

Numerische Modellierung des Getreide-Schachttrockners

Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieurin / Doktoringenieur (Dr.-Ing.)

von **Dipl.-Ing. (FH) Holger Uwe Scaar**

geb. am 24.05.1984 in Potsdam

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

Promotionskommission: Jun.-Prof. Dr. Fabian Denner (Vorsitz)
Prof. Dr.-Ing. Evangelos Tsotsas (Gutachter)
Dr.-Ing. Jochen Mellmann (Gutachter)
Prof. Dr. sc. agr. Joachim Müller (Gutachter)

eingereicht am: 02.04.2019

Promotionskolloquium am: 14.08.2019

Kurzzusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde ein Modell zur numerischen Untersuchung des Trocknungsprozesses in Dächerschachttrocknern entwickelt und erprobt. Das entwickelte Modell besteht aus vier Teilmodellen: dem Teilmodell der Luftströmung, dem Teilmodell der Partikelbewegung, dem Teilmodell der Wärme- und Stoffübertragung am Einzelkorn und in der stehenden Getreideschüttung (Festbettrocknung), und dem Kopplungsmodell zum Datenaustausch zwischen den Teilmodellen. Die Teilmodelle sowie das Gesamtmodell wurden durch Experimente verifiziert. Hierzu wurden im Labor das Trocknungsverhalten von Einzelkörnern, im Technikumstrockner die Druck- und Strömungsverteilung, und die Gleichmäßigkeit der Trocknung untersucht. Auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse wurde eine neue Luftkanalanordnung für den Dächerschachttrockner entwickelt und experimentell erprobt. Mit der neuen Trocknergestaltung wird eine gleichmäßigere Gutfeuchteverteilung im Vergleich zu bisher verwendeten Luftkanalanordnungen erzielt. Die numerischen Untersuchungen zur Luftströmungsverteilung zeigten, dass die neue Trocknergeometrie durch die Einführung einer horizontalen Blindkanalreihe am Ende jeder Trocknungssektion, zu einer homogenen Strömungsverteilung in der Getreideschüttung führt. Das Gesamtmodell des Schachttrockners wurde in dieser Arbeit auf den 2D-Querschnitt des konventionellen Technikumstrockners angewandt und verifiziert. Anhand erster Simulationsergebnisse wurde gezeigt, dass das entwickelte Gesamtmodell die Temperatur- und Feuchteverteilung im kontinuierlich betriebenen Schachttrockner und die Strahlenbildung bei einer horizontalen Dachanordnung berechnen kann.

Abstract

In the present work, a model for numerical investigations of the drying process in mixed flow dryers has been developed and tested. The developed model consists of four sub-models: the model of air flow, the model of particle movement, the heat and mass transfer model for single grains and grain bulks (solid bed drying), and the coupling model for data exchange between the sub-models. The sub-models and the full model were verified by experiments. For this purpose, the drying behaviour of individual grains, the pressure and airflow distribution in semi technical dryers, and the uniformity of drying were investigated. Based on the results, a new air duct arrangement for mixed flow dryers was developed and tested at technical scale. Due to the introduction of a horizontal blind channel row at the end of each drying section, the new dryer design provides a more even product moisture distribution compared to the common air duct arrangements of mixed flow dryers. The numerical studies on air flow distribution show that the new dryer geometry also leads to a more uniform air flow distribution in the grain bulk. To verify the full model, a 2D cross section of the conventional technical dryer was calculated. First results show, that the developed full model can calculate the temperature and moisture distribution in the continuously operated mixed flow dryer and the uneven drying by a horizontal airduct arrangement.

Inhaltsverzeichnis

Kurzzusammenfassung	2
Abstract	3
Inhaltsverzeichnis	4
Symbolverzeichnis	7
1 Einleitung	11
2 Stand des Wissens	12
2.1 Aufbau und Funktionsweise des Dächerschachttrockners	12
2.2 Modelle zur Berechnung der Trocknung im Dächerschachttrockner	14
3 Zielstellung und Lösungsweg	17
4 Numerisches Modell des Schachttrockners	18
4.1 Festlegung der Systemgrenzen und Identifizierung der Teilmodelle	18
4.2 Verwendete Hard- und Software	24
4.3 Teilmodell der Luftströmung	25
4.3.1 Modell zur Berechnung der turbulenten Luftströmung mit der Navier-Stokes Gleichung	25
4.3.2 Mehrkomponenten- und Mehrphasenströmungen	27
4.3.3 Strömungen im porösen Medium	28
4.3.4 Modellierung der strömungsmechanischen Grenzschicht	29
4.4 Teilmodelle zur Partikelbewegung	30
4.4.1 Kontinuums-Modell der Eulerschen Partikelphase	30
4.4.2 Euler-Euler Mehrphasenmodell (Luft-Partikel)	31
4.4.3 Diskrete Modellierung der Partikelbewegung	32
4.5 Teilmodelle zum Wärme- und Stoffübergang	33
4.5.1 Modell zum Wärme- und Stoffübergang am Einzelkorn	34
4.5.2 Modell zum Wärme- und Stoffübergang in der Schüttung	45
4.6 Gesamtmodell des Trocknungsprozesses mit Partikelbewegung	52
4.6.1 Kontinuums-Modell zur Beschreibung der Partikelbewegung	52
4.6.2 Statistische CFD-DEM-Kopplung der Luft- und Partikelströmung	53
4.6.3 Anwendung des entwickelten Modells auf den Schachttrockner	55

4.7	Diskretisierung der numerischen Modelle auf die Trocknergeometrie	56
4.7.1	Allgemeiner Diskretisierungsansatz und modellübergreifende Randbedingungen	56
4.7.2	Diskretisierung des Einzelkorn-Trocknungsmodells	57
4.7.3	Diskretisierung des Luftströmungsmodells auf den Technikumstrockner	59
4.7.4	Diskretisierung des Partikelströmungs-Modells auf den Technikumstrockner	64
4.7.5	Diskretisierung des CFD-DEM-Modells auf den Technikumstrockner	67
4.7.6	Diskretisierung des Luftströmungsmodells auf den Industrietrockner	68
5	Experimentelle Untersuchungen	71
5.1	Eigenschaften des Versuchsgutes	71
5.1.1	Biochemische Eigenschaften von Weizen	71
5.1.2	Mechanische Eigenschaften von Weizen und Raps	72
5.1.3	Thermische Eigenschaften von Weizenkörnern	77
5.1.4	Sorptionskinetik und Diffusionskoeffizient	80
5.2	Bestimmung der Trocknungskinetik von Einzelkörnern	83
5.3	Untersuchungen im Technikums-Maßstab	87
5.3.1	Versuchsstand	87
5.3.2	Druckverteilung in der Schüttung	91
5.3.3	Verweilzeitverteilung der Trocknungsluft	94
5.3.4	Versuche zur Getreidetrocknung im konventionellen und neuartigen Dächerschachttrockner	97
6	Experimentelle Ergebnisse und Modellvalidierung	99
6.1	Einzelkorntrocknung	99
6.1.1	Trocknungsverlaufskurven	99
6.1.2	Ermittlung des Diffusionskoeffizienten	101
6.2	Experimente zur Luftströmung im Schachttrockner	105
6.2.1	Druckverteilung in der Getreideschüttung	105
6.2.2	Verweilzeitverteilung der Prozessluft	108
6.3	Validierung des CFD-Modells zur Luftströmung	114
6.3.1	Druckverlust- und Verweilzeitmessungen	114
6.3.2	Druckverlustmessungen von Cenkowski et al.	118

6.4	Partikelbewegung im Schachttrockner _____	119
6.4.1	Partikelbewegung bei kontinuierlicher Abspeisung (CFD-Modelle)_	119
6.4.2	Partikelbewegung bei chargenweiser Abspeisung (2D-DEM)_____	122
6.4.3	Modellvergleich und Auswahl des Schüttgutmodells_____	123
6.5	Gleichmäßigkeit der Getreidetrocknung im Dächerschachttrockner_____	124
7	Numerische Untersuchungen _____	127
7.1	Einfluss der Luftkanalanordnung auf die Strömungsverteilung_____	127
7.1.1	Technikumstrockner _____	127
7.1.2	Luftströmungsverteilung im Industrietrockner _____	133
7.2	Anwendung des CFD-DEM Modells auf die Getreidetrocknung_____	136
7.2.1	Festbettrocknung während der Aufheizphase _____	136
7.2.2	Kontinuierliche Durchlauftrocknung_____	137
8	Zusammenfassung und Ausblick _____	141
	Literaturverzeichnis _____	144
	Abbildungs- und Tabellenverzeichnis _____	150
Anhang 1	Kompensationsmodelle zur Bestimmung der temperaturabhängigen Stoffeigenschaften von Luft (T in K, ϑ in °C) _____	156
Anhang 2	Kompensationsmodelle zur Bestimmung der temperaturabhängigen Stoffeigenschaften von Wasserdampf (T in K, ϑ in °C) _____	157
Anhang 3	Versuchsparameter der Einzelkorntrocknung _____	158
Anhang 4	Nullmessungen bei einer Trocknungstemperatur von 50 °C und einer Luftfeuchte von 33 g _{H2O} /kg _{TL} zur Bestimmung der Trocknungskinetik des Einzelkorns _____	159
Anhang 5	3D-Modell des konventionellen Technikums-Trockners (Konventionelle Ausführung (ATB)) _____	160
Anhang 6	3D-Modell des neuartigen Technikums-Trockners (neuartige Schachtkonstruktion) _____	161

Symbolverzeichnis

a	Temperaturleitfähigkeit	$[m^2 s^{-1}]$
A	Fläche	$[m^2]$
A_I	Phasengrenzfläche	$[m^2]$
b	Transportvariable	$[-]$
c	spezifische Wärmekapazität	$[kJ kg^{-1} K^{-1}]$
c_p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck	$[kJ kg^{-1} K^{-1}]$
C	Stoffanteil	$[kmol_i kmol^{-1}]$
C_{y^+}	Integrationskonstante des logarithmischen Wandgesetzes	$[-]$
d_p	mittlerer Partikeldurchmesser	$[m]$
h	spezifische Enthalpie	$[kJ kg^{-1}]$
\dot{h}	spezifischer Enthalpiestrom	$[kJ kg^{-1} s^{-1}]$
\bar{h}	mittlere spezifische Enthalpie	$[kJ kg^{-1}]$
$\Delta\bar{h}_v$	Verdampfungsenthalpie	$[kJ kg^{-1}]$
H	Enthalpie	$[kJ]$
J	Teilchenstromdichte	$[kmol m^{-2} s^{-1}]$
k	Porositätstensor	$[-]$
ka	Karman Konstante	$[-]$
K_{loss}	Druckverlustkoeffizient	$[m^{-1}]$
K_{perm}	Permeabilitätsfaktor	$[m^2]$
L	Austauschflächendichte	$[m^{-1}]$
l	Strömungsweglänge	$[m]$
\dot{m}	Trocknungsgeschwindigkeit	$[kg m^{-2} s^{-1}]$
M	Masse	$[kg]$
M_R	Massenresistenz	$[m^2 s kg^{-1}]$
N_C	Anzahl der Gemischkomponenten	$[-]$
Nu	Nusselt-Zahl	$[-]$
N_ϕ	Anzahl der Phasen	$[-]$
p	Druck	$[Pa]$
p_v	Dampfdruck	$[Pa]$
$p_{v,\infty}$	Dampfdruck in der Kernströmung	$[Pa]$
p_v^*	Sattdampfdruck	$[Pa]$

Pr	Prandtl-Zahl	[-]
Pr_t	turbulente Prandtl-Zahl	[-]
Q	Wärmemenge	[kJ]
r	Phasenanteil	[-]
Re	Reynolds-Zahl	[-]
S	Quellenterm "source"	[-]
Sc	Schmidt-Zahl	[-]
Sc_t	turbulente Schmidt-Zahl	[-]
Sh	Sherwood-Zahl	[-]
t	Zeit	[s]
T	Temperatur	[K]
T_R	Temperaturresistenz	[s ⁻¹ kg ⁻¹]
u	Geschwindigkeit	[m s ⁻¹]
\vec{u}	vektorielle Geschwindigkeit	[m s ⁻¹]
$\vec{\bar{u}}$	mittlere vektorielle Geschwindigkeit	[m s ⁻¹]
u^+	Geschwindigkeit in der ersten Fluidzelle	[m s ⁻¹]
u_w	Wandgeschwindigkeit	[m s ⁻¹]
V	Volumen	[m ³]
x	Gutfeuchte	[kg _{H2O} kg ⁻¹]
X	Gutfeuchte bezogen auf Trockensubstanz	[kg _{H2O} kg _{TS} ⁻¹]
y	Luftfeuchte	[kg _{H2O} kg _L ⁻¹]
y^+	dimensionsloser Wandabstand der viskosen Unterschicht	[-]
y_w	Wandabstand der ersten Fluidzelle	[m]
Y	absolute Luftfeuchte	[kg _{H2O} kg _{TL} ⁻¹]

Griechische Symbole

α	Wärmeübergangskoeffizient	[W m ⁻² K ⁻¹]
α_s	statischer Schüttwinkel	[°]
α'	Temperaturübergangskoeffizient	[m s ⁻¹]
β	Stoffübergangskoeffizient	[m s ⁻¹]
γ	Isentropenexponent	[-]
δ	Diffusionskoeffizient	[m ² s ⁻¹]

δ_{a_i}	Diffusionskoeffizient der Gemisch-Komponente i in der Phase a	$[m^2 s^{-1}]$
$\delta_{a_i,eff}$	effektiver Diffusionskoeffizient der Gemisch-Komponente i in der Phase a	$[m^2 s^{-1}]$
ϑ	Temperatur	$[^\circ C]$
ϑ_0	Temperatur der Kornoberfläche	$[^\circ C]$
ϑ_∞	Temperatur der Kernströmung	$[^\circ C]$
ϑ_m	mittlere Temperatur	$[^\circ C]$
λ	Wärmeleitfähigkeit	$[W m^{-1} K^{-1}]$
$\bar{\lambda}$	mittlere Wärmeleitfähigkeit der Phase	$[W m^{-1} K^{-1}]$
μ	dynamische Viskosität	$[Pa s]$
μ_{eff}	effektive dynamische Viskosität	$[Pa s]$
μ_t	dynamische Wirbelviskosität	$[Pa s]$
ν	kinematische Viskosität	$[m^2 s^{-1}]$
ν_t	kinematische Wirbelviskosität	$[m^2 s^{-1}]$
ρ	Dichte	$[kg m^{-3}]$
$\bar{\rho}$	mittlere Gemischdichte der Phase	$[kg m^{-3}]$
τ	Schubspannung	$[Pa]$
$\tau_{j,\varphi}$	Phasengrenz-Stoffübergangskoeffizient	$[m s^{-1}]$
τ_w	Wandschubspannung	$[Pa]$
$\varphi_{i,j}$	Anteil der Gemischkomponente i in der Phase j	$[-]$
Φ	relative Luftfeuchte	$[-]$
Ψ	Porosität	$[-]$

Indizes

B	Schüttung
d	Wasserdampf
eff	effektive Größe (beinhaltet laminaren und turbulenten Strömungsanteil)
E	Energie
fs	Transportgröße Fluid-Feststoff
g	Gas bzw. Fluid (Gas und Dampf)
Gl_g	Dampfgleichgewicht Fluid-Feststoff
l	trockene Luft
i,j	Gemisch-Komponente i in der Phase j

i, j, k	<i>Komponenten (Vektorkomponenten)</i>
id	<i>ideale Größe</i>
m	<i>Masse</i>
M	<i>Moment</i>
p	<i>Partikel</i>
$real$	<i>reale Größe</i>
s	<i>Feststoff („solid“)</i>
sf	<i>Transportgröße Feststoff-Fluid</i>
w	<i>Wasser (flüssig)</i>
Φ	<i>Phasengrenze</i>
*	<i>Dampfgleichgewicht Wasser-Luft</i>

1 Einleitung

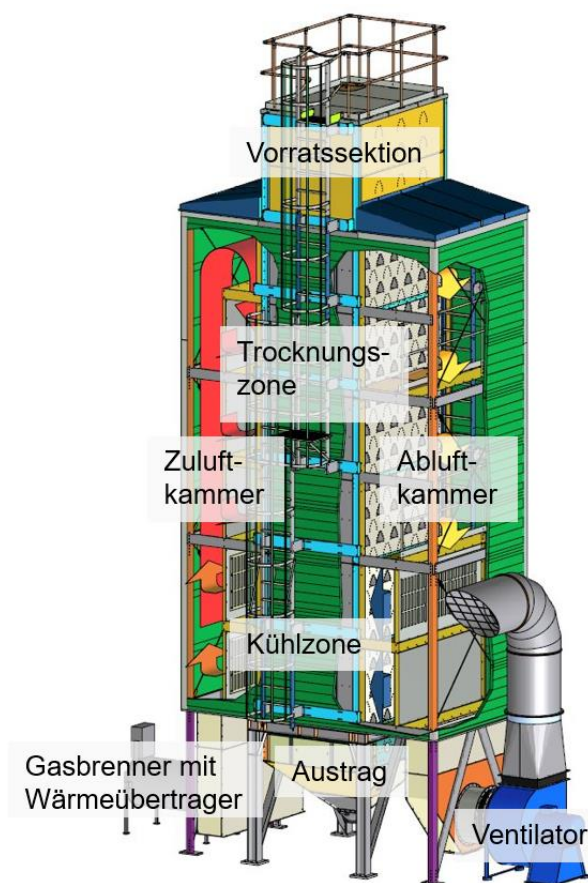
Getreide ist eines der bedeutendsten landwirtschaftlichen Güter weltweit und wird zur Produktion von Lebens- und Futtermitteln verwendet [1]–[3]. Im Erntejahr 2017/18 wurden weltweit ca. 2100 Mio. Tonnen Getreide produziert [4], [5]. Der Marktpreis für den Export von Winterweizen lag im Frühjahr 2018 bei ca. 260 \$ pro Tonne. In Deutschland belief sich die Erntemenge im Erntejahr 2017 auf 45,6 Mio. Tonnen Getreide (inkl. Körnermais), davon etwa 24,5 Mio. Tonnen Weizen [6]. Ein Anteil von 30-70 % der Getreideernte in Deutschland muss aufgrund zu feuchter Witterung während der Ernteperiode konserviert werden [7]. Die Konservierung ist notwendig, um die Lagerfähigkeit zu sichern und gegen Schädlings- und Pilzbefall vorzubeugen [1]. Die Konservierung erfolgt überwiegend durch Trocknung. In Deutschland werden hierzu vor allem Dächerschachttrockner eingesetzt.

Dächerschachttrockner sind seit den 1960er Jahren Gegenstand der Forschung und Entwicklung, wobei überwiegend der Trockneraufbau und die Prozessautomatisierung im Vordergrund standen, mit dem Ziel, die Trocknerleistung zu steigern [8]. Dennoch ist dieses Trocknungsverfahren nach wie vor gekennzeichnet durch breite Gutfeuchte- und Partikelverweilzeitverteilungen sowie eine ungleichmäßige Durchströmung der Getreideschüttung. Die Ursachen liegen sowohl in der Konstruktion als auch in der Betriebsweise des Trockners. Wichtige konstruktive Parameter sind dabei die Geometrie und Anordnung der Luftkanäle und die Gestaltung der Austrageinrichtung. Die Betriebsweise des Trockners umfasst neben den eingestellten Prozessparametern (Zulufttemperatur, Gutmassenstrom, Luftvolumenstrom) die Fahrweise mit oder ohne Umluft sowie die einzügige bzw. Umlufttrocknung. Nach Maier und Bakker-Arkema [9] sind konstruktive Parameter wie eine optimierte Form und Größe der Luftkanäle sowie deren optimale Anordnung in der Getreideschüttung immer noch unbekannt. Diese Mängel führen zu lokal unterschiedlichen Trocknungsbedingungen und damit zu einer inhomogenen Trocknung, verbunden mit einer breiten Gutfeuchteverteilung im Trockengut. Die Spreizung dieser Gutfeuchteverteilung am Trockneraustritt liegt im Bereich der Gutfeuchtedifferenz zwischen Feuchtgut vor der Trocknung und Trockengut [10]. In Kenntnis dessen wird in der Praxis bewusst übertrocknet, um zu gewährleisten, dass sämtliche Getreidekörner die Lagerfähigkeitsfeuchte von rund 14 % unterschritten haben. Diese Übertrocknung führt zur Minderung der Produktqualität und zu einem erhöhten Energiebedarf, der bei Dächerschachttrocknern nach Stand der Technik zwischen 4,8 MJ/kg_{H₂O} und 8,0 MJ/kg_{H₂O} variiert. Die festgestellten Mängel wurden in Praxisversuchen zur Energieeffizienz und Gleichmäßigkeit der Trocknung bestätigt [11], [12], die an Trocknungsanlagen unterschiedlicher Hersteller durchgeführt wurden.

2 Stand des Wissens

2.1 Aufbau und Funktionsweise des Dächerschachttrockners

Dächerschachttrockner werden seit dem Anfang des 20. Jahrhunderts in der Landwirtschaft zur thermischen Konservierung von Körnerfrüchten eingesetzt [13]. Sie sind platzsparend, haben einen hohen Produktdurchsatz, laufen meist automatisiert und sind kostengünstig in der Anschaffung und Wartung. Dächerschachttrockner nutzen das Prinzip der konvektiven Trocknung. Sie bestehen aus einem vertikalen Trocknerschacht mit horizontal angeordneten Luftkanälen zur Verteilung der Trocknungsluft (Abbildung 2.1 a und b). Die Luftkanäle besitzen einen dachförmigen Querschnitt, woraus sich die Bezeichnung des Trockners ableitet. Weitere Anlagenkomponenten sind der Ventilator, das Brennersystem mit Wärmeübertrager, die Entstaubung, die Elevatoren zur Förderung des Gutes, das Austragssystem und die Prozesssteuerung.



a) Schema eines Dächerschachttrockners
(NeuroFarm und Fördertechnik GmbH)



b) Siloanlage mit vier
Dächerschachttrocknern
(Hage Nord, Standort: Neubrandenburg)

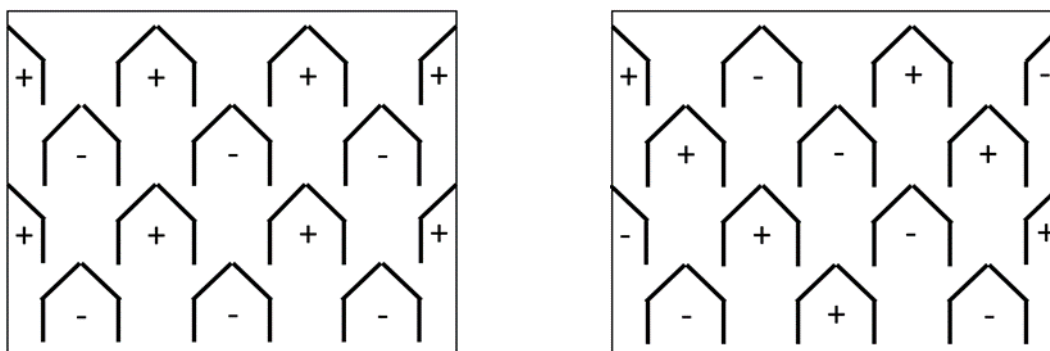
Abbildung 2.1 Schematischer Aufbau eines Dächerschachttrockners

Der Trockner wird luftseitig entweder im Druckbetrieb oder im Saugbetrieb gefahren. Bei modernen Dächerschachttrocknern wird der Saugbetrieb bevorzugt, da so ein leichter

Unterdruck im Trockner entsteht. Dieser begünstigt die Verdunstung des Wassers im Korn und wirkt sich daher positiv auf den Energiebedarf der Trocknungsanlage aus.

Das Gut wird durch die Schwerkraft von oben nach unten durch den Trockner bewegt und am unteren Ende der Trocknersäule ausgetragen. Das ganzflächig wirkende Austragssystem dient der chargenweisen Abspeisung des Trockengutes. In der Praxis sind je nach Hersteller verschiedene Bauformen von Austrageinrichtungen im Einsatz, die sich nach ihrem Wirkprinzip unterscheiden [14], [15]. Zu den gängigsten Austragssystemen gehören der Schlitzbodenaustrag, die Zellenradschleuse sowie die Wippe oder Austragsschnecke. Gemeinsames Merkmal ist eine chargenweise Abspeisung, wodurch der Trockner quasi-kontinuierlich arbeitet. Die Standzeit der Schüttung zwischen den Austrägen ist von der Eintrittsfeuchte des Gutes abhängig und variiert zwischen 60 s und 120 s. Über die Standzeit werden der Produktmassenstrom und damit die Verweilzeit eingestellt [16]. Der Trockner kann je nach Bauform ohne bzw. mit Wärmerückgewinnung ausgestattet sein [1].

Der Trocknerschacht ist in eine Vorratssektion, die Trocknungszone und die Kühlzone untergliedert (Abbildung 2.1 a). Trocknungs- und Kühlzone bestehen meist aus baugleichen Trocknersektionen, um den Fertigungsaufwand für in der Höhe variable Trocknungsanlagen zu reduzieren. Die Anzahl der Sektionen variiert in Abhängigkeit vom Produkt und der gewünschten Trocknungsleistung. Zur Gewährleistung einer gleichmäßigen Durchströmung der Schüttung ist die Anzahl der Zu- und Abluftkanäle pro Sektion gleich groß. Die Luftkanäle sind über der Trocknertiefe an ihrer Unterseite offen, so dass die Zuluft über diese Fläche in die Schüttung eintreten („+“ Zuluftdach) bzw. die Abluft aus der Schüttung in den Kanal einströmen kann („-“ Abluftdach), (Abbildung 2.2).



a) horizontale Dachanordnung

b) diagonale Dachanordnung

Abbildung 2.2 Schematische Darstellung der Dachanordnung im Dächerschacht-trockner („+“ Zuluftdach, „-“ Abluftdach)

Die Anordnung der Dachreihen und die Form der Dächer variieren zwischen den Herstellern. Üblicherweise wird eine horizontale Dachanordnung bevorzugt (Abbildung 2.2 a). Bei dieser Dachanordnung wechseln sich horizontal angeordnete Zu- und Abluftkanalreihen von oben nach unten ab. Dies führt zu einer Viertelteilung des Luftvolumenstroms, wobei ein Zuluftdach die vier umliegenden Abluftdächer speist. Eine alternative Dachaufteilung besteht in der diagonalen Luftkanalanordnung (Abbildung 2.2 b), bei welcher sich Zu- und Abluftdachreihen in diagonaler Richtung abwechseln. Bei dieser Dachaufteilung speist ein Zuluftdach

hauptsächlich die zwei ihm naheliegenden Abluftdächer. Eine weitere Variante der Luftkanalanordnung besteht in der Verdrehung einzelner Trocknersektionen um 180°, wodurch - ähnlich wie bei der diagonalen Anordnung - in vertikaler Richtung ein Wechsel in der Umströmung von Zu- und Abluftkanalreihen durch die Partikelstrahlen erreicht wird. Einige Hersteller setzen auf eine konische Verjüngung der Dächer in Strömungsrichtung, um den Strömungsquerschnitt des Daches der Abnahme des Volumenstroms anzupassen. An die Trocknungszone schließen sich seitlich die Zu- und Abluftkammern an. Die Zuluftkammer ist zur Mischung der erwärmten Frischluft mit der Umluft und zur Verteilung der Trocknungsluft mit Luftleitblechen ausgerüstet.

Dächerschachttrockner können direkt oder indirekt beheizt werden. Bei direkter Beheizung (meist mit Erdgas) wird das Brennerabgas in der Brennkammer mit Sekundärluft vermischt und dadurch die gewünschte Zulufttemperatur eingestellt. Bei der Trocknung von Lebens- und Futtermitteln mit direkter Beheizung ist u.a. die Einhaltung gesetzlich vorgeschriebener Grenzwerte für Schadstoffe der PAK¹-Gruppe (z.B. Naphthalin, Fluoren, Phenalen) im Trockengut zu beachten [17], [18]. Im Falle der indirekten Beheizung wird das Brennerabgas über einen Wärmeübertrager geleitet, in dem die angesaugte Frischluft erwärmt wird. Hierzu können neben Erdgas auch andere Brennstoffe (z.B. Heizöl, Holzpellets) zum Einsatz kommen, da das Abgas des Brenners nicht mit dem Trockengut in Berührung kommt.

Für die meisten Körnerfrüchte werden die Lufttemperatur, der Luftvolumenstrom und der Produktdurchsatz so eingestellt, dass eine Korntemperatur von 65 °C - 70 °C nicht überschritten wird, um Produktschädigungen zu vermeiden [1]. Für Weizen variiert die Lufttemperatur zwischen 70 °C und 90 °C (bei Futterweizen bis 120 °C). Körnermais wird aufgrund höherer Erntefeuchte bei höheren Temperaturen von bis zu 150 °C getrocknet. Der Durchsatz variiert je nach Baugröße und Produkt im Bereich von 5 t/h - 50 t/h.

2.2 Modelle zur Berechnung der Trocknung im Dächerschachttrockner

Zur Modellierung von Dächerschachttrocknern werden seit den 1960er Jahren 1-D und 2-D Zonenmodelle eingesetzt, die mit Hilfe finiter Differenzenverfahren oder der Finite-Elemente-Methode (FEM) berechnet werden [19], [20]. Bei den eindimensionalen Modellen handelt es sich um Festbettmodelle (Abbildung 2.3 a) [21]–[25] oder Modelle mit bewegter Getreideschüttung (Abbildung 2.3 b, c). Im Falle der bewegten Getreideschüttung unterscheidet man zwei Modellansätze: das Fließbett- und das Gegenstromzonen-Modell (Tabelle 2.1). Das Fließbett-Modell beschreibt ein Kreuzstrommodell, in dem sich die Getreideschüttung mit konstanter Geschwindigkeit in Form einer Schicht konstanter Dicke durch die Trocknungs- und Kühlzone hindurch bewegt und im Kreuzstrom mit Trocknungsluft beaufschlagt wird [26]. Das Gegenstromzonen-Modell basiert auf der Annahme, dass sich die Getreideschüttung durch mehrere Festbettzonen bewegt und im Gegenstrom zur Trocknungsluft geführt wird.

¹ PAK – Polycyclische aromatische Kohlenwasserstoffe

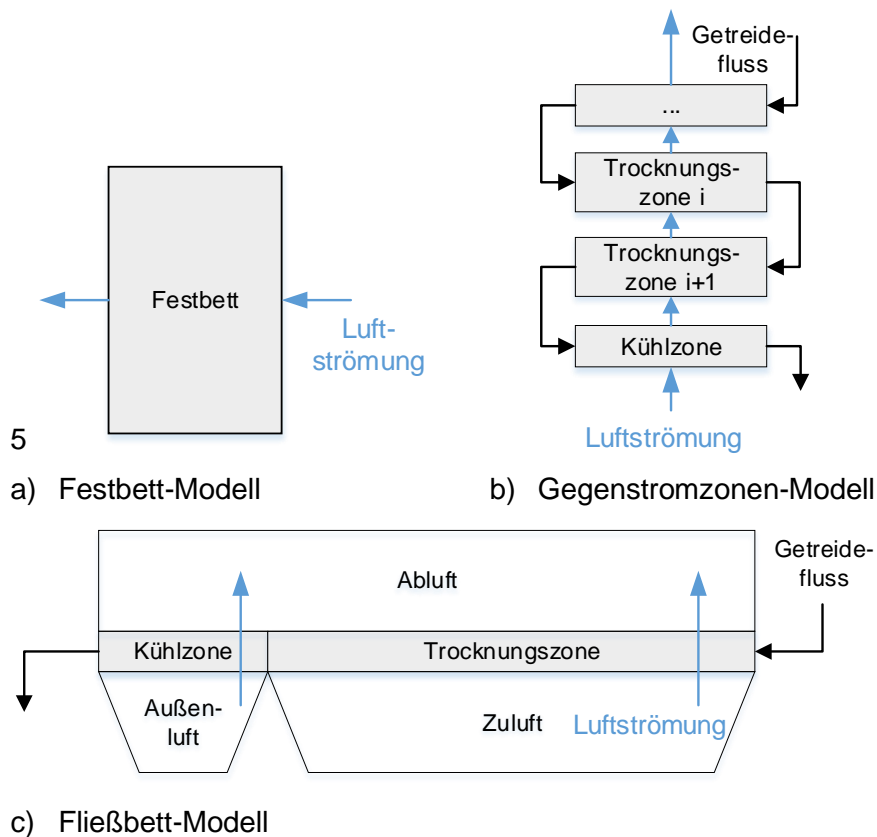
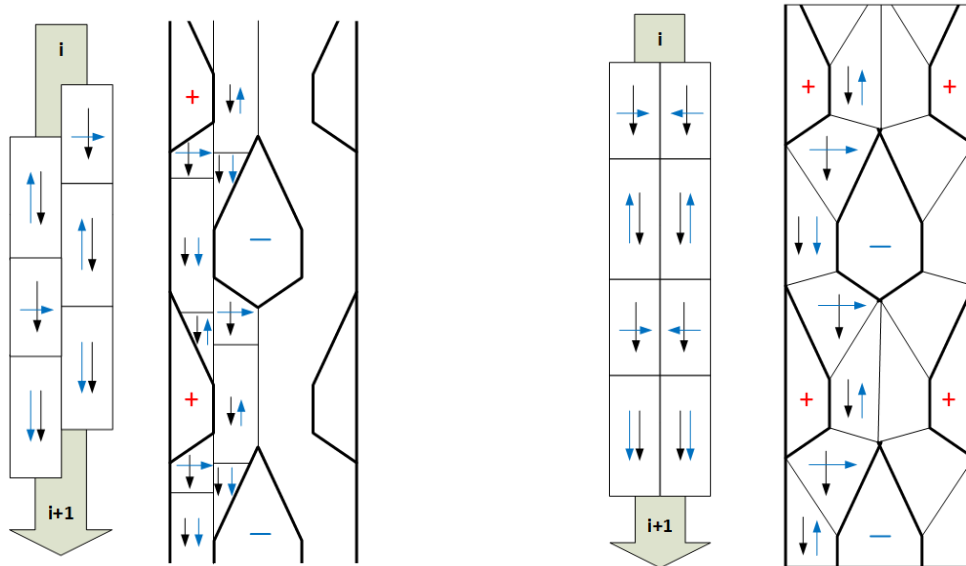


Abbildung 2.3 1-D Modelle des Schachttrockners

Tabelle 2.1 Modelle zur Berechnung der Getreidetrocknung im Dächerschachttrockner

Modellansatz	Name	Jahr	Quelle
Fließbettmodell	T. L. Thompson et al.	1968	[27]
Festbettzonen Modell	D. M. Bruce	1984	[28]
Fließbett- und Gegenstromzonen Modell	M. E. Nellist	1987	[29]
Fließbett- und Gegenstromzonen Modell	F. W. Bakker-Arkema et al.	1995	[30]
Gegenstromzonen Modell	F. Courtois	1995	[31]
Fließbett- und Gegenstromzonen Modell	S. A. Giner et al.	1996	[32]
Finite-Volumen-Modell	Q. Liu et al.	1997	[33]
Gegenstromzonen Modell	M. Stakić und E. Tsotsas	2005	[34]
Kreuzstrommodell mit Wärmerückgewinnung	O. A. Khatchatourian et al.	2013	[35]

Bei dem 2-D Zonenmodell wird der Dächerschachttrockner in Festbett-Trocknungszonen untergliedert, die entweder im Gleich-, Gegen- oder Kreuzstrom von der Trocknungsluft durchströmt werden [36]–[39], (Abbildung 2.4). Dieser Modellansatz unterscheidet sich von den o.g. Modellen dahingehend, dass der Aufbau des Schachttrockners mit der gewählten Zonenaufteilung realitätsnah nachempfunden wird. Das gelingt jedoch nur teilweise, da bei einer veränderteren Luftkanalanordnung auch eine andere Zonenaufteilung erforderlich wäre. Zudem werden die jeweiligen Gleich-, Gegen- und Kreuzstromzonen vereinfacht als Quader simuliert, wodurch die tatsächliche Geometrie unberücksichtigt bleibt und damit die Strömungsverhältnisse zu stark vereinfacht werden.



a) Modellschema und Zonenaufteilung nach dem Ansatz von Giner et al. [36] b) auf den Versuchstrockner angepasstes Modellschema und Zonenaufteilung

Abbildung 2.4 2-D Zonenmodell des Schachttrockners nach Giner et al. [36]
 (→ Luftstromrichtung, → Gutstromrichtung)

Zur mathematischen Modellierung einzelner Teilprozesse wie der Luftströmung und Partikelbewegung im Dächerschachttrockner liegen bisher nur wenige Arbeiten vor. Cenkowski et al. [40] führten experimentelle und numerische Untersuchungen zur Luftströmung im Schachttrockner durch. Das aufgestellte Differentialgleichungssystem wurde mit Hilfe der FEM gelöst. Sun et al. [23] verwendeten ein FEM-Modell zur Berechnung der Luftströmung und der Trocknung zwischen einem halben Zuluftdach und den halben benachbarten Abluftdächern [41]. Weitere Arbeiten zur Luftströmungsverteilung in Dächerschachttrocknern liegen nicht vor. Die Partikelbewegung im Schachttrockner wurde erstmals von Maltry [42] und Klinger [43] qualitativ mit Hilfe gefärbter Kornschichten experimentell untersucht. Er stellte fest, dass sich im Trockner Partikelstrahlen ausbilden. Ein zweidimensionales Modell der Partikelbewegung wurde von Chaabouni et al. [44] entwickelt, mit dem das Fließprofil und die Verweilzeitverteilung vorausberechnet werden konnten. Die Partikelbewegung im Schachttrockner wurde von Iroba et al. [45] und Mellmann et al. [16] erstmals mit Hilfe der Diskrete-Elemente-Methode (DEM) modelliert. Hierzu wurde ein 2D-DEM-Modell entwickelt [45], [46], in dem die Weizenkörner als volumenäquivalente Kugeln simuliert wurden. Mit diesem konnte die Verweilzeitverteilung im Schachttrockner adäquat berechnet werden.

Die bisher entwickelten Schachttrockner-Modelle betrachten die Luftströmungsverteilung im Trockner nur unzureichend. Strömungseffekte wie Turbulenzen und Grenzschichtströmungen [47] werden vernachlässigt. Diese Effekte haben aber einen erheblichen Einfluss auf die Strömungsverteilung im Schacht und somit auf die Gleichmäßigkeit und die Energieeffizienz des Trocknungsverfahrens (siehe Kap. 4 und 5). In den bisher verwendeten Modellen wird auch die Partikelbewegung im Schachttrockner meist stark vereinfacht. Bekannte Effekte wie Kernfluss und Strahlenbildung werden oftmals gänzlich vernachlässigt.

3 Zielstellung und Lösungsweg

Aufgrund steigender Energiekosten und immer höherer Anforderungen an die Produktqualität von Lebens- und Futtermitteln ist es notwendig, Dächerschachttrockner kontinuierlich zu verbessern mit dem Ziel, den Energieverbrauch zu senken und eine homogene Feuchteverteilung des Produktes nach der Trocknung zu erzielen. Zur Optimierung von Dächerschachttrocknern wird daher ein Modell entwickelt, welches die Strömungs-, Temperatur- und Feuchteverteilung im Trocknerschacht während des kontinuierlichen Betriebs berechnet. Das Modell wird in vier Teilmodelle untergliedert:

- dem Modell der Luftströmung,
- dem Modell der Partikelbewegung,
- dem Modell des Wärme- und Stoffübergangs,
- dem Kopplungsmodell.

Zur Berechnung der Teilmodelle der Luftströmung und des Wärme- und Stoffübergangs wird ein auf der Computational Fluid Dynamics (CFD) basierendes Finite-Volumen-Modell entwickelt, welches mit dem Euler-Euler-Verfahren numerisch gelöst wird. Die Bewegung der der Getreideschüttung im Trockner wird mit einem Diskrete-Elemente-Modell und einem Finite-Volumen-Modell berechnet.

Zur Verifizierung der Teilmodelle werden die

- Trocknungskinetiken von Einzelkörnern,
- die Differenzdruckverteilung in der Partikelschüttung,
- die Verweilzeitverteilung der Trocknungsluft,
- die Gleichmäßigkeit der Schachttrocknung

experimentell im Labor- und Technikumsmaßstab untersucht. Zusätzlich werden Literaturwerte für den Vergleich Modell-Experiment herangezogen. Anschließend werden mit dem Teilmodell der Luftströmung unterschiedliche Schachtkonstruktionen auf ihre Gleichmäßigkeit hinsichtlich der Strömungsverteilung in der Getreideschüttung numerisch untersucht. Anhand der experimentellen und numerischen Untersuchungen wird eine neuartige Luftkanalanordnung für den Dächerschachttrockner konstruiert und erprobt. Abschließend wird das erstellte Gesamtmodell auf den konventionellen Dächerschachttrockner angewandt und verifiziert.

4 Numerisches Modell des Schachttrockners

4.1 Festlegung der Systemgrenzen und Identifizierung der Teilmodelle

Zur Untersuchung der Getreidetrocknung im Schachttrockner werden CFD- und DEM-Modelle entwickelt, die das dynamische Verhalten der Luftströmung und der Gutströmung sowie den Trocknungsprozess beschreiben. Anhand der physikalischen Grundlagen der Trocknungstechnik [48], [49] werden die Erhaltungsgleichungen für das System hergeleitet und die Systemgrenzen mit deren Randbedingungen definiert.

Das Prozessmodell gilt allgemein für unterschiedliche Bauformen von Dächerschachttrocknern. Zur Festlegung der Systemgrenzen wird ein Dächerschachttrockner der Standardbauform zugrunde gelegt (Abbildung 4.1). Die Systemgrenzen werden so gewählt, dass die konstruktiven Besonderheiten der Trocknersäule wie Luftkanalform, Luftkanalanordnung, Gestaltung von Wärmerückgewinnungs- und/oder Kühlzonen innerhalb des modellierten Bilanzraums liegen oder gegebenenfalls durch Randbedingungen berücksichtigt werden (Abschn. 4.7 und Kap. 7). Der Bilanzraum umfasst die Trocknersäule bestehend aus Zuluftkammer, Abluftkammer und Trocknerschacht. Durch den Bilanzraum fließen die Zuluft und das Frischgut (feuchtes Getreide). Dabei gibt die Zuluft Wärme an das Gut ab und nimmt die Feuchtigkeit des Gutes auf. Der Bilanzraum wird in die drei Teilsysteme Zuluftkammer inkl. Zuluftdächer, Abluftkammer inkl. Abluftdächer und den Trockenschacht untergliedert. Dadurch wird der vom Schüttgut durchströmte Bilanzraum (Trockenschacht) von dem vom Schüttgut nicht durchströmten Bilanzraum getrennt. Dies hat den Vorteil, dass das Trocknungs- und Partikelbewegungsmodell nur auf dem vom Schüttgut durchströmten Bilanzraum angewandt wird. Anhand der Aufteilung der Bilanzräume werden folgende Teilmodelle für das Gesamtmodell der Getreidetrocknung im Dächerschachttrockner benötigt:

- Modelle zur Berechnung der Luftströmung in der Zu- und Abluftkammer
 - Turbulenzmodell
 - Mehrkomponenten- bzw. Mehrphasenfluidmodell
- Modelle zur Berechnung der Luftströmung im Trockenschacht
 - Mehrkomponenten- bzw. Mehrphasenfluidmodell
 - poröses Medium oder diskrete Auflösung der Partikelphase
- Modelle zur Berechnung des Wärme- und Stoffübergangs
 - Mehrkomponenten- bzw. Mehrphasenfluidmodell
 - Modell des porösen Mediums
 - Trocknungsmodell für das Einzelkorn
 - Diffusionsmodell für den Stofftransport im Getreidekorn
 - Phasengrenzschichtmodell

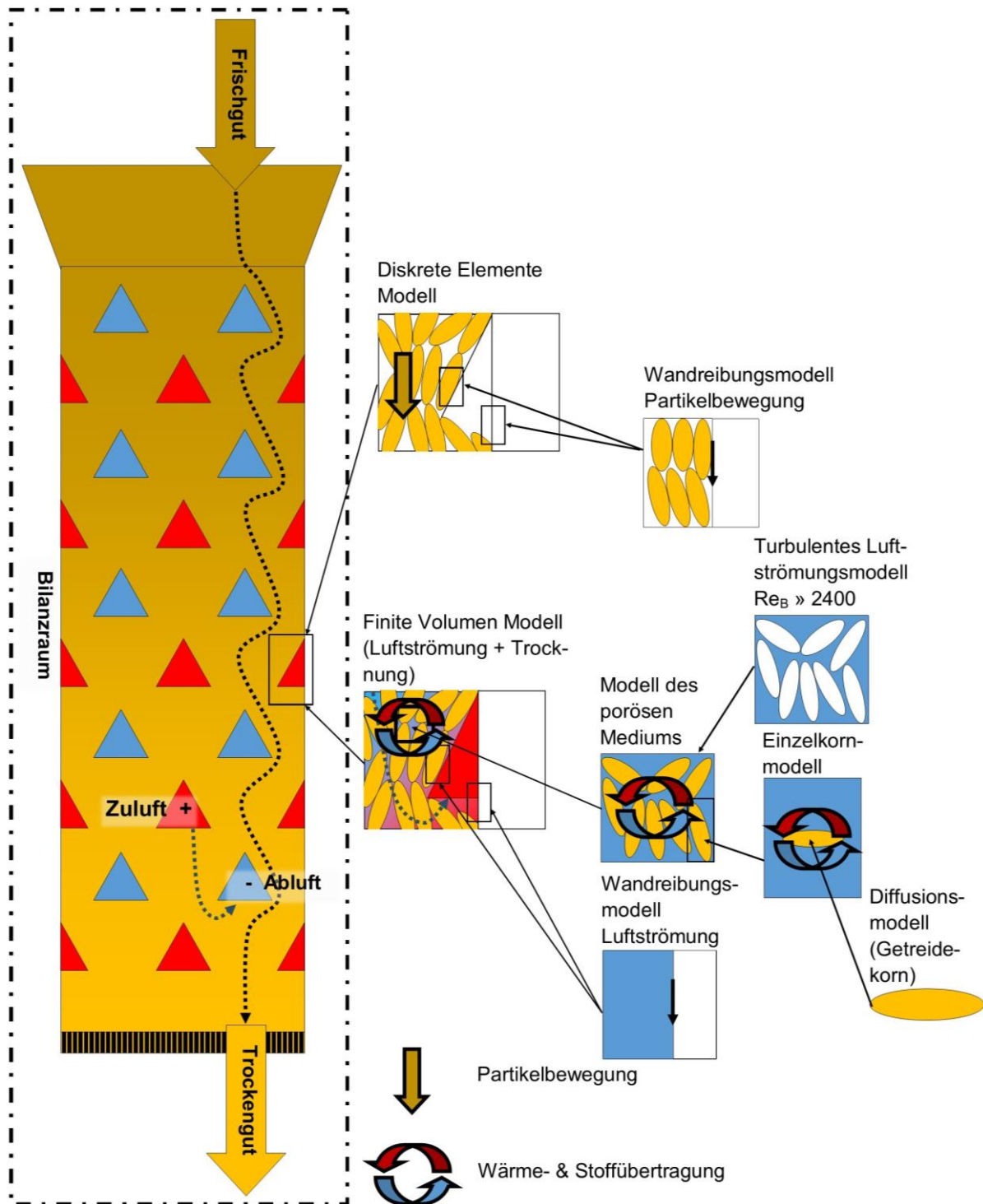


Abbildung 4.1 Schematische Darstellung des Gesamtmodells und der Teilmodelle des Dächerschachttrockners

Zur Erstellung des Gesamtmodells der Getreidetrocknung im Dächerschachttrockner wird ein CFD-Modell mit Partikelströmung verwendet. Es werden 12 Modellansätze entwickelt und bezüglich ihrer Vor- und Nachteile untersucht (Abbildung 4.2). Die Modellansätze unterscheiden sich in ihrer Komplexität und den damit verbundenen rechentechnischen Aufwand zur iterativen Lösung der Differentialgleichungen. In den untersuchten Ansätzen wird die Navier-Stokes-Gleichung, zitiert aus [50], zur iterativen Berechnung der Luftströmung im Schachttrockner eingesetzt. Für die Diskretisierung der Differentialgleichung auf den

Bilanzraum wird das Finite-Volumen-Verfahren (FVM) verwendet. Als Turbulenzmodell wird das Standard SST-Modell (Shear-Stress-Transport), welches zur Gruppe der RANS-Modelle (Reynolds-Average-Navier-Stokes) gehört, gewählt.

Zur Beschreibung der Bewegung, der Wärmeleitung und des Wärme- und Stofftransportes in der Prozessluft werden drei häufig in der CFD verwendete Modellansätze miteinander verglichen:

- der Einphasen-Ansatz,
- der Einphasen-Mehrkomponenten-Ansatz,
- der Mehrphasen-Ansatz.

Beim Einphasen-Ansatz wird die Impulstransportgleichung für die Leitkomponente (Luft) gelöst (M9-M12 in Abbildung 4.2). Der Wärme- und Stofftransport des Wasserdampfes in der Luft wird vernachlässigt. Der Anteil des Wasserdampfes in der Luft wird über eine Source-Variable Y (Absolute Luftfeuchte) beschrieben, deren Transportvorgänge rein algebraisch berechnet werden. Daraus folgt, dass die Luft als einphasiges ideales Gas betrachtet wird, in dem sich ein gasförmiger Anteil von Wasser befindet. Die gasförmige Wassermassenbeladung der trockenen Luft errechnet sich aus

$$Y = \frac{m_{\text{Wasserdampf}}}{m_{\text{Trockene Luft}}}, \quad (4.1)$$

wobei $m_{\text{Wasserdampf}}$ die Masse des Wasserdampfes und $m_{\text{Trockene Luft}}$ die Masse der trockenen Luft sind.

Beim Einphasen-Mehrkomponenten-Ansatz (Mehrkomponentenfluid) werden die chemischen Einzelkomponenten (Luft, Wasserdampf) des Fluids, durch die Lösung der Wärme- und Stofftransportgleichungen der chemischen Einzelkomponenten, detaillierter betrachtet als beim Einphasen-Ansatz. Die einzelnen chemischen Komponenten des Fluids besitzen, wie beim Einphasen-Ansatz, noch die gleiche Strömungsgeschwindigkeit (M5-M8 in Abbildung 4.2). Diese wird anhand der Impulstransportgleichung der Leitkomponente des idealen Gasgemisches ermittelt. Aus der Verwendung der Impulstransportgleichung für nur eine Komponente des Gemisches (Leitkomponente) resultiert, dass die Diffusion der Wassermoleküle in der Luft über ein Diffusionsmodell dargestellt werden. Dies wird in Abschn. 4.5.1 näher beschrieben.

Der Mehrphasen-Ansatz (Mehrphasenfluid) ist der rechenintensivste der drei Modellansätze. Im Gegensatz zum Einphasen-Mehrkomponenten-Ansatz werden die Impulstransportgleichungen der Luftphase und der Wasserdampfphase berechnet (M1-M4 in Abbildung 4.2). Mit dem Mehrphasenmodell werden daher die individuellen Strömungsprofile der Einzelphasen, die aus den Dichteunterschieden zwischen den beiden Phasen resultieren, detailliert ermittelt. Des Weiteren werden mit einem Mehrphasenmodell die Diffusionsvorgänge zur Vermischung der beiden Phasen (Luft, Wasserdampf) anhand des Impulstransportes der Einzelphasen bestimmt. Daher wird für den Mehrphasenansatz kein Diffusionsmodell benötigt.

Für jeden dieser drei Lösungsansätze wird ein Rechengitter benötigt. Die Feinheit des Rechengitters steigt proportional mit der Komplexität des Modells. Die Betrachtung der Prozessluft als Mehrphasenfluid ist mit einem erheblichen numerischen Aufwand verbunden.

Daher empfiehlt es sich, die Prozessluft als ideale Gasmischung (Mehrkomponentenfluid) zu modellieren [51]–[53]. In dieser Arbeit wird zur Berechnung der Prozessluft im Dächerschachttrockner der Einphasen-Mehrkomponenten-Ansatz verwendet. Hierzu wird die Sourcevariable Y für die Wasserbeladung mit der Wasserdampfkomponente in der Prozessluft gekoppelt, um somit die Prozessluft als Zweikomponentenfluid zu modellieren. Zur reinen Analyse der Luftströmung in Dächerschachttrockner wird in dieser Arbeit die Wasserdampfkomponente in der Prozessluft vernachlässigt, um den Rechenaufwand zu verringern.

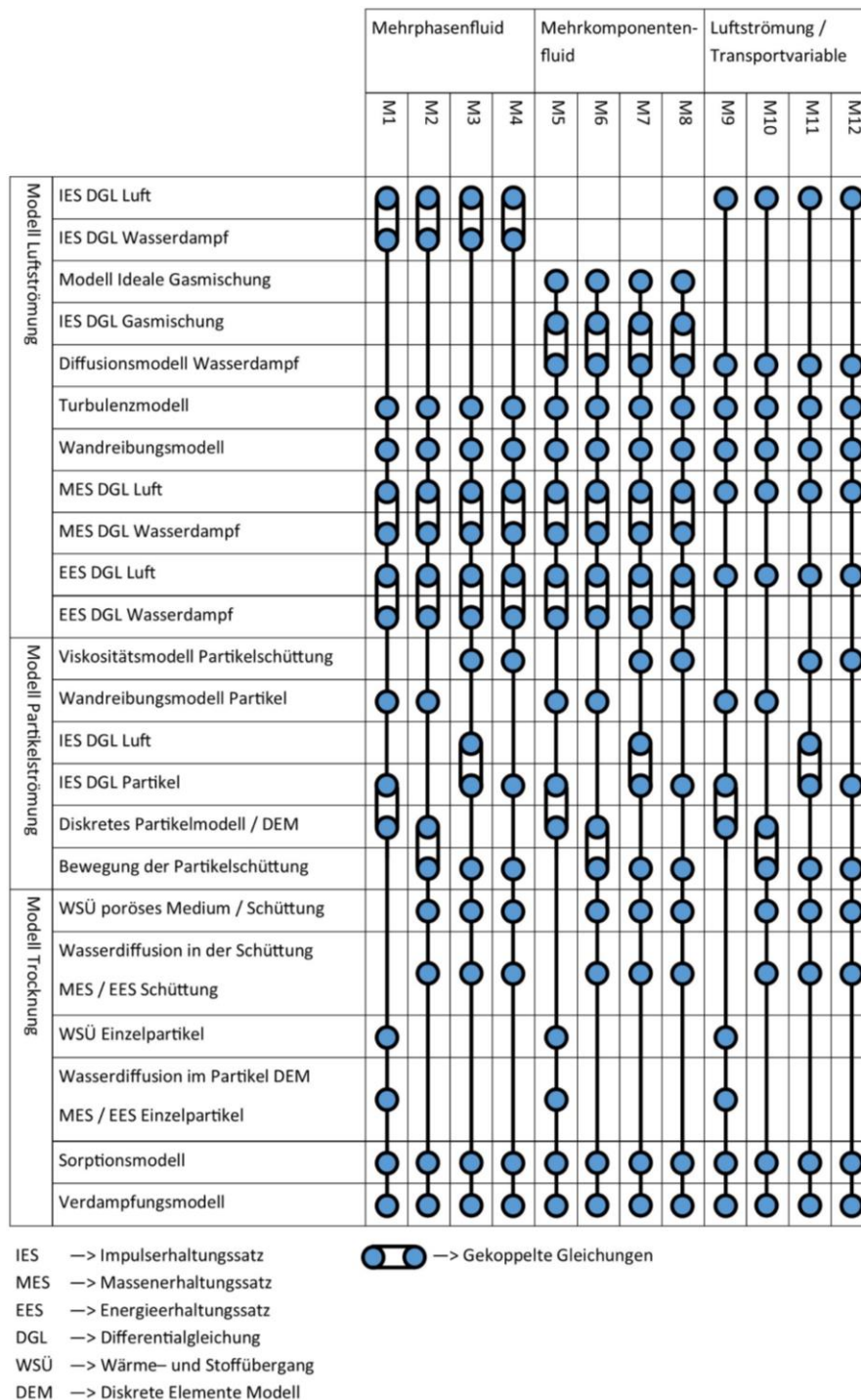


Abbildung 4.2 Mögliche Verknüpfungen der Teilmodelle zur Simulation des Trocknungsprozesses im Dächerschachttrockner

Zur Modellierung der Partikelbewegung bzw. der Bewegung des Schüttgutes im Dächerschachttrockner wurden drei Modellansätze untersucht:

- der Einphasen-Ansatz,
- der Mehrphasen-Ansatz,
- das diskrete Partikelmodell.

Bei der Verwendung des Einphasen-Ansatzes zur Berechnung der Partikelbewegung im Dächerschachttrockner, wird das Schüttgut als nicht-Newtonsches Fluid (Partikelphase) betrachtet und die Schüttgutbewegung nach der Navier-Stokes-Gleichung berechnet. In diesem Fall werden spezifische Grenzschicht- und Viskositätsmodelle für die Partikelphase benötigt, um das Wandfließverhalten der Partikelphase zu beschreiben [54]. Mit dem Einphasen-Ansatz kann der kontinuierliche Fluss des Schüttgutes im Dächerschachttrockner berechnet werden. Zur Berechnung des freien Auslaufens des Schüttgutes wird ein Mehrphasen-Ansatz verwendet, in dem die Impulstransportgleichungen der Partikel und der Luftphase gelöst werden. Bei der Verwendung eines Diskrete Elemente Modells (DEM-Modell) zur Berechnung der Gutströmung im Dächerschachttrockner wird nach dem Newtonschen Ansatz die Bewegungsgleichung für jedes Einzelpartikel (Getreidekorn) gelöst. Über diesen Ansatz werden die Kontaktkräfte, die auf jedes Partikel wirken, bestimmt und der Versatz des Partikels berechnet. Im Gegensatz zu Kontinuums-Modellen besitzen diskrete Modelle keine Kontrollräume [55]. Es handelt sich somit um eine gitterfreie Berechnungsmethode.

Zur Modellierung der Trocknung des Schüttgutes werden zwei Modellansätze betrachtet, das

- Modell des porösen Mediums und die
- Zwei-Wege-CFD-DEM Kopplung.

Bei der Verwendung des Modells des porösen Mediums [53], [56], [57] wird die Partikelphase als poröse Schicht modelliert, die von der Prozessluft durchströmt wird. Dies bedeutet, dass sich in jeder Rechenzelle ein Anteil an Feststoff (Getreideschüttung) und Fluid (Prozessluft) befindet. Das Schüttgut wird in diesem Modell als homogener Körper betrachtet, der sich aus trockenem Getreide und einem flüssigen Wasseranteil zusammensetzt. Die Wasserbeladung des Festkörpers wird über die absolute Gutfeuchte

$$X = \frac{m_{\text{Wasser}}}{m_{\text{Trockengut}}} \quad (4.2)$$

definiert und berechnet sich aus der Masse des Wassers in Gut m_{Wasser} und der Masse des trockenen Guts $m_{\text{Trockengut}}$. Für das Modell des porösen Mediums werden zur Berechnung der Porositätsverteilung, der Gutfeuchte und der Gutbewegung weitere Modellgleichungen benötigt. Die Schüttgutströmung kann über die o.g. Partikelströmungsmodelle in das Modell des porösen Mediums eingekoppelt werden. Zur Berechnung der Trocknung des Getreides wurde ein Wärme- und Stoffübergangsmodell entwickelt. Bei der Zwei-Wege-CFD-DEM Kopplung werden die Bewegung des Partikels und die Wärme- und Stofftransportvorgänge im Partikel (Getreidekörner) mit der DEM berechnet. Die Luftströmung und die Transportvorgänge in der Prozessluft werden mit der FVM berechnet. Der Datenaustausch zwischen den beiden Lösungsverfahren erfolgt über die direkte Kopplung der Differenzialgleichungen. Im Unterschied zum Modell des porösen Mediums werden bei der CFD-DEM-Kopplung im CFD-Modell keine Ansätze zur Beschreibung der Partikelphase und

auch keine klar definierten geometrischen Grenzen zwischen dem freien Strömungsraum und dem von den Partikeln durchströmten Raum benötigt. Jedoch ist eine Voraussetzung zur Anwendung dieser Methode das Vorhandensein von mindestens 10 Partikeln in jeder Finite-Volumen-Zelle, da ansonsten die Berechnung der Porosität der Finite-Volumen-Zelle zu ungenau wird. Daher wurde entschieden, das Modell des porösen Mediums zu verwenden.

Zur Beschreibung der Partikelbewegung wird ein DEM-Modell verwendet. Im Gegensatz dazu ist ein Schüttgut-Fließmodell nur bedingt geeignet, da aufgrund der diskontinuierlichen Fahrweise des Trockners auch das Erstarren der Partikelphase berücksichtigt werden muss [58], damit sich der statische Schüttwinkel unter den Dächern einstellt. Wenn dies nicht im Modell abgebildet wird, würde die kontinuierliche Partikelphase in die Zuluft- bzw. Abluftkammer fließen. Des Weiteren erlaubt es der ANSYS® CFX Löser nicht, dass die Geschwindigkeiten in einer kontinuierlichen Phase auf null gesetzt werden. Um das Erstarren der Partikelphase in ANSYS® CFX zu integrieren, ist eine Modifikation der Impulstransportgleichung nötig, welche direkt als Sub-Routine über FORTRAN in den Löser der Erhaltungsgleichung integriert werden muss. Daher wurden Euler und Euler-Euler Modelle mit Partikelphase im Folgenden nur als kontinuierliche Flussmodelle betrachtet, in denen die Getreidephase eine konstante, geringe Strömungsgeschwindigkeit ähnlich wie beim Durchlauftrockner aufweist.

Neben den absoluten Luft- und Gutfeuchten werden in den numerischen Modellen auch relative, auf das feuchte Gemisch bezogene (w.b.) Feuchtigkeitsangaben verwendet. Es gelten folgende Definitionen für den auf das feuchte Luftgemisch und den auf das Feuchtgut bezogenen Wasseranteil:

$$y = \frac{m_{Wasser}}{m_{Trockene\ Luft} + m_{Wasser}} \quad , \quad (4.3)$$

$$x = \frac{m_{Wasser}}{m_{Trockengut} + m_{Wasser}} \quad . \quad (4.4)$$

Die relativen und absoluten Wasseranteile der Luft und des Trockengutes lassen sich wie folgt ineinander umrechnen:

$$Y = \frac{y}{1-y} \quad , \quad (4.5)$$

$$X = \frac{x}{1-x} \quad (4.6)$$

bzw.

$$y = \frac{Y}{1+Y} \quad , \quad (4.7)$$

$$x = \frac{X}{1+X} \quad . \quad (4.8)$$

4.2 Verwendete Hard- und Software

Zur Berechnung der Luft- und Partikelströmung wurde ein Tower-Server Modell Supermicro H8QG6 der Fa. SuperMicro verwendet. Dieser besitzt 48 logische Kerne, 256 GB Arbeitsspeicher und eine 1TB SSD Festplatte (Tabelle 4.1).

Tabelle 4.1 Spezifikation des verwendeten Rechenservers

Komponente	Anzahl	Spezifikation	Wert	Einheit
Prozessor AMD Opteron ^(TM) Prozessor 6238	4	Prozessorfrequenz	2600	MHz
		CPU Kerne	6	-
		Logische CPUs	12	-
		L1/L2/L3 Cache	3x64/3x2/12	MB
Motherboard Supermicro H8QG6	1	Motherboard Chipsatz	ATI SR5690	
			SP5100	
Arbeitsspeicher Kingston B226608D	32	Speicherart	DDR3 SDRAM	
		Speichergröße	8192	MB
		Speichergeschwindigkeit	1066	MHz
Grafikkarte ATI/AMD FirePro W8100/S9100	1	Maximale Linkgeschwindigkeit	8.0	GT ² /s
		Speichergröße	8192	MB
		Speicherart	GDDR5	
Festplatte Samsung SSD 850Pro	1	Speicherart	SSD	
		Speichergröße	1000	GB
Festplatte WDC WD4003	2	Speicherart	HDD	
		Speichergröße	4000	GB

Zur Berechnung der Luftströmung und der Trocknung wurde der kommerzielle Löser Ansys CFX[®] 17 verwendet. Ansys CFX[®] 17 ist ein finite Volumen Löser, der zur Analyse von zweidimensionalen und dreidimensionalen Strömungsmodellen eingesetzt wird. Die Geometrie der zwei- und dreidimensionalen Strömungsmodelle wurde mittels des CAD³ Programms SolidWorks[®] 2014 modelliert und anschließend vernetzt. Zur Vernetzung der

² GT – Gigatakte

³ CAD – Computer Aided Design

Strömungsmodelle wurden der DesignModeler® 17, Ansys Meca® 17 und Ansys ICEM® 17 verwendet. Die Berechnung der Partikelströmung erfolgte mit der kommerziellen Software Itasca PFC2D® 4.0 und Ansys CFX® 17. Die Kopplungsschnittstelle wurde mit Microsoft® Visual Studio programmiert.

4.3 Teilmodell der Luftströmung

Für die Modellierung der Luftströmung im Dächerschachttrockner werden folgende Annahmen getroffen:

- Der Trockner besitzt hydraulisch glatte Wände.
- Die Strömungsgeschwindigkeit der Trocknungsluft an der Trocknerwand und den Einbauten beträgt 0 m s^{-1} .
- Die mittlere Reynolds-Zahl in der Schüttung beträgt ca. 2400.
- Die mittlere Reynolds-Zahl im Zuluft- bzw. Abluftdach beträgt ca. 7500
→ Die Strömung ist turbulent.
- Als Turbulenzmodell wird das Standard SST Modell verwendet.
- Der Umgebungsdruck beträgt 1,013 bar.
- Der Neigungswinkel der Schüttungsoberfläche, der sich unter den Luftkanälen ausbildet, entspricht dem statischen Schüttwinkel.
- Der Strömungsgeschwindigkeitsvektor am Lufteinlass steht senkrecht zur Eintrittsfläche der Strömung.
- Die Getreideschüttung im Trockner wird durch ein homogenes poröses Medium beschrieben.
- Bei 2D-Modellen entspricht die Trocknertiefe einer Kornschicht in der Mitte des Trockners. Demzufolge werden für die Systemgrenzen in Richtung der Trocknertiefe Symmetriebedingungen definiert.

4.3.1 Modell zur Berechnung der turbulenten Luftströmung mit der Navier-Stokes Gleichung

Zunächst wird der Impulstransport in der fluiden Phase näher betrachtet. Hierzu wird die allgemeine Formulierung der Navier-Stokes-Gleichung für ein einphasiges System verwendet. Zur Beschreibung der Masse im Kontrollvolumen wird die Dichte verwendet, da diese eine intensive Zustandsgröße ist und sich somit numerisch für finite Iterationsverfahren leichter bestimmen lässt:

$$\frac{\partial(\rho\vec{u})}{\partial t} + \nabla \cdot [\rho(\vec{u} \times \vec{u})] - \mu\Delta\vec{u} = S_m - \nabla p \quad (4.9)$$

In Gleichung (4.9) beschreibt der Term $\frac{\partial(\rho\vec{u})}{\partial t}$ die zeitliche Änderung des Impulses, der Term $\nabla \cdot [\rho(\vec{u} \times \vec{u})]$ die Bewegung des Fluids, der Term $\mu\Delta\vec{u}$ die Reibungskräfte und der Term ∇p die Druckänderung. Über den Momentenquellterm S_m können weitere Kräfte, die auf das System wirken, in die Rechnung mit einbezogen werden. Zu diesen zählen u.a. die resultierenden Kräfte aus der Partikelbewegung, die auf das Fluid wirken, Verdrängungseffekte durch thermische Dehnung von Festkörpern oder Impulskräfte, die aus der Bewegung der Austragseinrichtung resultieren.

Da es sich bei der Strömung im Dächerschachttrockner um eine turbulente Strömung (in den Dächern sowie in der Zuluft- und Abluftkammer; Abschn. 5.3.3) handelt, müssen in den Reibungskräften die turbulenten Kräfte, die aus Verwirbelungen resultieren, mit betrachtet werden. Zur Beschreibung dieser Kräfte wurde das SST⁴-Turbulenzmodell nach Menter [59] verwendet. Das SST-Turbulenzmodell ist ein Zweigleichungsmodell und zählt zu den RANS⁵-Modellen. Es ist eine Erweiterung des Wilcox k- ω Modells [60] und beschreibt die nahen Wandströmungen genauer, die im k- ω Modell durch eine zu hohe turbulente Produktionsrate überschätzt werden. Hierzu wird ein Dämpfungsterm verwendet. Mit diesem Ansatz kann der Impulstransport im frei strömenden Fluid für die einzelnen Geschwindigkeitskomponenten nach Gleichung

$$\frac{\partial(\bar{\rho}u_i)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial l_j}(\bar{\rho} u_i u_j) - \frac{\partial}{\partial l_j} \left[\mu_{eff} \left(\frac{u_i}{\partial l_j} + \frac{u_j}{\partial l_i} \right) \right] = S_m - \frac{\partial p'}{\partial l_i} \quad (4.10)$$

definiert werden, wobei sich die effektive Viskosität μ_{eff} aus der Zähigkeit des Fluides und der Wirbelviskosität zusammensetzt [59]:

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (4.11)$$

$$\mu_t = \frac{\bar{\rho} a_1 k}{\max(a_1 \omega, S F_2)} \quad (4.12)$$

In Gleichung (4.12) beschreiben k die kinetische Wirbelenergie und ω die Wirbelfrequenz. Diese werden nach dem Baseline k- ω Modell [61] bestimmt:

$$\frac{\partial \bar{\rho} k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial l_j}(\bar{\rho} u_j k) = \frac{\partial}{\partial l_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k3}} \right) \frac{\partial k}{\partial l_j} \right] + P_k - \beta' \bar{\rho} k \omega + P_{kb} \quad (4.13)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \omega}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial l_j}(\bar{\rho} u_j \omega) = \frac{\partial}{\partial l_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega 3}} \right) \frac{\partial \omega}{\partial l_j} \right] + (1 - F_1) 2 \frac{1}{\sigma_{\omega 2} \omega} \frac{\partial k}{\partial l_j} \frac{\partial \omega}{\partial l_j} + \frac{\alpha_3}{\nu_t} P_k - \beta_3 \bar{\rho} \omega^2 + P_{\omega b} \quad (4.14)$$

$$P_{\omega b} = \frac{\omega}{k} [(\alpha_3 + 1) C_3 \max(P_{kb}, 0) - P_{kb}] \quad (4.15)$$

$$\alpha_3 = F_1 \alpha_1 + (1 - F_1) \alpha_2 \quad (4.16)$$

$$\sigma_3 = F_1 \sigma_1 + (1 - F_1) \sigma_2 \quad (4.17)$$

$$\beta_3 = F_1 \alpha_1 + (1 - F_1) \beta_2 \quad (4.18)$$

$\alpha_1, \alpha_2, \beta_1, \beta_2, \beta', \sigma_{k1}, \sigma_{k2}, \sigma_{\omega 1}, \sigma_{\omega 2}, C_3$ und a_1 sind Modellkonstanten (Tabelle 4.2).

Tabelle 4.2 Modellkonstanten des SST-Turbulenzmodells [61]

α_1	α_2	β_1	β_2	β'	σ_{k1}	σ_{k2}	$\sigma_{\omega 1}$	$\sigma_{\omega 2}$	C_3	a_1
5/9	0,44	0,075	0,0828	0,09	1,176	1	2	1/0,856	1	0,31

⁴ SST – Shear Stress Transport

⁵ RANS – Reynolds-Averaged-Navier-Stokes

P_k beschreibt die turbulente Produktionsrate und kann über die Boussinesq-Approximation für den Reynolds-Stress-Tensor nach Gleichung (4.20) bestimmt werden:

$$P_k = \mu_t S^2, \quad (4.19)$$

$$S = \sqrt{2 S_{i,j} S_{i,j}}; S_{i,j} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial l_j} + \frac{\partial u_j}{\partial l_i} \right). \quad (4.20)$$

Die Dämpfungsterme F_1 und F_2 sind für das SST-Modell wie folgt definiert:

$$F_1 = \tanh(A_1^4); A_1 = \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta' \omega y}, \frac{500 \nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4 \rho k}{CD_{kw} \sigma_{\omega 2} y^2} \right], \quad (4.21)$$

$$F_2 = \tanh(A_2^2); A_2 = \max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta' \omega y}, \frac{500 \nu}{y^2 \omega} \right), \quad (4.22)$$

$$CD_{kw} = \max \left(2 \rho \frac{1}{\sigma_{\omega 2} \omega} \frac{\partial k}{\partial l_j} \frac{\partial \omega}{\partial l_j}, 1e^{-10} \right). \quad (4.23)$$

Hierbei beschreibt y den Wandabstand. Dieser resultiert aus dem Abstand der ersten Strömungszelle von der jeweiligen Wand des Trockners. Weiterhin wird der Druck über die turbulente Normalspannung korrigiert, wodurch man für den Druckterm die Beziehung

$$p' = p + \frac{2}{3} \rho k + \frac{2}{3} \mu_{eff} \frac{\partial u_k}{\partial l_k} \quad (4.24)$$

erhält. Zur Berechnung der Materialeigenschaften des Fluids wird angenommen, dass $p = p'$ ist.

4.3.2 Mehrkomponenten- und Mehrphasenströmungen

Die Prozessluft im Trockner wird als Mehrkomponentenfluid betrachtet. Dies bedeutet, dass sich die strömungsmechanischen Gleichungen auf das Zweikomponentenfluid Wasser-Luft beziehen und nicht für jede Gaskomponente einzeln gelöst werden, wie bei der Betrachtung vom Mehrphasenfluiden. Bei einem Mehrkomponentenfluid wird eine ideale Vermischung der Gaskomponenten im finiten Volumen angenommen. Daher kann die ideale Mischungsregel zur Beschreibung des Gasgemisches verwendet werden [62]. Die betrachteten Einzelkomponenten des Gemisches sind trockene Luft und Wasserdampf. Die Stoffeigenschaften dieser Komponenten können allgemein über die idealen Gasgesetze bestimmt werden. Für die Schachttrocknung liegt der für die Berechnung der Stoffeigenschaften verwendete Temperaturbereich zwischen 0 °C und 100 °C. Da der Druck im Schachttrockner nur leicht vom Normdruck abweicht, kann bei der Berechnung der Stoffeigenschaften der Druckeinfluss vernachlässigt werden. Die Stoffeigenschaften von trockener Luft und Wasserdampf werden in den genannten Temperaturbereich nach den Stoffwerten aus VDI-Wärmeatlas [63] beschrieben (Anhang 1 und Anhang 2).

Zur Beschreibung der Massenanteile der Einzelkomponenten im Mehrkomponentenfluid wird eine Gaskomponente als resultierende Komponente ausgewählt. Die Summe der Massenanteile der einzelnen Gaskomponenten im Fluid ist gleich eins:

$$\sum_{i,j}^{N_C} \varphi_{i,j} = 1. \quad (4.25)$$

Für die Simulation des Gasgemisches Wasserdampf-Luft wurde die Luft als resultierende Komponente ausgewählt. Die Auswahl der resultierenden Komponente hat keinen Einfluss auf die Lösung des numerischen Gleichungssystems. Im Gegensatz zur Impulstransportgleichung wird die Massentransportgleichung

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\varphi_{i,j})}{\partial t} + \nabla[\bar{\rho}(\vec{u}\varphi_{i,j})] - \nabla[\delta_{i,j,eff}\nabla\varphi_{i,j}] = S_{M,i,j} \quad (4.26)$$

mit

$$\delta_{i,j,eff} = \delta_{i,j} \frac{\mu_t}{\rho c_t} \quad (4.27)$$

für jede Einzelkomponente des Fluids gelöst. Analog gilt für die Energieerhaltungsgleichung des Gasgemisches:

$$\frac{\partial\bar{\rho}H}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} + \nabla(\bar{\rho}\vec{u}H) - \nabla\left[\bar{\lambda}T + \sum_{i,j}^{N_c} \delta_{i,j} h_{i,j} \nabla\varphi_{i,j} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \nabla\bar{h}\right] = S_{E,i,j} \quad (4.28)$$

mit

$$H = h + \frac{1}{2}(\vec{u} \cdot \vec{u}) . \quad (4.29)$$

4.3.3 Strömungen im porösen Medium

Zur Beschreibung des Impulstransportes im porösen Medium ist es notwendig, den linear und quadratisch von der Luftgeschwindigkeit abhängigen Druckverlust des Haufwerkes in die Impulserhaltungsgleichung mit einzubeziehen. Hierfür wird der Momentenquellterm

$$S_{m,i} = -\frac{\mu_g}{K_{perm}} \vec{u}_i - K_{loss} \frac{\rho_g}{2} |\vec{u}| \vec{u}_i \quad (4.30)$$

verwendet. In Gleichung (4.30) beschreiben K_{perm} den Permeabilitätsfaktor und K_{loss} den linearen Druckverlustkoeffizienten. Diese Faktoren können über einen Koeffizientenvergleich aus der Ergun-Gleichung [63]

$$\frac{\Delta p}{l_i} = -150 \frac{\mu_g}{d_p^2} \frac{(1-\psi)^2}{\psi^3} \vec{u}_i - 1,75 \frac{\rho_g}{d_p} \frac{1-\psi}{\psi^3} |\vec{u}| \vec{u}_i \quad (4.31)$$

ermittelt werden. Aus dem Koeffizientenvergleich der Gleichungen

$$-\frac{\mu_g}{K_{perm}} \vec{u}_i = -150 \frac{\mu_g}{d_p^2} \frac{(1-\psi)^2}{\psi^3} \vec{u}_i \quad (4.32)$$

und

$$-K_{loss} \frac{\rho_g}{2} |\vec{u}| \vec{u}_i = -1,75 \frac{\rho_g}{d_p} \frac{1-\psi}{\psi^3} |\vec{u}| \vec{u}_i \quad (4.33)$$

erhält man für den Permeabilitätsfaktor

$$K_{perm} = \frac{d_p^2 \psi^3}{150 (1-\psi)^2} \quad (4.34)$$

und für den Druckverlustkoeffizienten

$$K_{loss} = 3,5 \frac{1-\psi}{d_p \psi^3} . \quad (4.35)$$

Analog gilt bei Verwendung der Brauer-Gleichung

$$\frac{\Delta p}{l_i} = -160 \frac{\mu_g (1-\psi)^2}{d_p^2 \psi^3} \vec{u}_i - 3,1 \frac{\rho_{tr,L}}{d_p} \frac{1-\psi}{\psi^3} |\vec{u}| \vec{u}_i \left[\frac{\mu_g (1-\psi)}{\rho_g \vec{u}_i d_p} \right]^{0,1} \quad (4.36)$$

ein Permeabilitätsfaktor von

$$K_{perm} = \frac{d_p^2 \psi^3}{160 (1-\psi)^2} \quad (4.37)$$

und ein Druckverlustkoeffizient von

$$K_{loss} = 6,2 \frac{1-\psi}{d_p \psi^3} \left[\frac{\mu_g (1-\psi)}{\rho_g \vec{u}_i d_p} \right]^{0,1} . \quad (4.38)$$

Verwendet man zur Berechnung des Druckverlustterms der Impulstransportgleichung den Ansatz nach Brauer steigt die Rechenzeit, da in die Gleichung zur Bestimmung des Druckverlustkoeffizienten nach Brauer die Strömungsgeschwindigkeit eingeht, welche in jedem Iterationsschritt neu bestimmt wird. Im Folgenden wurden beide Modelle angewandt um zu untersuchen, ob die Einbeziehung der Strömungsgeschwindigkeit einen wesentlichen Einfluss auf die numerische Lösung ausübt.

4.3.4 Modellierung der strömungsmechanischen Grenzschicht

Zur Modellierung der Grenzschicht im freien Strömungsbereich wird üblicherweise das logarithmische Wandgesetz herangezogen [61]. Dieses beschreibt die Strömung in der wandnahen Strömungsregion und wird in der CFD verwendet, um die Strömungsgeschwindigkeit in den an die Wand angrenzenden Zellen zu berechnen. Nach dem Wandgesetz gilt bei voll ausgebildeter Turbulenz im logarithmischen Bereich der Grenzschicht

$$u^+(y^+) = \frac{1}{ka} \ln y^+ + C_{y^+} \quad (4.39)$$

mit

$$y^+ = \frac{\sqrt{\rho \tau_w} \Delta y_w}{\mu} \quad (4.40)$$

und

$$u^+ = u \sqrt{\frac{\rho}{\tau_w}} . \quad (4.41)$$

In Gleichungen (4.39) - (4.41) bezeichnen τ_w die Wandschubspannung, ka die Karman-Konstante, C_{y^+} die Integrationskonstante des Wandgesetzes und y^+ den dimensionslosen Wandabstand. Bei Verwendung des logarithmischen Wandgesetzes sollte der dimensionslose Wandabstand zwischen 30 und 500 liegen [64].

4.4 Teilmodelle zur Partikelbewegung

Zur Beschreibung des Getreideflusses im Schachttrockner wurden CFD-Modelle mit rheologischem Ansatz (Eulersche Partikelphase) und DEM-Modelle verwendet. Als Kontinuumsmodelle wurden Einphasen- und Mehrphasenmodelle genutzt, in denen der Getreidefluss über die Navier-Stokes Gleichung berechnet wird.

4.4.1 Kontinuums-Modell der Eulerschen Partikelphase

Bei dem CFD-Modell mit Eulerscher Partikelphase wurde angenommen, dass der Getreidefluss im Schachttrockner über ein einphasiges Fluid, das kontinuierlich durch den Trocknerschacht fließt, dargestellt werden kann. Folglich wird für das Fließverhalten des Getreides eine Modellviskosität benötigt. Es wurden verschiedene Modellviskositäten verwendet und mit experimentellen Versuchsdaten [46], [65] verglichen. Des Weiteren wurde der statische Schüttwinkel, der sich unter den Dächern ausbildet, in den Kontinuumsmodellen über eine reibungslose Wand abgebildet. Hierfür wurde aus den Durchflussexperimenten [16], [65] der Getreidemassenstrom bestimmt und für die obere Querschnittsfläche der Befüllsektion, wo das Schüttgut in den Trockner fließt, als Randbedingung angenommen. Des Weiteren wurde als Randbedingung für die Austragsquerschnittsfläche eine Öffnungsfläche mit Umgebungsdruck angenommen. Die Projektionsfläche des Luftkanals wurde mittels eines Sechsecks geometrisch nachgebildet (Abbildung 4.3). Die in rot abgebildeten Linien stellen die Schüttungsoberfläche dar, die um den statischen Schüttwinkel geneigt sind. Dieser wurde für Weizen experimentell bestimmt zu $27,5^\circ$.



Abbildung 4.3 Darstellung eines Daches im Modell für die Partikelströmung

Die Schüttungsoberfläche bildet die Phasengrenze zwischen der Partikelschüttung und dem freien Luftvolumen im Dach (rote Linien). Die Modellierung dieser Phasengrenze ist ein wichtiger Bestandteil des einphasigen Euler-Modells. Die Getreideschüttung wird als fluide Phase betrachtet, wobei von einer reibungslosen Wand ausgegangen wird, um zu verhindern, dass das Gut frei durch die Öffnung des Daches ausfließt. Dies ist in der Realität nicht möglich, da sich aufgrund der Reibung zwischen den Partikeln und der Partikel-Wand-Reibung sich in der Schüttung Stützkräfte ausbilden, welche zur Entstehung des Schüttwinkels führen. Für die reibungsbehafteten Wände im Trockner wurde ein „*finite slip model*“ zur Berechnung der Partikelgeschwindigkeit an der Trocknerwand und den Einbauten verwendet. Bei diesem Modell wird eine bewegte Wand angenommen, wobei die Wandgeschwindigkeit nach

$$u_w = 0, \text{ wenn } \tau \leq \tau_c, \quad (4.42)$$

$$u_w = u_s \left(\frac{\tau - \tau_c}{\tau_n} \right)^m \exp \left(\frac{-Bp}{\tau_n} \right), \text{ wenn } \tau > \tau_c \quad (4.43)$$

berechnet wird. Dieses Modell eignet sich besonders zur Beschreibung des Strömungsverhaltens nicht-Newtonscher Fluide, als welches die fließende Getreideschüttung betrachtet wird. In der Gleichung (4.43) beschreiben u_w die Wandbewegungsgeschwindigkeit, u_s die Gleitgeschwindigkeit des Fluids an der Wand, τ_c die kritische Spannung, τ_n die Normalspannung und p den Druck. Dabei sind u_s , τ_c , τ_n , m und B Modellkonstanten, welche anhand von Durchlaufversuchen bestimmt wurden (Tabelle 4.3).

Tabelle 4.3 Modellkonstanten für das „finite slip model“ für Weizen

u_s	$1,33 \text{ e}^{-6} \text{ m s}^{-1}$
τ_c	0 Pa
τ_n	$2,766 \text{ e}^{-8} \text{ Pa}$
m	0,5
B	0

4.4.2 Euler-Euler Mehrphasenmodell (Luft-Partikel)

Im Euler-Euler Mehrphasenmodell werden die Erhaltungsgleichungen für den Massen-, Impuls- und Energietransport für das Gut und die Prozessluft separat betrachtet. Zur Beschreibung der Interaktion zwischen den Phasen werden die Erhaltungsgleichungen um einen Transferterm erweitert. Für den Massentransport im Kontrollvolumen ergibt sich analog zum „full porous media model“ somit folgender Zusammenhang

$$\frac{\partial(\Phi_i \rho_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\Phi_i \rho_i u_i) = 0, \quad (4.44)$$

wobei Φ_i den Phasenanteil der Phase i , ρ_i die Dichte der Phase i und u_i die Geschwindigkeit der Phase i beschreibt. Die Impulstransportgleichung wird um einen Momenttransport-Term M_i erweitert, der den Momenttransport zwischen den Phasen beschreibt:

$$\frac{\partial(\Phi_i \rho_i u_i)}{\partial t} + \nabla \cdot [\Phi_i (\rho_i u_i \times u_i)] + \Phi_i \nabla p_i = \nabla \cdot \{ \Phi_i \mu_i [\nabla u_i + (\nabla u_i)^T] \} + M_i. \quad (4.45)$$

Der Momenttransport-Term M_i beinhaltet alle physikalischen Interaktionskräfte wie die Auftriebs-, Abtriebs-, Phasenturbulenz- und Partikelkollisionskräfte. Diese können bei Betrachtung des rein schwerkraftgetriebenen Getreideflusses vernachlässigt werden. Weiterhin gilt für die Volumenanteile in jeder Zelle

$$\sum_{\Phi_i}^{N_\Phi} \Phi_i = 1. \quad (4.46)$$

4.4.3 Diskrete Modellierung der Partikelbewegung

Das DEM-Modell für die Partikelbewegung wurde im Rahmen eines Forschungsprojektes am ATB Potsdam entwickelt [8], [66]. Im Unterschied zu den o.g. Kontinuums-Ansätzen ist das diskrete Partikelmodell ein gitterfreies Modell. Mit diesem Modell wird das dynamische Verhalten von Partikelschüttungen untersucht. Cundall [67] führte die DEM in die Geotechnik 1971 ein und verwendete sie u.a. zur Analyse des Bewegungsverhaltens von Böden [68]. Zur Bestimmung der Partikelbewegung werden die Newtonschen Bewegungsgesetze auf jedes Einzelpartikel angewandt und die Kontaktkräfte zwischen den Einzelpartikeln berechnet. Das in Abbildung 4.4 dargestellte Schema veranschaulicht den Rechenzyklus zur Kalkulation des Partikelversatzes. Hierfür verwendet das DEM-Programm PFC als geometrische Körper ausschließlich Kugeln. Die Geometrie eines Weizenkorns kann aus mehreren zusammenhängenden Kugeln („clumps“) nachgebildet werden.

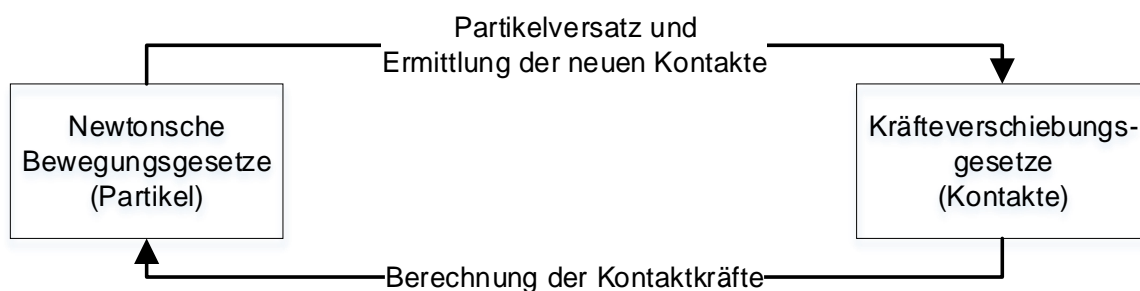


Abbildung 4.4 Rechenzyklus in PFC®

Die Berechnung der Kontaktkräfte für die Einzelkugel erfolgt über

$$F_n = K_n U_n \quad (4.47)$$

mit

$$U_n = \begin{cases} r_i + r_j - \Delta l \\ r_i - \Delta l \end{cases} \quad (4.48)$$

und

$$K_n = \frac{2 r_i}{E} . \quad (4.49)$$

In den o.g. Gleichungen beschreiben F_n die Kontaktkraft, K_n die Steifigkeit und U_n die Überlappung der sich im Kontakt befindenden Kugeln bzw. die Überlappung zwischen Kugel und Wand in die Richtung der Normalen. Weiterhin beschreiben r_i, r_j die Radien der Kugeln, Δl den Abstand der Mittelpunkte der Kugeln voneinander und E das Elastizitätsmodul von Weizen [8]. Die Scherkraft wird analog über

$$F_s = -K_s V_s \Delta t \quad (4.50)$$

mit

$$V_s = (u_j - u_i) \binom{-n_j}{n_i} - \omega_j \left(\frac{U_n}{2} - x_j \right) - \omega_i \left(\frac{U_n}{2} - x_i \right) \quad (4.51)$$

bestimmt, wobei u_j bzw. u_i die lineare Geschwindigkeit der Komponenten (Kugel-Kugel oder Kugel-Wand) i bzw. j , ω_i, ω_j die Rotationsgeschwindigkeit der Komponenten i bzw. j , n_i, n_j die Normale des Kontaktes der Komponenten i bzw. j und x_j, x_i die Mittelpunkte der im Kontakt stehenden Partikel sind. $K_S = \mu K_N$ beschreibt die Schersteifigkeit mit μ als Reibungsbeiwert. Aus den o.g. Gleichungen kann die resultierende Kraft nach

$$F_i = F_{i,n} n_i + F_{i,s} \begin{pmatrix} -n_j \\ n_i \end{pmatrix} \quad (4.52)$$

bestimmt werden. Für die Berechnung der Partikelbewegung werden die Kraft F_i und das Rotationsmoment M_i wie folgt berechnet:

$$F_i = m_i(\dot{u}_i - g_i) \quad (4.53)$$

und

$$M_i = I_i \dot{\omega}_i = (\beta m_i r_i^2) \dot{\omega}_i . \quad (4.54)$$

Es gilt für eine 2D Simulation $\beta = 1/2$ und für das Flächenträgheitsmoment $I_i = \frac{\pi}{4} r_i^4$. Anhand der Bewegungsgesetze können die Partikelgeschwindigkeiten über den Iterationszeitschritt als

$$u_{i,(t+\Delta t/2)} = u_{i,(t-\Delta t/2)} + \left(\frac{F_{i,t}}{m_i} + g_i \right) \Delta t , \quad (4.55)$$

$$\omega_{i,(t+\Delta t/2)} = \omega_{i,(t-\Delta t/2)} + \left(\frac{M_{i,t}}{I_i} \right) \Delta t \quad (4.56)$$

bestimmt werden. Zur Darstellung des Getreidekorns wurde ein Clump bestehend aus 5 Einzelkugeln verwendet (Abbildung 4.5).

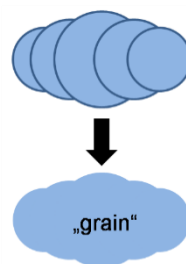


Abbildung 4.5 Clump zur Beschreibung eines Getreidekorns [66]

4.5 Teilmodelle zum Wärme- und Stoffübergang

Zur Modellierung des Wärme- und Stoffübergangs wurden folgende Vereinfachungen getroffen:

- Es wird ausschließlich der Wasseraustausch zwischen Luft und Gut betrachtet.
- Vernachlässigung untergeordneter Stoffübertragungsprozesse wie z.B. die Verdunstung von leicht flüchtigen Komponenten.
- Wärmestrahlung wird vernachlässigt.
- Dreikomponentensystem: Getreide (0 % Feuchte), trockene Luft, Wasser.

→4 Phasen: Luft, Getreide, flüssiges Wasser im Getreidekorn, Wasserdampf.

Im stationären Betriebszustand befindet sich das System im thermodynamischen Gleichgewicht. Für diesen Zustand gilt die Gibbssche Phasenregel, welche die Freiheitsgrade f eines Systems

$$f = N - P + 2 \quad (4.57)$$

aus der Anzahl N der vorliegenden Komponenten des Systems und der Anzahl P der Phasen im System definiert. Für den Trocknungsprozess im Gleichgewicht ergibt sich danach genau ein Freiheitsgrad. Dies bedeutet, dass im kontinuierlichen stationär gefahrenen Prozess bei Änderung einer thermodynamischen Zustandsgröße sich auch alle anderen Prozessparameter verändern. Folglich verursacht eine Änderung des thermischen Zustands der Trocknungsluft eine Potentialänderung des Stoffübergangs zwischen Getreidekorn und Trocknungsluft. Anhand der sich aus diesem Potential ergebenden Feuchteabgabe des Kornes an die Trocknungsluft ändern sich wiederum der thermische Zustand der Trocknungsluft. Demzufolge ist das Modellsystem durch die Wahl der Temperatur eindeutig beschrieben, und alle folgenden Prozessvariablen ergeben sich aus dieser. Diese Prozessvariablen werden iterativ ermittelt.

Zunächst wird der Wärme- und Stoffübergang an einer Einzelkugel näher betrachtet. Dieses Fluid-Feststoff Modell wird verwendet, um das Trocknungsverhalten eines Einzelpartikels numerisch nachzubilden (TGA Experiment, siehe Abschn. 5.2). Anschließend werden die Wärme- und Stoffübertagungsvorgänge im Haufwerk näher betrachtet.

4.5.1 Modell zum Wärme- und Stoffübergang am Einzelkorn

Zur Beschreibung des Wärme- und Stoffübergangs in Haufwerken wurde zunächst der Wärme- und Stoffübergang an einem Einzelkorn modelliert. Mit diesem Modell wurde anhand von Einzelkorntrocknungsversuchen das Feststoff- und das Fluidmodell zum Wärme- und Stoffübergang kalibriert und validiert. Des Weiteren wurden das Grenzschichtmodell und der Dämpfungstherm (M_R und T_R , siehe S. 41 Gleichung (4.99) und (4.100)) zur Beschreibung des Sorptionsgleichgewichtes an der Phasengrenze Fluid-Feststoff anhand von Einzelkorntrocknungsversuchen justiert.

Der Modellansatz der Einzelkorntrocknung bildet die Grundlage für das Modell des porösen Mediums. Hierzu wird das diskrete Modell der Einzelkorntrocknung anhand der Differentialgleichung beschrieben.

Getreide ist wie die meisten biologischen Stoffe hygroskopisch. Verantwortlich dafür sind die unterschiedlichen Bindungsarten des Wassers im Getreide. Es wird eine Sorptionsisotherme benötigt, die das Wasser-Dampf Gleichgewicht zwischen dem Getreidekorn und der umströmenden Luft beschreibt. In dieser Arbeit wurde die Sorptionsisotherme von Weizen nach der Gleichung von Chung-Pfost berechnet (Abschn. 5.1). Wie aus Abbildung 4.6 ersichtlich wird, liegt die Gleichgewichtsfeuchte von Weizen aufgrund des hygroskopischen Verhaltens des Gutes unterhalb der Taulinie, daher kann der Nassdampfbereich im Trocknungsmodell vernachlässigt werden.

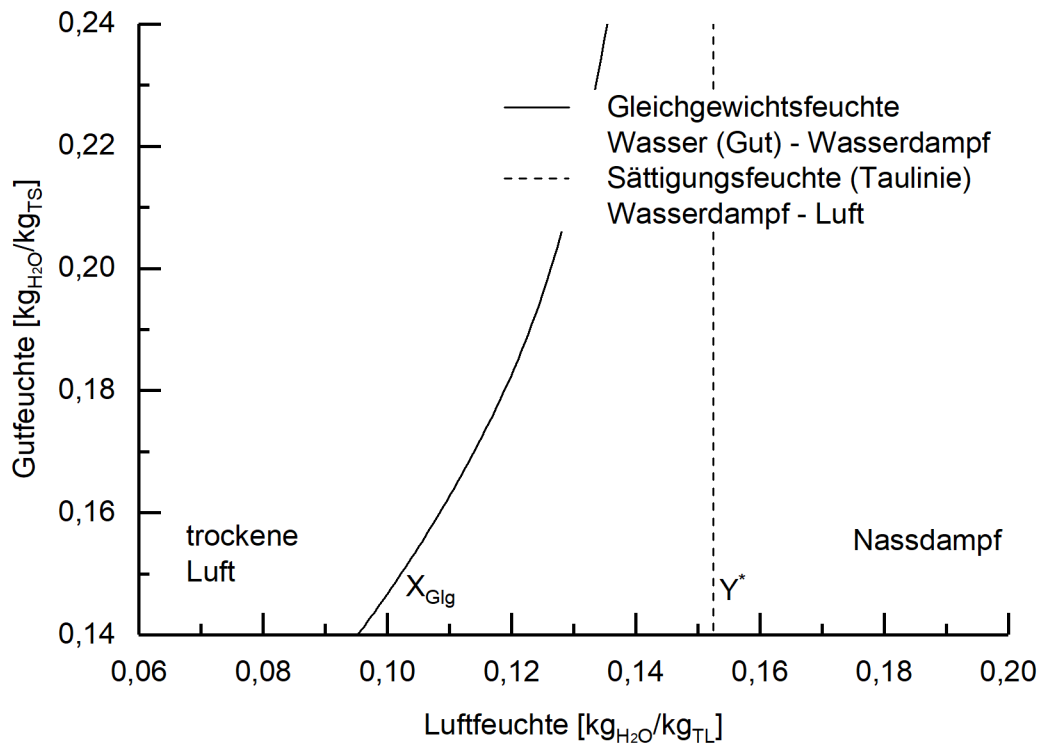


Abbildung 4.6 Wasser-Dampf-Desorptionsgleichgewicht für Weizen bei 60 °C

Die industrielle Trocknung von Getreide verläuft überwiegend im zweiten Trocknungsabschnitt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass schon während der Ernte des Getreides darauf geachtet wird, dass sich auf dem Korn keine Oberflächenfeuchte befindet und das Korn bei optimalen Witterungsbedingungen gedroschen wird. Im Modell der Einzelkorn-trocknung wird die Diffusion im Korn, die den zweiten Trocknungsabschnitt bestimmt, separat vom Grenzschichtmodell betrachtet. An der Grenzschicht wird luftseitig maximal die Menge an Wasser von der Feststoffphase an die Gasphase übertragen, die nach dem ersten Trocknungsabschnitt von der Luft aufgenommen werden kann. Somit wird der erste Trocknungsabschnitt als Dämpfungsmodell verwendet.

Abbildung 4.7 oben veranschaulicht den theoretischen ersten Trocknungsabschnitt, in dem die Oberfläche des Kornes vollständig mit Wasser gesättigt ist. Feuchte und Temperatur im Korninneren sind in diesem Abschnitt zeitlich konstant. Somit hängen die Triebkräfte des Wärme- und Stoffübergangs nur vom Wasser-Luft Gleichgewicht ab [49]. Daher kann die Trocknungsgeschwindigkeit an der Kornoberfläche direkt über das Sherwood-Kriterium für den Phasenübergang Wasser-Luft berechnet werden. Die Kornoberflächentemperatur ist identisch mit der adiabatischen Beharrungstemperatur ϑ_0 , die iterativ berechnet werden kann

$$\vartheta_0 - \vartheta_\infty = \gamma \frac{\Delta h_v(\vartheta_0) p_v^* - p_{v,\infty}}{c_{p,v}(\vartheta_m) p - p_v^*(\vartheta_0)} \quad (4.58)$$

mit

$$\vartheta_m = \frac{\vartheta_0 + \vartheta_\infty}{2} . \quad (4.59)$$

Dabei gilt für das Gemisch Wasser-Luft mit $\gamma = 1,3$ [49]. Abbildung 4.7 mitte beschreibt den Übergangsbereich zwischen dem ersten und zweiten Trocknungsabschnitt. In diesem ist die Oberfläche des Gutes nicht mehr vollständig mit Wasser benetzt. Dadurch hängt die Trocknungsgeschwindigkeit zum Teil von der Diffusion des Wassers im Feststoff ab. Weiterhin steigt die Oberflächentemperatur des Kornes an, da die zugeführte Wärme nur noch teilweise für die Wasserverdunstung verbraucht wird.

Abbildung 4.7 unten veranschaulicht den zweiten Trocknungsabschnitt. Im zweiten Trocknungsabschnitt ist die Oberfläche des Gutes bis auf die Gleichgewichtsfeuchte heruntergetrocknet, die aus der Sorptionsisotherme resultiert. Somit hängt die Trocknungsgeschwindigkeit hauptsächlich von der Diffusion des Wassers im Feststoff ab. Diese kann über das erste Ficksche Gesetz beschrieben werden [69]:

$$J = -\delta \frac{\partial c}{\partial l} . \quad (4.60)$$

Im zweiten Trocknungsabschnitt ist die Oberflächentemperatur des Getreidekorns sowohl von der Wärmeübergangung zwischen Luft und Kornoberfläche als auch vom Stoffübergang zwischen Korn und Luft abhängig. Sie berechnet sich iterativ aus der Enthalpiebilanz an der Phasengrenze.

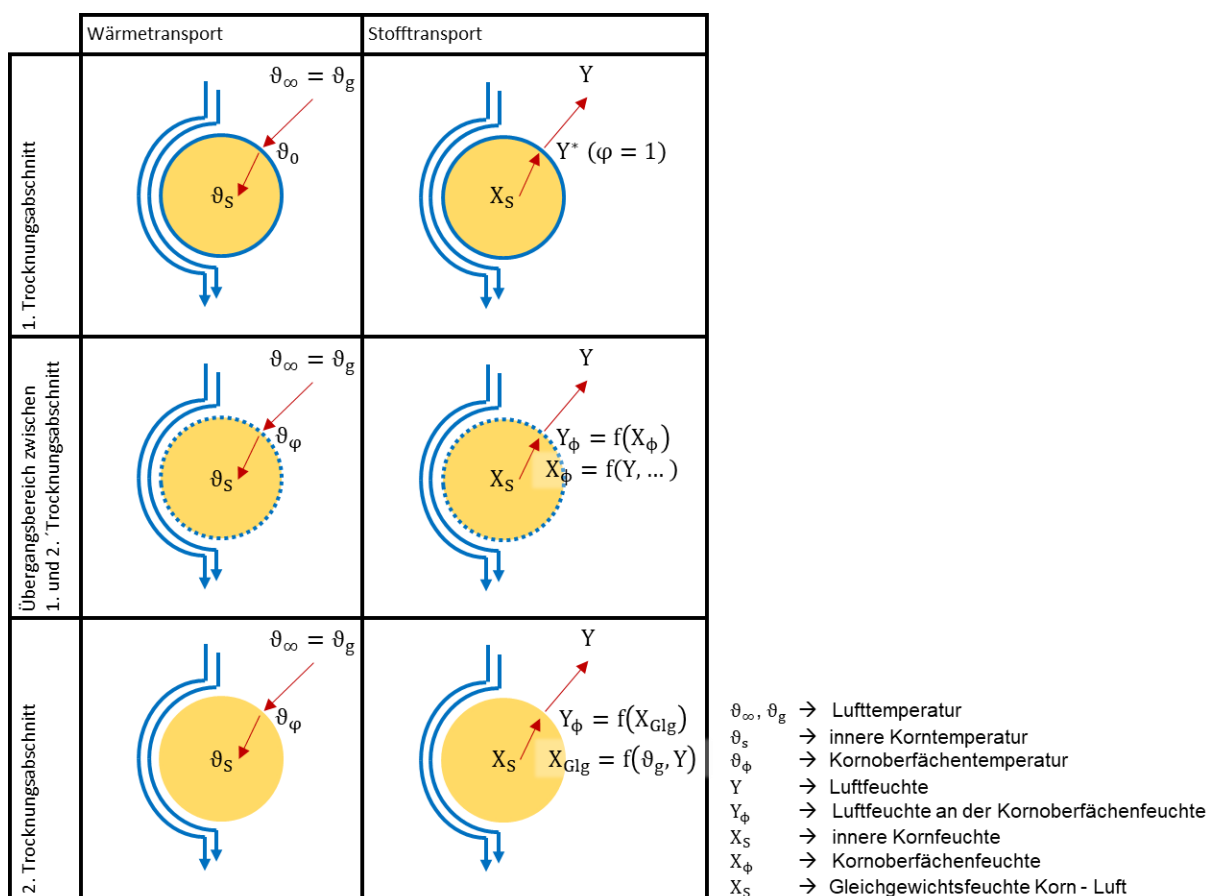


Abbildung 4.7 Schematische Darstellung der Trocknungsabschnitte bei der Einzelkorn-trocknung

Herleitung der Bilanzgleichungen

Die Triebkraft des Wärmeübergangs an der Kornoberfläche entspricht der Temperaturdifferenz zwischen der Trocknungsluft und dem zu trocknenden Gut. Anhand dieser kann der Enthalpietransport zwischen Luft und Korn beschrieben werden:

$$\frac{\partial \bar{p} \bar{h}}{\partial t} = \frac{\partial(\alpha'_{g,\phi} \bar{\rho}_s \bar{h}_{s,\phi})}{\partial l_{s,\phi}} + \Delta \bar{h}_v(\vartheta) \rho_s \varphi_{ts,s} \frac{\partial \bar{X}}{\partial t} - \frac{\partial(\alpha'_{g,\phi} \bar{\rho}_g \bar{h}_{g,\phi})}{\partial l_{g,\phi}} \quad (4.61)$$

mit

$$\alpha'_{g,\phi} = \frac{\bar{\alpha}_g}{\bar{\rho}_g \bar{c}_g} \quad (4.62)$$

Die Triebkraft für den Stoffübergang an der Kornoberfläche entspricht der Differenz der Massenbeladungen mit Wasser zwischen Fluid und Feststoffoberfläche:

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} = \frac{\partial(\tau_{g,\phi} \bar{\rho}_{ts} \bar{X}_{s,\phi})}{\partial l_{s,\phi}} - \frac{\partial(\tau_{g,\phi} \bar{\rho}_l \bar{Y}_{g,\phi})}{\partial l_{g,\phi}} \quad (4.63)$$

mit

$$\tau_{g,\phi} = \beta_g \frac{\bar{Y}^* - \bar{Y}}{\partial \bar{Y}} \quad (4.64)$$

Betrachtet man den Wärme- und Stofftransport im Korn, wenn dieses als reiner amorpher Feststoff gesehen wird, in dem Wasser ideal transportiert wird, so gilt

$$\frac{\partial \bar{p} \bar{h}}{\partial t} = - \frac{\partial(\alpha'_{s,\phi} \bar{\rho}_s \bar{h}_s)}{\partial l_s} + \frac{\partial^2(\bar{\alpha}_s \bar{\rho}_s \bar{h}_s)}{\partial l_s^2} \quad (4.65)$$

und

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} = \frac{\partial^2(\delta_{eff,w} \bar{\rho}_{ts} \bar{X})}{\partial l_s^2} \quad (4.66)$$

mit

$$\alpha'_{s,\phi} = \frac{\bar{\alpha}_s}{\bar{\rho}_s \bar{c}_s} \quad (4.67)$$

Für den Wärmetransport in der umströmenden Luft gilt

$$\frac{\partial[\bar{\rho}_g(h_g + \frac{1}{2}\vec{u}^2)]}{\partial t} - \frac{\partial \bar{p}}{\partial t} = - \frac{\partial[\bar{\rho}_g \vec{u}(h_g + \frac{1}{2}\vec{u}^2)]}{\partial l_g} + \frac{\partial^2[a_{eff,g} \bar{\rho}_g(h_g + \frac{1}{2}\vec{u}^2)]}{\partial l_g^2} \quad (4.68)$$

In der obigen Gleichung werden über den Term $(h + \frac{1}{2}\vec{u}^2)$ die Änderung der spezifischen Enthalpie h des Stoffes und die Änderung der Bewegungsenergie $\frac{1}{2}\vec{u}^2$ beschrieben. Analog folgt für den Stofftransport in der umströmenden Luft

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} = - \frac{\partial(\bar{\rho}_l \vec{u} \bar{Y})}{\partial l_g} + \frac{\partial^2(\delta_{eff,d} \bar{\rho}_l \bar{Y})}{\partial l_g^2} \quad (4.69)$$

Aus den Gleichungen (4.65) bis (4.69) werden die Transportgleichungen für das System bestimmt:

$$\frac{\partial [\bar{\rho}_g (h_g + \frac{1}{2} \bar{u}^2)]}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} = + \frac{\partial (\alpha'_{g, \phi} \bar{\rho}_s \bar{h}_{s, \phi})}{\partial l_{s, \phi}} - \Delta \bar{h}_v (\vartheta) \tau_{g, \phi} \bar{\rho}_g \frac{\partial \bar{Y}_{g, s}}{\partial l_{g, s}} - \frac{\partial (\alpha'_{s, \phi} \bar{\rho}_s \bar{h}_s)}{\partial l_s} + \frac{\partial^2 (a_s \bar{\rho}_s \bar{h}_s)}{\partial l_s^2}, \quad (4.70)$$

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} = - \frac{\partial (\bar{\rho}_l \bar{u} \bar{Y})}{\partial l_g} + \frac{\partial^2 (\delta_{eff, g} \bar{\rho}_l \bar{Y})}{\partial l_g^2} - \frac{\partial (\tau_{g, \phi} \bar{\rho}_l \bar{Y}_{g, \phi})}{\partial l_{g, \phi}} + \frac{\partial (\tau_{g, \phi} \bar{\rho}_{ts} \bar{X}_{s, \phi})}{\partial l_{s, \phi}} + \frac{\partial^2 (\delta_{eff, s} \bar{\rho}_{ts} \bar{X})}{\partial l_s^2}. \quad (4.71)$$

Für das Getreidekorn lässt sich der Stoffübergang an der Grenzfläche über die Austauschfläche wie folgt ermitteln:

$$\begin{aligned} \bar{M}_{sf} &= \min \{ \bar{\rho}_l \beta_g (\bar{Y}^* - \bar{Y}) A_{i, \phi}; \bar{\rho}_{ts} \delta_{eff, s} (\bar{X}_{Gl} - \bar{X}) \Delta l_{s, \phi} \} = \iiint_{i, j, k} \tau_{g, \phi} \bar{\rho}_{ts} \frac{\partial \bar{X}_{g, \phi}}{\partial l_{s, \phi}} \partial V \\ &= \iint_{j, k} i \cdot \tau_{g, \phi} \bar{\rho}_{ts} \frac{\partial \bar{X}_{g, \phi}}{\partial l_{s, \phi}} \partial A \end{aligned} \quad (4.72)$$

und

$$\begin{aligned} \bar{M}_{fs} &= \min \{ \bar{\rho}_l \beta_g (\bar{Y}^* - \bar{Y}) A_{i, \phi}; \bar{\rho}_{ts} \delta_{eff, s} (\bar{X}_{Gl} - \bar{X}) \Delta l_{s, \phi} \} = \iiint_{i, j, k} \tau_{g, \phi} \bar{\rho}_l \frac{\partial \bar{Y}_{\phi}}{\partial l_{g, \phi}} \partial V \\ &= \iint_{j, k} i \cdot \tau_{g, \phi} \bar{\rho}_l \frac{\partial \bar{Y}_{\phi}}{\partial l_{g, \phi}} \partial A. \end{aligned} \quad (4.73)$$

Analog gilt für den Wärmeübergang

$$\bar{H}_{sf} = \alpha'_{g, \phi} \bar{\rho}_g A_p \Delta \bar{h}_{g, \phi} = \iiint_{i, j, k} \alpha'_{g, \phi} \bar{\rho}_g \frac{\partial \bar{h}_{g, \phi}}{\partial l_{g, \phi}} \partial V = \iint_{j, k} i \cdot \alpha'_{g, \phi} \bar{\rho}_g \frac{\partial \bar{h}_{g, \phi}}{\partial l_{g, \phi}} \partial A \quad (4.74)$$

und

$$\bar{H}_{fs} = \alpha'_{g, \phi} \bar{\rho}_g A_p \Delta \bar{h}_{g, \phi} = \iiint_{i, j, k} \alpha'_{g, \phi} \bar{\rho}_s \frac{\partial \bar{h}_{s, \phi}}{\partial l_{s, \phi}} \partial V = \iint_{j, k} i \cdot \alpha'_{s, \phi} \bar{\rho}_g \frac{\partial \bar{h}_{s, \phi}}{\partial l_{s, \phi}} \partial A. \quad (4.75)$$

Für eine ideale Umströmung einer Einzelkugel lässt sich die Austauschfläche A_p über die Oberfläche der Kugel beschreiben,

$$A_p = \pi d_p^2. \quad (4.76)$$

Daraus folgt für den Wärme- und Stoffübergang an der Phasengrenze

$$\bar{M}_{sf} = \bar{M}_{fs} \quad (4.77)$$

und

$$\bar{H}_{sf} = \bar{H}_{fs}. \quad (4.78)$$

Somit gelten für das System die Energiebilanzgleichung

$$\frac{\partial[\bar{\rho}_g(h_g + \frac{1}{2}\bar{u}^2)]}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} = -\frac{\partial[\bar{\rho}_g\bar{u}(h_g + \frac{1}{2}\bar{u}^2)]}{\partial l_g} - \frac{\partial[\alpha'_{eff,g}\bar{\rho}_g(h_g + \frac{1}{2}\bar{u}^2)]}{\partial l_g} + \frac{\partial^2[a_g\bar{\rho}_g(h_g + \frac{1}{2}\bar{u}^2)]}{\partial l_g^2} - \bar{\rho}_s \bar{h}_{sf} + \bar{\rho}_f \bar{h}_{fs} - \Delta\bar{h}_v(\vartheta)\tau_{g,\phi}\bar{\rho}_g \frac{\partial\bar{Y}_{g,s}}{\partial l_{g,s}} - \frac{\partial(\alpha'_{s}\bar{\rho}_s\bar{h}_s)}{\partial l_s} + \frac{\partial^2(\alpha_s\bar{\rho}_s\bar{h}_s)}{\partial l_s^2} \quad (4.79)$$

mit

$$\bar{h}_{sf} = \frac{\alpha'_{g,P} \partial\bar{h}_{s,\phi}}{\partial l_{s,\phi}}, \quad (4.80)$$

$$\bar{h}_{fs} = \frac{\alpha'_{g,P} \partial\bar{h}_{g,\phi}}{\partial l_{g,\phi}} \quad (4.81)$$

und die Massenbilanzgleichung

$$\frac{\partial\bar{p}}{\partial t} = -\frac{\partial(\bar{\rho}_l\bar{u}\bar{Y})}{\partial l_g} + \frac{\partial^2(\delta_{eff,g}\bar{\rho}_l\bar{Y})}{\partial l_g^2} - \bar{\rho}_{sf} + \bar{\rho}_{fs} + \frac{\partial^2(\delta_{eff,s}\bar{\rho}_{ts}\bar{X})}{\partial l_s^2} \quad (4.82)$$

mit

$$\bar{\rho}_{sf} = \min\left\{\frac{\bar{\rho}_l\beta_g(\bar{Y}_s^* - \bar{Y}_s)}{\Delta l_{s,\phi}}; \frac{\bar{\rho}_{ts} \delta_{eff,s}(\bar{X}_{Gl,g} - \bar{X})}{\Delta l_{s,\phi}^2}\right\}, \quad (4.83)$$

$$\bar{\rho}_{fs} = \min\left\{\frac{\bar{\rho}_l\beta_g(\bar{Y}^* - \bar{Y})}{\Delta l_{g,\phi}}; \frac{\bar{\rho}_{ts} \delta_{eff,s}(\bar{X}_{Gl,l} - \bar{X}_l)}{\Delta l_{g,\phi}^2}\right\}, \quad (4.84)$$

$$(\bar{X}_{Gl,g,l} - \bar{X}_l) = (\bar{X}_{Gl,g} - \bar{X}) \text{ und } (\bar{Y}_s^* - \bar{Y}_s) = (\bar{Y}^* - \bar{Y}). \quad (4.85)$$

Bei der Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen auf das numerische Gitter wird zuerst überprüft, ob die zu berechnenden Zellen Feststoff- (Korn) oder Fluidzellen (Luft) sind (Abbildung 4.8). Anschließend werden Transportgleichungen für das Fluid auf die Fluidzellen und für den Feststoff auf die Feststoffzellen diskretisiert. An den Kontaktflächen der Fluid- und Feststoffzellen wird der bidirektionale Transport von Energie und Masse über das Grenzschichtmodell beschrieben. Im Lösungsprozess werden \bar{M}_{sf} und \bar{M}_{fs} sowie \bar{H}_{sf} und \bar{H}_{fs} iterativ berechnet.

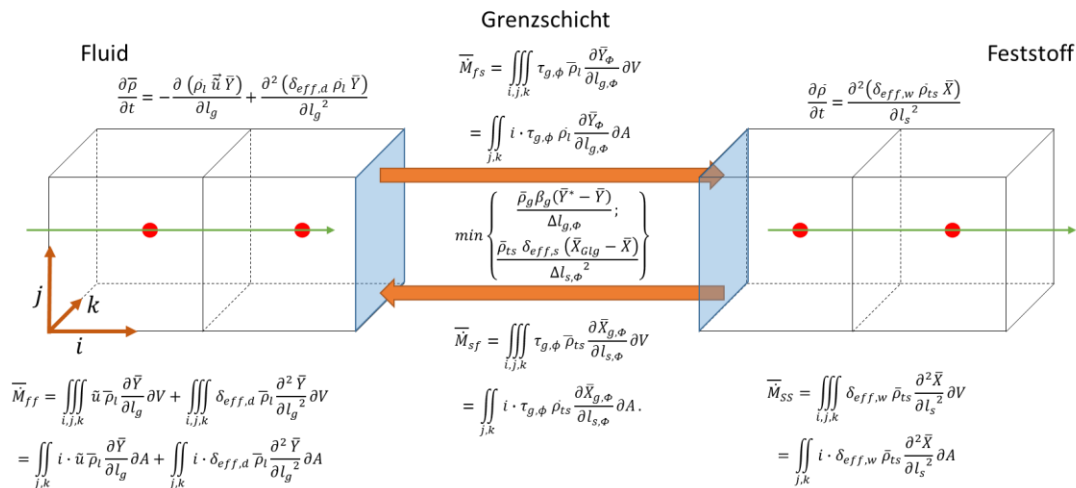


Abbildung 4.8

Diskretes Finite-Volumen-Modell mit Grenzschichtauflösung

Zur Berechnung von $\alpha'_{g,P}$ und $\beta_{g,P}$ werden die allgemeinen Nusselt- und Sherwoodkriterien für die Umströmung einer Einzelkugel verwendet:

$$Nu = Nu_{min} + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} , \quad (4.86)$$

$$Sh = Sh_{min} + \sqrt{Sh_{lam}^2 + Sh_{turb}^2} . \quad (4.87)$$

Nach Sattler, zitiert aus [63], gelten für den minimalen, laminaren und turbulenten Anteil im Nusselt- und Sherwood-Kriterium folgende Zusammenhänge:

$$Nu_{min} = Nu_k = 2 , \quad (4.88)$$

$$Nu_{lam} = 0,664 Re^{1/2} Pr^{1/3} , \quad (4.89)$$

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 Re^{0,8} Pr}{1 + 2,443 Re^{-0,1} (Pr^{2/3} - 1)} , \quad (4.90)$$

$$Sh_{min} = Sh_k = 2 , \quad (4.91)$$

$$Sh_{lam} = 0,664 Re^{1/2} Sc^{1/3} , \quad (4.92)$$

$$Sh_{turb} = \frac{0,037 Re^{0,8} Sc}{1 + 2,443 Re^{-0,1} (Sc^{2/3} - 1)} . \quad (4.93)$$

Wobei die einzelnen Kennzahlen wie folgt definiert sind:

$$Re = \frac{d_g |\bar{u}|}{\nu_g} , \quad (4.94)$$

$$Pr = \frac{\nu_g}{\alpha_g} , \quad (4.95)$$

$$Sc = \frac{\nu_g}{\delta_d} , \quad (4.96)$$

$$Nu = \frac{\alpha_g d_p}{\lambda_g} , \quad (4.97)$$

$$Sh = \frac{\beta_g d_p}{\delta_d} . \quad (4.98)$$

Das entwickelte Modell berechnet den Stoffübergang vom Korn an die Prozessluft, unter Berücksichtigung des Sorptionsgleichgewichtes und der Diffusion im Feststoff. Für die Wasserverdunstung an der Kornoberfläche gilt das Sherwood-Kriterium für den Stoffaustausch zwischen der Kornoberfläche und der Trocknungsluft. Durch das Sorptionsgleichgewicht wird der Stoffaustausch zwischen der Kornoberfläche und der Trocknungsluft limitiert. Der Wassermassenstrom vom Korninneren zur Kornoberfläche wird über das Diffusionsmodell beschrieben. Durch die Kombination des Diffusionsmodells mit dem Sherwood-Modell für die Wasserverdunstung an der Kornoberfläche, beschreibt das entwickelte Modell die Wärme- und Stoffübergangsvorgänge während des 1. Trocknungsabschnitts, des 2. Trocknungsabschnitts und des Übergangsbereichs zwischen

dem 1. und 2. Trocknungsabschnitt. Da es sich bei Getreide um einen hygroskopischen Stoff handelt, wird im Modell das Sorptionsgleichgewicht zwischen dem Wasserdampf in der Luft und dem Wasseranteil im Feststoff als limitierende Feuchtekonzentration an der Kornoberfläche angenommen.

Anwendung auf das Strömungsmodell von CFX

Das CFD Modell mit Feststoffphase umfasst die Modellierung des Wärme- und Stoffübergangs über die Phasengrenze und die Modellierung des Wasseranteils in der Feststoffphase. Es dient zur Beschreibung der Einzelkorntrocknung und kann verwendet werden, um den Wärme- und Stofftransport an Einzelpartikeln und in Feststoffen darzustellen. Bei diesem Modell werden Massen- und Energieerhaltungsgleichungen für den Feststoff iterativ im Finite-Volumen-Ansatz des Feststoffes berechnet. Hierfür muss der Wärme- und Stofftransport an der Phasengrenze zwischen Fluid und Feststoff gesondert betrachtet werden. CFX erlaubt in diesem Zusammenhang die Verwendung von Kontaktresistenzen, die wie folgt definiert sind

$$T_R = A_I \frac{\partial T}{\partial \dot{Q}} \quad (4.99)$$

und

$$M_R = A_I \frac{\partial t}{\partial M} := \left[\frac{m^2 s}{kg_{H_2O}} \right]. \quad (4.100)$$

In Gleichungen (4.99) und (4.100) stehen T_R für die thermische und M_R für die stoffliche Kontaktresistenz an der Phasengrenze. Diese müssen stets positiv sein. Die thermische Kontaktresistenz kann über das Nusselt-Kriterium für das Einzelpartikel definiert werden,

$$T_R = \frac{d_p}{Nu \cdot \lambda_g}. \quad (4.101)$$

Zur Beschreibung des Nusselt- und des Sherwood-Kriteriums werden die Gleichungen (4.86) - (4.96) verwendet. Bei der Betrachtung des Massentransportes an der Phasengrenze müssen einige Besonderheiten beachtet werden. Aus Gleichung (4.100) ist ersichtlich, dass der Stofftransport im CFD-Modell auf eine Transportvariable $\varphi_{i,j}$ bezogen wird, wobei i die betrachtete Komponente und j die betrachtete Phase kennzeichnen. Schaut man sich die Differentialgleichung

$$\frac{\partial \overline{\varphi_{v,g}} \bar{\rho}_g}{\partial t} = - \frac{\partial (\bar{\rho}_g \vec{u} \overline{\varphi_{v,g}})}{\partial l_g} + \frac{\partial^2 (\delta_g \bar{\rho}_g \overline{\varphi_{v,g}})}{\partial l_g^2} + \frac{1}{M_R \bar{\rho}_v} \frac{\partial \overline{\varphi_{v,g}}}{\partial l_g} = \delta_s \bar{\rho}_s \frac{\partial \overline{\varphi_{w,s}}}{\partial l_s^2} - \frac{1}{M_R \bar{\rho}_w} \frac{\partial \overline{\varphi_{w,s}}}{\partial l_s} \quad (4.102)$$

(analog zu Gleichung (4.82)) für die Transportvariable an, so ist erkennbar, dass für diese Gleichungen keine Sorptionsgleichgewichte definiert sind und an der Phasengrenze $\varphi_{v,g} = \varphi_{w,s}$ gilt. Wie in Abschn. 4.5.1 beschrieben, wird vom Feststoff so lange Wasser aufgenommen bzw. abgegeben, bis das Sorptionsgleichgewicht erreicht ist. Dies wird in dem Modell der Kontaktresistenz für den Wassertransport an der Grenzschicht berücksichtigt. Anhand von Gleichung (4.100) ist definiert, dass solange Wasser zwischen Feststoff und Fluid übertragen wird, bis das stoffliche Gleichgewicht der Transportvariable $\varphi_{i,j}$ an der Phasengrenze erreicht ist. Daraus resultiert, dass für das Phasengleichgewicht der Transportvariable $\varphi_{i,j}$ eine

Modellgleichung entworfen werden muss, die das Sorptionsgleichgewicht zwischen Wasser, Luft und Feststoff berücksichtigt. Hierfür gelten folgende drei Voraussetzungen:

- $(Y^* - Y)$ bzw. $(Y_{Glg} - Y)$ darf nicht null werden, da in diesem Fall M_R nicht definiert ist.
- Ist der Sättigungszustand der Luft erreicht ($\Phi = 1$), kann die Luft kein weiteres Wasser aufnehmen.
- Ist das Sorptionsgleichgewicht des Stoffgemisches Wasser-Feststoff erreicht, kann der Feststoff kein weiteres Wasser abgeben.

Allgemein kann die Kontaktresistenz an der Phasengrenze über das Sherwood-Kriterium definiert werden:

$$M_{R,id} = A_I \frac{\partial t}{\partial M} = \frac{d_p}{sh \delta_g \rho_g (Y^* - Y)} = \frac{1}{\beta_g \rho_g (Y^* - Y)} \quad (4.103)$$

Der Kehrwert der idealen Massenresistenz beschreibt die ideale Transportgeschwindigkeit des Wassers durch die Phasengrenze. Diese wird erreicht, wenn das Sorptionsgleichgewicht des Feststoffes nur vom Sättigungsdampfdruck der Luft abhängt ($\Phi = 1$). Bei den meisten Feststoffen hingegen liegt die Gleichgewichtsfeuchte unterhalb des Sorptionsgleichgewichts von Wasser und Wasserdampf, siehe Abbildung 4.9. Solche Feststoffe werden als hygroskopisch bezeichnet, da sie die Eigenschaft besitzen Feuchtigkeit zu binden. Daraus folgt, dass die reale Transportgeschwindigkeit bei hygroskopischen Feststoffen niedriger ist als bei nicht-hygroskopischen. Das Sorptionsgleichgewicht hygroskopischer Feststoffe hängt von der Gleichgewichtsfeuchte zwischen Feststoff und Luft und nicht mehr vom Sättigungsdampfdruck ab. Daher sinkt bei hygroskopischen Gütern die reale Massenresistenz mit fortschreitender Trocknung wohingegen die ideale Massenresistenz konstant bleibt.

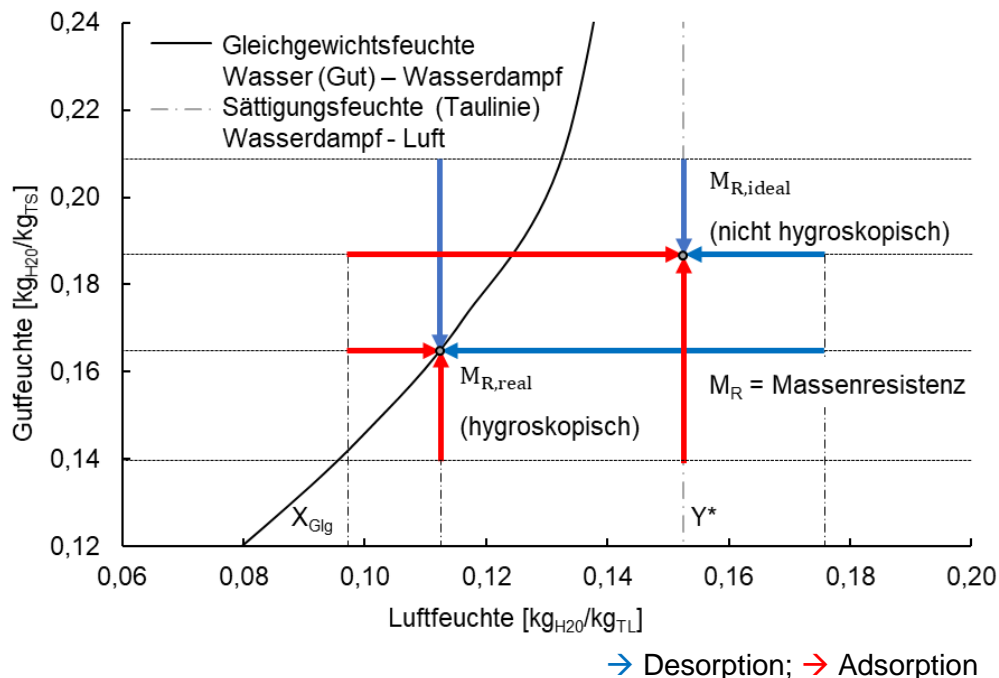


Abbildung 4.9 Darstellung des Trocknungsverlaufs im Phasengleichgewichtsdiagramm für das Stoffsystem Wasserdampf (Luft) - Wasser (Getreide) bei 60 °C unter Verwendung des idealen ($M_{R,ideal}$) und realen ($M_{R,real}$) Trocknungspotentials (Sorptionsisotherme von Weizen nach Chung-Pfost, zitiert aus [70])

Vereinfacht kann für die Modellierung angenommen werden, dass der Übergang des Wassers vom Korn an die Luft ideal abläuft und nur von $M_{R,ideal}$ abhängt. In diesem Fall wird die Massenresistenz gegen Null ($M_{R,ideal} = 10^{-19} \text{ [m}^2 \text{ s kg}_{H_2O}^{-1}\text{]}$) gesetzt, wenn die Gleichgewichtsfeuchte des Gutes erreicht ist (Abbildung 4.10).

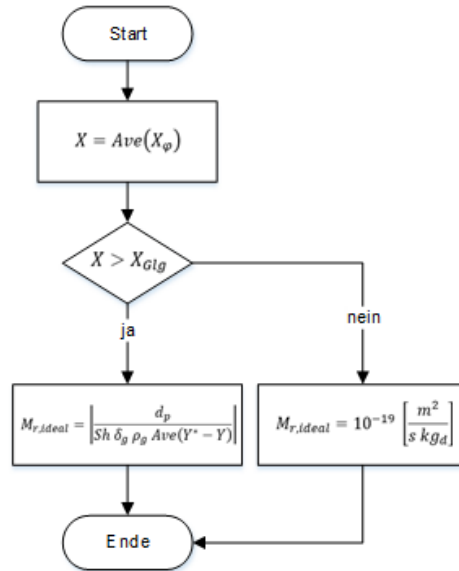


Abbildung 4.10 Programmablaufplan zur Berechnung des Grenzflächentransportes unter Verwendung von $M_{R,ideal}$

Um den in Abbildung 4.10 dargestellten Berechnungszyklus numerisch zu verbessern, wurde ein erweiterter Modellansatz entwickelt (Modell 2). Dieser basiert auf der Verschiebung der Gleichgewichtsfeuchte (Abbildung 4.11) des Gemisches Luft-Wasser auf die Sorptionsgleichgewichtsfeuchte, die aus der Sorptionsisotherme des Wasser-Feststoffgemisches resultiert. Unter der Annahme, dass der im Gut verbleibende Wasseranteil nach Erreichen des hygroscopischen Gleichgewichts ein fest gebundener Wasseranteil im Feststoff ist, gilt

$$M_{R,real} = \frac{d_p}{Sh \delta_g \rho_g (Y_{Glg} - Y)} = \frac{d_p}{Sh \delta_g \rho_g [(Y^* - Y) - (Y^* - Y_{Glg})]} \quad (4.104)$$

mit

$$Y = \overline{\varphi_{v,g}} \text{ und } Y^* = \varphi^*_{v,g}.$$

Durch die Bedingung der Gleichung (4.104) kann die maximale Feuchtebelastung der Luft an der Phasengrenze die Gleichgewichtsfeuchte zwischen feuchter Luft und wasserbeladenem Gut nicht überschreiten. Da jetzt an der Phasengrenze das Sorptionsgleichgewicht den Wassertransport über die Phasengrenze bestimmt, gilt

$$\dot{M} = \frac{A_I}{M_{R,real}} (\overline{\varphi_{w,s}} - \overline{\varphi_{v,g}}) = - \frac{A_I}{M_{R,real}} (\overline{\varphi_{v,g}} - \overline{\varphi_{w,s}}), \quad (4.105)$$

$$\dot{M} = \overline{\varphi_{w,s}} \frac{A_I}{M_{R,real}} - \overline{\varphi_{v,g}} \frac{A_I}{M_{R,real}}, \quad (4.106)$$

$$\overline{\varphi_{v,g}} = \frac{\dot{M} - \overline{\varphi_{w,s}} M_{R,real}}{M_{R,real}} = \dot{M} \frac{M_{R,real}}{A_I} - \overline{\varphi_{w,s}} \quad (4.107)$$

Des Weiteren kann $M_{R,real}$ nicht Null werden, da $\lim_{Y \rightarrow Y_{Glg}} M_R = \infty$ (Gleichung (4.104)) und $\lim_{Y \rightarrow Y_{Glg}} \dot{M} = 0$ (Gleichung (4.105)) gilt. Somit folgt aus $\lim_{Y \rightarrow Y_{Glg}} \overline{\varphi_{w,s}} = X_{Glg}$ (Gleichung (4.106)), dass die aktuelle Feuchtebelastung des Gutes an der Grenzschicht $X = \overline{\varphi_{v,g}}$ ist.

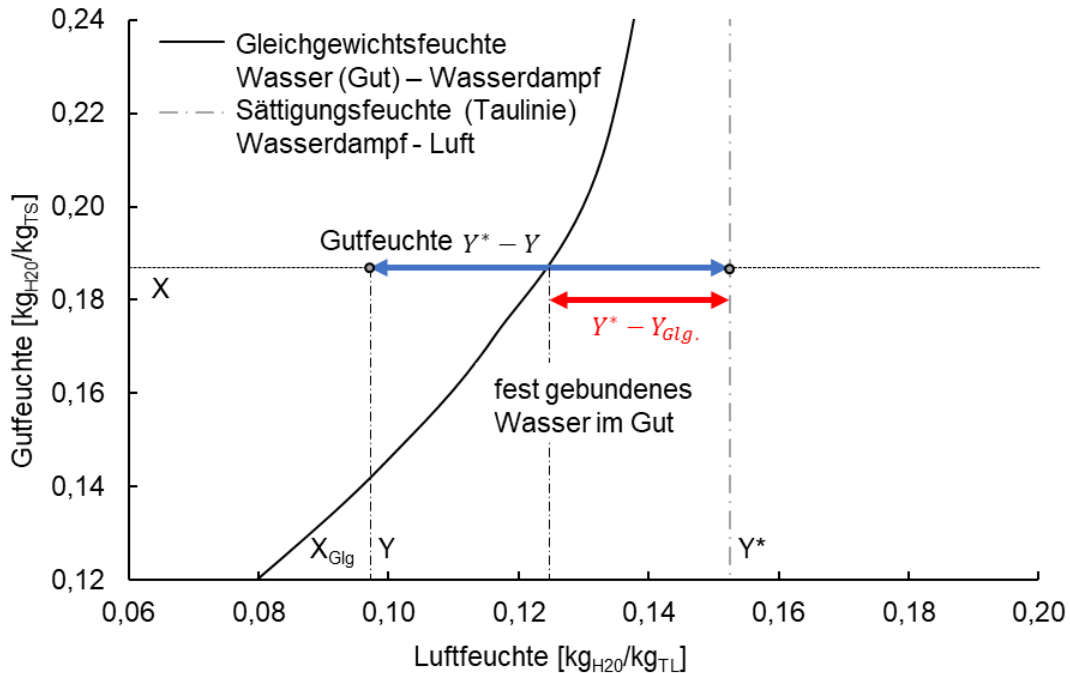


Abbildung 4.11 Erweitertes Modell (Modell 2) im Phasengleichgewichtsdiagramm für das Stoffsystem Luft-Wasser-Getreide bei 60 °C (Sorptionsisotherme von Weizen nach Chung-Pfost [70])

Mit den o.g. Modellen wird nur der Grenzflächentransport vom Feststoff zum Fluid für ungesättigte Prozessluft betrachtet. Der umgekehrte Stofftransport vom Fluid zum Feststoff, wie durch den vertikalen roten Pfeil in Abbildung 4.9 dargestellt, wurde bei den o.g. Modellen nicht berücksichtigt. Möchte man diesen im Modell mit untersuchen, so muss auch die Luftfeuchte normiert werden.

Zur Beschreibung des Stofftransportes in der Fluid- und in der Feststoffphase werden die Diffusionskoeffizienten für Wasserdampf in der Luft und für Wasser im Feststoff benötigt. Der Diffusionskoeffizient des Wassertransportes in der Luft kann temperaturabhängig aus den Werten von Blanke [71] beschrieben werden:

$$\delta_{H_2O} = (21,948 + 0,1403 \theta - 7 \cdot 10^4 \theta^2 + 8 \cdot 10^{-6} \theta^3) \cdot 10^{-6} \quad (4.108)$$

In Gleichung (4.108) ist die Temperatur θ in °C einzusetzen, der Diffusionskoeffizient δ_{H_2O} hat die Dimension m^2/s . Für den Diffusionskoeffizienten von Weizen können die in Tabelle 5.10 und Tabelle 5.11 beschriebenen Diffusionsmodelle verwendet werden. Des Weiteren werden die physikalischen Eigenschaften der Stoffe und Stoffgemische definiert. Die Stoffeigenschaften für das Gut Weizen können nach den im Abschn. 5.1 erläuterten Modellen

berechnet werden. Für die Prozessluft wurde das Modell der idealen Mischung verwendet. Die Stoffeigenschaften für die Einzelkomponenten der idealen Mischung (Wasser und Luft) wurden mittels Regressionsgeraden aus den Werten im VDI Wärmeatlas [63] ermittelt. Eine vollständige Auflistung der verwendeten Modellgleichungen ist im Anhang 1 zu finden.

Modell zur Beschreibung der inneren Diffusion im Korn

Die mathematische Modellierung der Diffusion im Getreidekorn bzw. im Feststoffanteil des porösen Mediums ist einer der wichtigsten Modellparameter der numerischen Analyse und wird im Folgenden genauer betrachtet. Anhand der Literatur werden in der Praxis im Wesentlichen zwei Modellansätze verwendet. Der Modellansatz nach Krischer-Kast beschreibt die Diffusion im Feststoff anhand des Stoffübergangs an der Grenzfläche zwischen Fluid und Feststoff wie folgt:

$$\frac{\partial M}{\partial t} = A_p \rho_g \frac{1}{\frac{1}{\beta_{g,p}} + \frac{d_p}{2\delta_{eff,s}}} (Y^* - Y) . \quad (4.109)$$

Aus Gleichung (4.109) ist ersichtlich, dass der Ansatz von Krischer-Kast von einer gleichmäßigen Feuchteverteilung im Korn ausgeht. Dies ist für die meisten klassischen Modelle eine hinreichende Annahme, da bei diesen Modellen die Feststoffdiffusion in benachbarte Strömungszellen vernachlässigt werden kann. Betrachtet man jedoch den Stofftransport im Gut mit einem finiten Ansatz, in dem die Feststoffdiffusion eine wesentliche Rolle spielt, so müssen mathematisch komplexere Diffusionsmodelle verwendet werden, die von einer nicht gleichmäßigen Feuchteverteilung im Gut ausgehen. Diese Modelle basieren meistens auf dem Ansatz des Fickschen Gesetzes. Crank beschreibt in [69] verschiedene mathematische Lösungen des Fickschen Gesetzes für unterschiedliche geometrische Körper. Die mathematische Lösung für die Diffusion in einer Kugel, als welche ein Getreidekorn angenommen werden kann, lautet

$$\frac{X-X_0}{X^*-X_0} = 1 + 2 \cdot \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \left[\delta'_{eff,s} n^2 \pi^2 \frac{\Delta t}{\left(\frac{d_p}{2}\right)^2} \right] . \quad (4.110)$$

Diese Gleichung kann nur iterativ gelöst werden. Eine Einbindung der Gleichung in die kommerzielle Software war nicht möglich, deswegen wurde eine nicht iterative Diffusionsgleichung ermittelt (Abschn. 5.2).

4.5.2 Modell zum Wärme- und Stoffübergang in der Schüttung

Im Schachttrockner ist es aufgrund der hohen Anzahl der Partikel rechentechnisch nicht möglich, die fluide und feste Phase in Kontrollvolumen voneinander zu trennen. Daher wird das Kontrollvolumen in die Anteile der fluiden und festen Phase unterteilt. In jedem finiten Volumen sind somit zwei Phasen vorhanden. Die Phasengrenze in der Rechenzelle wird über einen Phasengrenzanteil beschrieben. Dieser wird nun über die Austauschflächendichte L_i , die sich aus der Projektionsfläche A_p der Einzelkugel und der Porosität ψ der Schüttung berechnet, ermittelt

$$L_i = \frac{(1-\psi)A_p}{V_p} = \frac{\pi(1-\psi)d_p^2}{\frac{1}{6}\pi d_p^3} = \frac{6(1-\psi)}{d_p} . \quad (4.111)$$

Die Porosität der Schüttung kann über die Partikel- und Schüttdichte bzw. über das Hohlraumvolumen ermittelt werden [72],

$$\psi = 1 - \frac{\rho_B}{\rho_S} = \frac{V_{Void}}{V_{Ges}} . \quad (4.112)$$

Zur Beschreibung der Transportgleichungen der fluiden und festen Phase des porösen Mediums können die Gesetzmäßigkeiten des Wärme- und Stofftransportes an einer Einzelkugel unter Berücksichtigung der Phasenanteile verwendet werden. Somit folgt für den Massentransport in der festen Phase im Kontrollvolumen

$$\frac{\partial}{\partial t} [(1-\psi)\bar{\rho}_s\bar{X}] = -\nabla(\bar{\rho}_s\vec{k}_s\vec{u}_s\bar{X}) + \nabla(\delta_s\vec{k}_s\bar{\rho}_s\nabla\bar{X}) + \tau_{g,B}\bar{\rho}_sL_i\bar{X}_\Phi \quad (4.113)$$

und für den Wärmetransport

$$\frac{\partial(1-\psi)\bar{\rho}_s\bar{h}_s}{\partial t} = -\nabla(\bar{\rho}_s\vec{k}_s\vec{u}_s\bar{h}_s) + \nabla(a_s\bar{\rho}_s\vec{k}_s\nabla\bar{h}_s) - \alpha'_{g,B}\bar{\rho}_sL_i\bar{h}_{s,\Phi} - \Delta\bar{h}_v(\vartheta)\bar{\rho}_s\frac{\partial\bar{X}_\Phi}{\partial t} . \quad (4.114)$$

Daraus folgt für den Massentransport in der fluiden Phase im Kontrollvolumen

$$\frac{\partial(\psi\bar{\rho}_g\bar{Y})}{\partial t} = -\nabla(\bar{\rho}_g\vec{k}\vec{u}\bar{Y}) + \nabla(\delta_g\bar{\rho}_g\vec{k}\nabla\bar{Y}) + \tau_{g,B}\bar{\rho}_gL_i\bar{Y}_\Phi \quad (4.115)$$

und für den Wärmetransport

$$\frac{\partial[\psi\bar{\rho}_g(\bar{h} + \frac{1}{2}\vec{u}^2)]}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} = -\nabla[\bar{\rho}_g\vec{k}\vec{u}(\bar{h} + \frac{1}{2}\vec{u}^2)] + \nabla[a_{eff}\bar{\rho}_g\vec{k}\nabla(\bar{h} + \frac{1}{2}\vec{u}^2)] + \alpha'_{g,B}\bar{\rho}_gL_i\bar{h}_\Phi . \quad (4.116)$$

Vereinfacht wird nun der Massen- und Energietransport an der Grenzfläche luftseitig über die Austauschflächendichte im Kontrollvolumen wie folgt ermittelt:

$$\tau_{g,B}\bar{\rho}_gL_i\bar{Y}_\Phi = -\tau_{g,B}\bar{\rho}_sL_i\bar{X}_\Phi = \beta_{g,B}\bar{\rho}_gL_i(\bar{Y}^* - \bar{Y}) , \quad (4.117)$$

$$\alpha'_{g,B}\bar{\rho}_gL_i\bar{h}_\Phi = -\alpha'_{g,B}\bar{\rho}_sL_i\bar{h}_{s,\Phi} . \quad (4.118)$$

Zur Beschreibung von partikulären Haufwerken wird ein Formfaktor für das Nusselt- und Sherwood-Kriterium der Einzelkugel benötigt. Dieser lässt sich unter der Annahme einer idealen Kugelschüttung aus der Porosität wie folgt berechnen:

$$f_p = (1 + (1,5 - \psi)) . \quad (4.119)$$

Aus Gleichung (4.119) folgt für das Nusselt-Kriterium

$$Nu = f_p \left(Nu_{min} + \sqrt{Nu_{lamm}^2 + Nu_{turb}^2} \right) \quad (4.120)$$

und für das Sherwood-Kriterium

$$Sh = f_p \left(Sh_{min} + \sqrt{Sh_{lamm}^2 + Sh_{turb}^2} \right). \quad (4.121)$$

Weiterhin muss die Schüttungsporosität bei der Berechnung der Reynolds-Zahl berücksichtigt werden, somit folgt:

$$Re = \frac{\rho_g d_p |\vec{u}|}{\eta_g \psi}. \quad (4.122)$$

Anwendung auf das „full porous media model“ von CFX

Das „full porous media model“ ist ein erweitertes Modell des porösen Mediums, in welchem für die Feststoffphase die Massen- und die Energieerhaltungsgleichung mit gelöst werden. Der Impulstransport des Feststoffes wird jedoch weiterhin vernachlässigt. Dieses Modell eignet sich besonders für die Berechnung von Wärme- und Stofftransportvorgängen in durchströmten Festbetten und ruhenden Schüttungen. Als eine solche ruhende Schüttung kann auch die Getreideschüttung im Dächerschachttrockner zwischen den Abspeisungen und im quasi-stationären Betrieb betrachtet werden. Für den quasi-stationären Betrieb des Dächerschachttrockners wird dem Modell eine konstante Anfangsfeuchteverteilung in der Getreideschüttung vorgegeben. Diese Feuchteverteilung kann experimentell im Labor- oder Technikumsmaßstab ermittelt und auf das strömungsmechanische Modell übertragen werden. Die Berechnung des Wärmetransportes in der festen Phase erfolgt über [61]

$$\frac{\partial}{\partial t} [(1 - \gamma) \rho_s \varphi_{w,s}] + \nabla (\rho_s \vec{k}_s \vec{u}_s \varphi_{w,s}) - \nabla (\Gamma \vec{k}_s \nabla \varphi_{w,s}) = S_{w,s} + \tau A_{sf} (\varphi_{w,s} - \varphi_{v,g}) \quad (4.123)$$

und die Berechnung des Massentransportes in der festen Phase erfolgt über

$$\frac{\partial (1-\gamma) \rho_s c_s T_s}{\partial t} + \nabla (\rho \vec{k}_s \vec{u}_s c_s T_s) - \nabla (\lambda_s \vec{k}_s \nabla T_s) = (1 - \gamma) S_s^T + h_{th} A_{sf} (T_s - T). \quad (4.124)$$

Die Modellierung des Wärme- und Stofftransportes in der fluiden Phase erfolgt nach dem im Abschn. 4.3 beschriebenen strömungsmechanischen Modell. Für den Wärmetransport zwischen der fluiden und der festen Phase im Kontrollvolumen wurde der Wärmeübergangskoeffizient nach dem Nusselt-Kriterium für partikuläre Haufwerke wie oben beschrieben berechnet. Für den Stoffübergangskoeffizienten wurde ein analytisches Modell entwickelt, da nach der Verwendung des Grenzflächentransportkoeffizienten τ gelten würde, dass die Sourcevariable $\varphi_{w,s}$ beim Erreichen des Stoffgleichgewichtes gleich der Sourcevariable $\varphi_{v,g}$ ist. Dadurch würde die Gleichgewichtsfeuchte im Modell vernachlässigt und die Trocknungsgeschwindigkeit überschätzt werden.

Um den Massentransport zwischen den Phasen zu entkoppeln, wurde ein Zelldiffusionsmodell und ein Grenzflächentransportmodell entwickelt. In beiden Modellen werden die Sorptionsisothermen für jede Fluidzelle berechnet. Anschließend wird anhand des Sorptionsgleichgewichtes nach der Einzelkorntrocknung ein Quellterm bestimmt, der den Wassertransport an der Phasengrenze beschreibt. Dieser Quellterm läuft beim Erreichen der Gleichgewichtsfeuchte Luft-Gut gegen Null. Im verwendeten Zelldiffusionsmodell wurde der Quellterm des Massentransports nach dem Sherwood-Kriterium ermittelt und mit einem Widerstandsfaktor des Feststoffes versehen:

$$S_{w,s} = -S_{v,g} = \beta_{g,B} \bar{\rho}_g A_{sf} \dot{v}(\Omega) (\bar{Y}^* - \bar{Y}) \quad (4.125)$$

mit

$$\dot{v}(\Omega) = \frac{\dot{m}}{\dot{m}_I}(\Omega) . \quad (4.126)$$

Der Widerstandsfaktor $\dot{v}(\Omega)$ beschreibt den inneren Diffusionswiderstand in der einzelnen Fluidzelle in Abhängigkeit vom hygroskopischen Gleichgewicht. Dieser ist abhängig vom Verhältnis der Trocknungsgeschwindigkeiten des ersten und des zweiten Trocknungsabschnittes und entspricht der dimensionslosen Trocknungsgeschwindigkeit. Die Triebkraft $\Omega = (X_{Gl_g} - X)$ beschreibt das Trocknungspotential des Gutes. Das Trocknungsmodell nach Gnielinski [49],

$$\dot{m} = \beta_g \rho_g A_{fs} \dot{v}(\xi) (Y^* - Y) \quad (4.127)$$

mit

$$\dot{v}(\xi) = \frac{\dot{m}}{\dot{m}_I}(\xi) \quad (4.128)$$

welches von der dimensionslosen Gutfeuchte

$$\xi = \frac{X - X_{Gl_g}}{X_{Cr} - X_{Gl_g}} \quad (4.129)$$

abhängig ist, wurde nicht verwendet, da die Berechnung der dimensionslosen Gutfeuchte in Kombination mit den anderen iterativen Teilmodellen (Sorptionsgleichung, Verdampfungsmodell, etc.) zur Divergenz des Lösers führt.

Der Widerstandsfaktor des Feststoffes $\dot{v}(\Omega)$ wurde aus Einzelkorn-Trocknungsversuchen ermittelt. Dieser hängt im Wesentlichen von dem Trocknungspotential des Feststoffes ab und kann im einfachsten Fall mit einem Potenzansatz wie folgt dargestellt werden:

$$\dot{v} = A \Omega^B \quad (4.130)$$

mit

$$\Omega = abs(\bar{X}_{Gl_g} - \bar{X}) . \quad (4.131)$$

In Gleichung (4.126) sind A und B Modellkonstanten. Für das Versuchsgut Weizen gilt $A = 180201,63$ und für $B = 10,23$ ($R^2 = 0,9621$) bei einer Anfangsgutfeuchte von $0,234 \text{ kg}_{H_2O}/\text{kg}_{TS}$, einer Trocknungstemperatur von 80 °C und einer absoluten Feuchte der Luft von $6 \text{ g}_{H_2O}/\text{kg}_{TL}$, siehe Abbildung 4.12.

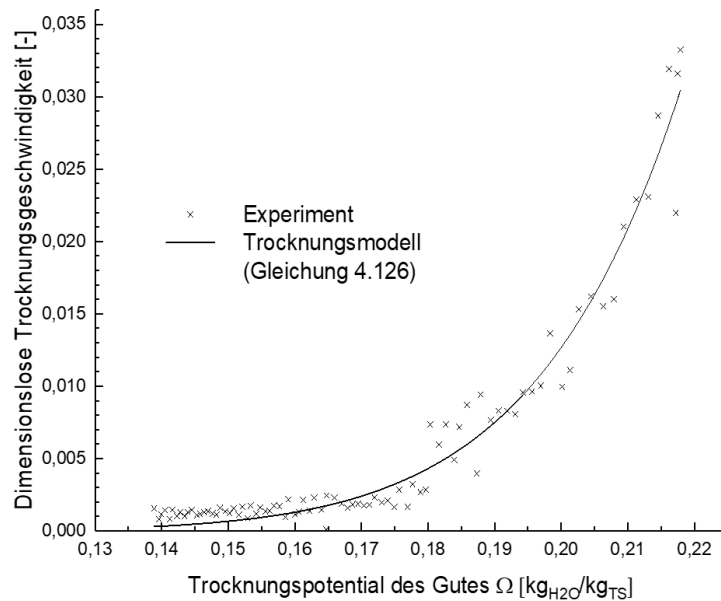


Abbildung 4.12 Trocknungskinetik eines Getreidekorns mit einer Anfangsfeuchte von $0,234 \text{ kg}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TS}}$ bei einer Trocknungstemperatur von $80 \text{ }^\circ\text{C}$ und einer absoluten Feuchte der Luft von $6 \text{ g}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TL}}$

Unter Einbeziehung der Guttemperatur ϑ_s ($^\circ\text{C}$) und der Luftfeuchte Y ($\text{kg}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TL}}$) am Eintritt kann folgender Ansatz für die dimensionslose Trocknungsgeschwindigkeit \dot{u} verwendet werden:

$$\dot{u} = \Omega^{(a \vartheta_s + b Y \vartheta_s)} . \quad (4.132)$$

In Gleichung 4.132 ist die Temperatur in $^\circ\text{C}$ und die absolute Feuchte in $\text{kg}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TL}}$ einzusetzen, \dot{u} ist einheitslos. Für das Versuchsgut Weizen gilt $a = 0,0512$ und $b = -0,0314$ (Abschn. 5.2). Die Anfangsgutfeuchte hat keinen Einfluss auf die dimensionslose Trocknungsgeschwindigkeit.

Bei einer diskreten Auflösung der Grenzschicht des Partikels kann anstatt des Grenzflächentransportmodells das Zelldiffusionsmodell der Einzelkorntrocknung verwendet werden,

$$\dot{m} = \chi A_{sf} (X - Y) . \quad (4.133)$$

In diesem Modell entspricht der Term $(X - Y)$ der Differenz zwischen der Wasserbeladung der Partikeloberfläche und der absoluten Luftfeuchte in der Grenzschicht. Der Vorfaktor χ beschreibt den Grenzflächenwiderstand mit $\chi = 1/M_{\text{R,real}}$.

Die entwickelten analytischen Trocknungsmodelle wurden mit Trocknungsmodellen der Literatur verglichen und deren Vor- und Nachteile in Tabelle 4.4 beschrieben. Es wurde festgestellt, dass die effektiven Diffusionskoeffizienten (bzw. Modellkonstanten) sich je nach der verwendeten Modellgleichung um einen Faktor von bis zu 10^6 unterscheiden können. Dies deutet darauf hin, dass das verwendete Trocknungsmodell einen entscheidenden Einfluss auf die numerische Lösung ausübt. Daher ist darauf zu achten, dass die ermittelten Modellkoeffizienten und Fitfunktionen nur mit den dazugehörigen Modellen verwendet werden.

Tabelle 4.4 Vor- und Nachteile der untersuchten Trocknungsmodelle

Modell	Gleichung	Vorteil	Nachteil
Gutseitige Betrachtung	$\dot{m} = kA_{sf}(X_{Glg} - X)$	<ul style="list-style-type: none"> Einfach zu parametrierende Modellgleichung 	<ul style="list-style-type: none"> Vernachlässigung des Stofftransportes in der Luft und an der Grenzfläche
Dimensionslose Betrachtung [49]	$\dot{m} = \beta_g \rho_g A_{fs} \dot{v}(\xi)(Y^* - Y)$ $\dot{v}(\xi) = \frac{\dot{m}}{\dot{m}_l} \xi \text{ mit } \xi = \frac{X - X_{Glg}}{X_{Cr} - X_{Glg}}$	<ul style="list-style-type: none"> Detaillierte Betrachtung der Trocknungskinetik 	<ul style="list-style-type: none"> Führt numerisch zu Sprungfunktionen Aufwendige Modellgleichung für das Gut Approximationsfunktion muss durch Null gehen Die kritische Gutfeuchte X_{Cr} muss definiert sein
Krischer-Kast [48]	$\delta_{eff} = \frac{d_p}{2 \left(\frac{\rho_g (Y^* - Y)}{\dot{m}} - \frac{1}{\beta_g} \right)}$	<ul style="list-style-type: none"> Einfache Modellannahme basierend auf der Analogie zwischen Wärme und Stofftransport 	<ul style="list-style-type: none"> Der Massenanteil ist keine intensive Zustandsgröße Vernachlässigung des Sorptionsgleichgewichts des Wassers im Gut
Zell-Diffusion Modell (Scaar)	$\dot{m} = \beta_{g,B} \bar{\rho}_g A_{sf} \dot{v}(\Omega)(\bar{Y}^* - \bar{Y})$ $\dot{v}(\Omega) = \frac{\dot{m}}{\dot{m}_l} (X_{Glg} - X)$	<ul style="list-style-type: none"> Detaillierte Betrachtung der Trocknungskinetik über das Sorptionsgleichgewicht Wasser in Luft und das Gut Führt numerisch nicht zu Sprungfunktionen Mit dem porösen Medium und dem Wärme- und Stofftransport koppelbar Fitfunktion muss nicht durch Null gehen 	<ul style="list-style-type: none"> Aufwendige Modellgleichung für das Gut Modellgleichung ermöglicht keine direkten Rückschlüsse auf den Einfluss von Temperatur und Feuchte auf die Trocknungskinetik

<p>Crank Diffusion (ein Term) [69]</p>	$\delta'_{\text{eff}} = \frac{\ln\left(\frac{1-W}{2}\right)\left(\frac{d_p}{2}\right)^2}{\pi^2 t}$ $W = \frac{X - X_0}{X_{\text{Glg}} - X_0}$	<ul style="list-style-type: none"> • Detaillierte Betrachtung der Trocknungskinetik • Basierend auf dem Fickschen Gesetz 	<ul style="list-style-type: none"> • Mit einem Term zu große Modellabweichung von experimentell ermittelten Diffusionskoeffizienten • Integrationszeit des Modells hat einen erheblichen Einfluss auf den Diffusionskoeffizienten
<p>Crank Diffusion (30 Terme) [69]</p>	$W = 1 + 2 \cdot \sum_{n=1}^{30} (-1)^n \left(\delta'_{\text{eff}} n^2 \pi^2 \frac{t}{r_p^2} \right)$	<ul style="list-style-type: none"> • Detaillierte Betrachtung der Trocknungskinetik • Basierend auf dem Fickschen Gesetz 	<ul style="list-style-type: none"> • Nur numerisch lösbar • Integrationszeit des Modells hat einen erheblichen Einfluss auf den Diffusionskoeffizienten
<p>CFD Modell [61]</p>	$\dot{m} = \tau A_{\text{sf}}(x - y)$	<ul style="list-style-type: none"> • Modellierung des Stofftransportes direkt an der Grenzfläche über den Grenzflächenwiderstand 	<ul style="list-style-type: none"> • Nicht direkt mit der Verdunstungswärme von Wasser koppelbar, da die Gleichung numerisch gelöst wird • Limitierungsfunktion für das Sorptionsgleichgewicht wird benötigt
<p>Grenzflächen-transport (Scaar)</p>	$\dot{m} = \chi A_{\text{sf}}(X - Y)$	<ul style="list-style-type: none"> • Modellierung des Stofftransportes direkt an der Grenzfläche über den Grenzflächenwiderstand (bezogen auf die unterschiedlichen Sorptionsgleichgewichte) 	<ul style="list-style-type: none"> • Annahme, dass ein Sorptionsgleichgewicht an der Grenzfläche zwischen Gut und Luft herrscht • Transportgleichung nur auf die Grenzfläche bezogen

Der Grenzflächentransport in der Fluidzelle wurde für das Modell des porösen Mediums über das entwickelte Zelldiffusionsmodell beschrieben. Der Massentransport im Feststoff wird über das Standard CFD Modell (Ficksches Gesetz) berechnet. Für das Zell-Diffusion Modell gilt hierbei folgende Umrechnungsformel für aus der Literatur bekannte Modellparameter:

$$\Psi = \frac{v}{(X_{Glg}-X)} = \frac{kA}{m} . \quad (4.134)$$

4.6 Gesamtmodell des Trocknungsprozesses mit Partikelbewegung

Da im Gegensatz zur Satz- oder Durchlauftrocknung die Schachttrocknung ein quasikontinuierliches Verfahren ist, bei dem das Gut chargenweise ausgetragen wird, ist es notwendig das transiente Verhalten des Schachttrocknungsprozesses, im speziellen den Partikelfluss, im Prozessmodell zu berücksichtigen. Die wesentlichen Einflussfaktoren auf den Prozess sind:

- die Eintrittsgutfeuchte,
- die Umgebungslufttemperatur und -feuchte,
- der Produktwechsel,
- das An- und Abfahren des Prozesses,
- die Diskontinuierliche Partikelströmung / Austräge.

Es wurden zur Berechnung des Trocknungsverhaltens des Schüttgutes die Eintrittsgutfeuchte, Umgebungslufttemperatur, Umgebungsluftfeuchte als konstant angenommen. Das An- und Abfahren des Trockners sowie die diskontinuierliche Partikelströmung wurden in der Simulation berücksichtigt.

4.6.1 Kontinuums-Modell zur Beschreibung der Partikelbewegung

Das Modell zur Partikelbewegung im Trockner basiert auf der DEM-Simulation, mit der der Partikelversatz je Austrag berechnet wurde, siehe Abschn. 4.4.3. Das Kontinuums-Modell beinhaltet zwei Programmroutinen. Die erste Programmroutine sortiert die aus der DEM ausgelesenen Partikel nach der Partikel-ID und überprüft, ob das jeweilige Partikel vor bzw. nach dem Austrag noch vorhanden ist. Ist dies nicht der Fall, wird das Partikel bei der Beschreibung des Partikelversatzes nicht berücksichtigt. Weiterhin werden Partikel sortiert und dahingehend überprüft, ob ein Clump, welches aus 5 Einzelpartikeln besteht, vollständig ist oder nicht. Dabei wird jedem Clump eine Clump-ID aufgeprägt, die der ID des zentralen Partikels im Clump entspricht, und dessen Position vor und nach dem Austrag ausgelesen wird. Anschließend werden die Positionsdaten vor und nach dem Austrag nach der Clump-ID geordnet und in gesonderte Textfiles als Positionsdaten hinterlegt. Dieses Programm wurde mit VBA® und EXCEL® umgesetzt.

In der zweiten Programmroutine werden die Daten der Guttemperatur und -feuchte nach dem Ende der stationären Trocknungszeit im Schachttrockner (Standzeit) anhand der Partikelpositionsdaten vor dem Austrag ausgelesen und als Startbedingungen mit den Positionsdaten nach dem Austrag wieder an das CFD-Modell übergeben. Hierzu wird ein trilineares Interpolationsverfahren verwendet. Aufgrund der Gitterfeinheit und hohen Anzahl

von Partikeln ist der bei der Interpolation entstehende Fehler als gering einzuschätzen und hat daher keinen wesentlichen Einfluss auf die numerische Lösung.

Mit diesem Programm ist es auch möglich, eine Vier-Wege CFD-DEM Kopplung umzusetzen, indem die aus der CFD ausgelesenen Daten in die DEM eingelesen werden. Zu diesem Zweck wurde für PFC-2D ein Programm mittels FISH entwickelt, welches die neuen Partikel Daten einliest und auf die Partikel aufträgt. Die Ausführung der einzelnen Programme erfolgt manuell.

Standardmäßig werden bei der CFD-DEM-Kopplung deterministische Lösungsmodelle angewandt. Diese basieren meist auf der Zusammenfassung von Partikelgruppen zur Bestimmung des Impulsaustausches innerhalb einer Fluidzelle [73], [74]. In diesen Lösungsmodellen werden die Differentialgleichungen der CFD und der DEM direkt miteinander über Impuls-, Massen- und Energieaustauschsterme gekoppelt. Für den Impulsaustausch werden die Auftriebs- bzw. die Abtriebskräfte anhand der Reynolds-Zahl ermittelt und zwischen der CFD und DEM ausgetauscht. Der Volumenanteil einer Fluidzelle wird für diese Modelle anhand der Partikelposition bestimmt [75]. Diese Modelle eignen sich aufgrund der enormen Rechenzeit jedoch nicht zur Betrachtung von industriellen Prozessmodellen. Für diese Prozessmodelle ist es wichtig, dass für die DEM-Simulationen und CFD-Simulationen Vereinfachungen in den Teilmodellen vorgenommen werden können. Außerdem ist es von Vorteil, wenn die zwischen der CFD und der DEM zu übertragenden Prozessparameter frei gewählt werden können. Für solche Berechnungsaufgaben wurde ein neues CFD-DEM-Kopplungsmodell entwickelt.

Das neue CFD-DEM-Kopplungsmodell beruht auf einem nicht deterministischen Interpolationsverfahren zwischen dem diskreten Partikelmodell und dem finiten Strömungsmodell. Weiterhin wurden die iterativen Löser nicht parallel, sondern in Reihe geschaltet. Hierfür wurde angenommen, dass ein hinreichend kleiner Zeitschritt nur einen geringen numerischen Fehler zur Folge hat. Der Vorteil dieser Kopplungsmethode liegt darin, dass sich die Löser nicht direkt gegenseitig beeinflussen.

Das Interpolationsverfahren, welches zwischen der Hin- und Rückinterpolation der beiden Löser verwendet wird, ist frei wählbar. Für diese Arbeit wurde ein tri-lineares Interpolationsverfahren verwendet. Bei einer detaillierten Auflösung der zu berechnenden Domain kann der Interpolationsfehler der Hin- und Rückinterpolation gegenüber dem numerischen Fehler vernachlässigt werden.

4.6.2 Statistische CFD-DEM-Kopplung der Luft- und Partikelströmung

Für die Verwendung des Kopplungsmodells sind ein CFD-Löser und ein DEM-Löser notwendig. Die mathematische Beschreibung des CFD-Modells ist in Abschn. 4.3 und die des DEM-Modells in Abschn. 4.4 dargestellt. Die Kopplung der einzelnen Modelle erfolgt nach dem Schema, welches in Abbildung 4.13 gezeigt wird.

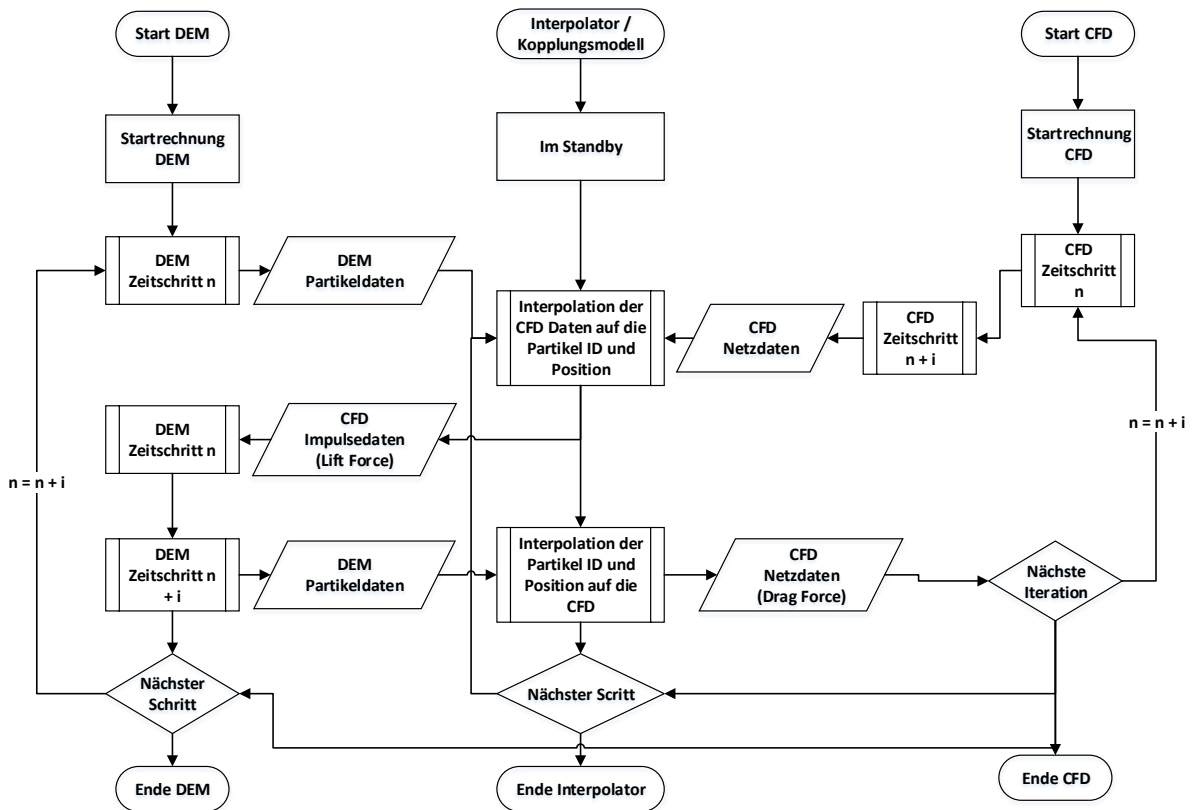
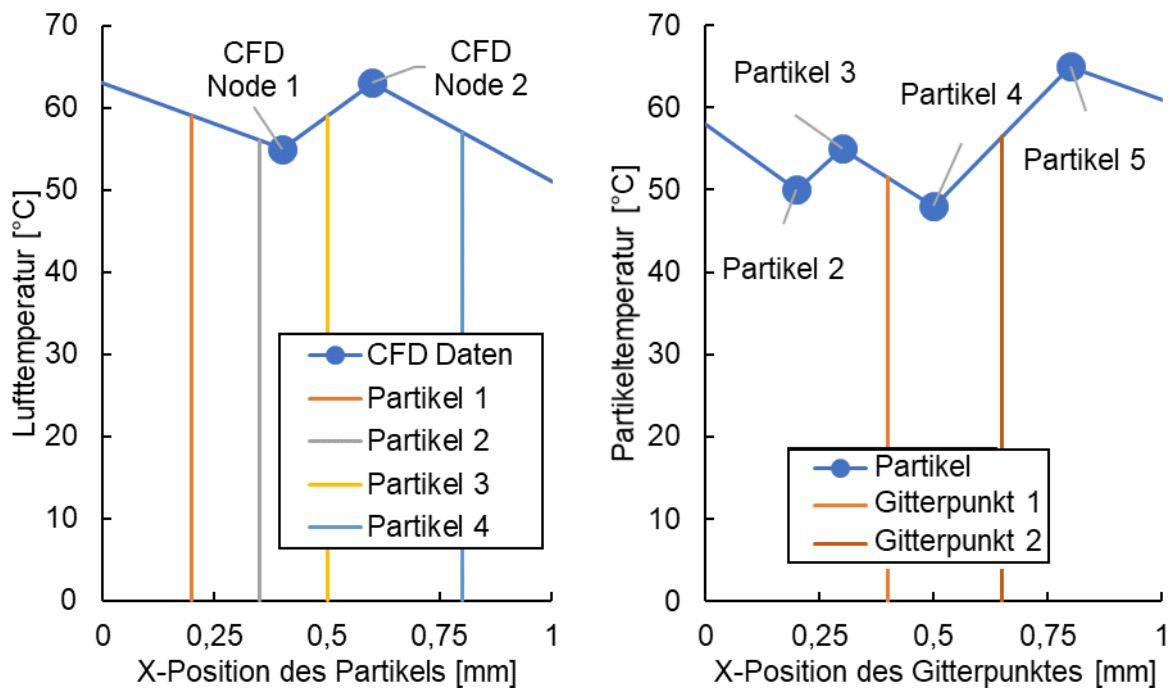


Abbildung 4.13 Programmablaufplan des CFD-DEM-Kopplungsmodells

Zunächst wird die Partikelposition mittels der DEM und das Strömungsfeld mittels der CFD berechnet. Hierbei ist zu beachten, dass jedem Partikel eine eindeutige Partikel-ID und jedem Clump eine eindeutige Clump-ID zugeordnet ist. Des Weiteren ist jedem Partikel eine eindeutige Clump-ID zugeordnet. Dies bedeutet, dass jedes Partikel nur einem Clump zugeordnet ist und dessen Position in diesem Clump bekannt ist. Im nächsten Rechenschritt werden die Partikelpositionsdaten und die Partikel-ID aus dem DEM-Modell ausgelesen. Danach werden dem jeweiligen Clump die jeweiligen Partikel und deren Partikelpositionsdaten zugeordnet. Anschließend wird die Position des mittleren Partikels des jeweiligen Clumps ermittelt und als Clumpposition in eine Clumpmatrix geschrieben. Anhand der Clumpposition werden für jedes Clump aus der CFD die Korntemperatur, -feuchte und die Komponenten des Luftströmungsvektors ermittelt. Nun werden diese Daten an die DEM übertragen, der Partikelversatz berechnet und die neuen Partikelpositionen ermittelt. Anschließend werden diese Daten verwendet, um den Versatz der Korntemperatur und -feuchte an die CFD zu übertragen sowie die Abtriebskräfte, die auf das Fluid wirken, zu berechnen. Danach wird der nächste CFD-Rechenschritt ausgeführt, und die neu ermittelten Partikelpositionen werden wie oben beschrieben an die DEM übertragen. Diese Schleife wird solange durchfahren, bis die Rechnung beendet ist.

Hierbei wird die eigentliche CFD-DEM-Kopplung über einen Schnittstellen-Interpolierer gelöst (Abbildung 4.14). Dieser liest die Partikelpositionen und die CFD-Netzdaten aus und berechnet die auszutauschenden Variablen anhand der Überlagerung eines Partikelpositionennetzes mit dem CFD-Netz. Das Partikelnetz wird entweder aus allen Partikeln oder aus den nach der Monte-Carlo-Methode ausgewählten Partikeln des DEM-Modells generiert. Anschließend werden die

mittels der CFD ermittelten Partikelfeuchten, Partikeltemperaturen und die auf die Partikel wirkenden Impulskräfte auf das Partikelnetz interpoliert. Nach der Berechnung des Partikelversatzes wird ein neues Partikelnetz nach der auf S. 54 genannten Methode generiert und die Partikelfeuchten, Partikeltemperaturen und die auf das Fluid wirkenden Kräfte auf das CFD Netz interpoliert.



a) Interpolation der CFD-Daten auf die Einzelpartikel b) Interpolation der Partikeltemperaturen auf das CFD-Netz

Abbildung 4.14 Schematische Darstellung der Funktionsweise des Schnittstellen-Interpolators für 1D-Daten

4.6.3 Anwendung des entwickelten Modells auf den Schachttrockner

Das CFD-DEM-Modell kann für den Schachttrockner (Abbildung 4.14) unter der Annahme, dass der Prozess zwischen den Abspeisungen wie eine Ruheschichttrocknung verläuft und die Abspeisezeit im Vergleich zur Standzeit sehr kurz ist, wie folgt vereinfacht werden:

- Vernachlässigung der Interaktion zwischen Auf- und Abtriebskräften während der Abspeisung.
- DEM-Modell nur zur Berechnung des Partikelversatzes während des Austrags, ansonsten Ruheschichttrocknung.
- Befindet sich der Trockner im stationären Betrieb, ist der Partikelversatz nach jedem Austrag annähernd gleich groß.

Somit folgt für den Programmablauf (Abbildung 4.15), dass zunächst die Befüllung des Trockners mittels des diskreten Partikelmodells (DEM) berechnet wird. Anschließend werden die Partikeltemperaturen von dem diskreten Partikelmodell wie oben beschrieben an das Trocknungsmodell des porösen Mediums (CFD) übertragen. Als nächstes wird für die Standzeit die Trocknung der Partikel in der Ruheschicht berechnet. Anschließend werden die berechneten Temperaturen und Gutfuchten ausgelesen und gespeichert. Nun wird der

Austrag mittels der DEM berechnet. Nach dem DEM Simulationsschritt werden die Positionen der Partikel ausgelesen und im Datenfile aktualisiert. Dieses wird anschließend wieder in die CFD eingelesen, und die Trocknung bis zur nächste Standzeit wird berechnet.

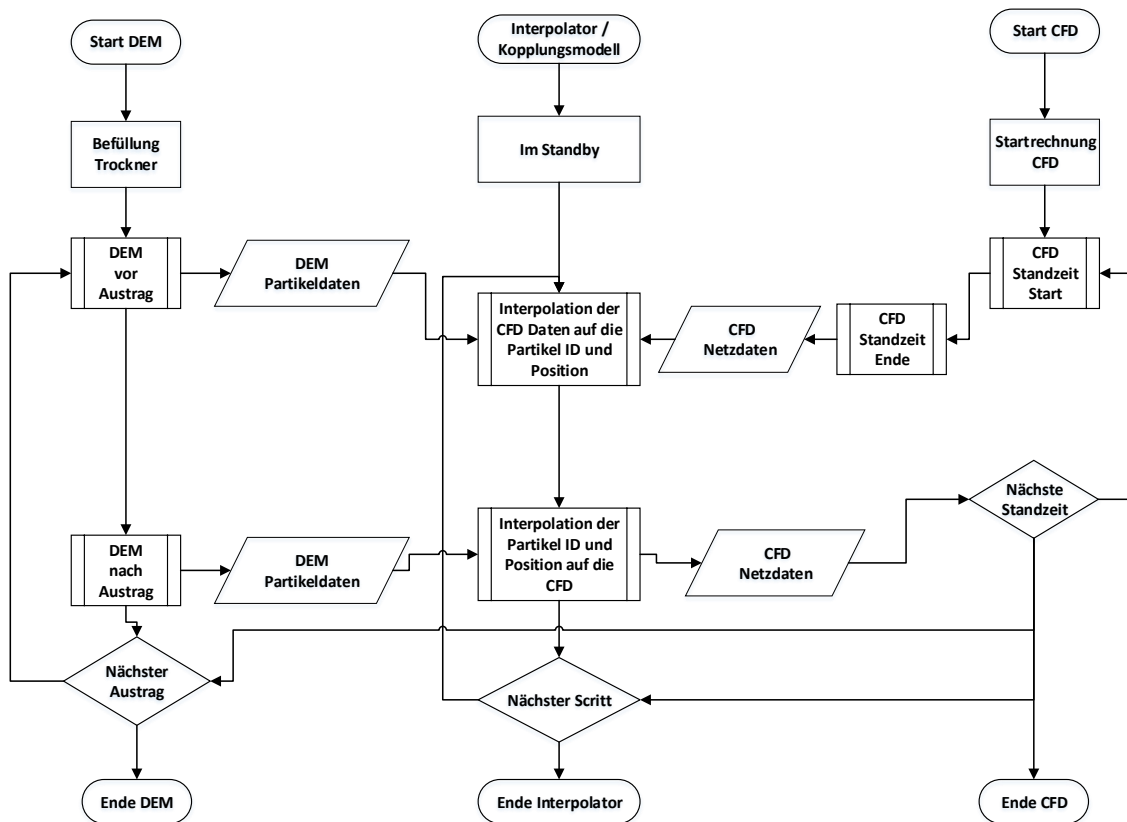


Abbildung 4.15 Programmablaufplan des vereinfachten CFD-DEM-Kopplungsmodells für den Schachttrockner

4.7 Diskretisierung der numerischen Modelle auf die Trocknergeometrie

4.7.1 Allgemeiner Diskretisierungsansatz und modellübergreifende Randbedingungen

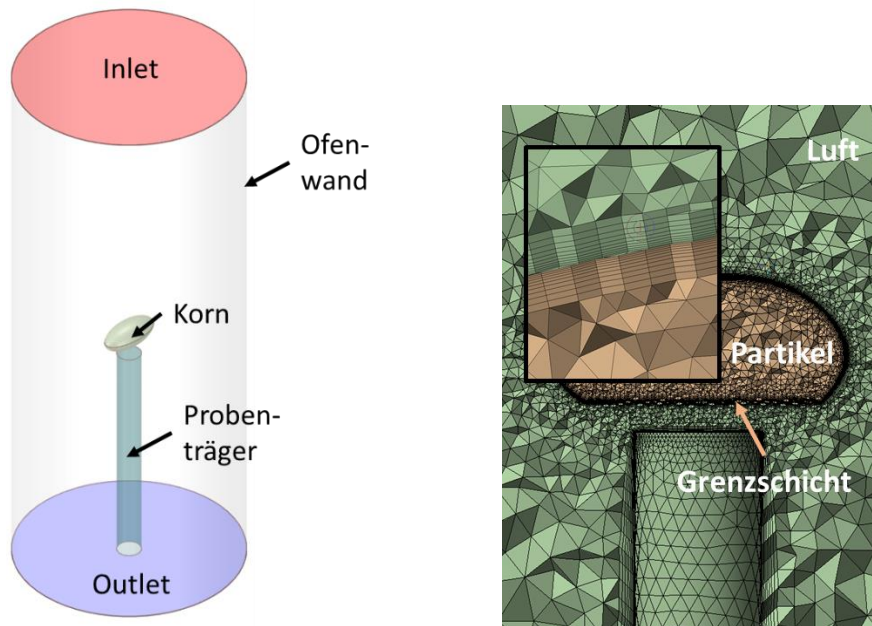
Zur Diskretisierung der numerischen Modelle werden zunächst die Kontrollräume der zu untersuchenden Prozesse festgelegt. Für die Berechnung der Luft- und Partikelströmung sowie der Getreidetrocknung im Dächerschachttrockner werden die Kontrollräume der zu untersuchenden Trocknergeometrien auf die Trocknersäule beschränkt. Diese beinhalten die geometrische Nachbildung der vom Gut bzw. von der Luft durchströmten Prozessräume der Trocknersäule. Von diesen Prozessräumen werden 2D und 3D CAD-Zeichnungen in Ansys SCDM® erstellt. Bei Verwendung kontinuumsmechanischer Modellansätze werden aus den CAD-Zeichnungen Rechennetze erstellt. Je nach Komplexität der CAD-Zeichnung werden strukturierte oder unstrukturierte Rechennetze generiert. Nach der Erstellung der Rechennetze werden im „pre-processing“ die Rand- und Anfangsbedingungen festgelegt. Für die erstellten Kontinuumsmodelle werden folgende modellübergreifende Randbedingungen festgelegt:

- Der Umgebungsdruck außerhalb des Kontrollraums beträgt 101,325 Pa.
- Die Gravitationskonstante beträgt 9,81 m/s².
- Der statische Druck am Luftaustritt beträgt 0 Pa.
- Zur Beschreibung der thermodynamischen Eigenschaften des Gasgemisches wird die Ideale Mischungsgleichung verwendet.
- Das Gasgemisch besteht aus den Idealgas-Komponenten Luft und Wasserdampf.
- Die Luft besitzt an der Trocknerwand eine Strömungsgeschwindigkeit von 0 m/s (Haftbedingungen „no slip“).
- Zur Beschreibung der Stoffeigenschaften des Feststoffes wird die ideale Mischungsgleichung verwendet.
- Der Feststoff besteht aus den Komponenten Wasser und trockenes Getreide.
- Der Transport des Wassers an die Kornoberfläche wird über ein Diffusionsmodell beschrieben.
- Der Wärme- und Stoffübergang an der Kornoberfläche wird anhand der Nusselt-Zahl bzw. der Sherwood-Zahl definiert.
- Die Abkühlung der Luft an der Kornoberfläche wird über die Verdunstungswärme berechnet.

Diese Randbedingungen gelten auch für das Einzelkorn-trocknungsmodell, mit welchem der Diffusionskoeffizient für Wasser im Getreide für das Modell des porösen Mediums ermittelt wurde. Bei dem diskreten Partikelmodell (DEM) handelt es sich um eine gitterfreie Rechenmethode. Für die diskrete Modellierung der Partikelbewegung wird daher die CAD-Zeichnung verwendet. Diese beinhaltet die Trocknerwände, die Wände der Luftkanäle und die Austrageeinrichtung. Die mechanische Bewegung der Austrageeinrichtung wird im „pre-processing“ berücksichtigt.

4.7.2 Diskretisierung des Einzelkorn-Trocknungsmodells

Zur Modellierung des Trocknungsprozesses am Einzelkorn in der TGA (Thermogravimetrische Analyse) wurden das Fluidvolumen der Probenkammer und das Feststoffvolumen des Weizenkorns geometrisch nachgebildet, siehe Abbildung 4.16. Die zylindrische Probenkammer der TGA hat einen Innendurchmesser von 26,5 mm. Der mittig angeordnete Probenträger besteht aus dem Stempel (Durchmesser 2,8 mm) und einem darauf befestigten Platinsieb (Durchmesser 17 mm, Maschenweite 1 mm), auf dem das Korn aufliegt. Das Platinsieb wurde als dünne Schicht hoher Porosität modelliert und der Fluiddomäne zugeordnet und ist deshalb in Abbildung 4.16 nicht sichtbar. Als Kontrollvolumen wurde nur der Prozessraum in unmittelbarer Umgebung des Einzelkorns betrachtet und so gewählt, dass das Korn den Mittelpunkt dieses Kontrollraums bildet. Die Höhe dieses Kontrollraums beträgt 25 mm. Der minimale Abstand zwischen Kornmittelpunkt und Probenträger beträgt 1,71 mm.



a) 3D-Ansicht der Modellgeometrie b) Ausschnitt des Gitters

Abbildung 4.16 Aufbau des numerischen Gitters der Einzelkorn-trocknung am Beispiel eines Partikels mit realer Kornform

Die Prozessluft durchströmt die Probenkammer von oben nach unten. Die äußere Mantelfläche der Probenkammer sowie Auflagefläche und Mantelfläche des Probenträgers wurden als adiabate Wände modelliert. Zur Lösung der Impulsgleichung der Luft wurde an den Wänden Haftbedingungen angenommen. Somit beträgt die Luftgeschwindigkeit direkt an den Wänden 0 m/s.

Das Getreidekorn wurde als Festkörper definiert. Um den Einfluss der Kornform zu untersuchen, wurden im Einzelkorn-Trocknungsmodell volumenäquivalente Partikeln folgender Geometrien berücksichtigt (Abbildung 4.17):

- Kugel mit $d_p = 4,25$ mm,
- Rotationsellipsoid ($a = 3,35$ mm; $b = 7,66$ mm),
- Nachbildung des Weizenkorns (Abbildung 4.17 c).

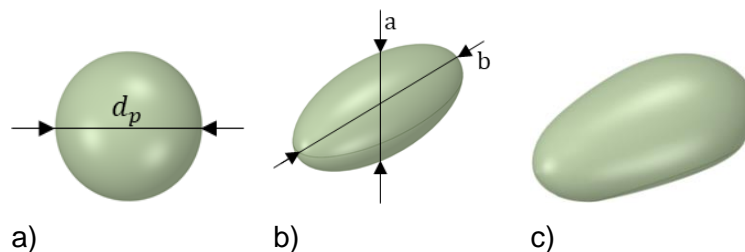


Abbildung 4.17 Simulierte Partikelformen im Einzelkorn-Trocknungsmodell: a) Kugel, b) Ellipsoid, c) Weizenkorn

Die Mantelfläche des Korns repräsentiert die Phasengrenze. An dieser Kontaktfläche ist das numerische Gitter der beiden Domänen (Fluid, Solid) identisch. Die Probenkammer einschließlich des Korns wurden unstrukturiert vernetzt (Abbildung 4.16 b). Dieses Netz umfasst 677.846 Elemente mit einer minimalen Elementgröße von 0,01 mm in der Grenzschicht, siehe Tabelle 4.5.

Tabelle 4.5 Gittereigenschaften für die untersuchten Partikelformen

Korngometrie im Modell	Einheit	Kugel	Ellipse	Korn
Maximale Flächengröße der Tetraeder	[mm]	3		
Wachstumsrate	[-]	1,2		
Minimale Größe / Min. Kantenlänge	[mm]	0,1		
Maximale Größe / Max. Kantenlänge	[mm]	5		
Zellen im Spalt / in der Prismen-Schicht	[-]	10		
Anzahl der Knoten	[-]	242.148	168.598	241.048
Anzahl der Elemente	[-]	790.361	508.370	677.846
Minimaler Elementwinkel	[°]	60		
Maximales Jakobiverhältnis	[-]	2,38	2,31	7,90

Als Anfangsgutfeuchte des Festkörpers im Modell wurde eine absolute Kornfeuchte von $0,234 \text{ kg}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TS}}$ verwendet. Diese wurde dem Thermogravimetrie-Versuch Nr. 3.3 (Abschn. 5.2) entnommen. Der Zuluft-Volumenstrom betrug $4,11 \cdot 10^{-6} \text{ kg/s}$ bei einer Zulufttemperatur von 80 °C und einer Zuluftfeuchte von $6 \text{ g}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TL}}$. Der Trocknungsverlauf wurde über eine Zeitspanne von 60 min berechnet, wobei ein Simulationszeitschritt von 1 s verwendet wurde. Die thermodynamischen Kennzahlen für das Trocknungsmodell wurden nach jedem Zeitschritt für das Fluidvolumen gemittelt und für die Berechnung des Wassertransportes an der Grenzschicht des Korns verwendet. Die Simulationsdaten wurden alle 5 min ausgelesen und gespeichert. Zum Vergleich der experimentell gemessenen Einzelkornfeuchte mit dem simulierten Feuchteprofil im Korn wurde im Modell die volumengemittelte Kornfeuchte berechnet. Diese wurde für jeden Zeitschritt ausgelesen und anschließend mit der Kornfeuchte des Experimentes verglichen. Bei jeder Rechnung fällt eine Datenmenge von ca. 2,5 GB an. Daher wurde auf eine geringere Abtastrate der gesamten Modelldaten verzichtet.

4.7.3 Diskretisierung des Luftströmungsmodells auf den Technikumstrockner

2D-Luftströmungsmodell

Bei den 2D-Modellen zur Luftverteilung im Trocknerschacht repräsentiert die Modellgeometrie den Querschnitt durch die Trocknermitte. Für die Strömung in Richtung der Trocknertiefe wurde Symmetrie angenommen. Das obere und untere Ende der Sektion, wo die nächsten Sektionen anschließen, wurde als „*opening*“ definiert. Die Getreideoberfläche, die sich unterhalb der Dächer aufgrund des Schüttwinkels ausbildet, wurde unterhalb der Zuluft-Dächer als „*velocity inlet*“ und unterhalb der Abluftdächer als „*pressure outlet*“ definiert. Am „*pressure outlet*“ wurde ein relativer Druck von 0 Pa angenommen. Die Eintrittsgeschwindigkeit der Luft wurde aus dem Zuluft-Volumenstrom der Trocknungsexperimente ermittelt und unterscheidet sich bei den einzelnen Schachtkonstruktionen. Für die Dach- und Schachtwände wurden „*no-slip*“ Bedingungen angenommen.

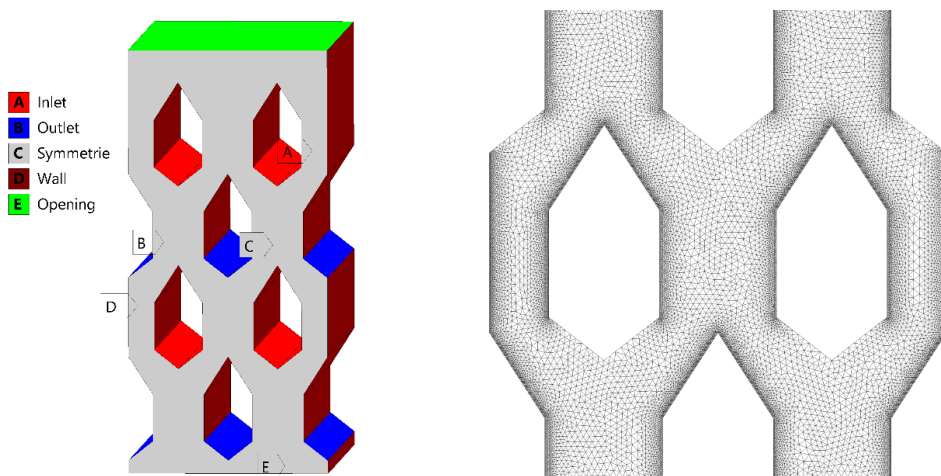
Alle Modelle wurden mit Schwerkraft gerechnet. Hierfür wurde eine Referenzdichte der Luft von $1,18 \text{ kg/m}^3$ verwendet. Zur Untersuchung der Strömungsverteilung wurden isotherme Bedingungen angenommen. Die angenommene Porosität der Weizenschüttung betrug 0,39

und der äquivalente Partikeldurchmesser des Weizenkorns 4,25 mm. Für den Löser wurden „steady state“ Bedingungen definiert und die „auto timescale“ Funktion verwendet. Weiterhin wurde das „high resolution“ Lösungsschema angewandt. Als Konvergenzkriterium des Löser wurde ein „maximales Residuum von $1 \cdot 10^{-4}$ “ definiert. Die Randbedingungen der einzelnen Modelle sind in Tabelle 4.6 dargestellt.

Tabelle 4.6 Randbedingungen der 2D-Strömungsmodelle

Modellparameter	Einheit	Versuch von Cenkowski et al. [40]	Techn.-Trockner
Zuluft-Volumenstrom	[m ³ s ⁻¹]	0,580	0,366
Getreideart		Gerste	Weizen
äquivalenter Partikeldurchmesser	[mm]	3,9	4,25
Schüttungsporosität	[-]	0,46	0,39
Zulufttemperatur	[°C]	18	20
statischer Schüttwinkel	[°]	28 [76]	27,5

Zum Vergleich des Modells mit Literaturwerten wurde die Trocknergeometrie des Versuchsstandes von Cenkowski et al. [40] nachgebildet und die Strömungsverteilung für die horizontale Dachanordnung berechnet. Das hierzu erzeugte Rechengitter besteht aus 68.316 Knotenpunkten, wobei der kleinste Knotenabstand 1 mm und der größte Knotenabstand 6 mm beträgt (Abbildung 4.18). Im Experiment von Cenkowski et al. und im zugehörigen numerischen Modell wurde die klassische horizontale Dachanordnung untersucht (Abbildung 4.18 a). Im Modell wurde der nahe an der Wand liegende Strömungsbereich feiner vernetzt. Die detailliertere Vernetzung des wandnahen Bereiches spielt bei porösen Medien zwar aufgrund der nicht diskreten Auflösung der Partikel und der damit falschen Approximation der Wandströmung eine untergeordnete Rolle, ist jedoch für das Grenzschichtmodell ($Y^+ \leq 250$) des Löser wichtig.



a) CAD-Zeichnung mit Markierung der definierten Systemgrenzen b) Aus der CAD-Zeichnung erstelltes 2D-Rechengitter

Abbildung 4.18 Diskretisierung des Strömungsmodells auf die Schachtkonstruktion des Versuchsstandes von Cenkowski et al. [40]

Weiterhin wurden 2D-Modelle zur Untersuchung der Luftströmungsverteilung im Technikumstrockner erstellt. Hierzu wurde der Versuchsaufbau, der zur experimentellen Analysen der horizontalen und diagonalen Dachanordnung (siehe Abschn. 5.3.2 und Abschn. 5.3.3) verwendet wurde, numerisch nachgebildet. Die Trocknertiefe wurde über eine ein-elementgroße Schicht dargestellt, wobei die vordere und hintere Elementfläche als Symmetrieebene definiert wurden (Abbildung 4.19). Die für das Modell verwendeten Randbedingungen sind in Tabelle 4.6 dargestellt.

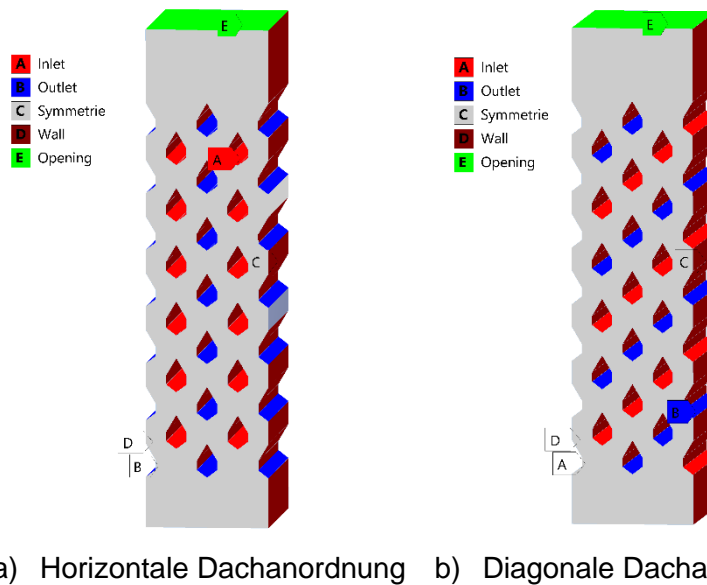


Abbildung 4.19 CAD-Zeichnung mit Markierung der definierten Systemgrenzen der Schachtkonstruktion des Versuchsaufbaus am ATB

Für das Rechengitter der Modelle zum Trockner-versuchsstand wurde ein minimaler Knotenabstand 1 mm und ein maximaler Knotenabstand 6 mm verwendet. Das numerische Gitter (Abbildung 4.20) besteht aus 189.402 Knoten.

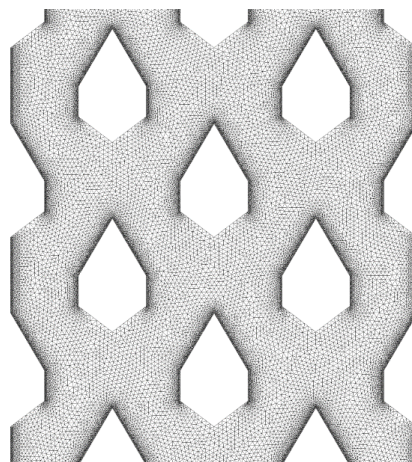
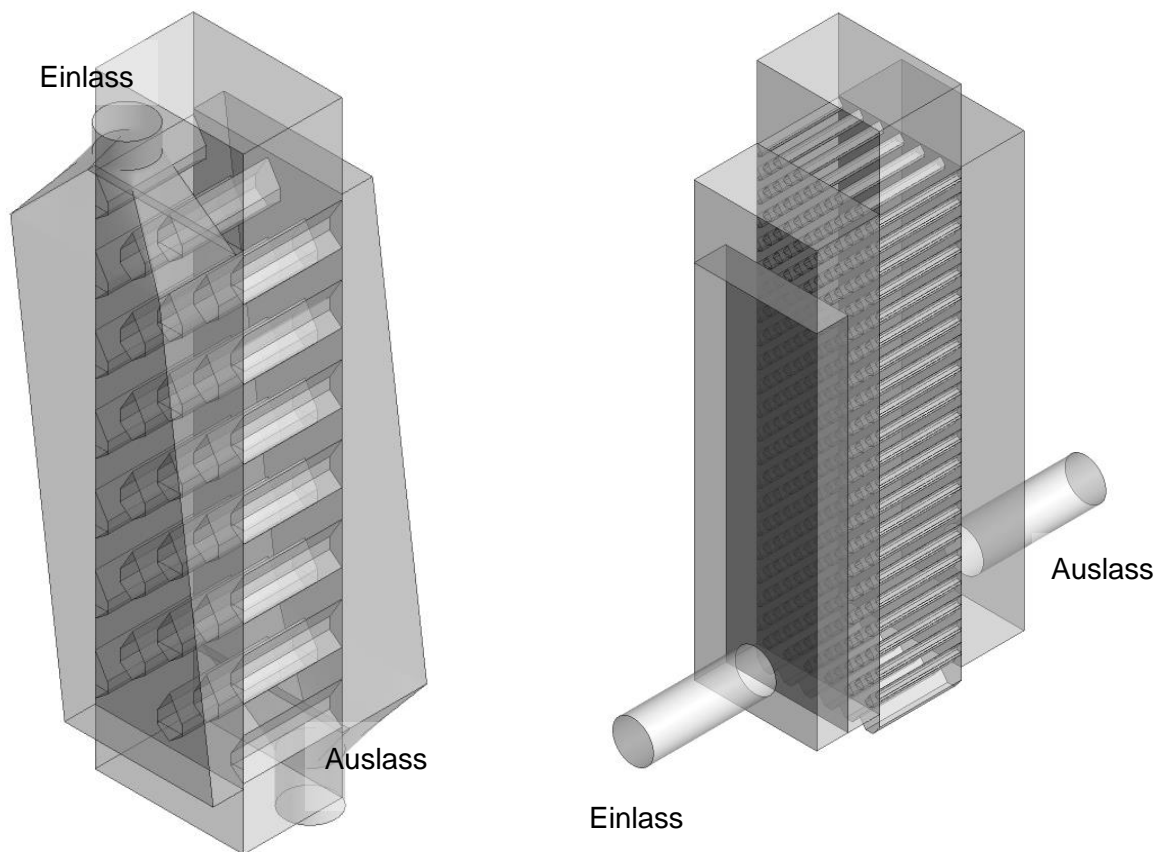


Abbildung 4.20 Aus der CAD-Zeichnung des ATB-Versuchsaufbaus erstelltes 2D-Rechengitter

3D-Luftströmungsmodell

Für das 3D-Modell zur Berechnung der Luftströmung im Technikumstrockner wurden die Fluidvolumina der untersuchten Schachttrocknungsanlagen zwischen der Anschlussleitung des Heizers und der Anschlussleitung des Ventilators konstruktiv nachgebildet (Abbildung 4.21). Dabei wurde die Partikelschüttung im Trockner über ein poröses Medium abgebildet. Die obere Querschnittsfläche des porösen Mediums, die die Oberfläche der Getreideschüttung repräsentiert, wurde als „*opening*“ definiert. Die Fläche unterhalb des Austrages wurde als Wand angenommen, da dies einem geschlossenen Austrag entspricht. Zur Beschreibung des porösen Mediums (Schüttung) wurden die Stoffeigenschaften des Versuchsgutes Weizen verwendet (Tabelle 4.6). Die Luftvolumina im Abluftkasten, im Zuluft-Kasten und in den Dächern wurden als freier Strömungsraum definiert. Die Schnittstelle zwischen den freien Strömungsräumen und dem porösen Medium wurde über den statischen Schüttwinkel modelliert. Die Kontaktfläche zwischen dem freien Strömungsraum und dem porösen Medium wurde als „*General Grid Interphase*“ (GGI) definiert. Der Rohranschluss des Zuluft-Kastens wurde als „*mass flow inlet*“ mit $465 \text{ m}^3/\text{h}$ und der Rohranschluss des Abluft-Kastens als „*pressure outlet*“ mit einem relativen Druck von 0 Pa definiert.

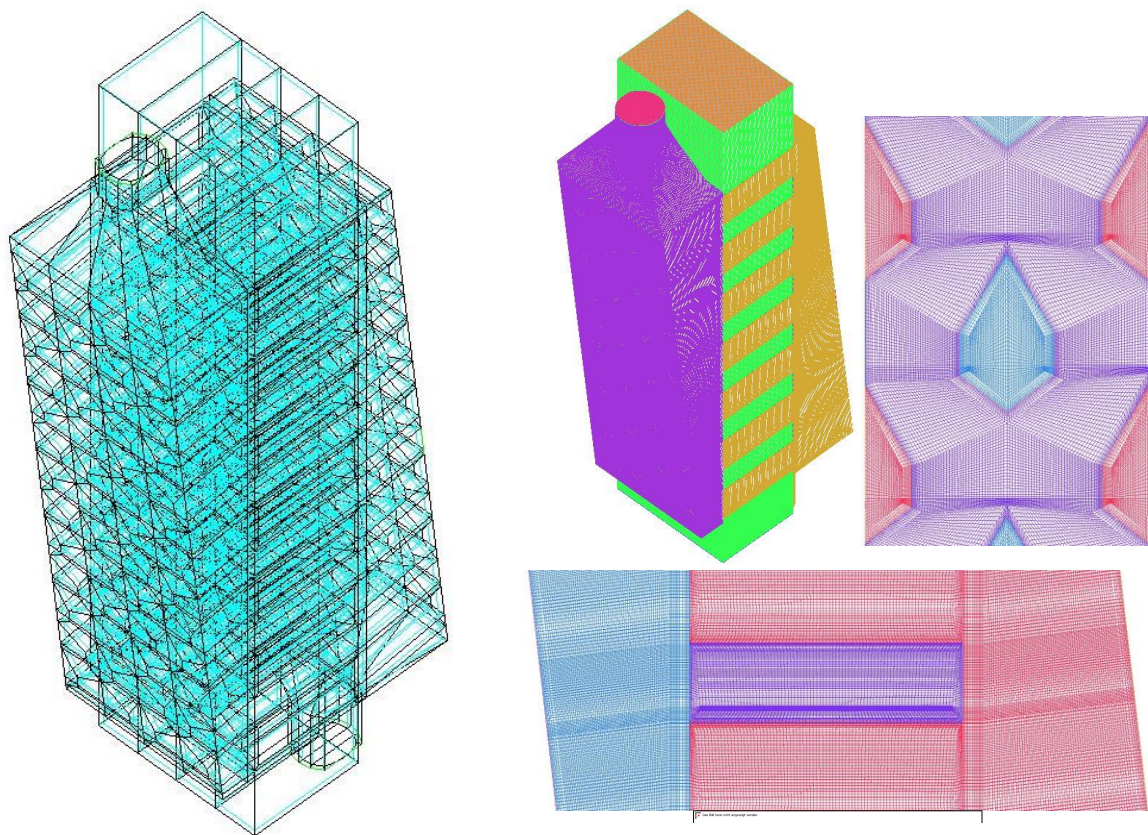


a) konventioneller Technikumstrockner

b) neu entwickelte Schachtkonstruktion

Abbildung 4.21 CAD-Zeichnung zu den 3D-Modellen der untersuchten Dächerschachttrockner

Der Technikumstrockner wurde strukturiert vernetzt mit Ansys® ICEM, und das Gitter als unstrukturiertes Gitter für den CFX Löser exportiert. Das diskrete Modell besteht aus 46.931.791 Elementen, wobei der größte Knotenabstand 5 mm und der kleinste Knotenabstand 1 mm beträgt. Zur Diskretisierung der Trocknerwand wurde eine Prismenschicht bestehend aus 7 Elementen verwendet. Die Schichtdicke des ersten Elementes liegt bei 1 mm. Das Blockmodell und das numerische Gitter des Technikumstrockners sind in Abbildung 4.22 dargestellt. Für das neuartige Trocknerdesign wurde ein unstrukturierter Vernetzter verwendet. Dieser erlaubt eine schnellere Vernetzung des geometrischen Modells. Dies geht jedoch auf Kosten der Elementqualität. Weiterhin erlaubt eine unstrukturierte Vernetzung keine automatische Gitterverfeinerung des diskreten Modells. Daher muss das Netz für jede Gitterverfeinerungsstufe neu berechnet werden. Abbildung 4.23 zeigt das unstrukturierte Netz der neuartigen Schachtgeometrie welches aus 63.309.413 Elementen besteht. Der minimale Knotenabstand des Rechnetzes der neuartigen Trocknergeometrie liegt bei 1 mm und der maximale Knotenabstand bei 10 mm. Die Grenzschicht des Gitters besteht aus 5 Elementen mit einer Wachstumsrate von 1,2.



a) Blockmodell

b) Ausschnitte aus dem Rechengitter

Abbildung 4.22 3D-Rechengitter des konventionellen Technikumstrockners

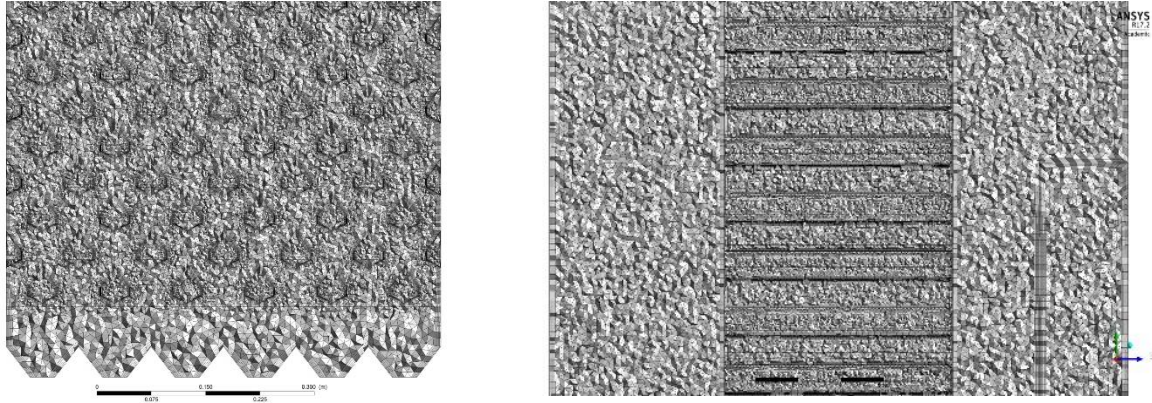


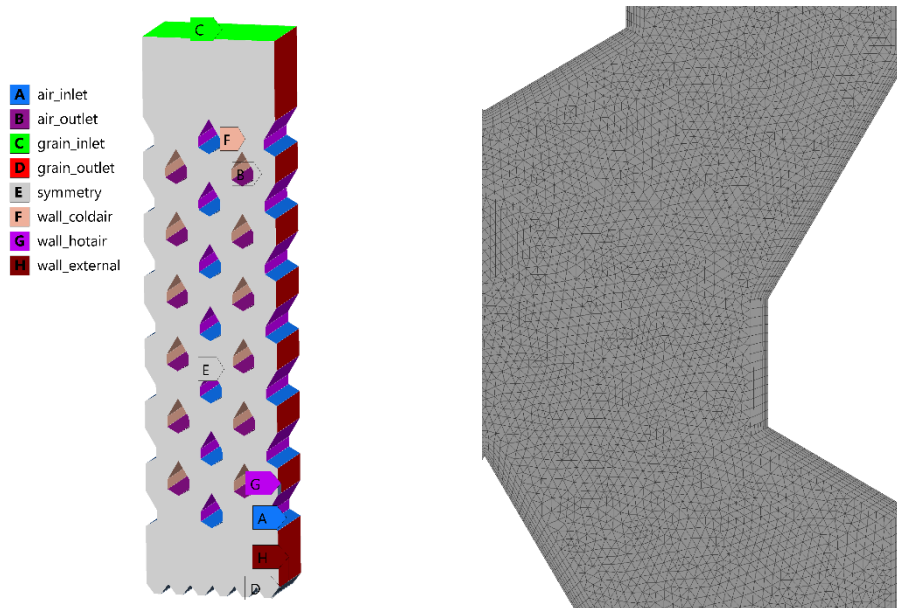
Abbildung 4.23 Ausschnitte aus dem 3D-Rechengitter der neu entwickelten Schachtkonstruktion

4.7.4 Diskretisierung des Partikelströmungs-Modells auf den Technikumstrockner

Einphasen-Kontinuums-Modell

Für die Berechnung der Partikelströmung im Technikumstrockner mittels eines 2D-CFD-Modells wurde der Trocknerquerschnitt geometrisch nachgebildet. Als zu untersuchendes Austragssystem wurde der Industrieaustrag ausgewählt. Zur geometrischen Nachbildung dieses Austrags wurden die Dächer, die oberhalb des Austragschiebers liegen, im unteren Teil des Trockners als Trocknerwände definiert (Abbildung 4.24 a). Die Öffnungsfläche zwischen den Dächern wurde als „*opening*“ mit einem gemittelten Druck von 0 Pa festgelegt. Für die vordere und hintere Ebene des Querschnittes wurden Symmetriebedingungen angenommen. Die Öffnungsfläche oberhalb der Befüll-Sektion wurde als „*inlet*“ definiert. Der Getreidemassenstrom durch den Trockner wurde bei quasi-kontinuierlichem Trocknerbetrieb am Beispiel von zwei Experimenten ermittelt (Experiment 1: 11,7 kg/s, Experiment 2: 2,2 kg/s) [16], [65]. Dieser wurde am „*inlet*“ als Randbedingung vorgegeben. Für die Dach- und Trocknerwände wurde ein „*finite slip*“ Wandgesetz vorgegeben. An der Lufteintritts- und Luftaustrittsfläche wurden „*free slip*“ Bedingungen festgelegt. Das verwendete Modell zur Bestimmung der 2D-Partikelströmung im Trocknerschacht ist in Abschn. 4.4.1 detailliert beschrieben.

Das verwendete numerische Gitter ist in Abbildung 4.24 b dargestellt und besteht aus 334.804 Knotenpunkten, wobei der minimale Knotenabstand 0,5 mm und der maximale Knotenabstand 3 mm beträgt. Für die Trockner- und Dachwände wurde eine Prismen-Schicht mit 7 Gitterelementen und einer ersten Schichtdicke von 0,5 mm definiert. Die Elementtiefe beträgt 400 mm. Somit kann der Durchsatz ohne Umrechnung direkt als Einlassrandbedingung vorgegeben werden.

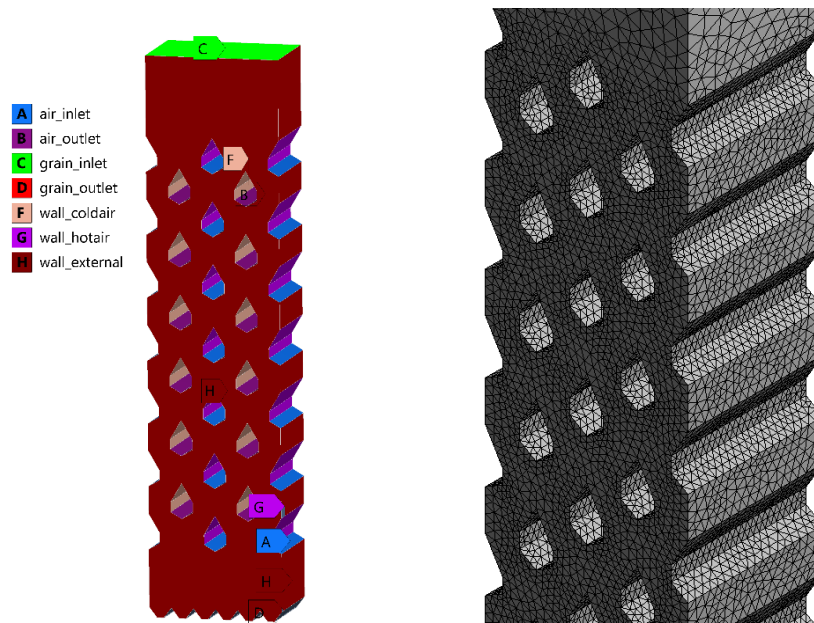


a) CAD-Zeichnung mit Markierung der definierten Systemgrenzen b) Auszug aus dem Rechengitter

Abbildung 4.24 Diskretisierung des 2D-Partikelströmungsmodells

Mehrphasen Kontinuums-Modell

Zur Untersuchung der Partikelströmung im ATB-Trockner wurde erweiternd zu den 2D-Modell ein 3D-Mehrphasenmodell verwendet (Abbildung 4.25). Mit diesem wurde das freie Auslaufen des Schüttgutes aus dem Trockner nachgebildet. Zur Erstellung des diskreten Gitters dieses Modells wurde ein unstrukturierter Tetraeder-Vernetzer verwendet. Das erstellte Gitter besteht aus 630.883 Elementen (Abbildung 4.25 b). Die minimale Elementgröße in der Grenzschicht beträgt 1 mm und die maximale Elementgröße 20 mm. Für die Modellierung der Scherkräfte an der Trocknerwand wird wie beim 2D-Modell das schüttgutspezifische „*finite slip model*“ angewandt. Zur Darstellung des Schüttwinkels, der sich unterhalb der Dächer ausbildet, wurde im Modell eine fiktive Wand mit „*free slip*“ Bedingungen verwendet. Zu Beginn der Simulation wurde der Trockner, der zunächst mit der fluiden Phase Luft unter Standardbedingungen gefüllt war, mit der zweiten fluiden Phase (Schüttgut) bis zu einer Höhe von 2 m befüllt. Oberhalb des Schüttgutes befindet sich Luft. Am Schüttguteinlass wurde eine „*opening*“ Bedingung gesetzt. Als Randbedingung wurde der Phasenanteil der Luft auf 100 %, bei einem Druck von 1013,25 hPa und einer Temperatur von 25 °C, festgelegt. Zur Simulation des freien Auslaufens des Schüttgutes wurde der Austrag geöffnet und das Auslaufen mit einem äußeren Zeitschritt von 0,001 s simuliert.



a) CAD-Zeichnung mit Markierung der definierten Systemgrenzen

b) Rechengitter

Abbildung 4.25 Diskretisierung des 3D-Partikelströmungsmodells

2D-DEM-Modell

Für das DEM-Modell wurde der gleiche Trocknerausschnitt wie für das CFD-Modell verwendet. Jedoch wurde der Austrag im DEM-Modell im Gegensatz zum CFD-Modell diskontinuierlich betrieben und der für die CFD modellierte Schüttwinkel unterhalb der Dächer entfernt. Dieser bildet sich im DEM-Modell selbstständig aus und sollte deshalb dem numerischen Modell nicht vorgegeben werden. Anschließend wurde der Trockner mit 58.000 Clumps befüllt. Hierzu wurde ein Clump bestehend aus 5 Kugeln als Modellkorn verwendet (Abbildung 4.26). Die Clumps wurden im oberen Bereich der Befüll-Sektion ($y = 2,1$ m) an vier verschiedenen Punkten ($x = 0,08$ m; $0,22$ m; $0,38$ m; $0,52$ m) generiert. Um den Befüllungsvorgang zu beschleunigen wurde die Gravitationskonstante kurzzeitig auf 20 m/s^2 erhöht. Dies ist eine gängige Praxis in der DEM [66]. Durch das Reinfallen der Partikel in den Trocknerschacht wird eine zufällige Schüttung generiert. Nach der Befüllung wurde die Gravitationskonstante wieder auf $9,81 \text{ m/s}^2$ gesetzt.

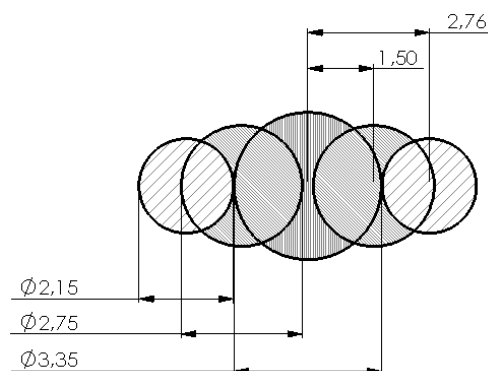


Abbildung 4.26 Clump-Modell des Getreidekorns (Maßangaben in mm)

Zur Umsetzung des diskontinuierlichen Austrags wurden unterhalb der Dächer nach der Befüllung Auffangbehälter modelliert, die das Füllvolumen eines Austrags (siehe Abschn. 4.4.3) aufnehmen. Für die modellhafte Nachbildung eines Austrags wurden die Partikel, die sich in diesen Auffangbehältern befinden, gelöscht, so dass die oberen Partikel nachrutschen können. Dieser Vorgang wurde für jeden Austrag wiederholt. Nach 20 Austrägen wurde der Trockner nochmals befüllt. Hierzu wurden wiederum 2000 Clumps im oberen Bereich des Trockners generiert und die vorhandene Schüttung aufgefüllt. Anschließend wurden weitere Austräge durchgeführt.

4.7.5 Diskretisierung des CFD-DEM-Modells auf den Technikumstrockner

Aufheizphase des Trockners

Für die Berechnung des Trocknungsprofils während der Aufheizphase wurde ein 2D-Modell mit 584.382 Knotenpunkten erstellt. Zur Gittergenerierung des 2D-Modells wurde Ansys® Meshing verwendet. Es wurden zur Modellerstellung die gleiche Trocknergeometrie und die gleichen Parametereinstellungen des numerischen Gitters, die in Abschn. 6.2 beschrieben sind, genutzt. Der Zuluft-Volumenstrom betrug 0,366 m³/s bei einer Zulufttemperatur von 80 °C und einer absoluten Luftfeuchte von 10 g_{H2O}/kg_{TL} (Tabelle 4.7). Die Anfangsfeuchte der Getreideschüttung lag bei 0,24 kg_{H2O}/kg_{TS}.

Tabelle 4.7 Anfangs- und Randbedingungen für das Trocknungsmodell

Modellparameter	Einheit	Wert
Wandreibungsmodell		Haftmodell
Gaseigenschaften		ideales Gas
Umgebungsdruck	[Pa]	101,325
statischer Druck am Austritt	[Pa]	0
Zuluft-Volumenstrom	[m ³ /s]	0,366
Getreideart		Weizen
äquivalenter Partikeldurchmesser	[mm]	4,25
Schüttungsporosität	[-]	0,39
Zulufttemperatur	[°C]	80
Zuluftfeuchte	[g _{H2O} /kg _{TL}]	10
Schüttwinkel	[°]	32,5
Anfangsgutfeuchte	[kg _{H2O} /kg _{TS}]	0,24
Simulationszeit	[min]	20

Für die Simulation des Wärme- und Stoffübergangs im Trockner wurden alle Wärme- und Stoffübergangsvorgänge, ausgenommen der Strahlungswärme, im Modell berücksichtigt. Hierfür wurden folgende Annahmen getroffen:

- Die Temperatur der Wände der Zuluftdächer beträgt 80 °C.
- Die Temperatur der Wände der Abluftdächer beträgt 40 °C.
- Die Temperatur der Trockneraußenwand beträgt 25 °C.

- Zur Berechnung des Wärmeübergangs zwischen der Luft und der Trocknerwand wird der lokale Wärmedurchgangskoeffizient über die Wärmeleitfähigkeit der Trocknerwand und dem Wärmeübergangskoeffizienten der Luft in der Grenzschicht bestimmt.
- Die Dicke des Stahlbleches der Trocknerwand beträgt 2 mm.
- Zur Berechnung des Wärmeübergangs zwischen dem Gut und der Trocknerwand werden die lokalen Wärmeleitfähigkeiten des Produktes und der Trocknerwand verwendet.
- Es gibt keinen Stoffaustausch zwischen dem zu trocknenden Gut und der Trocknerwand.
- Es gibt keinen Stoffaustausch zwischen der Prozessluft und der Trocknerwand.

Kontinuierliche Trocknung

Zur Berechnung der kontinuierlichen Schachttrocknung im Technikumstrockner wurde das statistische CFD-DEM Modell verwendet. Dieses besteht aus dem 2D-CFD-Modell, dem 2D-DEM-Modell und den Kopplungslöser. Für das 2D-CFD-Modell wurden die Gittermatrix und die Randbedingungen des diskreten Modells zur Berechnung der Aufheizphase des Trockners verwendet. Die Ergebnisse des diskreten Modells zur Berechnung der Aufheizphase des Trockners dienen zugleich als Anfangsbedingung. Das 2D-DEM-Modell ist identisch mit dem in Abschn. 4.7.4 beschriebenen DEM-Modell. Folgende Randbedingungen wurden für den Kopplungslöser verwendet:

- Standzeit des Austrags 60 s,
- Getreidedurchsatz 260 kg/h (theoretisch),
- Austrag Schubboden,
- DEM Trockner mit Wiederbefüllung.

Zunächst wurde die Partikelposition der Getreidekörner im Trockner mit den Kopplungslöser ermittelt und die Feuchte und Temperatur des Partikels anhand der Anfangsbedingungen bestimmt. Darauf folgend wurde der Partikelversatz berechnet. Ausgehend vom Partikelversatz wurde das Temperatur- und Feuchtefeld der Schüttung nach dem Austrag berechnet und als Startbedingung an die CFD-Simulation übergeben. Anschließend wurde mit dem CFD-Modell die „*Satztrocknung*“ während der 60 s Standzeit berechnet.

4.7.6 Diskretisierung des Luftströmungsmodells auf den Industrietrockner

Zur Beurteilung der Strömungsverteilung in großtechnischen Dächerschachttrocknern wurde eine Doppelsektion eines Industrietrockners modellhaft nachgebildet (Abbildung 4.27). Für diese Sektion wurden die Strömungsverteilungen bei horizontaler und bei diagonaler Dachanordnung untersucht. Weiterhin wurde analysiert, welchen Einfluss eine Verdrehung der Sektionen um 180° um die Trocknerachse auf die Luftströmung in der Schüttung ausübt (Abbildung 4.27 c). Die Anfangs- und Randbedingungen für diese Modelle sind in Tabelle 4.8 dargestellt.

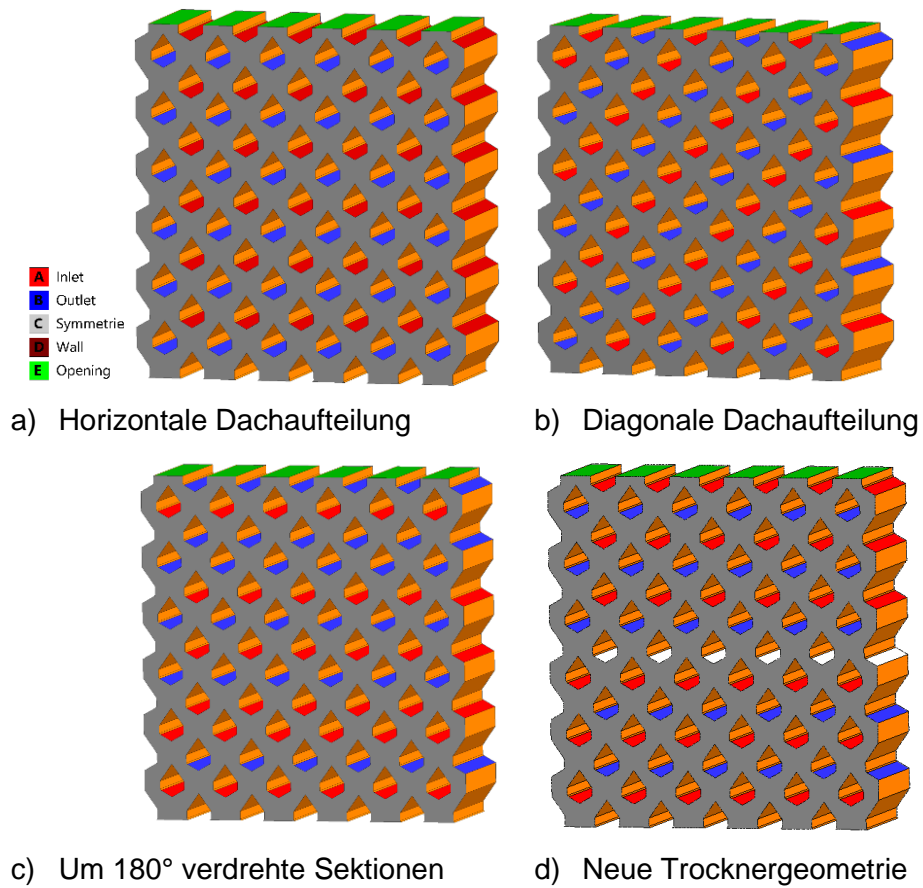


Abbildung 4.27 CAD-Zeichnung einer Doppelsektion des Industrietrockners mit Markierung der definierten Systemgrenzen der 2D-Strömungsmodelle

Tabelle 4.8 Anfangs- und Randbedingungen des Industrietrockner-Modells

Modellparameter	Einheit	Wert
Zuluft-Volumenstrom	[m ³ /s]	0,425
Getreideart		Weizen
äquivalenter Partikeldurchmesser	[mm]	4,25
Schüttungsporosität	[-]	0,39
Zulufttemperatur	[°C]	20
Schüttwinkel	[°]	27,5

Das numerische Gitter dieser Modelle besteht aus 271.922 Knotenpunkten, wobei der minimale Knotenabstand 5 mm und der maximale Knotenabstand 15 mm betrug. Ein Ausschnitt des numerischen Gitters ist in Abbildung 4.28 dargestellt.

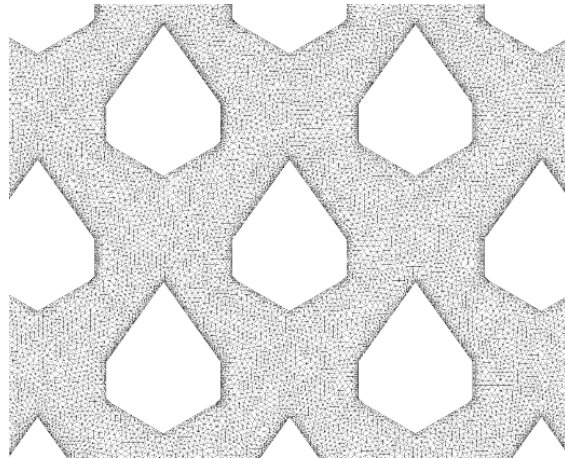


Abbildung 4.28 2D-Rechengitter zur Simulation der Strömungsverteilung im Industrietrockner

5 Experimentelle Untersuchungen

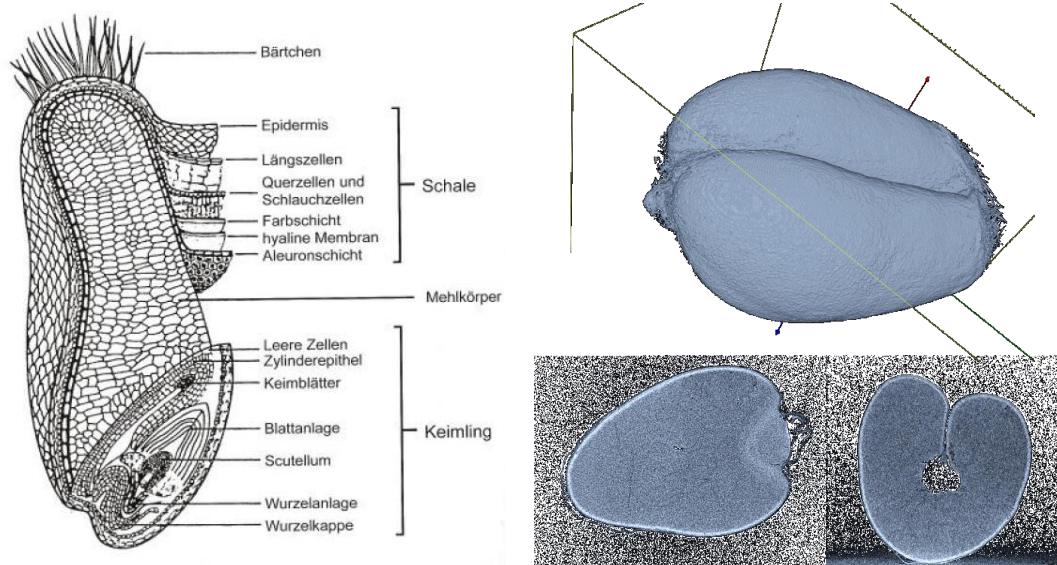
5.1 Eigenschaften des Versuchsgutes

Als Versuchsgut wurde überwiegend Weizen verwendet. Raps kam lediglich bei den strömungsmechanischen Experimenten als Referenzprobe zum Einsatz. Nach dem Bundessortenamt unterscheidet man bei Weichweizen in Abhängigkeit von den Backeigenschaften die Qualitätsklassen E- (Elite-), A- (Qualitäts-), B- (Brot-) sowie C-Weizen. Die erste Charge des Versuchsgutes Weizen wurde von einem Landwirt aus Brietzen, die zweite Charge von der Getreide AG am Standort Grimmen bereitgestellt. Nach Angaben der Lieferanten waren beide Chargen Weizenmischungen der Qualitätsklassen A und B. Der Wassergehalt von Versuchscharge 1 lag bei 16 %w.b., für Versuchscharge 2 bei 20 %w.b.. Zur experimentellen Untersuchung der Schüttgutdurchströmung im Schachttrockner wurde Raps mit einer Feuchte von 10 %w.b. wegen seiner nahezu kugelförmigen Partikeln als Referenzgut verwendet. Dieses Versuchsgut wurde ebenfalls von der Getreide AG bezogen.

5.1.1 Biochemische Eigenschaften von Weizen

Weizen (*Triticum L.*) gehört zur Familie der Süßgräser (*Poaceae*). Die einjährigen Pflanzen besitzen eine Wuchshöhe von bis zu 1 m und sind meist unbegrannt. Ihre Halmform ist rundlich, und sie zeigen ein dunkelgrünes Erscheinungsbild. Das verwendete Versuchsgut gehört der Art Weichweizen (Winterweizen, *Triticum aestivum L.*) an.

Physiologisch besteht das Weizenkorn aus Keimling (Embryo), Mehlkörper (Endosperm) und der Schale (Abbildung 5.1 a). Zwischen der Fruchtschale und dem Mehlkörper befindet sich eine eiweißreiche Schicht von Aleuronzellen. Der Keimling und das Nährgewebe sind durch das semipermeable Scutellum miteinander verbunden. Durch dieses wird der Keimling während der Keimung aus dem Mehlkörper mit Nährstoffen versorgt. Abbildung 5.1 a [1] zeigt den schematischen Aufbau und Abbildung 5.1 b ein μ CT-Bild eines Weizenkorns. Das Weizenkorn besitzt eine annähernd ellipsoide Form mit einer Länge von 4-10 mm [77].



a) Schematischer Aufbau [1] b) μ CT-Bild des Einzelkorns
Abbildung 5.1 Aufbau eines Weizenkorns

Chemisch besteht Weizen vorwiegend aus Kohlenhydraten, Proteinen und Fetten. Die Konzentration der Inhaltsstoffe in den verschiedenen Kornbestandteilen wirkt sich auf das hygroskopische Verhalten des Korns und auf die Diffusion der Feuchte im Korn während der Trocknung aus. In Tabelle 5.1 sind die Inhaltsstoffe von Weizen und deren Konzentration zusammengefasst [1]. Die stickstofffreien Extraktstoffe sind im wesentlichen Zucker und Stärke.

Tabelle 5.1 Chemische Zusammensetzung von Weizen [1]

Rohasche	Rohprotein	Rohfett	Rohfaser	N-freie Extraktstoffe		
11 [g/kg _{TS}]	146 [g/kg _{TS}]	19 [g/kg _{TS}]	28 [g/kg _{TS}]	796 [g/kg _{TS}]	davon Stärke 595 [g/kg _{TS}]	davon Zucker 22 [g/kg _{TS}]

5.1.2 Mechanische Eigenschaften von Weizen und Raps

Kornform und Korngrößenverteilung

Zur Bestimmung der Kornform und Korngrößenverteilung wurde ein optischer 3D-Partikelanalysator (PartAn 3001 L, Fa. Microtrac Europe GmbH) verwendet. Der Partikelanalysator nutzt das Schattenprojektionsverfahren als Messprinzip. Bei diesem Verfahren fallen die über eine Vibrationsrinne vereinzelt Partikel durch eine Messkammer mit Stroboskoplicht. In der Messkammer werden von jedem Partikel während des freien Falls bis zu 7 Aufnahmen mit einer Kamera erstellt. Der äquivalente Korndurchmesser wird bei der optischen Partikelanalyse aus der mittleren Schattenprojektionsfläche der Einzelpartikel ermittelt:

$$\bar{d}_p = 2 \sqrt{\frac{\bar{A}_{p,p}}{\pi}} \quad (5.1)$$

Zur Bestimmung des volumen-äquivalenten Kugeldurchmessers

$$d_p = \left(\frac{6 \cdot V_{H_2O,verd}}{\pi} \right)^{1/3} \quad (5.2)$$

wurde das Messverfahren der Volumenverdrängung (von Wasser) mittels Pyknometer verwendet. Prinzipbedingt ist dieses Messverfahren nur anwendbar auf Partikel, deren Feststoffdichte größer ist als die Dichte von Wasser.

Zur Beurteilung der Kornform wurden der minimale und der maximale Feret-Durchmesser F_{\min} und F_{\max} der Partikel herangezogen (Abbildung 5.2).

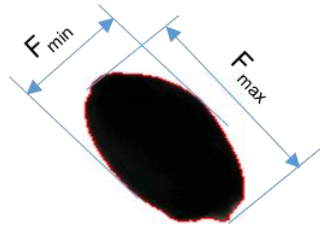


Abbildung 5.2 Darstellung des minimalen und maximalen Feret-Durchmessers am Beispiel Weizen

Zur Auswertung der optischen Korngrößenklassierung wurde eine Klassenbreite von 0,1 mm verwendet. Die Klassengrenzen (Weizen: 2-9 mm, Raps: 1-4 mm) wurden so gewählt, dass der minimale und der maximale Feret-Durchmesser innerhalb der Klassengrenzen liegen. Es wurden drei Messungen mit jeweils ca. 7.500 Weizen- und ca. 11.000 Rapskörnern durchgeführt (entspricht einer Probenmenge von je ca. 500 ml).

Nach der optischen 3D-Partikelanalyse ergibt sich für Weizen ein mittlerer flächenäquivalenter Korndurchmesser von 4,62 mm, siehe Tabelle 5.2. Vergleicht man diesen mit Literaturwerten von Matthies [78] (Winterweizen $d_{\text{äq}} = 4,2$ mm), so ist ersichtlich, dass die Werte um ca. 0,4 mm (ca. 10 %) voneinander abweichen. Dies kann daran liegen, dass das vom Messgerät zur Flächenermittlung des Korns verwendete Schattenprojektionsverfahren die Bauchfalte des Weizenkorns vernachlässigt. Dadurch wird das Kornvolumen mit diesem Messverfahren überschätzt. Zum Vergleich wurde der volumenäquivalente Partikeldurchmesser mit dem Pyknometer bestimmt. Hierzu wurden 10 Körner mit dem Pyknometer verwogen. Daraus ergab sich ein mittlerer Korndurchmesser von 4,25 mm (Standardabweichung: $\pm 0,15$ mm). Dieser Wert liegt nahe dem vom Matthies [72] ermittelten Partikeldurchmesser des Weizenkorns.

Tabelle 5.2 Optische Korngrößenanalyse von Weizen

	Einheit	Probe 1	Probe 2	Probe 3	Mittelwert
Partikelanzahl	[-]	7480	7432	9101	8004
Äquivalentdurchmesser des Partikels	[mm]	4,56	4,71	4,58	4,62
mittleres Kornvolumen	[mm ³]	54,23	54,82	50,19	53,08
mittlerer minimaler Feret-Durchmesser	[mm]	3,37	3,39	3,30	3,35
mittlerer maximaler Feret-Durchmesser	[mm]	7,89	7,54	7,54	7,66

Betrachtet man den minimalen (3,35 mm) und den maximalen (7,66 mm) Feret-Durchmesser des Weizenkorns, so ergibt sich hier eine gute Übereinstimmung mit den Literaturwerten [78]. Minimaler und maximaler Feret-Durchmesser weichen deutlich voneinander ab. Deshalb entspricht die Form des Weizenkorns eher der Form eines Rotationsellipsoids als der einer Kugel (Abbildung 5.3). Der minimale und der maximale Feret-Durchmesser werden für die Darstellung des Weizenkorns als Rotationsellipsoid verwendet.



Abbildung 5.3 Typische Partikelform eines Weizenkorns

Die mit Hilfe der optischen Partikelanalyse gemessene Korngrößenverteilung von Weizen ist in Abbildung 5.4 dargestellt. Neben der volumenbezogenen Häufigkeitsverteilung des Partikeldurchmessers \bar{d}_p sind auch die Verteilungen des minimalen und maximalen Feret-Durchmessers (F_{min} , F_{max}) in dem Diagramm aufgetragen.

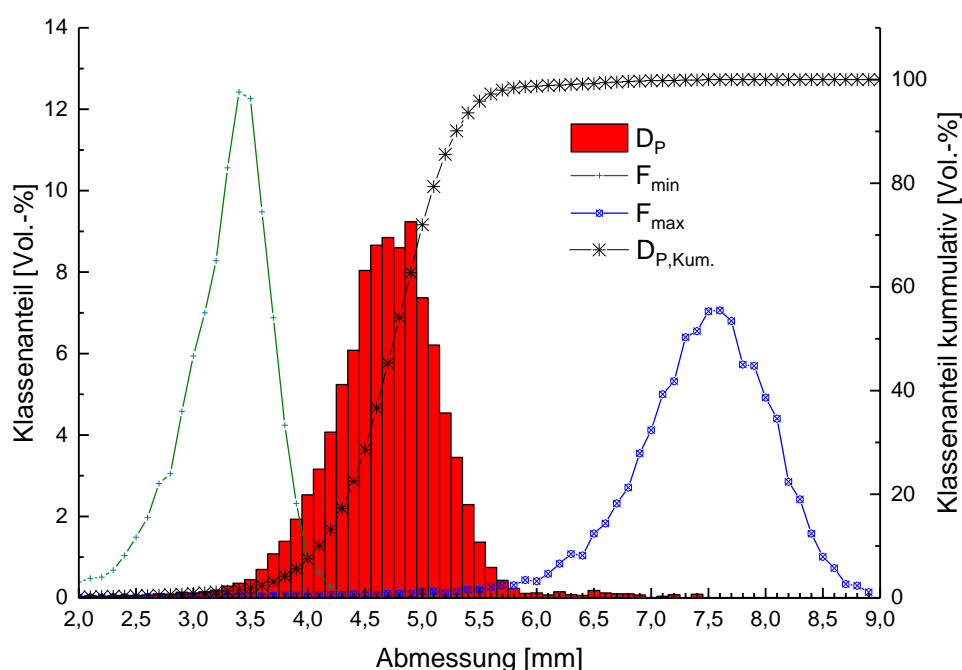


Abbildung 5.4 Korngrößenverteilung von Weizen (Probe 1), gemessen mit dem PartAn 3001 L, (Kum. - Kumulativ)

Die Ergebnisse der optischen Partikelgrößenanalyse für Raps sind in Tabelle 5.3, Abbildung 5.5 und Abbildung 5.6 dargestellt. Der mittlere äquivalente Korndurchmesser von 2,06 mm stimmt gut überein mit dem Literaturwert von Matthies [78] (1,998 mm). Der minimale und der maximale Feret-Durchmesser von Raps weichen nicht stark dem volumen-äquivalenten Durchmesser ab. Daher entspricht die Form des Rapskorns näherungsweise der einer Kugel. Aus dem geringen Unterschied zwischen minimalem und maximalem Feret-Durchmesser (vgl. Tabelle 5.3) ist jedoch ersichtlich, dass auch das Rapskorn keine ideale Kugelform aufweist. Nach der Pyknometer-Messung ergab sich ein mittlerer, volumen-äquivalenter Korndurchmesser von 2,8 mm (Standardabweichung $\pm 0,12$ mm). Dieser weicht deutlich von dem nach Matthies bestimmten Partikeldurchmesser ab. Dies liegt zum Teil an dem zu geringen Kornvolumen im Vergleich zum Pyknometer-Volumen.

Tabelle 5.3 Mittlere KorngröÙeneigenschaften der Rapsproben

	Einheit	Probe 1	Probe 2	Probe 3	Mittelwert
Partikelanzahl	[-]	116181	128267	109472	117973
Äquivalentdurchmesser des Partikels	[mm]	2,04	2,07	2,07	2,06
mittleres Kornvolumen	[mm ³]	4,51	4,64	4,61	4,59
mittlerer minimaler Feret-Durchmesser	[mm]	1,82	1,83	1,83	1,83
mittlerer maximaler Feret-Durchmesser	[mm]	2,31	2,33	2,32	2,32



Abbildung 5.5 Typische Partikelform eines Rapskorns

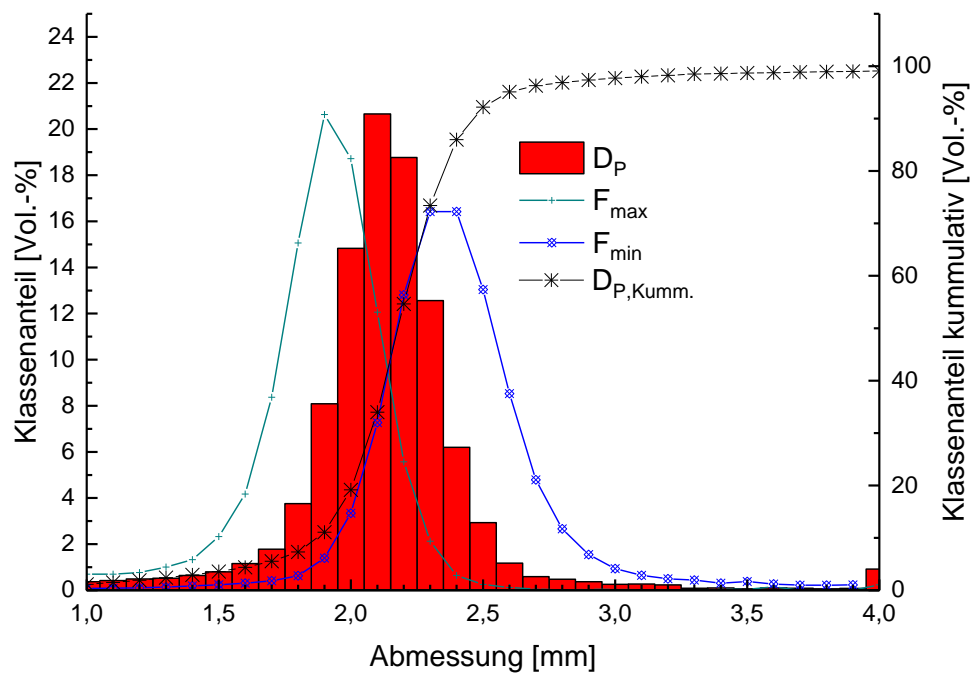


Abbildung 5.6 Optische KorngröÙenverteilung von Raps (Probe 1) gemessen mit PartAn 3001 L, (Kum. - Kumulativ)

Partikel- und Schütttdichte

Zur Ermittlung der Partikeldichte wurden Pyknometer-Messungen durchgeführt. Hierzu wurde ein geeichtes 50 ml Pyknometer (Typ: 2714000, Fa. Marinefeld) verwendet. Die Versuche wurden bei einer Raumtemperatur von 20 °C durchgeführt. Als Füllflüssigkeit wurde deionisiertes Wasser verwendet. Das Pyknometer wurde vor der Messung in einem

Wasserbad auf 20 °C temperiert. Darauf folgend wurde das Pyknometer aus dem Wasserbad genommen, mit einem Tuch getrocknet und mit auf 20 °C temperiertem deionisiertem Wasser gefüllt. Anschließend wurde das gefüllte Pyknometer mit einer Präzisionswaage gewogen. Als nächstes wurde die Masse des Weizenkorns bestimmt. Das Weizenkorn wurde in das Pyknometer gegeben. Es ist darauf zu achten, dass möglichst keine Luftblasen am Korn anhaften (speziell in der Bauchfalte des Getreidekorns). Da der Volumenanteil des Weizenkorns im Vergleich zum Füllvolumen des Pyknometers sehr gering ist, wurde auf eine Temperierung der Probe verzichtet. Abschließend wurde das Pyknometer mit der Probe erneut gewogen. Die Messung wurde 10-mal wiederholt. Die Schüttdichten der Versuchsgüter Weizen und Raps wurden mittels Granomat bestimmt (Tabelle 5.4). Aus der Schütt- und Partikeldichte wird die Porosität der Schüttung

$$\psi = 1 - \frac{\rho_b}{\rho_p} \quad (5.3)$$

ermittelt.

Tabelle 5.4 Partikeleigenschaften der Versuchsgüter

	Einheit	Weizen	Raps
Kornfeuchte	[%w.b.]	16	10
Partikeldichte	[kg/m ³]	1139	1086
Schüttdichte	[kg/m ³]	721	599
Porosität	[-]	0,37	0,45

Für Weizen wurde eine mittlere Partikeldichte von 1139 kg/m³ (Standardabweichung ± 60 kg/m³) ermittelt (Tabelle 5.4). Die Schüttdichte lag bei 721 kg/m³ (Standardabweichung ± 69 kg/m³). Somit ergibt sich für die untersuchte Weizencharge eine mittlere Porosität von 37 %. Die gemessenen Partikeldaten liegen somit nahe den von Matthies [78] ermittelten Werten für Winterweizen (Partikeldichte 1214 kg/m³, Schüttdichte 690 kg/m³, Porosität 40 %). Nach Korrelationen von Nelson, zitiert aus Pabis [79], können die Schütt- bzw. Partikeldichte von Winterweizen wie folgt berechnet werden:

$$\rho_b = 0,7744 - 0,703x + 0,1851x^2 - 0,014896x^3 + 0,0003116x^4, \quad (5.4)$$

$$\rho_p = 1,3982 + 0,680x - 0,06086x^2 + 0,000747x^3. \quad (5.5)$$

In den Gleichungen (5.4) und (5.5) ist die Gutfeuchte x in kg_{H₂O}/kg_S einzusetzen. Für die 16 %-ige Weizencharge errechnet sich nach Gleichung (5.4) eine Schüttdichte von 730 kg/m³ und nach Gleichung (5.5) eine Partikeldichte von 1382 kg/m³. Aus diesen Werten ergibt sich für die Weizenprobe eine Porosität von 47 %. Die nach der Korrelation von Nelson ermittelte Partikeldichte ist höher als die gemessene Partikeldichte. Diese Abweichung kann durch natürliche Schwankungen zwischen den einzelnen Weizensorten und Erntejahren begründet sein. Die gemessene Schüttdichte stimmt mit der nach Nelson berechneten Schüttdichte überein.

Für Raps wurde eine mittlere Partikeldichte von 438 kg/m^3 (Standardabweichung $\pm 80 \text{ kg/m}^3$) bestimmt. Die Schüttdichte lag bei 599 kg/m^3 (Standardabweichung $\pm 11 \text{ kg/m}^3$). Da die gemessene mittlere Partikeldichte im Vergleich zu der von Matthies ermittelten Partikeldichte (1086 kg/m^3) um mehr als 50 % abweicht, wurde für die weitere Betrachtung die Partikeldichte von Raps nach Matthies verwendet. Somit ergibt sich für die untersuchte Rapsprobe eine mittlere Porosität von 45 %. Nach Matthies lag die Schüttdichte von Raps bei 641 kg/m^3 und die Porosität bei 41 %.

Bestimmung des dynamischen- und statischen Schüttwinkels

Zur Simulation des Partikelflusses und zur geometrischen Abbildung des Fluidvolumens in der CFD werden der statische Schüttwinkel der Versuchsgüter Weizen und Raps sowie der Wandreibungswinkel von Weizen benötigt. Der statische Schüttwinkel, der sich unterhalb der Luftkanäle einstellt, wurde am Acrylglasmodell des Schachttrockners im Ruhezustand der Schüttung gemessen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.5 aufgeführt. Die Abhängigkeit des statischen Schüttwinkels von der Gutfeuchte wurde anhand eines Schüttkegelversuchs [80] ermittelt, siehe Tabelle 5.6. Parallel wurde mit Hilfe einer Jenike-Scherzelle der Wandreibungswinkel von Weizen zu $30,1^\circ$ gemessen.

Tabelle 5.5 Statischer Schüttwinkel der Versuchsgüter

	Einheit	Weizen	Raps	Gerste
Wassergehalt	[%w.b.]	14	9	-
Statischer Schüttwinkel	[°]	27,5	27,2	28 [76]

Tabelle 5.6 Abhängigkeit des statischen Schüttwinkels von Weizen von der Gutfeuchte [80]

Gutfeuchtegehalt [%w.b.]	Statischer Schüttwinkel [°]
13,4	19,5 Standardabweichung $\pm 1,3$
15,1	27,6 Standardabweichung $\pm 1,7$
18,9	32,0 Standardabweichung $\pm 1,8$

5.1.3 Thermische Eigenschaften von Weizenkörnern

Zur Bestimmung der thermischen Eigenschaften von Weizenkörnern wurden Berechnungsansätze aus der Literatur [77], [79], [81] herangezogen und miteinander verglichen. Anschließend wurde ein repräsentatives Modell zur Beschreibung der Wärmeleitfähigkeit (Tabelle 5.7) und der Wärmekapazität (Tabelle 5.8) des Versuchsgutes ausgewählt und für die numerische Simulation verwendet.

Nach Mohesnin [81] ist die Wärmebilanz-Kalorimetrie eine etablierte Methode zur Bestimmung der thermischen Eigenschaften von Körnerfrüchten. Babbitt führte 1945 Messungen zur Temperatur- und Wärmeleitfähigkeit von Weizen durch und ermittelte aus diesen die Wärmekapazität (aus [81]). Kazarian and Hall [81] untersuchten mittels Wärmebilanz-Kalorimetrie die Wärmekapazität, Wärme- und Temperaturleitfähigkeit von Weizen. Sie

stellten bei den Untersuchungen fest, dass die Probe direkt in das Kalorimeter gegeben werden sollte, da eine Verkapselung der Probe (z.B. im Kupferbehälter) zu nicht konsistenten Werten führt. Muir und Viravanichai [82] untersuchten die Wärmekapazität von Hartweizenproben aus den Erntejahren 1967-1969. Cao et al. [83] verwendeten die „*Differential Scanning Calorimetry*“ zur Ermittlung der Wärmekapazität von Weizen. Die Regression nach Cao et al. [83] liefert ähnliche Werte wie die o.g. Modelle, siehe Abbildung 5.7. Vergleicht man die gemessenen Werte nach Cao et al. bei hohen Temperaturen mit den nach der Regression berechneten Werten, so ist eine erhebliche Abweichung von den Messdaten ersichtlich. Daher wurde eine neue Regression aus den Daten von Cao et al. mit dem Programm Origin[®] ermittelt und anschließend für die numerische Berechnung verwendet.

Tabelle 5.7 Formeln zur Berechnung der Wärme- und Temperaturleitfähigkeit von Weizen

Modell	Formel	Anwendungsbereich
Kazarian and Hall (1965), zitiert aus [79]	$\lambda_{S,eff} = 0,1170 + 0,11x$	x: 0-0,22 kg _{H2O} /kg _S
Chandra and Muir (1971), zitiert aus [79]	$\lambda_{S,eff} = 0,1398 + 0,14x$	x: 0-0,23 kg _{H2O} /kg _S ϑ: 20 °C
Gadaj and Cybulska (1973), zitiert aus [79]	$\lambda_{S,eff} = 0,1337 + 0,252X$	X: 0,05-0,22 kg _{H2O} /kg _{TS}
Kustermann et al. [84]	$\lambda_{S,eff} = 0,113 + 0,17x + 1,69 \cdot 10^{-4} \cdot \vartheta$	x: 0,05-0,22 kg _{H2O} /kg _S ϑ: 5-50 °C
Scherer und Kutzbach [85]	$a_{S,eff} = 3,01 \cdot 10^{-4} + 2,35 \cdot 10^{-4}x + 1,98 \cdot 10^{-7} \cdot \vartheta$	x: 0,05-0,22 kg _{H2O} /kg _S ϑ: 5-50 °C

Tabelle 5.8 Modelle zur Wärmekapazität von Weizenkörnern

Modell	Formel	Anwendungsbereich
Babbitt (1945), zitiert aus [79]	$c_p = 1184 + 3000x$	x: 0-0,14 kg _{H2O} /kg _S
Kazarian and Hall (1965), [86]	$c_p = 1452 + 3000x$	x: 0-0,32 kg _{H2O} /kg _S
Muir and Viravanichai (1972), [82]	$c_p = 1098 + 4000x$	X: 0-0,25 kg _{H2O} /kg _{TS}
Mohnsenin (1980), [81]	$c_p = 1260 + 3600x$	x: 0,05-0,35 kg _{H2O} /kg _S
Cao et al. (2010), [83]	$c_p = (1,11479 + 3,37138 X + 9,13 \cdot 10^3 \vartheta - 2,8778 \cdot 10^4 X \vartheta - 9,249 \cdot 10^5 \vartheta^2 + 3,354 \cdot 10^5 X \vartheta^2) \cdot 10^3$	x: 0-0,19 kg _{H2O} /kg _S ϑ: 0-70 °C
Scaar (Daten Cao [83])	$c_p = 1,15498 + 8,79135 \cdot \left[\frac{1}{1 + \exp\left(-\frac{\vartheta - 63,76403}{28,04794}\right)} \right] \cdot \left[\frac{1}{1 + \exp\left(-\frac{X - 0,13629}{0,05816}\right)} \right]$	x: 0-0,19 kg _{H2O} /kg _{TS} ϑ: 0-70 °C

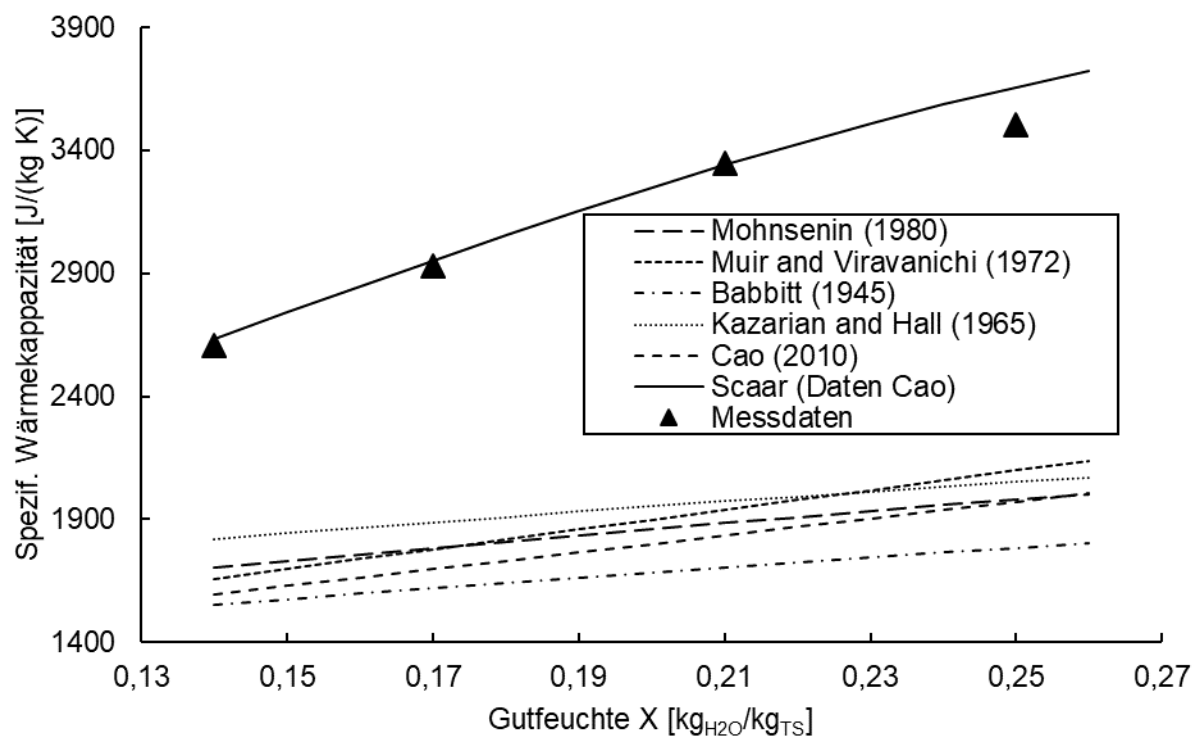


Abbildung 5.7 Vergleich der Modelle zur Wärmekapazität von Weizen bei einer Temperatur von 50 °C (Messdaten von Cao et al. [83])

Wie aus Tabelle 5.8 und Abbildung 5.7 ersichtlich, beschreiben die in der Literatur vorhandenen Korrelationsgleichungen den Zusammenhang zwischen der Wärmekapazität und der Gutfeuchte linear. Nach [79] resultiert dieses Verhältnis aus der Addition der Wärmekapazität der Trockenmasse des Kornes mit der Wärmekapazität von Wasser [79, p. 168]. Dieser Zusammenhang wurde durch die Messungen von Cao et al. [83] widerlegt. Sie stellten fest, dass gerade bei höheren Temperaturen der Zusammenhang nicht mehr linear ist. Daher wurde für die Ermittlung der Wärmekapazität von Weizen ein Logistisch-Kumulatives Regressionsmodell verwendet, welches in diesem Bereich eine bessere Übereinstimmung mit den gemessenen Wärmekapazitäten zeigt. Das Bestimmtheitsmaß dieses Regressionsmodells liegt bei 0,9459.

Zur Beschreibung der Wärme- und der Temperaturleitfähigkeit des Versuchsgutes wurden die Korrelationen nach Kustermann et al. [84] und Scherer et al. [85] verwendet, da die anderen Korrelationen nur bei Raumtemperatur gültig sind (Tabelle 5.7). Die Temperaturleitfähigkeit der Getreideschüttung wurde nach einer Korrelationsgleichung von Gerzoi and Samochetov (1951) (aus Pabis et al. [79], S.179) ermittelt:

$$\alpha_{B,eff} = 2,5 \cdot 10^{-4} + 5 \cdot 10^{-4} x . \quad (5.6)$$

Diese Korrelation gilt für einen Gutfeuchtegehalt x von 10-20 %w.b..

Für die numerische Analyse ist es notwendig, die Korrelationsgleichungen zur Bestimmung der thermischen Eigenschaften des Gutes für eine mittlere Gutfeuchte zu betrachten, da die Eigenschaften des Festkörpers in CFX während des Iterationsprozesses nicht von zwei Variablen abhängig sein dürfen. Demzufolge kann die Regressionsgleichung nicht von der Temperatur und dem Wassergehalt abhängig sein. Daher wurde ein mittlerer Wassergehalt des Partikels für die Regressionsgleichung verwendet

$$X_m = \frac{(X_0 - X_{Glg})}{2} . \quad (5.7)$$

Um den Wassergehalt in das numerische Modell zu integrieren, kann der Festkörper als Zweikomponentengemisch betrachtet und der jeweilige Anteil der Wärmekapazität der Einzelkomponenten im Gemisch berechnet werden. Dieses Modell wurde für die Einzelkorn-trocknung verwendet, ist aber im Verhältnis zum porösen Medium Modell rechenintensiver.

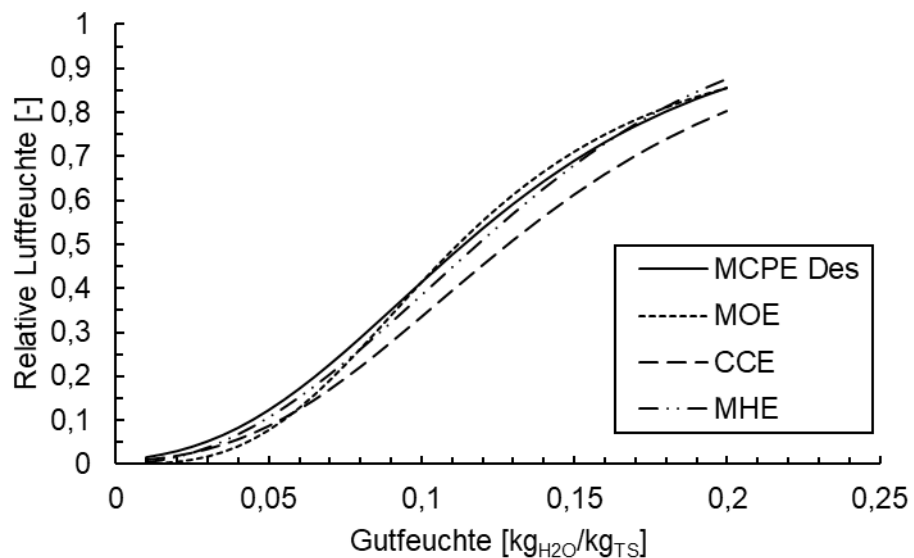
5.1.4 Sorptionskinetik und Diffusionskoeffizient

Die Sorptionskinetik und der Diffusionskoeffizient des zu trocknenden Feststoffes sind neben den thermischen Eigenschaften die bestimmenden Einflussgrößen der Stoffübergang zwischen Gut und Luft. Anhand des Sorptionsgleichgewichtes werden die Triebkraft des Stoffübergangs und die Gleichgewichtsgutfeuchte bestimmt. Die bekanntesten Sorptionsmodelle für Weizen beziehen sich auf die „Chung-Pfost Equation“ (1967) [87], [88], die „Oswin Equation“ (1967) [89], die Chen-Clayton Equation (1971) [90] und die „Henderson Equation“ (1987) [91]. Diese wurden von Sun und Woods [70], Sun [92] und Chen und Morey [93] miteinander verglichen und hinsichtlich ihrer Abweichungen von den gemessenen Werten überprüft. Die Modellgleichungen für Hartweizen sind in Tabelle 5.9 zusammengefasst und in

Abbildung 5.8 für eine Lufttemperatur von 45 °C dargestellt. Der Geltungsbereich liegt für die relative Luftfeuchte zwischen 11,1 % - 93,2 % und für die Lufttemperatur zwischen 5 °C - 45 °C. Die Modellkonstanten C_1 , C_2 und C_3 wurden von Sun und Woods, Sun und Chen und Morey nach den Messdaten von van den Berg und Burin [94] bestimmt.

Tabelle 5.9 Sorptionsmodellgleichungen für Weizenkörner

Modell	Formel	Modellkonstanten		
		C_1	C_2	C_3
Modified-Chung-Pfost Equation [92]	$\varphi = \exp \left[-\frac{C_1}{T + C_2} \exp(10^2 C_3 X) \right]$	Modellparam. Desorptionsisotherme		
		401,52	73,607	0,14974
		Modellparam. Adsorptionsisotherme		
		545,25	64,047	0,17316
Modified-Oswin Equation [93]	$\varphi = \frac{1}{\left(\frac{C_1 + C_2 T}{10^2 X} \right)^{C_3} + 1}$	15,868	-0,10378	3,0842
Chen-Clayton Equation ⁶ [90]	$\varphi = \exp[-C_1 \exp(-C_2 X)]$	5,01	15,35	-
Modified-Henderson Equation [93]	$\varphi = \exp[-C_1 (T + C_2)(10^2 X)^{C_3}]$	$4,3295 \cdot 10^{-5}$	41,565	2,1119



Modified-Chung-Pfost Equation (MCPE)
 Modified-Oswin Equation (MOE)
 Chen-Clayton Equation (CCE)
 Modified-Henderson (MHE)
 Des - Desorptionsisotherme

Abbildung 5.8 Vergleich der Modellgleichungen zur Ermittlung der Sorptionsisotherme von Weizen bei einer Lufttemperatur von 45 °C

⁶ nur gültig für Raumtemperatur

Woods empfiehlt zur Berechnung des Sorptionsgleichgewichtes von Weizen die Verwendung der „Modified-Chung-Pfost Equation“ (aus [92]), da diese die beste Übereinstimmung mit den Messergebnissen zeigte. Daher wurde für das numerische Modell die modifizierte Sorptionsgleichung nach Chung-Pfost verwendet.

Zur Beschreibung des Stoffübergangs des im Korn gebundenen Wassers an die Trocknungsluft im Schachttrockner sind verschiedene Modellansätze der Literatur zu entnehmen. Die Modellansätze von Becker [95], Sun und Woods [96], und Giner und Mascheroni [97] beziehen sich auf den Diffusionsansatz nach Crank. Sie gelten für einen Temperaturbereich von 35 - 70 °C und einen Anfangsgutfeuchtebereich von 15,9 - 21,2 %d.b.. Für kleine Zeitschritte verwendet Becker [95] folgende Näherung der Crank-Diffusionsgleichung:

$$\frac{X - X_{GlG}}{X_0 - X_{GlG}} = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{A_0}{V} \sqrt{D t} + \frac{f''(0)}{2} \left(\frac{A_0}{V}\right)^2 D t . \quad (5.8)$$

Nach Giner und Mascheroni [97] kann zur Berechnung des Oberflächen-Volumenverhältnisses eines Getreidekorns die Korrelationsgleichung

$$\frac{A_0}{V} = 1781,2 - 820,1 X_0 \quad (5.9)$$

verwendet werden. Die Konstante $f''(0)$ hängt von der Form des Festkörpers ab und beträgt nach Becker [95] 0,588 und nach Giner und Mascheroni [97] 0,622. Der Diffusionskoeffizient für Weizen kann nach den Modellen aus Tabelle 5.10 ermittelt werden.

Tabelle 5.10 Empirische Modellgleichungen zur Ermittlung des Diffusionskoeffizienten nach der Crank-Gleichung

Quelle	Modell
Giner und Mascheroni [97]	$D = [5,046 \cdot 10^{-7} + 54,44 \cdot 10^{-7}(X_0 - 0,1891)] \exp\left(-\frac{27,184}{R_g T}\right)$
Becker [95] (aus [97])	$D = 76,8 \cdot 10^{-4} \exp\left(-\frac{51081}{R_g (\vartheta + 273,15)}\right)$
Sun und Woods [96] (aus [97])	$D = 7,51 \cdot 10^{-8} \exp\left(-\frac{23447}{R_g (\vartheta + 273,15)}\right)$

Die Modellansätze von O'Callaghan et al. [26] und Milojević (aus [34]) (Tabelle 5.11) beziehen sich auf die gutseitige Transportgleichung.

$$\frac{\partial m}{\partial t} = m_s k (X - X_{GlG}) . \quad (5.10)$$

Diese Modellansätze enthalten den empirischen Stoffübergangskoeffizienten k , welcher anhand von Experimenten bestimmt wird. Der Vorteil einer solchen Betrachtungsweise liegt in der vereinfachten Darstellung der Trocknungskinetik, welche numerische Löser schneller interpretieren können.

Tabelle 5.11 Modellgleichungen zur Ermittlung des empirischen Stoffübergangskoeffizienten von Weizen (k in s^{-1} ; ϑ in $^{\circ}C$)

Quelle	Modell
O'Callaghan et al. [26]	$k = 2000 \exp\left(-\frac{5094}{\vartheta + 273}\right)$
Milojević (aus [34])	$k = C_1 \left(\frac{X}{X_0}\right)^{-1,0}$ $C_1 = (0,707 \cdot 10^{-6} \vartheta_s^2 + 2,6745 \cdot 10^{-6} \vartheta_s + 107,67 \cdot 10^{-6}) e^{-1,04}$

Weitere Modellansätze zum Stoffübergang im Schachttrockner basieren auf der Biot-Zahl, auf der dimensionslosen Trocknungsgeschwindigkeit und auf dem Potentialunterschied zwischen dem gasförmigen Wasser in der Luft und dem flüssigen Wasser im Korn. Diese Modelle sind in die Gruppe theoretischer Ansätze zur Bestimmung der Trocknungskinetik einzuordnen, beziehen sich aber nicht direkt auf das Ficksche Gesetz und wurden daher nicht weiter betrachtet.

5.2 Bestimmung der Trocknungskinetik von Einzelkörnern

Als Untersuchungsmethode zur Bestimmung der Trocknungskinetik von Weizen wurde die simultane thermische Analyse (STA) verwendet. Bei dieser Methode werden die Massenabnahme und kalorischen Zustandsänderungen der Probe über ein vorgegebenes Temperatur-Zeitprogramm aufgezeichnet. Aus den gemessenen Daten lassen sich die physikalischen Eigenschaften, wie der effektive Diffusionskoeffizient, die effektive thermische Leitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität von Weizen ermitteln. Der Vorteil dieser Analysemethode liegt in der zerstörungsfreien Untersuchung einzelner Weizenkörner (Einzelpartikelmessung). Interaktionen zwischen Partikeln, wie sie z.B. im Dünnschichttrockner auftreten, werden ausgeschlossen. Weiterhin ist diese Methode dank der hohen Messgenauigkeit des Wägesystems von $1 \mu g$ in der Lage, geringste Massenänderungen festzustellen.

Es wurde der Einfluss der Temperatur und der Feuchte der Trocknungsluft, der Gutfeuchte und des Volumenstroms auf den Trocknungsverlauf von Weizenkörnern untersucht. Hierfür wurden ein Messprogramm und eine Verfahrensanweisung entwickelt. Im Folgenden werden die Messmethode und der Versuchsaufbau erläutert.

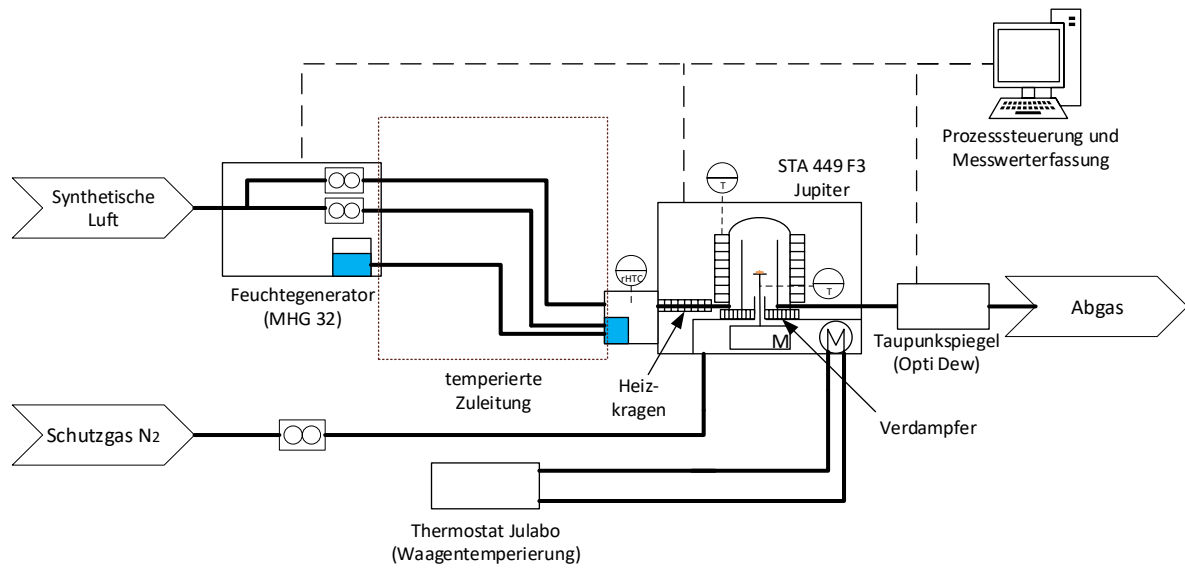
Zur Messung der Trocknungskinetik des Einzelkorns wurde das Thermogravimetrie-System der Fa. Netzsch verwendet. Dieses besteht aus der STA 449 F3 Jupiter® mit Wasserdampföfen, dem Feuchtegenerator (MHG32, Fa. ProUmid), einem Thermostaten (Fa. Julabo), der temperierten Zuleitung und zwei Zusatzheizern (Heizkragen und Verdampfer). Zusätzlich wurde zur Bestimmung der Abluftfeuchte ein Taupunktspiegel (OptiDew, Fa. Mitchell Instruments) an das Thermogravimetrie-System angeschlossen (Abbildung 5.9).

Als Probegas wurde synthetische Luft und als Waagen-Schutzgas Stickstoff der Fa. AirLiquide verwendet. Der Volumenstrom des Schutzgases wurde auf Empfehlung des Herstellers auf 20 ml/min fest eingestellt. Mit dem Schutzgas wird der Waagenraum umspült, damit keine kondensierenden Abgase oder Schmutzpartikel die Messung beeinflussen. Um

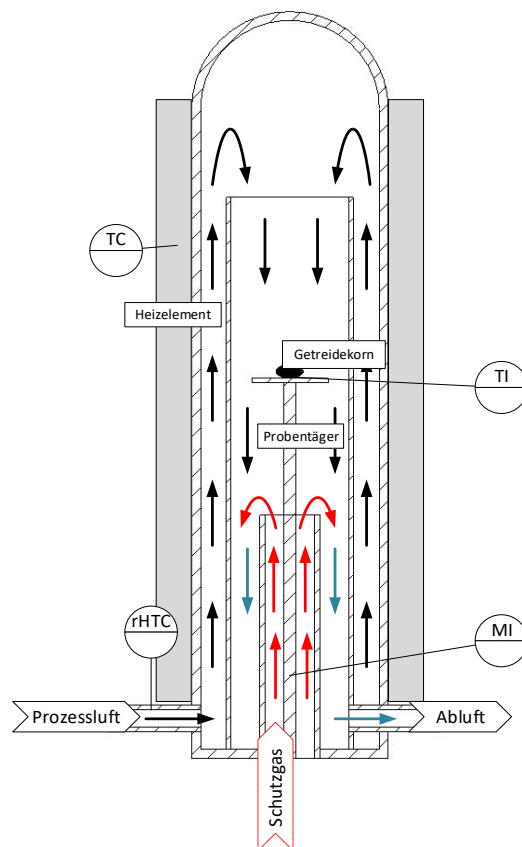
eine Temperaturdrift des Wägesystems auszuschließen, wurde dieses mit dem Thermostaten auf konstante 25 °C temperiert.

Am Feuchtegenerator wurde ein Luftvolumenstrom von 250 ml/min eingestellt. Weiterhin wurden die Lufttemperatur und die relative Luftfeuchte am Feuchtegenerator als Regelparameter festgelegt. Der Thermostat und die STA wurden 2 Stunden vor der Messung und der Feuchtegenerator 20 min vor der Messung eingeschaltet. Des Weiteren wurde die Temperatur der „*transfer line*“ auf Probertemperatur eingestellt. Der „*backing heater*“ wurde für die Messungen nicht verwendet, da dieser eine konstante Temperatureinstellung von 100 °C besitzt, welche oberhalb der Versuchstemperatur liegt. Als Probenträger wurde ein Platin-Iridium Sieb mit einem Durchmesser von 17 mm und einer Maschenweite von 1 mm verwendet. Durch eine geringe Auflagefläche gewährleistet das Sieb eine weitgehend ungestörte Umströmung des Korns. Das Sieb ist mit einem Thermoelement Typ S zur Erfassung der Oberflächentemperatur der Probe verbunden.

Zur Untersuchung des Trocknungsverhaltens wurde erntefeuchtes Getreide verwendet. Dazu wurden einzelne Körner aus Weizenproben unterschiedlicher Feuchte (16,8 %w.b. und 19,6 %w.b.) entnommen. Um vergleichbare Versuchsbedingungen zu erhalten, wurden jeweils Körner möglichst gleicher Größe/Masse und Feuchtigkeit ausgewählt. Für die Versuche wurden 6 repräsentative Messpunkte anhand des Mollier-Diagramms ausgewählt, die den Trocknungsbereich im Schachttrockner abdecken (Tabelle 5.12). Für jede Versuchseinstellung wurden die Trocknungskinetiken anhand von drei Einzelmessungen ermittelt. Zur Datenauswertung wurde eine repräsentative Trocknungskurve aus den drei Einzelkornmessungen ausgewählt.



a) Schematischer Aufbau des TGA-Analysesystems



b) Schematischer Aufbau der Messkammer

Abbildung 5.9

Versuchsaufbau der Einzelkorntrocknung mit der TGA-Methode

Tabelle 5.12 Versuchseinstellungen ausgewählter Einzelkorn-Trocknungsexperimente
(alle Versuchseinstellungen sind im Anhang 3 zu finden)

Versuch-Nr.	Kornmasse	Kornfeuchte	Temperatur	Luftfeuchte	Volumenstrom
	[mg]	[%w.b.]	[°C]	[g/kg]	[ml/min]
1.1	61,3	16,8	40	6	250
2.3	49,5	16,8	60	6	250
3.3	54,6	16,9	80	6	250
4.2	51,4	16,7	40	33	250
5.3	53,9	16,9	60	33	250
6.1	47,4	16,9	80	33	250
31.1	46,9	19,4	40	6	250
32.3	64,3	19,9	60	6	250
33.2	44,4	19,3	80	6	250
34.2	52,6	20,0	40	33	250
35.1	41,5	19,5	60	33	250
36.2	54,4	19,5	80	33	250

Vor Versuchsbeginn wurde die Masse des Kornes mit einer Präzisionswaage bestimmt. Anschließend wurde das Korn in den vorgeheizten Thermoofen gegeben und unter isothermen, konstanten Strömungsbedingungen getrocknet. Die Masse und die Oberflächentemperatur der Probe wurden in einem Zeitintervall von 3 s aufgezeichnet. Die Herausforderung bei der Messung liegt in der Aufrechterhaltung konstanter Prozessbedingungen im Thermoofen. Hierzu ist es nötig, den Ofen auf Versuchsbedingungen vorzuheizen und 1 bis 2 Stunden isotherm zu halten. Zum Einlegen des Kornes wurde der Ofen nur bis knapp über den Probenträger geöffnet. Die Öffnungszeit der Messkammer zum Einlegen der Probe wurde so kurz wie möglich gehalten (ca. 20 s). Dadurch konnte das Absinken der Prozesstemperatur durch die Öffnung des Ofens auf max. 5 K und die Einschwingzeit des Prozesses auf 2 min begrenzt werden (siehe Nullmessungen; Anhang 4).

Die Dauer der Trocknung wurde an die Trocknungsbedingungen angepasst. Hierbei wurde sichergestellt, dass die Lagerfeuchte von Weizen (14 %w.b.) erreicht wird. Während des Versuches wurden die Zuluftfeuchte mittels eines kapazitiven Feuchtesensors und die Abluftfeuchte über einen Taupunktspiegel aufgezeichnet. Nach Beendigung der Messung wurde die Restfeuchte des Kornes nach ASAE S352.2 [98] bestimmt. Dazu wurde das Korn 19 Stunden lang bei 131 °C im Trockenschrank getrocknet.

5.3 Untersuchungen im Technikums-Maßstab

5.3.1 Versuchsstand

Der Dächerschachttrockner-Versuchsstand am ATB besteht aus drei Anlagenkomponenten (Abbildung 5.10):

- der Trocknersäule,
- der Luftkonditionierungsanlage,
- dem Austragssystem.

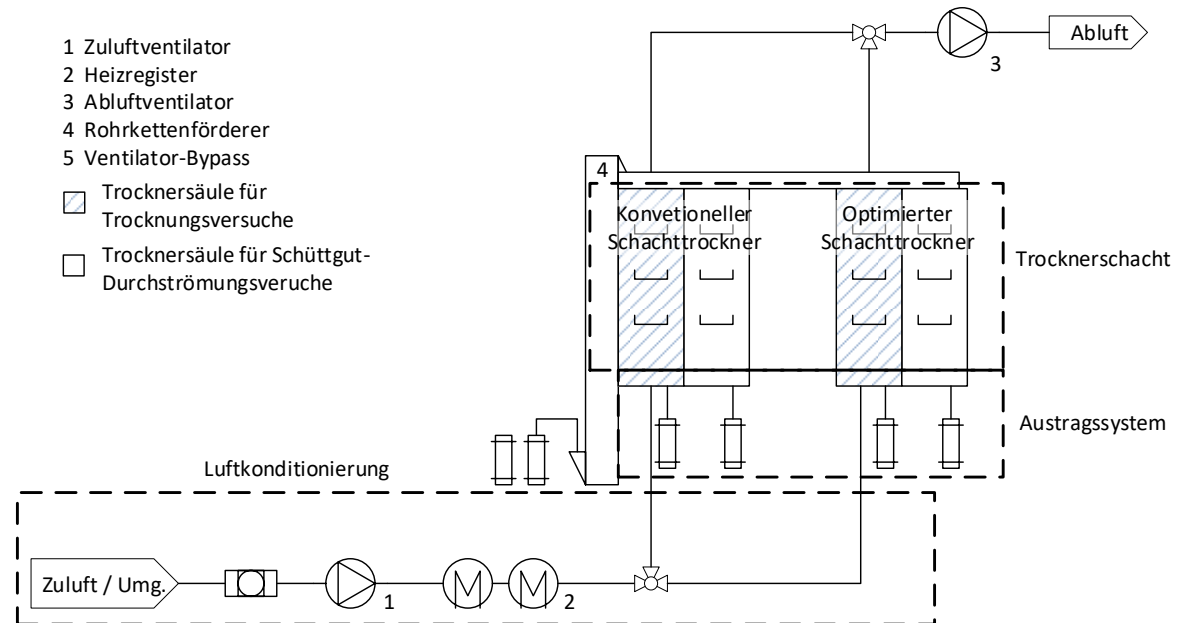


Abbildung 5.10 Prozessfließschema des Trockners

Der Versuchsstand wurde, wie die meisten konventionellen Schachttrockner, im Saugbetrieb gefahren. Hierzu wurde der Abluftventilator des Typs SVD 16 der Firma Elektror eingesetzt. Die Ansteuerung erfolgte über einen Frequenzumrichter des Typs SJ200 der Fa. Hitachi Drives & Automation GmbH. Die Erfassung des Luftvolumenstroms hinter dem Abluftventilator erfolgte mit einem Thermoanemometer des Typs 8455 der Firma TSI Incorporated. Zur Förderung des Getreides wurde ein Rohrkettenförderer des Typs TRK 60 der Firma Horstkötter-Tornado an den Trocknerversuchsstand angeschlossen. Dieser Förderer wurde ebenfalls über einen Frequenzumrichter des Typs SJ200 angesteuert.

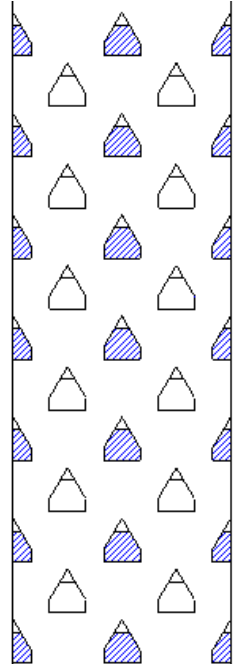
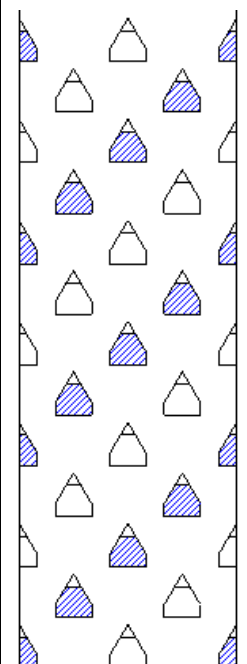
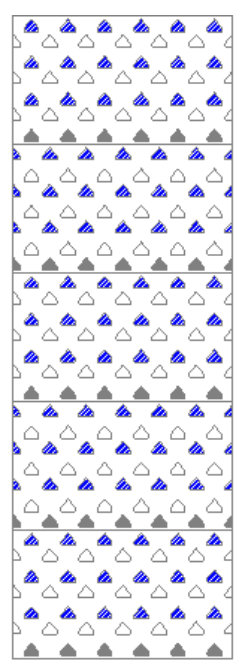
Trocknersäule

Die Trocknersäule ist die Anlagenkomponente, deren Konstruktion bezüglich ihres Einflusses auf die Gleichmäßigkeit der Trocknung untersucht wurde. Da das Gut während der Trocknung durch den Schacht fließt und in ihm mit Warmluft beaufschlagt wird, hat seine Gestaltung einen wesentlichen Einfluss auf das Trocknungsergebnis. Wesentliche Konstruktionsmerkmale des Trocknerschachtes sind die Dachform, die Dachgröße, der horizontale und der vertikale Dachabstand, die Anzahl der Dächer in einer Luftkanalreihe, die Anzahl der Luftkanalreihen und die Dachanordnung. In dieser Arbeit wurden zwei konventionelle Schachttrockner und ein neuartiger Schachttrockner untersucht (Tabelle 5.13). Diese unterscheiden sich in der

Dachanordnung und der Dachanzahl. Die an den konventionellen Schachttrocknern durchgeführten Experimente dienen der Validierung des numerischen Modells und die am neuartigen Schachttrockner durchgeführten Experimente zur Überprüfung der numerischen Simulation. Der Versuchsaufbau besteht aus zwei Trocknersäulen (Abbildung 5.10):

- einer Trocknersäule mit Zu- und Abluftkammer für Trocknungsexperimente,
- einer Trocknersäule mit einer durchsichtigen Arcylglas-Frontwand für Schüttgut-Durchströmungsversuche.

Tabelle 5.13 Verwendete Schachtkonstruktionen zur experimentellen Untersuchung der Gleichmäßigkeit der Getreidetrocknung (△ Zuluftdach, ▲ Abluftdach, ▲ Dummy-Kanal)

	Einheit	konventioneller Schachttrockner		neu entwickelter Schachttrockner
Trocknerhöhe	[mm]	2484	2484	2558
Trocknerquerschnitt	[mm]	600 x 400	600 x 400	600 x 400
Anzahl der Sektionen	[-]	-	-	6
Dachanordnung		horizontal	diagonal	horizontal
Anzahl der Dachreihen	[-]	13	9	36 (42)
Anzahl der vollen Luftkanäle in einer Dachreihen	[-]	2	2	6
Dachgröße	[mm]	100 x 100	100 x 100	40 x 40
Ausführung der Luftkammern		schräg zulaufend	schräg zulaufend	rechteckig (Standarddesign)
Schema der Dachanordnung				

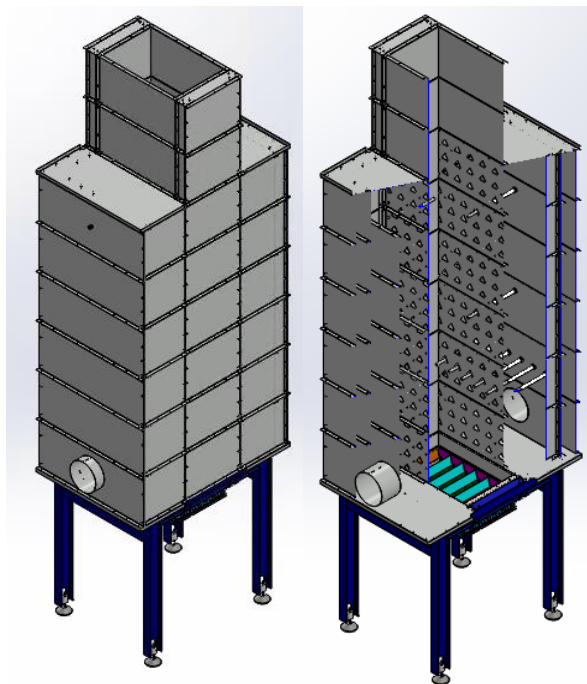
Die Trocknersäule des konventionellen Schachttrockners besitzt zusätzlich variabel verschließbare Klappen für die Dachkanäle, so dass verschiedene Dachanordnungen

untersucht werden können. Die Luftkanalgröße dieser Trocknersäule ist einem industriellen Dächerschachttrockner nachempfunden. Dadurch sind nur zwei vollständige Dächer je Dachreihe vorhanden.

Als Konstruktionsvorlage des neuartigen Schachttrockners dient ein im Maßstab 1 zu 5 skaliertes industrieller Dächerschachttrockner. Der neuartige Schachttrockner (Abbildung 5.11) besitzt eine neuartige Luftkanalanordnung [99]. Bei dieser Luftkanalanordnung wurde eine nicht durchströmte Dachreihe am Ende jeder Sektion eingeführt. Dadurch besteht eine Sektion beispielweise aus 7 und nicht wie üblich aus 6 Dachreihen, wobei die 7. Dachreihe die Blindkanalreihe ist. Vorzugsweise beginnt jede Sektion mit einer Zuluftkanalreihe. Durch eine ungerade Anzahl von Dachreihen pro Sektion ist nicht mehr jede, sondern nur jede zweite Sektion baugleich ausgeführt, und die Bauhöhe des Trockners insgesamt höher als bei konventionellen Trocknungsanlagen. Wie bei Praxisanlagen üblich, wurden rechteckige Zuluft- bzw. Abluftkammern verwendet. Zu Vergleichszwecken wurden die Dachgröße, der Dachabstand und die Anzahl der Luftkanäle in einer Dachreihe im Maßstab 1 zu 5 vom industriellen Dächerschachttrockner übernommen. Der neuartige Schachttrockner besteht aus 6 baugleichen Trocknungssektionen und 2 Befüllsektionen. Somit besitzt der neuartige Schachttrockner 42 Dachreihen von denen 36 Dachreihen durchströmt werden.



a) Foto des neuartigen Schachttrockners



b) CAD-Zeichnung des neuartigen Schachttrockners

Abbildung 5.11 Neu entwickelter Schachttrockner mit verbesserter Dachanordnung

Austragssystem

In dieser Arbeit wurde ein Austragssystem mit Schubboden verwendet (Abbildung 5.12). Die Austragscharakteristik des Schubbodenaustrags wurde von Teodorov et al. [15] beschrieben. Die Vorteile dieses Austragssystems liegen in der hohen Schlitzanzahl und in deren

Anordnung. Mit diesem System ist es möglich, das Feuchteprofil über den Trocknerquerschnitt am Trockneraustritt detailliert zu analysieren. Der Nachteil dieses Systems liegt in der geringen Schlitzbreite (Gefahr der Brückenbildung) und der nicht volumengeregelten Austragsmenge.

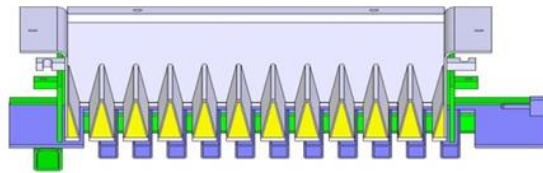
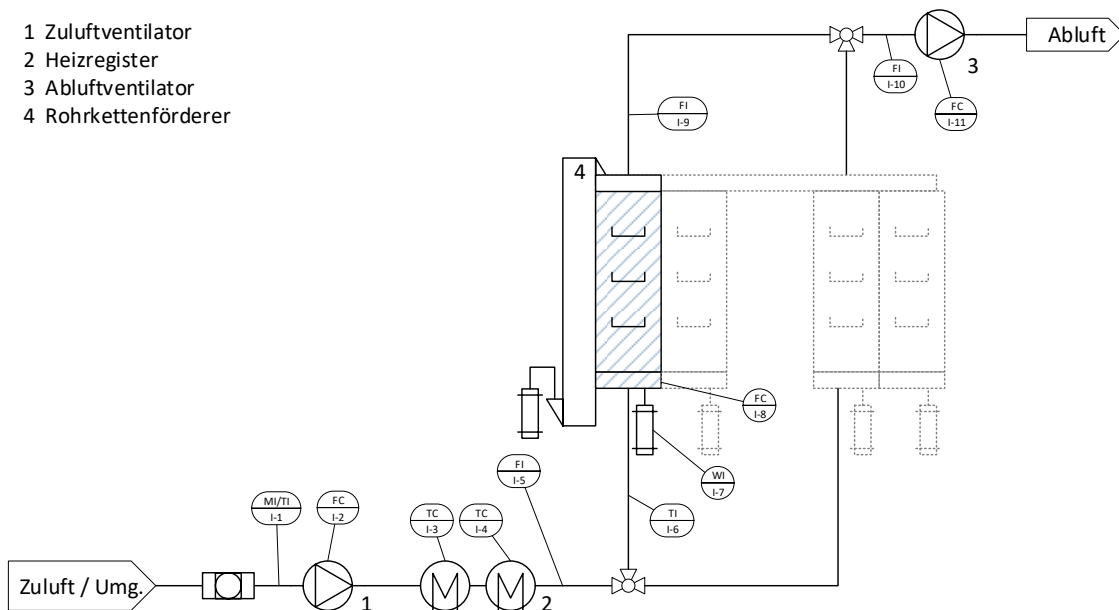


Abbildung 5.12 Schematische Darstellung des verwendeten Schubbodenaustrags

Luftkonditionierung und eingesetzte Messtechnik

Die Luftkonditionierungsanlage dient der Aufbereitung der Prozessluft (Abbildung 5.13). Sie besteht aus zwei elektrischen Heizregistern des Typs EHR-K 15/40/20 der Fa. Helios Ventilatoren GmbH und Co. KG mit jeweils 15 kW Leistung und einem Ventilator des Typs WK41 der Fa. WOLF Anlagen-Technik GmbH & Co. KG.



- 1 Zuluftventilator
- 2 Heizregister
- 3 Abluftventilator
- 4 Rohrkettenförderer

Abbildung 5.13 R und I Fließschema der Versuchsanlage

Zwischen Frischluftfilter und Ventilator wurden die Temperatur und die relative Feuchte der angesaugten Frischluft erfasst. Hierzu wurde ein kapazitiver Feuchtesensor mit NTC-Widerstandsthermometer des Typs E+E 23 der Firma E+E Elektronik eingesetzt. Dieser besitzt einen Temperaturmessbereich von -40 bis 120 °C (Genauigkeit $\pm 0,2$ °C) und einen Feuchtemessbereich von 0 bis 100 % relative Feuchte (Genauigkeit $\pm 1,3$ % relative Feuchte). Die Temperatur der Heizregister wurde mit Thermoelementen des Typs K (Ni-CrNi) ermittelt und überwacht. Zur Erfassung des Zuluft-Volumenstroms wurden zwei unterschiedliche Messverfahren eingesetzt. Die erste Erfassung des Zuluft-Volumenstroms erfolgte mit einem Thermoanemometer des Typs 8455-300 (Messbereich 0 - 7,5 m/s; Genauigkeit: 2 % vom Messwert und 0,5 % vom Endwert) der Firma TSI Incorporated. Die zweite Bestimmung des Zuluft-Volumenstroms erfolgte über eine Messblende. Zur Ermittlung des Druckabfalls an der

Messblende wurde ein Differenzdrucksensor des Typs C264 (Messbereich 0 - 1245 Pa; Genauigkeit $\pm 12,5$ Pa) von Setra Systems Inc. eingesetzt. Zur Erfassung des elektrischen Energieverbrauchs der Heizer und der Ventilatoren wurde ein Stromzähler des Typs Eltako DSZ12D-3x65A (Genauigkeitsklasse B; 1 %) verwendet.

Trocknersteuerung und Messwerterfassung

Zur Steuerung der Versuchsanlage wird eine SPS (Typ: NI-cRIO 9047, Firma: National Instruments) mit Echtzeitbetriebssystem (LabView® Real Time 2012) eingesetzt. Mit der SPS werden der Zuluftvolumenstrom und die Zulufttemperatur geregelt. Die Ansteuerung des Elevators und des Austrags sowie die Messdatenerfassung erfolgen ebenfalls über die SPS. Über einen Panel-PC werden die Betriebsparameter des Heizers, der Ventilatoren, des Austrags und des Elevators eingestellt und an die SPS übermittelt. Zu diesen gehören die Zulufttemperatur, der Zuluftvolumenstrom sowie die Standzeit und Öffnungszeit des Austrags. Da die Befüllung der Vorratssektion des Trockners diskontinuierlich erfolgt, wird der Elevator separat bei Bedarf über einen Drehschalter eingeschaltet. Die Messwertaufzeichnung erfolgt ebenfalls mit dem Panel-PC und kann online eingesehen werden (Abbildung 5.14).

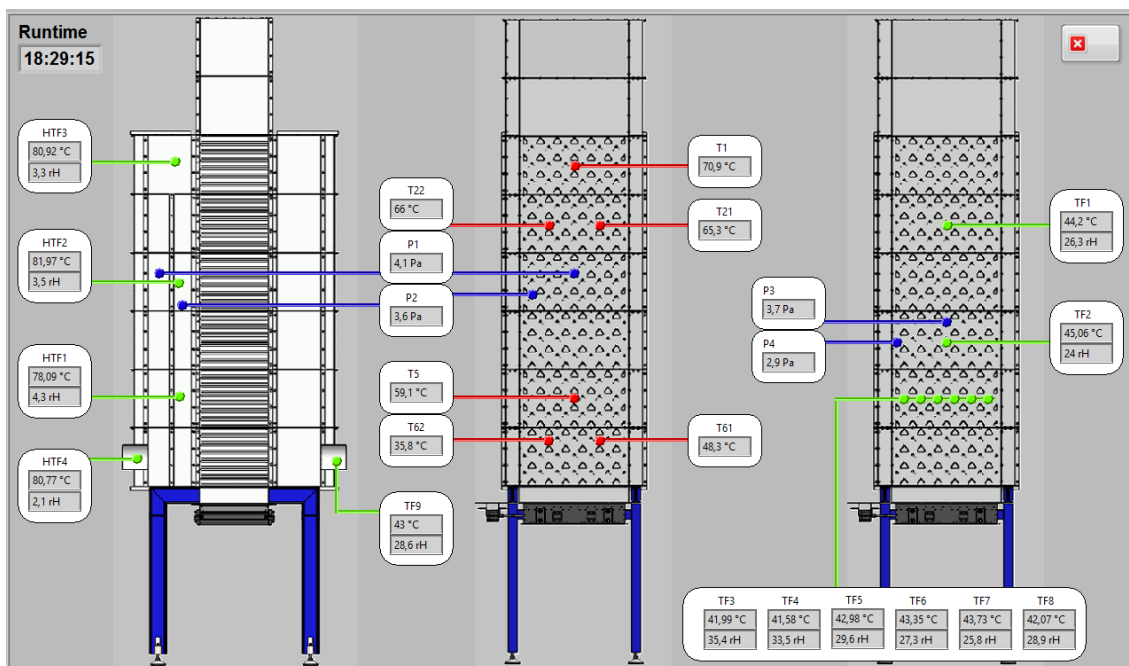


Abbildung 5.14 Anzeige des Drucks, der Lufttemperatur und der Luftfeuchteverteilung während des kontinuierlichen Trocknerbetriebs (neue Schachtgeometrie)

5.3.2 Druckverteilung in der Schüttung

Die experimentellen Untersuchungen zur Druckverteilung in der Getreideschüttung wurden am konventionellen Schachttrockner mit horizontaler Dachaufteilung durchgeführt (Abbildung 5.15). Hierzu wurde auf der Abluftseite des Trockners ein Messgitter angelegt, das zwischen einem zentralen Abluftdach und den vier umliegenden Zuluftdächern angeordnet war (Abbildung 5.15 und Abbildung 5.16). Diese Anordnung wurde in Anlehnung an die Arbeiten

von Cenkowski et al. [40] gewählt. Weitere Untersuchungen zum Druckverlust ruhender durchströmter Getreideschüttungen sind [100]–[102] zu entnehmen.

Die Messsonde zur Aufnahme des Differenzdruckes bestand aus einem Edelstahlrohr (Länge 250 mm, Durchmesser 6 mm), das über einen Silikonschlauch mit einem Differenzdrucksensor verbunden war, siehe Abbildung 5.17. Der Differenzdrucksensor (Typ FDA602S2K, Fa. Ahlborn) hat einen Messbereich von ± 250 Pa und einen Messfehler von $\pm 0,50$ % des Endwertes ($\pm 1,25$ Pa). An der Spitze der Messlanze wurde ein Metallsieb der Maschenweite 1 mm befestigt, um ein Verstopfen der Messlanze mit Getreidekörnern zu vermeiden.

Die Differenzdruckmessungen wurden am Beispiel der horizontalen Luftkanalanordnung (siehe Abschn. 2.1) durchgeführt. Hierfür wurde der Trockner im Druckbetrieb ohne Abluftschacht betrieben, so dass die Luft aus den Abluftkanälen frei austreten konnte. Dadurch war die abluftseitige Trocknerwand (Acrylglas) zugänglich und konnte für die Druckmessungen präpariert werden (Abbildung 5.16). Das Differenzdruck-Messfeld wurde in mittlerer Höhe des Trockners zwischen der 5. und 7. Luftkanalreihe angeordnet und durch 6 mm-Bohrungen in die Acrylglaswand eingebracht. Die Bohrungen wurden in Abständen von etwa 26 mm (horizontal) bzw. 25 mm (vertikal) verteilt (Abbildung 5.16). Das Messgitter umfasste damit insgesamt 116 Messpunkte, die zwischen dem zentralen Abluftkanal (6) und den vier umliegenden Zuluftkanälen angeordnet waren.

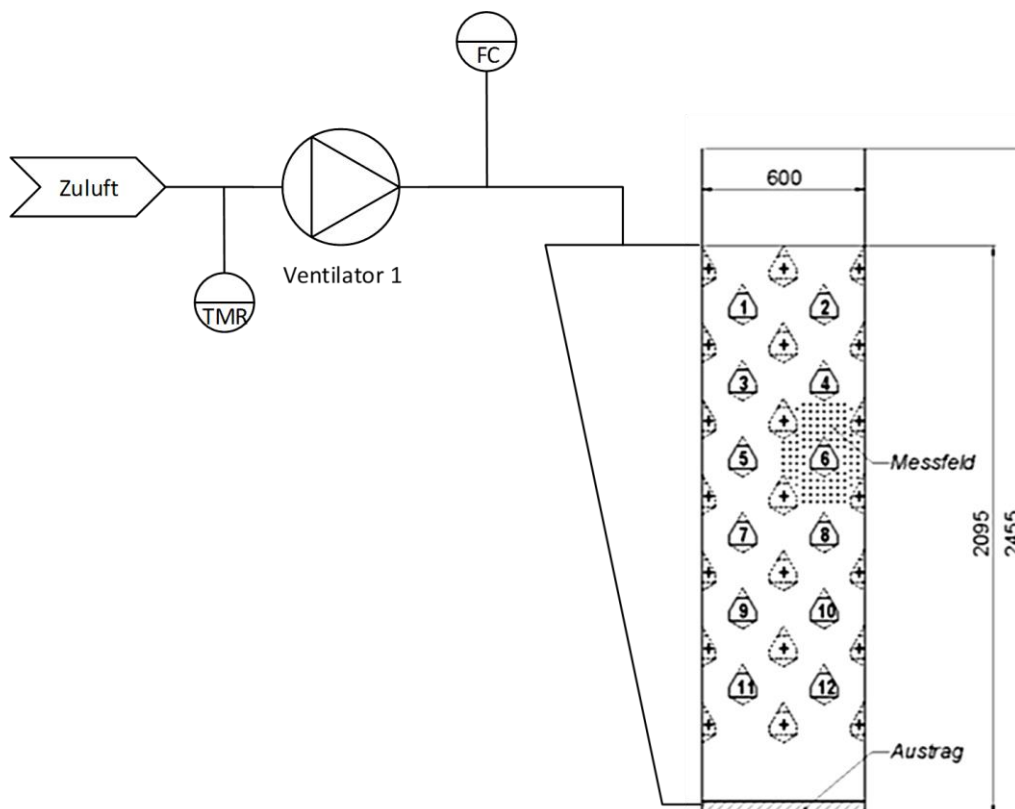
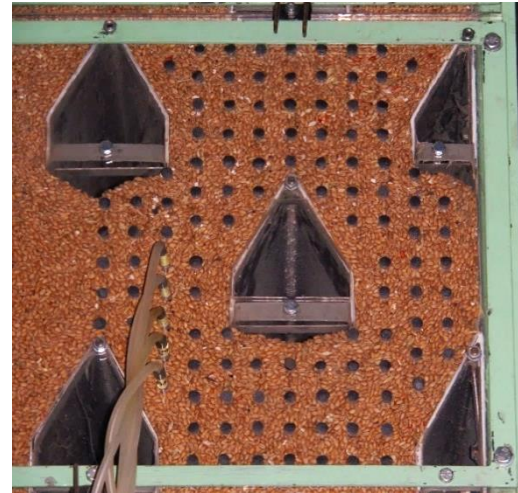
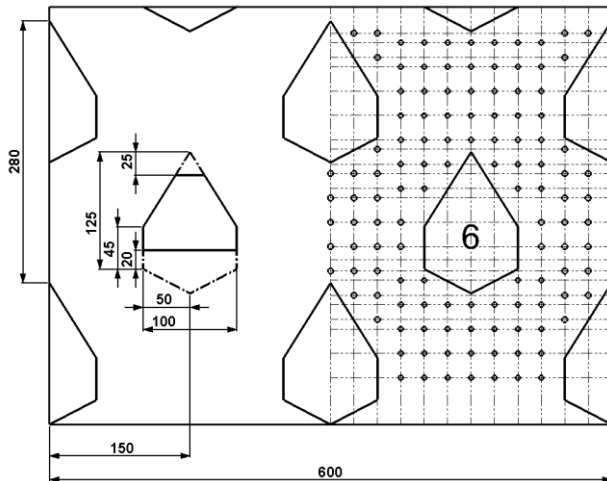


Abbildung 5.15 Schematische Darstellung des Messaufbaus zur Isobarenmessung



a) Schematische Darstellung des Messgitters

b) Foto der experimentellen Durchführung

Abbildung 5.16 Messfeld zur Bestimmung der Isobarenverteilung

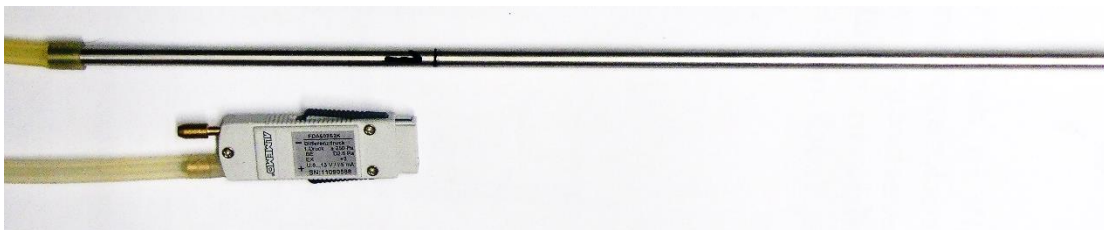


Abbildung 5.17 Differenzdruck-Messlanze mit Sensor

Die Druckmessungen erfolgten in der Getreideschüttung in einer Tiefe von 200 mm von der Trocknerwand. Dies entspricht der halben Tiefe des Trockners (0,4 m). Hierzu wurde die Messlanze (Abbildung 5.17) in die Bohrung eingeführt und bis zum Erreichen des Messpunktes parallel zu den Luftkanälen verschoben. Die Messlanze wurde an die Überdruckseite des Sensors angeschlossen, an der Unterdruckseite lag Umgebungsdruck an. Die Abtastrate des Sensors betrug 10 ms. Um Druckschwankungen zu glätten wurden die Messwerte über einen Messzeitraum von 120 s gemittelt. Während der Messung an einem Messpunkt wurden die übrigen Wandbohrungen verschlossen. Die Differenzdruckmessungen wurden unter Laborbedingungen (1013 kPa; 25 °C) durchgeführt. Tabelle 5.14 gibt einen Überblick über die Versuchseinstellungen. Als Schüttgüter wurden trockener, lagerfähiger Weizen mit einer Gutfeuchte von 14 %w.b. und Raps mit einer Gutfeuchte von 9 %w.b. verwendet. Nach dem Befüllen des Trockners wurde die Austrageinrichtung mehrmals betätigt, um praxisnahe Bedingungen der Schüttgutverteilung im Dächerschachttrockner einzustellen. Um den Füllungsgrad konstant zu halten, wurde der ausgetragene Weizen wieder oben in den Trockner gegeben. Jede Versuchseinstellung wurde dreimal wiederholt.

Tabelle 5.14 Versuchseinstellungen zur Differenzdruckmessung

Versuchsgut	Gutfeuchte	Versuch Nr.	Volumenstrom	Theoretische Strömungsgeschw.
Weizen	14 %w.b.	1 - 3	400 m ³ /h	0,176 m/s
		4 - 6	465 m ³ /h	0,205 m/s
		7 - 9	550 m ³ /h	0,242 m/s
Raps	9 %w.b.	10 - 12	300 m ³ /h	0,135 m/s
		13 - 15	350 m ³ /h	0,157 m/s
		16 - 18	400 m ³ /h	0,180 m/s
		19 - 21	465 m ³ /h	0,209 m/s
		22 - 24	500 m ³ /h	0,225 m/s

Zur Festlegung des Volumenstrombereiches der Differenzdruckmessungen am Versuchstrockner wurde eine mittlere Luftgeschwindigkeit innerhalb der Schüttung von etwa 0,2 m/s angenommen, die nach Mühlbauer [1] im praxisüblichen Bereich von Getreidetrocknungsanlagen liegt. Unter der Annahme einer Gleichverteilung des Luftvolumenstroms auf die Zuluftkanäle und Vernachlässigung des Druckverlustes beim Eintritt in die Schüttung berechnet sich die mittlere Luftgeschwindigkeit in der Schüttung $\overline{w_\psi}$ nach

$$\overline{w_\psi} = \frac{V_L}{n_{ZD}} \cdot \frac{\cos \alpha_S}{l_D \cdot b_D} \quad (5.11)$$

In Gleichung (5.11) bedeuten n_{ZD} die Anzahl der vollen Zuluftdächer, l_D die Dachtiefe bzw. -länge, b_D die Dachbreite und α_S den statischen Schüttwinkel, der sich unterhalb der Dächer bei ruhender Schüttung einstellt (Abbildung 4.3).

5.3.3 Verweilzeitverteilung der Trocknungsluft

Zur Untersuchung der Strömungsverteilung im Schachttrockner und der Modellvalidierung wurde neben den Differenzdruckmessungen die Methode der experimentellen Verweilzeitanalyse verwendet. Der Schwerpunkt lag hierbei auf der Ermittlung des Einflusses unterschiedlicher Luftkanalanordnungen. Zum Einsatz kam die Tracer-Puls Methode, bei der das Tracergas in Form eines Dirac-Impulses aufgegeben wird [100]. Diese Methode wurde u.a. bereits zur Untersuchung der Strömungsverteilung in Getreidelagern angewandt. Cromarty [103] verwendete Halogene als Tracergase, um Trocknungszonen in einem Flachlager für Gerste zu quantifizieren. Berck [104] nutzte zur Untersuchung der Luftbewegung in einem Lagersilo das gasförmige Pestizid SF₂ als Tracergas. In der vorliegenden Arbeit wurde die Tracer-Puls Methode verwendet, um die mittlere Verweilzeit und die mittlere Strömungsgeschwindigkeit in der Schüttung sowie die Luftverteilung zwischen Zuluft- und Abluftkanälen zu analysieren. Als Tracergas wurde CO₂ verwendet.

Die Verweilzeitanalysen wurden am konventionellen Schachttrockner bei horizontaler und diagonaler Dachaufteilung durchgeführt (Abbildung 5.18). Im Unterschied zur den Differenzdruckmessungen, die im Druckbetrieb ohne Abluftkammer durchgeführt wurden, wurde der Technikumstrockner während der Verweilzeitexperimente, in Anlehnung an den

industriellen Betrieb von Schachttrocknern, im Saugbetrieb mit geschlossenem Abluftsystem gefahren. Das Messfeld wird in Abbildung 5.18 für beide Dachanordnungen veranschaulicht. In Abbildung 5.19 ist der Versuchsaufbau der experimentellen Verweilzeitanalyse am Beispiel des Schachttrockners mit horizontaler Luftkanalanordnung dargestellt.

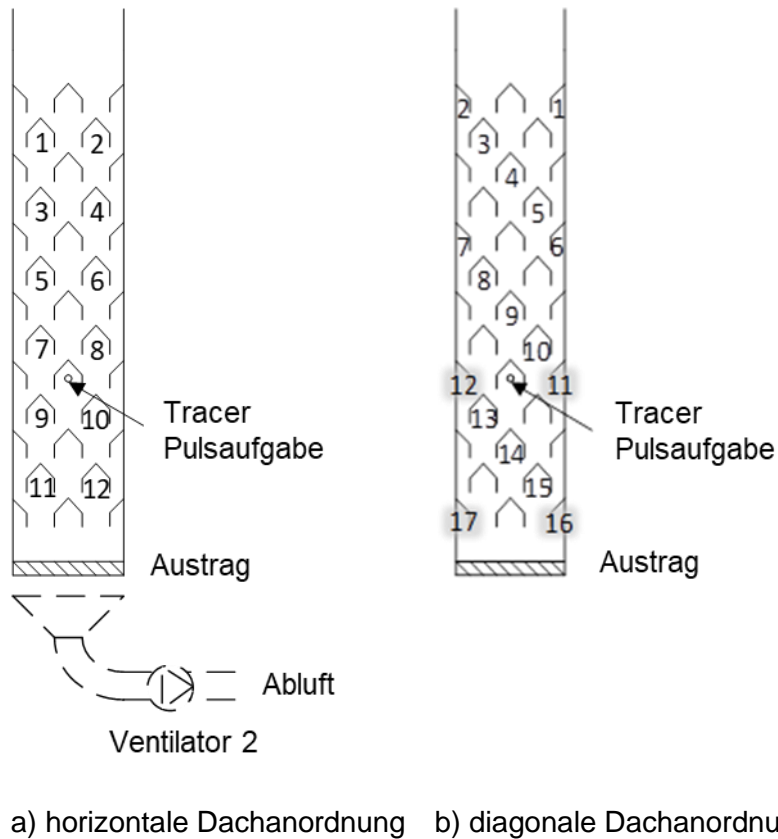


Abbildung 5.18 Messfeld der experimentellen Verweilzeitanalyse

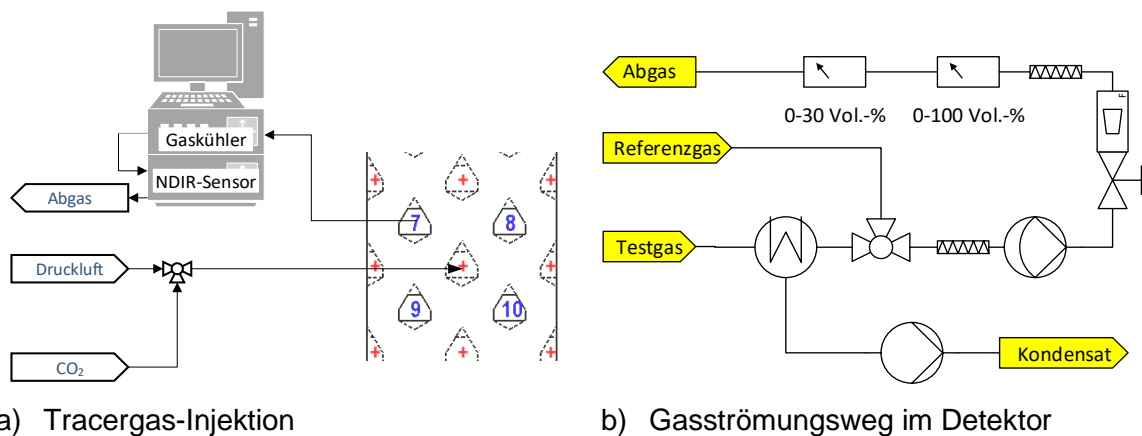


Abbildung 5.19 Versuchsaufbau der experimentellen Verweilzeitanalyse

Der Tracergas-Impuls wurde in das zentral gelegene Zuluftdach (Trocknermitte) injiziert. Hierzu wurde eine Injektionssonde verwendet, die mittig auf das Zuluftdach ausgerichtet wurde. An der Spitze der Injektionssonde war ein Diffusor (Al_2O_3 Sinterkappe) befestigt, um

den austretenden Gasstrom über dem Querschnitt des Luftkanals zu verteilen. Die Sonde wurde über ein 3-Wege-Ventil an eine Druckluft- und eine CO₂-Gasflasche angeschlossen.

Zu Beginn des Verweilzeitexperiments wurde das 3-Wege-Ventil geöffnet und ein geringer Injektions-Gasstrom von 60 ml/min kontinuierlich aus der Druckluftflasche in das Zuluftdach gefördert. Vereinfachend wurde dieser Gasstrom dem vorhandenen Prozessluftstrom, der in dieses Zuluftdach eintritt, zugegeben. Zur Injektion eines CO₂ Dirac-Impulses wurde die Druckluft durch Betätigung des 3-Wege-Ventils für kurze Zeit durch den Tracergasstrom ersetzt. Parallel wurde auf der Abluftseite des Trockners ein NDIR-Sensor⁷ positioniert, mit dem die Tracergas-Konzentrationen an den umliegenden Abluftkanälen erfasst wurden (Abbildung 5.19 und Abbildung 5.20).

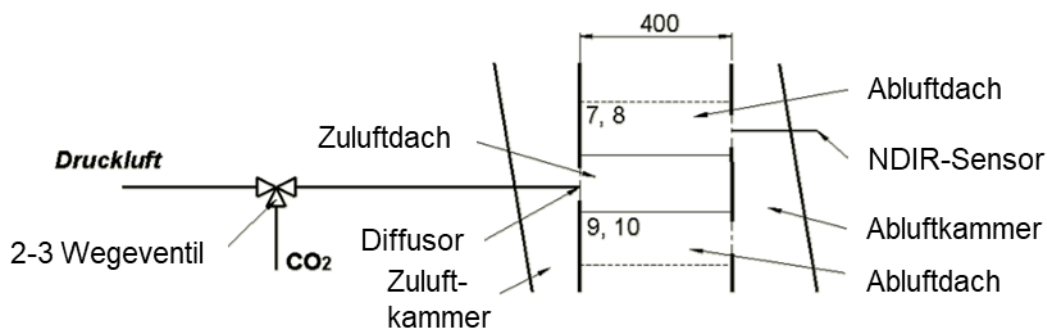


Abbildung 5.20 Tracergas-Messanordnung auf der Abluftseite des Trockners

Vor Beginn der Messreihen wurde die Totzeit der Messeinrichtung mit Hilfe einer „Nullmessung“ ermittelt. Hierzu wurde die Injektionssonde direkt an die Messlanze des NDIR-Sensors angeschlossen. Anhand des gemessenen Antwortsignals wurde die Verweilzeitverteilung des Tracergases in der Messeinrichtung ermittelt. Aus dieser wurde die mittlere Verweilzeit bestimmt, die der gesuchten Totzeit entspricht.

Für die Tracergas-Injektion wurde eine Impulsdauer von 2 s gewählt. Die Steuerung des Versuchsaufbaus und die Messdatenerfassung wurde mit Hilfe eines LabiView® Programms realisiert. Über das Programm wurde der Dirac-Impuls aufgegeben und zeitgleich die Datenerfassung gestartet. Die Messdaten wurden mit einer Abtastrate von 100 ms über einen Zeitraum von 20 s aufgezeichnet. Jede Messung wurde zur statistischen Sicherheit dreimal wiederholt.

Die Messung der CO₂-Konzentration erfolgte mit einem NDIR Detektor (Typ: URAS 26, ABB Automation), der über einen PVC-Schlauch mit der Messlanze verbunden war. Der Detektor verfügt über zwei Messküvetten [103] mit den Messbereichen 0-100 Vol.-% CO₂ und 0-30 Vol.-% CO₂. Der Messfehler beträgt $\leq 1,5$ % vom Endwert (Detektor 1: 0.45 Vol.-% CO₂; Detektor 2: 1.5 Vol.-% CO₂). Das Funktionsprinzip des Ultrarot-Absorptionsschreibers (URAS) wird detailliert in [105] beschrieben. Das Probengas wird mit Hilfe eines Peltier-Elements in der Messgasfördereinheit auf 2 °C gekühlt und damit entfeuchtet (Abbildung 5.19 b). Das trockene Probengas wird dann über einen Filter geleitet und von einer nachgeschalteten

⁷ NDIR-Sensor - nichtdispersiver Infrarotsensor

Membranpumpe in den Detektor gefördert. Vor jeder Messung wurde der Detektor mit Umgebungsluft als Referenzgas gespült und ein Nullpunktgleich durchgeführt. Der Endpunktgleich erfolgte automatisch mit den im Gerät eingebauten Kalibrierküvetten (30 Vol.-% CO₂ und 80 Vol.-% CO₂). Die Verweilzeitexperimente wurden bei Umgebungsbedingungen (25 °C, 60 % relative Feuchte) durchgeführt. Tabelle 5.15 gibt einen Überblick über die Versuchseinstellungen. Die Verweilzeitexperimente wurden je Versuchseinstellung dreimal wiederholt.

Tabelle 5.15 Versuchseinstellungen zur Tracergasmessung

	Einheit	Horizontale Dachanordnung	Diagonale Dachanordnung
Volumenstrom	[m ³ /s]	465	465
Lufttemperatur	[°C]	25	21
Luftfeuchte	[%]	73,8	67,5
Luftdruck	[mbar]	1099,2	1016,3

5.3.4 Versuche zur Getreidetrocknung im konventionellen und neuartigen Dächerschachttrockner

Zur Analyse der Getreidetrocknung im konventionellen und neuartigen Dächerschachttrockner wurden Trocknungsexperimente mit erntefeuchtem Getreide an der konventionellen [10] (horizontale Dachanordnung) und an der neu entwickelten Schachtgeometrie durchgeführt. Für die Trocknungsexperimente wurde erntefeuchter Weizen mit einem Feuchtegehalt von ca. 16,5 %w.b. verwendet. Der erntefeuchte Weizen wurde bei einer Zulufttemperatur von 80 °C und einem Zuluftvolumenstrom von 465 m³/h auf Lagerfähigkeitsfeuchte von ca. 14 %w.b. heruntergetrocknet. Der Trockner wurde zu Beginn der Versuche mit einer Vorlauf-Schüttung befüllt. Anschließend wurden der Zu- und Abluftventilator hochgefahren, und die Heizregister nach ca. 5 min zugeschaltet. Nachdem eine mittlere Korntemperatur der Schüttung von ca. 50 °C (ca. 20 min) erreicht wurde, wurde mit dem Austragen des Schüttguts begonnen und die Vorratssektion mit dem Versuchsgut befüllt. Der eingetragene und ausgetragene Weizen wurde verwogen. Anhand der Masse des ausgetragenen Weizens wurde der Durchsatz bestimmt und die Austragszeit bzw. Standzeit eingestellt. Der Durchsatz wurde für die Versuche auf ca. 200 kg/h festgelegt. Das Holdup der Trockner beträgt ca. 400 kg. Aus dem Durchsatz und dem Holdup, errechnet sich eine Verweildauer des Gutes im Trockner von ca. 2 h. Während des gesamten Versuches wurden die Umgebungsluft-, Zuluft- und Abluftbedingungen erfasst. Die Versuchsparameter sind in Tabelle 5.16 zusammengefasst.

Tabelle 5.16 Versuchsbedingungen der Trocknungsversuche

	Einheit	Konventionelle Schachtgeometrie	Neu entwickelte Schachtgeometrie
Eintrittsfeuchte	[%w.b.]	16,6	16,5
Volumenstrom	[m ³ /h]	465	465
Zulufttemperatur	[°C]	80,0	80,5
Durchsatz	[kg/h]	200	217
Standzeit	[s]	120	72

Die Gutfeuchte am Trocknereintritt und -austritt wurde alle 20 min mittels Granomat® (Pfeuffer) und im Labor nach der Referenzmethode DIN EN ISO 712 [106] anhand der Rückstellproben bestimmt. In ausgewählten Sektionen wurden die Zuluft- und Ablufttemperatur sowie die Zuluft- und Abluftfeuchte erfasst. Anhand der Temperatur- und Feuchteverläufe in den Sektionen wurde überprüft, ob sich der Trockner im stationären Betrieb befindet. Nach Erreichen des stationären Betriebszustands (ca. 4 h) wurden in jedem Versuch zeitlich versetzt zwei Gutfeuchteverteilungen unterhalb der Austrageinrichtung gemessen. Für die Probenentnahme wurde eine Probenschublade (Abbildung 5.21) konstruiert [65], die zum Zeitpunkt der Messung unter die Austrageinrichtung (Abbildung 5.12) geschoben wurde. In der Probenschublade waren 40 Probenbehälter mit den Abmessungen 80 mm x 80 mm und einer Tiefe von 100 mm angeordnet. Neben der Gutfeuchteverteilung wurden die Massenstromverteilung und die Guttemperaturverteilung über dem Austragsquerschnitt ermittelt.

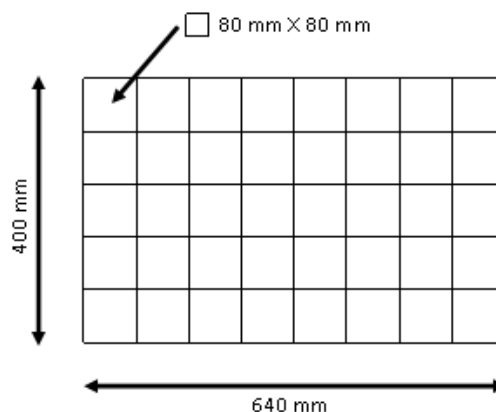


Abbildung 5.21 Aufteilung der Probennahmebehälter zur Untersuchung der Gutsfeuchteverteilung am Trockneraustritt

Um die Probenbehälter ausreichend zu befüllen, waren 5 bis 7 Austräge je Messung erforderlich. Nach der Probennahme wurde die Kornmasse je Behälter bestimmt. Anschließend wurde mit Hilfe einer Thermokamera (Modell Testo-885, Fa. Testo®) eine Momentaufnahme der Guttemperaturverteilung durchgeführt. Hierzu wurde die Kamera oberhalb der Probenschublade positioniert und die Temperaturverteilung aus der Draufsicht thermografiert. Die Messgenauigkeit der Kamera beträgt ± 2 °C. Im Anschluss erfolgte die Gutfeuchtebestimmung der einzelnen Proben mittels eines Schnellfeuchtebestimmers (Typ Granomat®, Fa. Pfeuffer) sowie nach der Referenzmethode DIN EN ISO 712 [106].

6 Experimentelle Ergebnisse und Modellvalidierung

6.1 Einzelkorntrocknung

6.1.1 Trocknungsverlaufskurven

In Abbildung 6.1 sind die Trocknungsverläufe von drei ausgewählten Weizenkörnern mit einer Gutfeuchte von ca. 20 %d.b. (ca. 16,6 %w.b.) exemplarisch dargestellt (Versuche 3.1 - 3.3), die bei einer Lufttemperatur von 80 °C und einer Luftfeuchte von 6 g_{H₂O}/kg_{TL} in der TGA getrocknet wurden, s. Abschn. 5.2. Die Einzelwerte der Kornfeuchten und -massen sind Tabelle 5.12 zu entnehmen. Um die Vergleichbarkeit der Trocknungsverläufe zu erhöhen, wurde die Gutfeuchte normiert ($X_{\text{Norm}} = \frac{X_t}{X_0}$). Der qualitative Vergleich zeigt, dass die Körner bei gleichen Zuluft-Bedingungen ein ähnliches Trocknungsverhalten aufweisen.

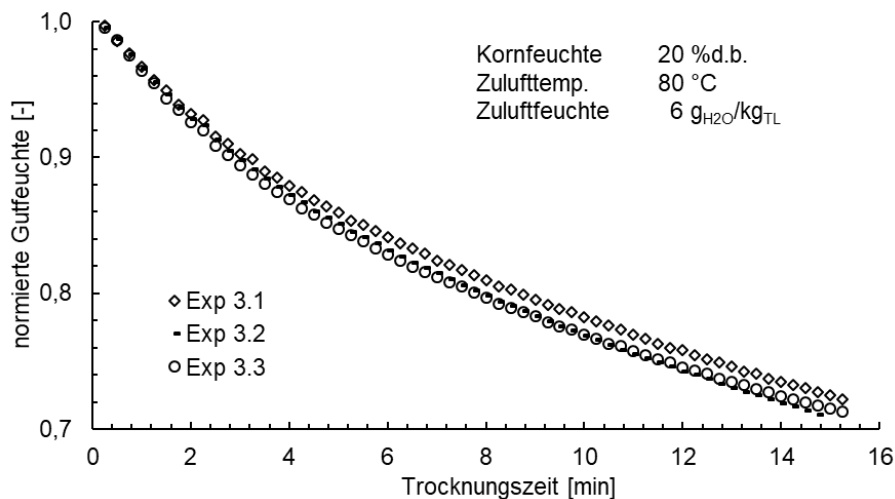


Abbildung 6.1 Trocknungsverlaufskurven von drei Weizenkörnern mit einer Anfangsfeuchte von ca. 20 %d.b.

Die Abbildung 6.2 und Abbildung 6.3 veranschaulichen die Trocknungsverläufe ausgewählter Weizenkörner über dem gesamten eingestellten Parameterbereich der Laborversuche (Tabelle 5.12). Dargestellt ist der Wassergehalt der Probe über der Trocknungszeit bis zum Erreichen der Lagerfähigkeitsfeuchte von 16,3 %d.b.. Erwartungsgemäß sinkt die Trocknungsdauer mit steigender Lufttemperatur. Der erwartete Effekt eines Anstiegs der Trocknungsdauer mit zunehmender Luftfeuchte bestätigt sich jedoch nicht. Vielmehr zeigt sich hier eine uneinheitliche Tendenz. Bei einer absoluten Luftfeuchte von 33 g_{H₂O}/kg_{TL} und einer Lufttemperatur von 80 °C ist eine Reduzierung der Trocknungszeit gegenüber der niedrigeren Luftfeuchte von 6 g_{H₂O}/kg_{TL} zu erkennen. Bei 40 °C hingegen steigt die Trocknungsdauer mit zunehmender Luftfeuchte an. Eine Ursache für diese uneinheitliche Tendenz sind möglicherweise Toleranzen in der Masse und Ausgangsfeuchte der untersuchten Weizenkörner. Die Proben mit einer Anfangsfeuchte von 20 %d.b. trockneten schneller als die mit 24 %d.b., bedingt durch die geringere Anfangsfeuchte des Gutes. Jedoch war die Trocknungsgeschwindigkeit der 20 %d.b. feuchten Weizenproben zu Beginn der Trocknung höher als bei der 24 %d.b. feuchten Probe, da diese mit der Differenz zwischen Gut- und Luftfeuchte zunimmt.

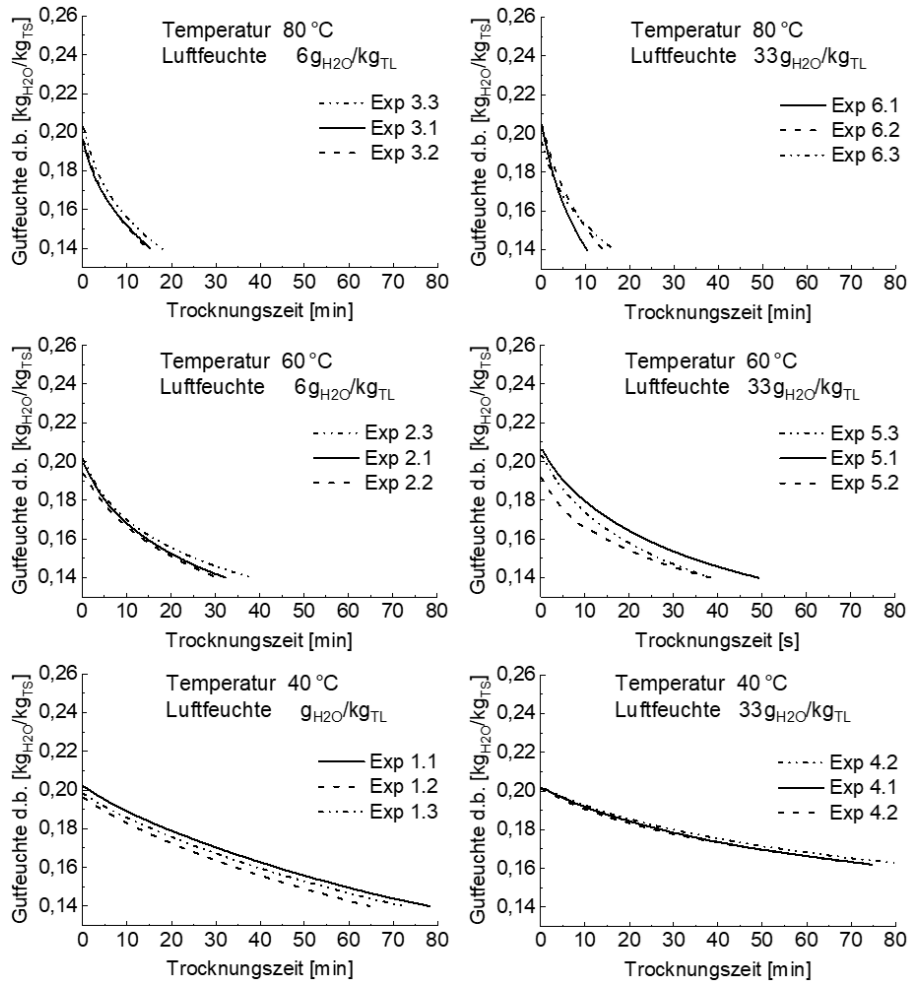


Abbildung 6.2 Trocknungsverlaufskurven von ca. 20 %d.b. feuchten Weizenkörnern für unterschiedliche Trocknungsbedingungen

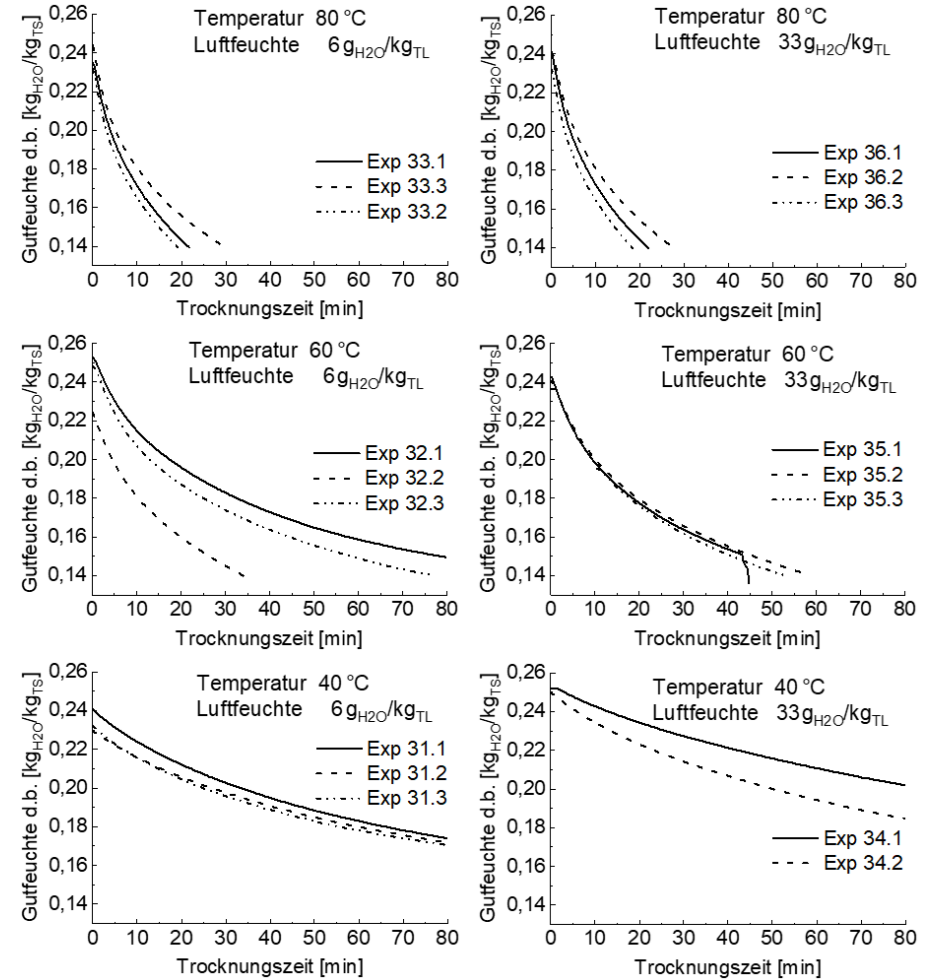


Abbildung 6.3 Trocknungsverlaufskurven von ca. 24 %d.b. feuchten Weizenkörnern für unterschiedliche Trocknungsbedingungen

6.1.2 Ermittlung des Diffusionskoeffizienten

Im Abschn. 4.5.1 wird das Einzelkorn-Trocknungsmodell erläutert, welches die Trocknungskinetik eines Weizenkorns unter den experimentellen Bedingungen in der TGA beschreibt. Nach diesem Modell wird auch der Diffusionskoeffizient des Wassers im Feststoff bestimmt. Der Diffusionskoeffizient findet Eingang in das numerische Modell des porösen Mediums unter der Annahme, dass dieser dem Diffusionskoeffizienten für Wasser in einer Getreideschüttung entspricht. Im Modell des porösen Mediums (Abschn. 4.5.2) wurde die Kugel als Partikelform zugrunde gelegt. Nachfolgend wird die Methode zur Ermittlung des Diffusionskoeffizienten für das volumenäquivalente, kugelförmige Weizenkorn erläutert.

Der Diffusionskoeffizient wird durch Anpassung der numerisch berechneten Trocknungskinetik an den experimentell ermittelten Trocknungsverlauf iterativ bestimmt. Der Iterationsprozess zur Auswertung eines einzelnen Trocknungsversuches ist zeitaufwändig und erfordert eine Rechenzeit von ein bis zwei Tagen. Aus diesem Grunde wurde der Diffusionskoeffizient exemplarisch für ein Weizenkorn mit ca. 23,5 %d.b. Gutfeuchte (19,3 %w.b.) und einem ausgewählten, repräsentativen Luftzustand numerisch ermittelt. Hierfür wurde ein bei der Trocknung von Futterweizen in Dächerschachttrocknern üblicher mittlerer Luftzustand der Trocknungsluft von 80 °C und 6 g_{H₂O}/kg_{TL} absoluter Luftfeuchte gewählt, siehe Exp. 33.1 in Tabelle 5.12 und Abbildung 6.2. Die schrittweise Annäherung des berechneten an den experimentell ermittelten Trocknungsverlauf durch Variation des Diffusionskoeffizienten wird in Abbildung 6.4 veranschaulicht.

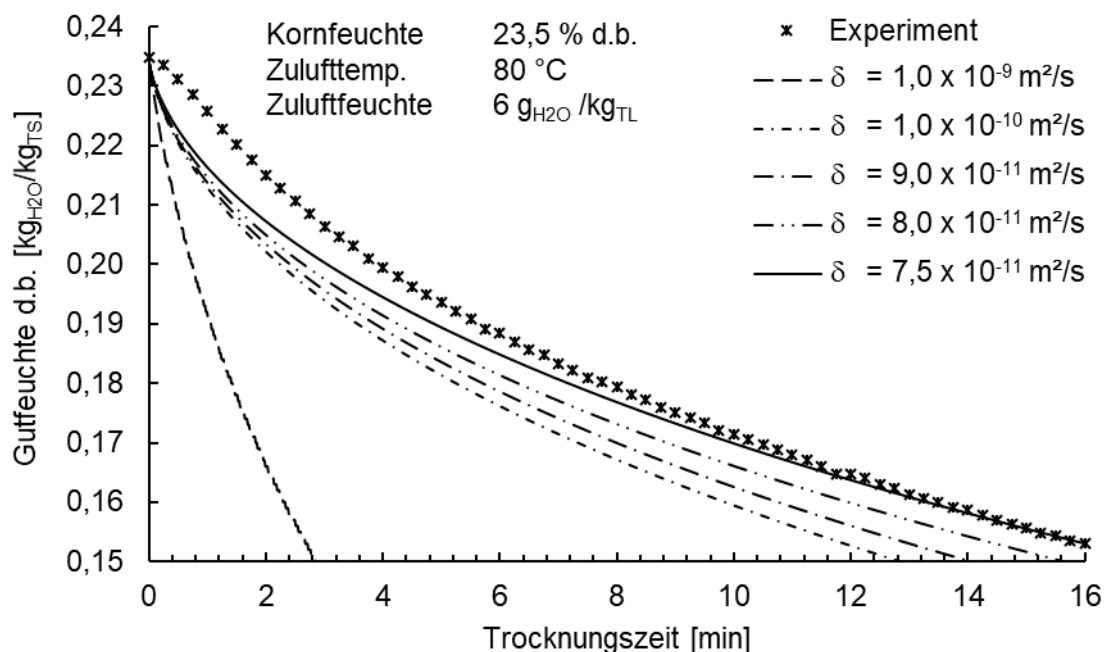


Abbildung 6.4 Iterative Ermittlung des Diffusionskoeffizienten

Wie die Grafik zeigt, wird der experimentelle Trocknungsverlauf durch das Einzelkorn-Trocknungsmodell sehr gut abgebildet. Lediglich im vorderen Abschnitt der Trocknungskurve treten Abweichungen auf. Diese sind auf die Aufheizphase in den ersten 4-6 Minuten zurückzuführen. Für das 24 %d.b. feuchte Weizenkorn wurde ein Diffusionskoeffizient von $7,5 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ iterativ ermittelt. Die Abweichungen zwischen Berechnung und Experiment

liegen bei $< 1,16\%$ (entspricht $< 0,003 \text{ kg}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TS}}$). Die gute Übereinstimmung zwischen berechneter und gemessener Trocknungskinetik bestätigt die Anwendbarkeit des entwickelten Modells.

Im Folgenden wird das Einzelkorn-Trocknungsmodell mit bisher bekannten Berechnungsansätzen verglichen. Hierzu werden die berechneten Verläufe mit einem experimentell ermittelten Trocknungsverlauf verglichen, siehe Abbildung 6.5. Ausgewählt wurde der Versuch Nr. 33.3 (Tabelle 5.12). Das Weizenkorn mit ca. 23 %d.b. wurde auf eine Endfeuchte von 15 %d.b. getrocknet. Wie die Grafik veranschaulicht, zeigen die auf der Crank-Gleichung basierenden Trocknungsmodelle [95] sowie die empirischen Trocknungsmodelle [26, 34] starke Abweichungen von den experimentellen Ergebnissen. Becker [95] und Sun und Woods [95] berücksichtigen bei der Berechnung des Diffusionskoeffizienten die Guttemperatur, wohingegen in dem Modell nach Giner und Masheroni [95] zusätzlich die Anfangsgutfeuchte eingeht. Durch Verwendung eines Arrhenius-Ansatzes zur Ermittlung des Modell-Diffusionskoeffizienten wird der asymptotische Verlauf der Trocknung von allen drei Modellen gut wiedergegeben.

Im Vergleich zur experimentell bestimmten Trocknungszeit von ca. 15 min liegt die nach Becker ($\delta \approx 2,2 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$) berechnete Trocknungszeit mit ca. 4 min weit unterhalb (Abweichung 74 %) und die nach Sun und Woods ($\delta \approx 2,5 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$) berechnete mit über 35 min weit oberhalb des Messwertes. Nach Giner und Mascheroni ($\delta \approx 7,4 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$) ergibt sich für das Weizenkorn eine Trocknungszeit von ca. 11 min. Diese weicht um 33 % von der gemessenen Trocknungszeit ab. Für das Modell von Giner und Mascheroni [95] wurde durch iterative Anpassung an die experimentelle Trocknungskinetik für das untersuchte Korn ein Diffusionskoeffizient von $\delta \approx 5 \cdot 10^{-11}$ ermittelt. Dieser weicht von dem nach dem CFD-Modell ermittelten Diffusionskoeffizienten ($\delta \approx 7,5 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$) um 33,3 % ab.

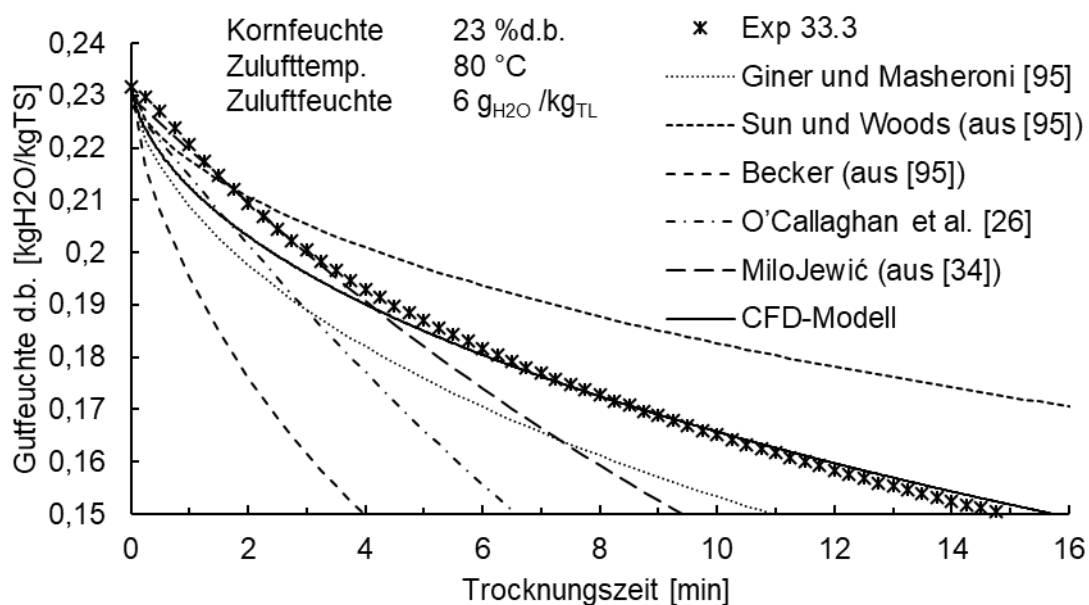


Abbildung 6.5 Vergleich Modell-Experiment: gemessener Trocknungsverlauf eines Weizenkorns (Exp. Nr. 33.3) im Vergleich zu berechneten Verläufen unterschiedlicher Trocknungsmodelle

Das empirische Trocknungsmodell nach Milojević, zitiert in [34], welches die Gutfeuchte und die Gutstemperatur berücksichtigt, zeigt in den ersten vier Minuten der Trocknungszeit eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Danach weicht das Modell jedoch zunehmend ab und liegt mit einer Trocknungsdauer von ca. 9,5 min 37 % unterhalb der gemessenen Trocknungszeit. Im Gegensatz zu den auf der Crank-Gleichung basierenden Modellen zeigen die empirischen Trocknungsmodelle von O'Callaghan und Milojević einen eher linearen Verlauf. Daher können diese Modelle den zweiten Trocknungsabschnitt, der asymptotisch verläuft, nur bedingt nachbilden.

Der mit dem Einzelkorn-Trocknungsmodell berechnete Trocknungsverlauf wird am Beispiel des Versuchs Nr. 33.1 in Abbildung 6.6 veranschaulicht. Dargestellt sind die zeitlichen Verläufe der Partikelfeuchte, der Temperatur und der absoluten Luftfeuchte in der Umgebung bzw. innerhalb des Einzelkorns. Zu Beginn der Trocknung nach $t = 1 - 10$ min ist die Aufheizphase des Kornes anhand des Temperaturprofils deutlich erkennbar. Weiterhin zeigt sich, dass die Luft nahe dem Korn abgekühlt wird. Dadurch steigt die relative Feuchte in der Luftgrenzschicht an. Dies hat jedoch nur einen geringen Einfluss auf die Trocknung, die hauptsächlich durch die Wasserdiffusion im Korninneren bestimmt wird. Da während der Aufheizphase des Kornes der Diffusionsweg zur Kornoberfläche kurz ist, bildet sich an der Kornoberfläche nach wenigen Sekunden ein Sorptionsgleichgewicht aus. Mit zunehmender Trocknungszeit wird dann der Diffusionsweg von der Trocknungsfrost zur Kornoberfläche größer, wodurch die Trocknungsgeschwindigkeit mit steigender Trocknungszeit sinkt. Wie der berechnete Verlauf der Gutfeuchte im Korn zeigt, wird die Trocknungsfrost mit steigender Eindringtiefe in das Korn zunehmend unscharf, das heißt, sie erstreckt sich über einen immer breiteren radialen Bereich. Das Korn wird laminar umströmt, es treten keine Verwirbelungen zwischen Korn und Probenhalter auf.

Das entwickelte Modell kann außerdem eingesetzt werden, um den Einfluss der Partikelform auf das Trocknungsverhalten des Produktes zu analysieren. Abbildung 6.7 veranschaulicht den berechneten Trocknungsverlauf eines volumenäquivalenten Kornes in Kugelform, als Ellipsoid sowie dem realen Weizenkorn angepasster Partikelform bei einem als konstant angenommenen Diffusionskoeffizienten von $7,5 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ (Berechnungsbeispiel Exp. 33.1, Abbildung 6.4). Je nach Partikelform zeigt sich ein unterschiedliches Trocknungsverhalten. Zum Beispiel trocknet eine Kugel aufgrund ihres geringeren Oberflächen-Volumen-Verhältnisses deutlich langsamer als ein volumenäquivalentes Ellipsoid. Im Unterschied dazu besitzt das reale Weizenkorn eine Bauchfalte entlang seiner Körperlängsachse, wodurch sich dessen Oberflächen-Volumen-Verhältnis gegenüber einem Ellipsoid nochmals vergrößert. Dadurch trocknet das Weizenkorn im Vergleich zum Ellipsoid ein wenig schneller.

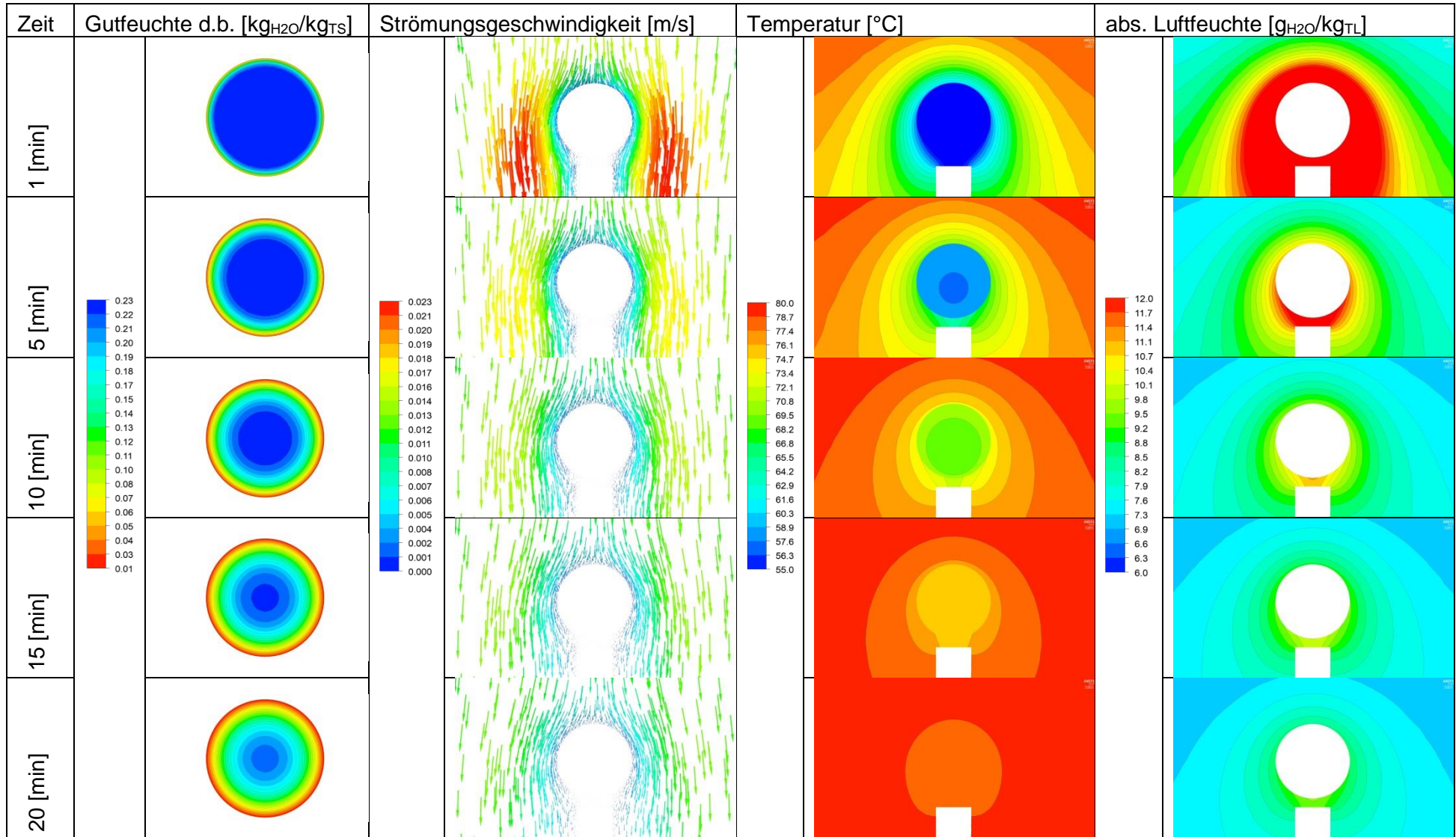


Abbildung 6.6

Berechnete Gutfeuchte-, Luftgeschwindigkeits-, Temperatur- und Luftfeuchteverteilungen im Querschnitt eines Weizenkorns bzw. der Messzelle zu unterschiedlichen Trocknungszeiten (Anfangsfeuchte 23,5 %d.b., Trocknungstemperatur 80 °C, Luftfeuchte 6 $\text{g}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TL}}$, Luftgeschwindigkeit 250 ml/min)

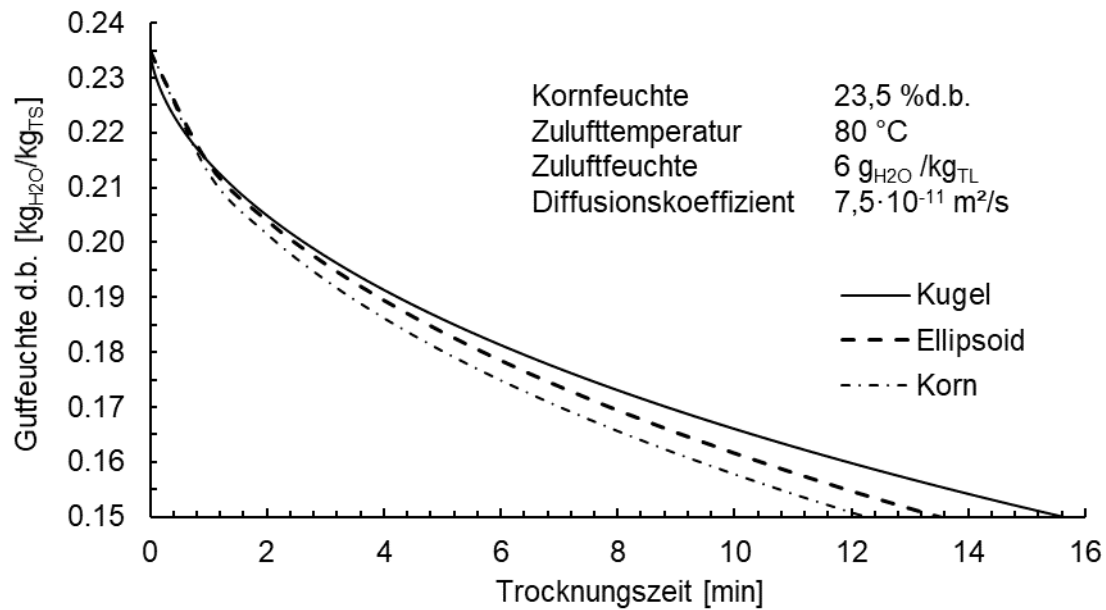


Abbildung 6.7 Einfluss der Partikelform auf den berechneten Trocknungsverlauf

Das entwickelte Einzelkorn-Trocknungsmodell kann somit eingesetzt werden, um den Diffusionskoeffizienten für unterschiedliche Korngeometrien zu ermitteln. Hierzu werden die physikalischen Eigenschaften des realen Getreidekorns auf das Modellpartikel (Ellipse, Kugel, etc.) übertragen.

6.2 Experimente zur Luftströmung im Schachttrockner

6.2.1 Druckverteilung in der Getreideschüttung

Die Technikums-Versuche zur Bestimmung der Druckverteilung im Dächerschachttrockner [105] dienen dem Ziel, den Einfluss der Partikeleigenschaften (Partikelform, Korngrößenverteilung, Porosität, etc.) unterschiedlicher Schüttgüter auf die Strömungsverteilung bei Variation des Luftvolumenstroms zu analysieren. Zur Auswertung der Differenzdruckmessungen und Darstellung der Ergebnisse in Form von Isobaren-Verteilungen wurden die Messdaten über dem Querschnitt des Messfeldes (Abbildung 5.16) interpoliert. Hierzu wurde die „Thin Plate Spline“ (TPS) Methode [107] verwendet. Aus dem Differenzdruck-Messfeld wurde eine Gittermatrix mit 50 x 50 Knotenpunkten erstellt, siehe Abbildung 6.8. Für die räumliche Zuordnung der Messpunkte und Auswertung der Messdaten wurde ein kartesisches Koordinatensystem eingeführt. Der Nullpunkt des Koordinatensystems wurde entlang der vertikalen Mittellinie des zentralen Zuluftdachs (6) an dessen Unterkante festgelegt.

Der verwendete Glättungsfaktor betrug 0,0015. Die Interpolationsgrenzen sind in der Grafik als rote Linien gekennzeichnet. Unterhalb des Zuluftdachs, aus dem die Prozessluft in die Schüttung eintritt, wird der im Zuluftdach vorherrschende statische Druck angenommen. Am Luftaustritt aus der Schüttung in die Abluftdächer wird der statische Druck auf 0 Pa gesetzt. Dies ist erforderlich, da die Messpunkte nahe den Luftkanälen nur ca. 25 mm von der Wand entfernt liegen und daher Werte für den Druck in Wandnähe angenommen werden mussten. Im Trockner befindet sich eine Partikelschüttung, so dass sich an den Wänden keine

Strömungsgrenzschicht ausbilden kann. Vereinfachend wurde an den Dachwänden der Differenzdruck ausgehend von den wandnahen Messpunkten extrapoliert. Das gleiche Verfahren wurde auf die untere und obere Interpolationsgrenze angewandt, indem der Differenzdruck ausgehend von Werten in der Nähe liegender Messpunkte extrapoliert wird. Unter der Annahme einer symmetrischen Druckverteilung werden die in der Trocknermitte (Abbildung 6.8 links) gemessenen Werte an der Koordinatenachse gespiegelt, so dass der Trocknerwand (Abbildung 6.8 rechts) Druckwerte zugeordnet werden konnten. Zur statistischen Auswertung wurde das Programm Origin Pro 9.1 verwendet.

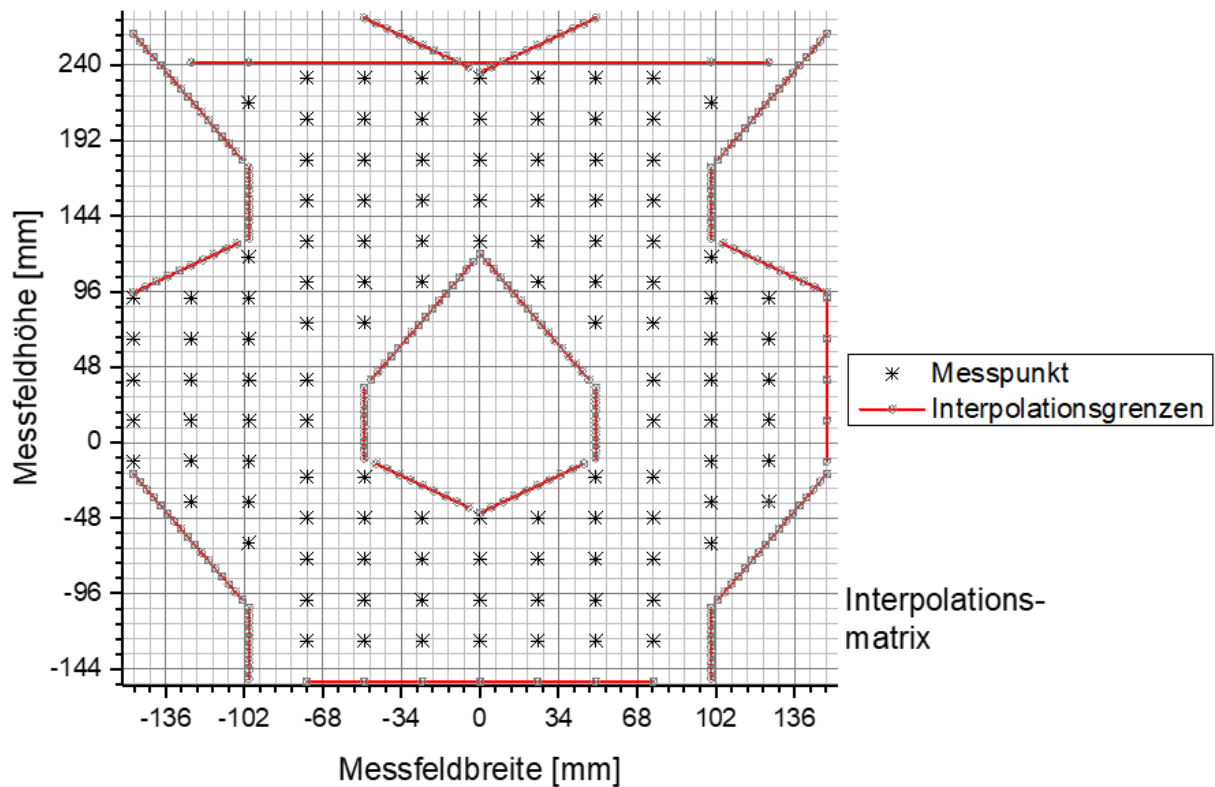


Abbildung 6.8 Matrix und Koordinatensystem zur Auswertung der experimentellen Isobarenverteilung

Abbildung 6.9 veranschaulicht die Isobarenverteilungen der drei Replikationsversuche 4-6, die bei einem Volumenstrom von $465 \text{ m}^3/\text{h}$ durchgeführt wurden (Tabelle 5.14). Wie der Vergleich zeigt, sind die Abweichungen zwischen den einzelnen Messungen sehr gering. Deutlich wird dies auch durch die mittlere ($0,45 \text{ Pa}$) und maximale ($3,74 \text{ Pa}$) Standardabweichung der einzelnen Messwerte.

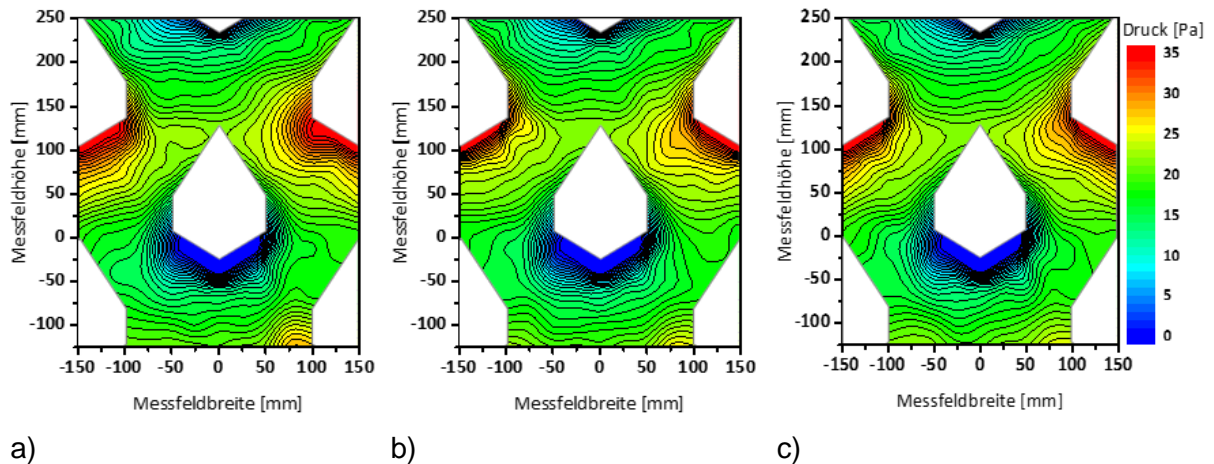


Abbildung 6.9 Isobarenverteilungen der Replikationsversuche 4-6 (a-c), gemessen an Weizen bei einem Luftvolumenstrom von $465 \text{ m}^3/\text{h}$ (Tabelle 5.14)

Die gleichmäßige Verteilung der Isobaren und die Symmetrie des gemessenen Strömungsprofils lassen den Schluss zu, dass eine Viertelung des Zuluftstroms auf die vier umliegenden Abluftdächer vorliegt, die für die horizontale Luftkanalanordnung typisch ist. In Abbildung 6.10 wird dies deutlich durch eine gleichmäßige Speisung des zentralen Abluftdaches durch die vier umliegenden Zuluftdächer.

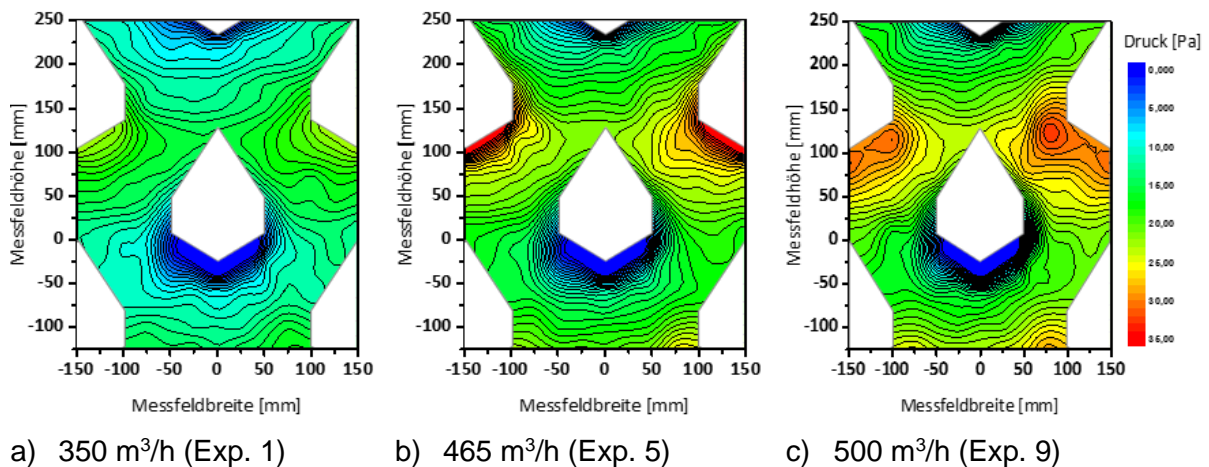


Abbildung 6.10 Abhängigkeit der Isobarenverteilung im Schachttrockner vom Zuluftvolumenstrom für das Versuchsgut Weizen

Der Einfluss des Luftvolumenstroms auf die Strömungsverteilung wird in Abbildung 6.10 veranschaulicht. Dargestellt sind die am Beispiel von Weizen gemessenen Isobarenprofile der Versuche 1, 5 und 9 (Tabelle 5.14). Erwartungsgemäß nimmt der Druckverlust mit steigendem Volumenstrom zu. Wie die Grafik zeigt, wird die Gleichmäßigkeit der Strömungsverteilung trotz Anstiegs des Luftvolumenstroms um 43 % nicht beeinträchtigt. Weizenkörner sind aufgrund ihrer länglichen, ellipsoiden Form in der Lage, sich in der Schüttung unterschiedlich auszurichten. Hierdurch können lokal Differenzen in der Schüttungsporosität auftreten, die geringfügige Inhomogenitäten in der Strömungsverteilung hervorrufen können, wie der teilweise stochastische Verlauf einzelner Isobaren verdeutlicht.

Im Unterschied zu Weizen besitzen Rapskörner annähernd Kugelform (Tabelle 5.3). Wie die Ergebnisse der Differenzdruckmessungen für Raps in Abbildung 6.11 veranschaulichen, zeigt das für Raps ermittelte Isobarenprofil dadurch im Vergleich zu Weizen eine geordnete Struktur auf. Andererseits haben Rapskörner eine deutlich geringere Partikelgröße als Weizenkörner, wodurch der Druckverlust bei Raps mit steigendem Luftvolumenstrom stärker ansteigt als bei Weizen (Abbildung 6.10).

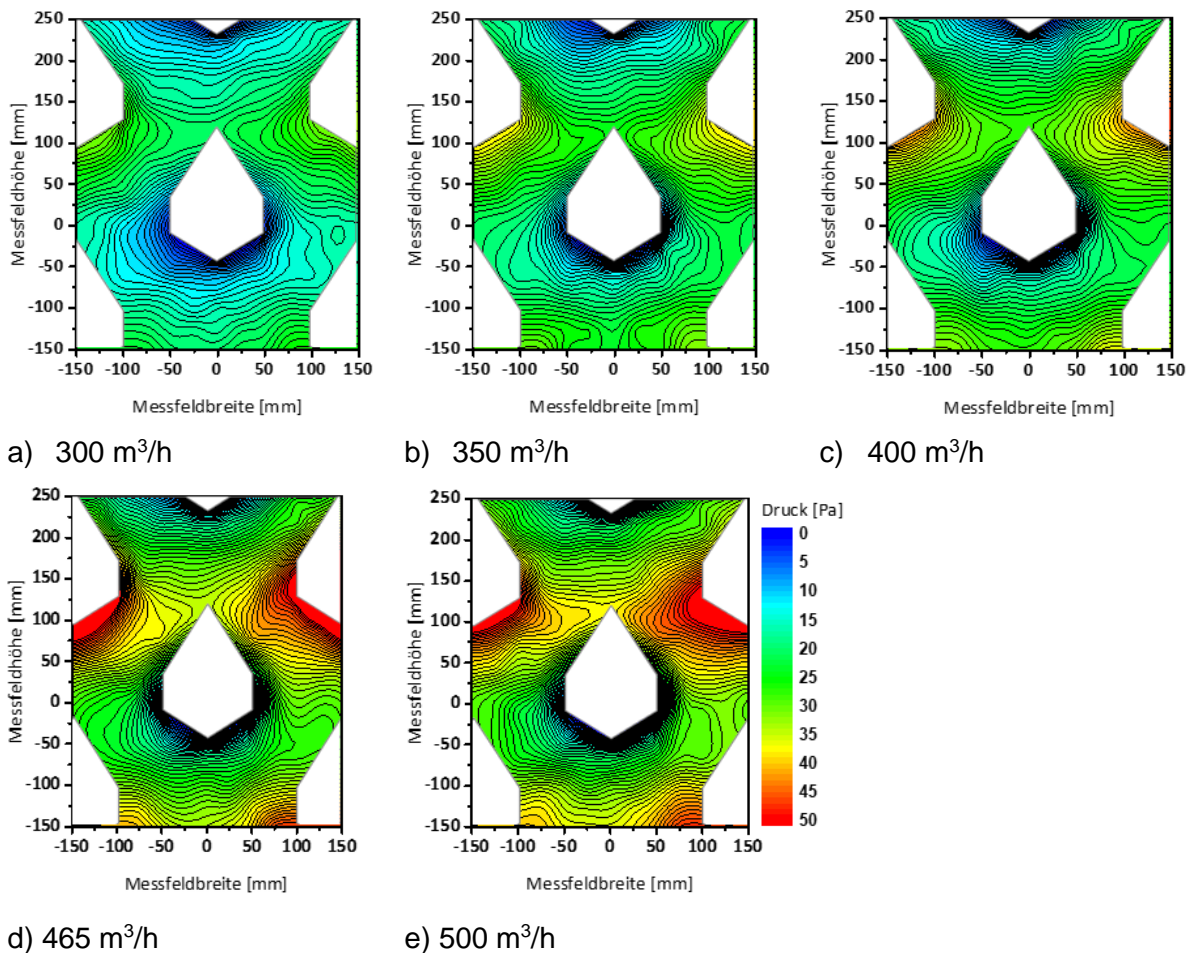


Abbildung 6.11 Abhängigkeit der Isobarenverteilung im Schachttrockner vom Zuluft-Volumenstrom für das Versuchsgut Raps

6.2.2 Verweilzeitverteilung der Prozessluft

Die Versuche zur Verweilzeitverteilung der Prozessluft dienten dem Ziel, den Einfluss unterschiedlicher Luftkanalanordnungen (horizontal, diagonal) auf die Strömungsverteilung und damit das Verweilzeitverhalten zu untersuchen. Aus den experimentellen Verweilzeitverteilungen (Abbildung 6.12 und Abbildung 6.13) wurden jeweils die mittleren Verweilzeiten ermittelt. Diese Daten wurden zur Berechnung der mittleren „experimentellen“ Strömungsgeschwindigkeit der Luft in der Getreideschüttung verwendet. Zur Ermittlung der Totzeit des Tracergases in der Messeinrichtung wurde jeweils vor Versuchsbeginn ein Dirac-Impuls direkt in die NDIR-Sonde gegeben, die zuvor mit der Injektionslanze verbunden wurde (Abbildung 5.20). Der so ermittelte Antwort-Peak des Messsystems ist links in den Diagrammen als durchgezogene Kurve eingezeichnet (Abbildung 6.12 und Abbildung 6.13).

Die aus dieser Antwortfunktion berechnete mittlere Verweilzeit entspricht der Totzeit der Messeinrichtung.

Abbildung 6.12 veranschaulicht die gemessenen Verweilzeitverteilungen bei horizontaler Dachanordnung. Aufgetragen ist die Konzentration des Tracergases CO_2 über der Messzeit. Das Tracergas wurde als Dirac-Impuls in den Zuluftstrom eines zentralen Zuluftdaches in mittlerer Höhe des Trockners aufgegeben (Abbildung 5.18). Die Impuls-Antwortfunktionen wurden an den vier umliegenden Abluftdächern Nr. 7 - 10 aufgenommen, die nacheinander vermessen wurden. Wie die Messergebnisse in Abbildung 6.12 zeigen, liegen die an den vier Abluftkanälen 7-10 gemessenen Verweilzeitverteilungen exakt übereinander. Daraus lässt sich schließen, dass auch die mittleren Verweilzeiten sehr ähnliche Werte aufweisen. Die Verweilzeitverteilungen unterscheiden sich lediglich in der Höhe der CO_2 -Konzentration. Während die an den Abluftdächern 7, 8 und 9 gemessenen Verteilungen einen ähnlichen Verlauf zeigten, war die am Abluftkanal Nr. 10 ermittelte CO_2 -Konzentration deutlich geringer. Dies ist vermutlich auf eine unsymmetrische Strömungsverteilung der Abluft in der nachgeschalteten Abluftkammer zurückzuführen. Die Abluft wurde am unteren Ende der Abluftkammer über einen 90° -Rohrbogen geführt und vom Abluftventilator (Ventilator 2) abgesaugt, siehe Abbildung 5.18 a. Hierdurch kam es zu einer bevorzugten Luftströmung im linken Teil der Abluftkammer. Um festzustellen, ob Spuren des Tracergases noch in weiter entfernt liegenden Abluftkanälen nachweisbar waren, wurden zusätzlich Messungen an den Dächern 5, 6, 11 und 12 vorgenommen. Dies war jedoch nicht der Fall und bestätigte nochmals die erwartete, klassische Verteilung der Zuluft bei der horizontalen Dachaufteilung.

Die gemessenen Verweilzeitverteilungen bei diagonaler Dachanordnung (Abbildung 5.18 b) sind in Abbildung 6.13 dargestellt. Wie die Grafik verdeutlicht, liegen die an den beiden benachbarten Abluftdächern 10 und 13 ermittelten Verweilzeitverteilungen übereinander. Dagegen sind die an den weiter entfernten Abluftdächern 11 und 12 gemessenen Verweilzeitverteilungen aufgrund des längeren Strömungsweges zu höheren Zeiten verschoben und weisen geringere CO_2 -Konzentrationen auf. Dieses Messergebnis zeigt, dass bei der diagonalen Luftkanalanordnung eine Zweiteilung des Luftstroms von einem Zuluftkanal auf die beiden, unmittelbar benachbarten Abluftdächer vorherrscht. Die unsymmetrische Strömungsverteilung in der nachgeschalteten Abluftkammer wirkte sich auch bei diesen Versuchen aus. Dadurch war die gemessene CO_2 -Konzentration im Abluftkanal 13 erheblich geringer als im Abluftkanal 10. Bei Tracergasmessungen an den weiter entfernten Abluftdächern 8, 9, 14 und 15 (Abbildung 5.18 b) war kein CO_2 in der Abluft nachweisbar.

Wie die Abbildung 6.12 und Abbildung 6.13 verdeutlichen, zeigen die gemessenen Antwortfunktionen einen prinzipiell einheitlichen Verlauf: der ansteigende Ast der Kurven weist einen höheren Gradienten auf als der abfallende Teil. Zudem sind die Antwortfunktionen breit gestreut und nähern sich der Abszisse asymptotisch an. Die Hauptursache für die Spreizung der gemessenen Verweilzeitverteilungen liegt im Verweilzeitverhalten der Messeinrichtung, das anhand der „Nullmessungen“ in beiden Versuchsreihen erfasst wurde (durchgezogene Kurve in Abbildung 6.12 und Abbildung 6.13). Da jedoch der Einfluss der Messeinrichtung bei jedem Experiment gleich groß ist, geht dieser Effekt als systematischer Fehler in die Verweilzeitberechnung ein. Das bedeutet, bei der Berechnung der mittleren Verweilzeit ist jeweils die Totzeit der Messeinrichtung abzuziehen.

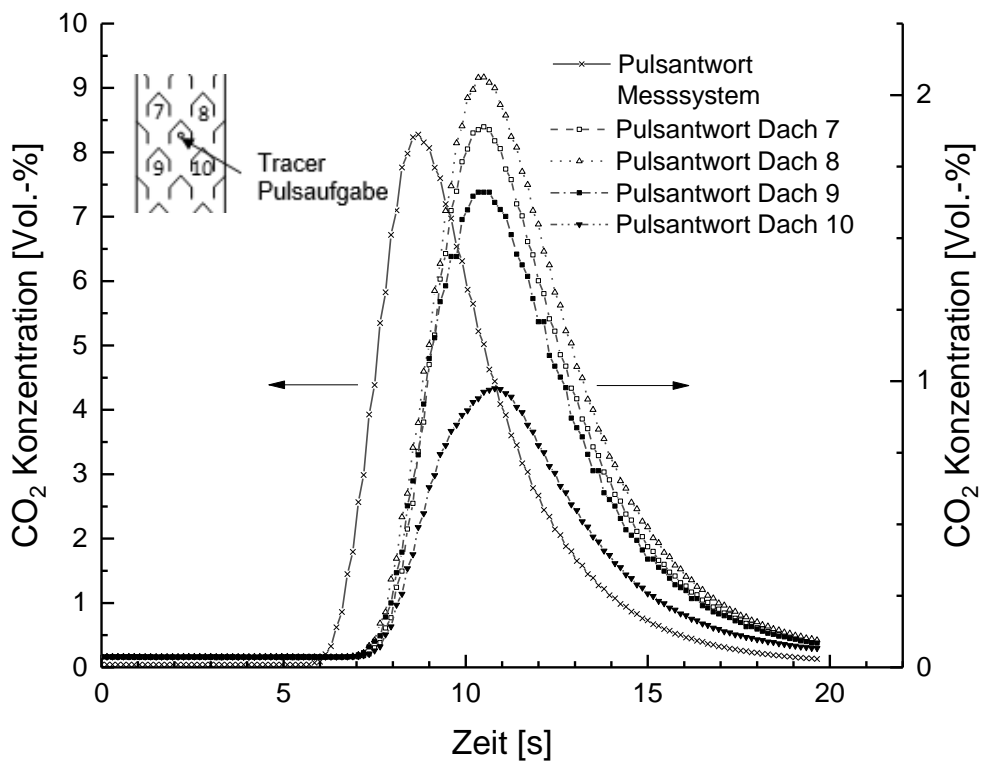


Abbildung 6.12 Gemessene Verweilzeitverteilungen bei horizontaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m³/h

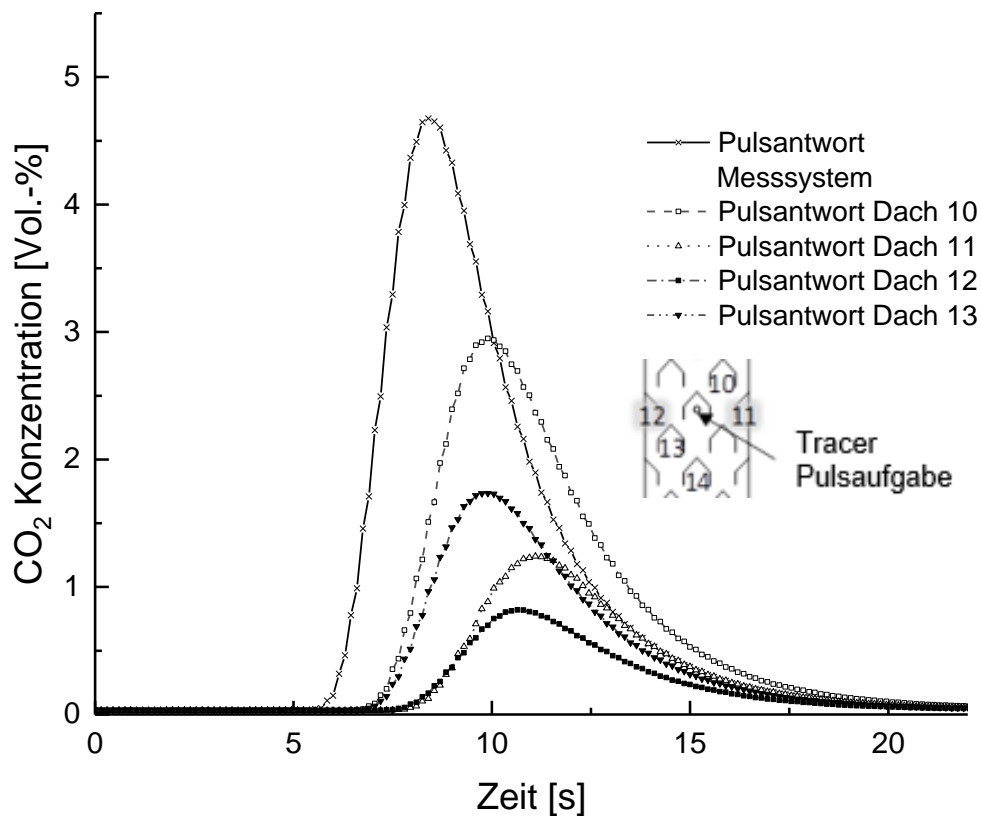


Abbildung 6.13 Gemessene Verweilzeitverteilungen bei diagonaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m³/h

Mittlere Verweilzeit in der Getreideschüttung

Die nach der Tracer-Puls-Methode gemessenen Antwortfunktionen des untersuchten Strömungsprozesses werden als Verweilzeitdichteverteilungen bezeichnet. Die mittlere Verweilzeit berechnet sich aus der gemessenen Dichteverteilung $E(t)$ zu

$$\bar{t} = \frac{\int_0^{\infty} t \cdot E(t) \cdot dt}{\int_0^{\infty} E(t) \cdot dt} . \quad (6.12)$$

In der mittleren Gesamt-Verweilzeit \bar{t} nach Gleichung (6.12) sind die „gesuchte) mittlere Verweilzeit der Luft in der Getreideschüttung T , die Verweilzeit der Luft im Zuluft- und Abluftkanal \bar{t}_D sowie die Totzeit der Messeinrichtung τ enthalten. Somit ergibt sich die mittlere Verweilzeit in der Getreideschüttung zu

$$T = \bar{t} - \bar{t}_D - \tau . \quad (6.13)$$

Der Strömungsweg der Luft vom Eintritt in das zentrale Zuluftdach (Abbildung 5.19) zu einem benachbarten Abluftdach wird in Abbildung 6.14 schematisch veranschaulicht. Die Grafik zeigt den Längsschnitt durch die Luftkanäle über der Trocknertiefe (a) sowie die Strömungswege der Luft durch die Getreideschüttung (b), die vereinfachend als geradlinig angenommen wurden.

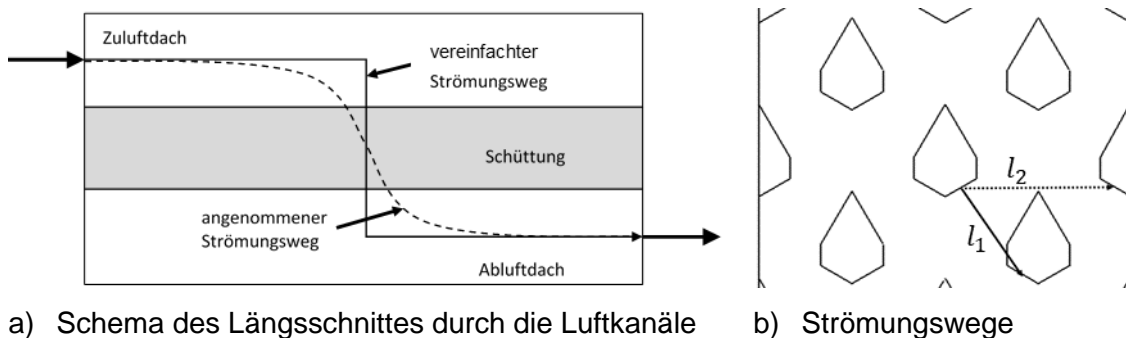


Abbildung 6.14 Angenommener Strömungsweg der Prozessluft durch die Getreideschüttung

Zur Abschätzung der mittleren Verweilzeit im Zuluft- und Abluftkanal \bar{t}_D wurden der Luftvolumenstrom in einem Luftkanal \dot{V}_D und der effektive Luftkanalquerschnitt A_D ermittelt. Unter Berücksichtigung des statischen Schüttwinkels für Weizen von $\alpha_s = 27,5^\circ$ und der Dachabmessungen (Anhang 5) beträgt der effektive Strömungsquerschnitt eines Luftkanals $A_D = 0,0098 \text{ m}^2$. Die Verweilzeitexperimente wurden bei einem Luftvolumenstrom des Trockners von $\dot{V}_L = 465 \text{ m}^3/\text{h}$ durchgeführt. Daraus ergab sich ein Luftvolumenstrom im einzelnen Zuluft- bzw. Abluftkanal von im Mittel $\dot{V}_{L,D} = 35,8 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$. Die mittlere hydrodynamische Verweilzeit im Zuluft- bzw. Abluftkanal ergibt sich aus

$$\bar{t}_D = \frac{l_D \cdot A_D}{\dot{V}_{L,D}} . \quad (6.14)$$

Mit einer Kanallänge von $l_D = 0,4 \text{ m}$ ergibt sich aus Gleichung (6.14) eine mittlere Verweilzeit der Luft im Zuluft- und Abluftkanal von 394 ms. Hierbei wurde angenommen, dass die Luft

jeweils eine halbe Kanallänge des Zuluft- und des Abluftkanals durchströmt, siehe vereinfachter Strömungsweg in Abbildung 6.14 a.

Die mittlere Verweilzeit in der Getreideschüttung T wurde unter Berücksichtigung der Totzeit in der Messeinrichtung und der Verweilzeit im Zu- bzw. Abluftkanal nach Gleichung (6.13) berechnet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.1 für die horizontale und in Tabelle 6.2 für die diagonale Dachanordnung zusammengefasst.

Tabelle 6.1 Mittlere Verweilzeit zwischen Zuluftdach-Eintritt und Abluftdach-Austritt bei horizontaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m³/h

Experiment Nr.	Totzeit τ [ms]	Mittlere Verweilzeit T [ms]			
		Einlass - Dach 7	Einlass - Dach 8	Einlass - Dach 9	Einlass - Dach 10
1	10016	1529	1536	1462	1446
2	10065	1344	1247	1240	1185
3	9960	1328	1473	1492	1353
Mittelwert		1401	1419	1398	1328
Standardabweichung vom Mittelwert [%]		7,5	6,9	5,4	6,7

Tabelle 6.2 Mittlere Verweilzeit zwischen Zuluftdach-Eintritt und Abluftdach-Austritt bei diagonaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m³/h

Experiment Nr.	Totzeit τ [ms]	Mittlere Verweilzeit T [ms]			
		Einlass - Dach 10	Einlass - Dach 11	Einlass - Dach 12	Einlass - Dach 13
1	10102	1621	2936	2850	1691
2	10038	1566	3001	2785	2005
3	10038	1711	3028	2901	2038
Mittelwert		1633	2988	2845	1912
Standardabweichung vom Mittelwert [%]		3,9	0,4	2,0	6,6

Bei horizontaler Dachanordnung (Tabelle 6.1) ergab sich aus den drei Wiederholungs-Experimenten eine durchschnittliche mittlere Verweilzeit der Trocknungsluft vom Zuluftdach-Eintritt zum Abluftdach-Austritt der vier umliegenden Abluftkanäle 7, 8, 9 und 10 von ca. 1,4 s. Dieses Ergebnis zeigt, dass eine nahezu ideale Verteilung der Prozessluft von einem Zuluftdach zu den umliegenden Abluftdächern vorliegt. Bei der diagonalen Dachanordnung (Tabelle 6.2) wurde eine mittlere Verweilzeit zwischen Zuluftdach-Eintritt und Abluftdach-Austritt der benachbarten Abluftkanäle 10 und 13 von 1,6 s bzw. 1,9 s gemessen. Diese Verweilzeiten sind mit denen für die horizontale Anordnung ermittelten Werte vergleichbar, da die mittlere Strömungsweglänge in beiden Fällen identisch ist. Mit Hilfe der Tracergasmessungen konnten Bypassströme zu den entfernteren Abluftdächern 11 und 12 nachgewiesen werden (Abbildung 5.19 b). Hierfür ergaben sich mittlere Verweilzeiten von 3,0 s bzw. 2,8 s. Die deutlich geringeren CO₂-Konzentrationen (Dach 11 und 12, Abbildung 6.13) lassen erkennen, dass die partiellen Luftströme zu diesen entfernteren Abluftkanälen

deutlich geringer sind als zu den benachbarten Abluftkanälen 10 und 13, so dass der Luftstrom eines Zuluftkanals bei der diagonalen Anordnung annähernd zweigeteilt wird.

Mittlere Strömungsgeschwindigkeit in der Schüttung

Die mittlere Strömungsgeschwindigkeit in der Getreideschüttung berechnet sich aus der Strömungsweglänge l zwischen Zuluftdach und den umliegenden Abluftdächern und der mittleren Verweilzeit T zu

$$\bar{w}_\psi = \frac{l}{T} . \quad (6.14)$$

Als Strömungsweglänge wurde vereinfachend die kürzeste geradlinige Verbindung zwischen Lufteintritt in die Schüttung unterhalb des Zuluftdaches und Luftaustritt unterhalb des jeweiligen Abluftdaches angenommen. Hierbei wurde der statische Schüttwinkel α_s berücksichtigt (Tabelle 5.5), der sich unterhalb der Dächer ausbildet und die Neigung der Schüttungsoberfläche festlegt. Diese Schüttungsoberfläche bildet die untere Begrenzung des Strömungsquerschnittes der Luftkanäle (Abbildung 4.3 und Abbildung 5.19 b). Die als geradlinig angenommenen Strömungsweglängen ergeben sich aus den Dimensionen und Abständen der Luftkanäle, siehe Anhang 5. Danach beträgt die Strömungsweglänge vom zentralen Zuluftdach zu den diagonal benachbarten Abluftdächern $l_1 = 0,175 \text{ m}$, die Strömungsweglänge zu den entfernteren Abluftdächern in horizontaler Richtung $l_2 = 0,25 \text{ m}$.

Die nach Gleichung (6.14) berechneten Werte der mittleren Strömungsgeschwindigkeit in der Schüttung \bar{w}_ψ für die horizontale und diagonale Dachanordnung (Abbildung 5.18 in Abschn. 5.3.3) bestätigen, dass es bei einer horizontalen Dachaufteilung eine gleichmäßigere Verteilung der Luftströmung in der Schüttung erreicht wird als bei der diagonalen Dachaufteilung (Tabelle 6.3 und Tabelle 6.4). Da für die Strömungswege l_1 und l_2 die kürzesten (geradlinigen) Wegstrecken angenommen wurden, sind die ermittelten Werte als Mindest-Strömungsgeschwindigkeiten zu betrachten. Die realen Strömungswege in der Getreideschüttung verlaufen im dreidimensionalen Raum und lassen sich nur mit Hilfe von Modellsimulationen geometrisch nachbilden.

Tabelle 6.3 Mittlere Luftgeschwindigkeiten in der Schüttung nach Gleichung (6.14) bei einem Luftvolumenstrom von 465 m³/h

a) Horizontale Dachanordnung				
	Mittlere Luftgeschwindigkeit in der Schüttung \bar{w}_ψ [m/s]			
	zu Dach 7	zu Dach 8	zu Dach 9	zu Dach 10
Experiment 1	0,154	0,153	0,163	0,166
Experiment 2	0,184	0,204	0,206	0,220
Experiment 3	0,187	0,162	0,159	0,182
Mittelwert	0,175	0,173	0,176	0,189
Standardabweichung vom Mittelwert [%]	8,5	13,0	12,1	12,1
b) Diagonale Dachanordnung				
	Mittlere Luftgeschwindigkeit in der Schüttung \bar{w}_ψ [m/s]			
	zu Dach 10	zu Dach 11	zu Dach 12	zu Dach 13
Experiment 1	0,142	0,098	0,102	0,135
Experiment 2	0,149	0,096	0,104	0,108
Experiment 3	0,133	0,095	0,100	0,106
Mittelwert	0,141	0,096	0,102	0,116
Standardabweichung vom Mittelwert [%]	4,8	1,5	1,9	11,1

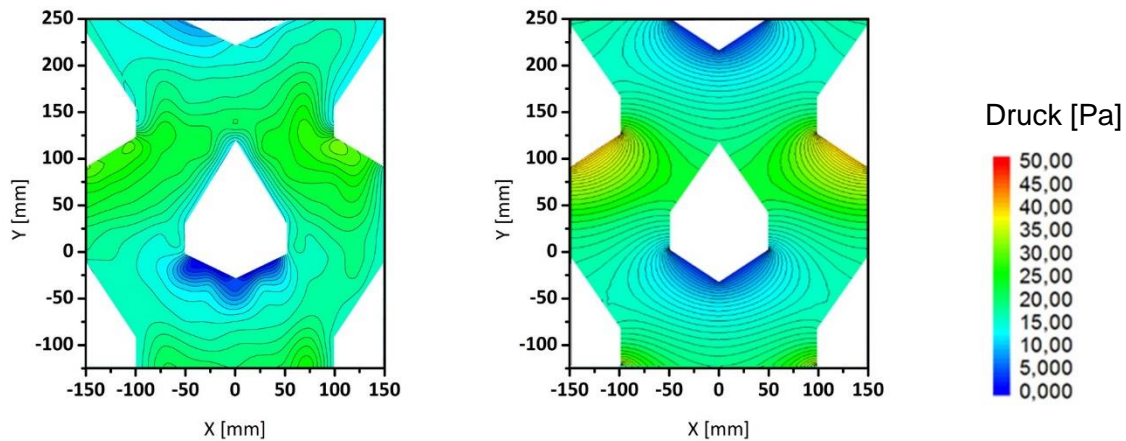
6.3 Validierung des CFD-Modells zur Luftströmung

6.3.1 Druckverlust- und Verweilzeitmessungen

Zur Validierung des CFD-Modells der Luftströmung im Schachttrockner werden die im Abschn. 6.2 ermittelten experimentellen Ergebnisse der Druckverlust- und Verweilzeitmessungen verwendet, die im Technikumsmaßstab am konventionellen Schachttrockner bei horizontaler und diagonaler Luftkanalanordnung durchgeführt wurden.

Horizontale Luftkanalanordnung

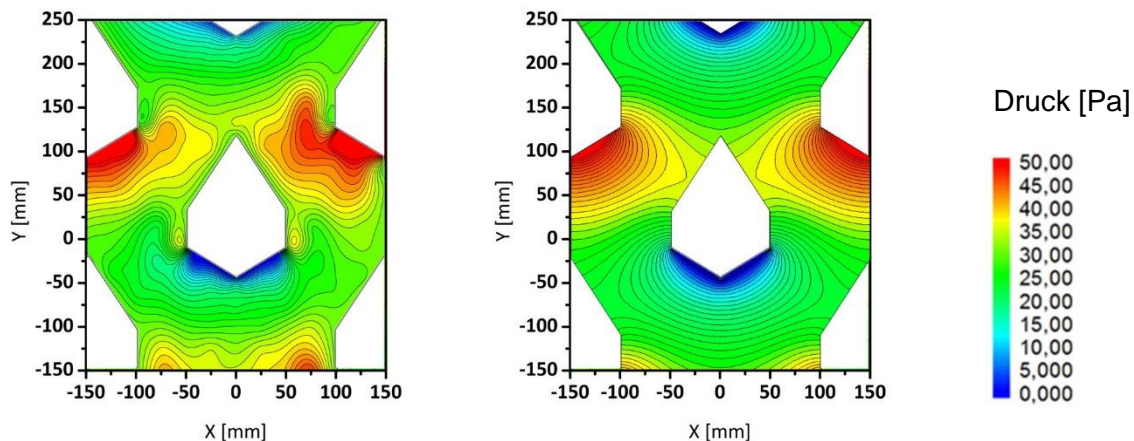
In der Abbildung 6.15 und Abbildung 6.16 werden experimentell ermittelte Isobarenprofile mit numerisch berechneten Daten verglichen. Die Druckverlustmessungen wurden am konventionellen Technikumstrockner bei horizontaler Dachanordnung für Weizen und Raps durchgeführt. Der Vergleich verdeutlicht die prinzipiell gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation. Die gemessenen Isobarenverteilungen weisen im Unterschied zur Simulation geringe Inhomogenitäten auf, die unter anderem auf lokale Porositätsdifferenzen innerhalb der realen Partikelschüttung zurückzuführen sind, z.B. durch Verunreinigungen (Stroh, Spelzen). Weizenkörner sind aufgrund ihrer Partikelform in der Lage, sich in der Schüttung unterschiedlich auszurichten. Hierdurch können ebenfalls lokale Differenzen in der Schüttungsporosität entstehen. In der Modellsimulation wurden dagegen Kugelform und eine konstante Schüttungsporosität angenommen, wodurch ein homogenes Strömungsprofil berechnet wird.



a)

b)

Abbildung 6.15 Vergleich zwischen gemessener a) und berechneter b) Isobarenverteilung bei einem Luftvolumenstrom von 465 m³/h, Versuchsgut Weizen



a)

b)

Abbildung 6.16 Vergleich zwischen gemessener a) und berechneter b) Isobarenverteilung bei einem Luftvolumenstrom von 465 m³/h, Versuchsgut Raps

Aus den umfangreichen Messdaten der Druckverteilungen über dem Trocknerquerschnitt für Weizen wurden einzelne, lokale Druckprofile extrahiert und mit berechneten Werten verglichen. Ausgewählt wurde hierzu die vertikale Mittelachse des Isobaren-Messgitters, die durch die Mittelachse des zentralen Abluftkanals verläuft, siehe Abbildung 5.16 und Abbildung 6.9. Diese beinhaltet 4 Messpunkte unterhalb und 5 Messpunkte oberhalb des Luftkanals. Die Verläufe beider Isobarenprofile über der Höhe zeigt Abbildung 6.17. Wie die Grafik veranschaulicht, steigt der Differenzdruck über der Trocknerhöhe an und erreicht im Maximum einen Wert von etwa 22 Pa. Dieser Messpunkt (5) liegt knapp unterhalb des Zuluftdaches 4 (Abbildung 5.16). Dort erreicht der Differenzdruck sein Maximum, da der Strömungsweg der Luft von hier aus zu den Abluftdächern am größten ist.

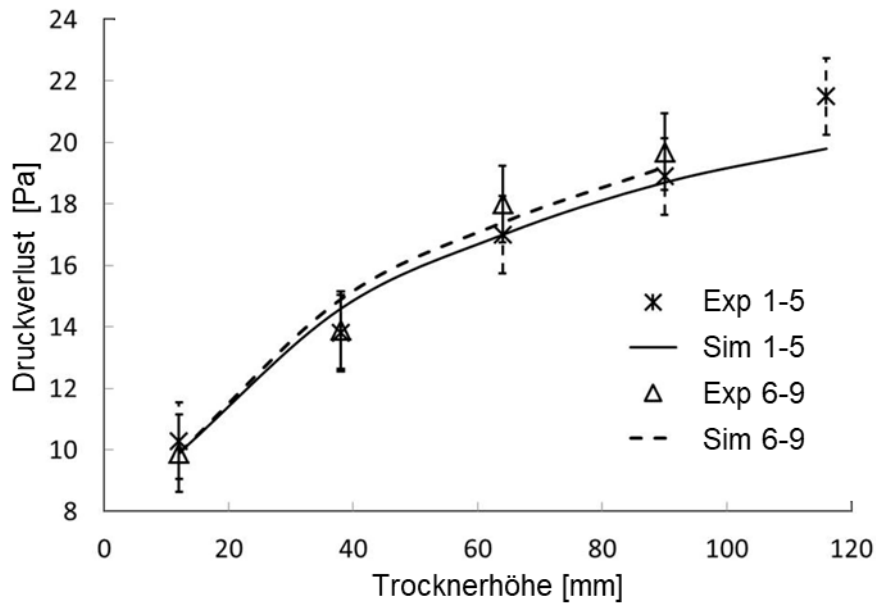


Abbildung 6.17 Vergleich zwischen gemessener und berechneter Isobarenverteilung bei einem Luftvolumenstrom von 465 m³/h, Versuchsgut Raps

Deutlich wird dies auch durch den quantitativen Vergleich der an den 116 Messpunkten ermittelten Differenzdrücke mit den Simulationen (Abbildung 6.18). Wie der Kurvenverlauf in Abbildung 6.18 deutlich zeigt, gibt es nur geringe Abweichungen zwischen den gemessenen und berechneten Differenzdrücken. Größere Abweichungen treten an Messpunkten auf, die sich nahe den Dach- bzw. Trocknerwänden befinden. Diese Abweichungen resultieren aus der experimentellen Bestimmung der Differenzdrücke. Durch die verwendete Messlanze werden die Messungen in dem wandnahen Strömungsbereich verzerrt. Der über die 116 Messpunkte gemittelte Modellfehler liegt unter 8,5 % vom Messwert, die mittlere Standardabweichung der Einzelmessungen beträgt 7,2 %.

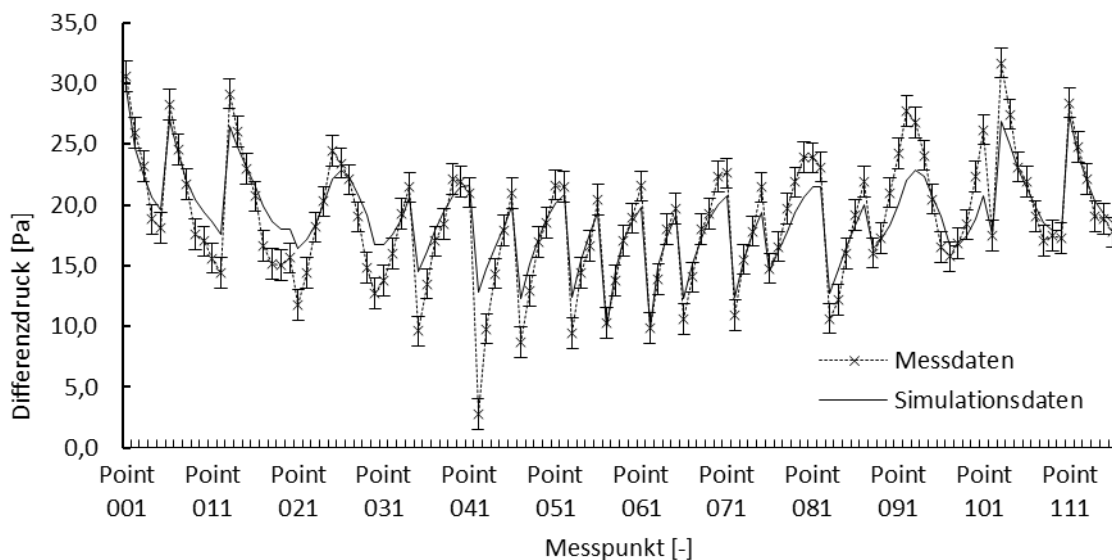


Abbildung 6.18 Vergleich der Messdaten mit den Simulationsdaten der Druckverteilung in der Weizenschüttung bei einem Zuluftvolumenstrom von 465 m³/h

Der Vergleich zwischen den gemessenen und berechneten mittleren Verweilzeiten ergibt für die horizontale Dachanordnung eine Modellabweichung von 10,5 % (Tracergasmessung Standardabweichung 10,9 %), (Tabelle 6.4). Die maximale Abweichung zwischen Modell und Experiment liegt mit 0,14 s unterhalb der Nachweisgrenze des Messverfahrens (0,15 s). Eine gute Übereinstimmung zeigte auch der Vergleich zwischen gemessenen und berechneten mittleren Strömungsgeschwindigkeiten in der Weizenschüttung, siehe Tabelle 6.5.

Tabelle 6.4 Vergleich der mittleren Verweilzeit in der Weizenschüttung zwischen Modell und Experiment bei horizontaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m³/h

	zu Dach 7	zu Dach 8	zu Dach 9	zu Dach 10
Mittelwert der Verweilzeit Sim. [s]	0,94	0,89	0,87	0,86
Standardabweichung Simulation [%]	19,5	12,2	15,7	18,0
Mittelwert der Verweilzeit Exp. [s]	1,01	1,03	1,01	0,94
Standardabweichung Experiment [%]	9,0	12,1	11,2	11,5
Modellfehler [s]	0,07	0,14	0,14	0,07
Modellfehler [%]	6,6	13,7	13,8	8,0

Tabelle 6.5 Vergleich der mittleren Strömungsgeschwindigkeit in der Weizenschüttung zwischen Modell und Experiment bei horizontaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m³/h

	Mittlere Luftgeschwindigkeit in der Schüttung \bar{w}_ψ [m/s]			
	zu Dach 7	zu Dach 8	zu Dach 9	zu Dach 10
Experiment	0,175	0,173	0,176	0,189
Modell	0,187	0,197	0,198	0,202
Modellfehler [%]	7,2	13,7	12,5	6,5

Diagonale Luftkanalanordnung

Zur Verifizierung des Luftströmungsmodells wurde die diagonale Dachanordnung zunächst mit dem entwickelten CFD-Modell berechnet (Ergebnisse sind in Abschn. 7.1 dargestellt) und anschließend mit den experimentellen Ergebnissen der Tracergasuntersuchung verglichen (Tabelle 6.6 und Tabelle 6.7). Die Abweichung zwischen den gemessenen und berechneten mittleren Verweilzeiten liegt bei 5,4 % (Standardabweichung Experiment 4,6 %), siehe Tabelle 6.6. Die maximale Abweichung zwischen Modell und Experiment ist mit 0,15 s innerhalb der Nachweisgrenze des Messverfahrens. Der Vergleich zwischen der gemessenen und berechneten mittleren Strömungsgeschwindigkeit ergibt eine Modellabweichung von 10,8 % (Tabelle 6.7).

Tabelle 6.6 Vergleich der mittleren Verweilzeit in der Weizenschüttung zwischen Modell und Experiment bei diagonaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m³/h

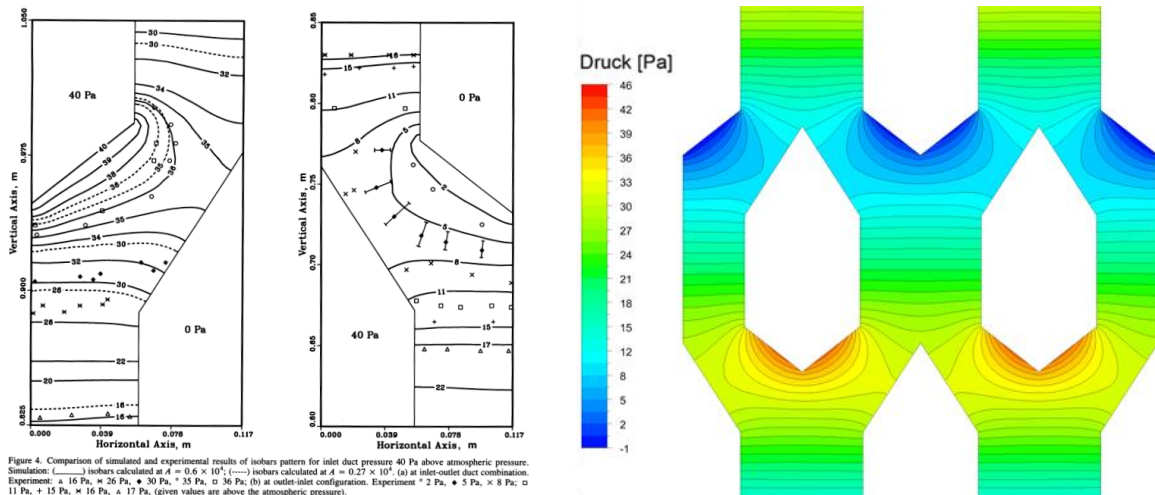
	zu Dach 10	zu Dach 11	zu Dach 12	zu Dach 13
Mittelwert der Verweilzeit Sim. [s]	1,20	2,70	2,30	1,40
Standardabweichung Simulation [%]	16,8	-	-	15,5
Mittelwert der Verweilzeit Exp. [s]	1,24	2,60	2,45	1,52
Standardabweichung Experiment [%]	4,8	1,5	1,9	10,3
Modellfehler [s]	0,04	0,10	0,15	0,12
Modellfehler [%]	3,4	3,9	6,3	8,0

Tabelle 6.7 Vergleich der mittleren Strömungsgeschwindigkeit in der Weizenschüttung zwischen Modell und Experiment bei diagonaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m³/h

	Mittlere Luftgeschwindigkeit in der Schüttung \bar{w}_ψ [m/s]			
	zu Dach 10	zu Dach 11	zu Dach 12	zu Dach 13
Experiment	0,141	0,096	0,102	0,116
Modell	0,148	0,111	0,110	0,134
Modellfehler [%]	5	15	8	15

6.3.2 Druckverlustmessungen von Cenkowski et al.

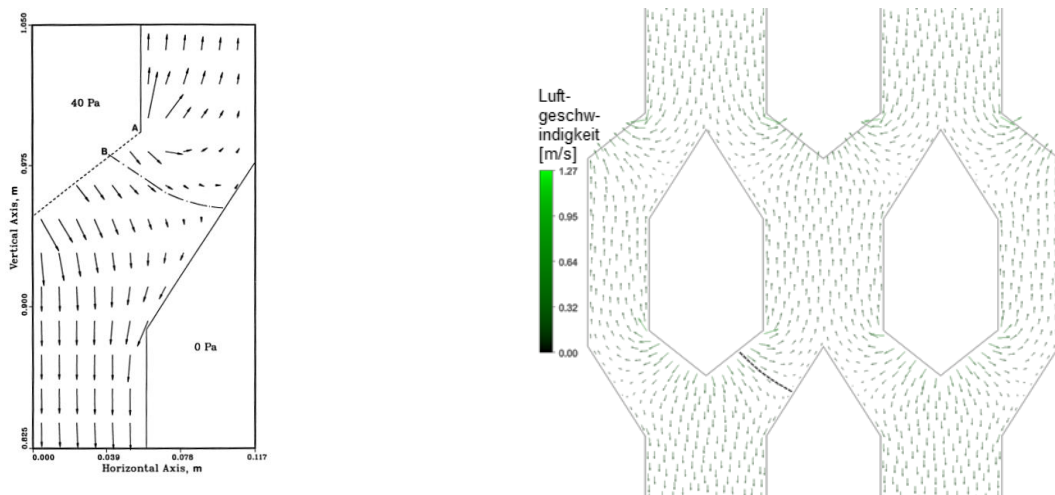
In Abbildung 6.19 ist der Vergleich der Isobarenverteilung und in Abbildung 6.20 ist der Vergleich des Strömungsprofils zwischen den Messdaten von Cenkowski et al. [40] und der Simulation dargestellt. Aus dem qualitativen und quantitativen Vergleich von Abbildung 6.19 a und Abbildung 6.19 b ist ersichtlich, dass die experimentell von Cenkowski et al. ermittelten und die numerisch berechneten Isobarenverteilungen gut übereinstimmen. Des Weiteren kann aus dem homogenen Abstand zwischen den Isobarenlinien auf eine gleichmäßige Strömungsverteilung in der Schüttung geschlossen werden. Dies festigt die Annahme, dass bei einer horizontalen Dachanordnung die Zuluft von einem Zuluftdach auf die vier umliegenden Abluftdächer gleichmäßig verteilt wird. Das berechnete vektorielle Strömungsprofil (Abbildung 6.20 a) zeigt ebenfalls eine gleichmäßige Verteilung der Zuluft auf die vier umliegenden Abluftdächer. Im Gegensatz dazu zeigt das von Cenkowski et al. berechnete vektorielle Strömungsprofil (Abbildung 6.20 b), dass die Strömung zu den unteren Abluftdächern deutlich stärker ausgeprägt ist als die zu den oberen Abluftdächern.



a) Von Cenkowski et al. Experimentell ermittelte Druckverteilung

b) Mit dem entwickelten CFD-Modell berechnete Druckverteilung für den Versuchsstand von Cenkowski et al.

Abbildung 6.19 Vergleich der berechneten Druckverteilung in der Schüttung mit den experimentellen Ergebnissen von Cenkowski et al. [40]



a) Strömungsverteilung nach dem Modell von Cenkowski et al.

b) Mit dem entwickelten CFD-Modell berechnete Strömungsverteilung für den Versuchsstand von Cenkowski et al.

Abbildung 6.20 Vergleich der berechneten Luftströmungsprofile für den Versuchsstand von Cenkowski et al. [40]

6.4 Partikelbewegung im Schachttrockner

6.4.1 Partikelbewegung bei kontinuierlicher Abspeisung (CFD-Modelle)

Fließverhalten bei kontinuierlichem Trocknerbetrieb

Zur Berechnung der Partikelverweilzeit- und Partikelgeschwindigkeitsverteilung (Abbildung 6.21 und Abbildung 6.22) beim kontinuierlichen Trocknerbetrieb wurde ein 2D-Eulermodell verwendet.

Mit diesem Modell wurden die Partikelbewegungsbahnen und die Partikelverweilzeit im Trockner für zwei Getreidemassenströme berechnet (Experiment 1: 11,7 kg/s, Experiment 2: 2,2 kg/s) [16], [65].

Anhand der berechneten Partikelverweilzeitverteilung (Abbildung 6.21 a und Abbildung 6.22 a) ist ersichtlich, dass die Partikeltrajektorien in der Trocknermitte wesentlich kürzer sind als die Partikeltrajektorien an der Trocknerwand. Die berechnete mittlere Verweilzeit der Partikel liegt bei einem Gutmassenstrom von 11,7 kg/s bei ca. 30 s und bei einem Gutmassenstrom von 2,2 kg/s bei ca. 135 s. Partikel die sich nahe der Trocknerwand entlang bewegen besitzen doppelt so hohe Verweilzeiten. Diese liegen bei ca. 58 s (11,7 kg/s) bzw. 268 s (2,2 kg/s).

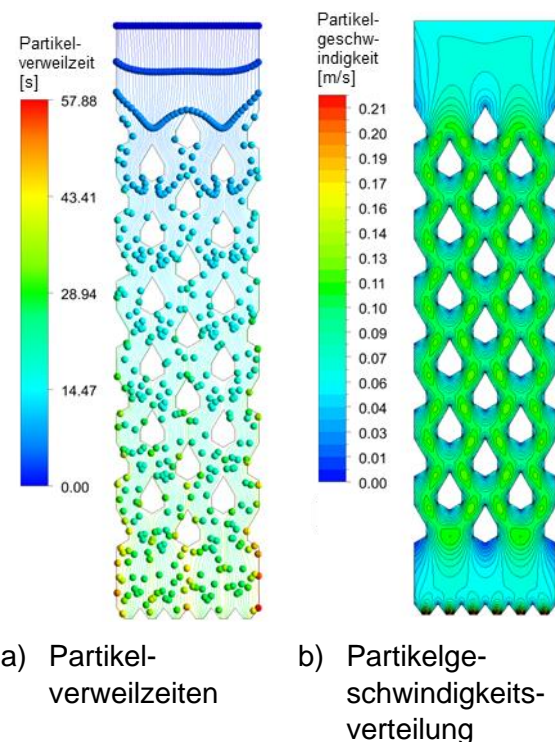


Abbildung 6.21

Berechnete Partikelströmung im Technikumstrockner bei einem Durchsatz von 11,7 kg/s (Experiment 1)

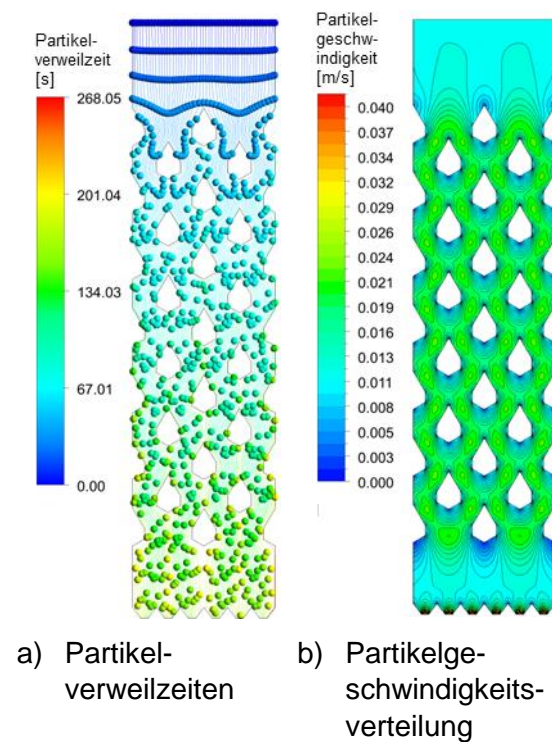


Abbildung 6.22

Berechnete Partikelströmung im Technikumstrockner bei einem Durchsatz von 2,2 kg/s (Experiment 2)

Anhand der Partikelgeschwindigkeitsverteilung ist zu erkennen, dass die Partikelgeschwindigkeiten nahe der Trocknerwand geringer sind als die Partikelgeschwindigkeiten in der Trocknermitte (Abbildung 6.21 b und Abbildung 6.22 b). Dies zeigt eindeutig, dass die Partikel an den vertikalen Trocknerwänden abgebremst werden, wie auch schon in den experimentellen Analysen festgestellt wurde [65]. Weiterhin ist die Geschwindigkeit direkt unterhalb der Dächer, in der Spitze des Schüttgutkegels, geringer als die Geschwindigkeit in der Kernströmung. Dieses lässt sich auf das Zusammentreffen der geteilten Schüttgutstrahlen zurückführen, wodurch die aufeinandertreffenden Schüttgutstrahlen abgebremst werden.

Wandfließverhalten (freies Auslaufen des Schüttgutes)

Zur Untersuchung des Wand-Fließverhaltens der Partikelströmung wurde ein 3D-Euler-Euler-Modell verwendet. Die berechneten Fließprofile für das freie Auslaufen des Schüttgutes sind in Abbildung 6.23 dargestellt. Anhand der Abbildungen ist zu erkennen, dass die Schüttgutströmung an der Trocknerwand stark nachzieht (Abbildung 6.23 c und d). Am deutlichsten wird dies nach einer Simulationszeit von 20 s (vgl. Abbildung 6.23 b und d). Nach dieser Zeit ist der Trockner im Kernströmungsbereich fast leergelaufen (Abbildung 6.23 b). Betrachtet man den wandnahen Bereich, so befindet sich die Partikelströmung erst unterhalb der 6. Dachreihe über dem Austrag. Somit verursacht die Trocknerwand ein starkes Nachziehen der Partikelströmung im Trockner, wodurch die Getreidekörner im wandnahen Bereich meist übergetrocknet werden. Ebenfalls ist aus der Simulation zu erkennen, dass die Schüttgutströmung an den Seitenwänden mit den halben Dachreihen stark nachläuft. Dies wurde ebenfalls von Weigler et al. [66] festgestellt.

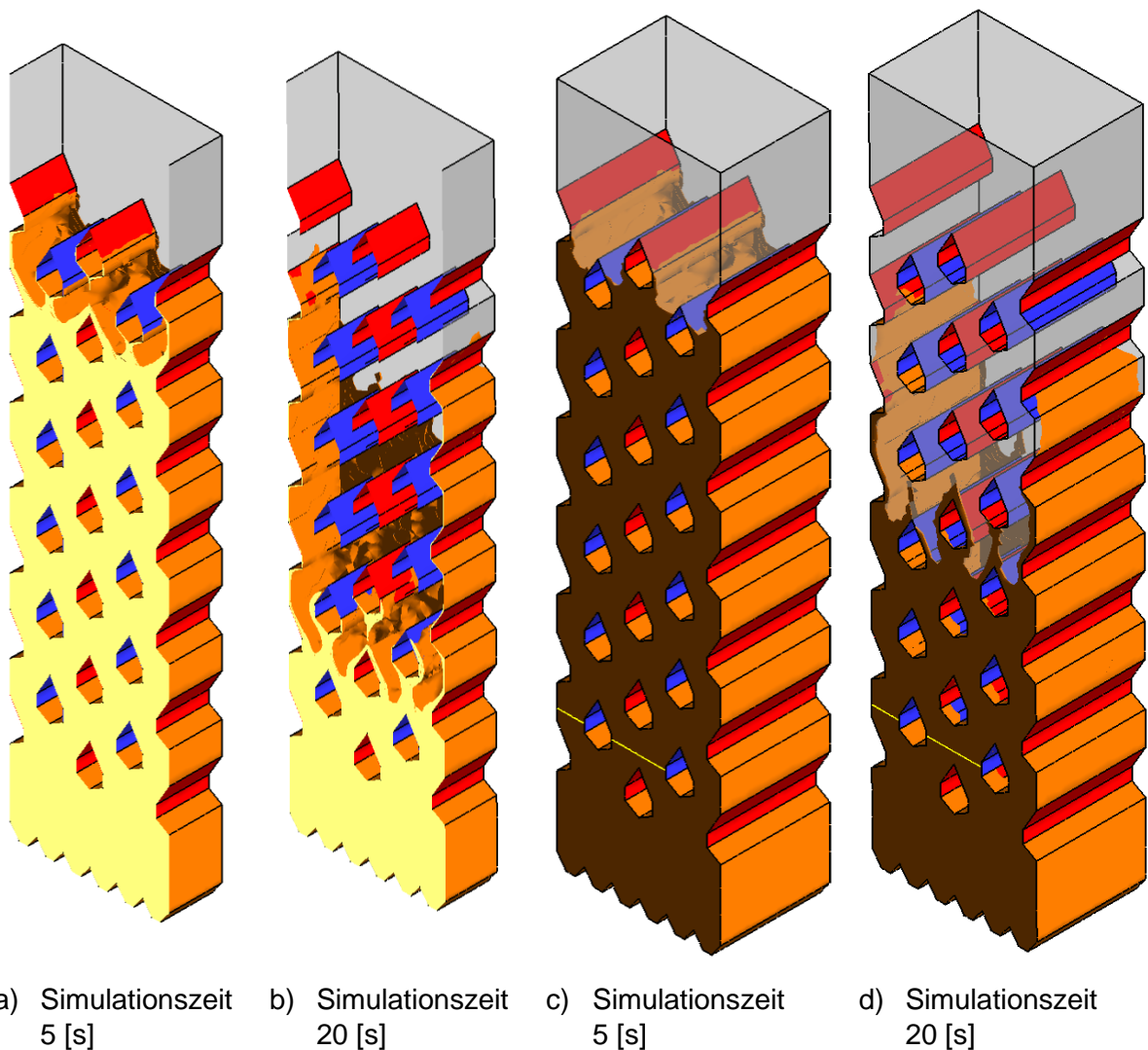


Abbildung 6.23 Berechnetes Schüttgut-Fließprofil in der Trocknermitte

Nach der mit dem 3D-Euler-Euler-Modell berechneten Partikelströmung verhält sich das fließende Schüttgut eher wie eine zähe Flüssigkeit. Dies resultiert aus der numerischen

Beschreibung der Schüttgutströmung über ein finites Zweiphasen-Modell und ist ein numerischer Effekt aus der Interpolation der Schüttgutoberfläche. Daher sollte bei der Analyse des Schüttgutbewegungsverhaltens mittels Zweiphasen-Modellen die Phasengrenze nicht quantitativ, sondern qualitativ bewertet werden. Der quantitative Vergleich der Strömungsgeschwindigkeit der Partikel im Kernströmungsbereich zwischen zwei vollen Dächern zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen den Experimenten und den kontinuumsmechanischen Modellen (Abbildung 6.24).

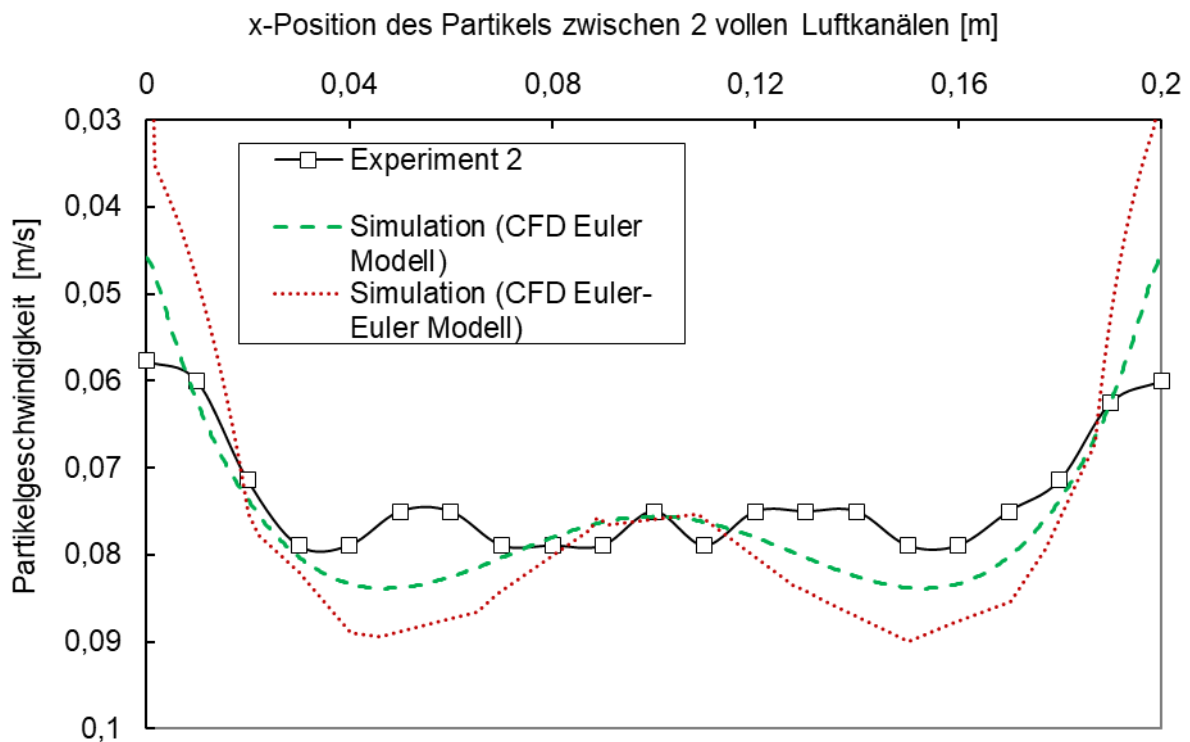


Abbildung 6.24 Vergleich der gemessenen und berechneten Geschwindigkeitsprofile der Schüttgutbewegung in der Trocknermitte zwischen zwei vollen Luftkanälen (Dächer)

6.4.2 Partikelbewegung bei chargenweiser Abspeisung (2D-DEM)

Zur Untersuchung des Fließverhaltens der Partikelströmung bei chargenweiser Abspeisung des getrockneten Gutes wurde ein 2D-DEM Modell verwendet. Für die Auswertung wurden die Weizenkörner in drei Ebenen der zufällig generierten Partikelschüttung eingefärbt (Abbildung 6.25). Durch die Positionsveränderung der Partikel kann anhand dieser Einfärbung das Strömungsprofil im Trockner ermittelt werden. Betrachtet man die mit DEM modellierte Partikelschüttung im Trockner (Abbildung 6.25 a - d), so ist zu erkennen, dass sich unter den Dächern der statische Schüttwinkel ausprägt. Dass dieser mit den Experimenten übereinstimmt, wurde von Weigler et al. [8] überprüft. Des Weiteren ist zu erkennen, dass mindestens 20 Austräge nötig sind, bis sich der Schüttwinkel auch unter den oberen Dächern ausbildet. Bei der Analyse von Abbildung 6.25 d fällt auf, dass die Partikel an der Trocknerwand sich wesentlich langsamer durch den Trockner bewegen als die Partikel in der Trocknermitte. Dies konnte auch schon mit dem Einphasen-Eulermodell nachgewiesen werden.

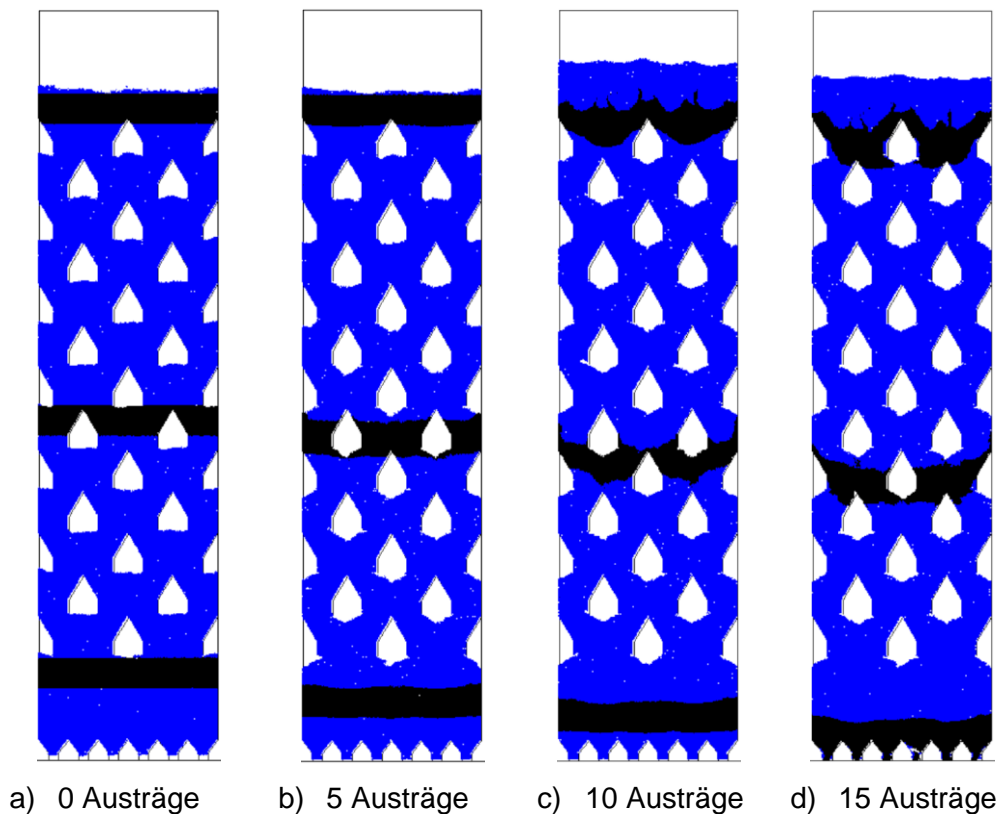


Abbildung 6.25 Berechnetes 2D-Partikelströmungsprofil im simulierten Technikumstrockner

Eine Berechnung der Partikelverweilzeiten und -geschwindigkeiten war mit dem verwendeten 2D-DEM Modell nicht möglich, da ein automatischer Zeitschritt für die Simulation verwendet wurde. Dies wurde entschieden, da die Verwendung eines physikalischen Zeitschrittes zu einer wesentlich höheren Rechenzeit führt. Ebenso wurde auf eine 3D-DEM Simulation verzichtet, da die Partikelanzahl mit ca. 27 Millionen Einzelkugeln die Rechenkapazität überschreiten würde.

6.4.3 Modellvergleich und Auswahl des Schüttgutmodells

Vergleicht man die Diskretisierungsverfahren der Kontinuumsmodelle mit dem des 2D-DEM Modells (Abschn. 4.6.1 und Abschn. 4.6.2), so ist ersichtlich, dass bei den Kontinuumsmodellen der statische Schüttwinkel unter den Dächern geometrisch nachgebildet werden muss, was bei dem 2D-DEM Modell nicht nötig ist. Weiterhin können in einem Einphasen-Euler-Ansatz nur kontinuierlich durchströmte Prozesse betrachtet werden, da das Wandreibungsgesetz nur gilt, wenn sich das Schüttgut in Bewegung befindet. Beim qualitativen Vergleich der Ergebnisse des kontinuierlichen Euler-Ansatzes und der DEM-Simulation kann festgestellt werden, dass die Ergebnisse übereinstimmen (Abbildung 6.22 und Abbildung 6.25). Somit ist es möglich, den Partikelfluss im Schachttrockner auch mit einem Kontinuumsmodell zu berechnen. Der Vorteil der Kontinuumsmodelle in der wesentlich kürzeren Rechenzeit (ca. Faktor 200). Die Einbindung der Kontinuumsmodelle in das Trocknungsmodell des porösen Mediums erfolgt analog nach Abbildung 4.15 über die Partikelgeschwindigkeit.

Das 2D-DEM Modell hingegen kann den sich ausbildenden statischen Schüttwinkel unter den Dächern berechnen. Aufgrund der nötigen Vereinfachungen zur Reduzierung der Rechenzeit, ist es jedoch nicht möglich, den Trockner dreidimensional zu betrachten oder die Partikelverweilzeiten zu berechnen. Mit dem 2D-DEM Modell kann die Partikelposition nach dem Austrag jedoch exakter bestimmt werden als mit dem Kontinuumsmodell. Daher wurde entschieden, für die weitere Betrachtung der Gleichmäßigkeit der Trocknung im Schachttrockner das 2D-DEM Modell zu verwenden.

6.5 Gleichmäßigkeit der Getreidetrocknung im Dächerschachttrockner

Zur Bewertung des neuartigen Trocknerdesigns im Hinblick auf die Gleichmäßigkeit der Trocknung und zum Vergleich mit der konventionellen Apparategestaltung wurden Trocknungsexperimente im halbtechnischen Maßstab durchgeführt, siehe Abschn. 5.3.4. Als Vergleichskriterium diente die Homogenität der Gutfeuchteverteilung über dem Apparatequerschnitt, die am Trockneraustrag experimentell ermittelt wurde.

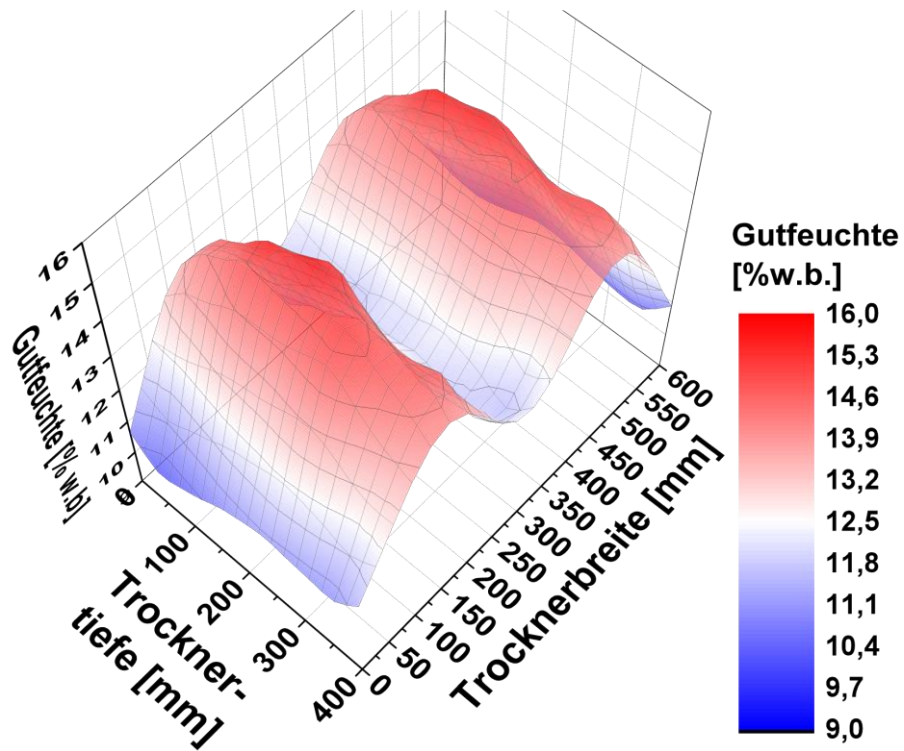
Die Trocknergestaltungen beider Technikumsanlagen sind in Tabelle 5.13 veranschaulicht. Für den experimentellen Vergleich zwischen neuartiger und konventioneller Gestaltung wurde der konventionelle Schachttrockner in horizontaler Dachanordnung (Tabelle 5.13 links) verwendet. Beide Trockner besitzen die gleiche Bauhöhe (Höhe der Trocknungszone) von ca. 2,2 m, den gleichen Trocknerquerschnitt (Breite 0,6 m, Tiefe 0,4 m) und verfügen über gerade Luftkanäle mit konstantem Querschnitt in der Tiefe (ohne Verjüngung). Unterschiede bestehen in der Dachgröße und damit in der Anzahl von Dächern je Luftkanalreihe sowie in der Anzahl der Dachreihen in der Trocknungszone. Die Dächer des konventionellen Schachttrockners besitzen mit 0,1 m Breite industrielle Dimensionen, während die Luftkanäle des neuartigen Trockners im Maßstab 5:1 herunter skaliert wurden. Beim konventionellen Trocknerdesign ergeben sich aus der horizontalen, versetzten Anordnung der Dachreihen vertikal durchgehende, parallele Reihen von Zuluft- bzw. Abluftkanälen. Diese Gestaltung wird von einigen Trocknerherstellern nach wie vor angewendet, indem die gesamte Trocknersäule aus baugleichen Trocknersektionen mit (üblicherweise) gerader Dachanzahl und horizontaler Luftkanalanordnung aufgebaut wird. Mit der neuartigen Gestaltung wird dies verhindert, indem jede Trocknersektion mit einer ungeraden Anzahl von Luftkanalreihen ausgestattet wird, von denen die unterste als Blinddachreihe ausgeführt ist, siehe Tabelle 5.13.

Die Experimente zur Getreidetrocknung wurden unter vergleichbaren Versuchsbedingungen durchgeführt, siehe Tabelle 5.16. Die Ergebnisse der gemessenen Gutfeuchteverteilungen sind in Abbildung 6.26 dargestellt. Wie die Abbildung 6.26 a verdeutlicht, zeigt das im konventionellen Schachttrockner gemessene Gutfeuchteprofil starke Inhomogenitäten über der Trocknerbreite. Das Gutfeuchteprofil ist durch ausgeprägte Minima und Maxima gekennzeichnet. Diese sind auf die bereits von Mellmann et al. [10] beobachtete Strähnenbildung zurückzuführen, die in direktem Zusammenhang mit der Luftkanalanordnung steht. Die Ursache für diese extreme Gutfeuchteverteilung liegt in den vertikal durchgehend verlaufenden Dachreihen für Zuluft bzw. für Abluft, siehe Tabelle 5.13 links. Das Getreide bewegt sich aufgrund der Schwerkraftwirkung überwiegend vertikal durch die Trocknersäule ohne nennenswerte Quervermischung [108]. Einzelne Partikelsträhnen umströmen bei diesem Design aufeinanderfolgend „heiße“ Zuluftdächer bzw. relativ „kalte“ Abluftdächer und werden

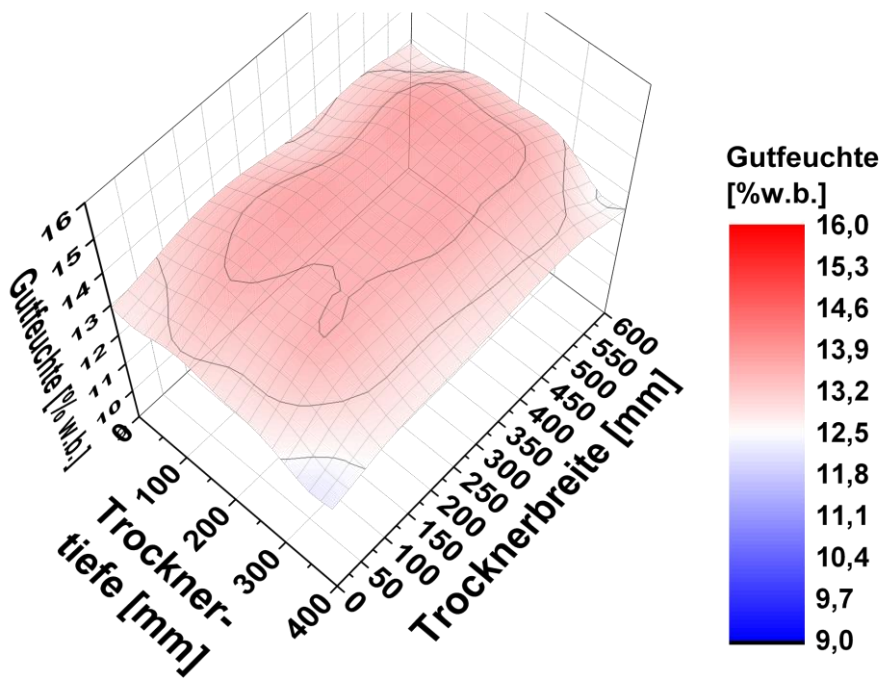
dabei ständig mit heißer, trockener Zuluft bzw. mit relativ feuchter, bereits abgekühlter Abluft kontaktiert. Hierdurch bilden sich am Ende der Trocknersäule unterschiedlich feuchte Partikelstrahlen über der Trocknerbreite. Erwartungsgemäß war die Streuung der Messwerte breit verteilt mit Werten zwischen 10,0 und 15,9 %w.b. bei einer Eintrittsfeuchte des Weizens von 16,6 %w.b. Der Mittelwert der Gutfeuchte am Austrag lag bei 13,0 %w.b.

Die Gleichmäßigkeit der Trocknung wird in erheblichem Maße von der Art der Luftkanalanordnung beeinflusst. Dies wurde erstmals umfassend von Mellmann et al. [109] untersucht, indem die in der industriellen Praxis bisher üblichen Dachanordnungen miteinander verglichen wurden. Dabei zeigte sich, dass im Vergleich zur horizontalen Dachanordnung homogenere Gutfeuchteverteilungen nach der Trocknung erzielt werden durch Anwendung der diagonalen Anordnung und des Prinzips der Verdrehung baugleicher Sektionen. Allerdings sind die Strömungsverteilungen in Schachttrocknern mit diesen Luftkanalanordnungen inhomogener als bei Schachttrocknern mit horizontaler Luftkanalanordnung, und es treten Totzonen der Luftströmung auf, wie in Abschn. 7.2 anhand numerischer Untersuchungen gezeigt werden konnte.

Die Entwicklung der neuartigen Trocknergestaltung (Tabelle 5.13 rechts) hatte zum Ziel, die Vorteile der horizontalen Dachanordnung (homogenes Strömungsprofil) mit denen der diagonalen Dachanordnung / Verdrehung baugleicher Sektionen (Vermeidung von Gutfeuchtestrahlen) zu verbinden. Dieses Design mit sogenannten Blindkanalreihen wurde zum Patent angemeldet [99]. Der Trocknungsversuch am neuartigen Schachttrockner wurde mit einer Weizencharge von 16,5 %w.b. Eintrittsfeuchte durchgeführt. Wie aus Abbildung 6.26 b ersichtlich ist, wurde bei ansonsten gleichen Versuchseinstellungen (Tabelle 5.16) eine Gutfeuchteverteilung am Trockneraustritt zwischen 12,1 %w.b. und 14,2 %w.b. gemessen. Der Mittelwert der Gutfeuchte lag bei 13,0 %w.b. Wie der Vergleich mit Abbildung 6.26 a zeigt, wurde mit dem neuartigen Schachttrockner eine deutlich homogenere Gutfeuchteverteilung erzielt. Die Trocknungsbedingungen wurden gleichmäßig. Dadurch konnte die Spreizung der Gutfeuchteverteilung gegenüber dem konventionellen Design von 5,9 %w.b. auf 2,1 %w.b. um etwa 2/3 reduziert werden. Außerdem wurde die Strahlenbildung vollständig eliminiert. Die in geringem Umfang auftretenden Gutfeuchte-Minima in den 90°-Winkeln des Trockners sind verfahrensbedingt auf erhöhte Partikelverweilzeiten in diesen wandnahen Regionen zurückzuführen.



a)



b)

Abbildung 6.26

Gutfeuchteverteilungen am Trockneraustritt, gemessen a) am konventionellen und b) am neuartigen Schachttrockner

7 Numerische Untersuchungen

7.1 Einfluss der Luftkanalanordnung auf die Strömungsverteilung

Die Strömungsverteilung der Trocknungsluft und damit auch der Trocknungsprozess im Schachttrockner werden maßgeblich beeinflusst durch die Art der Luftkanalanordnung. Die CFD Strömungssimulation ist ein probates Mittel zur detaillierten Analyse der Strömungsverteilungen in Schachttrocknern unterschiedlicher Luftkanalanordnungen, da hierdurch ansonsten notwendige, umfangreiche experimentelle Untersuchungen entfallen können. Unter Verwendung des im Abschnitt 6.3 validierten CFD-Strömungsmodells werden die in der Praxis üblichen Luftkanalanordnungen (horizontal, diagonal, 180°-Drehung von Sektionen) untersucht. Die Ergebnisse werden mit denen für die neuartige, im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Schachtgeometrie verglichen. Vor- und Nachteile der einzelnen Dachanordnungen werden herausgearbeitet.

7.1.1 Technikumstrockner

Der Einfluss der Luftkanalanordnung auf die Strömungsverteilung in der Schüttung wurde am Beispiel des Technikumstrockners für das Versuchsgut Weizen bei einem Zuluftvolumenstrom von 465 m³/h unter Normbedingungen (20 °C; 1013 mbar) numerisch untersucht (Abschn. 4.7.3). Hierzu wurde das Strömungsmodell des porösen Mediums (M6 in Abbildung 4.2) verwendet. Es wurden die Strömungsverteilungen für die horizontale und diagonale Dachanordnung des konventionellen Technikumstrockners zweidimensional und dreidimensional (Tabelle 5.13), sowie für den neuartigen Technikumstrockner dreidimensional berechnet.

Abbildung 7.1 veranschaulicht den berechneten Strömungsverlauf im Technikumstrockner bei horizontaler Dachanordnung (Tabelle 5.13 links). Aus dem Stromlinienprofil in Abbildung 7.1 a ist die klassische Vierteilung des Zuluftvolumenstroms zu erkennen, die bereits im Abschn. 6.2 beschrieben wurde. Die berechneten Isobaren- und Geschwindigkeitsprofile in Abbildung 7.1 b, c verdeutlichen eine homogene Strömungsverteilung über dem Trocknerquerschnitt, die auch an den halben Luftkanälen an den Seitenwänden erreicht wird. Die Geschwindigkeitsverteilung in der Schüttung (Abbildung 7.1 c) zeigt, dass die Luftgeschwindigkeit unter den Zu- bzw. Abluftkanälen etwa doppelt so hohe Werte erreicht wie in der Schüttung zwischen den Dächern. Dies ist u.a. auf eine Verengung des Strömungsquerschnittes unter den Luftkanälen zurückzuführen (Abbildung 7.1 a).

Abbildung 7.2 veranschaulicht den berechneten Strömungsverlauf im Technikumstrockner bei diagonaler Dachanordnung (Tabelle 5.13 Spalte 3). Im Falle der diagonalen Dachanordnung deuten die Stromlinien (Abbildung 7.2 a) auf eine Zweiteilung des Zuluftstroms hin, wobei die beiden Teilströme zu den diagonal benachbarten Abluftdächern führen. Es ist noch ein geringer Luftstrom zu den horizontal benachbarten Abluftdächern vorhanden (Tabelle 6.6). Durch die Zweiteilung des Zuluftvolumenstroms bei der diagonalen Dachaufteilung entstehen strömungsarme Zonen (sogenannte Tot-Zonen) in der Getreideschüttung. Diese sind in der Isobarenverteilung (Abbildung 7.2 b) durch einen relativ großen Abstand zwischen den Isobaren und der Geschwindigkeitsverteilung (Abbildung 7.2 c) durch Zonen mit niedriger

Strömungsgeschwindigkeit in Gebieten mit hoher Strömungsgeschwindigkeit gekennzeichnet. Nach der Betrachtung des Strömungsprofils im konventionellen Technikumstrockner ist ersichtlich, dass eine horizontale Dachanordnung, im Gegensatz zur diagonalen Dachanordnung, zu einer gleichmäßigeren Durchströmung der Schüttung führt.

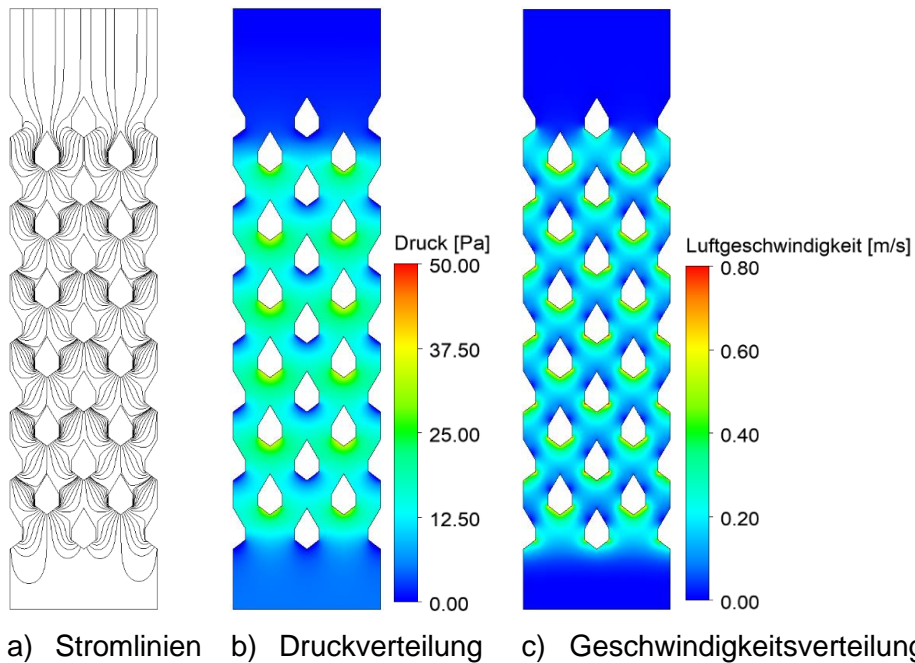


Abbildung 7.1 Strömungsverteilung im Technikumstrockner bei horizontaler Dachanordnung, berechnet für einen Luftvolumenstrom von 465 m³/h, Versuchsgut Weizen

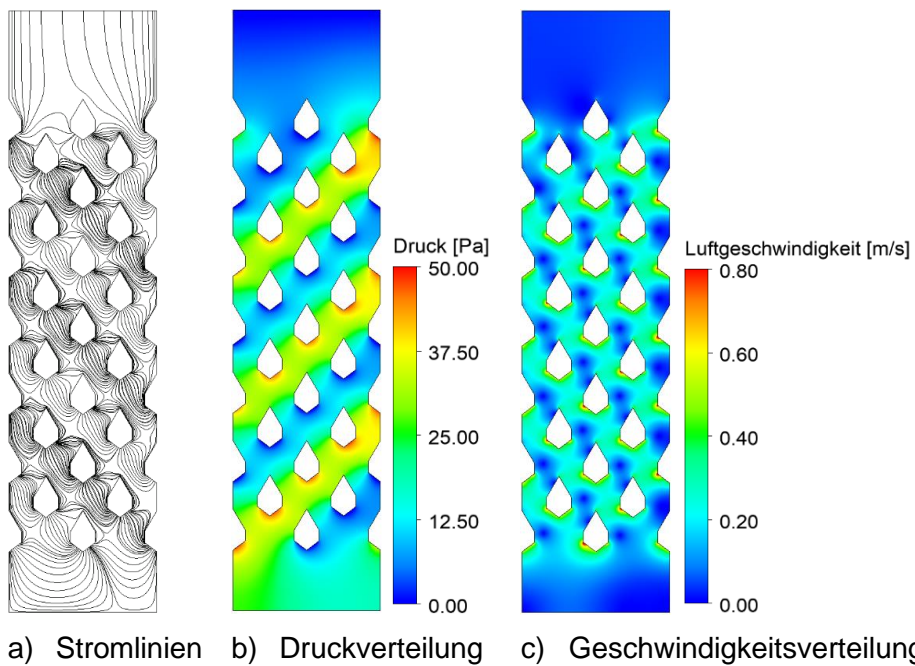
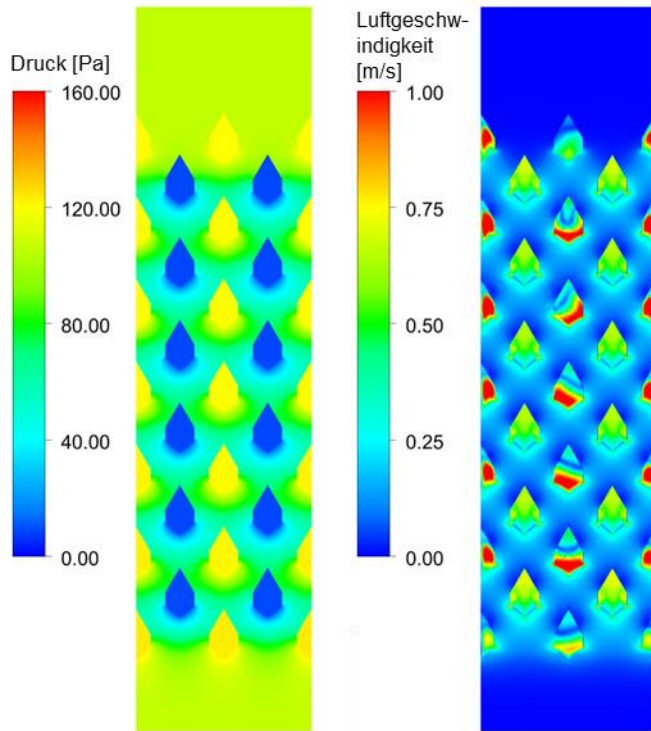


Abbildung 7.2 Strömungsverteilung im Technikumstrockner bei diagonalen Dachanordnung, berechnet für einen Luftvolumenstrom von 465 m³/h, Versuchsgut Weizen

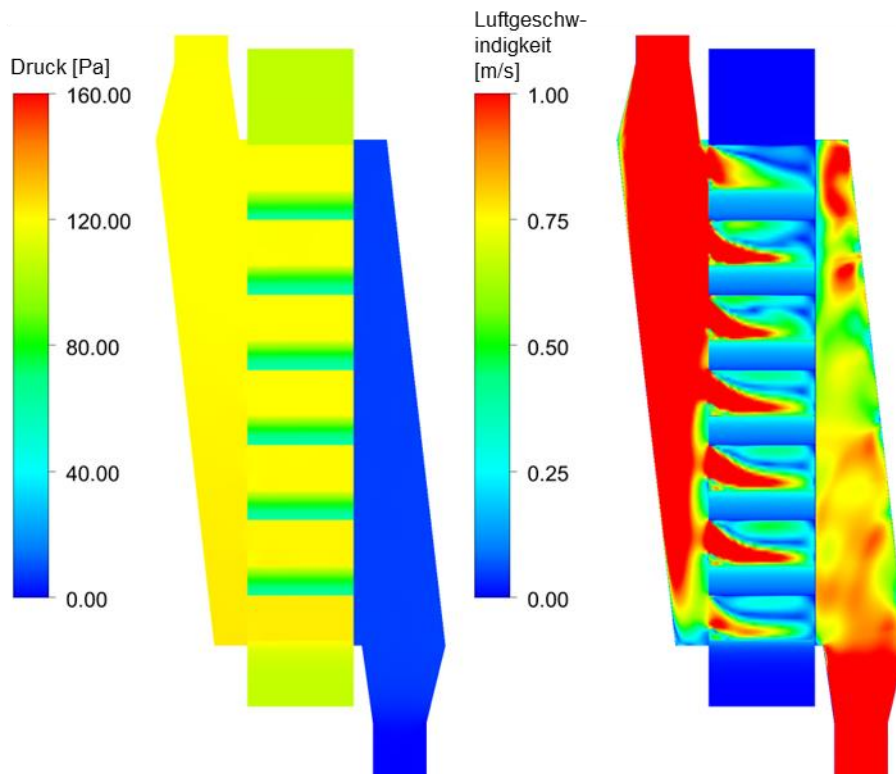
Anhand der 3D-Simulation der Luftströmung im Technikumstrockner bei horizontaler (Abbildung 7.3) und bei diagonaler Dachanordnung (Abbildung 7.4) ist zu erkennen, dass die Luftgeschwindigkeit in den Zuluftdächern in Richtung der Abluftkammer abnimmt. Der umgekehrte Effekt ist in den Abluftdächern zu beobachten, in denen die Luftgeschwindigkeit in Richtung der Abluftkammer zunimmt. Dies ist bei konstant bleibendem Dachquerschnitt auch zu erwarten, da der Luftvolumenstrom im Zuluftdach über der Länge abnimmt und im Abluftdach zunimmt. Daher ist zu empfehlen, die Zu- bzw. Abluftdächer mit in Strömungsrichtung abnehmendem bzw. zunehmendem Querschnitt zu konstruieren, um eine annähernd konstante Strömungsgeschwindigkeit zu erhalten. Dies führt zu einer gleichmäßigeren Durchströmung der Dächer und damit der Getreideschüttung. Konisch verjüngte Dächer werden bereits von einigen Trocknerherstellern verwendet.

In Abbildung 7.3 und Abbildung 7.4 sind auch Verwirbelungen der Prozessluft in den Dächern sichtbar. Diese führen zu einer leicht instationären Durchströmung der Dächer. Diese Schwankungen werden jedoch bei der anschließenden Durchströmung der Weizenschüttung ausgeglichen. Aus den Strömungsprofilen im Längsschnitt bei halber Trocknerbreite (Abbildung 7.3 b und Abbildung 7.4 b) ist zu erkennen, dass die Luftströmung im Zuluftdach gleichmäßiger verteilt ist als die Luftströmung im Abluftdach. Dies liegt hauptsächlich an den fehlenden Luftleitblechen in der Abluftkammer. Die aus den Abluftdächern angesaugte Luft verursacht Verwirbelungen in der Abluftkammer. Dagegen zeigt die in der Zuluftkammer berechnete Strömungsverteilung eine homogene Durchströmung und bestätigt den positiven Effekt der Verjüngung der Zuluftkammer in Strömungsrichtung. Der Vergleich der Strömungsprofile über dem Querschnitt durch die Trocknermitte nach der 3D-Simulation (Abbildung 7.3 a und Abbildung 7.4 a) mit denen der 2D-Simulation (Abschn. 6.2) zeigt ein ähnliches Strömungsbild. Daher sind zur Untersuchung der Strömungsverteilung in der Schüttung des Schachttrockners 2D-Simulationen zu empfehlen. Zur Analyse der Luftverteilung im gesamten Trocknerschacht sind hingegen 3D-Simulationen durchzuführen.

Abbildung 7.5 zeigt die berechnete Strömungsverteilung in der neuartigen Trocknergeometrie. Bei dieser Trocknergeometrie wurde die unterste Dachreihe jeder Trocknersektion als nicht durchströmte Dachreihe ausgeführt (Abschn. 5.3). Wie die Abbildungen 7.5 a und 7.5 b veranschaulichen, ist die Luftströmung in der Schüttung bei dieser Dachanordnung gleichmäßig über der Trocknerhöhe und Trocknerbreite verteilt. Bedingt durch die fehlende Durchströmung der unteren Dachreihe sind die Luftgeschwindigkeiten in der Schüttung in diesem Bereich der Trocknersektion geringer. Der Strömungsweg der Luft von der unteren Zuluftkanalreihe einer Sektion zur nächsten, darunter angeordneten Abluftkanalreihe der nachfolgenden Sektion verdoppelt sich nahezu. Der verlängerte Strömungsweg führt zu einer besseren Ausnutzung des Trockenpotentials der Prozessluft.

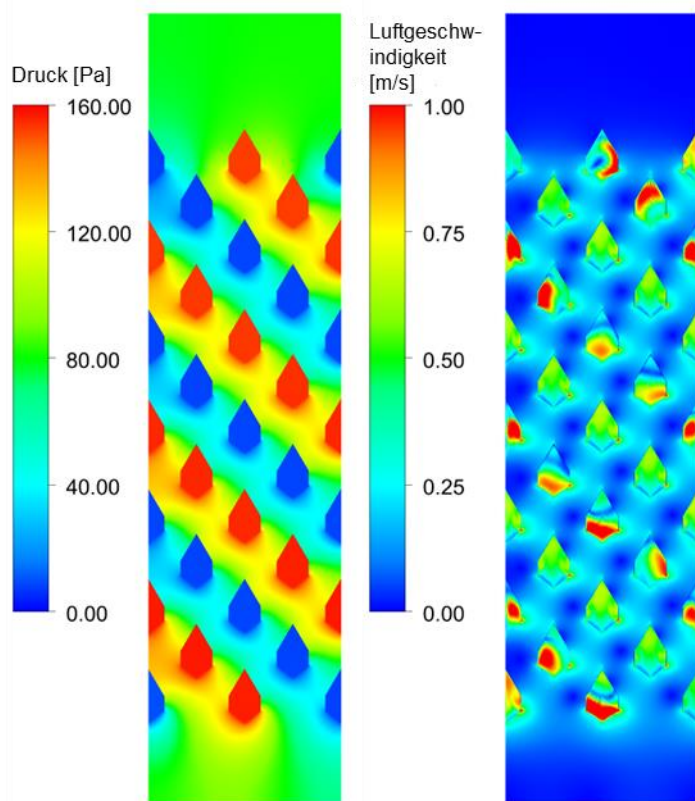


a) Querschnitt durch die Trocknermitte

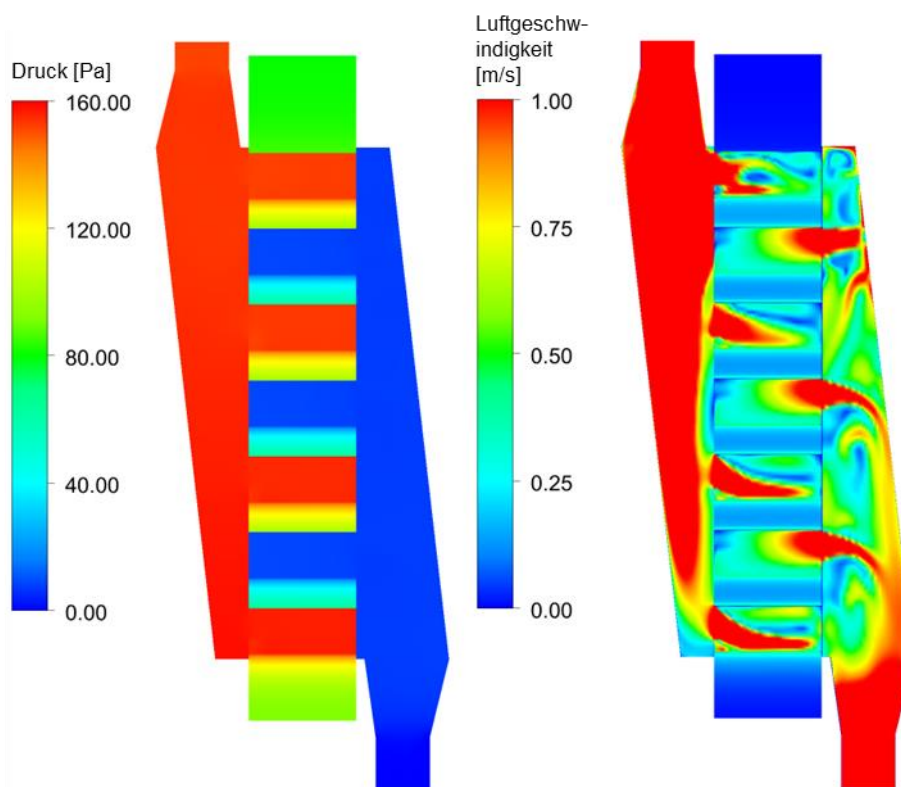


b) Längsschnitt bei halber Trocknerbreite

Abbildung 7.3 Strömungsverteilung im Quer- bzw. Längsschnitt des Technikumstrockners bei horizontaler Dachanordnung, berechnet für einen Luftvolumenstrom von $465 \text{ m}^3/\text{h}$, Versuchsgut Weizen

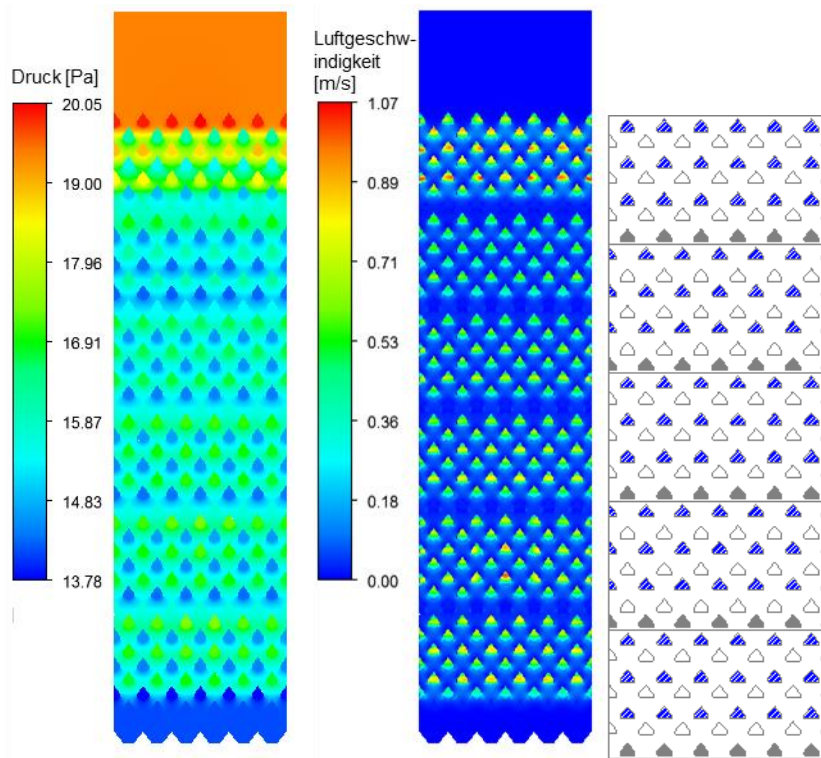


a) Querschnitt durch die Trocknermitte

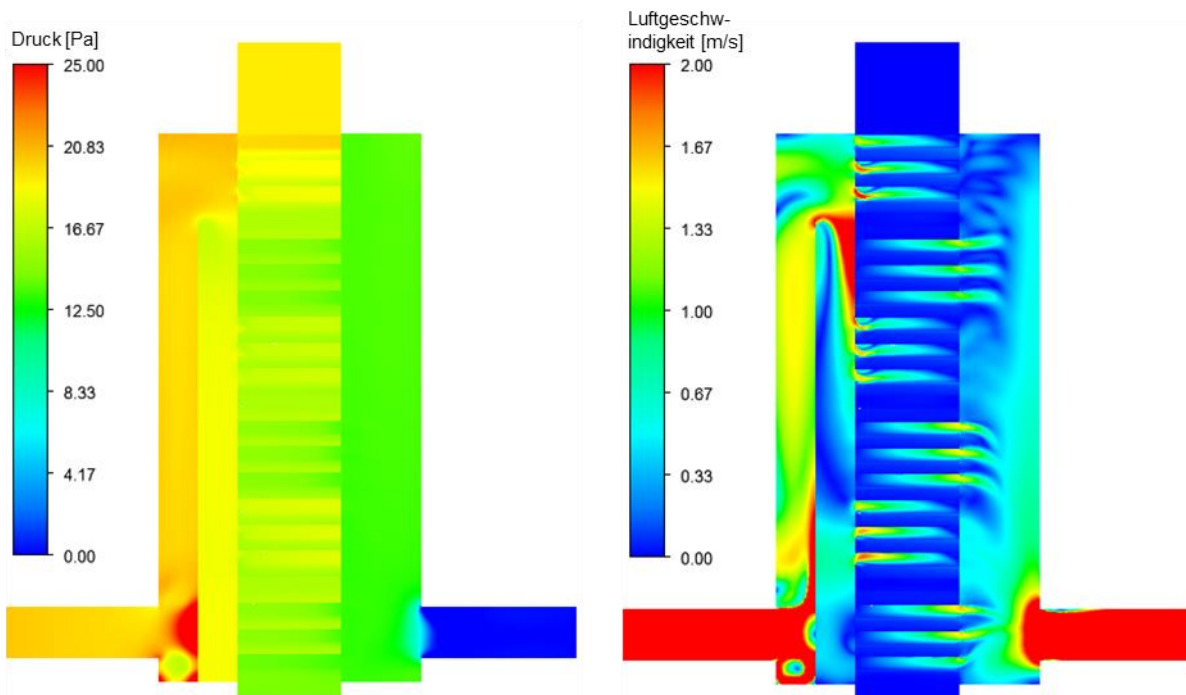


b) Längsschnitt bei halber Trocknerbreite

Abbildung 7.4 Strömungsverteilung im Quer- bzw. Längsschnitt des Technikumstrockners bei diagonaler Dachanordnung, berechnet für einen Luftvolumenstrom von $465 \text{ m}^3/\text{h}$, Versuchsgut Weizen



a) Querschnitt in Trocknermitte (\triangle Zuluftdach, \blacktriangle Abluftdach, \blacktriangle Dummy-Kanal)



b) Längsschnitt bei halber Trocknerbreite

Abbildung 7.5 Strömungsverteilung im Quer- bzw. Längsschnitt des neuartigen Technikumstrockners, berechnet für einen Luftvolumenstrom von $465 \text{ m}^3/\text{h}$, Versuchsgut Weizen

7.1.2 Luftströmungsverteilung im Industrietrockner

Zur Beurteilung des Einflusses der Dachaufteilung auf Gleichmäßigkeit der Strömungsverteilung im Industrietrockner wurde eine Doppelsektion eines industriellen Dächerschachttrockners der Fa. Neuero zweidimensional nachgebildet (Abschn. 4.7.6). Anschließend wurden unter gleichen Zuluftbedingungen (Tabelle 4.8) drei konventionelle Dachanordnungen (diagonale Dachanordnung, horizontale Dachanordnung und 180°-Drehung der Sektionen) und die neuartige Dachanordnung numerisch untersucht. Zur Vergleichbarkeit mit anderen Industrietrocknern wurde ein in der Praxis üblicher Zuluftvolumenstrom von 765 m³/h pro Sektion verwendet.

Abbildung 7.6 veranschaulicht das berechnete Stromlinienprofil für die vier verschiedenen, hier untersuchten Luftkanalanordnungen. Wie die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen im Technikumsmaßstab (Abschn. 7.1.1) bereits zeigen konnten, ist die Luftströmungsverteilung bei horizontaler Dachanordnung auch unter Bedingungen des Industriemaßstabs homogener als im Falle der diagonalen Anordnung und der 180°-Drehung der Sektionen. Die diagonale Dachanordnung bewirkt eine Zweiteilung des Zuluftstroms von einem Zuluftdach auf die in diagonaler Richtung benachbarten Abluftkanäle. Dies konnte bereits anhand von Verweilzeitexperimenten (Abschn. 6.3.1) und numerischen Berechnungen [103] nachgewiesen werden. Die 180°-Drehung von Trocknersektionen bewirkt eine Dopplung von Zuluft- bzw. Abluftkanalreihen an der Schnittstelle zwischen zwei Trocknersektionen.

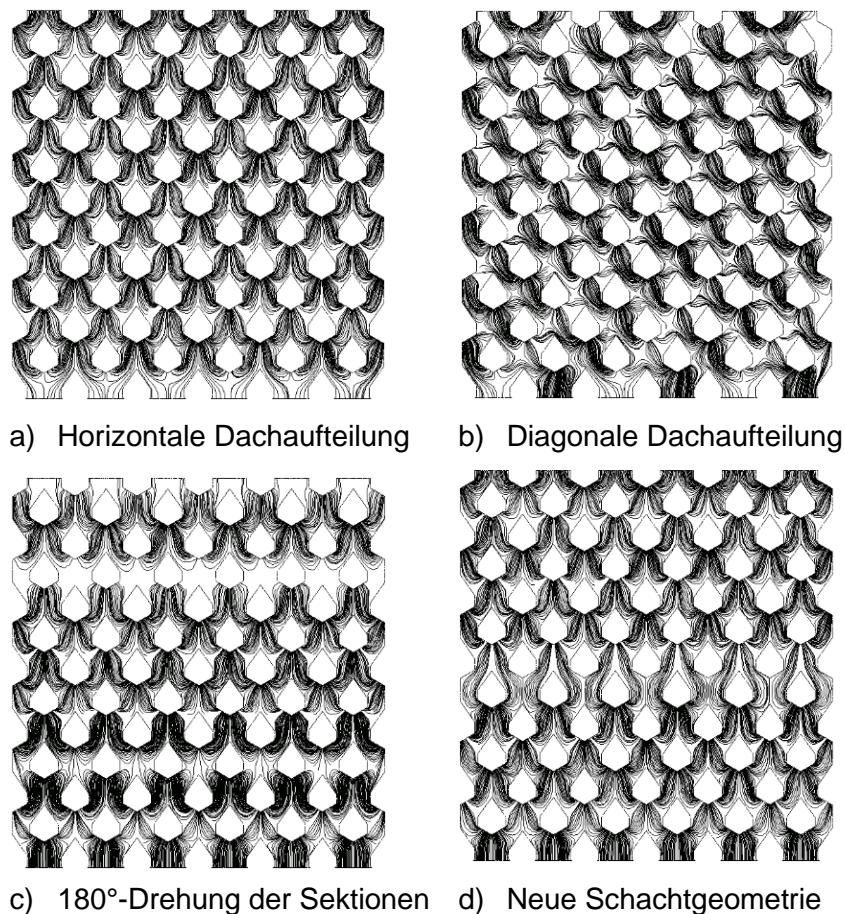


Abbildung 7.6

Stromlinienprofil in einer Industrietrocknersektion

Die Abbildungen 7.6 b und 7.6 c lassen erkennen, dass bei beiden Luftkanalanordnungen (diagonal, 180°-Drehung) Strömungs-Totzonen entstehen. Bei der 180°-Drehung sind diese stärker ausgeprägt. Die Totzonen bilden sich zwischen den sich doppelnden Abluftkanalreihen. Umgekehrt entstehen bei dieser Anordnung auch Zonen mit erhöhter Strömungsgeschwindigkeit zwischen den sich doppelnden Zuluftkanalreihen. Im Hinblick auf die Homogenität der Schüttgutdurchströmung zeigt diese Dachanordnung die schlechtesten Ergebnisse. Dagegen wird mit der neu entwickelten Luftkanalanordnung (Abbildung 7.6 d) ein deutlich gleichmäßigeres Strömungsprofil erzielt, welches dem Strömungsprofil der horizontalen Dachaufteilung nahe kommt.

Der Einfluss der Luftkanalanordnung auf das berechnete Isobarenprofil im Trocknerquerschnitt über der Trocknerbreite wird in Abbildung 7.7 veranschaulicht. Abbildung 7.8 zeigt den Druckverlauf über der Trocknerhöhe, der entlang einer vertikalen Schnittebene durch die Doppelsektion berechnet wurde. Bei horizontaler Dachanordnung ist die ermittelte Druckverteilung sehr gleichmäßig. Der berechnete Druckverlust liegt bei maximal 73,0 Pa und ist damit geringer als bei den übrigen Luftkanalanordnungen, siehe Abbildung 7.8. Eine ähnlich gleichmäßige Druckverteilung wird mit der neu entwickelten Schachtgeometrie erreicht (Abbildung 7.7 d). Bei dieser Dachanordnung liegt der maximale Druckverlust nur etwas höher bei etwa 99,1 Pa. Im Unterschied dazu ist bei diagonaler Dachanordnung eine inhomogene Isobarenverteilung über der Trocknerhöhe sichtbar (Abbildung 7.7 b) mit einem Maximalwert des Druckverlustes über der Trocknerhöhe von 136,4 Pa. Ein noch inhomogeneres Druckprofil zeigt sich bei der 180°-Drehung der Sektionen. Der maximale Druckverlust erreicht hier sogar 203,3 Pa.

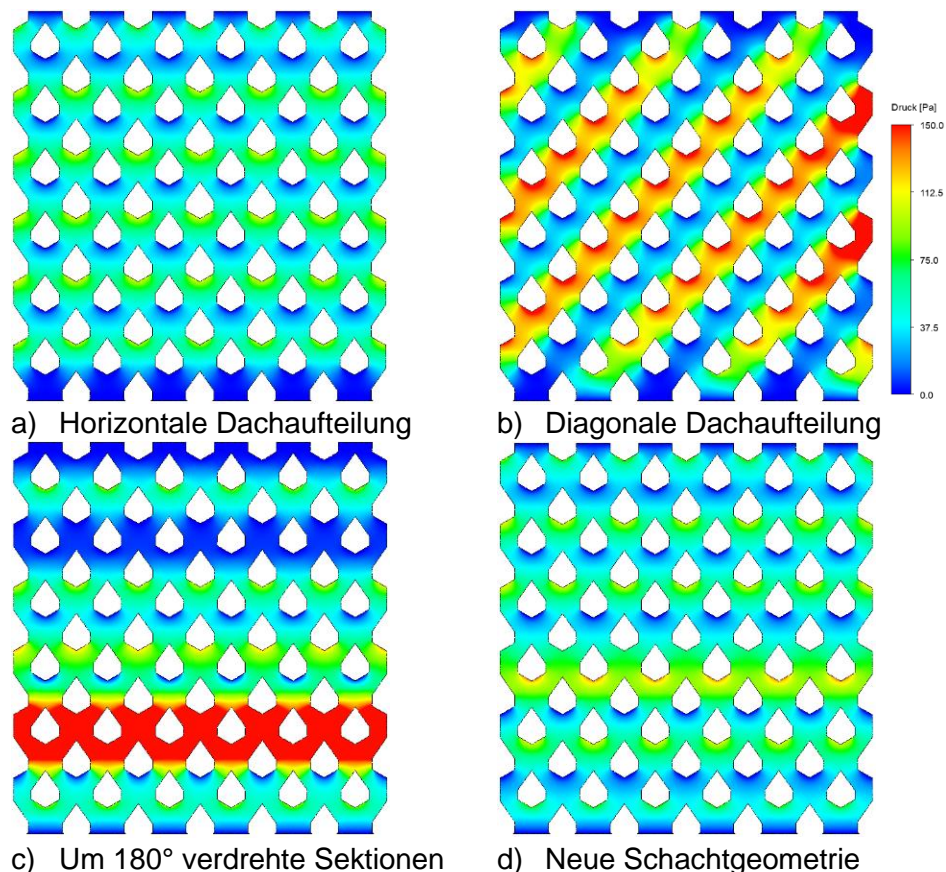


Abbildung 7.7

Druckprofil in einer Industrietrocknersektion

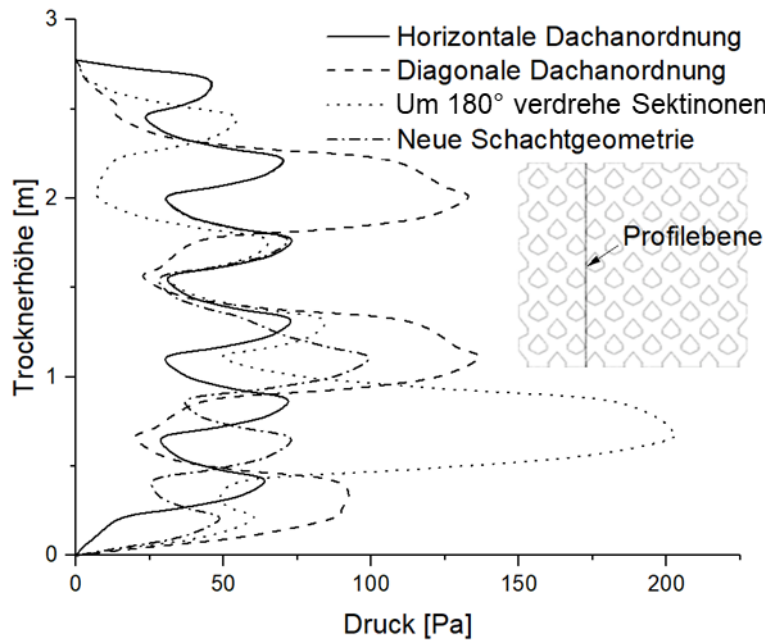


Abbildung 7.8 Druckverteilung über der Trocknerhöhe

Tabelle 7.1 Mittelwerte und Maxima des Luftüberdrucks in der Weizenschüttung, berechnet aus den Druckverteilungen für die im Industriemaßstab untersuchten Luftkanalanordnungen

	Luftüberdruck in der Schüttung		Luftgeschwindigkeit in der Schüttung	
	Maximalwert	Mittelwert	Maximalwert	Mittelwert
Einheit	[Pa]	[Pa]	[m/s]	[m/s]
Horizontale Dachanordnung	114,4	44,4	1,86	0,34
Diagonale Dachanordnung	200,1	67,8	2,32	0,38
Drehung der Sektionen um 180°	243,9	65,9	2,62	0,36
Neue Schachtgeometrie	133,2	49,2	2,10	0,34

In Tabelle 7.1 sind die Mittelwerte und Maxima des Luftüberdrucks und der Luftgeschwindigkeit in der Getreideschüttung dargestellt, die in Abhängigkeit von der untersuchten Luftkanalanordnung aus den berechneten Druckverteilungen ermittelt wurden. Die Werte verdeutlichen, dass eine horizontale Dachanordnung zu bevorzugen ist um eine gleichmäßige Luftströmungsverteilung und einen geringen Druckverlust zu gewährleisten. Bei der diagonalen Dachanordnung und der 180°-Drehung der Sektionen steigt der Druckverlust erwartungsgemäß um ca. 50 % an. Der erhöhte Druckverlust wird durch eine ungleichmäßige Strömungsverteilung verursacht und führt zu einer Verlangsamung der Trocknung. Im Vergleich dazu ist der Druckverlust über der Schüttung bei der Verwendung der neu entwickelten Schachtgeometrie wesentlich geringer und fast auf dem gleichen Niveau wie bei der horizontalen Dachanordnung. Die Bildung von feuchten bzw. trockenen Gutsträhnen wird prinzipbedingt dadurch vermieden, dass einzelne Partikelsträhnen nach jeder Trocknungssektion abwechselnd Zuluft- bzw. Abluftkanäle vertikal umströmen.

7.2 Anwendung des CFD-DEM Modells auf die Getreidetrocknung

Dächerschachttrockner werden in der Praxis üblicherweise kontinuierlich betrieben. Innerhalb einer Erntesaison durchlaufen sie jedoch auch mehrere An- und Abfahrzyklen, bedingt durch Wechsel in der Produktart, Prozessstörungen, etc. Im Folgenden wird das im Abschn. 4.6.3 entwickelte, gekoppelte CFD-DEM Modell für den Getreide-Schachttrockner auf zwei Betriebszustände des Trockners angewendet:

- die Festbettrocknung während der Aufheizphase,
- die kontinuierliche Durchlauftrocknung.

Die numerischen Berechnungen wurden im Technikumsmaßstab am Beispiel der Versuchsanlage mit horizontaler Luftkanalanordnung (siehe Tabelle 5.13, links) durchgeführt. Als Modell-Getreideschüttung wird Weizen mit einer Anfangsfeuchte von 20 %w.b. verwendet. Zur Analyse der Temperatur- und Feuchteverteilung im Schüttgut wurde das diskrete 3D-Modell des Schachttrockners um das Trocknungsmodell des porösen Mediums erweitert (Abschn. 4.5.2). Die Diskretisierung des Modells auf den Technikumstrockner wird im Abschn. 4.7.5 erläutert.

7.2.1 Festbettrocknung während der Aufheizphase

Das Prozessmodell wird zunächst auf die instationäre Getreidetrocknung im Schachttrockner angewendet. Die instationäre Trocknung tritt beispielsweise auf während der Aufheizphase aber auch während der Standzeiten zwischen den Abspeisungen im quasi-kontinuierlichen Dauerbetrieb des Trockners. Im Folgenden wird die Trocknung während der Aufheizphase ausgehend von Umgebungstemperatur betrachtet, die den Anfahrprozess des Dächerschachttrockners beschreibt. Der Zuluft-Volumenstrom betrug $0,366 \text{ m}^3/\text{s}$ bei einer Zulufttemperatur von 80 °C und einer absoluten Luftfeuchte von $10 \text{ g}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TL}}$ (Tabelle 4.7). Die Anfangsfeuchte der Getreideschüttung lag bei $0,2 \text{ kg}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TS}}$.

Um den enormen rechentechnischen Aufwand zu begrenzen, wurden die numerischen Berechnungen nach einer Prozesslaufzeit von 20 Minuten beendet. Die Ergebnisse der berechneten Temperatur- und Feuchteverteilungen in der Schüttung und in der Prozessluft sind in Abbildung 7.9 dargestellt. Wie die Grafiken zeigen, findet die Ruheschichtrocknung während der Aufheizphase hauptsächlich unterhalb der warmen Zuluftdächer statt. Dort bildet sich eine Trocknungsfront heraus, die sich in Richtung der Abluftkanäle ausbreitet und langsam voranschreitet. Unterhalb der Abluftdächer findet zu diesem Zeitpunkt hingegen kaum Trocknung statt. Die Luft in der Umgebung der Abluftkanäle ist bereits abgekühlt und mit Feuchtigkeit beladen, und deren Trocknungspotential geht gegen Null. Dieser Effekt ist während der Aufheizphase besonders stark ausgeprägt. Die numerischen Ergebnisse werden durch das experimentell ermittelte Gutfeuchteprofil am Trockneraustritt an der konventionellen Trocknungsanlage mit horizontaler Dachaufteilung gestützt (Abschn. 5.3.4).

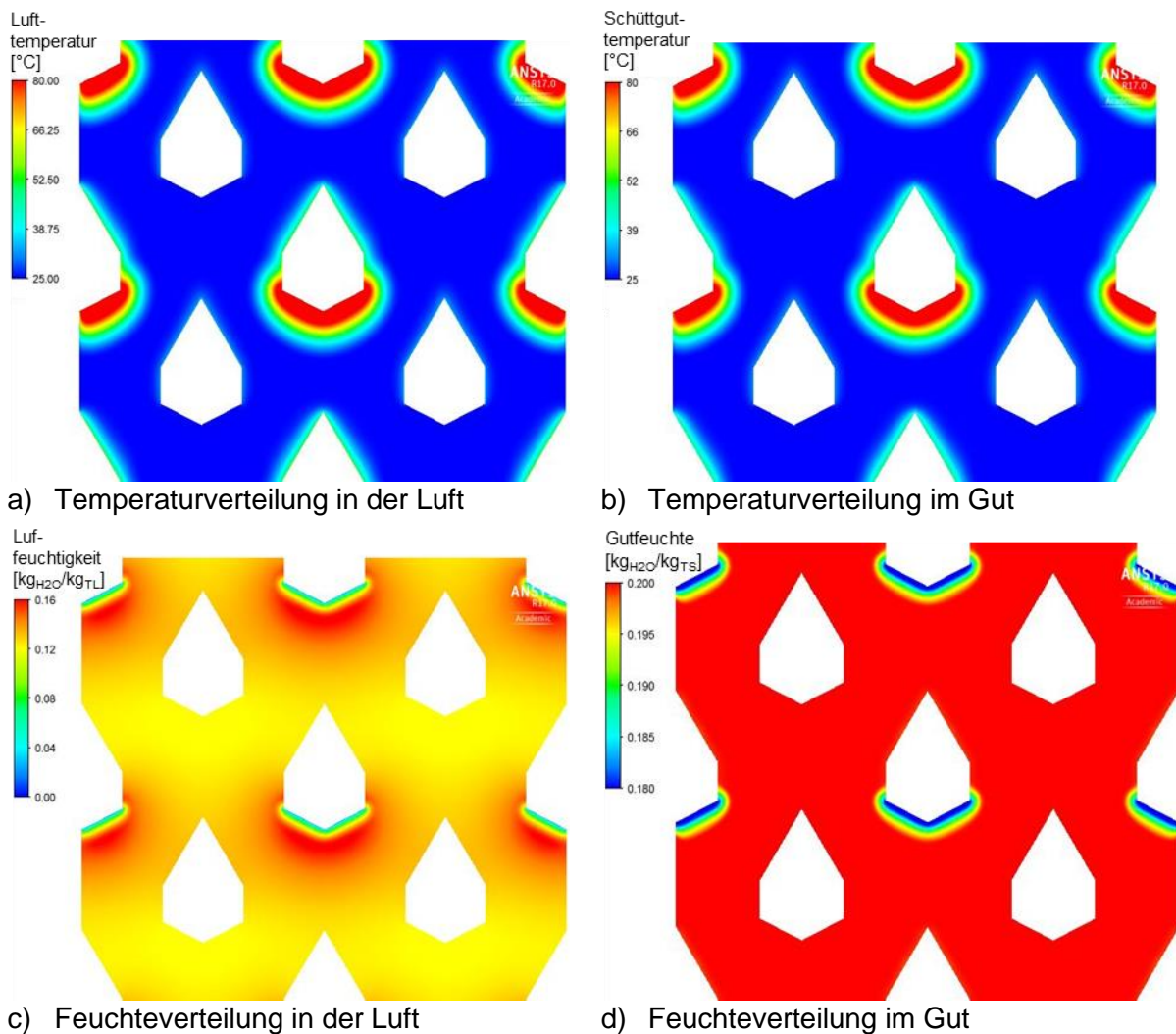


Abbildung 7.9 Berechnete Temperatur- und Feuchteverteilungen im Gut und in der Prozessluft über dem Trocknerquerschnitt nach 20 min Festbettrocknung

Weiterhin ist aus Abbildung 7.10 ersichtlich, dass die Trocknungsfrent nur langsam in der Schüttung voranschreitet. Dies ist im Wesentlichen auf die hohe Wärmekapazität der Getreidekörner zurückzuführen, die eine rasche Wärmeabgabe der Prozessluft an die Schüttung bewirkt. Bei näherer Betrachtung der Luftfeuchteverteilung in der Schüttung wird deutlich, dass die höchste Luftfeuchte direkt an der Trocknungsfrent auftritt. In diesem Bereich wird dem Gut das meiste Wasser entzogen. Nach den Ergebnissen der numerischen Untersuchung hat der konduktive Wärmeübergang über die Wände der Zuluftkanäle an das Schüttgut nur einen geringen Einfluss auf die Erwärmung des Gutes und einen vernachlässigbaren Effekt auf die Trocknung.

7.2.2 Kontinuierliche Durchlauftrocknung

Kontinuierliche Getreide-Dächerschachttrockner werden überwiegend nach dem Verfahren der Durchlauftrocknung betrieben, bei dem das Getreide in einem Durchlauf auf die Zielfeuchte getrocknet wird [1]. Das Verfahren der Umlaufrocknung kommt zum Einsatz, wenn die Differenz zwischen Anfangs- und Endfeuchte groß ist. Um das Korn nicht zu schädigen, wird

es dann in mehreren Umläufen getrocknet. Während die Warmluftzufuhr im stationären Betrieb kontinuierlich erfolgt, bewegt sich die Getreideschüttung quasi-kontinuierlich durch den Schachttrockner. Der Getreidemassenstrom wird über die Austrageinrichtung gesteuert, indem die Austragöffnungen in kurzen Zeitintervallen betätigt werden. Die Anzahl der Öffnungsvorgänge pro Zeiteinheit ergibt sich aus der ausgetragenen Getreidemasse pro Abspeisung und dem gewünschten Massenstrom. Die Zeitspanne zwischen zwei Abspeisungen wird als Standzeit bezeichnet.

Das CFD-DEM Prozessmodell wurde auf die kontinuierliche Durchlauftrocknung am Beispiel des Technikumstrockners mit horizontaler Dachanordnung (Tabelle 5.13, links) angewendet. Die Modell-Diskretisierung wird im Abschn. 4.7.5 beschrieben. Als Anfangsbedingungen wurden die Ergebnisse der numerischen Berechnungen der Aufheizphase aus Abschn. 7.2.1 verwendet. Der kontinuierliche Trocknerbetrieb mit chargenweisem Austrag und kontinuierlicher Befüllung des Trockners wurde über eine Periode von 15 Austragsvorgängen simuliert. Dies entspricht einer Prozesszeit von etwa 15 Minuten. In dieser Phase befindet sich der Trockner weiterhin im Aufheizprozess. Der stationäre Betriebszustand wird am Technikumstrockner erst nach 90-120 min erreicht. Der Zuluft-Volumenstrom betrug $0,366 \text{ m}^3/\text{s}$ bei einer Zulufttemperatur von $80 \text{ }^\circ\text{C}$ und einer absoluten Luftfeuchte von $20 \text{ g}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TL}}$ (Tabelle 4.7). Bei einer Standzeit von 60 s betrug der theoretische Getreidemassenstrom 70 kg/h . Die Anfangsfeuchte der Weizenschüttung lag bei $0,2 \text{ kg}_{\text{H}_2\text{O}}/\text{kg}_{\text{TS}}$. Die Rechenzeit betrug mit der verwendeten Hardware (s. Abschn. 4.2) sieben Monate.

Die Ergebnisse der Prozesssimulation sind in Abbildung 7.10 zusammenfassend dargestellt. Abgebildet ist der zeitliche Fortschritt der Partikelbewegung, der Luftgeschwindigkeitsverteilung, der Lufttemperatur- und Luftfeuchteverteilung sowie der Temperatur- und Feuchteverteilung des Gutes über dem Trocknerquerschnitt. Wie bei der konventionellen Schachtgeometrie mit horizontaler Luftkanalanordnung und großen Dächern (Tabelle 5.13, links) zu erwarten, zeigen die berechneten Verteilungen der Lufttemperatur, der Guttemperatur und der Gutfeuchte bereits im Aufheizprozess eine deutliche Strähnenbildung, die sich während des gesamten Trocknungsprozesses fortsetzt. Diese ist unter anderem gekennzeichnet durch steigende Guttemperaturen und sinkende Gutfeuchten im Bereich der vertikalen Zuluftreihen, die sich in der Trocknermitte und an den Seitenwänden befinden. Die Ausbildung von Gutfeuchtesträhnen im stationären Betrieb konnte im Rahmen von Trocknungsexperimenten im Technikumsmaßstab (vgl. Abbildung 6.27 a, Abschn. 6.5) und im Industriemaßstab nachgewiesen werden [10, 12].

Wie aus der zeitlichen Abfolge der Grafiken in Abbildung 7.10 zu erkennen ist, setzt sich dieser Vorgang mit zunehmender Prozessdauer fort. Die Ausbildung der vertikalen Temperatur- und Feuchtesträhnen wird in erheblichem Maße durch die Partikelbewegung beeinflusst, die mit einer Partikelkonvektion einhergeht. Unterhalb der Zuluftdächer werden die Körner von der warmen Prozessluft aufgeheizt. Anschließend gelangen sie in vertikaler Richtung in die Nähe des nächsten, darunter liegenden Zuluftkanals usw. Mit jeder Abspeisung werden bereits aufgeheizte Partikel aufgrund der Schüttgutbewegung weiter nach unten befördert. Auf ihrem Weg geben sie Wärme an benachbarte kältere Partikel ab und werden unterhalb des nächsten Zuluftkanals durch einströmende Zuluft weiter aufgeheizt.

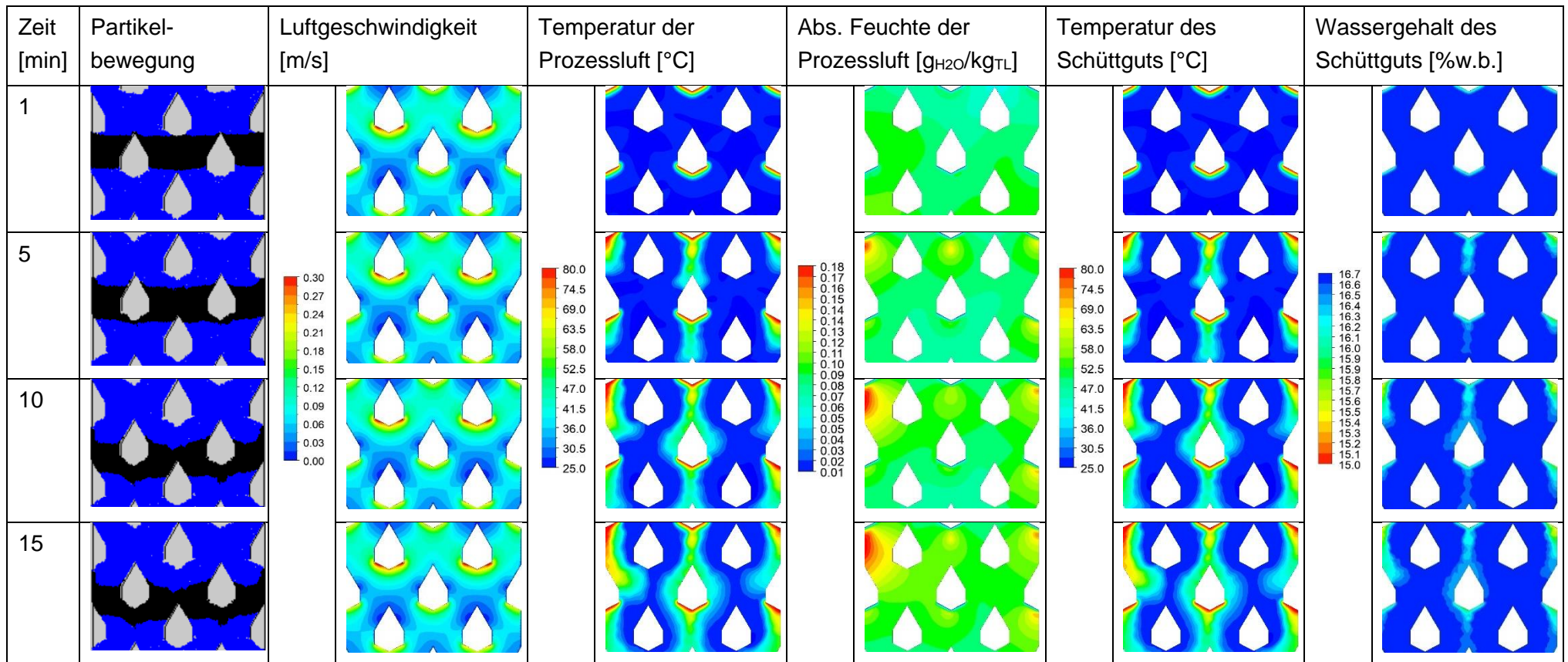


Abbildung 7.10 Temperatur- und Feuchteverteilungen im Gut bzw. in der Prozessluft über dem Trocknerquerschnitt, berechnet zu verschiedenen Zeiten nach Beginn der Durchlauf-trocknung mit kontinuierlicher Abspeisung

Die Prozessluft, die auf ihrem Strömungsweg durch die Schüttung rasch an Wärme verliert, wird in bestimmten Regionen von wärmeren Partikeln wieder aufgeheizt. Dieses Phänomen zeigt sich deutlich an einer Verbreiterung des Gebietes erhöhter Luft- bzw. Guttemperaturen ausgehend von den vertikalen Zuluftdachreihen, die nach 10 bzw. 15 Austrägen bereits ausgeprägt ist. Daraus resultiert für Partikel unterhalb der Zuluftdächer eine deutlich höhere Trocknungsgeschwindigkeit als für Partikel unterhalb der Abluftdächer. Dies führt zu einer ungleichmäßigen Trocknung über der Trocknerbreite und somit zu einer Spreizung in der Feuchteverteilung der Partikel am Trockneraustrag. Im Extremfall werden, wie aus Abbildung 7.10 ersichtlich wird, die Partikel, die sich direkt auf den Partikelstrahlen nahe den Abluftdächern durch den Trockner bewegen, nahezu nicht getrocknet und die Partikel die sich direkt auf den Partikelstrahlen nahe den Zuluftdächern bewegen, stark übertrocknet. Diese Erkenntnis deckt sich mit den am Versuchstrockner ermittelten Messdaten (vgl. Abschn. 6.5).

Wie die ersten numerischen Untersuchungen gezeigt haben, wird der Prozess der Getreide-Schachttrocknung mit dem gekoppelten CFD-DEM Prozessmodell (mit Partikelbewegung) physikalisch richtig nachgebildet. Die experimentell gewonnenen Erkenntnisse zur Gleichmäßigkeit der Getreidetrocknung, insbesondere zur Strahlenbildung bei horizontaler Luftkanalanordnung, konnten am untersuchten Beispiel des Technikumstrockners verifiziert werden. Jedoch ist die erforderliche Rechenzeit des gekoppelten Prozessmodells mit ca. 1,5 Jahren für 30 min Trocknungszeit extrem hoch. Hauptursache ist das Teilmodell der Partikelbewegung, obwohl dieses bereits auf einen 2D-DEM Ansatz reduziert worden ist. Eine Möglichkeit zur Beschleunigung der numerischen Berechnungen bietet die Verwendung hochmoderner Rechentechnik sowie von Cluster- und Cloudcomputing.

Aufgrund der langen Rechenzeiten war ein direkter Vergleich numerischer Ergebnisse mit experimentellen Daten nicht möglich. Die Simulationsergebnisse bestätigen jedoch die Anwendbarkeit des Prozessmodells auf die Getreide-Schachttrocknung.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die kontinuierliche Verbesserung von Dächerschachttrocknern für Getreide mit dem Ziel der Senkung des Energiebedarfs hat aktuell aufgrund der Energiewende einen hohen Stellenwert in Industrie und Forschung. Der spezifische Energiebedarf von Dächerschachttrocknern wird in hohem Maße durch die Gleichmäßigkeit der Trocknung beeinflusst. Je homogener die Trocknung verläuft umso gleichmäßiger ist die Feuchteverteilung im Trockengut, wodurch eine energieintensive Übertrocknung zur Sicherstellung der Lagerfähigkeit vermieden werden kann. Zur Vorausberechnung und Entwicklung verfahrenstechnischer Prozesse werden zunehmend numerische Modelle verwendet. Bisher bekannte Fließbett-, Kreuz- und Gegenstrommodelle für den Dächerschachttrockner reichen aus heutiger Sicht nicht mehr aus, um den Trocknungsprozess hinreichend genau zu berechnen. Geometrische Besonderheiten unterschiedlicher Luftkanalanordnungen werden nicht oder nur unzureichend berücksichtigt. In der vorliegenden Arbeit wurde ein numerisches Modell für den Getreide-Schachttrockner entwickelt, welches aus folgenden Teilmodellen besteht:

- für die Luftströmung,
- für die Partikelbewegung,
- für die Wärme- und Stoffübertragung für das Einzelkorn und die ruhende Schüttung (Festbett-trocknung),
- Kopplungsmodell zum Datenaustausch zwischen den Teilmodellen.

Die Teilmodelle der Luftströmung und Wärme- und Stoffübertragung basieren auf einem strömungsmechanischen Kontinuums-Ansatz und werden mit einem CFD-Löser berechnet. Für die Partikelbewegung wurden ein diskretes Partikelmodell mittels der DEM und ein strömungsmechanischer Kontinuums-Ansatz verwendet. Das Kopplungsmodell basiert auf einem Interpolationslöser, der die Daten zwischen dem Modell der Partikelbewegung und dem Modell der Wärme- und Stoffübertragung austauscht. Die Teilmodelle sowie das Gesamtmodell wurden durch experimentelle Versuchsdaten verifiziert.

Anhand von Laborversuchen zur Trocknung einzelner Getreidekörner mit Hilfe der thermogravimetrischen Analyse konnte nachgewiesen werden, dass das entwickelte numerische Modell des Wärme- und Stoffübergangs am Einzelkorn den experimentellen Trocknungsverlauf detaillierter berechnet als bisher aus der Literatur bekannte Trocknungsmodelle [26], [34]. Der nach diesem Modell ermittelte Diffusionskoeffizient wurde zur Berechnung der Wärme- und Stoffübergangs in der Getreideschüttung verwendet.

Mit Hilfe des Teilmodells der Luftströmung konnte die bekannte Verteilung des Zuluftstroms bei horizontaler Luftkanalanordnung exakt vorausberechnet werden. Zudem konnte erstmals die Halbierung des Zuluftstroms bei diagonaler Luftkanalanordnung numerisch nachgewiesen werden. Der Modellfehler lag bei 10,5 % und damit unterhalb der Nachweisgrenze der verwendeten Messverfahren. Das validierte Strömungsmodell wurde genutzt, um den Einfluss unterschiedlicher Luftkanalanordnungen auf die Homogenität der Strömungsverteilung in Schachttrocknern im Technikums- und Industriemaßstab numerisch zu untersuchen. Diese Untersuchungen haben gezeigt, dass mit der neu entwickelten Schachtgeometrie ähnlich gute Ergebnisse erzielt werden wie bei der klassischen horizontalen Anordnung.

Für die Einkopplung der Partikelbewegung in das Gesamtmodell wurde ein von Weigler et al. [8], [66] entwickeltes diskretes Partikelmodell verwendet. Dieses Modell wurde um die Funktion der Wiederbefüllung und eine Schnittstelle zum Datenaustausch mit dem Kopplungsmodell erweitert. Damit konnte die chargenweise Abspeisung des Trockengutes mit kontinuierlicher Wiederbefüllung des Trockners, wie in der Praxis üblich, vorausberechnet werden. Die Verifizierung der Partikelbewegungs-Modelle hat gezeigt, dass auch ein Partikelflussmodell auf Basis eines Kontinuums-Ansatzes die Gutströmung im Schachttrockner hinreichend genau beschreiben kann. Die Schüttgutströmungs-Modelle sowie auch die Versuche von Teodorov und Mellmann [16], [65], [97] zeigten eindeutig die Produktstromstrahlenbildung und das Nachziehen der Partikelströmung an den Trocknerwänden.

Auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse über den Einfluss der Luftkanalanordnung auf die Luftströmung, Partikelbewegung und den Trocknungsprozess wurde eine neuartige Trocknergeometrie entwickelt [99] und im Technikumsmaßstab erprobt. Die numerischen Untersuchungen zur Luftströmung im Technikumstrockner und in einer Doppelsektion eines Industrietrockners zeigten, dass die neuartige Schachtgeometrie gegenüber bisher in der Praxis üblichen Luftkanalanordnungen zu einer gleichmäßigeren Strömungsverteilung der Zuluft im Schachttrockner führt:

- Bei der horizontalen Dachanordnung wird der Trockner zwar gleichmäßig durchströmt, jedoch wird bedingt durch den Partikelfluss ein Teil des Trockengutes über- bzw. untertrocknet.
- Die diagonale Dachanordnung führt, durch den vertikalen Wechsel von Zu- und Abluftkanalreihen, zu einem gleichmäßigeren Trocknungsergebnis aber auch zu einer inhomogenen Strömungsverteilung in der Getreideschüttung.
- Eine Verdrehung der Trocknungssektionen um 180° führt, aufgrund der Drehung und der damit verbundenen horizontalen Doppelung von Zu- bzw. Abluftkanalreihen, zu einem hohen Druckverlust und zu einer inhomogeneren Strömungsverteilung zwischen den sich doppelnden Sektionen.
- Die neue Trocknergeometrie führt, durch die Einführung einer horizontalen Blindkanalreihe am Ende jeder Trocknungssektion, zu einem gleichmäßigen Trocknungsergebnis und zu einer zu homogenen Strömungsverteilung in der Getreideschüttung.

Anhand von Trocknungsexperimenten im Technikumsmaßstab konnte der Nachweis erbracht werden, dass mit der neu entwickelten Schachtgeometrie ein gleichmäßigeres Trocknungsergebnis erzielt wird als mit konventioneller horizontaler Dachanordnung. Verluste durch thermische Schädigungen werden aufgrund homogener Trocknungsbedingungen und der Vermeidung von Strahlenbildung verringert. Aufgrund der höheren Bauweise des Trockners sowie der Baugleichheit jeder zweiten Sektion werden die Fertigungskosten für den neuartigen Trockner im Vergleich zum konventionellen Design vermutlich um 5-10 % höher sein.

Das entwickelte Prozessmodell für den Schachttrockner konnte aufgrund hoher Rechenzeiten mit der verfügbaren Hardware nicht validiert werden. Die Vorausberechnung eines Trocknungsversuches im Technikumsmaßstab erfordert eine Rechenzeit von mindestens zwei Stunden, um stationäre Bedingungen zu erreichen. Für die am Beispiel des

Technikumstrockners mit horizontaler Luftkanalanordnung berechneten 15 Abspeisungen, die etwa einer Prozesszeit von 15 min entsprechen, war eine Rechenzeit von mehr als 7 Monaten erforderlich. Aus diesem Grund waren weder dreidimensionale Berechnungen noch Parameterstudien mit dem Gesamtmodell möglich. Anhand der ersten Rechenergebnisse für den Technikumstrockner konnte jedoch gezeigt werden, dass das entwickelte Gesamtmodell die Temperatur- und Feuchteverteilung im kontinuierlich betriebenen Schachttrockner und die bei horizontaler Dachanordnung erwartete Strahlenbildung adäquat berechnen kann.

Literaturverzeichnis

- [1] W. Mühlbauer, *Handbuch der Getreidetrocknung: Grundlagen und Verfahren*. Agrimedia GmbH, Clenze, 2009
- [2] W. Maltry, E. Pötke, B. Schneider, *Landwirtschaftliche Trocknungstechnik*. 2. Auflage, VEB Verlag Technik, Berlin, 1975
- [3] W. Seibel (Hrsg.), *Warenkunde Getreide: Inhaltsstoffe, Analytik, Reinigung, Trocknung, Lagerung, Vermarktung, Verarbeitung*. Agrimedia GmbH, Bergen/Dumme, 2005
- [4] International Grains Council, Grain Market Report (GMR 473). 2017, [Online], Available: <http://www.igc.int/downloads/gmrsummary/gmrsumme.pdf>, [Accessed: 13-August-2017]
- [5] Food and Agriculture Organization of the United Nations (FAO), FAO Cereal Supply and demand brief. 2017. [Online], Available: <http://www.fao.org/worldfoodsituation/csdb/en/>, [Accessed: 13-Aug-2017]
- [6] Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft (BMEL), Besondere Ernte- und Qualitätsermittlung (BEE) 2015. Berlin, 2016
- [7] J. Mellmann, F. Weigler, Körnerkonservierung. In: L. Frerichs (Ed.), *Jahrbuch Agrartechnik 2016*. Institut für mobile Maschinen und Nutzfahrzeuge (IMN) der TU Braunschweig, Braunschweig, 2017, S. 1-8
- [8] F. Weigler, H. Scaar, J. Mellmann, Investigation of particle and air flows in a mixed-flow dryer. *Drying Technology*, vol. 30(15), 2012, pp.1730-1741
- [9] D.E. Maier, F.W. Bakker-Arkema, Grain drying systems. In: *Facility Design Conference of the Grain Elevator & Processing Society*, 28-31 July 2002, St. Charles, Illinois, USA, pp. 1-53
- [10] J. Mellmann, K.L. Iroba, T. Metzger, E. Tsotsas, C. Mészáros, I. Farkas, Moisture content and residence time distributions in mixed-flow grain dryers. *Biosystems Engineering*, vol. 109(4), 2011, pp. 297-307
- [11] J. Mellmann, U. Schlemm, H. Richter, K.L. Iroba, L. Kocsis, Spezifische Verfahrensführung bei der Getreidetrocknung zur Inhibition von Mykotoxinbildnern durch sortentechnische Erfassung von Produktinhomogenitäten. In: *Bornimer Agrartechnische Berichte Heft 74*. Leibniz-Institut für Agrartechnik Potsdam-Bornim e.V. (ATB), Potsdam, 2010, S. 181-270
- [12] J. Mellmann, F. Weigler, H. Scaar, H. Kuhlmann, A. Grothaus, K.D. Reek, Dächerschachttrockner - energieeffiziente Getreidetrocknung (GETRO): Schlussbericht zum KMU-innovativ Verbundvorhaben. Leibniz-Institut für Agrartechnik Potsdam-Bornim e.V., Potsdam, 2014
- [13] O. Randolph, Trockner mit Leitkörpern für das Trockengas. Patent: DE445818 (C), 1927
- [14] G. Franke, F. Weigler, T. Teodorov, J. Mellmann, Untersuchungen zur Schüttgutentnahme - Austragen über die ganze Fläche. *Schüttgut*, Bd. 21(4), 2015, S. 52-56
- [15] T. Teodorov, H. Scaar, F. Weigler, J. Mellmann, Prediction of the solids mass flow rate in mixed-flow dryers. *Landtechnik*, vol. 66(6), 2011, pp. 410-413
- [16] J. Mellmann, T. Teodorov, Solids transport in mixed-flow dryers. *Powder Technology*, vol. 205(1-3), 2011, pp. 117-125
- [17] Die Europäische Kommission, VERORDNUNG (EU) Nr. 835/2011. 2011, [Online], Available: http://www.bvl.bund.de/SharedDocs/Downloads/09_Untersuchungen/00_Rechtsgrundlagen/01_EU/VO_EU_835_2011.pdf?__blob=publicationFile&v=2, [Accessed: 23-Nov-2015]

- [18] Die Europäische Kommission, VERORDNUNG (EU) 2015/1933. 2015, [Online], Available: <http://www.vivanutria.de/images/eu-pak.pdf>, [Accessed: 23-Nov-2015]
- [19] H.T. Oleson, *Grain drying*. Innovation Development Engineering ApS, Thisted, Denmark, 1987
- [20] S.R. Parde, D.S. Jayas, N.D.G. White, Grain drying: A review. *Sciences des Aliments*, vol. 23(5-6), 2003, pp. 589-622
- [21] J.R. O'Callaghan, Contra-flow drying of beds of wheat. *Journal of the Science of Food and Agriculture*, vol. 7(11), 1956, pp. 721-728
- [22] D.S. Boyce, Grain moisture and temperature changes with position and time during through drying. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 10(4), 1965, pp. 333-341
- [23] D.W. Sun, J.L. Woods, Simulation of the heat and moisture transfer process during drying in deep beds. *Drying Technology*, vol. 15(10), 1997, pp. 2479-2492
- [24] J. Li, D.J. Mason, Application of the discrete element modelling in air drying of particulate solids. *Drying Technology*, vol. 20(2), 2002, pp. 255-282
- [25] J.P. Sitompul, S. Sumardiono, Modelling and simulation of momentum, heat, and mass transfer in a deep-bed grain dryer. *Drying Technology*, vol. 21(2), 2003, pp. 217-229
- [26] J.R. O'Callaghan, D.J. Menzies, P.H. Bailey, Digital simulation of agricultural drier performance. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 16(3), 1971, pp. 223-244
- [27] T.L. Thompson, R.M. Peart, G.H. Foster, Mathematical simulation of corn drying - A new model. *Transactions of the ASAE*, vol. 11(4), 1968, pp. 582-586
- [28] D.M. Bruce, Simulation of multiple-bed concurrent-, counter-, and mixed-flow grain driers. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 30, 1984, pp. 361-372
- [29] M.E. Nellist, Modelling the performance of a cross-flow grain drier. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 37(3-4), 1987, pp. 43-57
- [30] F.W. Bakker-Arkema, M.D. Montross, Q. Liu, D.E. Maier, Analysis of continuous-flow grain dryers. In: *Grain drying in Asia : Proceedings of an International Conference held at the FAO Regional Office for Asia and the Pacific, 17-20 October 1995*, Bangkok, Thailand, pp. 123-131
- [31] F. Courtois, Computer-aided design of corn dryers with quality prediction. *Drying Technology*, vol. 13(1-2), 1995, pp. 147-164
- [32] S.A. Giner, R.H. Mascheroni, Cross-flow drying of wheat. A simulation program with a diffusion-based deep-bed model and a kinetic equation for viability loss estimations. *Drying Technology*, vol. 14(7-8), 1996, pp. 1625-1671
- [33] Q. Liu, C. Cao, F. W. Bakker-Arkema, Modeling and analysis of mixed-flow grain dryer. *Transactions of the ASAE*, vol. 40(4), 1997, pp. 1099-1106
- [34] M. Stakić, E. Tsotsas, Model-based analysis of convective grain drying processes. *Drying Technology*, vol. 23(9-11), 2005, pp. 1895-1908
- [35] O.A. Khatchaturian, H.A. Vielmo, L.A. Bortolaia, Modelling and simulation of cross flow grain dryers. *Biosystems Engineering*, vol. 116(4), 2013, pp. 335-345
- [36] S.A. Giner, D.M. Bruce, S. Mortimore, Two-dimensional simulation model of steady-state mixed-flow grain drying. Part 1: The model. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 71(1), 1998, pp. 37-50
- [37] S.A. Giner, D.M. Bruce, Two-dimensional simulation model of steady-state mixed-flow grain drying. Part 2: experimental validation. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 71(1), 1998, pp. 51-66

- [38] N. Laws, J.L. Parry, Mathematical modelling of heat and mass transfer in agricultural grain drying. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 385, 1983, pp. 169-187
- [39] J.L. Parry, Mathematical modelling and computer simulation of heat and mass transfer in agricultural grain drying: A review. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 32(1), 1985, pp. 1-29
- [40] S. Cenkowski, M.J. Mketinac, A.W. Kelm, Airflow patterns in a mixed-flow dryer. *Canadian Agricultural Engineering*, vol. 1(32), 1990, pp. 85-90
- [41] Y. Sun, C.C. Pantelides, Z.S. Chalabi, Mathematical modelling and simulation of near-ambient grain drying. *Computers and Electronics in Agriculture*, vol. 13(3), 1995, pp. 243-271
- [42] W. Maltry, Einige Untersuchungen zur Aufklärung des Verhaltens von Getreide im Dächer-Schachttrockner. *Archiv für Landtechnik*, Bd. 5(3), 1966, S. 223-264
- [43] J. Klinger, *Einige thermodynamische und strömungsmechanische Untersuchungen zur Modellierung der Vorgänge in Dächerschachttrocknern für Getreidekörner*. Dissertation, Technische Universität Dresden, 1977
- [44] M. Chaabouni, D. Flick, O. Techasena, Particles flow in industrial grain dryers. In: *Drying '92 : proceedings of the 8th International Drying Symposium (IDS '92)*, 2-5 August 1992, Montreal, Quebec, Canada, pp. 1409-1418
- [45] K.L. Iroba, F. Weigler, J. Mellmann, T. Metzger, E. Tsotsas, Residence time distribution in mixed-flow grain dryers. *Drying Technology*, vol. 29(11), 2011, pp. 1252-1266
- [46] K.L. Iroba, J. Mellmann, F. Weigler, T. Metzger, E. Tsotsas, Particle velocity profiles and residence time distribution in mixed-flow grain dryers. *Granular Matter*, vol. 13(2), 2011, pp. 159-168
- [47] H.J. Oertel, *Prandtl - Führer durch die Strömungslehre : Grundlagen und Phänomene*. 13. Auflage, Springer Fachmedien, Wiesbaden, 2012
- [48] O. Krischer, W. Kast, *Trocknungstechnik : Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*. 3. Auflage, Bd. 1, Springer-Verlag, Berlin, 1978
- [49] V. Gnielinski, A. Mersmann, F. Thurner, *Verdampfung, Kristallisation, Trocknung*. Springer-Verlag, Berlin, 1993
- [50] H. Oertel, M. Böhle, T. Reviol, *Strömungsmechanik : Grundlagen - Grundgleichungen - Lösungsmethoden - Softwarebeispiele*. 6. Auflage, Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 2011
- [51] S. Blei, M. Sommerfeld, CFD in drying technology - spray-dryer simulation. In: E. Tsotsas, A.S. Mujumdar (Eds.), *Modern Drying Technology*. Wiley-VCH Verlag, Weinheim, 2014, pp. 155-208
- [52] R.W. Flumerfelt, Transport Phenomena, 3. Transport in Multicomponent Systems. In: 7th edition, *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry*. Wiley-VCH Verlag, Weinheim, 2011, pp. 390-411
- [53] G.F. Pinder, W.G. Gray, *Essentials of multiphase flow and transport in porous media*. John Wiley & Sons, Hoboken, NJ, USA, 2008
- [54] A. Wu, Y. Sun, *Granular dynamic theory and its applications*. Springer-Verlag, Berlin, 2008
- [55] Y. Shimizu, R. Hart, P. Cundall (Eds.), *Numerical modeling in micromechanics via particle methods - 2004*. CRC Press, London, England, 2004
- [56] E. Klemm, M. Kstner, G. Emig, Transport phenomena and reaction in porous media. In: F. Schüth, K.S.W. Sing, J. Weitkamp (Eds.), *Handbook of Porous Solids*. vol. 4, Wiley-

VCH Verlag, Weinheim, 2002, pp. 2174-2219

- [57] M. Hemis, C.B. Singh, D.S. Jayas, A. Bettahar, Simulation of coupled heat and mass transfer in granular porous media: Application to the drying of wheat. *Drying Technology*, vol. 29(11), 2011, pp. 1267-1272
- [58] M. Bachmann, V. Avilov, A. Gumenyuk, M. Rethmeier, CFD simulation of the liquid metal flow in high power laser welding of aluminum with electromagnetic weld pool support. In: *Recent Researches in Mechanics: Proceedings of the 2nd International Conference on Fluid Mechanics and Heat and Mass Transfer 2011 (FLUIDSHEAT '11) Proceedings*, 14-16 July 2011, pp. 179-184
- [59] F.R. Menter, Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, vol. 32(8), 1994, pp. 1598-1605
- [60] D.C. Wilcox, Reassessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models. *AIAA Journal*, vol. 26(11), 1988, pp. 1299-1310
- [61] ANSYS Inc., *ANSYS CFX - Solver theory guide*. 14.5., Canonsburg, USA, 2012
- [62] K. Sattler, *Thermische Trennverfahren: Grundlagen, Auslegung, Apparate*. 3. Auflage, Wiley-VCH Verlag, Weinheim, Germany, 2001
- [63] P. Stephan, H. Martin, S. Kabelac, D. Mewes, M. Kind, K. Schaber (Eds.), *VDI Heat Atlas*. Springer Verlag, Berlin, 2010
- [64] Z. Ghani, S. Jorge, Computational fluid dynamics best practice guidelines for dry cask applications: Final report (NUREG-2152). U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, 2013
- [65] T. Teodorov, *Optimierung und Erprobung der Schüttgut-Austragsvorrichtung an einem Getreide-Schachttrockner*. Diplomarbeit, Technische Universität - Sofia, 2006
- [66] F. Weigler, J. Mellmann, H. Scaar, Numerical calculation of particle and air flow in a mixed flow grain dryer. *Landtechnik*, vol. 67(6), 2012, pp. 429-431
- [67] P. Cundall, A computer model for simulating progressive large scale movements in blocky rock systems. In: *Proceedings of the International Symposium on Rock Mechanics*, 4-6 October 1971, Nancy, France, pp. 2-8
- [68] P.A. Cundall, O.D.L. Strack, A discrete numerical model for granular assemblies. *Géotechnique*, vol. 29(1), 1979, pp. 47-65
- [69] J. Crank, *The mathematics of diffusion*. 2nd edition, Oxford University Press, London, England, 1975
- [70] D.W. Sun, J.L. Woods, The selection of sorption isotherm equations for wheat based on the fitting of available data. *Journal of Stored Products Research*, vol. 30(1), 1994, pp. 27-43
- [71] W. Blanke, *Thermophysikalische Stoffgrößen*. Springer-Verlag, Berlin, 1989
- [72] E.U. Schlünder, E. Tsotsas, *Wärmeübertragung in Festbetten, durchmischten Schüttgütern und Wirbelschichten*. George Thieme Verlag, Stuttgart, 1988
- [73] A. Hobbs, Simulation of an aggregate dryer using coupled CFD and DEM methods. *International Journal of Computational Fluid Dynamics*, vol. 23(2), 2009, pp. 199-207
- [74] C. Goniva, C. Kloss, A. Hager, S. Pirker, An open source CFD-DEM perspective. In *Proceedings of 5th OpenFOAM Workshop*, 21-24 Juni 2010, Götenbog, Schweden, pp. 1-10
- [75] C. Cheng, X. Zhang, Numerical investigation on the transient ignition behavior using CFD-DEM approach. *Combustion Science and Technology*, vol. 186(9), 2014, pp. 1115-1137

- [76] R. Bhadra, M.E. Casada, S.A. Thompson, J.M. Boac, R.G. Maghirang, M.D. Montross, A.P. Turner, S.G. Mcneill, Field-observed angles of repose for stored grain in the united states. *Applied Engineering in Agriculture*, vol. 33(1), 2017, pp. 131-137
- [77] A. Chakraverty, A.S. Mujumdar, G.S.V. Raghavan, H.S. Ramaswamy, *Handbook of Postharvest Technology*. CRC Press, New York, USA, 2003
- [78] H.J. Matthies, Der Strömungswiderstand beim Belüften von landwirtschaftlichen Erntegütern. *VDI Forschungsheft*, Bd. 454, 1956
- [79] S. Pabis, D.S. Jayas, S. Cenkowski, *Grain Drying: Theory and Practice*. John Wiley & Sons, New York, USA, 1998
- [80] P. Müller, A. Omarev, A. Schlinkert, B. Ebenau, J. Thomas, Zwischenbericht zum Forschungs- und Entwicklungsauftrag: Messung und Bewertung der mechanischen Partikel- und Schüttguteigenschaften von Weizen und Hanf-Samen. Fakultät für Verfahrens und Systemtechnik, Otto von Guericke Universität Magdeburg, 2012
- [81] N.N. Mohesnin, *Thermal properties of food and agricultural materials*. CRC Press., New York, USA, 1980
- [82] W.E. Muir, S. Viravanichai, Specific heat of wheat. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 17(4), 1972, pp. 338-342
- [83] Y.Y. Cao, G. Li, Z. Zhang, L. Chen, T. Zhang, The specific heat of wheat. In: *Proceedings of the 10th International Working Conference on Stored Product Protection 27June-2July 2010*, pp. 243-249
- [84] M. Kustermann, R. Scherer, H.D. Kutzbach, Thermal conductivity and diffusivity of shelled corn and grain. *Journal of Food Process Engineering*, vol. 4(3), 1981, pp. 137-153
- [85] R. Scherer, H.D. Kutzbach, Die Wärme- und Temperaturleitfähigkeit von Körnerfrüchten. *Grundlagen der Landtechnik*, Bd. 30(1), 1980, pp. 21-27
- [86] E.A. Kazarian and C.W. Hall, Thermal properties of grain. *Transactions of the ASAE*, vol. 8(1), 1965, pp. 33-37
- [87] D.S. Chung, H.B. Pfof, Adsorption and desorption of water vapor by cereal grains and their products part I: Heat and free energy changes of adsorption and desorption. *Transactions of the ASAE*, vol. 10(4), 1967, pp. 549-551
- [88] D.S. Chung, H.B. Pfof, Adsorption and desorption of water vapor by cereal grains and their products part II: Development of the general isotherm equation. *Transactions of the ASAE*, vol. 10(4), 1967, pp. 552-555
- [89] C.R. Oswin, The kinetics of package life. III. The isotherm. *Journal of the Society of Chemical Industry*, vol. 65(12), 1946, pp. 419-421
- [90] C.S. Chen, J.T. Clayton, The effect of temperature on Sorption isotherms of biological materials. *Transactions of the ASAE*, vol. 14(5), 1971, pp. 927-929
- [91] S. Henderson, A mean moisture content-equilibrium relative humidity relationship for nine varieties of wheat. *Journal of Stored Products Research*, vol. 23(3), 1987, pp. 143-147
- [92] D.W. Sun, Comparison and selection of EMC/ERH isotherm equations for drying and storage of ggrain and oilseed. Department of Agricultural and Food Engineering, National University of Ireland, 1999
- [93] C.C. Chen, R.V. Morey, Comparison of four EMC/ERH equations. *Transactions of the ASAE*, vol. 32(3), 1989, pp. 983-990
- [94] C. van den Berg, S. Bruin, Water activity and its estimation in food systems: theoretical aspects. In: L.B. Rockland, George F. Stewart (Eds.), *Water Activity: Influences on Food*

- Quality*. Academic Press Inc., London, England, 1981, pp. 1-61
- [95] H.A. Becker, A study of diffusion in solids of arbitrary shape, with application to the drying of the wheat kernel. *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 1(2), 1959, pp. 212-226
- [96] D.W. Sun, J.L. Woods, Low temperature moisture transfer characteristics of wheat in thin layers. *Transactions of the ASAE*, vol. 37(6), 1994, pp. 1919–1926
- [97] S.A. Giner, R.H. Mascheroni, Diffusive drying kinetics in wheat, part 2: applying the simplified analytical solution to experimental data. *Biosystems Engineering*, vol. 81(1), 2002, pp. 85-97
- [98] ASAE/ASABE S352.2 Moisture measurement - unground grain and seeds. Standard, American Society of Agricultural and Biological Engineers (ASABE), St. Joseph, Michigan, USA, 1988
- [99] H. Scaar, G. Franke, F. Weigler, J. Mellmann, Dächerschachttrockner. Patent: DE102014107280B3, 2014
- [100] D.B. Brooker, Pressure patterns in grain-drying systems established by numerical methods. *Transactions of the ASAE*, vol. 4(1), 1961, pp. 72-74
- [101] J.A. Marchant, The prediction of airflows in crop drying systems by the finite element method. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 21(4), 1976, pp. 417-429
- [102] E.A. Smith, 3-Dimensional analysis of air velocity and pressure in beds of grain and hay. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 27(2), 1982, pp. 101-117
- [103] A.S. Cromarty, A gas tracer technique for predicting chilling pattern in stored barley. *Journal of Agricultural Engineering Research*, vol. 13(1), 1968, pp. 1-11
- [104] B. Berck, Determination of air movement in stored grain as a factor in dynamic dispersion and distribution patterns of gaseous pesticides (fumigants). *Bulletin of Environmental Contamination and Toxicology*, vol. 13(5), 1975, pp. 527-533
- [105] S. Schmidt, Entwicklung von Zweikomponentenverfahren für die nichtdispersive IR-Spektroskopie (NDIR) mit Hilfe von chemometrischen Methoden. Dissertation, Universität Duisburg-Essen, 2003
- [106] DIN EN ISO 712:2010-04 Getreide und Getreideerzeugnisse - Bestimmung des Feuchtegehaltes - Referenzverfahren. Norm, Beuth-Verlag, Berlin, 2010
- [107] R. Franke, Smooth interpolation of scattered data by local thin plate splines. *Computers & Mathematics with Applications*, vol. 8(4), 1982, pp. 273-281
- [108] F. Weigler, H. Scaar, G. Franke, J. Mellmann, Optimization of mixed flow dryers to increase energy efficiency. *Drying Technology*, vol. 35(8), 2017, pp. 985-993
- [109] J. Mellmann, H. Scaar, F. Weigler, G. Franke, Effect of the air-duct arrangement on homogeneity of drying in mixed-flow grain dryers. In: *Proceedings of the 20th International Drying Symposium (IDS 2016)*, 7-10 August 2016, Gifu, Japan, pp. 1-6

Abbildungs- und Tabellenverzeichnis

Abbildungen

2.1	Schematischer Aufbau eines Dächerschachttrockners _____	12
2.2	Schematische Darstellung der Dachanordnung im Dächerschachttrockner („+“ Zuluftdach, „-“ Abluftdach) _____	13
2.3	1-D Modelle des Schachttrockners _____	15
2.4	2-D Zonenmodell des Schachttrockners nach Giner et al. [36] (→ Luftstromrichtung, → Gutstromrichtung) _____	16
4.1	Schematische Darstellung des Gesamtmodells und der Teilmodelle des Dächerschachttrockners _____	19
4.2	Mögliche Verknüpfungen der Teilmodelle zur Simulation des Trocknungsprozesses im Dächerschachttrockner _____	21
4.3	Darstellung eines Daches im Modell für die Partikelströmung _____	30
4.4	Rechenzyklus in PFC® _____	32
4.5	Clump zur Beschreibung eines Getreidekorns [66] _____	33
4.6	Wasser-Dampf-Desorptionsgleichgewicht für Weizen bei 60 °C _____	35
4.7	Schematische Darstellung der Trocknungsabschnitte bei der Einzelkorntrocknung _____	36
4.8	Diskretes Finite-Volumen-Modell mit Grenzschichtauflösung _____	39
4.9	Darstellung des Trocknungsverlaufs im Phasengleichgewichtsdiagramm für das Stoffsystem Wasserdampf (Luft) - Wasser (Getreide) bei 60 °C unter Verwendung des idealen ($M_{R,ideal}$) und realen ($M_{R,real}$) Trocknungspotentials (Sorptionisotherme von Weizen nach Chung-Pfost, zitiert aus [70]) _____	42
4.10	Programmablaufplan zur Berechnung des Grenzflächentransportes unter Verwendung von $M_{R,ideal}$ _____	43
4.11	Erweitertes Modell (Modell 2) im Phasengleichgewichtsdiagramm für das Stoffsystem Luft-Wasser-Getreide bei 60 °C (Sorptionisotherme von Weizen nach Chung-Pfost [70]) _____	44
4.12	Trocknungskinetik eines Getreidekorns mit einer Anfangsfeuchte von 0,234 kg _{H2O} /kg _{TS} bei einer Trocknungstemperatur von 80 °C und einer absoluten Feuchte der Luft von 6 g _{H2O} /kg _{TL} _____	49
4.13	Programmablaufplan des CFD-DEM-Kopplungsmodells _____	54
4.14	Schematische Darstellung der Funktionsweise des Schnittstellen-Interpolators für 1D-Daten _____	55
4.15	Programmablaufplan des vereinfachten CFD-DEM-Kopplungsmodells für den Schachttrockner _____	56
4.16	Aufbau des numerischen Gitters der Einzelkorntrocknung am Beispiel eines Partikels mit realer Kornform _____	58
4.17	Simulierte Partikelformen im Einzelkorn-Trocknungsmodell: a) Kugel, b) Ellipsoid, c) Weizenkorn _____	58
4.18	Diskretisierung des Strömungsmodells auf die Schachtkonstruktion des Versuchsstandes von Cenkowski et al. [40] _____	60

4.19	CAD-Zeichnung mit Markierung der definierten Systemgrenzen der Schachtkonstruktion des Versuchsstands am ATB _____	61
4.20	Aus der CAD-Zeichnung des ATB-Versuchsstands erstelltes 2D-Rechengitter ____	61
4.21	CAD-Zeichnung zu den 3D-Modellen der untersuchten Dächerschachttrockner _____	62
4.22	3D-Rechengitter des konventionellen Technikumstrockners _____	63
4.23	Ausschnitte aus dem 3D-Rechengitter der neu entwickelten Schachtkonstruktion _____	64
4.24	Diskretisierung des 2D-Partikelströmungsmodells _____	65
4.25	Diskretisierung des 3D-Partikelströmungsmodells _____	66
4.26	Clump-Modell des Getreidekorns (Maßangaben in mm) _____	66
4.27	CAD-Zeichnung einer Doppelsektion des Industrietrockners mit Markierung der definierten Systemgrenzen der 2D-Strömungsmodelle _____	69
4.28	2D-Rechengitter zur Simulation der Strömungsverteilung im Industrietrockner ____	70
5.1	Aufbau eines Weizenkorns _____	71
5.2	Darstellung des minimalen und maximalen Feret-Durchmessers am Beispiel Weizen _____	73
5.3	Typische Partikelform eines Weizenkorns _____	74
5.4	Korngrößenverteilung von Weizen (Probe 1), gemessen mit dem PartAn 3001 L, (Kum. - Kumulativ) _____	74
5.5	Typische Partikelform eines Rapskorns _____	75
5.6	Optische Korngrößenverteilung von Raps (Probe 1) gemessen mit PartAn 3001 L, (Kum. - Kumulativ) _____	75
5.7	Vergleich der Modelle zur Wärmekapazität von Weizen bei einer Temperatur von 50 °C (Messdaten von Cao et al. [82]) _____	79
5.8	Vergleich der Modellgleichungen zur Ermittlung der Sorptionsisotherme von Weizen bei einer Lufttemperatur von 45 °C _____	81
5.9	Versuchsaufbau der Einzelkorntrocknung mit der TGA-Methode _____	85
5.10	Prozessfließschema des Trockners _____	87
5.11	Neu entwickelter Schachttrockner mit verbesserter Dachanordnung _____	89
5.12	Schematische Darstellung des verwendeten Schubbodenaustrags _____	90
5.13	R und I Fließschema der Versuchsanlage _____	90
5.14	Anzeige des Drucks, der Lufttemperatur und der Luftfeuchteverteilung während des kontinuierlichen Trocknerbetriebs (neue Schachtgeometrie) _____	91
5.15	Schematische Darstellung des Messaufbaus zur Isobarenmessung _____	92
5.16	Messfeld zur Bestimmung der Isobarenverteilung _____	93
5.17	Differenzdruck-Messlanze mit Sensor _____	93
5.18	Messfeld der experimentellen Verweilzeitanalyse _____	95
5.19	Versuchsaufbau der experimentellen Verweilzeitanalyse _____	95
5.20	Tracergas-Messanordnung auf der Abluftseite des Trockners _____	96
5.21	Aufteilung der Probennahmebehälter zur Untersuchung der Gutsfeuchteverteilung am Trockneraustritt _____	98
6.1	Trocknungsverlaufskurven von drei Weizenkörnern mit einer Anfangsfeuchte von ca. 20 %d.b. _____	99

6.2	Trocknungsverlaufskurven von ca. 20 %d.b. feuchten Weizenkörnern für unterschiedliche Trocknungsbedingungen _____	100
6.3	Trocknungsverlaufskurven von ca. 24 %d.b. feuchten Weizenkörnern für unterschiedliche Trocknungsbedingungen _____	100
6.4	Iterative Ermittlung des Diffusionskoeffizienten _____	101
6.5	Vergleich Modell-Experiment: gemessener Trocknungsverlauf eines Weizenkorns (Exp. Nr. 33.3) im Vergleich zu berechneten Verläufen unterschiedlicher Trocknungsmodelle _____	102
6.6	Berechnete Gutfeuchte-, Luftgeschwindigkeits-, Temperatur- und Luftfeuchteverteilungen im Querschnitt eines Weizenkorns bzw. der Messzelle zu unterschiedlichen Trocknungszeiten (Anfangsfeuchte 24 %d.b., Trocknungstemperatur 80 °C, Luftfeuchte 6 g _{H₂O} /kg _{TL} , Luftgeschwindigkeit 250 ml/min) _____	104
6.7	Einfluss der Partikelform auf den berechneten Trocknungsverlauf _____	105
6.8	Matrix und Koordinatensystem zur Auswertung der experimentellen Isobarenverteilung _____	106
6.9	Isobarenverteilungen der Replikationsversuche 4-6 (a-c), gemessen an Weizen bei einem Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h (Tabelle 5.14) _____	107
6.10	Abhängigkeit der Isobarenverteilung im Schachttrockner vom Zuluft-Volumenstrom für das Versuchsgut Weizen _____	107
6.11	Abhängigkeit der Isobarenverteilung im Schachttrockner vom Zuluft-Volumenstrom für das Versuchsgut Raps _____	108
6.12	Gemessene Verweilzeitverteilungen bei horizontaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m ³ /h _____	110
6.13	Gemessene Verweilzeitverteilungen bei diagonaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m ³ /h _____	110
6.14	Angenommener Strömungsweg der Prozessluft durch die Getreideschüttung ____	111
6.15	Vergleich zwischen gemessener a) und berechneter b) Isobarenverteilung bei einem Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h, Versuchsgut Weizen _____	115
6.16	Vergleich zwischen gemessener a) und berechneter b) Isobarenverteilung bei einem Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h, Versuchsgut Raps _____	115
6.17	Vergleich zwischen gemessener und berechneter Isobarenverteilung bei einem Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h, Versuchsgut Raps _____	116
6.18	Vergleich der Messdaten mit den Simulationsdaten der Druckverteilung in der Weizenschüttung bei einem Zuluftvolumenstrom von 465 m ³ /h _____	116
6.19	Vergleich der berechneten Druckverteilung in der Schüttung mit den experimentellen Ergebnissen von Cenkowski et al. [40] _____	119
6.20	Vergleich der berechneten Luftströmungsprofile für den Versuchstand von Cenkowski et al. [40] _____	119
6.21	Berechnete Partikelströmung im Technikumstrockner bei einem Durchsatz von 11,7 kg/s _____	120
6.22	Berechnete Partikelströmung im Technikumstrockner bei einem Durchsatz von 2,2 kg/s _____	120

6.23	Berechnetes Schüttgut-Fließprofil in der Trocknermitte _____	121
6.24	Vergleich der gemessenen und berechneten Geschwindigkeitsprofile der Schüttgutbewegung in der Trocknermitte zwischen zwei vollen Luftkanälen (Dächer) _____	122
6.25	Berechnetes 2D-Partikelströmungsprofil im simulierten Technikumstrockner ____	123
6.26	Gutfeuchteverteilungen am Trockneraustritt, gemessen a) am konventionellen und b) am neuartigen Schachttrockner _____	126
7.1	Strömungsverteilung im Technikumstrockner bei horizontaler Dachanordnung, berechnet für einen Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h, Versuchsgut Weizen ____	128
7.2	Strömungsverteilung im Technikumstrockner bei diagonaler Dachanordnung, berechnet für einen Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h, Versuchsgut Weizen ____	128
7.3	Strömungsverteilung im Quer- bzw. Längsschnitt des Technikumstrockners bei horizontaler Dachanordnung, berechnet für einen Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h, Versuchsgut Weizen _____	130
7.4	Strömungsverteilung im Quer- bzw. Längsschnitt des Technikumstrockners bei diagonaler Dachanordnung, berechnet für einen Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h, Versuchsgut Weizen _____	131
7.5	Strömungsverteilung im Quer- bzw. Längsschnitt des neuartigen Technikumstrockners, berechnet für einen Luftvolumenstrom von 465 m ³ /h, Versuchsgut Weizen _____	132
7.6	Stromlinienprofil in einer Industrietrocknersektion _____	133
7.7	Druckprofil in einer Industrietrocknersektion _____	134
7.8	Druckverteilung über der Trocknerhöhe _____	135
7.9	Berechnete Temperatur- und Feuchteverteilungen im Gut und in der Prozessluft über dem Trocknerquerschnitt nach 20 min Festbettrocknung ____	137
7.10	Temperatur- und Feuchteverteilungen im Gut bzw. in der Prozessluft über dem Trocknerquerschnitt, berechnet zu verschiedenen Zeiten nach Beginn der Durchlauftrocknung mit kontinuierlicher Abspeisung _____	139

Tabellen

Tabelle 2.1	Modelle zur Berechnung der Getreidetrocknung im Dächerschachttrockner	15
Tabelle 4.1	Spezifikation des verwendeten Rechenservers	24
Tabelle 4.2	Modellkonstanten des SST-Turbulenzmodells [61]	26
Tabelle 4.3	Modellkonstanten für das „ <i>finite slip model</i> “ für Weizen	31
Tabelle 4.4	Vor- und Nachteile der untersuchten Trocknungsmodelle	50
Tabelle 4.5	Gittereigenschaften für die untersuchten Partikelformen	59
Tabelle 4.6	Randbedingungen der 2D-Strömungsmodelle	60
Tabelle 4.7	Anfangs- und Randbedingungen für das Trocknungsmodell	67
Tabelle 4.8	Anfangs- und Randbedingungen des Industrietrockner-Modells	69
Tabelle 5.1	Chemische Zusammensetzung von Weizen [1]	72
Tabelle 5.2	Optische Korngrößenanalyse von Weizen	73
Tabelle 5.3	Mittlere Korngrößeneigenschaften der Rapsproben	75
Tabelle 5.4	Partikeleigenschaften der Versuchsgüter	76
Tabelle 5.5	Statischer Schüttwinkel der Versuchsgüter	77
Tabelle 5.6	Abhängigkeit des statischen Schüttwinkels von Weizen von der Gutfeuchte [80]	77
Tabelle 5.7	Formeln zur Berechnung der Wärme- und Temperaturleitfähigkeit von Weizen	78
Tabelle 5.8	Modelle zur Wärmekapazität von Weizenkörnern	79
Tabelle 5.9	Sorptionsmodellgleichungen für Weizenkörner	81
Tabelle 5.10	Empirische Modellgleichungen zur Ermittlung des Diffusionskoeffizienten nach der Crank-Gleichung	82
Tabelle 5.11	Modellgleichungen zur Ermittlung des empirischen Stoffübergangs- koeffizienten von Weizen (k in s^{-1} ; ϑ in $^{\circ}C$)	83
Tabelle 5.12	Versuchseinstellungen ausgewählter Einzelkorn-Trocknungsexperimente (alle Versuchseinstellungen sind im Anhang 3 zu finden)	86
Tabelle 5.13	Verwendete Schachtkonstruktionen zur experimentellen Untersuchung der Gleichmäßigkeit der Getreidetrocknung (Δ Zuluftdach, \blacktriangle Abluftdach, \blacktriangle Dummy-Kanal)	88
Tabelle 5.14	Versuchseinstellungen zur Differenzdruckmessung	94
Tabelle 5.15	Versuchseinstellungen zur Tracergasmessung	97
Tabelle 5.16	Versuchsbedingungen der Trocknungsversuche	98
Tabelle 6.1	Mittlere Verweilzeit zwischen Zuluftdach-Eintritt und Abluftdach-Austritt bei horizontaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom $465 \text{ m}^3/\text{h}$	112
Tabelle 6.2	Mittlere Verweilzeit zwischen Zuluftdach-Eintritt und Abluftdach-Austritt bei diagonalen Dachanordnung, Luftvolumenstrom $465 \text{ m}^3/\text{h}$	112
Tabelle 6.3	Mittlere Luftgeschwindigkeiten in der Schüttung nach Gleichung (6.14) bei einem Luftvolumenstrom von $465 \text{ m}^3/\text{h}$	114
Tabelle 6.4	Vergleich der mittleren Verweilzeit in der Weizenschüttung zwischen Modell und Experiment bei horizontaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom $465 \text{ m}^3/\text{h}$	117

Tabelle 6.5	Vergleich mittleren Strömungsgeschwindigkeit in der Weizenschüttung zwischen Modell und Experiment bei horizontaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m ³ /h _____	117
Tabelle 6.6	Vergleich der mittleren Verweilzeit in der Weizenschüttung zwischen Modell und Experiment bei diagonaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m ³ /h _____	118
Tabelle 6.7	Vergleich der mittleren Strömungsgeschwindigkeit in der Weizenschüttung zwischen Modell und Experiment bei diagonaler Dachanordnung, Luftvolumenstrom 465 m ³ /h _____	118
Tabelle 7.1	Mittelwerte und Maxima des Luftüberdrucks in der Weizenschüttung, berechnet aus den Druckverteilungen für die im Industriemaßstab untersuchten Luftkanalanordnungen _____	135

Anhang 1 Kompensationsmodelle zur Bestimmung der temperaturabhängigen Stoffeigenschaften von Luft (T in K, ϑ in °C)

Luft				
Größe	Symbol	Einheit	Modell	Formel
Dichte	ρ_g	$\left[\frac{kg}{m^3}\right]$	Idealgas Gleichung	$\rho_g = 1,275 \cdot \frac{273,15}{T} = \frac{P \cdot M_g}{R \cdot T}$
Molmasse	M_g	$\left[\frac{g}{mol}\right]$		28,96
Dynamische Viskosität	ν_g	$\left[\frac{kg}{m \cdot s}\right]$	Regression /VDI	$\nu_g = \rho_g \cdot \eta_g$
Kinematische Viskosität	η_g	$\left[\frac{m^2}{s}\right]$	Theorie	$\eta_g = \left(135,2 + 0,8923 \cdot \vartheta + 0,0011 \cdot \vartheta^2 - 5 \cdot \frac{\vartheta^3}{10000000} \right) \cdot 10^{-7}$
Wärme- kapazität	$c_{p,g}$	$\left[\frac{J}{kg \cdot K}\right]$	Regression /VDI	$c_{p,g} = 1006,4 + 0,0115 \cdot \vartheta + 0,0005 \cdot \vartheta^2 - 8 \cdot \frac{\vartheta^3}{10000000}$
Thermische- leitfähigkeit	λ_g	$\left[\frac{W}{m \cdot K}\right]$	Regression /VDI	$\lambda_{H_2O} = (24,175 + 0,0761 \cdot \vartheta - 0,00004 \cdot \vartheta^2) \cdot 10^{-3}$
Temperatur- leitfähigkeit	a_g	$\left[\frac{m^2}{s}\right]$	Theorie	$a_{H_2O} = \frac{\lambda_{H_2O}}{c_{p,H_2O} \cdot \rho_{H_2O,g}}$

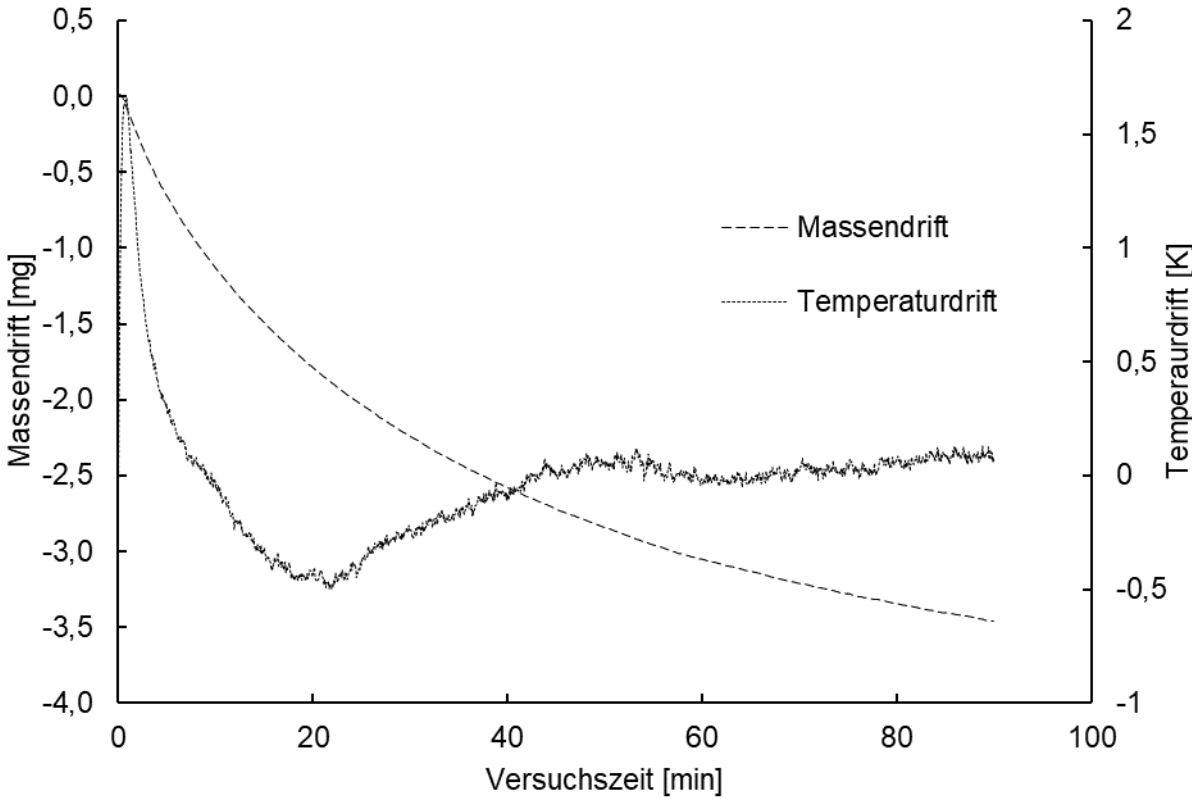
Anhang 2 Kompensationsmodelle zur Bestimmung der temperaturabhängigen Stoffeigenschaften von Wasserdampf (T in K, ϑ in °C)

Wasserdampf				
Größe	Symbol	Einheit	Modell	Formel
Dichte	$\rho_{H_2O,g}$	$\left[\frac{kg}{m^3}\right]$	Idealgas Gleichung	$\rho_{H_2O,g} = \frac{p_{S,H_2O}}{461,522 \cdot T}$
Molmasse	M_{H_2O}	$\left[\frac{g}{mol}\right]$		18,02
Dynamische Viskosität	ν_{H_2O}	$\left[\frac{kg}{m \cdot s}\right]$	Regression /VDI	$\nu_{H_2O} = \left(9,2139 + 0,0239 \cdot \vartheta + \frac{\vartheta^2}{10000} - 3 \cdot \frac{\vartheta^3}{10000000}\right) \cdot 10^{-6}$
Kinematische Viskosität	η_{H_2O}	$\left[\frac{m^2}{s}\right]$	Theorie	$\eta_{H_2O} = \frac{\nu_{H_2O}}{\rho_{H_2O,g}}$
Dampfdruck	p_{D,H_2O}	[Pa]	Theorie	$p_{D,H_2O} = \varphi \cdot p_{S,H_2O} = \frac{Y P}{\left(M_v/M_g + Y\right)}$
Sattdampfdruck	p_{S,H_2O}	[Pa]	Wang et al.	$p_{S,H_2O} = \exp\left(\frac{-5800,22}{T} - 5,516256 - 0,048640239 \cdot T + 4,17648 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 - 1,44521 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 + 6,5459673 \cdot \ln T\right) \cdot 10^3$
Verdampfungsenthalpie	$\Delta h_{v,H_2O}$	$\left[\frac{J}{kg}\right]$	Regression /VDI	$\Delta h_{v,H_2O} = (2500,5 - 2,362186 \cdot \vartheta + 0,0003 \cdot \vartheta^2 + 8 \cdot 10^{-6} \cdot \vartheta^3) \cdot 10^3$
Wärmekapazität	c_{p,H_2O}	$\left[\frac{J}{kg \cdot K}\right]$	Regression /VDI	$c_{p,H_2O} = 1887,2945 + 0,81826 \cdot \vartheta + 0,007562 \cdot \vartheta^2 - 0,00002786866 \cdot \vartheta^3 + 0,0000006146 \cdot \vartheta^4$
Thermische Leitfähigkeit	λ_{H_2O}	$\left[\frac{W}{m \cdot K}\right]$	Regression /VDI	$\lambda_{H_2O} = (17,093 + 0,0502 \cdot \vartheta + 0,0003 \cdot \vartheta^2) \cdot 10^{-3}$
Temperaturleitfähigkeit	a_{H_2O}	$\left[\frac{m^2}{s}\right]$	Theorie	$a_{H_2O} = \frac{\lambda_{H_2O}}{c_{p,H_2O} \cdot \rho_{H_2O,g}}$
Diffusionskoeffizient Wasser/Luft	δ_{H_2O}	$\left[\frac{m^2}{s}\right]$	Regression /VDI	$\delta_{H_2O} = 2 \left(1,948 + 0,1403 \cdot \vartheta - 0,0007 \cdot \vartheta^2 + \frac{8 \cdot \vartheta^3}{1000000}\right) \cdot 10^{-6}$

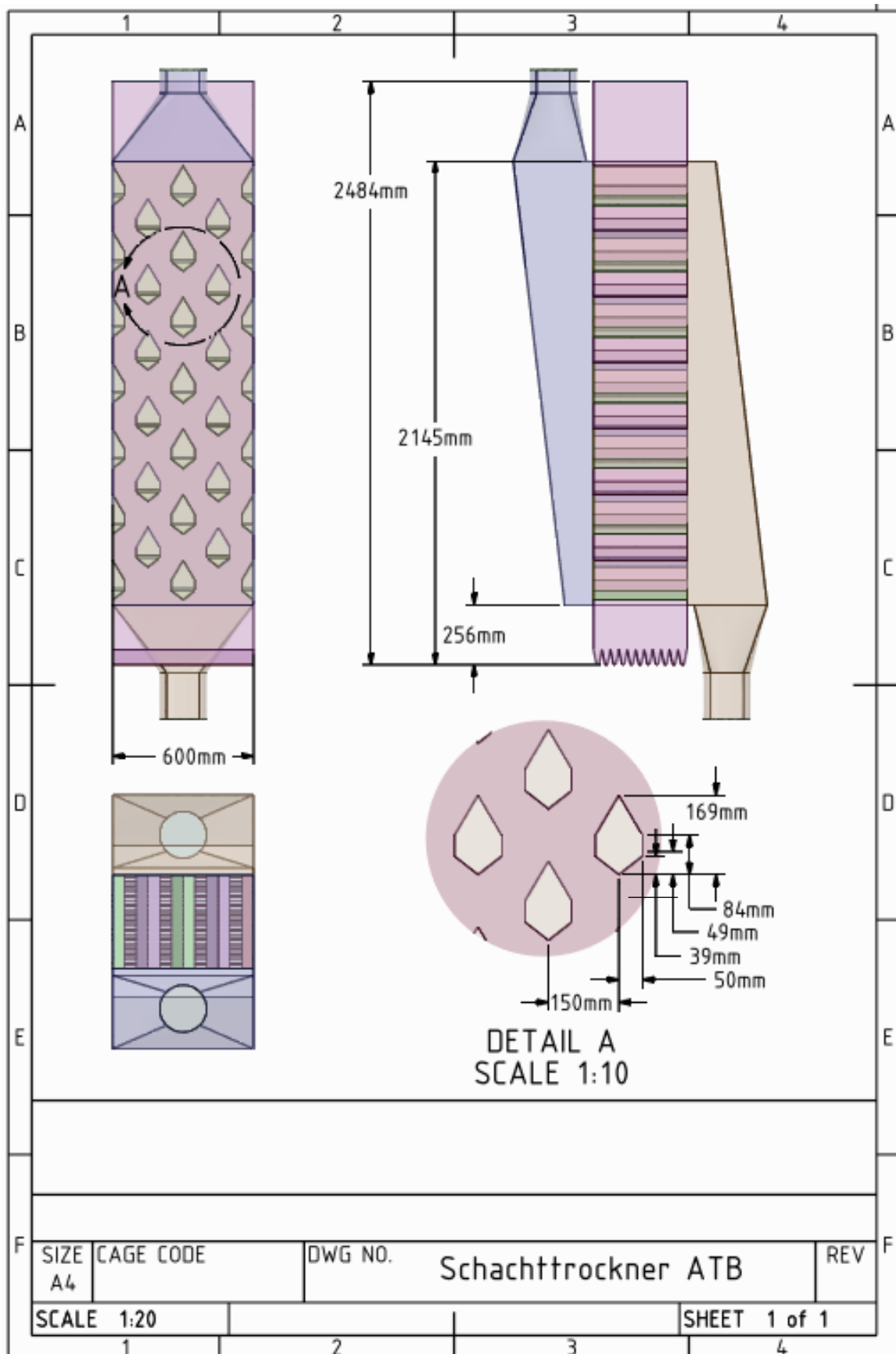
Anhang 3 Versuchsparameter der Einzelkorntrocknung

Versuchsnummer	Kornmasse	Kornfeuchte	Kornfeuchte	Lufttemperatur	Wassergehalt Zuluft	Luftvolumenstrom
	[mg]	[kg _{H2O} /kg _{TS}]	[%w.b]	[°C]	[g _{H2O} /kg _{TL}]	[ml/min]
1.1	61,3	0,202	16,8	40	6	250
1.2	56,1	0,196	16,4	40	6	250
1.3	58,7	0,198	16,5	40	6	250
2.1	49,4	0,199	16,6	60	6	250
2.2	52,3	0,195	16,3	60	6	250
2.3	49,5	0,202	16,8	60	6	250
3.1	47,7	0,193	16,2	80	6	250
3.2	59,1	0,196	16,4	80	6	250
3.3	54,6	0,203	16,9	80	6	250
4.1	54,9	0,202	16,8	40	33	250
4.2	51,4	0,200	16,7	40	33	250
4.3	58,2	0,211	17,4	40	33	250
5.1	51,5	0,206	17,1	60	33	250
5.2	59,0	0,192	16,1	60	33	250
5.3	53,9	0,203	16,9	60	33	250
6.1	47,4	0,203	16,9	80	33	250
6.2	58,2	0,205	17,0	80	33	250
6.3	55,0	0,196	16,4	80	33	250
31.1	46,9	0,241	19,4	40	6	250
31.2	77,2	0,230	18,7	40	6	250
31.3	44,6	0,239	19,3	40	6	250
32.1	58,5	0,253	20,2	60	6	250
32.2	51,8	0,224	18,3	60	6	250
32.3	64,3	0,248	19,9	60	6	250
33.1	65,2	0,235	19,0	80	6	250
33.2	44,4	0,239	19,3	80	6	250
33.3	47,3	0,232	18,8	80	6	250
34.1	68,6	0,252	20,1	40	33	250
34.2	52,6	0,250	20,0	40	33	250
34.3	62,7	0,244	19,6	40	33	250
35.1	41,5	0,242	19,5	60	33	250
35.2	61,2	0,236	19,1	60	33	250
35.3	63,4	0,241	19,4	60	33	250
36.1	56,1	0,239	19,3	80	33	250
36.2	54,4	0,242	19,5	80	33	250
36.3	57,2	0,233	18,9	80	33	250

Anhang 4 Nullmessungen bei einer Trocknungstemperatur von 50 °C und einer Luftfeuchte von 33 g_{H2O}/kg_{TL} zur Bestimmung der Trocknungskinetik des Einzelkorns



Anhang 5 3D-Modell des konventionellen Technikums-Trockners (konventionelle Ausführung (ATB))



Anhang 6 3D-Modell des neuartigen Technikums-Trockners (neuartige Schachtkonstruktion)

