 0,45 g \rho_{sch} H_0 \left[1 + \left(\frac{d_{app}^*}{d_{ein}} \right)^{-1} + \left(\frac{d_{app}^*}{d_{ein}} \right)^{-2} \right]$ $d_{app}^* = f(H_0)$	konisch $\gamma = 10^\circ - 60^\circ$ $d_{app} = 475 \text{ mm}$ $d_{ein} = 40 - 120 \text{ mm}$ $Ar = 2,2 \cdot 10^3 - 6,6 \cdot 10^7$ $d_p = 0,36 - 9 \text{ mm}$ $\rho_p = 1200 - 2700 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 105 - 390 \text{ mm}$
Manurung [58] $\frac{\Delta p_{st}}{\rho_{sch} g H} = \frac{1}{1 + \frac{(0,81 \tan \gamma)^{1,5}}{\phi^2} \left[\frac{d_{app} d_p}{d_{ein}} \right]^{0,78} \frac{d_{ein}}{H}}$	konisch-zylindrisch $\gamma = 60^\circ$ $d_{app} = 150 \text{ mm}$ $d_p = 1 - 4 \text{ mm}$ $\rho_p = 920 - 1430 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 1050 - 2310 \text{ mm}$
Dolidowic [11] $\Delta p_{st} = 0,8 g \rho_{sch} H_0$	konisch-zylindrisch $\gamma = 30^\circ - 60^\circ$ $d_{app} = 100 \text{ mm}$ $d_{ein} = 30 - 70 \text{ mm}$ $d_p = 0,05 - 3 \text{ mm}$ $\rho_p = 1800 - 2400 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 25 - 300 \text{ mm}$

<p>Klimenko in [89]</p> $\Delta p_{st} = 0,67 g \rho_{sch} H_0$	<p>konisch-zylindrisch</p> $\gamma = 30^\circ - 90^\circ$ $d_{app} = 210 \text{ mm}$ $d_{ein} = 50 \text{ mm}$ $d_p = 2 - 5 \text{ mm}$ $H_0 = 140 - 350 \text{ mm}$
<p>Mathur [60]</p> $\frac{\Delta p_{st}}{g H_0 \rho_{sch}} = \left[1 + \left(\frac{0,81 (\tan \gamma)^{1,5}}{\phi} \right) \left(\frac{d_{app} d_p}{d_{ein}^2} \right)^{0,78} \left(\frac{d_{app}}{H_0} \right) \right]^{-1}$	<p>konisch-zylindrisch</p> $\gamma = 60^\circ$ $d_{app} = 150 \text{ mm}$ $d_p = 1,1 - 1,3 \text{ mm}$ $\rho_p = 1100 - 1490 \text{ kg/m}^3$ $\phi = 0,8 - 1$
<p>Mitev [67]</p> $\Delta p_{st} = K H_0 (1 - \varepsilon) \rho_{sch} g$ $K = 0,8(0,92 H_0 + 0,5)$	<p>prismatisch (Abb. 3.1.1 – i)</p> $Ar = 2,2 \cdot 10^3 - 6,6 \cdot 10^7$ $d_p = 0,36 - 9 \text{ mm}$ $\rho_p = 1200 - 2700 \text{ kg/m}^3$ $H_0 = 105 - 390 \text{ mm}$

Tabelle T4: Gleichungen zur Berechnung des Schichtdruckverlustes bei stabiler Arbeit der Schicht

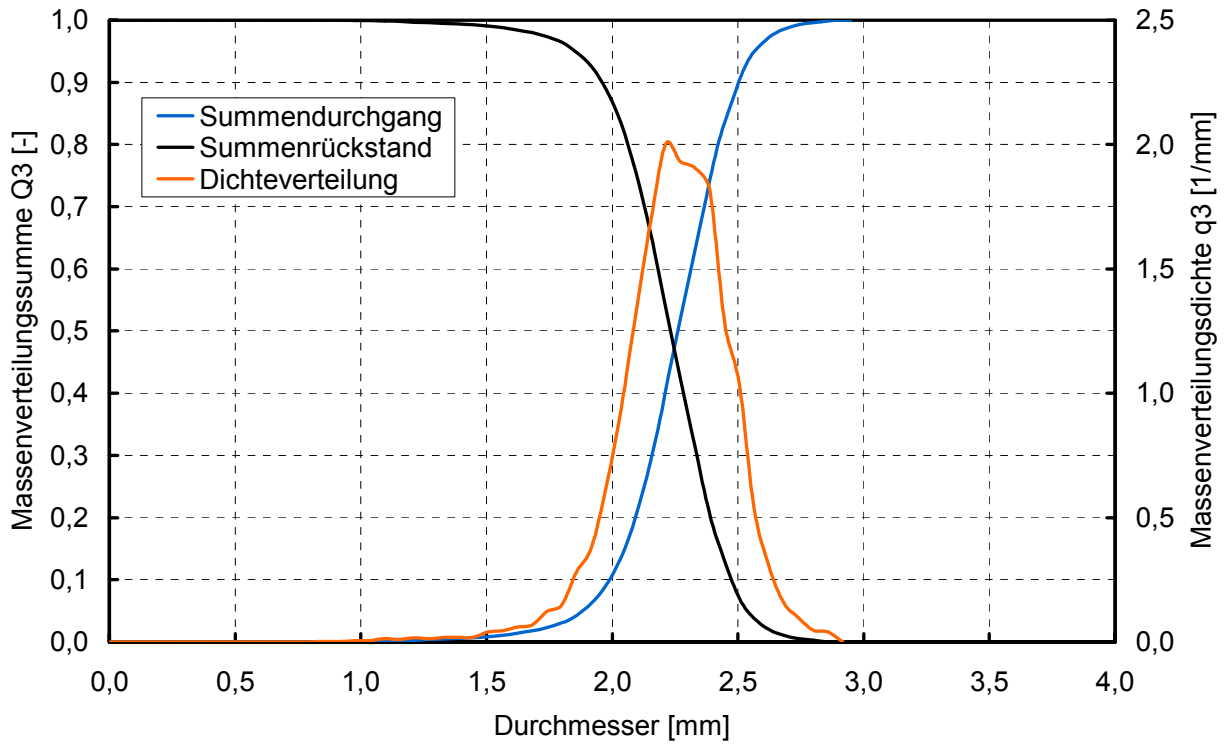


Abb. A1: Massenverteilungsdichte und –summe; Senfkörner

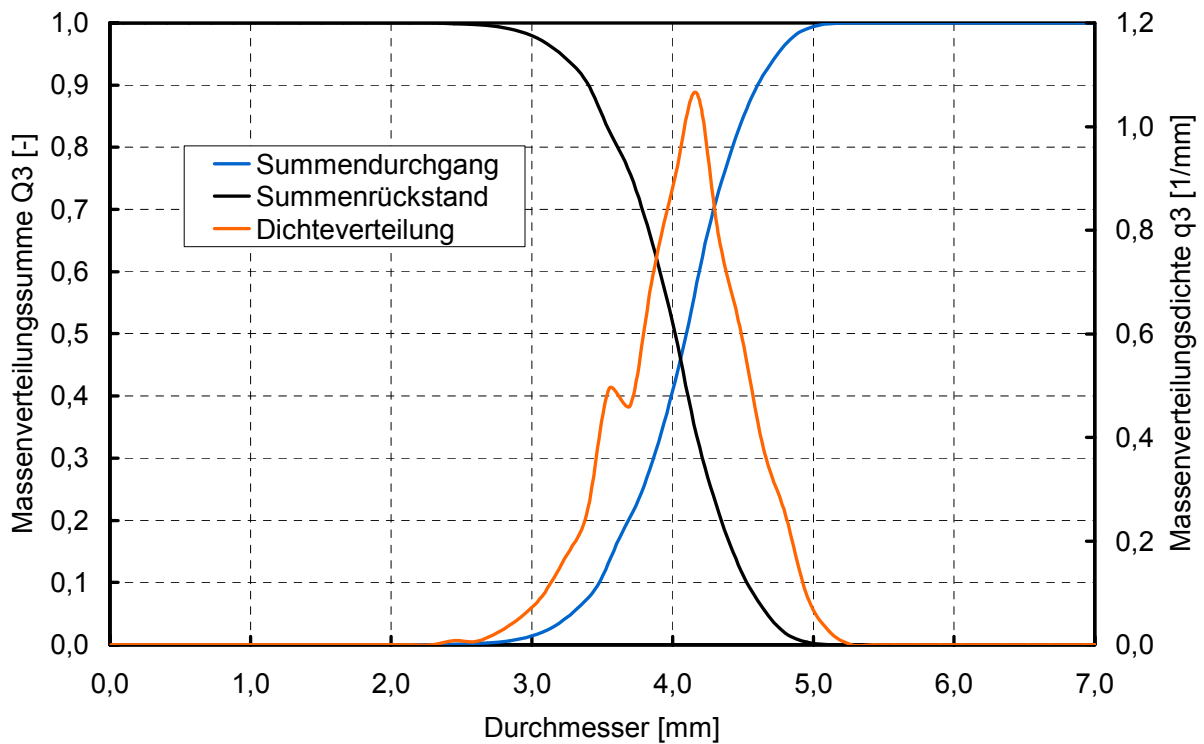


Abb. A2: Massenverteilungsdichte und –summe; Weizenkörner

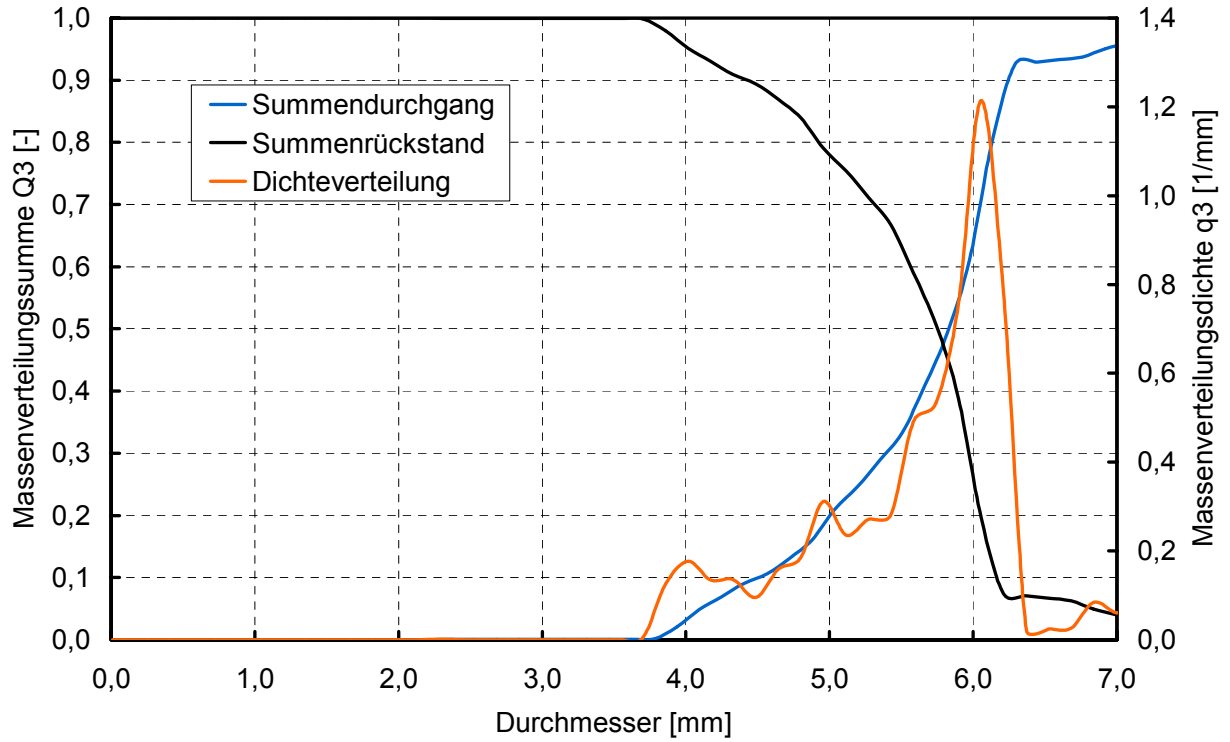


Abb. A3: Massenverteilungsdichte und –summe; Tabletten

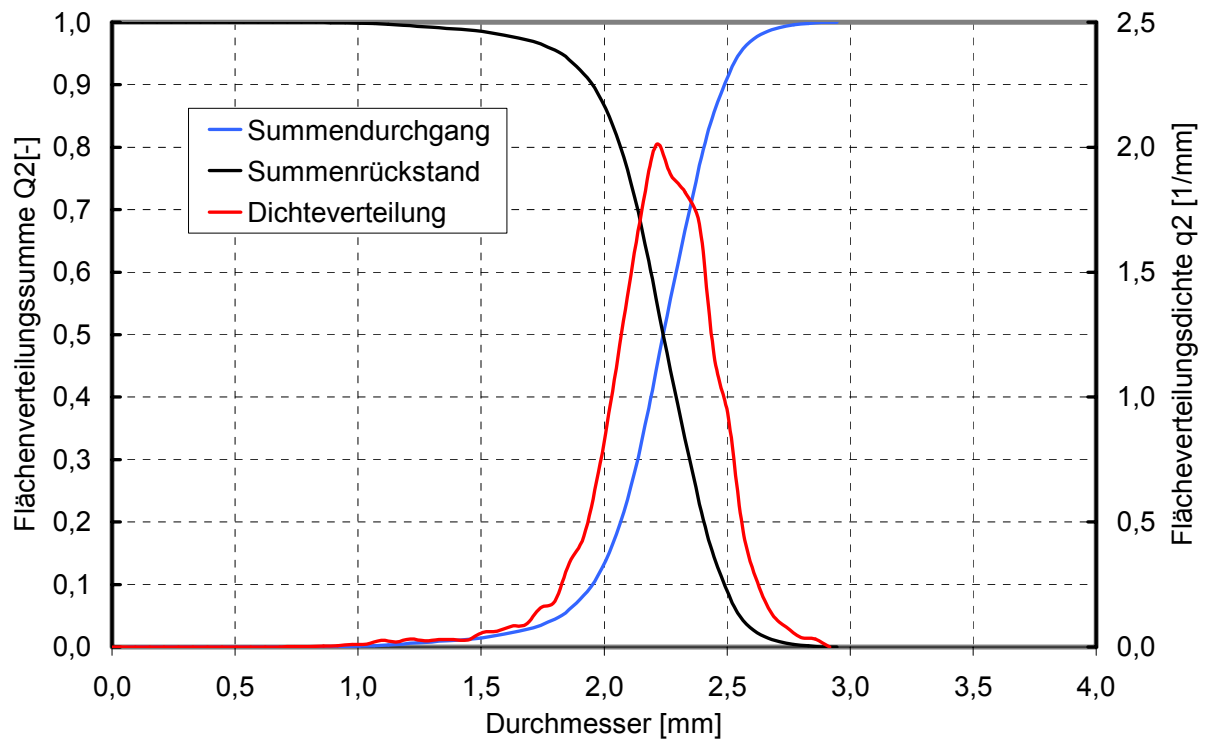


Abb. A4: Flächenverteilungsdichte und –summe; Senfkörner

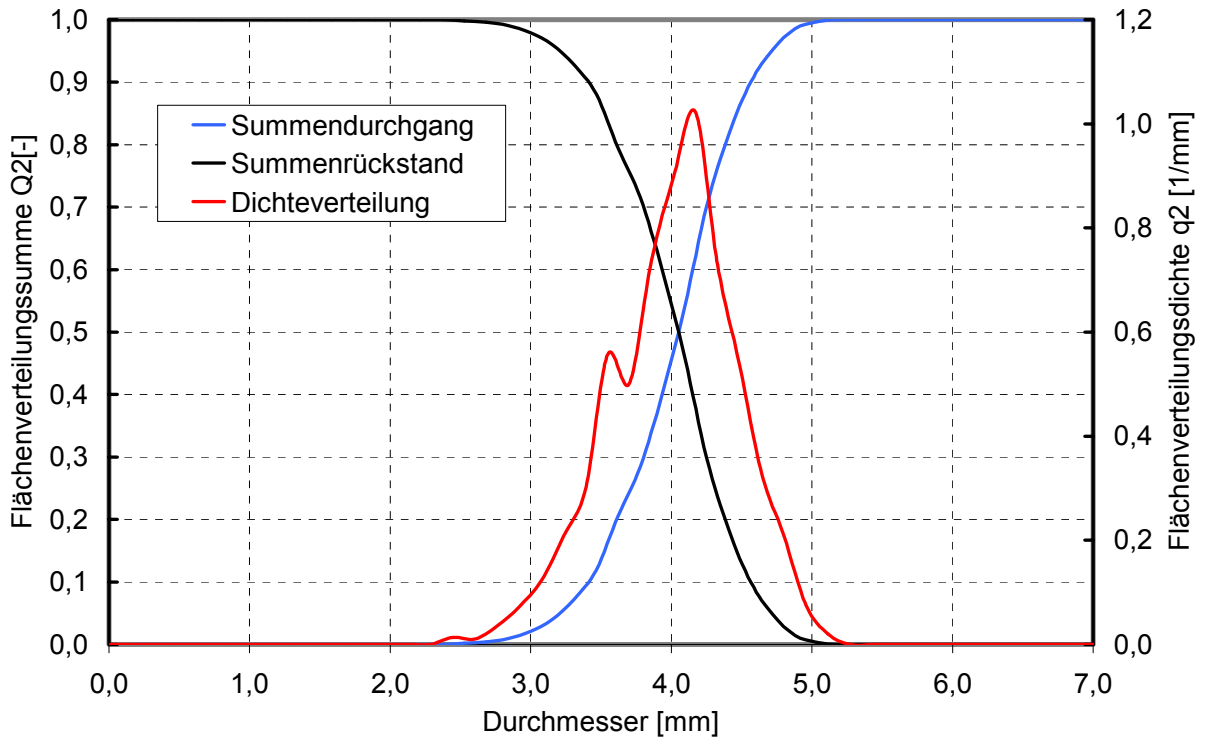


Abb. A5: Flächenverteilungsdichte und –summe; Weizenkörner

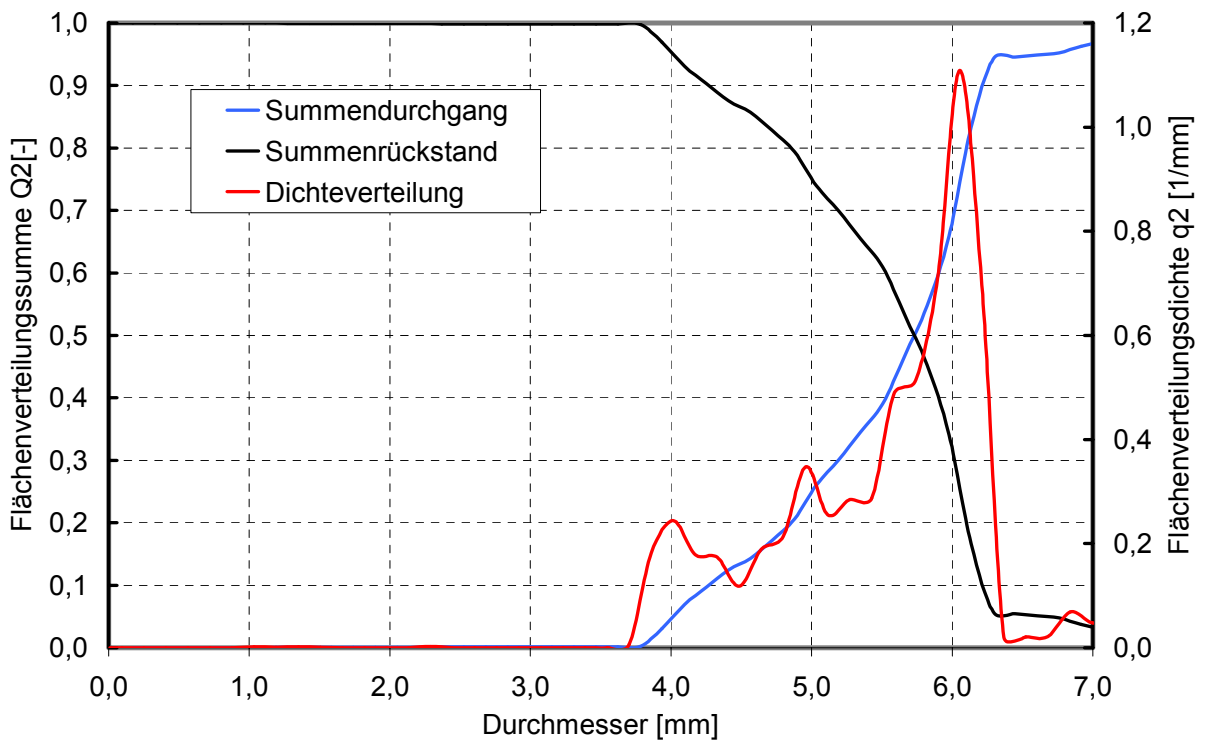


Abb. A6: Flächenverteilungsdichte und –summe; Tabletten

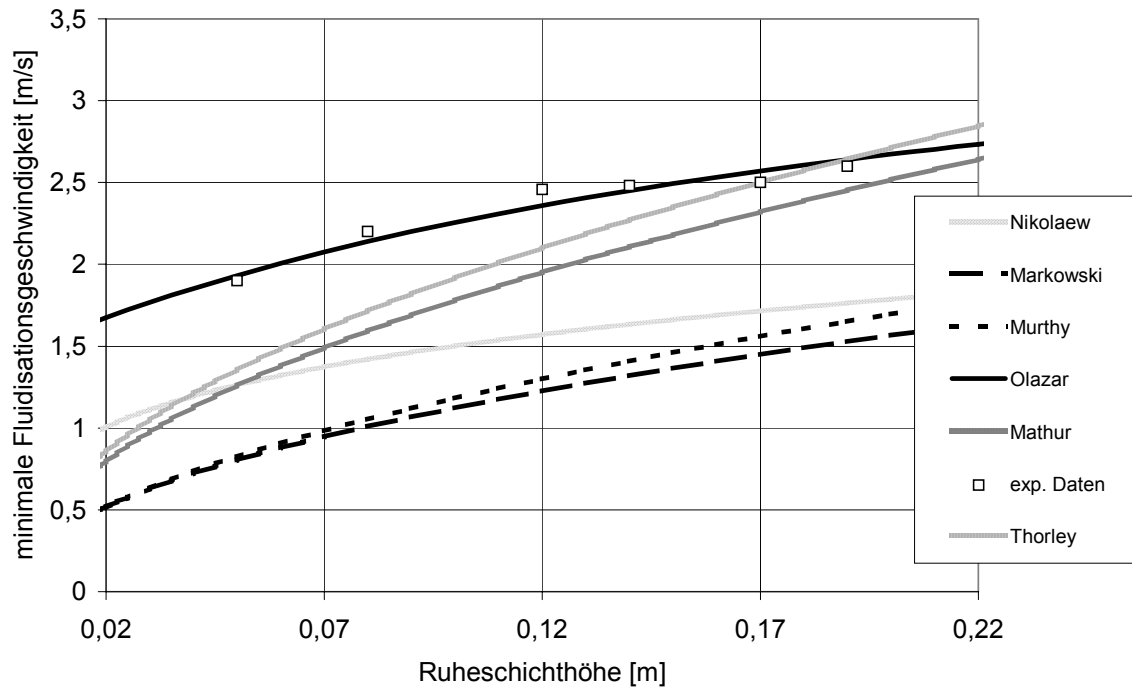


Abb. A7: Minimale Fluidisationsgeschwindigkeit als Funktion der Ruheschichthöhe;
Tabletten

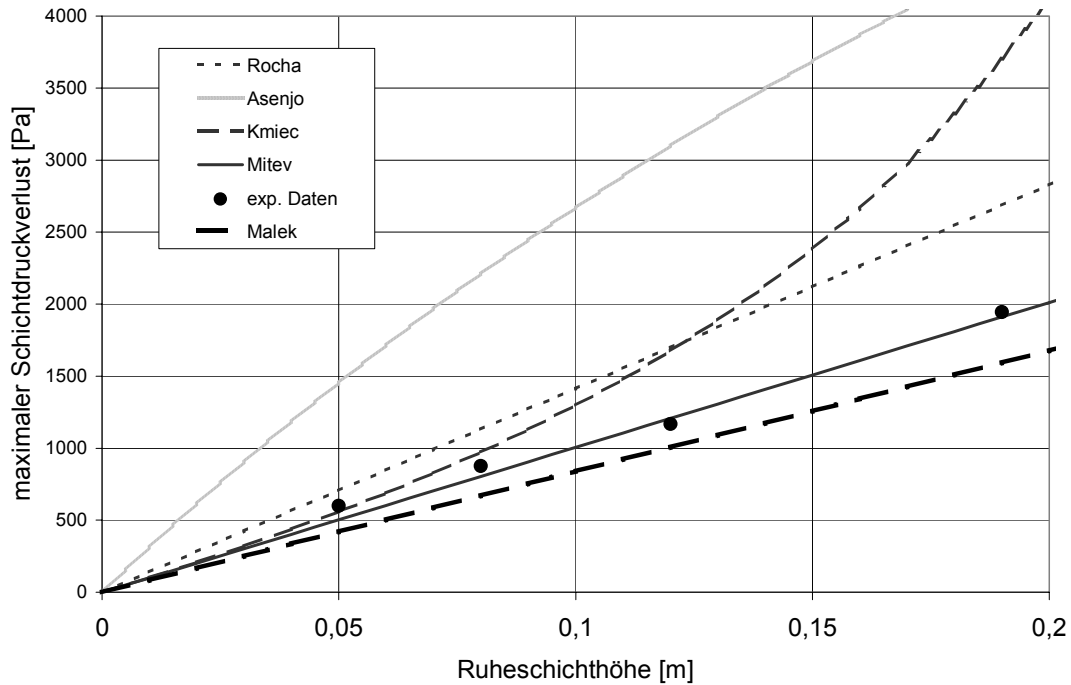


Abb. A8: Maximaler Schichtdruckverlust als Funktion der Ruheschichthöhe;
Tabletten

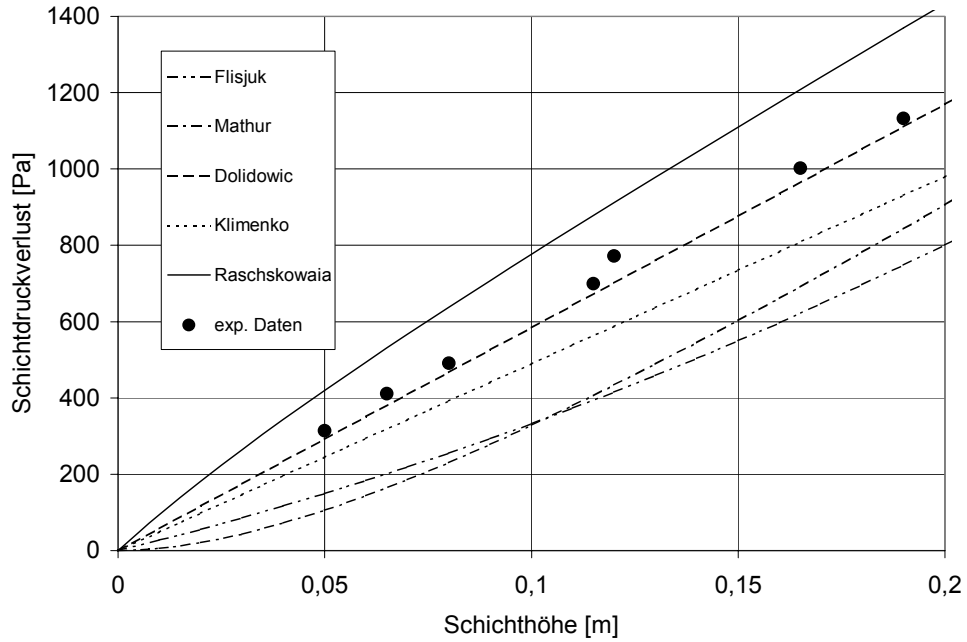


Abb. A9: Schichtdruckverlust bei stabiler Arbeit der Schicht als Funktion der Ruheschichthöhe; Tabletten

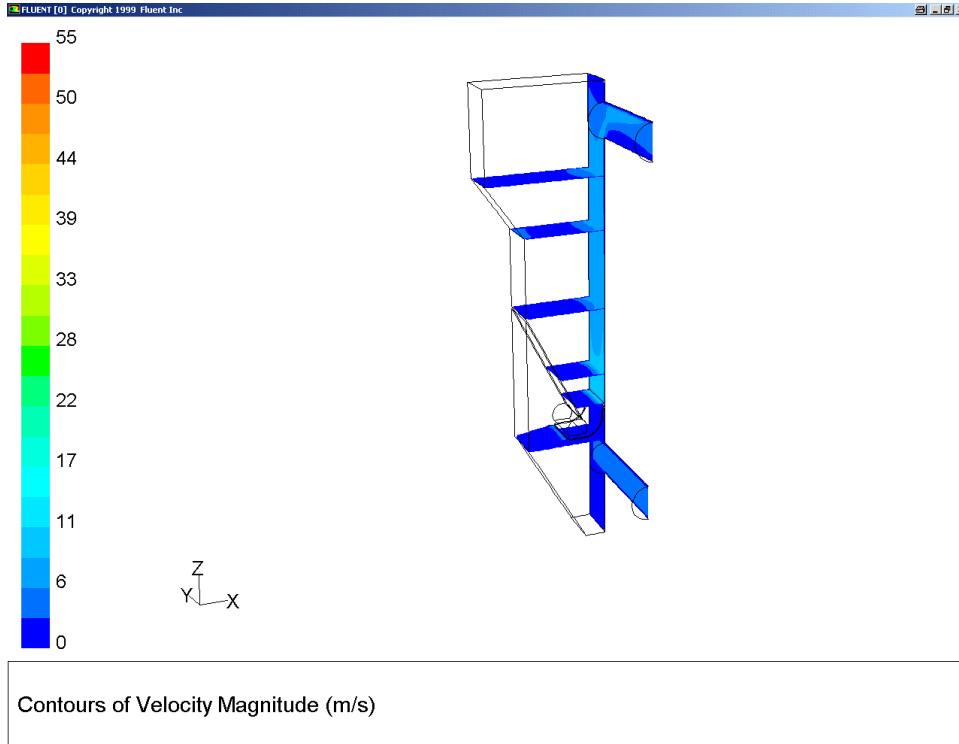


Abb. A10: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° , Luftvolumenstrom $50 \text{ m}^3/\text{h}$

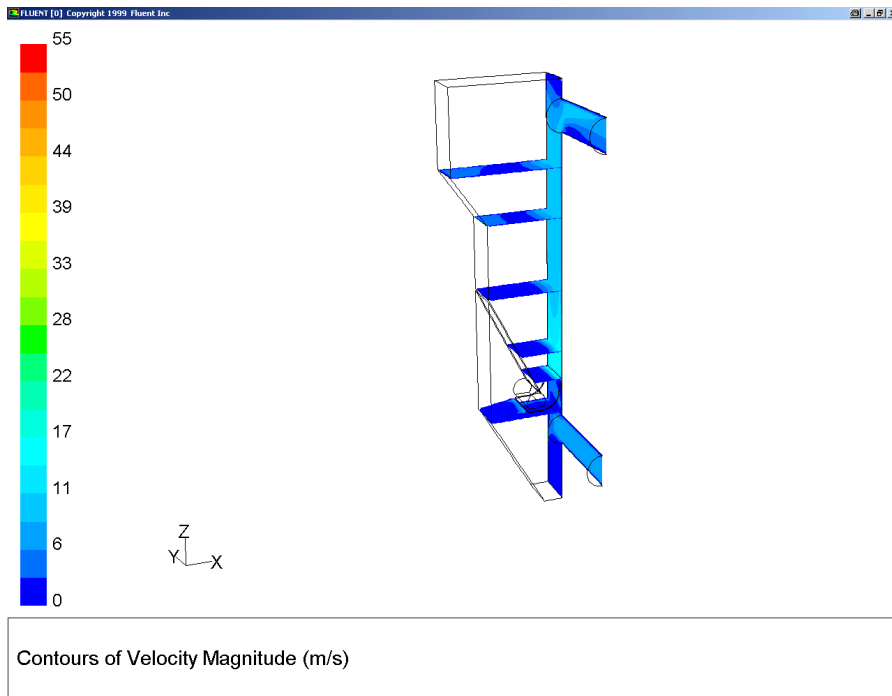


Abb. A11: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° ,
Luftvolumenstrom $75 \text{ m}^3/\text{h}$

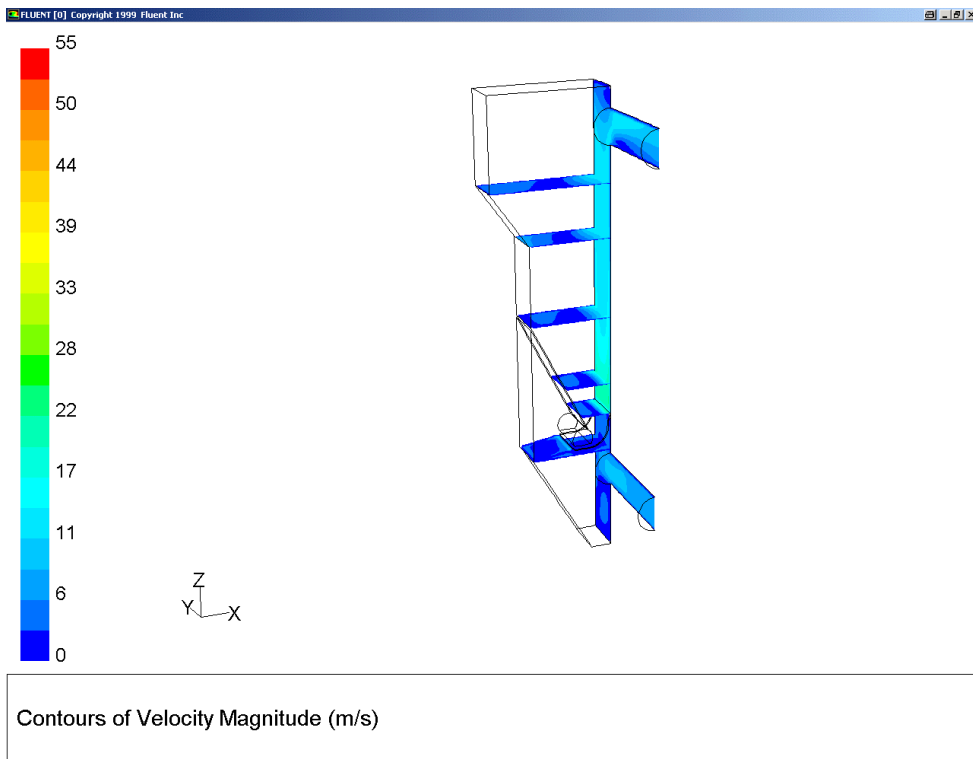


Abb. A12: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° ,
Luftvolumenstrom $100 \text{ m}^3/\text{h}$

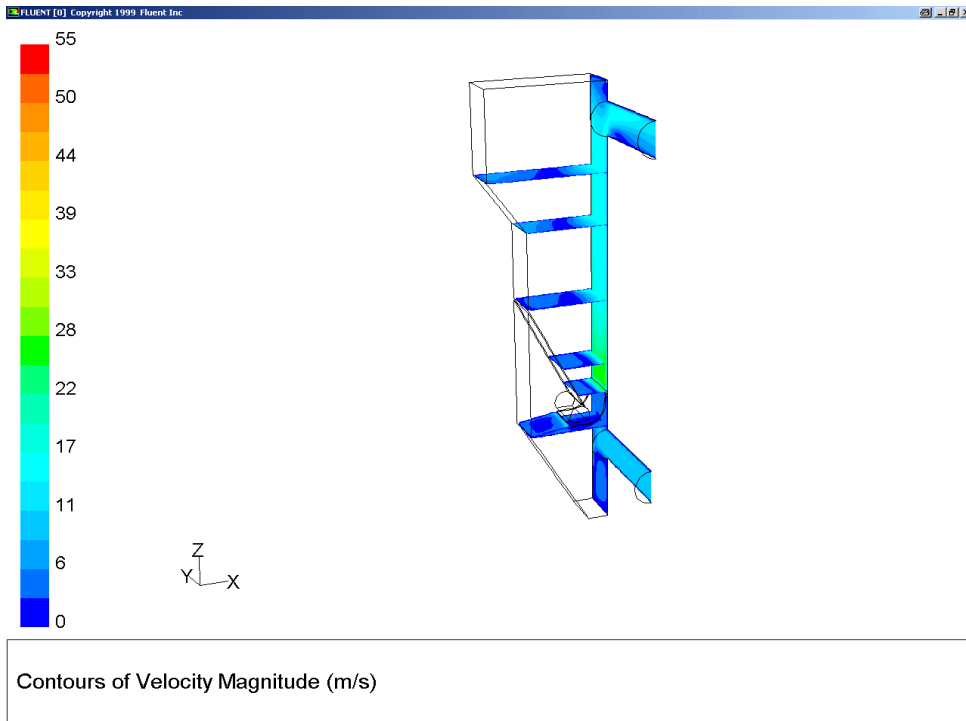


Abb. A13: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° ,
Luftvolumenstrom $125 \text{ m}^3/\text{h}$

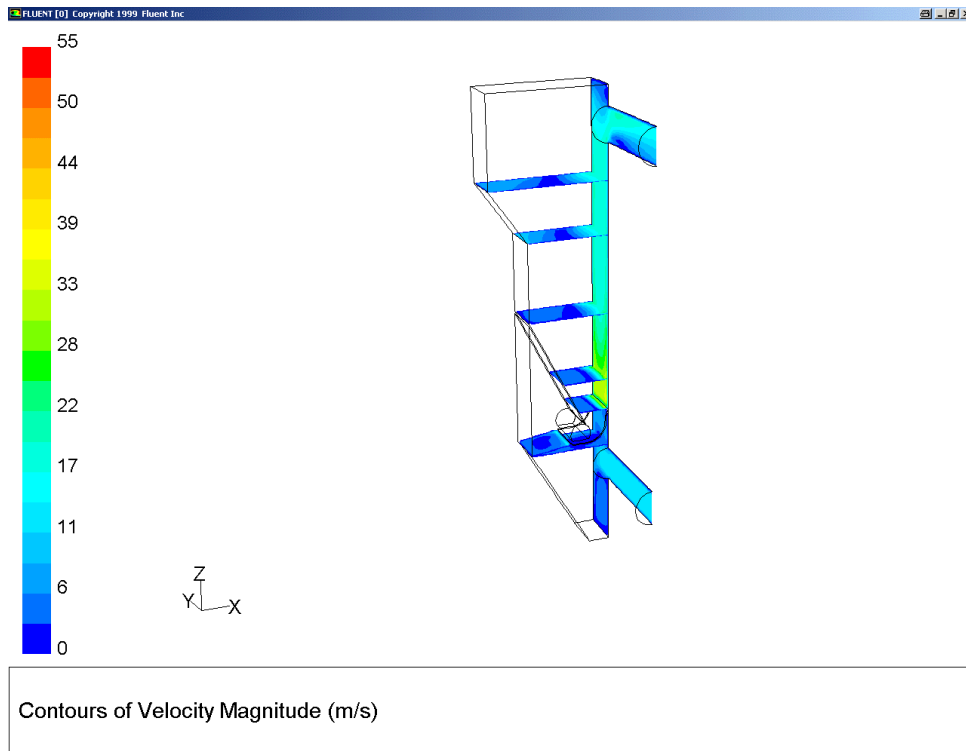


Abb. A14: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 0° ,
Luftvolumenstrom $150 \text{ m}^3/\text{h}$

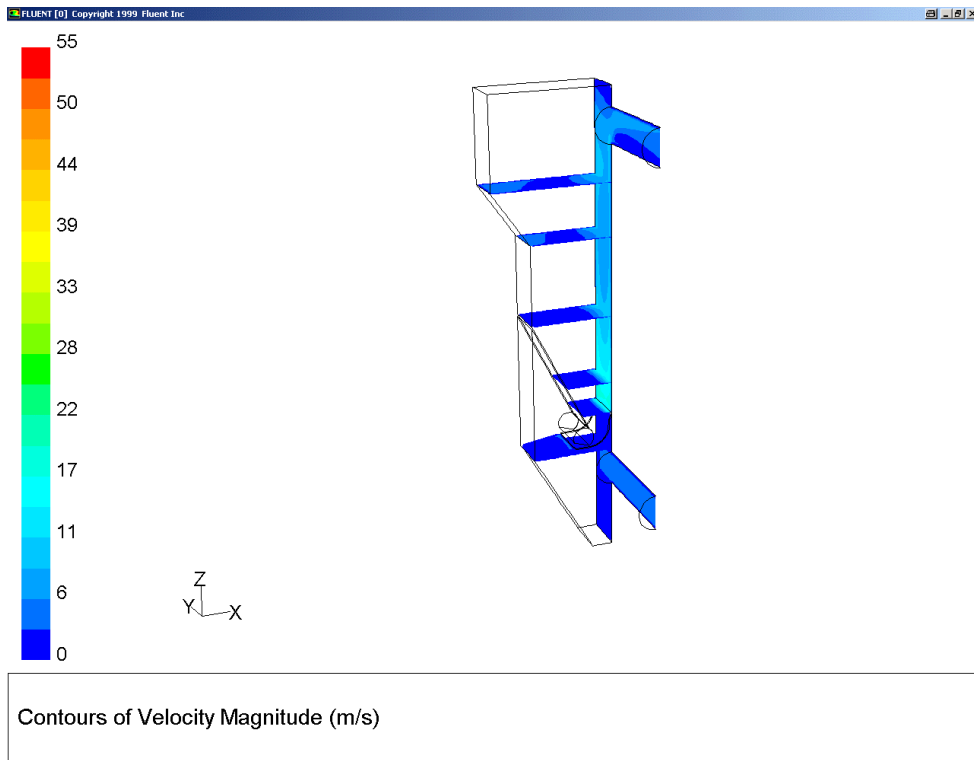


Abb. A15: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20° ,
Luftvolumenstrom $50 \text{ m}^3/\text{h}$

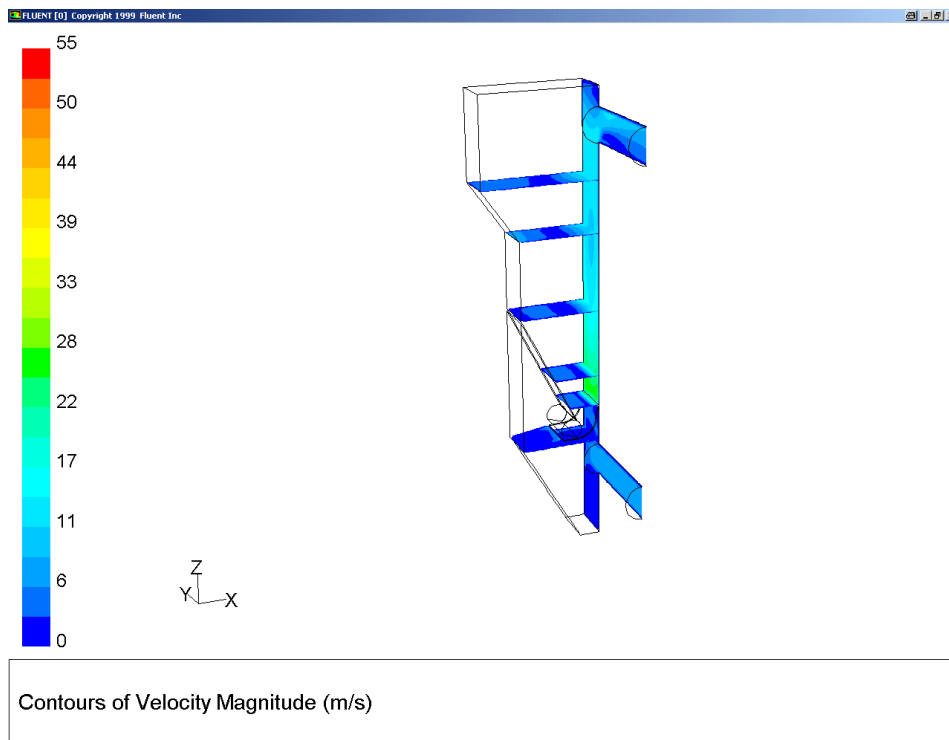


Abb. A16: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20° ,
Luftvolumenstrom $75 \text{ m}^3/\text{h}$

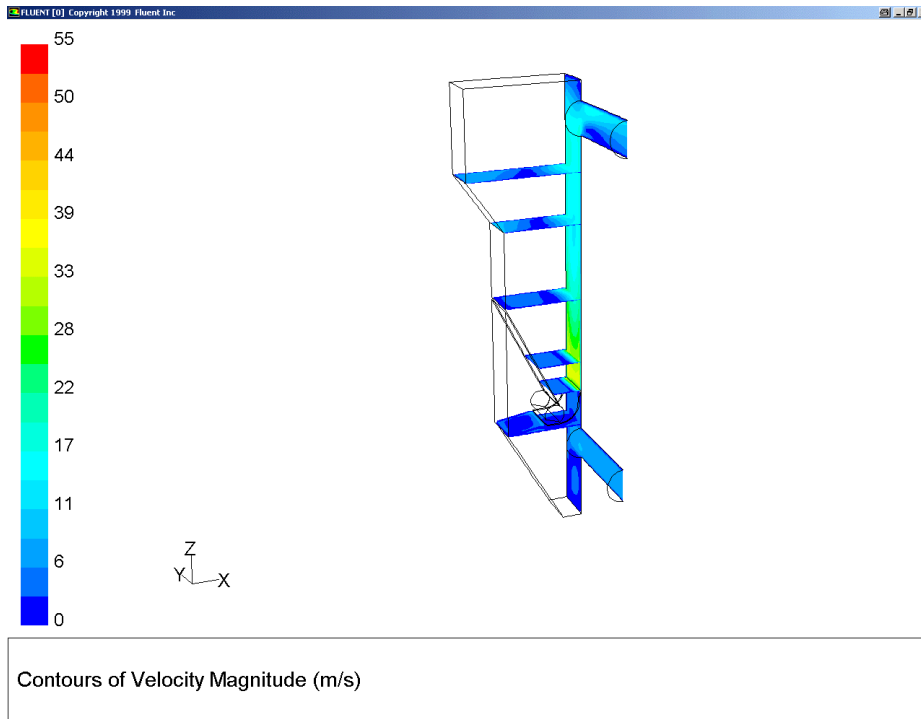


Abb. A17: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20° ,
Luftvolumenstrom $100 \text{ m}^3/\text{h}$

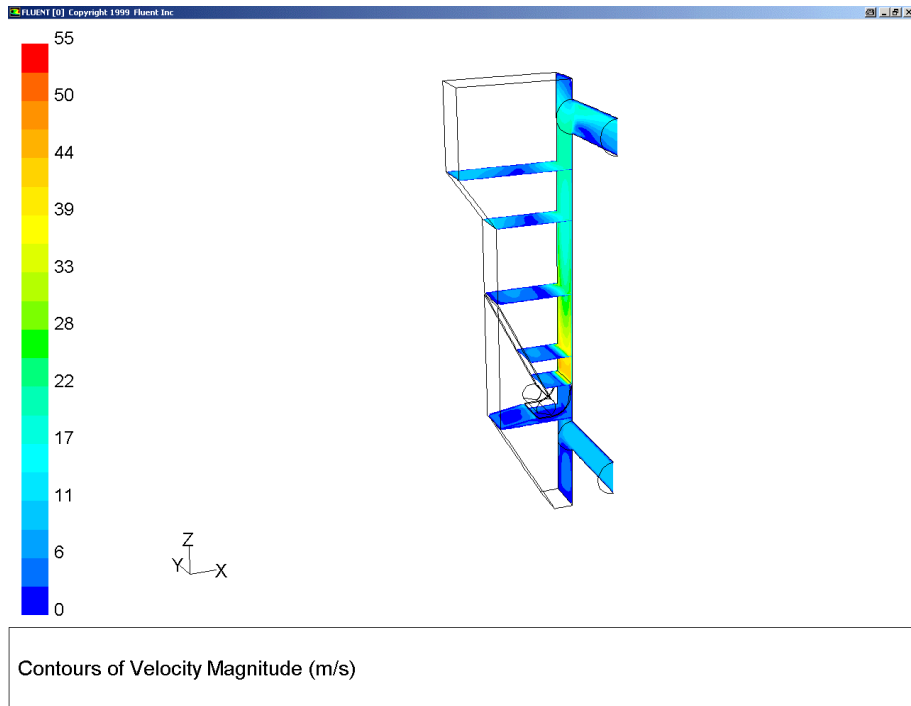


Abb. A18: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20° ,
Luftvolumenstrom $125 \text{ m}^3/\text{h}$

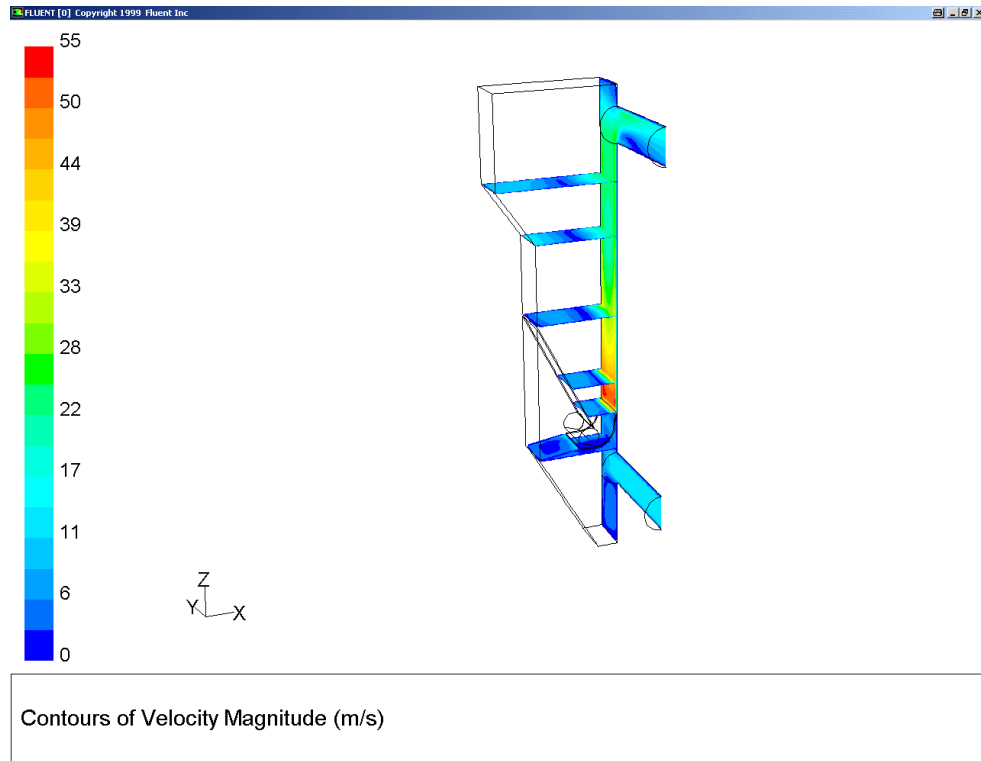


Abb. A19: Geschwindigkeitsverteilung im Apparat; Öffnungswinkel 20°,
Luftvolumenstrom 150 m³/h

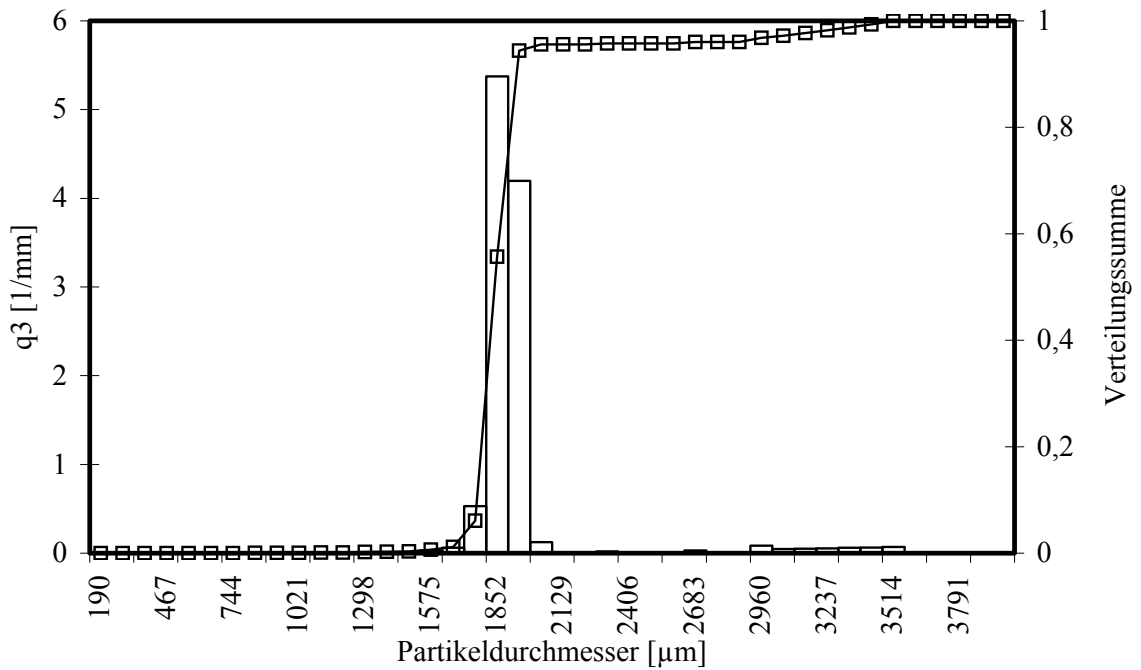


Abb. A20: Partikelgrößenverteilung des Versuchsmaterials [55]

Versuchsnummer	Luftmassenstrom [kg/h]	Luft Eintritts- temperatur [°C]	Öffnungswinkel der Walze [°]	Gutsmasse [kg]	Anfangs- beladung [-]
VA 1	146	82	0	0,6	0,6
VA 2	146	82	20	0,6	0,6
VA 3	170	100	0	0,8	0,6
VA 4	170	100	20	0,8	0,6

Abb. A21: Versuchsparameter der Versuchsreihe VA1- 4

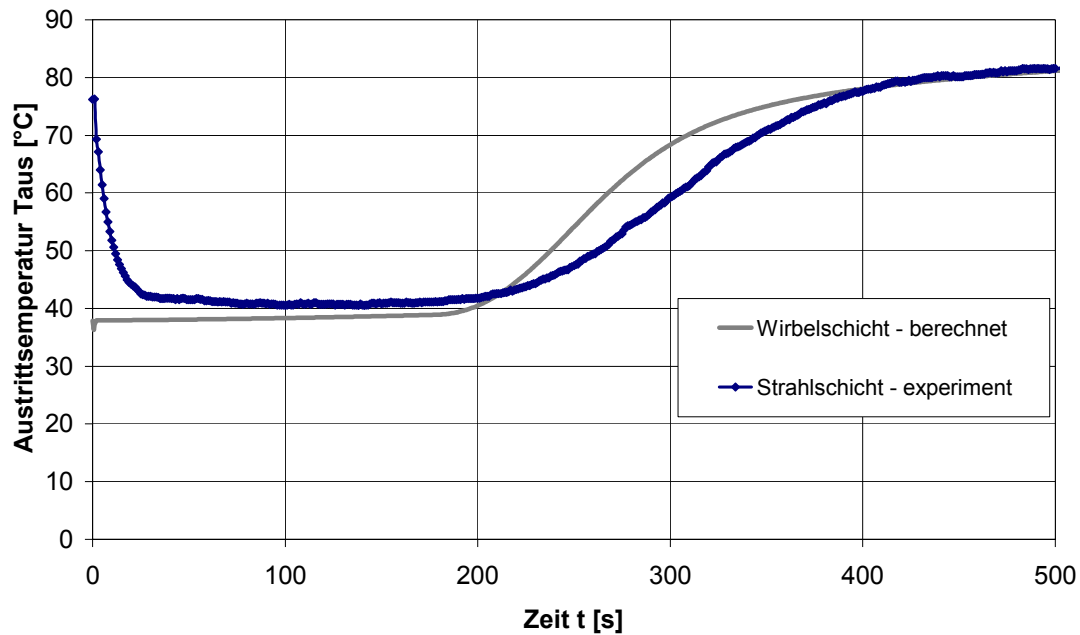


Abb. A22: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; Versuch VA1

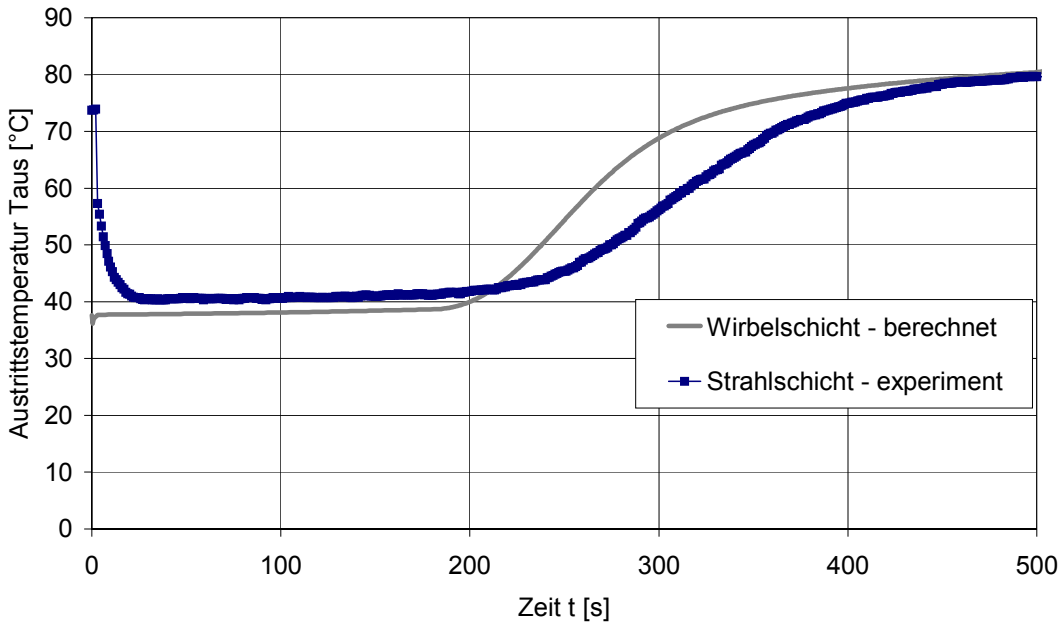


Abb. A23: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; Versuch VA2

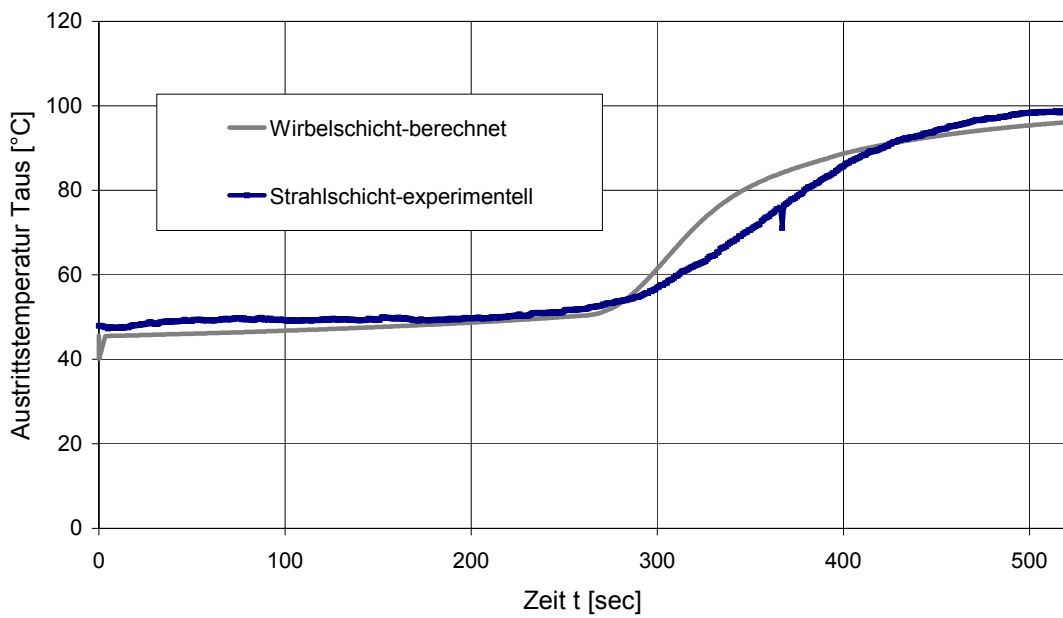


Abb. A24: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; Versuch VA3

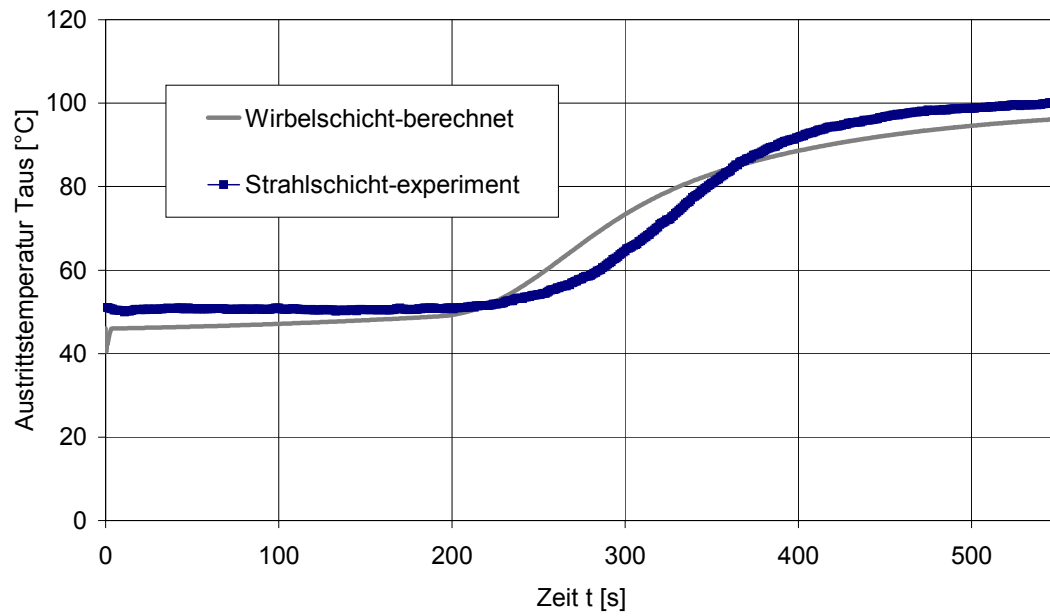


Abb. A25: Vergleich zwischen berechneten und experimentellen Daten; Versuch VA4

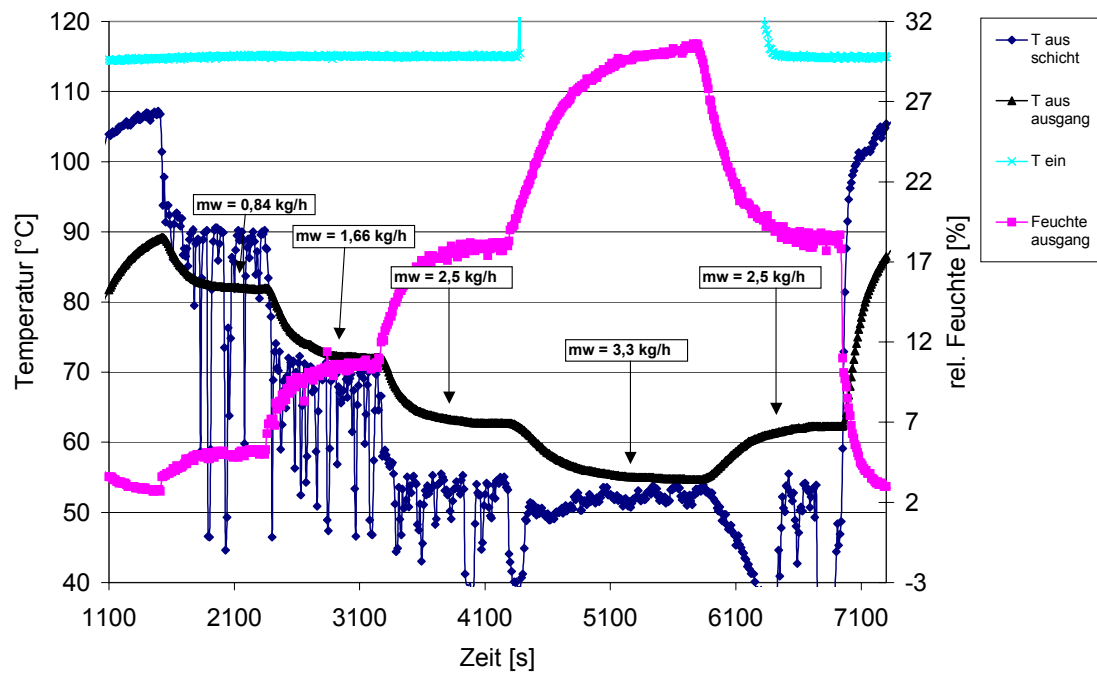


Abb. A26: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E1

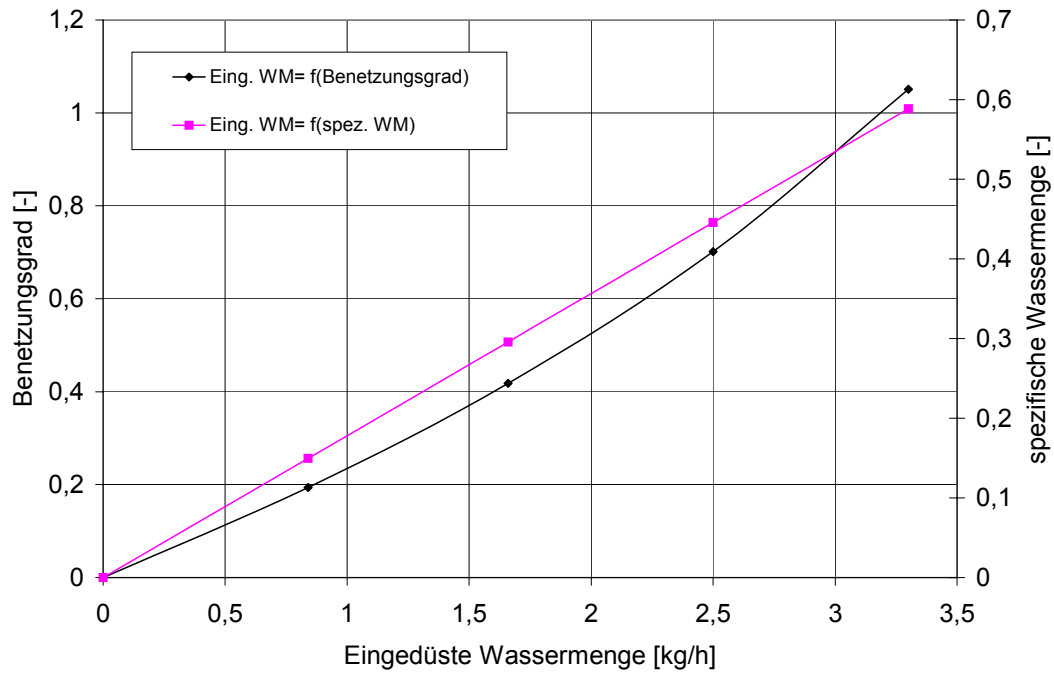


Abb. A27: : Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der eingedüsten Wassermenge; Versuch E1

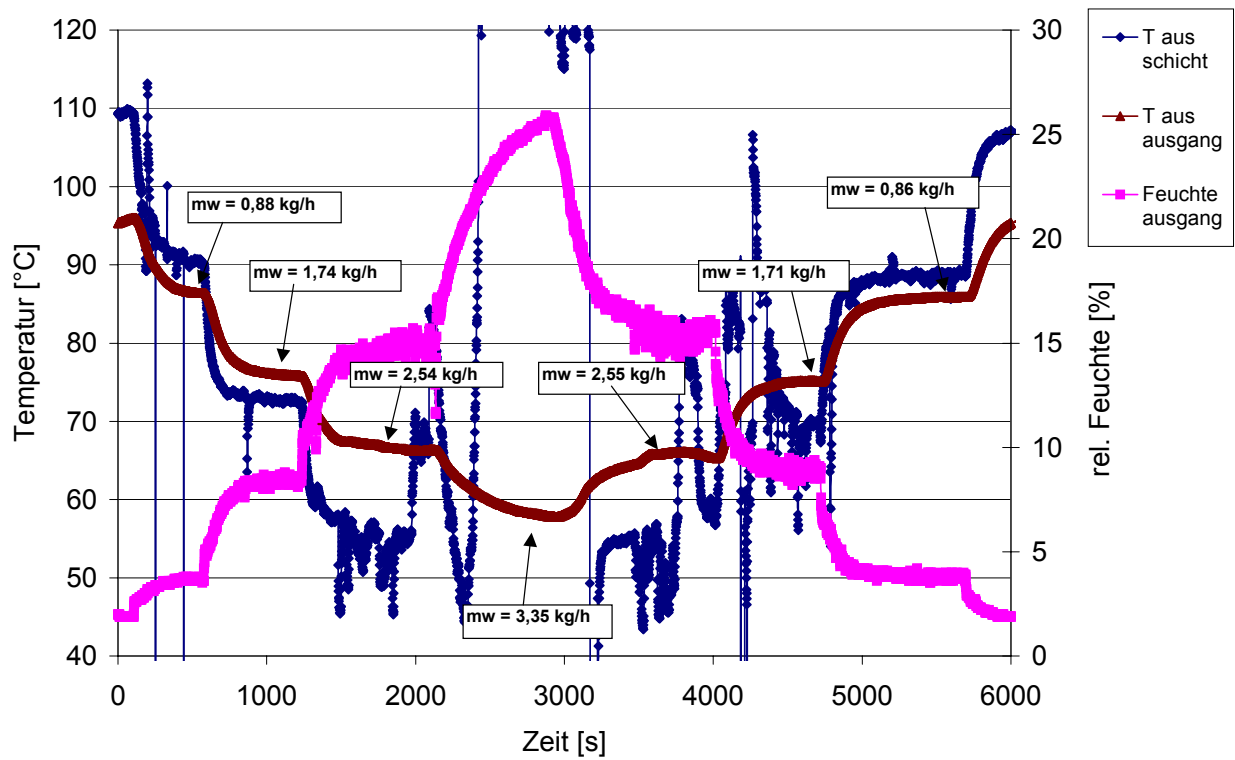


Abb. A28: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E2

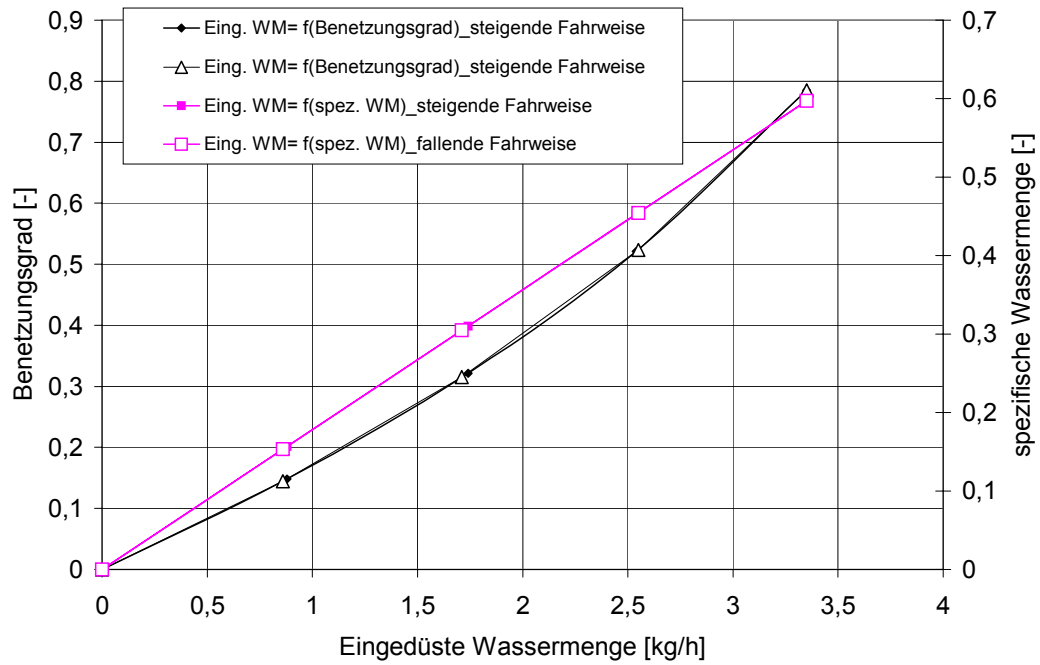


Abb. A29: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der eingedüsten Wassermenge; Versuch E2

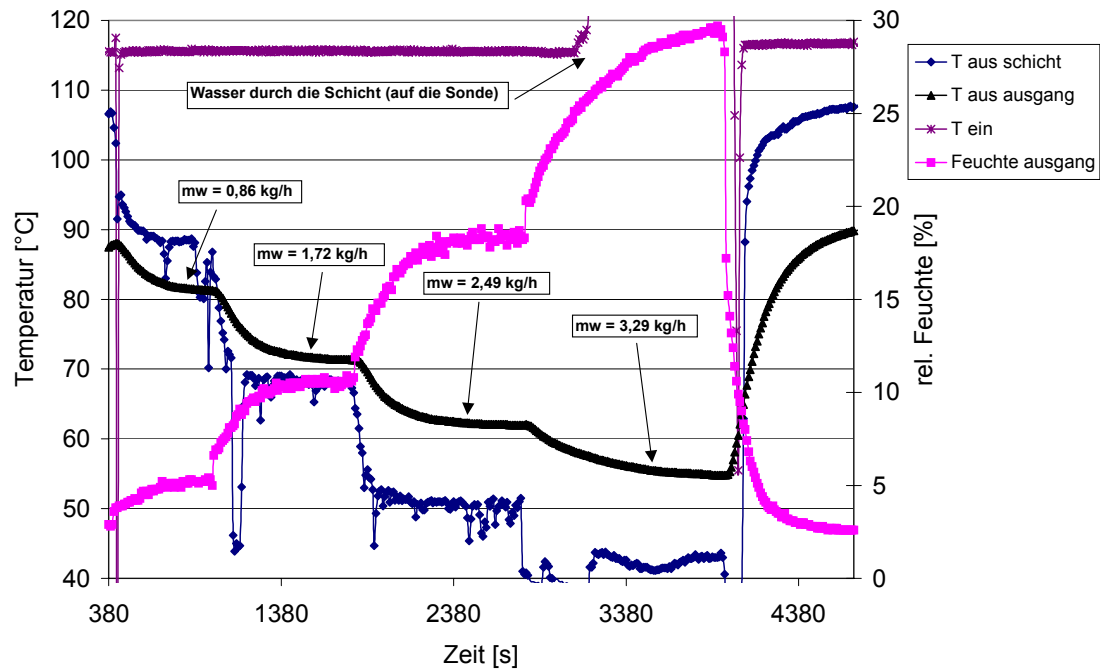


Abb. A30: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E3

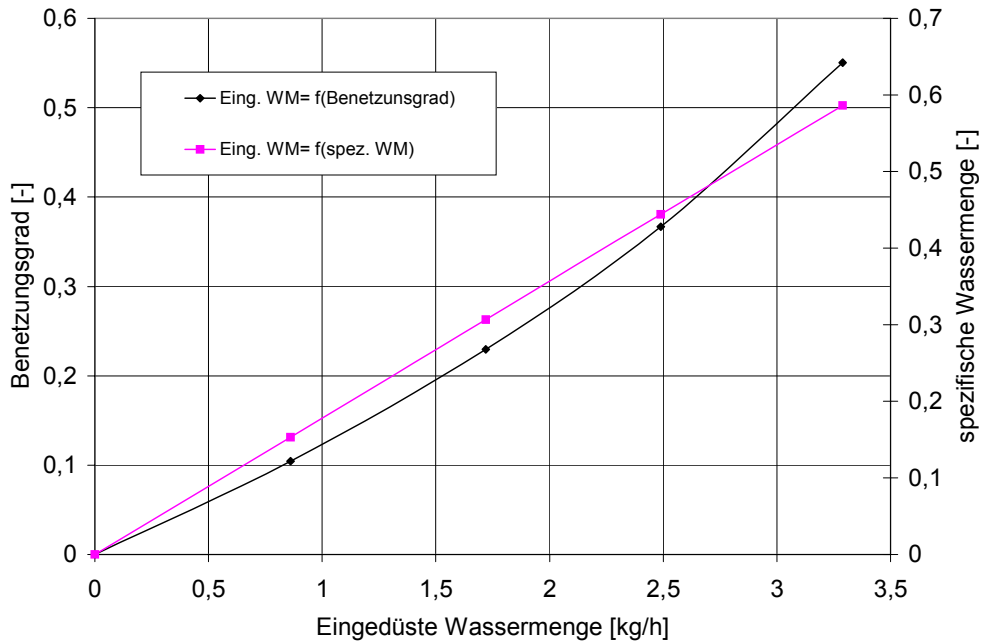


Abb. A31: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der eingedüsten Wassermenge; Versuch E3

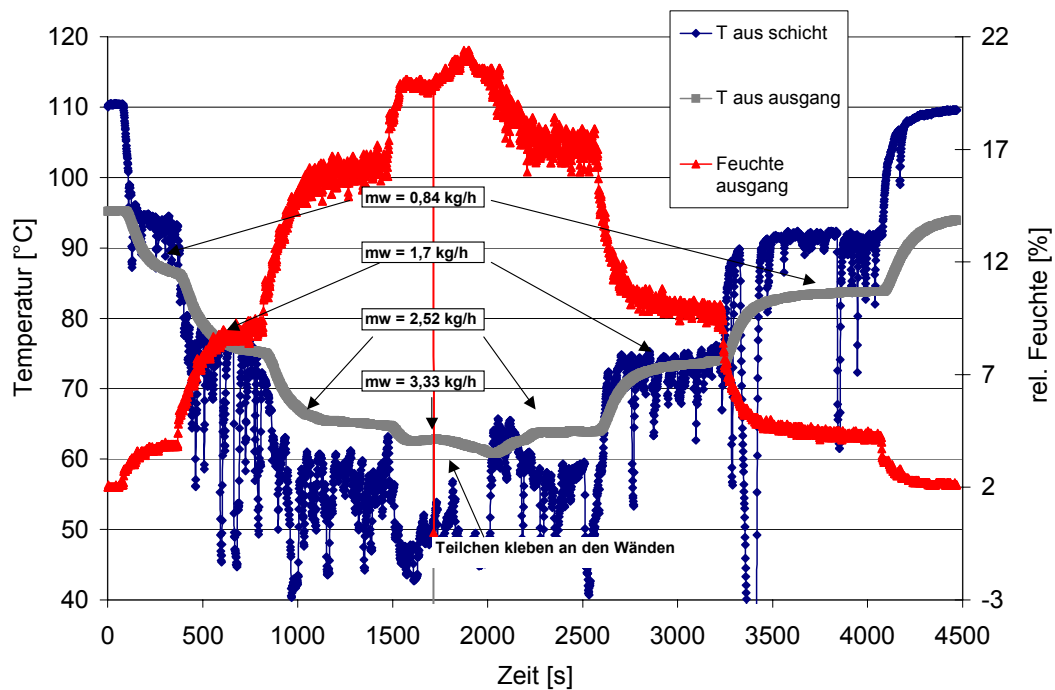


Abb. A32: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E4

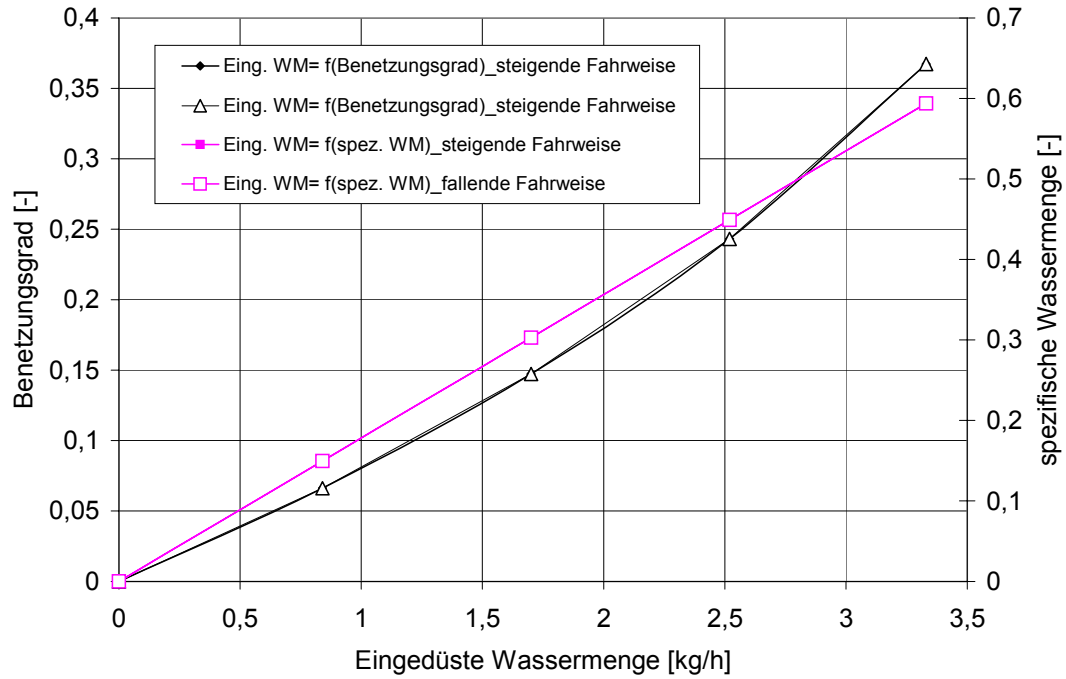


Abb. A33: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der eingedüsten Wassermenge; Versuch E4

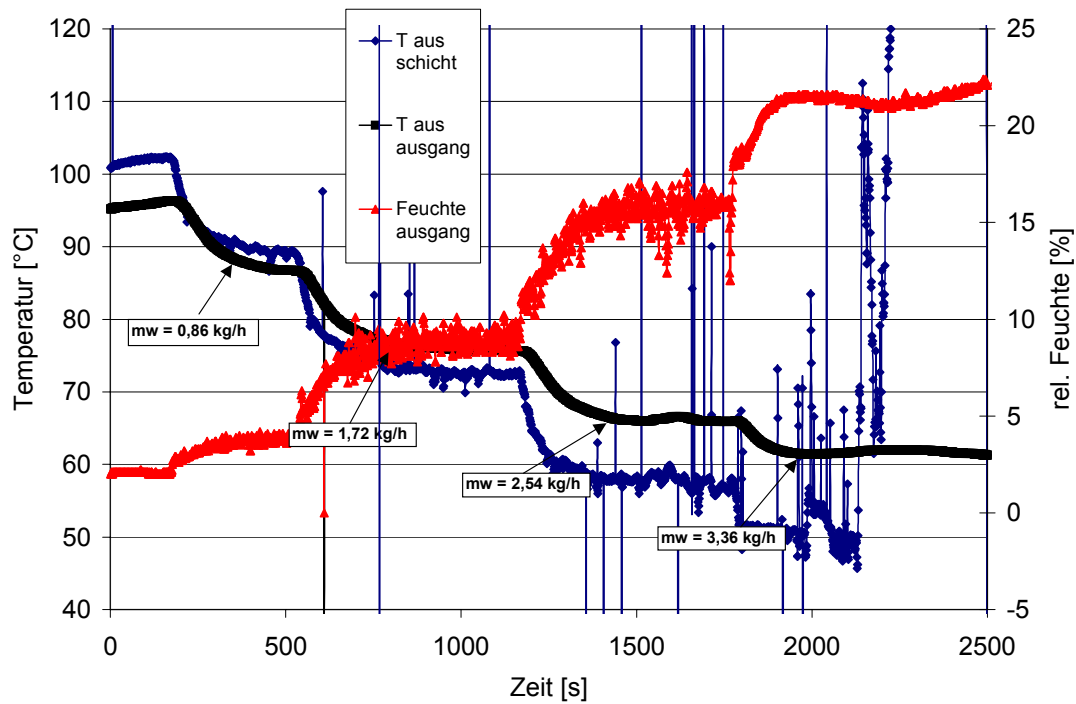


Abb. A34: Temperatur- und Feuchteverlauf; Versuch E5

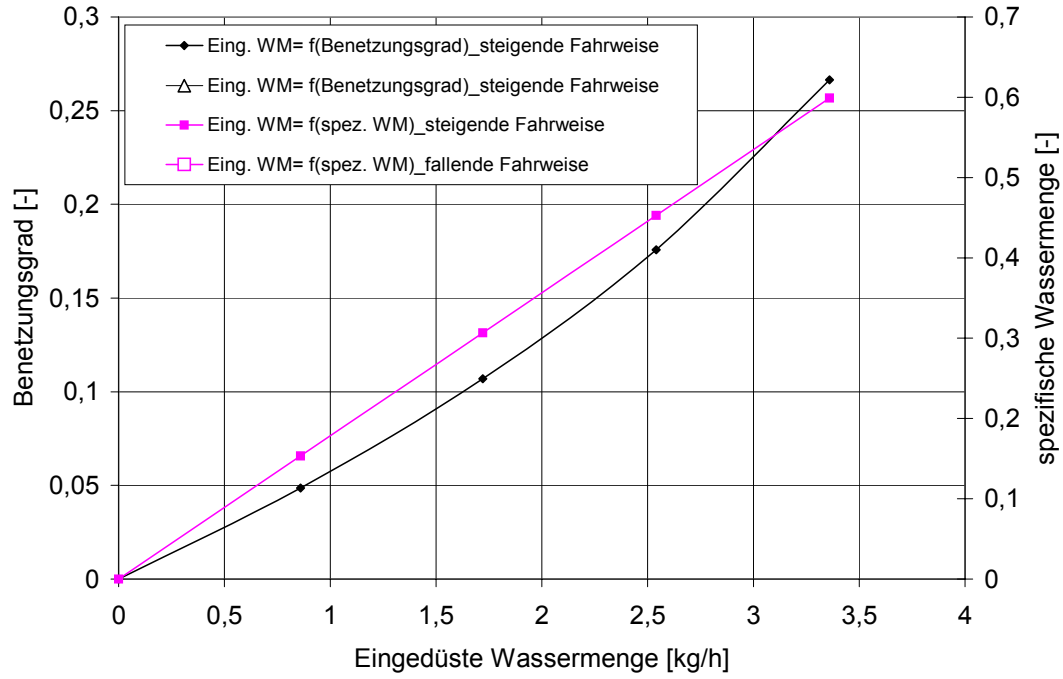


Abb. A35: Benetzungsgrad und spezifische Wassermenge als Funktion der eingedünten Wassermenge; Versuch E5

10 Literaturverzeichnis

- [1] Abdelrazek, I. D.:
An Analysis of Thermo-chemical Deposition in Spouted Beds.
Ph. D. thesis, Univ. of Tennessee, Knoxville, 1969
- [2] Asenjo, J. A., Munoz, R. ; Pyle, D. L. :
On the transition from a fixed to a spouted bed.
Chem. Eng. Sc., 32 (1977), 2, S. 109-117
- [3] Becher R. D., Schlünder E.U.:
Fluidized bed granulation: Gas flow, particle motion and moisture distribution.
Chemical Engineering and Processing, 36 (1997), 4, S. 261-269
- [4] Becker, H.:
An investigation of laws governing the spouting of coarse particles.
Chem. Eng. Sci., 13 (1961), S. 245-262
- [5] Becker, H.A., Sallans, H.R.:
Drying of wheat in a spouted bed.
Chem. Eng. Sci., 13 (1961), S. 97-100
- [6] Burgschweiger, J., Groenewold, H., Hirschmann, C., Tsotsas, E.:
From hygroscopic single particle to batch fluidized bed drying kinetics.
Can. J. Chem. Eng., 77 (1999), S. 333-341
- [7] Chen, J. J.:
On Jet Flow in Porous Media as Related to the Spouted Bed.
Can. J. Chem. Eng., 63 (1985), S. 361-367

- [8] Claflin, J. K., Fane, A. G.:
Spouting in a porous draft-tube.
The Can. J. of Chem. Eng., 61 (1983), 3, S. 356-363
- [9] Devahastin, S., Mujumdar, A. S., Raghavan G. S. V.:
Diffusion-Controlled Batch Drying of Particles in a Novel Rotating Jet Annular Spouted Bed.
Drying Technology, 16 (1998), 3-5, S. 525-543
- [10] Dogan, O. M., Freitas, L. A. P., Lim, C. J., Grace, J. R., Luo, B.:
Hydrodinamiks and stability of slot-rectangular spouted beds.
Chemical engineering communications, 181 (2000), S. 225-242
- [11] Dolidowic, A., Efremcew, B., Kalinnikow, C.:
Issledowanie gidrodinamiki sakrucennowo fontaniruiustewo sloia.
ITMO AN BCCR, Minsk, 1971
- [12] Dolidovich, A. F., Efremtsev, V. S.:
Studies of Spouted beds with Small Outlet-Inlet Cross-Section Ratios.
The Can. J. of Chem. Eng., 61 (1983), S. 382-389
- [13] Ei-Naas, M. H., Rognon, S., Legros, R., Mayer, R. C.:
Hydrodynamics and Mass Transfer in a Spouted Bed Dryer.
Drying Technology, 18 (2000), 1, S. 323-340
- [14] Elperin, I. T., Zabrodski, S. S., Jewremzew, W. S.:
Waproshi intensivikazii i perenosa tepla i massi v suschilnich i termizeskich
Processach. (russ.)
Minsk, "Nauk i Technika", 1967

- [15] Epstein, N., Lim, C. J.; Mathur, K. B.:
Data and Models for Flow Distribution and Pressure Drop in Spouted Beds.
Can. J. Chem. Eng., 56 (1978), S. 436-447
- [16] Flisjuk, O. M., Raschkowskaja, N. B.:
Neue Apparate für die Strahlschicht-Granulation (russ.).
Chim. Prom., 51 (1985), 9, S. 552-554
- [17] Flisjuk, O. M., Rachmatow, A. M., Raschkowskaja, N. B.:
Die Bestimmung der grundlegenden konstruktiven und hydrodynamischen
Parameter für Strahlschichtapparate mit tangentialer Gaszuführung und
vertikaler Trennwand (russ.).
Zh. Prikl. Chimii, 57 (1984), 4, S. 954-956
- [18] Franca, A. S., Passos, M. L.:
Finite element analysis of gas flow in spouted bed dryers.
Paper – American Society of Agricultural Engineers, 1 (1997)
- [19] Franca, A. S., Passos, M. L., Charbel, A., Massarani, G.:
Modeling and simulation of airflow in spouted bed dryers.
Drying Technology, 16 (1998), 9-10, S. 1923-1938
- [20] Freitags, L. A. P., Freire, J. T.:
Analysis of Fluid Dynamics in a Spouted Bed with Continuous Solid Feeding.
Drying Technology, 16 (1998), 9-10 S. 1903-1921
- [21] Gay, E., Nelson, G. L., Clary, B. L.:
Air Flow Requirements and Bed Turnover Time for a Spouted Bed Peanut Drier,
Paper no. 70-309 presented at the Minneapolis meeting of Am. Soc. Of Agric.
Engrs, 1970

- [22] Geldart, D.:
The design of distributors for gas-fluidised beds.
Powder Technology, 42 (1985), S. 67-78
- [23] Gelperin, N. I., Ainstein, W. G., Gelperin, E. N., Lwowa, S. D.:
Hydrodynamische Besonderheiten beim Sprudeln körniger Materialien in
konischen und konisch-zylindrischen Strahlschichtapparaten (russ.).
Chimija i technol. Topliv i masel, 8 (1960), 5
- [24] Gidaspow, D.:
Multiphase Flow and Fluidization: Continuum and Kinetic Theory Descriptions.
Academic Press Inc., Boston, USA, 1992
- [25] Glatt Ingenieurtechnik GmbH: Wirbelschichtanlagen für Forschung und Technik.
Firmenbroschüre (www.glatt.de)
- [26] Gnielinski, V.:
Wärme- und Stoffübertragung in Festbetten.
Chemie-Ingenieur-Technik, 52 (1980), 3, S. 228-236
- [27] Goltstiker, A. D.:
Issledowanie gidrodinamiki i strukturi fontaniruiustih i kipiastih sloew.
Diss., Lensovet Technologisches Institut, Leningrad, 1967
- [28] Golubkowitsch, A. W.; Kondukow, N. B., Worobjew, H. S.:
Einige hydrodynamische Gesetzmäßigkeiten von Pulsationsprozessen im Strahl
beim Sprudeln körniger Materialien in konischen Strahlschichtapparaten (russ.).
Chim prom., 43 (1967), 7, S. 526-530

- [29] Golubkowitsch, A. W., Kondukow, N. B., Worobjew, H.S.:
Die Struktur und die Stabilität beim Sprudeln in konischen Strahlschichtapparaten (russ.).
Teoret. Osno. Chim. Technol., 6 (1968), 2, S. 879-883
- [30] Gong, Z. X., Devahastin, S., Mujumdar, A. S.:
Two-dimensional finiteelement model for wheat drying in a novel rotating jet spouted bed.
Drying Technology, 15 (1997), 2, S. 575-592
- [31] Grabowski, S., Mujumdar, A. S., Ramaswany, H. S., Strumilo, C.:
Evaluation of fluidized versus spouted bed drying of bakers yeast, Drying Technology, 15 (1997), 2, S. 625-634
- [32] Grace, J. R.:
Contacting Models and Behavior Classification of Gas-Solid and Other Two-Phase Suspensions.
Can. J. Chem. Eng., 54 (1976), S. 33-42
- [33] Guignon, B., Duquenoy, A., Dumoulin, E. D.:
Fluid bed encapsulation of particles: Principles and practice.
Drying Technology, 20 (2002), 2, S. 419-447
- [34] Heinrich, S., Mörl, L.:
Fluidized bed spray granulation - A new model for the description of particle wetting and of temperature and concentration distribution.
Chemical Engineering and Processing, 38 (1999), 4-6, S. 635-663
- [35] Hofmann, P.:
Mathematische Modellierung der Pneumatik einer doppelkonischen Strahlschicht.
Diss., Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 1991

- [36] Hook, B. D., Littman, H., Morgan, M. H.:
A priori modeling of an adiabatic spouted bed catalytic reactor, *The Can. J. of Chem. Eng.*, 70(1992), S. 966-982
- [37] Hook, B. D.:
Experimental and modeling of a non-isothermal spouted bed chemical reactor.
Ph. D. Thesis, Rensselaer Polytechnic Institute, Troy, NY, 1990
- [38] Hoppe, K., Mittelstrass, M.:
Grundlagen der Dimensionierung von Kolonnenböden.
Verlag Theodor Steinkopff, Dresden, 1967
- [39] Hötzel, St. :
Abschlussbericht des Projektes “ Entwicklung neuer und durchfallsicherer Anströmböden für Fluidisationsapparate”.
Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 1996-1999
- [40] Huilin, L., Yongli, S., Yang, L., Yurong, H., Bouillard, J.:
Numerical Simulations of Hydrodynamic Behaviour in Spouted Beds.
Chem. Eng. Res. Dev. 79 (2001), S. 593-599
- [41] Hunt, C. H., Brennan, D.:
Estimation of spout diameter in a spouted bed.
Austr. Jr. Chem. Eng., 1965
- [42] Jumah, R. Y., Raghavan, G. S. V.:
Analysis of heat and mass transfer during combined microwave-convective spouted bed drying.
Drying Technology, 19 (2001), 3-4, S. 485-506

- [43] Kawaguchi, T., Sunada, H., Yonezawa, Y., Danjo, K., Hasegawa, M., Makino, T., Sakamoto, H., Fujita, K., Tanino, T., Kokubo, H.:
Granulation of acetaminophen by a rotating fluidized-bed granulator. *Pharmaceutical Development and Technology*, 5 (2000), 2, S. 141-151
- [44] Kmiec, A.:
Hydrodynamics of Flows and Heat Transfer in Spouted Beds.
The Chem. Eng. J., 19 (1980), S. 189-200,
- [45] Kmiec, A.:
Expansion of Solid-Gas Spouted Beds.
Chem. Eng. J., 13 (1977), S. 143-147
- [46] Kmiec, A., Szafran, R.G.:
Kinetics of drying of microspherical particles in a spouted bed dryer.
Inzynieria chemiczna i procesowa, 22(3C), 2001, S. 729-734
- [47] Kunii, D., Levenspiel, O.:
Fluidization Engineering, 2nd ed, Butterworth-Heinemann, Boston, USA, 1991
- [48] Kürsad, D., Kilkis, B.:
Numerical Analysis of Spouted-Bed Hydrodynamics.
The Can. J. of Chem Eng., 61 (1983), S. 297-302
- [49] Lim, C. J., Mathur, K. B.:
A Flow Model for Gas Movement in Spouted Beds.
AIChEJ, 22 (1976), 4, S. 674-680
- [50] Lima, A. C. C., Rocha, S. C. S.:
Bean drying in fixed, spouted and spout-fluid beds: A comparison and empirical modeling.
Drying Technology, 16 (1998), 9-10, S. 1881-1901

- [51] Link, K. C., Schlünder E. U.:
Fluidized bed study granulation and film coating a new
method for the investigation of the coating process on a single sphere.
Drying Technology 15 (1997), 6, S. 1827-1843
- [52] Link, K. C., Schlünder, E. U.:
Fluidized bed spray granulation - Investigation of the coating process on a single
sphere, Chemical Engineering and Processing, 36 (1997), 6, S. 443-457
- [53] Littman, H. , Morgan, M. H., Vukovic, D. V., Zdanski, F. K., Gravicic, Z. B.:
A theory for predicting the maximum spoutable height in a spouted bed.
The Can. J. of Chem. Eng., 55 (1977), 5, S. 497-501
- [54] Littman, H., Morgan, M. H.:
A general correlation for the minimum spouting velocity
The Can. J. of Chem. Eng., 61 (1983), 3, S. 269-273
- [55] Machnow, E.:
Modellierung der diskontinuierlichen Wirbelschichttrocknung körniger Güter mit
überhitztem Wasserdampf und Heißluft.
Diss. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2001
- [56] Malek, M. A., Lu, B. C. Y.:
Heat transfer in spouted beds.
Can. J. Chem. Eng., 42 (1964), S. 14-20
- [57] Mamuro, T., Hattozi, H.:
Flow Pattern of Fluid in Spouted Beds.
J. Chem. Eng. Jap., 3 (1970)

- [58] Manurung, F.:
Studies in the spouted bed technique with particular reference to low temperature coal carbonisation.
PH. D. thesis, University of New South Wales, Kensington, 1964
- [59] Markovski, A., Kaminski, W.:
Hydrodynamic Characteristics of Jet-Spouted Beds.
Can. J. Chem. Eng., 61 (1983), S. 377-381
- [60] Mathur, K. B.; Epstein, N.:
Spouted beds.
Academic Press, London, 1974; russische Übersetzung, "Chimija", Leningrad, 1978
- [61] Mathur, K. B.; Epstein, N.:
Dynamics of spouted beds.
Advances in Chemical Engineering 9, Academic Press, 1974
- [62] Mathur, K. B., Gishler, P. E.:
A technique for Contacting Gases with Coarse Solid Particles.
AIChEJ, 1(1955), S. 157-164
- [63] Mathur, K. B.; Gischler, P. E.:
A study of the application of the spouted bed technique to wheat drying.
Jr. App. Chem. (U. K.), 5 (1955), S. 624-630
- [64] Miller, A., Gidaspow, D.:
Dense, vertical gas-solid flow in a pipe.
AIChEJ, 38 (1992), S. 1801-1813

- [65] Mintschew, A. D., Romankow, P. G., Raschkowskaja, N. B.:
Die Bestimmung der optimalen Bedingungen für Trocknungsprozesse pastöser
Materialien in Strahlschichten mit Inertkörpern.
Zh. Prikl. Chimii, 42 (1969), 9, S. 2150-2152
- [66] Mitev, D.:
Issledowanie gidrodinamiki psewdoojijennowo sloia w apparatah so stelewidnim
podwodom gasa primenitelno k procesu objiga gipsa.
Awtoref. Dokt. Dis., Leningrad, 1967
- [67] Mitev, D.:
Theoretische und experimentelle Untersuchung der Hydrodynamik, des Wärme-
und Stoffüberganges in Strahlschichtapparaten (russ.).
Habilitation, LTI Leningrad, 1979
- [68] Morgan, M. H.:
Predicting the Maximum Spoutable Height in Spouted Beds of Irregularly Shaped
Particles.
Ind. Eng. Chem. Fundam., 21 (1982), S. 23-26
- [69] Mörl, L.:
Forschung und Entwicklung auf dem Gebiet der
Wirbelschichttrocknung am Wissenschaftsbereich Thermische Apparate- und
Umwelttechnik der TU Magdeburg.
Chem. Techn., 42 (1990), 5, S. 185-191
- [70] Mörl, L.:
Wirbelschichtgranulationstrocknungsanlagen.
Dissertation B, Technische Hochschule Magdeburg (1981)

- [71] Mörl, L., Krell, L., Künne, H.-J., Sachse J.:
Stoffübergang und Benetzungsgrad in flüssigkeitsbedüsten Wirbelschichten.
Powder Technology, 30 (1981), S. 99-104
- [72] Mörl, L., Mitew, D., Künne, H.-J., Krell, L.:
Vereinfachtes Modell zur Berechnung von Strahlschichten.
Wiss. Zeitschrift der TH Magdeburg, 30 (1986), 6, S. 43-46
- [73] Muchlenow, I. P., Gorschtein, A. E.:
Druckverlust einer Wirbelschicht in konischen Apparaten ohne Anströmboden
(russ.).
Zh. Prikl. Chimii, 37 (1964), 3, S. 609-615
- [74] Muchlenov, I. P., Sobnin, W. W., Gorstein, A. E.:
Einige hydrodynamische Charakteristiken von Strahlschichten mit Feststoffen im
Flüssigkeitsstrom, (russ), Zh. Prikl. Chimii, 45 (1972), 12, S. 2633-2637
- [75] Murthy, D. V. R., Singh P. N.:
Minimum Spouting Velocity in Multiple Spouted Beds.
Can. J. Chem. Eng., 72 (1985), S. 235-239
- [76] Nagaraju, V. D., Murthy, C. T., Ramalakshmi K., Rao, P. N. S.:
Studies on roasting of coffee beans in a spouted bed.
Journal of food engineering, 31 (1997), 2, S. 263-270
- [77] Nemeth, J.; Pallai, I.:
Spouted bed technique and its application.
Magy. Kem. Lapja 25 (1970)

- [78] Nikolaev, A. M., Golubev, L. G.:
Grundlegende hydrodynamische Eigenschaften von Strahlschichten (russ.).
Chim. Technol. 7 (1964)
- [79] Olazar, M., San Jose, M. J., Celeda, E., Ortiz de Latierro, R., Bilbao, J.:
Hydrodynamics of Fine Solids in Conical Spouted Beds.
International Symposium of the Engineering Foundation, Tours (France), 2
(1995), S. 255-262
- [80] Olasar, M., San Jose, M.:
Stable Operation Conditions for Gas-Solid Contact Regimes in Conical Spouted
Beds.
Ind. Eng. Res., 31 (1992), S. 1784-1792
- [81] Olasar, M. San Jose, M.:
Study of Local Properties in Conical Spouted Beds Using an Optical Fiber Probe.
Ind. Eng. Res., 34 (1995), S. 4033-4039
- [82] Oliveira, W. P., Freire, J. T., Massarani, G.:
Analogy between heat and mass transfer in three spouted bed zones during the
drying of liquid materials
Drying Technology, 16 (1998), 9-10, S. 1939-1955
- [83] Passos, M. L., Mujumdar, A. S.:
Effekt of cohesive forces on fluidized and spouted bed of wet particles.
Powder Technology, 110 (2000), 3, S. 222-238
- [84] Pavlov, K. F., Romankov, P. G., Naskov, A. A.:
Primeri i zadachi po procesi i aparati w himicheskata tehnologia.
Tehnika, 1990

- [85] Piskova, E.:
Untersuchung der Fluidodynamik eines Strahlschichtapparates mit zwei parallelen Gaseintritten und seine Anwendung auf die Beschichtung feindisperser Feststoffteilchen.
Diss. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2002
- [86] Piccinini, N., Grace, J. R., Mathur, K. B.:
Vapour phase chemical reaction in spouted beds: verification of theory.
Chem. Eng. Sci., 34 (1979)
- [87] Qian, G., Bagui, I., Pfeffer, R., Shaw, H., Stevens, J.:
A parametric study of a horizontal rotating fluidized bed using slotted and sintered metal cylindrical gas distributors.
Powder Technology, 100 (1999), 2-3, S.190-199
- [88] Qureshy, A. E.; Creasy, D. E.:
Fluidized Bed Gas Distributor.
Powder Technology, 22 (1979), S. 113-119
- [89] Rabinowitsch, M. I.:
Wärmeübergangsprozesse in Strahlschichten.
Verlag Naukova dumka, Kiev, 1977
- [90] Raschkowskaja, N. B.:
Issledowanie procesa suschki sipucnih materialow, past i rastworow himiceskoi promischlenosti w fontaniruiustem sloe.
Awtoref. Dokt. Dis. LTI Lensoweta, 1969
- [91] Reddy, K., Fleming, R. J., Smith, J. W.:
Maximum spoutable bed depths of mixed particle size beds.
The Can. J. of Chem. Eng. Oct. 1964

- [92] Rocha, S. C. S., Taranto, O. P., Ayub, G. E.:
Aerodynamics and Heat Transfer During Coating of Tablets in Two-Dimensional Spouted Bed.
The Can. J. of Chem. Eng., 73 (1995), S. 308-312
- [93] Romankov, P., Raschkovskaja, N. B :
Suschka vo vsveschennom sostojanie.
Chimia, 1968
- [94] Sabolewski, A., Bandrowski J.:
Hydraulics of gas distributors for high temperature fluidised bed reactors. Chemie-Ingenieur-Technik, 68 (1996), 5, S. 581-583
- [95] Sabolewski, A., Bandrowski, J.:
Determination of free area ratio of gas distributors in multistage fluidized bed vessels.
Powder handling & processing 7 (1995), 1, S. 31-35
- [96] Sabolewski A.; Stalmach, S.; Bandrowski, J.:
Calculation of Pressure Drop Trough Multiorifice High-Thickness Gas Distributors.
Powder handling & processing, 10 (1998), 1, S. 15-19
- [97] Sanchez, I., Mazza, G., Flamant, G., Gauthier, D.:
A Streamtube non-Isothermal Spouted-Bed Reactor Mathematical Model.
Chem. Eng. Sci., 55 (2000), S. 193-202
- [98] Sakiadis, B. C.:
Fluid and Particle Mechanics.
Section 5, in R.H. Perry, D.W. Green: Perry's Chemical Engineer's Handbook, 6th ed., McGraw-Hill Book Co., New York, 1984

- [99] Sathiyamoorthy, D., Rao, Ch.:
The Choice of distributors to bed pressure drop ratio in gas fluidised beds. Powder Technology, 30 (1981), S. 139-143
- [100] Senadeera, W., Bhandari, B.:
Methods for Effektive Fluidization of Particulate Food Materials.
Drying Technology, 18 (2000), 7, S.1537-1557
- [101] Sexena, S. C., Chatterjee A., Patel R. C.:
Effect of Distributors on Gas-Solid Fluidization.
Powder Technology, 22 (1979), S. 191-198
- [102] Smith, K., Arkum, Y., Littman, H.:
Studies on modelling and control of spouted bed reactors.
Chem. Eng. Sci, 37 (1982), 4, S. 567-579
- [103] Stieß, M.:
Mechanische Verfahrenstechnik 2, Springer-Verlag, 1994
- [104] Strümke, M., Mörl, L.:
Zur diskontinuierlichen Trocknung körniger Güter mit hoher Anfangsfeuchte in der Wirbelschicht.
Wiss. Zeitschr. d. TH Magdeburg 26 (1982), 1, S. 95-100
- [105] Tatarenko, S. I.:
Processes and apparatuses, automated systems of chemical production processes – stability of fluidisation on perforated gas distributors.
Russien chemical industrie, 30 (1998), 5, S. 44-48
- [106] Tia, S., Bhattachary, S. C., Wibulswas, P.:
Combustion behavior of coal and carbon in spouted bed and spout-fluid beds.
Int. J. Energy Research. 15 (1991), S. 249-255

- [107] Tia, S., Bhattachary, S. C., Wibulswas, P.:
Spouted and spout-fluid bed combustors, 1 :Devolatilization and combustion of coal volatiles.
Int. J. Energy Research, 15 (1991), S. 185-201
- [108] Tia, S., Bhattachary, S. C., Wibulswas, P.: Spouted and spout-fluid bed combustors, 2: Batch combustion of carbon,
Int. J. Energy Research, 15 (1991), S. 203-221
- [109] Thorley, B., Saunby, J. B., Mathur, K. B., Osberg, G. L.,:
An analysis of air and solid flow in a spout wheat bed.
The Can. J. of Chem. Eng., 37 (1959), S. 184-192
- [110] Tsotsas, E.:
Discrimination of fluid bed models and investigation of particle-to-gas mass transfer by means of drying experiments.
Chem. Eng. Proc., 33 (1994), S. 237-245
- [111] Tsotsas, E.:
From single particle to fluid bed drying kinetics.
Drying Technology, 12 (1994), 6, S. 1401-1426
- [112] Tsvik, M. Z., Nabiev, M. N., Rizaev, N. U., Merenkov, K. V., Vyzgo, V. S.:
Die Beeinflussung der Geschwindigkeit im Ringraum durch Verschmelzungsprozesse bei der Düngemittelgranulation
Uzb. Khim. Zh., 11 (1967), 2, S. 50-58
- [113] Uhlemann, H., Mörl, L.:
Wirbelschicht–Sprühgranulation.
Springer- Verlag, 2000

- [114] Vauck, W. R., Müller, H. A.:
Grundoperationen der chemischen Verfahrenstechnik, 10. Auflage, Leipzig, 1994
- [115] Wongvicha, P., Bhattacharya, S.C.:
Continuous Lignite Char Combustion in a Spouted Bed.
Int. J. of Energ. Res., 18 (1994), S. 21-47
- [116] Wu, S. W. M., Lim, C. J., Epstein, N.:
Hydrodynamics of Spouted Beds at Elevated Temperatures.
Chem. Eng. Comm., 62 (1987), S. 251-268
- [117] Zahariev, T.:
Berechnung der Durchströmung und der Kennwerte von Sicherheitsventilen.
Diss., Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2001
- [118] Zahed, A. H., Elsayes, M. M.:
Performance of Single and Multi-Stage Spouted Bed Drying Systems,.
Drying Technology, 11(1993), 7, 1783-1808
- [119] Zahed, A. H., Epstein, N.:
On the diffusion mechanism during spouted bed drying of cereal grains.
Drying Technology, 11(1993), 2, S.401-409
- [120] Zahradnik, J., Fialova, M., Linek, V., Sinkule J., Reznickova J., Kastanek F.: Dis-
persion efficiency of ejector-type gas distributors in different operating modes.
Chemical engineering science, 52 (1997), 24, S. 4499-4510
- [121] Zank, J., Kind, M., Schlünder, E. U.:
Particle growth in a continuously operated fluidized bed granulator.
Drying Technology, 19 (8), 2001, S. 1755-1772

Lebenslauf

- Persönliche Daten:** Kiril Kojouharov
geb. am 14.12.1971 in Sofia, Bulgarien
- Schulausbildung:** 09/1979 – 06/1986
6. Grundschule „ Graf Ignatiev“, Sofia
09/1986 – 07/1991
91. Oberschule mit Deutschunterricht, Sofia
- Hochschulausbildung:** 09/1991 – 11/1996
Studium der Verfahrenstechnik an der Universität für
Chemische Technologie und Metallurgie Sofia,
Vertiefungsrichtung: Umweltschutztechnik
- Wehrdienst:** 03/1997 – 01/1998
Grundwehrdienst in Bulgarien
- Doktorandentätigkeit:** 01/2000 – 10/2003
Tätigkeit als Graduiertenstipendiat an der Otto-von-
Guericke-Universität Magdeburg
Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik
Lehrstuhl Chemischer Apparatebau
Thema: „ Entwicklung einer neuen Anströmeinrichtung für
Strahlschichten“
- Berufstätigkeit:** 02/1998 – 08/1999
Manager in „ Iskarsko Schose AD“ – Sofia
11/1998 – 02/1999
Mitarbeiter am Nationalen Zentrum für Umweltschutz und
nachhaltige Entwicklung, Sofia
- ab 10/2003
Sales Representative in Bayer Bulgaria
Representative Office of Bayer AG