

Induktiv beheizte Wirbelschichten und deren Anwendungsmöglichkeiten

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur

(Dr.-Ing.)

von Dipl.-Ing. Vesselin Vaskov Idakiev

geb. am: 20.04.1986

in: Sofia, Bulgarien

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

Promotionskommission: Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Krause (Vorsitz)
Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. Lothar Mörl (Gutachter)
Prof. Dr.-Ing. habil. Evangelos Tsotsas (Gutachter)
Dr.-Ing. Michael Jacob (Gutachter)

eingereicht am: 01. Oktober 2018

Promotionskolloquium am: 21. Februar 2019

Vorwort

Die vorliegende Forschungsarbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Thermische Verfahrenstechnik der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg im Rahmen eines durch das Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) finanzierten Forschungsprojektes im Zeitraum von Oktober 2013 bis August 2016.

Nach meinem Studium hatte ich die Möglichkeit unter der wissenschaftlichen Betreuung von Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. Lothar Mörl neue Kenntnisse und Erfahrungen zu gewinnen. Ich bedanke mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h. c. Lothar Mörl für seine Bereitschaft zu Diskussionen, seine fachliche Betreuung und für die angenehme Arbeitsatmosphäre, die einen wesentlichen Beitrag zur meiner Doktorarbeit geleistet hat.

Ich danke auch Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Evangelos Tsotsas, Lehrstuhlinhaber für Thermische Verfahrenstechnik der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg und Herrn Prof. Dr.-Ing. Andreas Bück für die gegebene Möglichkeit zur Bearbeitung dieses Forschungsprojektes und das mir entgegengebrachte Vertrauen bei der Projektbearbeitung.

Mein Dank gilt außerdem den Projektpartnern in der Firma Glatt Ingenieurtechnik GmbH mit Sitz in Weimar. Durch den Kontakt mit Herrn Dr.-Ing. Michael Jacob hatte ich die Gelegenheit mich mit den induktiven Wirbelschichten im industriellen Maßstab bekanntzumachen. Ich bedanke mich bei Herrn Dr.-Ing. Michael Jacob für die Übernahme eines Gutachtes meiner Doktorarbeit.

Den Mitarbeitern der Technik Sabine Schlüsselburg, Marlies Kupfernagel, Thomas Moog, Mike Rusche, Hans-Jürgen Ritzmann und Diethard Kürschner möchte ich mich für die ständige Unterstützung bedanken.

Ich bedanke mich auch bei allen von mir betreuten Studenten und wissenschaftlichen Hilfskräften für die Hilfsbereitschaft und Unterstützung bei der Durchführung von zahlreichen Experimenten sowie für die freundliche Arbeitsatmosphäre.

Meiner Familie danke ich aus tiefem Herzen für die fachliche und moralische Unterstützung.

Abstrakt

Diese Arbeit beinhaltet eine detaillierte Untersuchung der Wärmeübergänge und der Prozesse sowie der Produktqualitäten bei der Trocknung von Lösungen, Suspensionen und feuchten Granulaten in induktiv beheizten Wirbelschichten. Es wird auch gezeigt wie sich die Eigenschaften bei der Behandlung von einem biologischen Produkt (Kaffee) in induktiv beheizten Wirbelschichten ändern. Im Rahmen dieser Dissertation wird zusammengefasst, dass der Einsatz dieses neuartigen Verfahrens zum Energieeintrag keinen signifikanten negativen Einfluss auf die Eigenschaften der thermisch behandelnden Produkte ausübt. Um die oben genannten Behauptungen zu validieren, wurden im Rahmen dieser Arbeit die gleichen Prozesse und die gleichen Experimente auch mit konvektiver Beheizung der Wirbelschichten untersucht, analysiert und miteinander verglichen.

Abstract

This work includes a detailed investigation on the heat exchanges and on the processes as product qualities in the drying of solutions, suspensions and wet granules in inductively heated fluidized beds. It also shows how properties of a biological product (coffee) change by treatment in inductively heated fluidized beds. In this PhD thesis it is also summarized that the use of this novel method for energy input has no significant negative influence on the properties of the thermally treated products. In order to validate the above claims, the same processes and experiments are studied, analyzed and compared with convective heating of the fluidized beds.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort.....	I
Abstrakt.....	II
Abstract	III
Nomenklatur.....	VI
Abbildungsverzeichnis	XI
Tabellenverzeichnis.....	XV
Motivation	1
Allgemeiner Kenntnisstand über Induktionswirbelschichten	3
1. Verwendete Induktionswirbelschichten.....	8
1.1. Wirbelschichtanlage WSA 300	8
1.2. Wirbelschichtanlage WSA 139	11
1.3. Wirbelschichtanlage WSA 200	13
2. Untersuchte Forschungskomplexe mit induktiver Beheizung	17
2.1. Untersuchung des Wirbelschichtverhaltens beim Anlegen eines externen Magnetfeldes	18
2.1.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf.....	18
2.1.2. Ergebnisse und Diskussion.....	20
2.2. Modellbasierte Untersuchung der Wärmeübergänge einer Induktionswirbelschicht mit mobilem Wärmeträger (EHK + Inertpartikeln).....	28
2.2.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf.....	28
2.2.2. Wärmeübergangsmodell.....	30
2.2.3. Ergebnisse und Diskussion.....	38
2.3. Modellbasierte Untersuchung der Wärmeübergänge einer Induktionswirbelschicht mit stationärem Wärmeträger (Rohr + Inertpartikeln).....	44
2.3.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf.....	44
2.3.2. Wärmeübergangsmodell.....	46
2.3.3. Ergebnisse und Diskussion.....	54

2.4. Untersuchung des Coatings	58
2.4.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf	58
2.4.2. Ergebnisse und Diskussion	60
2.5. Untersuchung des destruktiven Coatings	74
2.5.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf	74
2.5.2. Ergebnisse und Diskussion	76
2.6. Untersuchung der Trocknung von feuchten Granulaten	85
2.6.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf	85
2.6.2. Ergebnisse und Diskussion	88
2.7. Untersuchung zur thermischen Behandlung von einem Produkt aus der Lebensmittelindustrie	98
2.7.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf	98
2.7.2. Ergebnisse und Diskussion	100
3. Zusammenfassung.....	109
4. Literaturverzeichnis.....	113
Anhang.....	118
A. Publikationsliste	118
A. 1. Begutachtete Zeitschriften (Peer-reviewed).....	118
A. 2. Buchbeiträge und Konferenz-Proceedings	120
A. 3. Vorträge.....	121
A. 4. Poster	123
A. 5. Mitbetreute Forschungsarbeiten	124
B. Lebenslauf	128

Nomenklatur

Lateinische Symbole

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a	[–]	Konstante Koeffizienten
A	[m ²]	Fläche, Querschnitt
b	[°C]	Hilfsparameter
c _p	$\left[\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}\right]$	Spezifische Wärmekapazität
c _w	[–]	Strömungswiderstandsbeiwert
d, D	[m]	Durchmesser
g	$\left[\frac{\text{m}}{\text{s}^2}\right]$	Gravitationskonstante
H	[m]	Schichthöhe
k	$\left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}\right]$	Wärmedurchgangskoeffizient
K	[–]	Konstanten
m, M	[kg]	Masse
\dot{m}	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{s}}\right]$	Massenstrom
P	[kW]	Leistung
q	[–]	Verteilungsdichte
Q	[J]	Wärme
Q	[–]	Verteilungssumme
\dot{Q}	$\left[\frac{\text{J}}{\text{s}}\right]$	Wärmestrom
\dot{Q}_{ind}^*	$\left[\frac{\text{K}}{\text{s}}\right]$	Spezifische Induktionsleistung
S _v	$\left[\frac{1}{\text{m}}\right]$	Spezifische Oberfläche
T	[K]	Temperatur
t	[s]	Zeit

\dot{V}	$\left[\frac{\text{m}^3}{\text{s}}\right]$	Volumenstrom
w	$\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$	Geschwindigkeit
x	[m]	Abstand

Griechische Symbole

Zeichen	Einheit	Bedeutung
α	$\left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right]$	Wärmeübergangskoeffizient
β	$[-]$	Durchmesser Verhältnis
Δ	$[-]$	Differenz
ε	$[-]$	Porosität
ε	$[-]$	relatives Lückenvolumen
η	$[-]$	Wirkungsgrad
ϑ	$[\text{°C}]$	Temperatur
κ	$[-]$	Isentropenexponent
μ	$\frac{\text{H}}{\text{m}}$	magnetische Permeabilität
ν	$\left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right]$	kinematische Viskosität
ρ	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$	Dichte
ψ	$[-]$	Öffnungsverhältnis

Indizes

Zeichen	Bedeutung
A	Austrag; im Austragspunkt
abs	absolut
App	Apparat
ein	Eintritt; eingespeist
eintritt	Eintritt
g	Gas
ind	induziert, Induktion
L	Lockerung; im Lockerungspunkt
p	Partikel
mf	minimale Fluidisation
MP	mittlere Partikel
NaB	Natriumbenzoat
Pw	warme Partikel
Pk	kalte Partikel
sch	scheinbar
Sch, Schütt	Schüttung
sch	scheinbar
Sch	Schicht
stat	stationär
U	Umgebung
Um	Umgebung
W	Wand

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
$\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$	Gamma-Aluminiumoxid
Ar	Archimedes-Zahl
EHK	Eisenhohlkugeln
FID	Flammenionisationsdetektor
Gran.	Granulat
GK	Glaskugel
ind	induktiv
konv.	konvektiv
NTU	number of transfer units
Mass.-%	Massenprozent
MFB	magnetofluidized Bed
MSB	magnetically Stabilized Bed
Nu	Nusselt-Zahl
PK	Plastikkugeln
Re	Reynolds-Zahl
REM	Rasterelektronenmikroskop
SPHT	Sphärizität
SPS	speicherprogrammierbare Steuerung
St	Stanton-Zahl
St'	modifizierte Stanton-Zahl
TIR	Temperaturmesspunkt

Abbildungsverzeichnis

Abbildung. 1. Schematischer Aufbau der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 300 mm.....	8
Abbildung. 2. Wirbelschichtkammer mit montiertem Induktor (links) und thermographische Analyse der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 300 mm (rechts)	10
Abbildung. 3. Schematischer Aufbau der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 139 mm.....	11
Abbildung. 4. Wirbelschichtkammer mit montiertem Induktor (links) und thermographische Analyse der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 139 mm (rechts)	12
Abbildung. 5. Schematischer Aufbau der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 200 mm.....	13
Abbildung. 6. Schaltbild des SPS-Leitsystems an der Induktionswirbelschicht WSA 200....	15
Abbildung. 7. Wirbelschichtkammer mit montiertem Induktor (links) und thermographische Analyse der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 200 mm (rechts)	16
Abbildung. 8. Einfluss der eingespeisten Induktionsleistung auf die Gasaustrittstemperatur (WSA 139; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$).....	20
Abbildung. 9. Einfluss des elektromagnetischen Wechselfeldes auf Druckverluste (WSA 139; $d_{32}=6,16$ mm; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$; $P_{ind}=10$ kW)	21
Abbildung. 10. Einfluss der eingespeisten Induktionsleistung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$).....	22
Abbildung. 11. Einfluss der eingespeisten Induktionsleistung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 300; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=5500$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$).....	22
Abbildung. 12. Einfluss der pulsierenden eingespeisten Induktionsleistung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$)	24
Abbildung. 13. Einfluss der eingespeisten Induktionsleistung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 300; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=5500$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$, Messung mit einem Hochfrequenzmessgerät mit 1000 Hz)	24
Abbildung. 14. Einfluss der Gasgeschwindigkeit auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=1000$ g).....	25
Abbildung. 15. Einfluss des EHK-Durchmessers auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$)	26
Abbildung. 16. Einfluss der EHK-Kaolinbeschichtung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=5 * w_{mf}$)	27
Abbildung. 17. Einfluss des Mischungsverhältnisses auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$; $P_{ind}=2$ kW)	27
Abbildung. 18. Modellvorstellung der induktiven Energiezufuhr in eine Induktionswirbelschicht mit Darstellung der Eingangsgrößen	31

Abbildung. 19. Vergleich der experimentellen und modellierten Temperaturen zwischen Austritt und Eintritt der Wirbelschichtkammer bei induktivem Energieeintrag und verschiedenen Schichtmassen, 50 Mass.-% EHK (3,22 mm) 50 Mass.-% GK (0,98 mm), $P_{\text{ind}} = 4 \text{ kW}$, $w_{\text{gas}} = 3,21$	38
Abbildung. 20. Gegenüberstellung der modellierten Partikel-, Wand- und Gastemperatur mit der experimentell ermittelten Gasaustrittstemperatur, $M_{\text{Sch}} = 5,00 \text{ kg}$, 50 Mass.-% EHK (3,22 mm) 50 Mass.-% Glaskugeln (0,98 mm), $P_{\text{ind}} = 4,00 \text{ kW}$, $w_{\text{gas}} = 3,21 \text{ m/s}$	39
Abbildung. 21. Verlauf der Temperaturdifferenz zwischen Wirbelkammeraustritt und -eintritt einer induktiv beheizten Schüttung aus Glaskugeln (0,98 mm) und EHK (3,22 mm) bei verschiedenen EHK-Anteilen, $M_{\text{Sch}} = 5,00 \text{ kg}$, $P_{\text{ind}} = 4,00 \text{ kW}$, $w_{\text{gas}} = 3,21 \text{ m/s}$	40
Abbildung. 22. Vergleich der experimentellen und modellierten Temperaturen am Eintritt und Austritt der Wirbelschicht einer induktiv beheizten Schüttung aus GK (0,98 mm) und EHK (3,22 mm) bei verschiedenen EHK-Anteilen, $M_{\text{Sch}} = 5,00 \text{ kg}$, $P_{\text{ind}} = 4,00 \text{ kW}$, $w_{\text{gas}} = 3,21 \text{ m/s}$	41
Abbildung. 23. Gegenüberstellung der modellierten Partikel-, Wand- und Gastemperatur mit der experimentell ermittelten Gasaustrittstemperatur, $M_{\text{Sch}} = 5,00 \text{ kg}$, 30 Mass.-% EHK (3,22 mm) 70 Mass.-% Glaskugeln (0,98 mm), $P_{\text{ind}} = 4,00 \text{ kW}$, $w_{\text{gas}} = 3,21 \text{ m/s}$	42
Abbildung. 24. Vergleich der experimentellen und modellierten Temperaturen zwischen Eintritt und Austritt der Wirbelschicht bei induktivem Energieeintrag mit verschiedenen Leistungen, $M_{\text{Sch}} = 5,00 \text{ kg}$, 30 Mass.-% EHK (3,22 mm) 70 Mass.-% GK (0,98 mm), $w_{\text{gas}} = 3,21 \text{ m/s}$	43
Abbildung. 25. Gegenüberstellung der modellierten Partikel-, Wand- und Gastemperatur mit der experimentell ermittelten Gasaustrittstemperatur, $M_{\text{Sch}} = 5,00 \text{ kg}$, 30 Mass.-% EHK (3,22 mm) 70 Mass.-% Glaskugeln (0,98 mm), $P_{\text{ind}} = 7,20 \text{ kW}$, $w_{\text{gas}} = 3,21 \text{ m/s}$	43
Abbildung. 26. Schematische Darstellung des Wärmeübergangsmodells (Rohr + Inertpartikeln).....	46
Abbildung. 27. Vergleich Modell-Experiment bei eingespeister Leistung von 3 kW	55
Abbildung. 28. Vergleich Modell-Experiment bei eingespeister Leistung von 5 kW	55
Abbildung. 29. Vergleich Modell-Experiment bei eingespeister Leistung von 7 kW	56
Abbildung. 30. Vergleich Modell-Experiment bei eingespeister Leistung von 10 kW	56
Abbildung. 31. Partikelgrößenverteilung (Q3) der beschichteten GK bei Versuch 1 (konvektiv) und Versuch 3 (induktiv)	61
Abbildung. 32. Partikelgrößenverteilung (Q3) der beschichteten EHK bei Versuch 1 (konvektiv) und Versuch 3 (induktiv)	61
Abbildung. 33. Partikelgrößenverteilung (Q3) der beschichteten GK bei Versuch 2 (konvektiv)	63
Abbildung. 34. Partikelgrößenverteilung (Q3) der beschichteten GK bei Versuch 7 (konvektiv) und Versuch 9 (induktiv)	64
Abbildung. 35. Scheinbare Dichten der GK und EHK bei Versuch 1 (konvektiv) und Versuch 3 (induktiv).....	65

Abbildung. 36. Scheinbare Dichten der GK und EHK bei Versuch 7 (konvektiv), Versuch 8 (konvektiv) und Versuch 9 (induktiv)	65
Abbildung. 37. Dicken der Natriumbenzoatschicht aller 9 Experimente (gemessen mit Camsizer und Computertomograph)	66
Abbildung. 38. Messung eines beschichteten Partikels mit dem Computertomograph (Bilder aus dem Bearbeitungssoftware MAVI)	68
Abbildung. 39. Porosität der mit Natriumbenzoat beschichteten GK - gemessen mit Pyknometer und Computertomograph	69
Abbildung. 40. REM-Bilder der mit Natriumbenzoat beschichteten GK (obere Reihe – die großen GK; untere Reihe – die kleinen GK)	70
Abbildung. 41. Berechnung des Partikelwachstums der großen GK (Versuche 1, 2 und 3) ..	72
Abbildung. 42. Berechnung des Partikelwachstums der EHK (Versuche 1 und 3)	72
Abbildung. 43. Berechnung des Partikelwachstums der kleinen GK (Versuche 7, 8 und 9)..	73
Abbildung. 44. Berechnung des Partikelwachstums der EHK (Versuche 7 und 9).....	73
Abbildung. 45. Gegenüberstellung der konvektiven bzw. induktiven Temperaturprofile (Versuche 1 und 2)	76
Abbildung. 46. Gegenüberstellung der konvektiven bzw. induktiven Temperaturprofile (Versuche 3 und 4)	76
Abbildung. 47. Gegenüberstellung der konvektiven bzw. induktiven Temperaturprofile (Versuche 5 und 6)	77
Abbildung. 48. Gegenüberstellung der konvektiven bzw. induktiven Temperaturprofile (Versuche 7 und 8)	77
Abbildung. 49. Feuchtigkeit des destruktiv getrockneten Pulvers	78
Abbildung. 50. Adsorptionsisotherme von Harnstoff bei 30 °C (Kirsch, 2011).....	78
Abbildung. 51. Partikelgrößenverteilung des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers	80
Abbildung. 52. Absolute Dichte des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers (Versuche 1 bis 8, mit Rohprobe).....	81
Abbildung. 53. Schüttdichte des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers (Versuche 1 bis 8, mit Rohprobe)	81
Abbildung. 54. Oberfläche der unbehandelten Harnstoffkristalle	82
Abbildung. 55. REM-Bilder bei 1000x-facher Vergrößerung des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers (Versuch 1 bis 4)	83
Abbildung. 56. REM-Bilder bei 1000x-facher Vergrößerung des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers (Versuch 5 bis 8)	84
Abbildung. 57. Adsorptionsisothermen von γ -Al ₂ O ₃ bzw. α -Al ₂ O ₃ -Granulate	85
Abbildung. 58. Verlauf der Gasaustrittstemperatur bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ - und α -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht	88
Abbildung. 59. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht	90

Abbildung. 60. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von α -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht.....	90
Abbildung. 61. Trocknungsgeschwindigkeit bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ - und α -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht	91
Abbildung. 62. Verlauf der Gasaustrittstemperatur bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung unter Variation der Luftgeschwindigkeit	92
Abbildung. 63. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung unter Variation der Luftgeschwindigkeit (Versuch 5 und 6).....	93
Abbildung. 64. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung unter Variation der Luftgeschwindigkeit (Versuch 7 und 8).....	93
Abbildung. 65. Trocknungsgeschwindigkeit bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung unter Variation der Luftgeschwindigkeit.....	94
Abbildung. 66. Verlauf der Gasaustrittstemperatur bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht unter Variation der Gaseintrittstemperatur (Versuch 9, 10, 11 und 12)	95
Abbildung. 67. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht unter Variation der Gaseintrittstemperatur (Versuch 9 und 10)	95
Abbildung. 68. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht unter Variation der Gaseintrittstemperatur (Versuch 11 und 12)	96
Abbildung. 69. Trocknungsgeschwindigkeit bei der Trocknung von γ -Al ₂ O ₃ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht unter Variation der Gaseintrittstemperatur (Versuch 9, 10, 11 und 12)	96
Abbildung. 70. Darstellung des Temperaturverlaufs in Abhängigkeit der Röstzeit aller Versuche unter Variation der Rösttemperatur und der Beheizungsart.....	100
Abbildung. 71. Darstellung der Konzentration der Kohlenwasserstoffe im Abgas in Abhängigkeit der Röstzeit für alle Versuche unter Variation der Rösttemperatur und Beheizungsart	102
Abbildung. 72. Korngrößenverteilung aller durchgeführten vier Versuche mit Rohprobe und Referenzprobe	104
Abbildung. 73. Schüttdichte der Kaffeebohnen nach der Röstzeit, mit Rohprobe und Referenzprobe	106
Abbildung. 74. Scheinbare Dichte der Kaffeebohnen nach der Röstzeit, mit Rohprobe und Referenzprobe	106
Abbildung. 75. Farbveränderungen der gerösteten Kaffeebohnen unter Variation der Rösttemperatur und der Beheizungsart, mit Referenzprobe	107
Abbildung. 76. Röstfarbe der gerösteten Kaffeebohnen bei Variationen der Rösttemperatur und der Beheizungsart, mit Referenzprobe	108

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Liste der verwendeten elektrisch leitfähigen EHK (mit oder ohne Kaolinbeschichtung) (Forschungskomplex 1).....	18
Tabelle 2: Liste der verwendeten nicht elektrisch leitfähigen Partikeln.....	18
Tabelle 3: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 1).....	19
Tabelle 4: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 2).....	28
Tabelle 5: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 2).....	29
Tabelle 6: In allen modellbasierten Berechnungen unveränderte Werte.....	37
Tabelle 7: Liste des verwendeten Versuchsmaterials (Forschungskomplex 3) (Produktbroschüre Wacker, 2017)	44
Tabelle 8: Verwendete Parameter für den Vergleich Modell-Experiment der Versuche mit HDK®	54
Tabelle 9: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 4).....	58
Tabelle 10: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 4).....	59
Tabelle 11: Feuchtigkeiten der erzeugten Coatings (Forschungskomplex 4).....	60
Tabelle 12: Mittlere Durchmesser und span-Werte der erzeugten Coatings - Experimente 1, 2, 3, 7 und 9 (Forschungskomplex 4).....	62
Tabelle 13: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 5).....	74
Tabelle 14: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 5).....	75
Tabelle 15: Partikeldurchmesser und Sphärizität des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers	79
Tabelle 16: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 6).....	86
Tabelle 17: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 6).....	87
Tabelle 18: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 7).....	98
Tabelle 19: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 7).....	99
Tabelle 20: Feuchtigkeitsgehalt der gerösteten Kaffeebohnen direkt nach der Probenentnahme und nach zwei Wochen Lagerung mit Rohbohnen und Referenzprobe.....	103
Tabelle 21: Sphärizität der gerösteten Kaffeebohnen nach der Probeentnahme mit Rohprobe und Referenzprobe	105

Motivation

Die Wirbelschichttechnologie hat seit den 30er Jahren des 20. Jahrhunderts eine stetig steigende Bedeutung für die menschliche Bevölkerung erlangt. Im Jahr 1922 meldete Fritz Winkler das erste Patent für die Wirbelschichttechnologie an, welches 4 Jahre später in einer großtechnischen Apparatur umgesetzt wurde (Michel, 1992), (Sabel 1952), (Schaub 1952). Seit diesem Zeitpunkt wurden die Wirbelschichtapparate immer wieder verbessert und neue Anwendungsgebiete gefunden. Zu den Anwendungsmöglichkeiten zählen z.B. die Trocknung, die chemische Reaktionstechnik im Bereich der Katalyse, die Verbrennung, die Beschichtung und Klassierung (Uhlemann, 2000). Z.B. ist die Trocknung in Wirbelschichten von (Groenewold, 1999), (Heinrich, 2002), (Burgschweiger, 2002), (Wang, 2007), (Khanali, 2013) und (Khanali, 2014) theoretisch und experimentell untersucht.

Bei den oben genannten Prozessen wird meistens durch einen Heizer vorher konvektiv beheiztes Fluidisierungsmedium für die Wärmeerbringung in die Wirbelschicht verwendet. Aus ökonomischen und ökologischen Gründen werden ständig neue Möglichkeiten gesucht, um die Wärmezufuhr in Wirbelschichtapparaten zu verbessern. Die Idee liegt hier vor allem in den bisher nicht ausgeräumten energetischen Defiziten konventionell erwärmter Wirbelschichtapparate, aber auch in anderen Nachteilen, die sich z.B. aus deren thermischer Trägheit oder der Limitierung der Prozesstemperatur ergeben. In den heutzutage überwiegend konvektiv erwärmten Wirbelschichten bestimmen große Wärmeverluste den Weg des Fluidisierungsmediums durch die Wirbelschichtapparatur. Daher erfolgt die Energiezufuhr in die Wirbelschicht mit einer relativ geringen Energiedichte. Dazu kommt auch das Problem, dass sich die konvektive Methode zur Energieeinbringung durch Trägheit und Unpräzision der Temperatursteuerung auszeichnet. In der Praxis bedeutet dies lange Aufheiz- und Abkühlzeiten, was den notwendigen Energieeinsatz erhöht (Roßau, 2013).

Außer der konventionellen Methode zur Wärmeerbringung in Wirbelschichten durch konvektive Erwärmung des Fluidisierungsmediums kann die Wärmezufuhr auch alternativ durch Induktion mit Hilfe von elektrisch leitenden Inertpartikeln und einem elektromagnetischen Wechselfeld realisiert werden. Bei dem Induktionsverfahren ist nicht das vorerwärmte Fluidisierungsmedium der Wärmeträger, sondern es sind die elektrisch leitfähigen Inertpartikel (z.B. Eisenhohlkugeln) in dem fluidisierten Wirbelbett, auf welche über ein elektromagnetisches Wechselfeld Energie berührungslos übertragen werden kann (Idakiev, 2015a; 2015b), (Idakiev, 2016a; 2016b), (Idakiev, 2017a; 2017b), (Idakiev, 2018) und (Roßau, 2013). Über einen Induktor wird die Kammer der Wirbelschicht mit einem elektromagnetischen Feld beaufschlagt und somit erwärmen sich die metallischen Inertpartikel induktiv. Danach geben die induktiv beheizten Partikel ihre Wärme an das Fluidisierungsmedium bzw. an die mitwirbelnden zu behandelnden Partikel ab. (Roßau, 2013) und (Idakiev, 2016b) stellen fest, dass bei der induktiven Energiezufuhr die Wärme von den induktiv beheizten Inertpartikeln über eine große Oberfläche an das zu behandelnde Material übertragen werden kann, wobei eine hohe Energiedichte und

schließlich eine hocheffiziente Wärmeübertragung erreicht werden kann. Dies bezieht sich hauptsächlich auf Batch-Prozesse in Wirbelschichten.

Die Untersuchung des Einsatzes des Induktionsverfahrens zu einer hocheffektiven Wirbelschichtwärmerung ist vor allem in der Erwartung begründet, die Effizienz der Wärmeeinbringung zu steigern und gleichzeitig neue Perspektiven zur thermischen Behandlung anspruchsvoller Systeme aufzeigen zu können.

Die erste intensive Betrachtung der induktiven Methode zur Wärmezufuhr in einer Wirbelschicht wurde in der Dissertation von (Roßau, 2013) präsentiert. Diese Arbeit setzte das Fundament des induktiven Verfahrens zum Wärmeeintrag in zylindrischen Wirbelschichten. Das Ziel dieser Dissertation besteht darin, die induktive Energieeinbringung in zylindrischen Wirbelschichten weiter zu untersuchen und zu entwickeln und deren Einsatz in Wirbelschichtprozessen zu testen. Es soll untersucht werden, in wie weit die Beaufschlagung der Wirbelschicht mit einem elektromagnetischen Wechselfeld das Fluidisationsverhalten beeinflusst. Außerdem soll die induktive Methode zur Wärmeeinbringung mittels induktiv beheizter Eisenhohlkugeln (später mobiler Wärmeträger oder EHK) mit Durchmessern von 3 bis 11 mm oder eines induktiv beheizten Rohres (später stationärer Wärmeträger) für die Realisierung von zahlreichen Wirbelschichtprozessen getestet werden. Es sollen die Eigenschaften der erzeugten Produkte bei unterschiedlichen Prozessgestaltungen und Parametervariationen untersucht und analysiert werden. Zum Vergleich sollen die gleichen Wirbelschichtprozesse bei gleichen Prozessbedingungen mit einer konventionellen Beheizung realisiert werden. Außerdem sollen die Wärmeübergänge innerhalb einer Induktionswirbelschicht (beheizt mit EHK oder mit einem Rohr) berechnet und diskutiert werden.

Allgemeiner Kenntnisstand über Induktionswirbelschichten

Erste Arbeiten zu dem Einfluss eines elektromagnetischen Wechselfeldes auf magnetisierbare Partikel in Wirbelschichten wurden in den Jahren 1959 – 1962 von (Filippov, 1960), (Kirko, 1959) und (Kirko, 1960) publiziert. Oft wird diese Art Wirbelschicht mit dem Begriff Magnetofluidized Bed (MFB) beschrieben. Diese Autoren untersuchen das Fluidisationsverhalten der Wirbelschicht beim Anlegen des elektromagnetischen Wechselfeldes. Sie verwenden Eisenpartikel mit Wasser als Fluidisierungsmedium und dokumentieren den Einfluss der Stärke des Magnetfeldes auf die Wirbelschichteigenschaften.

Eine besondere Form des MFB ist das Magnetically Stabilized Bed (MSB). In einem Patent von Jahr 1967 ist der positive Effekt des Magnetfeldes bezüglich reduzierter Blasen- und Kanalbildung dargestellt (Herschler, 1969). In anderen Patente von (Tuthill, 1969) und (Rosensweig, 1978) sind noch einmal die reduzierte Blasenbildung und der erhöhte Wärmeübergang bei MSB beschrieben. In seiner grundlegenden Forschungsarbeit beschreibt (Rosensweig, 1979) das MSB, in dem ferromagnetische Teilchen oder eine Mischung aus ferromagnetischer und nicht-ferromagnetischer Teilchen aufgewirbelt werden. Der Autor verwendet eine Apparatur mit einem axialen (in Strömungsrichtung des Fluidisierungsmediums) Magnetfeld. In dieser Arbeit ist der Einfluss der Ausrichtung des Magnetfeldes auf die Blasenbildung in der Wirbelschicht untersucht. Bei allen von dem Autor verwendeten Anlagenkonfigurationen wird beobachtet, dass die Blasenbildung erst bei Gasgeschwindigkeiten deutlich oberhalb der Lockerungsgeschwindigkeit auftritt. (Liu, 1991) bestätigt Rosensweigs Behauptung, dass axiale Magnetfelder in MSB einen größeren Geschwindigkeitsbereich mit einer blasenfreien Strömung ermöglichen. Nach (Hristov, 1996) existiert ein MSB in homogenen Feldern mit axialer bis normaler Ausrichtung bezüglich der Strömungsrichtung des Fluidisierungsmediums. Hristov begründet seine Behauptung, dass ein MSB einen Übergangszustand zwischen einer durchströmten Partikelschüttung und der Wirbelschicht darstellt, mit der Ausrichtung der Partikel unter dem Einfluss des Magnetfeldes. Hristov beschäftigt sich intensiv mit der Untersuchung des Schichtdruckverlustes und dessen Abhängigkeit von dem Magnetfeld. Die Abhängigkeit zwischen Schichtdruckverlust und Stärke des Magnetfeldes ist von (Ivanov, 1970) ebenso untersucht worden. Demnach bewirkt die Erhöhung der Stärke des Magnetfeldes eine Senkung des Schichtdruckverlustes. In anderer Veröffentlichung beschreibt (Hristov, 1998), dass die Lockerungsgeschwindigkeit der Wirbelschicht bis zu fünf Mal höher unter der Einwirkung eines elektromagnetischen Magnetfeldes als ohne Magnetfeld ist. In der gleichen Veröffentlichung findet man, dass durch eine Ausrichtung der entstandenen Blasen entlang der Magnetfeldlinien und ihre starke radiale Ausdehnung keine Kanäle entstehen. (Penchev, 1990) und (Hamby, 1991) sowie (Arnaldos, 1985) beschreiben unter anderem eine Bildung von Partikelagglomeraten, wonach durch ein starkes elektromagnetisches Wechselfeld Anziehungskräfte zwischen ferromagnetischen Teilchen wirken, die einen

Agglomerationseffekt begünstigen. Die Partikelagglomerate bieten der Luftströmung einen größeren Widerstand, was die Fläche für Wärmeaustausch und somit den Wärmeübergang Luft-Partikel reduziert.

Dieses Phänomen kann mit der „feldinduzierten“ Partikelagglomeration erklärt werden. In einem angelegten Magnetfeld entwickeln ferromagnetische Partikeln wie Eisenpartikeln Nord- und Südpole und richten sich in Richtung des elektromagnetischen Feldes aus. In einer Wirbelschicht, die dem elektromagnetischen Feld ausgesetzt ist, können diese Partikeln sich gegenseitig anziehen und "pseudopolymere" Strukturen bilden. Jede Partikel induziert in ihrer Nähe einen Magnetfeldgradienten. Der Gradient nimmt mit zunehmender Feldstärke zu. Bei hoher Feldstärke können interpartikuläre Anziehungskräfte bewirken, dass ferromagnetische Partikeln Agglomerate bilden. Diese Agglomerate verhalten sich grundsätzlich wie ein großes Teilchen und werden gegenüber der Strömung viel widerstandsfähiger als einzelne Teilchen. Schließlich, wenn die Feldintensität weiter erhöht wird, können agglomerierte Partikel „eingefroren“ werden. Dieses Phänomen des „Einfrierens“ kann sogar bei sehr hohen Gasströmungsraten auftreten, die normalerweise zu einer blasenbildenden oder stoßenden Wirbelschicht führen würden, wenn das äußere Magnetfeld nicht vorhanden wäre (Liu, 1991). In der vorliegenden Arbeit wurde dieses Phänomen des „Einfrierens“ des Bettes ebenfalls beobachtet. Bei sehr hohen Induktionsleistungen kommt es zum völligen Stillstand des Bettes.

Der Einfluss eines Magnetfeldes auf die Druckschwankungen des Bettes wurde von mehreren Autoren untersucht. (Ivanov, 1970) fand einen Anstieg des Schichtdruckverlustes bei minimaler Fluidisierungsgeschwindigkeit mit zunehmender Feldstärke. Dieses Ergebnis stimmt mit Daten von (Hamby, 1991) von magnetofluidisierten Betten in einem Gradientenmagnetfeld überein. (Shumkov, 1977) und (Bologa, 1977) berichteten, dass eine Erhöhung der Intensität des angelegten Feldes die Amplitude der Schichtdruckverlustschwankungen verringerte. Nach (Bologa, 1977) nimmt der Schichtdruckverlust bei hohen Axialfeldstärken ab. Die Autoren erklärten diese Abnahme durch das Auftreten von Kanälen mit verringertem Strömungswiderstand entlang der magnetischen Flusslinien. Jedoch fand auch (Bologa, 1977) eine Erhöhung des Schichtdruckverlustes, wenn die Intensität eines quer zum Fluidisierungsgasstrom angelegten Magnetfeldes erhöht wurde. Dieser Anstieg des Schichtdruckverlustes könnte den feldinduzierten Partikelagglomerationen zugeschrieben werden. Die Beobachtung von (Bologa, 1977) der Wirkung der Erhöhung der Feldstärke auf den Druckverlust im Bett in einem axialen und einem transversalen Feld stimmt jedoch nicht mit den von (Hamby, 1991) berichteten Ergebnissen überein. Die Autoren fanden heraus, dass sowohl die minimale Fluidisierungsgeschwindigkeit als auch der Schichtdruckverlust bei minimaler Fluidisierungsgeschwindigkeit mit zunehmender Feldstärke, die sowohl axial als auch quer zur Fluidisierungsströmung angewendet wird, beträchtlich erhöht sind. Die Autoren schrieben diesen Anstieg der verstärkten feldinduzierten Agglomeration von Eisenpartikeln entlang der magnetischen Flusslinien zu. Die feldinduzierte Partikelagglomeration wird mit zunehmender Feldintensität signifikanter. Agglomerierte Teilchen haben größere effektive Durchmesser und eine höhere Beständigkeit gegenüber der Gasströmung. Dies führt zu einer Erhöhung des Schichtdruckverlustes mit zunehmender Feldstärke, da mehr Energie (d. h.

höherer Schichtdruckverlust) benötigt wird, um die Teilchen auseinander zu brechen und zu bewirken, dass sie fluidisieren. Dieses Ergebnis stimmt mit den in dieser Arbeit berichteten Daten überein. In der vorliegenden Arbeit wurde gezeigt, dass die Druckschwankungen bei hohen Induktionsleistungen sehr wahrscheinlich durch die erhöhte feldinduzierte Partikelagglomeration verursacht werden.

Die Autoren (Ivanov, 1970) und (Zrunchev, 1975a; 1975b) verwenden zum ersten Mal das MSB für eine Ammoniaksynthese. Diese Technologie ist in den Jahren auch für Aerosolfiltration von (Albert, 1985) und (Geuzens, 1988), bei Biotechnologien und –reaktoren von (Terranova, 1991), (Moffat, 1994) und (Hristov, 1999) oder für analytische und biologische Separation von (Sieggell, 1988), (Graves, 1992) und (Evans, 1995) beschrieben worden.

Die Aufgabenstellung ein MSB zu untersuchen, beschäftigt viele Autoren auch heutzutage. In (Busciglio, 2015) ist die magnetische Stabilisierung einer Wirbelschicht wieder aufgegriffen und in Zusammenhang mit Simulation solcher Prozesse gebracht worden. Durch die nun zur Verfügung stehenden Computerleistung sind die Autoren in der Lage, die Auswirkung des elektromagnetischen Feldes mit Hilfe eines vereinfachten Modells zu simulieren.

Erste Erkenntnisse zur Wärmeentwicklung bei einer Beaufschlagung eines elektrisch leitfähigen Gegenstands gehen auf Joule zurück. Er stellte im Jahr 1845 fest, dass die entstehende Wärme proportional zum Quadrat der Stärke des Stromes ist (Kloss, 1996). Der auftretende Ohm'sche Widerstand führt zur Beheizung des Gegenstandes. Dieser Effekt wird heute in industriellen Prozessen wie Glühen, Löten, Härten, Schmelzen oder Schweißen verwendet (Rudolph, 1989).

Ein Patent von (Clary, 1993) beschreibt eine homogene Erwärmung eines Wirbelschichtreaktors zur Herstellung von polykristallinen Silizium mit Hilfe eines elektromagnetischen Feldes.

In den Veröffentlichungen von (Duquenne, 1993) und (Duquenne, 1994) sind die ersten Untersuchungen mit einem elektromagnetischen Wechselfeld, welches in eine Partikelschüttung einkoppelt beschrieben. Bei diesen Untersuchungen ist ein mit Stahlkugeln gefülltes Rohr verwendet worden, welches mittels eines Induktors mit einem Induktionsfeld beaufschlagt wird. Die Autoren berichten über einen Wirkungsgrad der induktiven Energiezufuhr von ca. 90 %. Es ist auch ein Modell dargestellt, mit dem der Wärmetransport bei dem induktiven Energieeintrag berechnet wird.

(Schäfer, 2005) beschäftigt sich mit der Bestimmung des maximal abführbaren Wärmestroms aus einer induktiv beheizten Partikelschüttung aus Edelstahlkugeln mit einem Durchmesser von 3 bzw. 6 mm. Der Autor stellte fest, dass bei einem Vergleich beider Durchmesser bei gleichen Versuchsbedingungen die größeren Edelstahlkugeln eine bessere Wärmefreisetzung haben. Die durchgeführten Induktionsversuche mit stark überhitzten Partikelschüttungen zeigen, dass eine Isolation der einzelnen Partikel notwendig ist, um eine Entstehung von lokalen Überhitzungszonen zu vermeiden.

Eine induktive Beheizung von Durchflussreaktoren mit Hilfe magnetischer Materialien wurde von (Ceylan, 2011) untersucht. Es wurde die Umordnung eines Allyethers mit induktiver sowie auch mit konventioneller Erwärmung getestet. Der durchgeführte Vergleich mit Mikrowellenbeheizung zeigt, dass die Induktions- und Mikrowellenerwärmung vergleichbare Ergebnisse liefern. Für die Experimente wurden Silicagel beschichtete Eisenoxid-Nanopartikel sowie Stahlkugeln eingesetzt. Es ist bemerkt, dass wie bei (Schäfer, 2005) die größten verwendeten Partikel (in diesem Fall mit einem Durchmesser von 0,8 mm) die beste Wärmeabgabe haben.

Eine erste Betrachtung des induktiven Energieeintrages in eine Wirbelschicht ist von (Stresing, 2011) durchgeführt worden. Es wurde gezeigt, dass die Form einer kontaktlosen Erwärmung bei einer zylindrischen Wirbelschicht möglich ist. Die Grundidee besteht darin, elektrisch leitende Inertpartikel in eine Wirbelschicht einzumischen und diese mit Hilfe eines elektromagnetischen Wechselfeld zu erwärmen. Die auf der Oberfläche der elektrisch leitenden inerten Eisenhohlkugeln freigesetzte Wärme geht dann an das Fluidisierungsmedium über. Dabei wurde bemerkt, dass nicht die gesamte eingespeiste Energie an die Wirbelschicht übertragen wird.

(Stresing, 2012) untersucht die induktive Energiezufuhr in eine Wirbelschichten auf ihr Zeitverhalten. Das Zeitverhalten beschreibt die Schnelligkeit von Temperaturänderungen. In dieser Arbeit sind wieder EHK für die induktive Erwärmung der Wirbelschicht verwendet worden. Die variierten Parameter sind der Gasdurchsatz, der Inertpartikeldurchmesser sowie die Gesamtpartikeloberfläche. Es wurde festgestellt, dass sowohl die Partikeloberfläche als auch die eingespeiste Leistung einen proportionalen Einfluss auf das Zeitverhalten der Wirbelschicht haben. Der Durchmesser der EHK spielt in diesem Fall eine untergeordnete Rolle. Ein erhöhter Gasdurchsatz und erhöhte eingespeiste Induktionsleistung führen bei den Experimenten zu einem schnelleren Zeitverhalten des Erwärmungsprozesses.

(Roßau, 2013) untersucht die induktive Energieeinbringung in Wirbelschicht weiter. Untersucht wird das Fluidisationsverhalten der Inertwirbelschicht unter dem Einfluss eines elektromagnetischen Wechselfeldes, die Effizienz der induktiven Energiezufuhr und die Möglichkeit eines induktiven Energieeintrages in eine Schüttung aus elektrisch leitenden und nichtleitenden Materialien. Außerdem sind erste Experimente zur Trocknung in induktiv erwärmten Wirbelschichten realisiert. In dieser Arbeit ist die Verwendung eines rechteckigen Induktors im Vergleich mit einem runden Induktor vorgezogen, da hier die stromdurchflossene Fläche größer und somit das elektromagnetische Wechselfeld homogener ist.

Die ersten Experimente von (Roßau, 2013) zeigen eine Veränderung des Fluidisationsverhaltens der Partikelschüttung mit zunehmender eingespeister Induktionsleistung. Die blasenbildende Wirbelschicht geht erstmal in eine vibrierende Schicht über. Bei weiterer Erhöhung der Leistung beobachtet man Schichtstagnation und Bildung von Partikelagglomeraten, welche z.B. durch Erhöhung des Gasdurchsatzes oder der Partikelmasse positiv beeinflusst werden können. Bei sehr hohen Leistungen können sogar Lichtbögen entstehen. Die Erwärmungsversuche mittels Induktion zeigen sehr kurze Aufheiz- und Abkühlzeiten. Es wurde festgestellt, dass die Gastemperatur am

Wirbelschichtaustritt bereits nach wenigen Minuten einen stationären Wert hat. (Roßau, 2013) schreibt, dass zur Realisierung einer hohen Beheizungseffizienz eine möglichst hohe Schichtmasse sowie ein möglichst großer Durchmesser der EHK empfohlen wird. Die Effizienz des Erwärmungsprozesses ist bei verschiedenen eingespeisten Induktionsleistungen etwa gleich. Bei den ersten Trocknungsversuchen wurden feuchte kapillarporöse Aluminiumoxidkugeln getrocknet. Bei höheren Leistungen sind hier höhere Trocknungsgeschwindigkeiten im ersten Trocknungsabschnitt erreicht worden. Die Trocknungsgeschwindigkeit unterscheidet sich bei der Verwendung von unterschiedlich großen Aluminiumoxidkugeln. Andererseits erfolgt eine Eindüsung und Trocknung einer Aluminiumoxidsuspension auf EHK. Die getrockneten Aluminiumoxidschicht löst sich von der Oberfläche der EHK, was durch die Partikelkollisionen in der Wirbelschicht begünstigt ist.

Einen anderen Ansatz zur induktiven Beheizung von Wirbelschichten zeigt (Latifi, 2015). Die Autoren stellen einen induktiv beheizten Miniwirbelschichtreaktor (Durchmesser 25 mm und Höhe 300 mm der Reaktionszone) vor, der für Reaktionen bei Temperaturen bis ca. 1500 °C konzipiert ist. Die im Inneren befindlichen acht Metallstäbe mit einem Durchmesser von 3,2 mm beheizen das durch die aus einem nichtleitenden Aluminiumoxidrohr bestehende Reaktionszone strömende Fluidisierungsmedium. Mit dieser Apparatur können Untersuchungen zur Auswahl und Kinetik z.B. thermischer und katalytischer Crackingprozesse sowie von Verbrennungs- oder Vergasungsprozessen realisiert werden. Hier sind auch sehr kurze Erwärmungs- und Abkühlungsphasen des Wirbelschichtprozesses beschrieben.

1. Verwendete Induktionswirbelschichten

Bedingt durch unterschiedliche Anforderungen der industriellen Prozesse existieren unterschiedliche Bauformen von Wirbelschichtapparaturen. Als eine weit verbreitete Form einer Wirbelschicht wurden in dieser Arbeit zylindrische Wirbelschichtanlagen im diskontinuierlichen Arbeitsregime eingesetzt. Um die induktive Energieeinbringung in Wirbelschichten und deren Anwendungsgebiete ausreichend zu untersuchen, wurde eine umfangreiche Anzahl an Experimenten an drei induktiv beheizten, zylindrischen Wirbelschichtapparaten mit Innendurchmessern der Wirbelschichtkammer von 139, 200 und 300 mm realisiert. In diesem Kapitel werden die verwendeten Anlagen und deren unterschiedliche Baukomponenten, welche sich in dem Technikum des Institutes für Verfahrenstechnik (IVT) an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg befinden, beschrieben. Die Anlagen werden in der Reihenfolge der zeitlichen Verwendung für die experimentellen Untersuchungen erläutert.

1.1. Wirbelschichtanlage WSA 300

Die ersten Experimente zur induktiven Energieeinbringung wurden an einer zylindrischen Wirbelschicht mit einem Durchmesser der Wirbelschichtkammer von 300 mm (WSA 300) und einer Gesamthöhe von 1800 mm realisiert. Abbildung 1 zeigt eine schematische Darstellung der Funktionsweise dieser Apparatur.

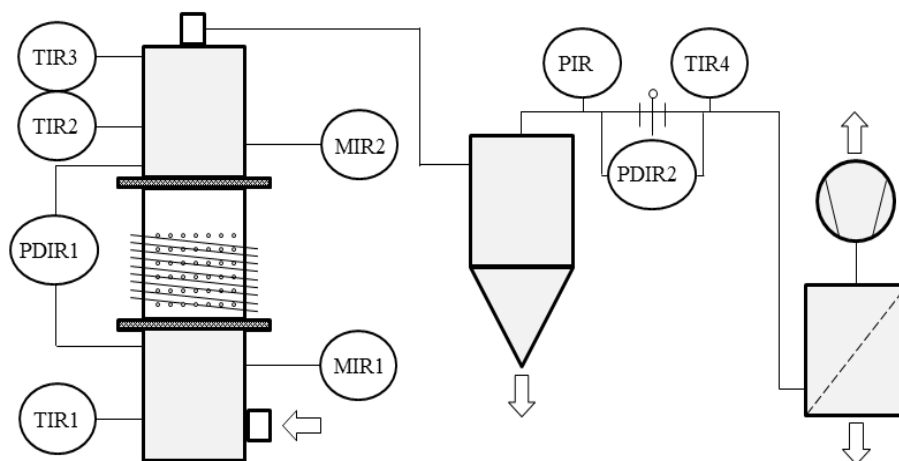


Abbildung. 1. Schematischer Aufbau der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 300 mm

Die Wirbelschichtkammer besteht hierbei aus einem Borosilikatglas mit einer Höhe von 500 mm und einer Wanddicke von 7 mm. Das Fertigungsmaterial der Wirbelschichtkammer ist transparent, chemisch inert, temperaturbeständig und leitet den elektrischen Strom nicht. Der Körper dieser Anlage ist aus Edelstahl. Als Fluidisationsmedium bei allen 3 Anlagen und allen durchgeführten Experimenten innerhalb dieser Forschungsarbeit wurde Umgebungsluft (nur bei Forschungskomplex 3 – Druckluft) verwendet. Die Fluidisationsluft wird bei dieser

Anlage mit einem Radial-Hochdruckventilator mit Frequenzumrichter HRD 7 FU-105/11,0 von der Firma Elektror airsystems GmbH im Saugbetrieb gefördert. Die geförderte Luftmenge wird durch eine Differenzdruckmessung über eine Messblende kontinuierlich erfasst. Die Umgebungsluft wird aus der Umgebung angesaugt und tritt durch einen metallischen Anströmboden in die Wirbelschichtkammer ein. Als Anströmboden wurde eine gelochte Stahlplatte mit einer Dicke von 1,0 mm, einem Lochdurchmesser von 2,3 mm und einer gleichseitigen Dreiecksteilung von 4,1 mm verwendet. Es ergibt sich für diesen Anströmboden ein Öffnungsverhältnis von 28,5 %. Um Partikelformulierungsprozesse wie Granulation, Agglomeration oder Coating nach dem Bottom-Spray Verfahren in dieser Wirbelschicht realisiert zu können, war in der Mitte des Anströmbodens eine Zweistoffdüse Modell 940 der Firma Schlick montiert.

Um die Wirbelschichtkammer befindet sich ein Induktor mit einer Höhe von 340 mm mit 3 Spulen aus Elektrokupfer mit je 3 rechteckigen Windungen, die parallel geschaltet sind (siehe Abbildung 2 links). Somit können die sich in der Wirbelschichtkammer befindenden elektrisch leitfähigen metallischen Inertpartikel (z.B. Eisenhohlkugeln) mit einem elektromagnetischen Wechselfeld beaufschlagt werden, wodurch sie induktiv erhitzt werden. Das Baumaterial von dem Induktor zeichnet sich durch sehr gute elektrisch leitfähige Eigenschaften aus. Um eine induktive Erwärmung des Kupfers zu vermeiden, wird der Induktor mit kaltem Leitungswasser durchflossen bzw. gekühlt. Der Induktor ist an einem Schwingkreis angeschlossen. Um den notwendigen Wechselstrom für den Induktor zu erzeugen wurde ein Induktionsgenerator (Modell: TruHeat MF3040) der Firma TRUMPF Hüttinger Elektronik GmbH + Co. KG benutzt. Bei einer maximalen Spannung von 430 V und einer Ausgangsfrequenz zwischen 5 und 100 kHz können Leistungen bis 40 kW an die ferromagnetische Partikelschüttung in der Wirbelschichtkammer übertragen werden (Bedienungsanleitung TRUMPF Hüttinger Elektronik GmbH + Co.KG, 2011). Der Schwingkreis und der Induktionsgenerator sind ebenfalls mit kaltem Leitungswasser durchflossen. Nach der Durchströmung der Wirbelschichtkammer gelangt die Fluidisierungsluft in einen Zyklonabscheider und danach in einen Schlauchfilter. Die Zu- und Abfuhr der Versuchsmaterialien erfolgt über eine kreisrunde Öffnung oberhalb der gläsernen Wirbelschichtkammer.

An mehreren Positionen in dieser Apparatur können Betriebsparameter wie Druck (3 Messpunkte), Temperatur (4 Messpunkte) und Feuchtigkeit (2 Messpunkte) elektronisch erfasst werden. Zur Messung der Lufttemperatur wurden Thermoelemente des Typs K verwendet. Es wurden die Lufteintrittstemperatur, die Luftaustrittstemperatur (2 Kontrollmessungen) und die Temperatur zwischen Zyklon und Schlauchfilter gemessen. Für die Messung des Druckverlustes über die Messblende und über die Wirbelschicht wurden Differenzdrucksensoren mit Messbereichen von 0 bis 70 mbar eingesetzt. Die relative Feuchtigkeit der Fluidisierungsluft am Eintritt und am Austritt der Wirbelschicht wurde durch kapazitive Messsensoren der Firma Testo mit einem Einsatzbereich zwischen 0 und 100 % rF und -20 bis 140 °C gemessen. Die elektronische Erfassung der gemessenen Parameter an dieser Induktionsanlage mit einem Durchmesser von 300 mm erfolgte durch das Parametererfassungssystem DASYLab Version 10 von der Firma National Instruments mit einer Taktfrequenz von 0,33 Hz.

Für eine thermographische Begutachtung der verwendeten Anlage wurde eine Wärmebildkamera vom Typ ImageIR 8300 der Firma InfraTec GmbH verwendet. Mit dieser thermographischen Analyse wurde die induktive Erwärmung von ferromagnetischen Bauteilen der Induktionswirbelschicht systematisch untersucht. Die Forschungsarbeiten (Idakiev, 2016b) und (Idakiev, 2015a) berichten über eine Effizienz der induktiven Erwärmung von ca. 63 %, d.h. ca. 37 % Verluste der eingespeisten Energie. Eine Ursache dafür liegt an der unerwünschten induktiven Erwärmung der Anlagenbauteile aus Stahl bzw. Edelstahl. Abbildung 2 rechts veranschaulicht eine unerwünschte induktive Erwärmung der ferromagnetischen Edelstahlflansche unterhalb und oberhalb der Wirbelschichtkammer, was eine Verringerung der Effizienz der induktiven Energieeinbringung in die Wirbelschicht zu Folge hat.

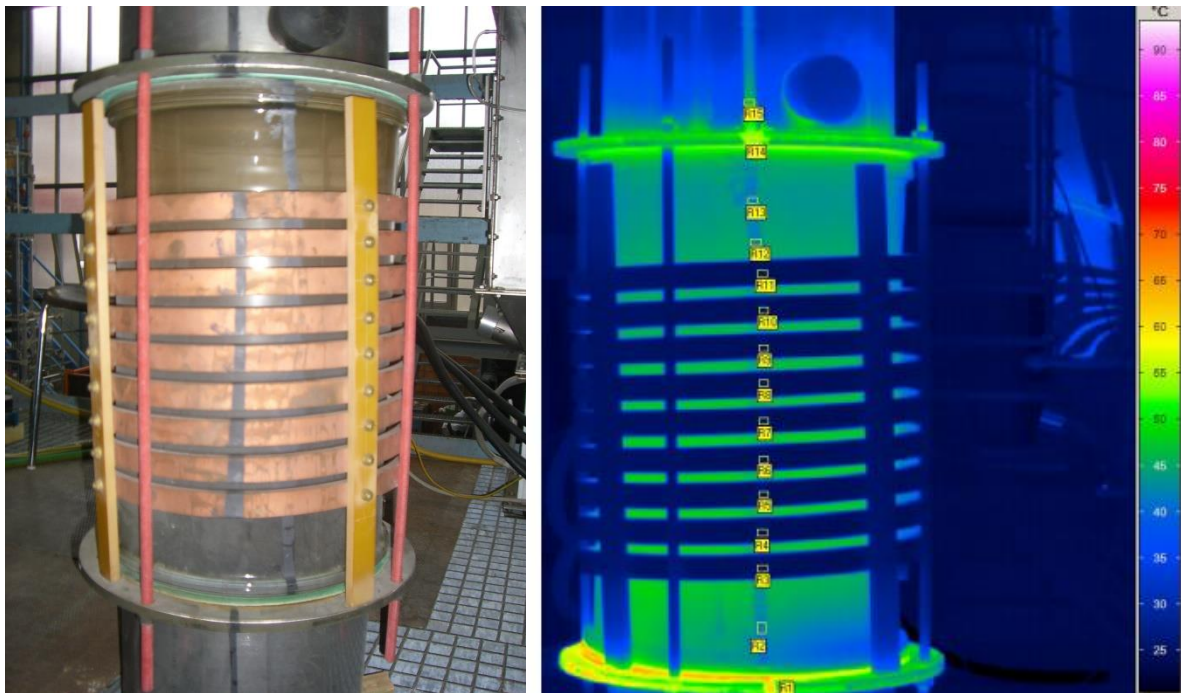


Abbildung. 2. Wirbelschichtkammer mit montiertem Induktor (links) und thermographische Analyse der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 300 mm (rechts)

Dieses Beispiel entspricht dem Experiment mit einer fluidisierten und induktiv beheizten Partikelschüttung aus 5500 g und eine eingespeiste Leistung von 4 kW. Aufgrund der oben beschriebenen Nachteile wurde eine neue Induktionsanlage konzipiert und aufgebaut. Bei der neuen Anlage sind alle Bauteile innerhalb des elektromagnetischen Wechselfeldes aus einem nicht metallischen bzw. nicht elektrisch leitenden Material. Lediglich die ferromagnetischen Baukomponenten der Anlage wurden mit solchen aus Glas und Holz ersetzt. Diese Anlage wird in Kapitel 1.2 vorgestellt.

1.2. Wirbelschichtanlage WSA 139

Die nächste verwendete Anlage, welche neu konzipiert und aufgebaut wurde, ist eine zylindrische Induktionswirbelschicht mit einem Innendurchmesser der Wirbelschichtkammer von 139 mm (siehe Abbildung 3).

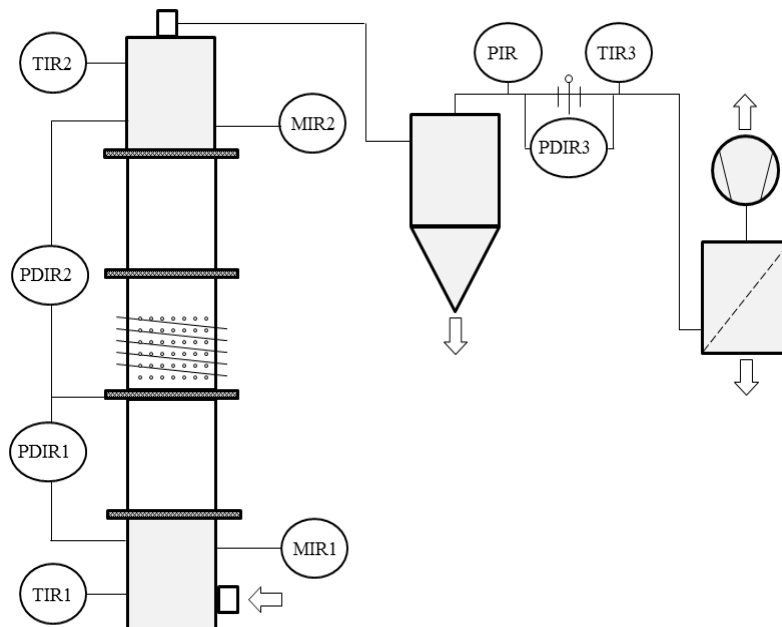


Abbildung. 3. Schematischer Aufbau der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 139 mm

Die Wirbelschichtkammer besteht aus transparentem Borosilikatglas mit einer Höhe von 500 mm und einer Glasdicke von 5 mm. Unterhalb und oberhalb der Kammer sind ebenso Glaszylinder aus Borosilikatglas eingebaut. Die Flansche für die Befestigung aller Glaszylinder wurden aus gepresstem Sperrholz angefertigt. Die konstruktive Gestaltung dieser Anlage aus nicht ferromagnetischen Bauteilen zeichnet sich mit einer konzentrierten Induktionserwärmung der metallischen Inertpartikel in der Partikelschüttung aus, was eine Erhöhung der Effizienz der induktiven Energieeinbringung zu Folge hat. Abbildung 4 rechts veranschaulicht die durchgeführte thermographische Analyse dieser Apparatur. Im Gegensatz zur Induktionswirbelschicht WSA 300 beobachtet man hier eine Konzentration der entstandenen Wärme in der Partikelschüttung und keine unerwünschte Erwärmung von ferromagnetischen Bauteilen.

Der Anströmboden dieser Anlage ist auch aus einem nicht elektrisch leitfähigen faserverstärkten Kunststoff. Der meist verwendete Anströmboden hat ein Öffnungsverhältnis von 5,7 % (Lochdurchmesser 1 mm, Teilung 4 mm und Dicke 1 mm) und eine gleichseitige Dreiecksteilung. Der verwendete Anströmboden für die Fluidisierung in Forschungskomplex 3 der pulverförmigen pyrogenen Kieselsäure (HDK[®]) hat ein Öffnungsverhältnis von 0,27 % (Lochdurchmesser ca. 0,6 mm, Teilung 10 mm und Dicke 1 mm).

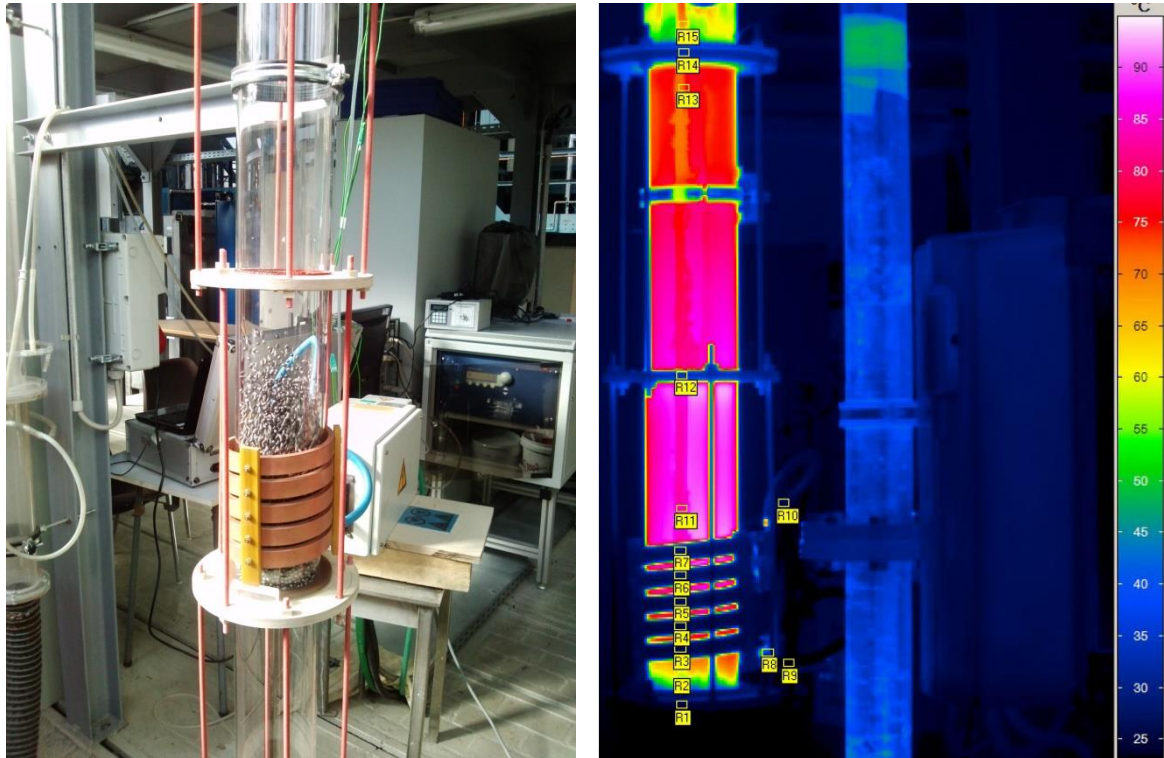


Abbildung. 4. Wirbelschichtkammer mit montiertem Induktor (links) und thermographische Analyse der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 139 mm (rechts)

Bei dem verwendeten Induktor handelt es sich um eine Kupferspule mit 5 Windungen mit einem Rechteckprofil (siehe Abbildung 4 links). Der eingesetzte Induktionsgenerator ist von demselben Hersteller (TRUMPF Hüttinger Elektronik GmbH + Co. KG) wie bei der Induktionswirbelschicht WSA 300. Das Modell des verwendeten Generators ist BIG 40/100 SC. Mit dieser Apparatur können maximal 40 kW bei einer maximalen Spannung von 400 V an die ferromagnetische Partikelschüttung übertragen werden (Bedienungsanleitung TRUMPF Hüttinger Elektronik GmbH + Co. KG, 2011). Die Schwingfrequenz dieses Generators beträgt von 30 bis 75 kHz. Um die Erwärmung des Induktors durch den induzierten Strom zu minimieren, wird die Wärme mit der Hilfe von Leitungswasser kontinuierlich abgeführt.

Die Fluidisierungsluft wird von einem Saugaggregat der Firma RIBO (Modell VS 9 mit 12,5 kW) mit einem eingebauten Frequenzumrichter gefördert. In der Anlage herrscht Unterdruck. Die Messung der Luftmenge durch die Anlage erfolgt über eine Blendenmessstrecke. Zur Abscheidung von dem ausgetragenen feinen Material schließen sich an die Anlage ein Zyklon sowie eine Filteranlage (Hersteller: RIBO S.r.l.) an. Die Zu- und Abfuhr des Versuchsmaterials erfolgt über eine Öffnung oberhalb der Glaszylinder. An dieser Apparatur können die Lufttemperatur an 3 Positionen, der Druckverlust an 4 Positionen und die Luftfeuchtigkeit an 2 Positionen mit einer Taktfrequenz von 0,33 Hz gemessen und elektronisch abgespeichert werden. Über ein integriertes Röhrchen (Öffnungsdurchmesser: 2 mm) in der Mitte des Anströmbodens lässt sich direkt der Boden- bzw. Schichtdruckverlust messen.

1.3. Wirbelschichtanlage WSA 200

Für den größten Teil der experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit wurde eine zweite neue zylindrische Wirbelschichtanlage mit einer Höhe von ca. 5500 mm und mit induktiver Beheizung konzipiert und aufgebaut. Abbildung 5 veranschaulicht die Funktionsweise dieser Induktionswirbelschicht.

Die Wirbelschichtkammer hat hier einen Innendurchmesser von 200 mm. Der Wirbelschichtkörper besteht aus drei aufeinander liegenden Zylindern aus Borosilikatglas, wobei sich die Wirbelschichtkammer in dem mittleren Glaszylinder befindet. Alle Bestandteile dieser Apparatur, welche sich in der Nähe des elektromagnetischen Wechselfeldes befinden, sind wieder (wie bei WSA 139) aus nicht leitenden Materialien gefertigt. Die Verbindungsflansche sind aus gepresstem Sperrholz, die Schrauben und der Anströmboden aus einem hitzebeständigen Kunststoff. Die thermographische Analyse visualisiert das Temperaturprofil der Anlage (siehe Abbildung 7 rechts). Zur Einbringung von Flüssigkeiten ist in dem Anströmboden eine Zweistoffdüse (Modell: 940) von Firma Schlick verbaut. Der Holzflansch am Wirbelschichtboden verfügt über eine kreisrunde und verschließbare Öffnung zur Befüllung oder zur Probeentnahme direkt während der experimentellen Untersuchungen. Zum Ausbau des Anströmbodens und zur Reinigung der Düse und der Kammer kann der unterhalb der Kammer befindliche Holzflansch durch Lösen der Kunststoffverschraubung leicht demontiert werden.

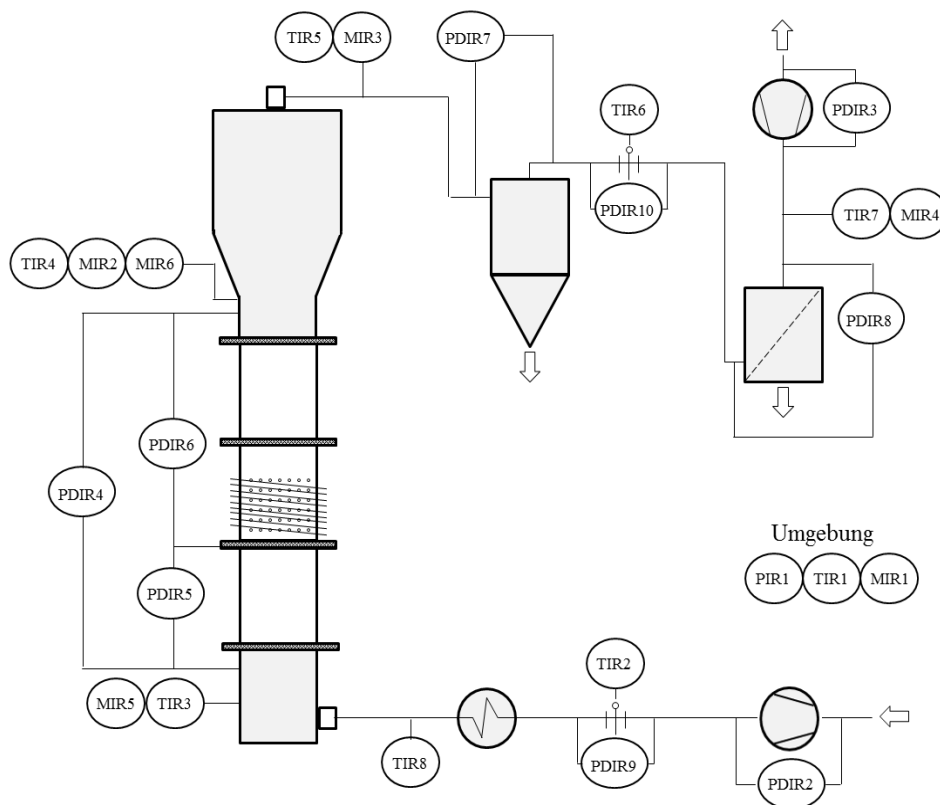


Abbildung. 5. Schematischer Aufbau der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 200 mm

Bedingt durch unterschiedliche experimentellen Untersuchung und Versuchsmaterialien verfügt diese Anlage über drei Anströmböden mit gleichseitiger Dreiecksteilung aber mit unterschiedlichem Öffnungsverhältnis von 5, 10 und 15 %. Der Lochdurchmesser bei allen Böden beträgt 0,8 mm bei 3 unterschiedlichen Teilungen von 3,407, 2,409 und 1,967 mm. Die Löcher sind mit einer computergesteuerten CNC-Fräse beim Fertigungslabor (FabLab) an der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg erzeugt worden.

Im Gegensatz zu den anderen zwei Apparaturen verfügt diese über eine Beruhigungszone, wo die feinen Partikel wieder in die Wirbelschicht zurückgebracht werden. Möglich wird dies durch eine Querschnittsvergrößerung von 200 mm auf 457 mm. Für die Endreinigung der Fluidisierungsluft sind ein Zyklonabscheider und einen Schlauchfilter eingebaut. Der Schlauchfilter verfügt über eine digitale Druckluftreinigung.

Diese Anlage kann in zwei Betriebszuständen gefahren werden. Zum einen steht ein Druckventilator (Modell: KMR 132 M2) von der Firma VEM motors GmbH vor der Wirbelschichtkammer zur Verfügung. Zum anderen verfügt die Anlage über einen Radial-Hochdruckventilator mit Frequenzumrichter HRD 7 FU-105/11,0 von Firma Elektror airsystems GmbH.

Vor der Wirbelschichtkammer ist ein elektrischer Widerstandsheizter der Firma C & F Czepek & Fentrob GmbH mit einer Nennleistung von 50 kW installiert. Er repräsentiert den konventionellen Heizbetrieb, wobei durch Wärmeübertrager mit unterschiedlichen Heizmedien das Fluidisierungsmedium der Wirbelschicht erwärmt wird.

Zur induktiven Beheizung sind um die Wirbelschichtkammer drei parallel geschaltete Induktionsspulen mit jeweils drei rechteckigen Windungen angeordnet (siehe Abbildung 7 links). Die Spulen sind aus Elektrokupfer von Firma EMA-TEC GmbH gefertigt. Die Energieversorgung erfolgt über den gleichen Mittelfrequenzinduktionsgenerator des Typs TruHeat MF3040 der Firma TRUMPF Hüttinger GmbH + Co. KG wie bei der Induktionswirbelschicht WSA 300. Zur Kühlung des Induktionssystems werden seine Komponenten mit kaltem Leitungswasser durchflossen.

Die Steuerung der beiden Druckerzeuger, des elektrischen Widerstandsheizers, der Druckluftzuführung der Zweistoffdüse sowie der Parametererfassung von allen Sensoren erfolgt über eine speicherprogrammierbare Steuerung (SPS). Aus Sicherheitsgründen werden der Induktionsgenerator und die Wasserkühlung des Induktionssystems manuell bedient. Zur Überwachung der Wirbelschichtprozesse stehen 14 Temperatursensoren, 4 Feuchtigkeitssensoren und 9 Differenzdrucksensoren zur Verfügung. In Abbildung 6 sind die Messstellen der verbauten Sensoren zu sehen. Die Temperatursensoren mit Nummern TIR_01 bis TIR_08 sind Thermoelemente vom Typ K, die Sensoren TIR_09 bis TIR_14 sind Widerstandsthermometer von Typ PT 100, die Feuchtigkeitssensoren MIR_01 bis MIR_04 sind kombinierte Sensoren für Messung von Temperatur und Feuchtigkeit der Firma Driesen+Kern GmbH vom Typ DKRF-400-EXT-10-200. Die Differenzdrucksensoren sind Typ DS 2-420 der Firma Kalinsky Sensor Elektronik GmbH & Co. KG.

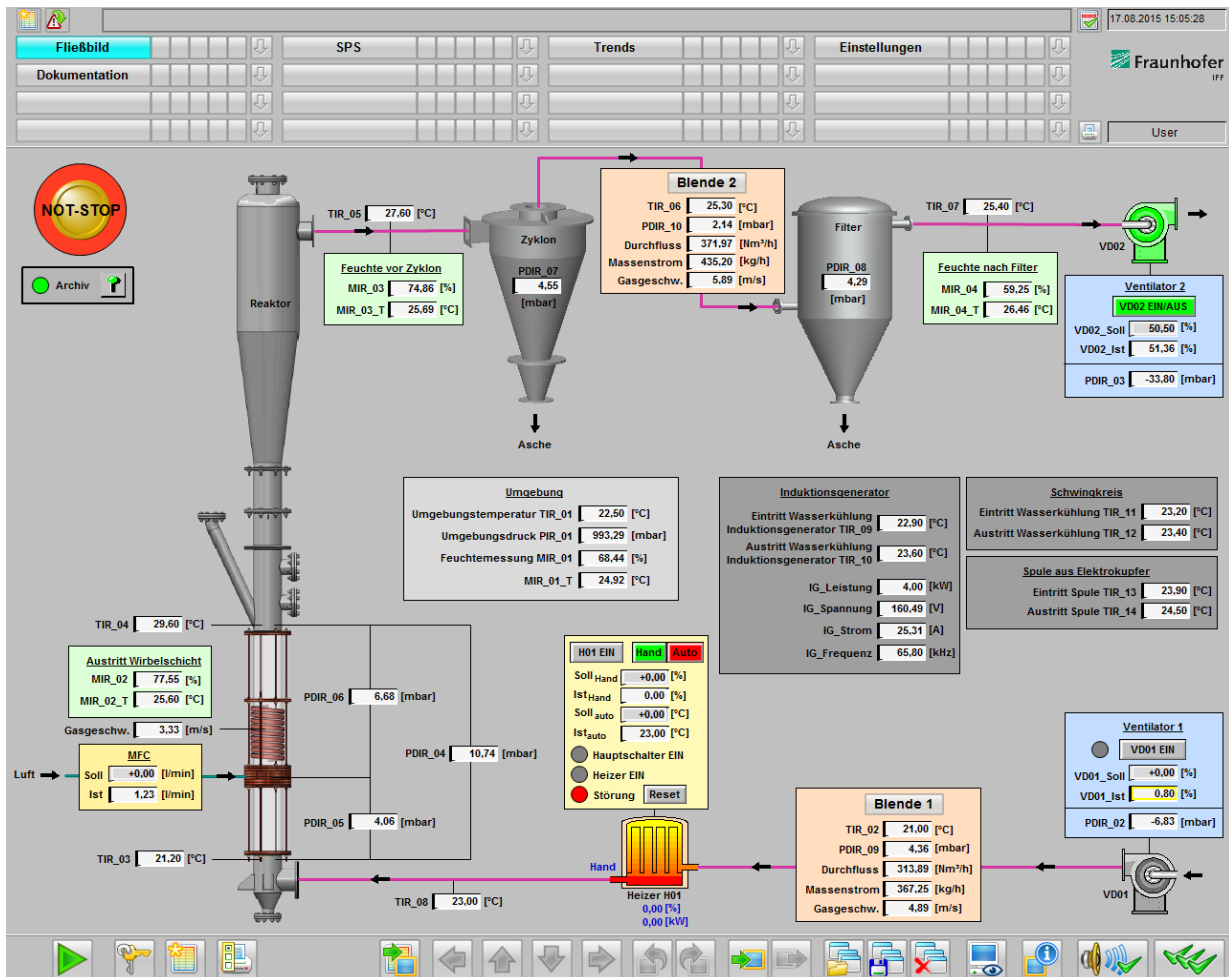


Abbildung. 6. Schaltbild des SPS-Leitsystems an der Induktionswirbelschicht WSA 200

Für die Messung des Luftmassenstromes stehen zwei nach EN ISO 5167:2 normierte Messblenden mit einem Durchmesser von 100 mm (Deutsches Institut für Normung, DIN EN ISO 5167, 2003) zur Verfügung. Benötigt wird dazu der Rohrdurchmesser sowie der Blendendurchmesser, der Druckverlust über die Messblende, die Expansionszahl des Fluidisierungsmediums sowie die Querschnittsfläche der Blende.

Die Daten aller Messensoren laufen in dem SPS-Leitsystem zusammen, wo die Parameter in einem mit Windows Control Center (WinCC) von der Firma Siemens AG Anlagenschema angezeigt, graphisch visualisiert und gespeichert werden. Die Taktfrequenz beträgt 1 Hz. Die Installation der Messtechnik, die Anpassung des SPS-Leitsystems sowie die Visualisierung des Prozesses wurden durch das Fraunhofer Institut für Fabrikbetrieb und –automatisierung realisiert.

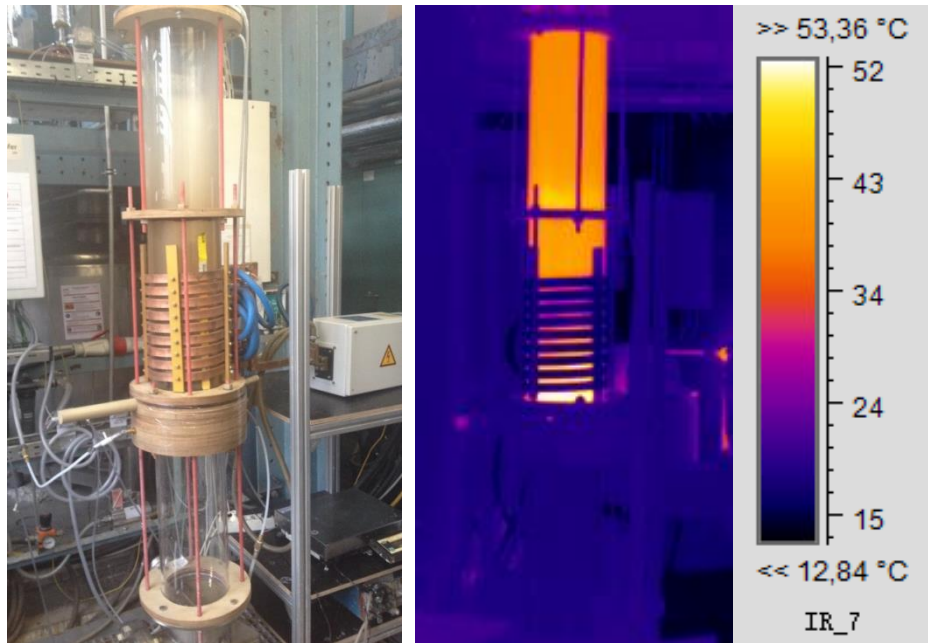


Abbildung. 7. Wirbelschichtkammer mit montiertem Induktor (links) und thermographische Analyse der Induktionswirbelschicht mit einem Durchmesser von 200 mm (rechts)

2. Untersuchte Forschungskomplexe mit induktiver Beheizung

In diesem Kapitel werden die im Rahmen dieser Dissertation untersuchten Wirbelschichtprozesse (hier Forschungskomplexe genannt) mit induktiver Beheizung vorgestellt und diskutiert. In den folgenden Ausführungen werden zuerst die Ergebnisse aus der Untersuchung des Wirbelschichtverhaltens beim Anlegen eines externen elektromagnetischen Wechselfeldes präsentiert. Danach wird eine modellbasierte Untersuchung der Wärmeübergänge in der Induktionswirbelschicht mit einem mobilen Wärmeträger (Partikelschüttung bestehend nur aus EHK oder aus einer Mischung EHK und einem zu behandelnden Versuchsmaterial) gegeben. Zusätzlich werden die Wärmeübergänge in einer Wirbelschicht mit einem fest montierten stationären Wärmeträger (Rohr), der sich in der Wirbelschichtkammer gemeinsam mit den zu behandelnden Materialien befindet, dargestellt. Anschließend folgen die Ergebnisse aus der Untersuchung des Coatings bzw. des destruktiven Coatings sowie auch die Trocknung von feuchten kapillarporösen und nicht porösen Granulaten. Am Ende des Kapitels wird die Kaffeeröstung in einer Induktionswirbelschicht vorgestellt.

2.1. Untersuchung des Wirbelschichtverhaltens beim Anlegen eines externen Magnetfeldes

2.1.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf

Vor der Untersuchung aller Anwendungsmöglichkeiten der Induktionswirbelschichten wurde der Einfluss des elektromagnetischen Wechselfeldes auf das Fluidisationsverhalten der Induktionswirbelschicht ermittelt. Im Rahmen dieser Untersuchungen sollte getestet werden, in wie weit die Variation der Stärke der eingespeisten Induktionsleistung den Schichtdruckverlust und dessen Schwankungen beeinflusst. Das Fluidisationsverhalten der Wirbelschicht und dessen Änderungen werden hier durch die auftretenden Schwankungen in dem gemessenen Schichtdruckverlust hauptsächlich interpretiert.

Für die Realisierung dieses Zieles wurden zwei von den im Kapitel 1 detailliert beschriebenen zylindrischen Induktionswirbelschichten WSA 139 und WSA 300 verwendet.

Als Versuchsmaterialien wurden unterschiedliche elektrisch leitfähige EHK eingesetzt. Tabelle 1 zeigt die Sauterdurchmesser und die scheinbaren Dichten der verwendeten EHK. Um den Einfluss der möglichen Kaolinbeschichtung der induktiv beheizten EHK (mit Kaolin beschichtet oder unbeschichtet) auf das Fluidisationsverhalten der Wirbelschicht zu untersuchen, wurden auch EHK mit 5 bzw. 25 Mass.-% Kaolinbeschichtung eingesetzt.

Tabelle 1: Liste der verwendeten elektrisch leitfähigen EHK (mit oder ohne Kaolinbeschichtung) (Forschungskomplex 1)

Sauterdurchmesser der EHK [mm]	Scheinbare Dichte [kg/m ³]	Kaolinbeschichtung Mass.-%
3,22	598,6	-
3,24	592,9	5
3,33	721,8	25
6,16	687,6	-

Tabelle 2: Liste der verwendeten nicht elektrisch leitfähigen Partikeln (Forschungskomplex 1)

Material	Sauterdurchmesser [mm]	Scheinbare Dichte [kg/m ³]
Glaskugeln	2,52	2395,0
Aluminiumoxidkugeln	1,78	678,0
Plastikkugeln	5,99	1400,0

Für die Untersuchung des Fluidisationsverhaltens wurden Versuche realisiert, bei denen als Schichtmaterial unterschiedliche Mischungsverhältnisse zwischen elektrisch leitfähigen EHK und nicht elektrisch leitfähigen Partikeln (siehe Tabelle 2) ausprobiert wurden. Die nicht elektrisch leitfähigen Partikeln sollten in diesem Fall die Rolle eines realen Produktes darstellen. Dafür wurden Glaskugeln, Aluminiumoxidkugeln und Plastikugeln mit ähnlichen fluiddynamischen Eigenschaften wie die EHK (wegen der gemeinsamen Fluidisierung) ausgewählt und getestet.

Tabelle 3 fasst die variierten Parameter bei den experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieses ersten Forschungskomplexes zusammen. Unter anderem zählen hier die durchgeführten Versuche an zwei Induktionswirbelschichten (WSA 139 und WSA 300) bei Variationen der eingespeisten Leistungen (in Kilowatt), der Gasgeschwindigkeit (in 2 bis 5-fache der Lockerungsgeschwindigkeit der EHK) und des Mischungsverhältnisses EHK zu den anderen nicht elektrisch leitenden Partikeln (in Massenprozent).

Tabelle 3: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 1)

Varierte Parameter	Parametervariationen	
	Versuchsanlage WSA 139	Versuchsanlage WSA 300
Eingespeiste Induktionsleistung [kW]	2, 4, 6, 10, 14, 18	2, 4, 6, 10, 14, 18
Gasgeschwindigkeit [m/s]	2, 3, 4, 5 * w_{mf}	2, 3, 4, 5 * w_{mf}
Mischungsverhältnis EHK mit anderen Partikeln [%]	20, 40, 60, 80 Mass.-% EHK	20, 40, 60, 80 Mass.-% EHK

Für eine gute Reproduzierbarkeit zwischen den unterschiedlichen Parametervariationen wurden die Experimente nach dem gleichen Prinzip realisiert. Für alle Untersuchungen wurde als Fluidisierungsmedium Umgebungsluft mit Umgebungstemperatur verwendet. Zuerst wurde das jeweilige Schichtmaterial (reine EHK-Schicht oder Mischung) mit der Zielgasgeschwindigkeit fluidisiert. Nach einer Phase mit elektromagnetischer Beaufschlagung (bzw. Induktionserwärmung) wurde die Wirbelschicht wieder auf Umgebungstemperatur abgekühlt. Während jedes Versuches wurden kontinuierlich die Eingangs- bzw. die Ausgangsgastemperaturen und die Druckverluste des Anströmbodens bzw. der Wirbelschicht gemessen.

2.1.2. Ergebnisse und Diskussion

Mit steigender Induktionsleistung ist die erwartete Erhöhung der Gastemperatur am Austritt der Wirbelschichtkammer zu beobachten. Abbildung 8 zeigt die Gasaustrittstemperaturen bei Induktionsleistungen von 0, 2, 4 und 6 kW.

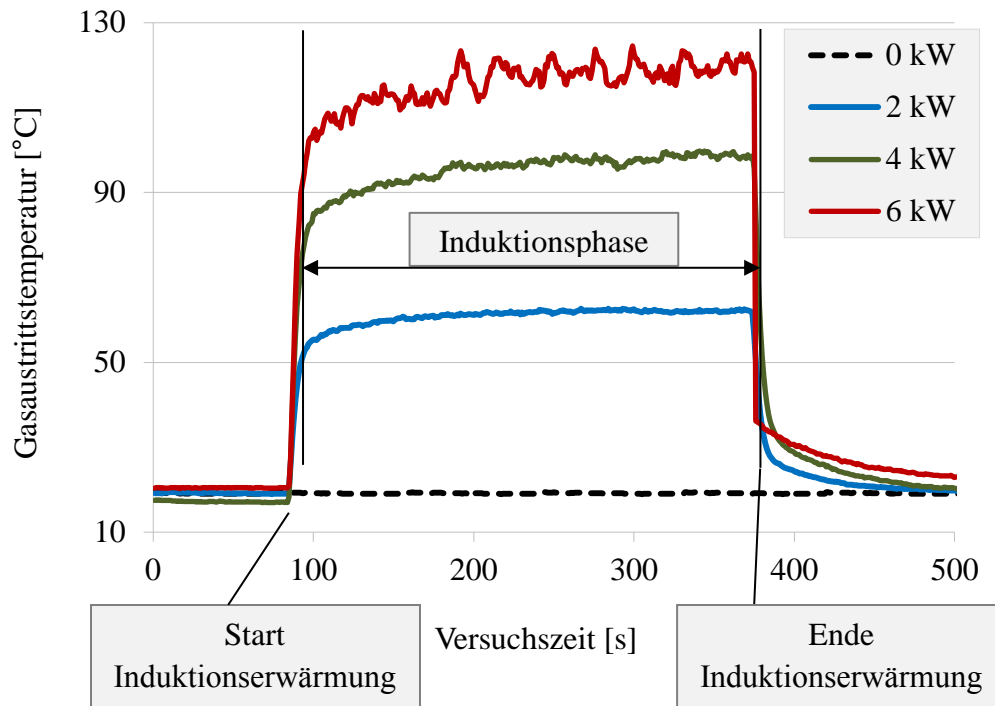


Abbildung. 8. Einfluss der eingespeisten Induktionsleistung auf die Gasaustrittstemperatur (WSA 139; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$)

Wie aus dieser Abbildung zu entnehmen ist, treten bei hohen Induktionsleistungen deutliche Temperaturschwankungen auf. Dies lässt sich mit steigenden Schwankungen in dem Schichtdruckverlust erklären, was zu einer inhomogenen pulsierenden Wirbelschicht führt. Die gemessenen Druckverluste (Bodendruckverlust, Schichtdruckverlust und daraus resultierender Gesamtdruckverlust) und deren Schwankungen vor, während und nach der Induktionsphase sind in Abbildung 9 graphisch erläutert. Wie zu sehen ist, sind die Druckschwankungen während der Induktionsphase mit steigender Leistung gestiegen, da durch das elektromagnetische Wechselfeld die Anziehungskräfte zwischen der einzelnen elektrisch leitfähigen EHK intensiviert werden.

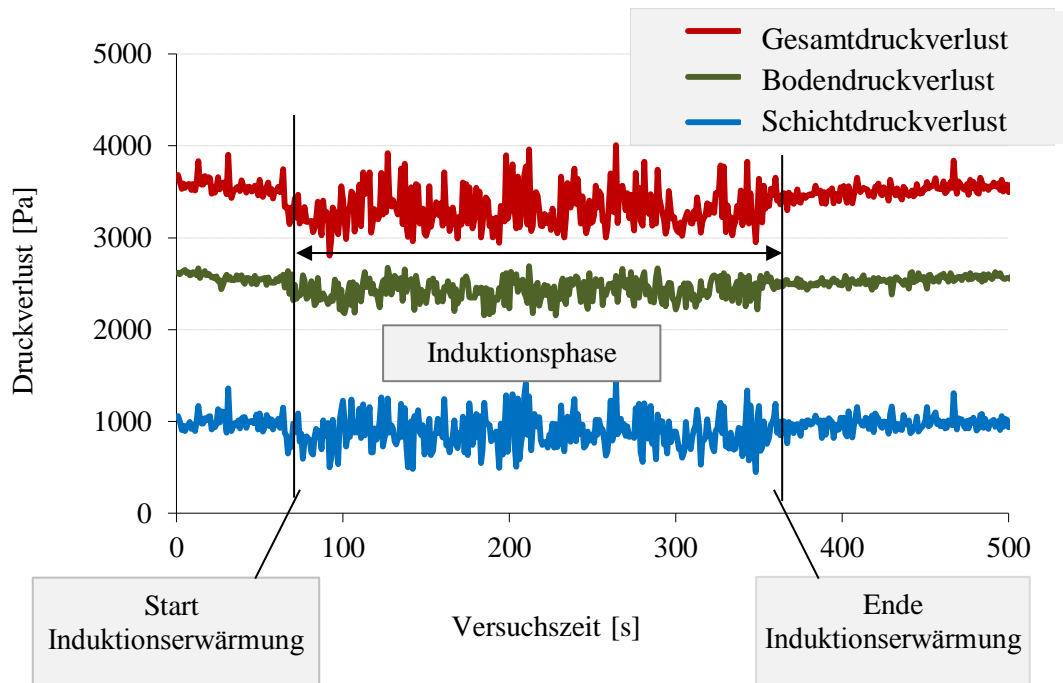


Abbildung. 9. Einfluss des elektromagnetischen Wechselfeldes auf Druckverluste (WSA 139; $d_{32}=6,16$ mm; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$; $P_{ind}=10$ kW)

Um die Stärke der Pulsationen des Schichtdruckverlustes in Abhängigkeit der variierten Parameter zu zeigen ist der mittlere Druckverlust als Funktion der Zeit dargestellt. Die absolute Differenz der gemessenen Schichtdruckverluste von dem Mittelwert des Schichtdruckverlustes zeigt, wie stark die Wirbelschicht in Abhängigkeit von der Stärke des elektromagnetischen Wechselfeldes beeinflusst wurde bzw. pulsiert hat. Z.B. bei stärkerer eingespeister Induktionsleistung bzw. bei stärkerem Wechselfeld tritt eine breitere Verteilung bzw. größere Abweichungen von dem Mittelwert des Schichtdruckverlustes auf. Anhand der kumulativen Häufigkeitsverteilung sind in Abbildung 10 und Abbildung 11 vier Variationen der eingespeisten Leistung (jeweils für Induktionswirbelschichten WSA 139 und WSA 300) und deren Einflüsse auf die Wirbelschicht gezeigt.

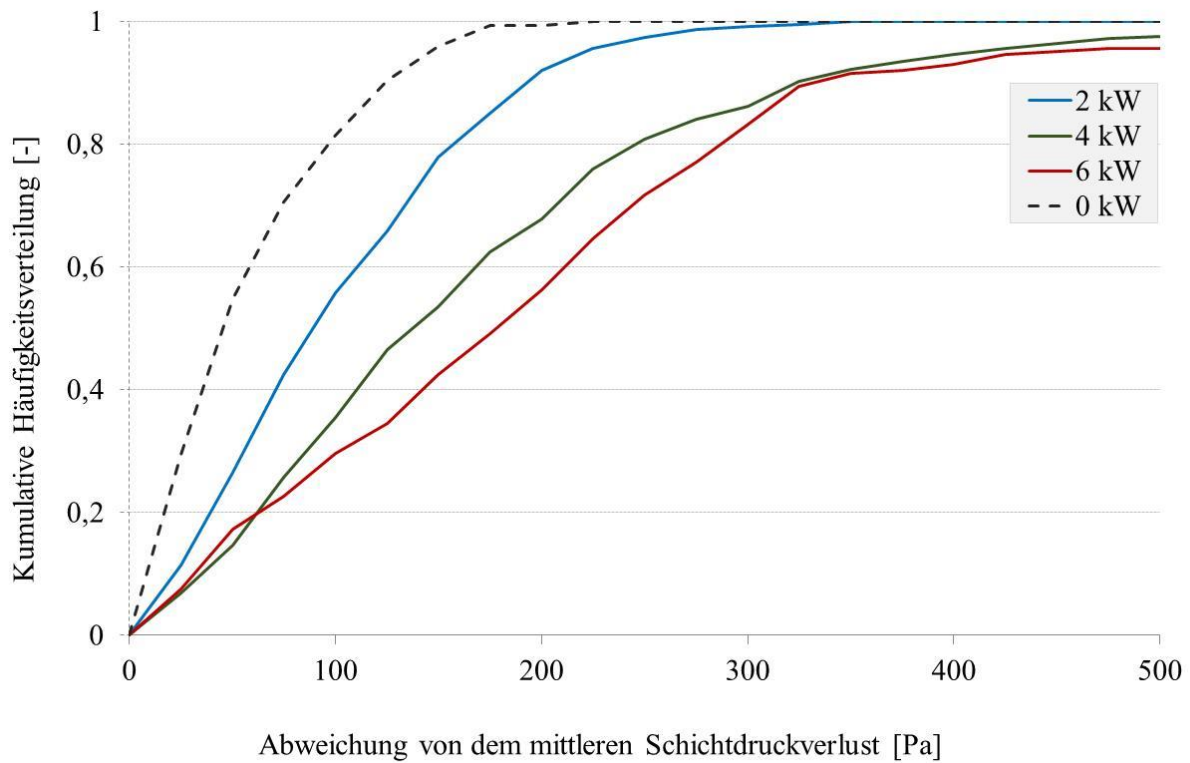


Abbildung. 10. Einfluss der eingespeisten Induktionsleistung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$)

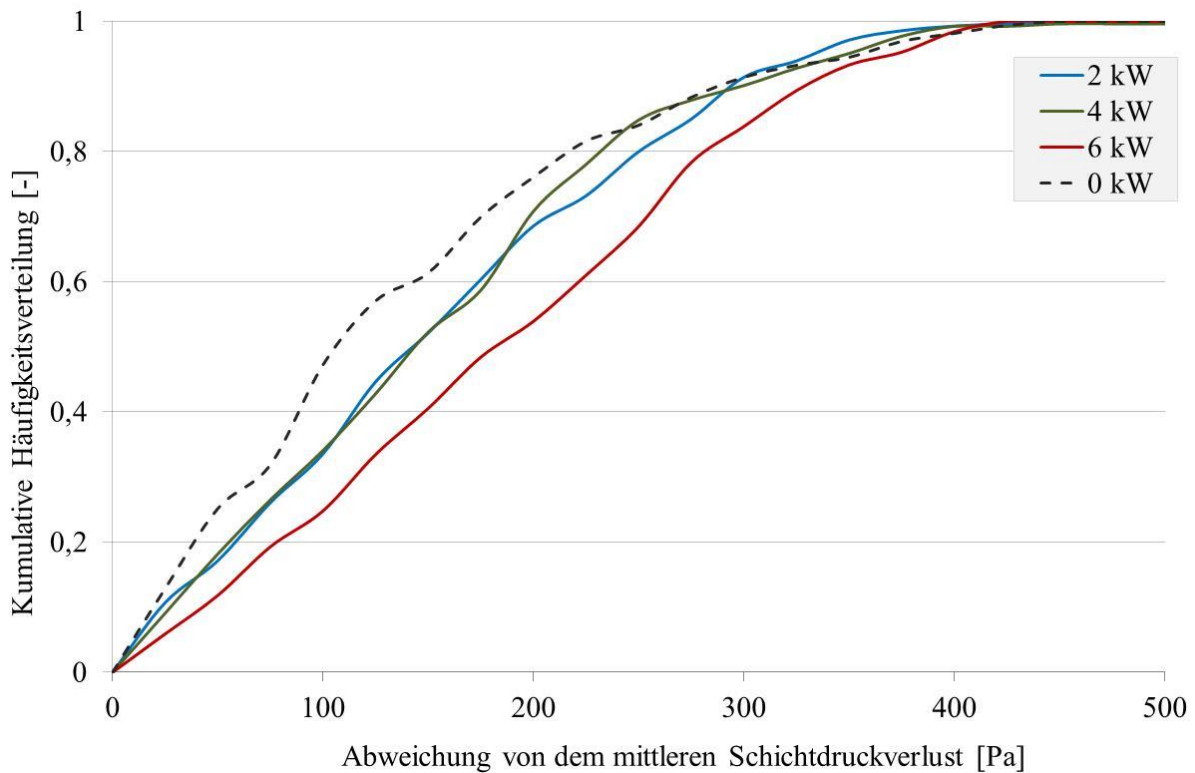


Abbildung. 11. Einfluss der eingespeisten Induktionsleistung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 300; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=5500$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$)

Die Abbildung 10 und Abbildung 11 zeigen deutlich, dass in diesem Fall das Fluidisationsverhalten bzw. die Abweichung des Schichtdruckverlustes von seinem Mittelwert von der Stärke der eingespeisten Induktionsleistung abhängig ist. Dieser Effekt wurde bei beiden verwendeten Induktionswirbelschichten beobachtet. Allerdings ist bei der Wirbelschicht mit dem kleineren Innendurchmesser der Wirbelkammer dieser Effekt stärker ausgeprägt. Dies lässt sich mit der besseren Ankopplung bei dem kleineren Anlagendurchmesser bzw. mit der größeren Streuung bei der Vergrößerung des Anlagendurchmessers des elektromagnetischen Wechselfeldes erklären.

Die visuellen Beobachtungen der Induktionswirbelschichten während der durchgeführten Versuche bestätigen die obere Behauptung. Mit weiterer Erhöhung der eingespeisten Induktionsleistung wurde eine kolbenartige Bewegung des Schichtmaterials festgestellt, bei welcher eine Orientierung der elektrisch leitenden EHK zu den Magnetfeldlinien beobachtet wurde. Bei sehr hohen Leistungen (ab 14 kW bei der WSA 139 und ab 18 kW bei der WSA 300) kam die Wirbelschicht zu einem Stillstand. Um diesen negativen Effekt zu vermeiden und zu ermöglichen, höhere Induktionsleistungen einzuspeisen, wurden Untersuchungen durchgeführt, bei denen die Leistung in gleichen Zeitintervallen an- bzw. ausgeschaltet wurde. Mit der Hilfe eines an dem Induktionsgenerator angeschlossenen Pulsationsgerätes, wurde die Leistung während der ganzen Induktionsphase alle drei Sekunden für eine Sekunde ausgeschaltet. Wie Abbildung 12 zeigt die Verwendung einer pulsierenden eingespeisten Induktionsleistung bis 18 kW sehr ähnlichen Abweichungen des Druckverlustes von seinem Mittelwert im Vergleich mit den gleichen bei dreifach niedriger Leistung (siehe Abb. 10). Die Verwendung von pulsierender Leistung ermöglicht die Funktionalität einer Induktionswirbelschicht bis 18 kW ohne Schichtstagnationen, was neue Anwendungsmöglichkeiten bei hohen Leistungen bzw. Temperaturen der Induktionswirbelschicht ermöglicht.

Zu einer detaillierten Untersuchung des Fluidisationsverhaltens der Induktionswirbelschichten wurde der Schichtdruckverlust mit einem Hochfrequenzmessgerät mit 1000 Hz gemessen. Abbildung 13 zeigt die gemessenen Schichtdruckverluste bei Induktionsleistungen von 0, 2, 4 und 6 kW für ein Zeitintervall von zwei Sekunden. Diese Messungen begründen noch einmal den Effekt, dass die Erhöhung der Induktionsleistung zu einer Erhöhung der Schichtpulsationen führt.

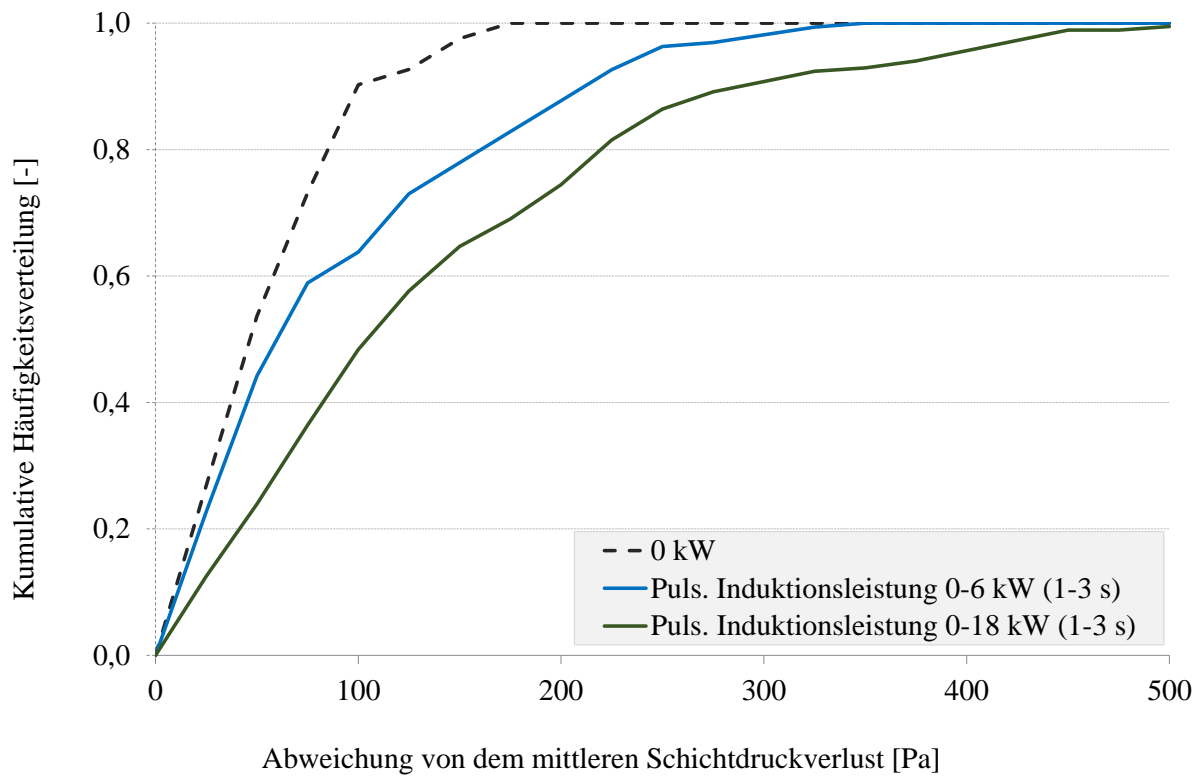


Abbildung. 12. Einfluss der pulsierenden eingespeisten Induktionsleistung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$)

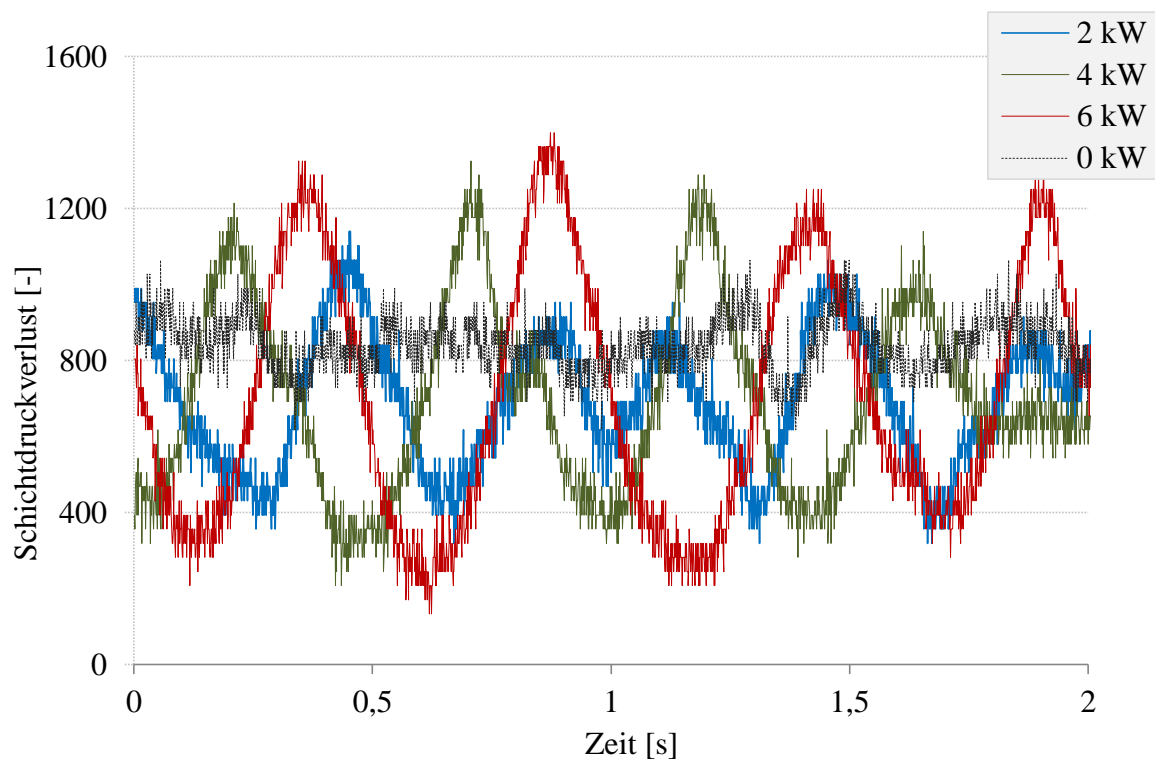


Abbildung. 13. Einfluss der eingespeisten Induktionsleistung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 300; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=5500$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$, Messung mit einem Hochfrequenzmessgerät mit 1000 Hz)

Zusätzlich zu der Variation der Leistung wurden die Parameter wie Gasgeschwindigkeit, Verwendung beschichteter bzw. unbeschichteter EHK mit unterschiedlichen Durchmessern und die gemeinsame Fluidisation EHK mit anderen nicht elektrisch leitfähigen Partikeln und deren Einflüsse auf das Fluidisationsverhalten untersucht.

Abbildung 14 zeigt den Einfluss der Gasgeschwindigkeit auf das Fluidisationsverhalten einer Wirbelschicht aus EHK mit einem Durchmesser von 3,22 mm. Es ist hier zu sehen, dass eine Erhöhung der Gasgeschwindigkeit zu einer Reduzierung der Pulsation der Wirbelschicht bei gleicher Leistung von 4 kW führt. Dies liegt an der Tatsache, dass sich die Schicht mit zunehmender Gasgeschwindigkeit ausdehnt, wodurch ihre Höhe ansteigt. Bei dieser fünffachen Lockerungsgeschwindigkeit ist die Schichthöhe höher als die Höhe der Induktionsspule. Daher wird ein Teil des Schichtmaterials nicht dem elektromagnetischen Wechselfeld ausgesetzt, was zu einer Reduzierung der Wirkung des Wechselfeldes bzw. zu Verringerung der Schichtpulsationen führt. Alleine die Erhöhung der Gasgeschwindigkeit ohne Induktionsbeaufschlagung führt zu unwesentlicher Erhöhung der Schichtpulsationen und kann vernachlässigt werden.

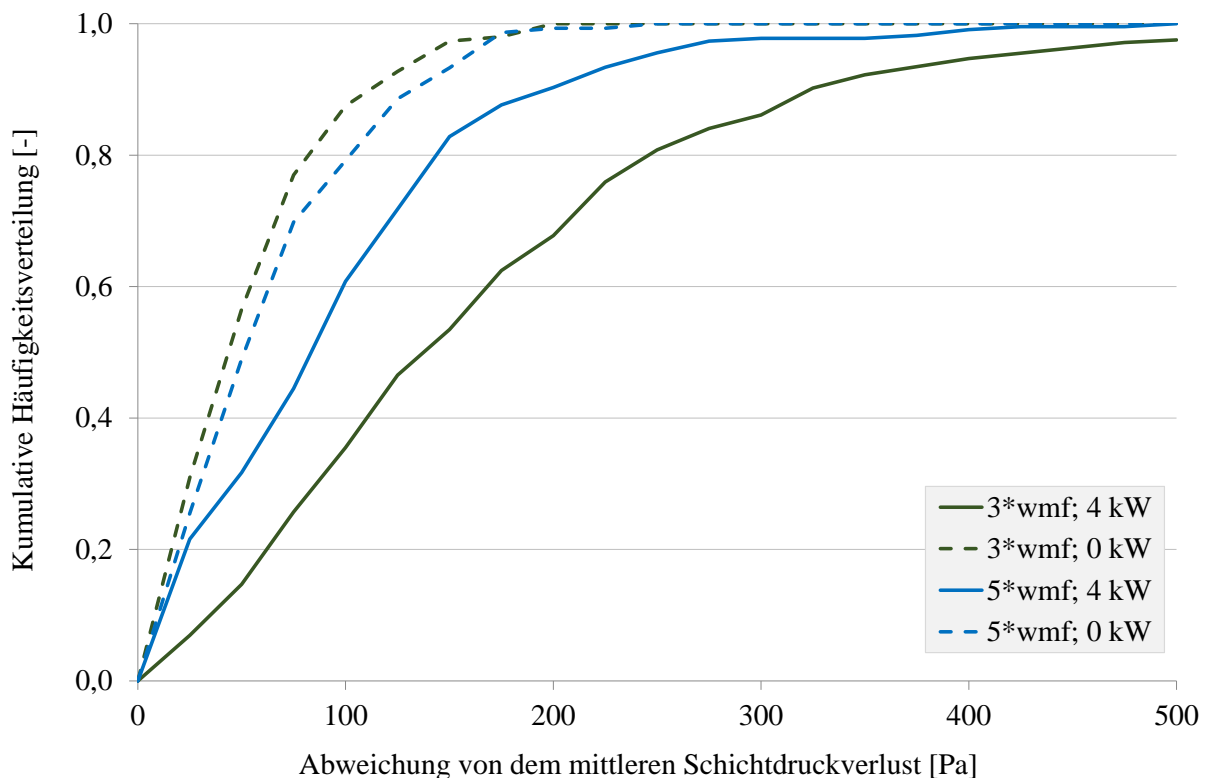


Abbildung. 14. Einfluss der Gasgeschwindigkeit auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $d_{32}=3,22$ mm; $M_{Sch}=1000$ g)

Die Variation des Partikeldurchmessers (siehe Abbildung 15) zeigt wie bei Abbildung 14, dass die Vergrößerung des Partikeldurchmessers im Fall ohne Induktion zu einer minimalen vernachlässigbaren Änderung der Schichtpulsationen führt. Im Fall von induktiver Erwärmung der Wirbelschicht, führt die Vergrößerung des Partikeldurchmessers zu einer Verringerung der Schichtpulsationen. Dies lässt sich mit der Reduzierung der

Partikeloberfläche bei den größeren Partikeln erklären, was in Folge eine Reduzierung der gesamten Ankopplungsfläche bzw. der Wechselwirkung der Induktion hat.

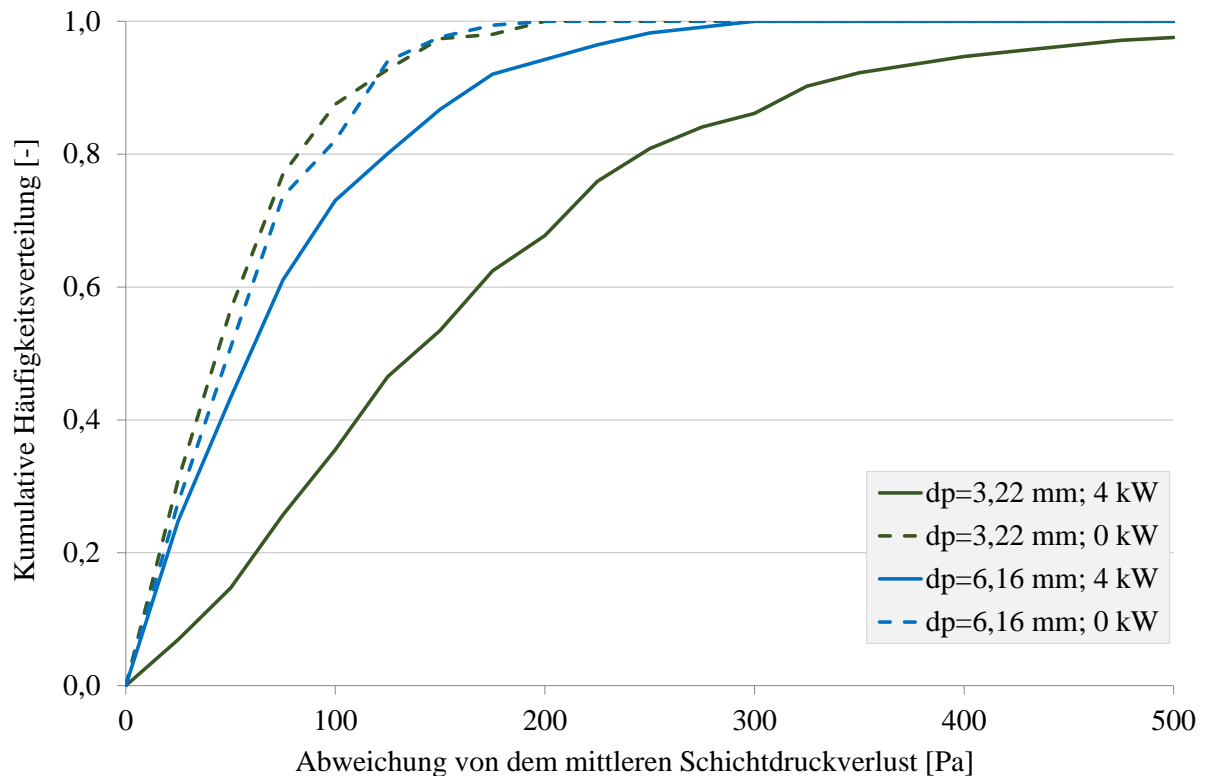


Abbildung. 15. Einfluss des EHK-Durchmessers auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$)

Abbildung 16 zeigt Versuche mit beschichteten und unbeschichteten EHK und einer eingespeisten Leistung von 4 kW. Wie in dieser Abbildung zu sehen ist, stabilisiert die Beschichtung die Fluidisation der Induktionswirbelschicht. Bereits 5 Mass.-% Kaolinbeschichtung auf die EHK reicht aus, um diesen positiven Effekt zu erzielen.

Ähnlich, wie bei der Kaolinbeschichtung, hat die Variation des Verhältnisses von leitfähigen EHK zu nicht leitfähigen z.B. Plastikkugeln (PK) keinen signifikanten Einfluss auf das pneumatische Wirbelschichtverhalten (siehe Abbildung 17). Dies bedeutet, dass die Schicht selbst bei einem geringen Massenanteil an EHK (20 Mass.-%) ein ähnliches Fluidisationsverhalten wie eine nur aus EHK bestehende Wirbelschicht zeigt. Obwohl das Mischungsverhältnis das Fluidisierungsverhalten nicht signifikant beeinflusst, ist es ein wichtiger Parameter unter dem Gesichtspunkt des Erwärmungsverhaltens, welches in dem nächsten Kapitel ausführlich beschrieben wird. Allerdings ist es zu bemerken, dass jedoch stärkere Pulsationen des Schichtdruckverlustes mit einer Zunahmen des Massenanteils von EHK zu beobachten sind. Bei einer gemeinsamen Fluidisierung zwischen EHK und Aluminiumoxidkugeln bzw. Glaskugeln wurden ähnliche Tendenzen wie in Abbildung 17 festgestellt.

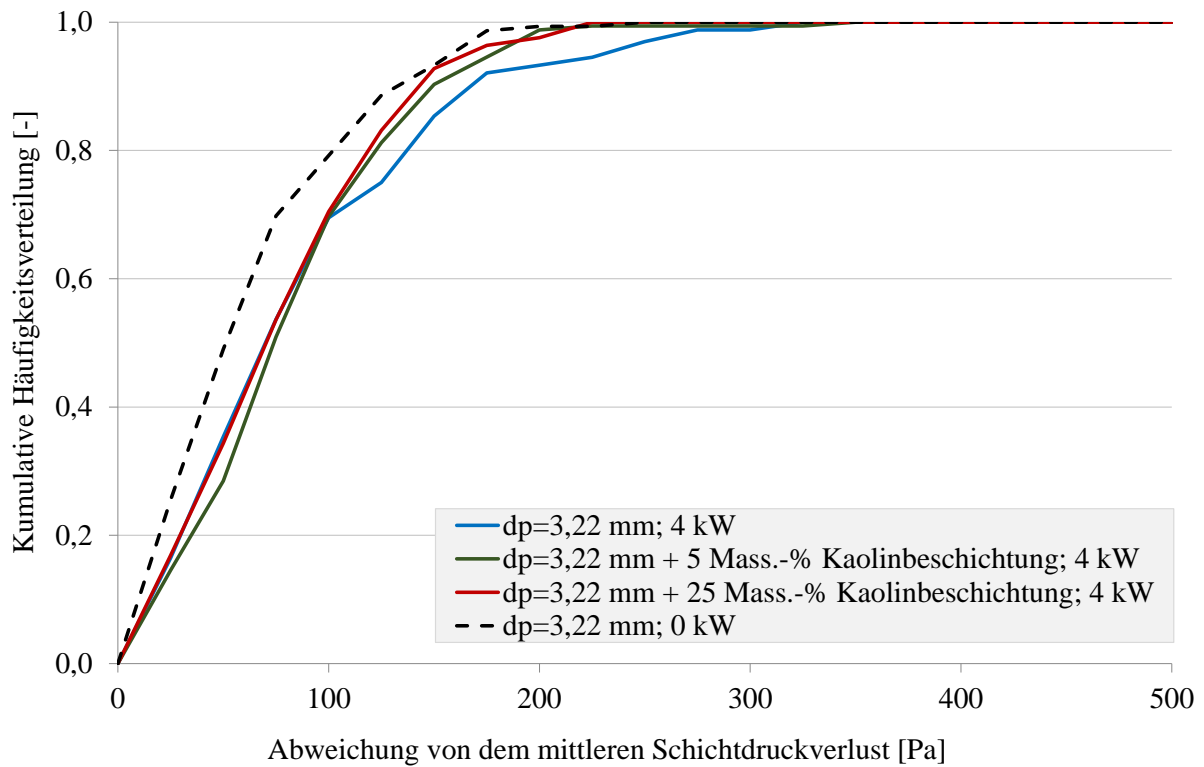


Abbildung. 16. Einfluss der EHK-Kaolinbeschichtung auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=5 * w_{mf}$)

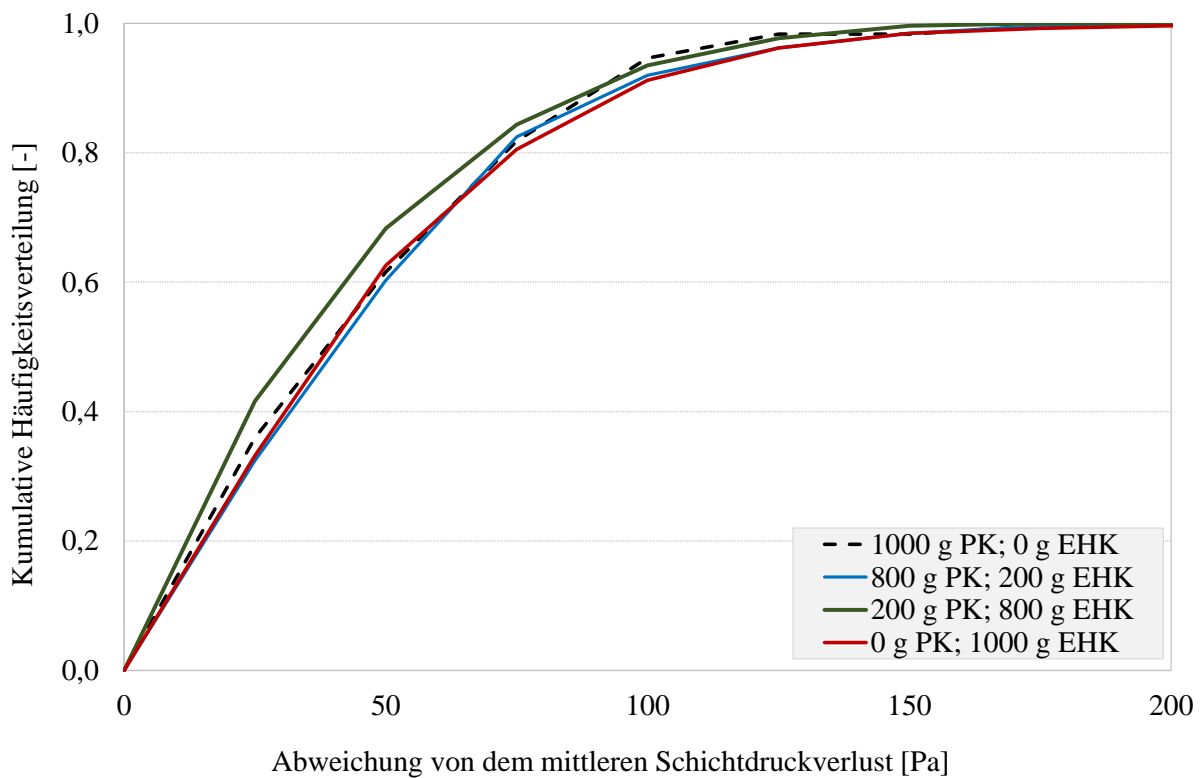


Abbildung. 17. Einfluss des Mischungsverhältnisses auf das Fluidisationsverhalten (WSA 139; $M_{Sch}=1000$ g; $w_{gas}=3 * w_{mf}$; $P_{ind}=2$ kW)

2.2. Modellbasierte Untersuchung der Wärmeübergänge einer Induktionswirbelschicht mit mobilem Wärmeträger (EHK + Inertpartikeln)

2.2.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf

Ziel dieses zweiten Forschungskomplexes ist es, ein Wärmeübergangsmodell vorzustellen, das erstmals sowohl die Berechnung der Gas- und Apparatewandtemperatur als auch die Berechnung der Temperatur von den leitenden EHK (mobiler Wärmeträger) und nichtleitenden mitwirbelnden Partikeln ermöglicht.

Für die Realisierung der experimentellen Untersuchungen in diesem Kapitel wurde die in Kapitel 1 detailliert beschriebene Induktionswirbelschicht WSA 200 verwendet.

Die für die durchgeführten Erwärmungsversuche verwendeten Partikelschüttungen bestanden aus nichtleitenden Inertpartikeln und leitenden EHK mit einer Eisenschichtdicke von 120 μm . Als nichtleitende Partikel wurden Glaskugeln (GK) unterschiedlicher Größen sowie Kugeln aus Tonerde ($\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$) verwendet. Der Durchmesser der EHK variierte je nach verwendeter Modellschicht. Die Eigenschaften der verwendeten Partikel sind in Tabelle 4 gezeigt.

Tabelle 4: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 2)

	EHK	EHK	GK	GK	$\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$
Sauterdurchmesser [mm]	3,22	6,75	2,80	0,98	1,80
scheinbare Dichte [kg/m^3]	1661,1	693,7	2395,0	2213,4	678,0

Für die Untersuchung des Erwärmungsverhaltens der Partikelschüttungen, wurden drei Versuchsreihen (Versuchsreihen 1, 2 und 3) realisiert. Innerhalb einer Versuchsreihe wurden die Parameter Schichtmasse, Schichtzusammensetzung und eingespeiste Induktionsleistung systematisch variiert.

Bei der Variation der Schichtmasse wurde eine Schüttung 15 Minuten lang induktiv mit einer Leistung von 4 kW beheizt. Der Erwärmung folgte eine 15-minütige Abkühlungsphase um das System wieder auf Umgebungstemperatur zu bringen. Für diese Versuche bestand die Partikelschüttung in allen Versuchsreihen aus 50 Mass.-% EHK und 50 Mass.-% nichtleitenden Partikeln. Neben der Messung der Temperaturdifferenz des Fluidisierungsmediums (Umgebungsluft) zwischen dem Eintritt und dem Austritt der Wirbelschichtkammer wurde ebenfalls das Fluidisierungsverhalten der Partikelschüttung kontrolliert.

Bei der Variation der Schichtzusammensetzung wurde der Anteil der EHK schrittweise von 0 Mass.-% auf 100 Mass.-% erhöht. Die Partikelschüttung wurde hier 30 Minuten lang mit einer Induktionsleistung von 4 kW beheizt. Anschließend wurde die Wirbelschicht 30 Minuten lang ohne Energiezufuhr weiter betrieben um sie auf Umgebungstemperatur abzukühlen.

Bei der Variation der eingespeisten Induktionsleistung wurden Temperaturdifferenzen von 20 K, 40 K und 60 K zwischen Eintritt und Austritt der Wirbelschichtkammer angestrebt. Um diese Temperaturdifferenzen zu erreichen, wurde die eingespeiste Leistung entsprechend eingestellt. Die Erwärmungsdauer betrug hier 90 Minuten. Nach der Erwärmungsphase folgte eine Abkühlphase von ebenfalls 90 Minuten. Tabelle 5 zeigt eine tabellarische Zusammenfassung der Werte der variierten Parameter, wobei die fett gedruckten Werte in den Folgeversuchen konstant beibehalten wurden.

Jedem Versuch ging eine Durchmischungsphase von fünf Minuten voraus. Dies diente der Vermeidung einer Separation der beiden Partikelsorten, da dies zu einer lokalen Überhitzung der Schicht führen könnte. Die Luftgeschwindigkeit entsprach bei allen Versuchen der dreifachen Lockerungsgeschwindigkeit der EHK.

Tabelle 5: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 2)

	Schichtmasse [kg]	Schichtzusammensetzung [Mass.-% EHK / Mass.-% Inertpartikeln]	Leistung [kW]
Versuchsreihe 1 [EHK (3,22 mm / Glaskugeln (0,98 mm)]	3; 4; 5	0/100; 10/90; 20/80; 30/70 ; 40/60; 50/50; 100/0	2,60; 5,10; 7,20
Versuchsreihe 2 [EHK (3,22 mm) / Glaskugeln (2,80 mm)]	3; 4; 5	0/100; 10/90; 20/80; 30/70 ; 40/60; 50/50; 100/0	2,60; 5,10; 7,20
Versuchsreihe 3 [EHK (6,75 mm / γ - Al ₂ O ₃ (1,80 mm)]	2; 2,50 ; 3; 4	0/100; 10/90; 20/80; 30/70 ; 40/60; 50/50; 100/0	2,60; 5,20; 7,40

2.2.2. Wärmeübergangsmodell

Die hier vorgestellten Modell und seine Herleitung zeigen eine detaillierte Methode zur Berechnung der Temperaturen der Apparatewand (W), des Fluidisierungsgases (g) und der aus zwei Partikelsorten (leitenden EHK (Pw) und nicht leitenden Inertpartikeln (Pk)) bestehende Partikelschüttung.

Der in Abbildung 18a) grafisch gezeigten Modellvorstellung liegen folgende Annahmen zugrunde:

1. Die gelben (kalten) Partikeln sind inert und homogen, die roten (warmen) Partikeln sind EHK.
2. Es findet keine Trocknung und keine chemische Reaktion statt.
3. Die Wirbelschicht ist homogen.
4. Die zugeführte elektrische Induktionsleistung wird ohne Zeitverzug sofort nach Einschalten des elektromagnetischen Wechselfeldes in den EHK wirksam.
5. Die nicht leitenden und inerten Partikeln nehmen keine Energie durch induktiven Eintrag auf.

Der Modellansatz besagt, dass die eingebrachte Induktionsleistung zur Erwärmung der leitenden EHK führt. Die EHK stehen in Kontakt mit dem Fluidisierungsgas und geben Energie an das Gas ab. Das aufgeheizte Gas erwärmt wiederum die Inertpartikeln und die Wand der Wirbelschichtapparatur. Der Wärmeübergang findet ausschließlich konvektiv statt, d.h. es kommt nicht zum direkten Kontakt von warmen und kalten Partikeln.

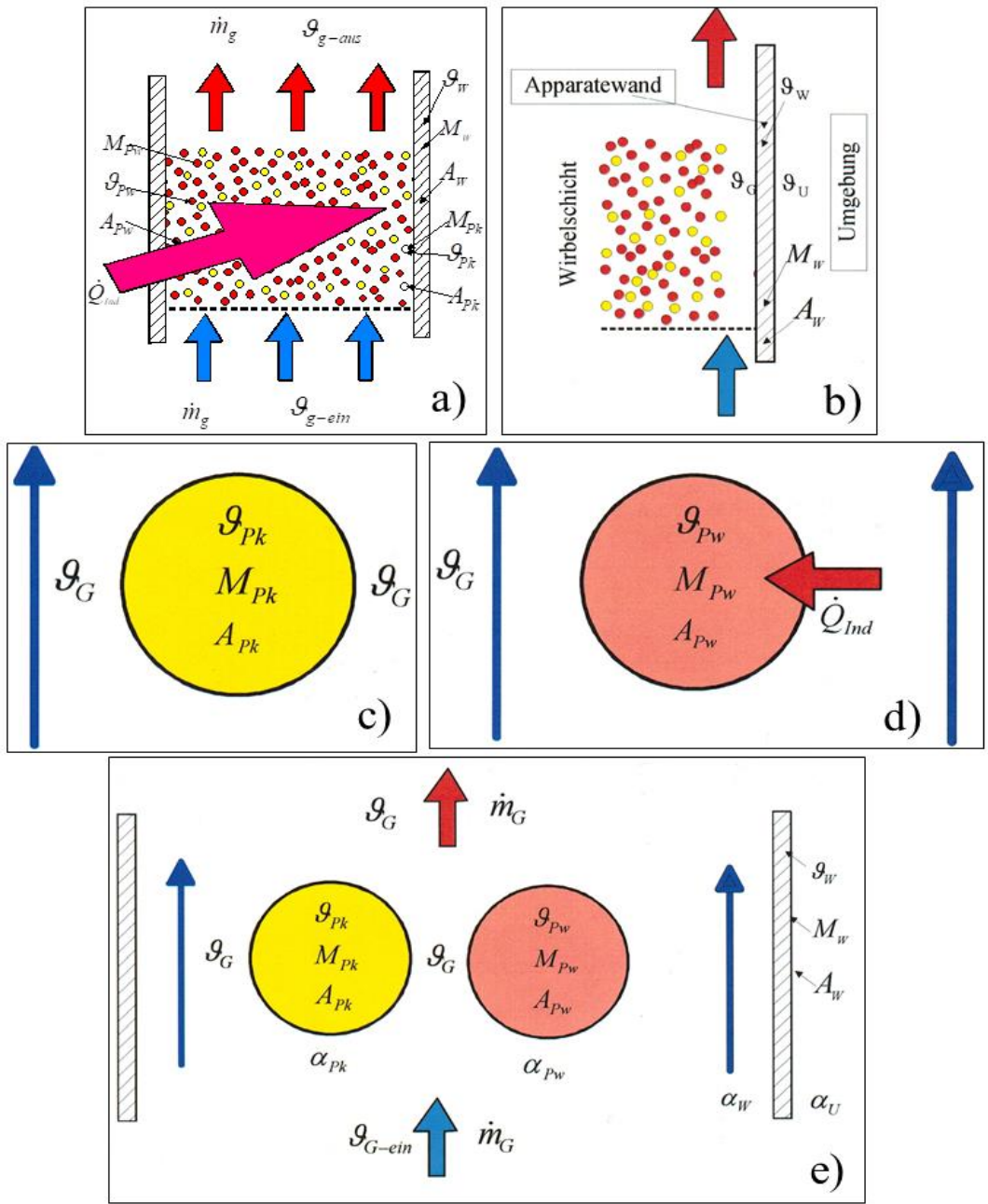


Abbildung. 18. Modellvorstellung der induktiven Energiezufuhr in eine Induktionswirbelschicht mit Darstellung der Eingangsgrößen

Betrachtung der warmen Partikeln

Abbildung 18d) zeigt ein warmes Partikel mit dessen relevanten Größen. Um die Temperatur des Partikels zu berechnen, wird zunächst seine Energiebilanz (1) aufgestellt. Die Energiebilanz besteht aus der Wärme welche über die Induktion einführt wird \dot{Q}_{Ind} und der an das Gas abgegebenen Wärme \dot{Q}_g .

$$\frac{dH_{Pw}}{dt} = -\dot{Q}_{g,Pw} + \dot{Q}_{Ind} \quad (1)$$

Der Wärmestrom an das Gas lässt sich über Gleichung (2) beschreiben.

$$\dot{Q}_{g,Pw} = \alpha_{Pw} \cdot A_{Pw} \cdot (\vartheta_{Pw} - \vartheta_g) \quad (2)$$

Die Änderung der Enthalpie der Partikel mit der Zeit folgt aus (3).

$$\frac{dH_{Pw}}{dt} = M_{Pw} \cdot c_{p,Pw} \cdot \frac{d\vartheta}{dt} \quad (3)$$

Setzt man (2) und (3) in (1) ein, so ergibt sich Ausdruck (4).

$$M_{Pw} \cdot c_{p,Pw} \cdot \frac{d\vartheta_{Pw}}{dt} = -\alpha_{Pw} \cdot A_{Pw} \cdot (\vartheta_{Pw} - \vartheta_g) + \dot{Q}_{Ind} \quad (4)$$

Durch Umformung erhält man nun eine Gleichung (5) zur Berechnung der Änderung der Temperatur mit der Zeit.

$$\frac{d\vartheta_{Pw}}{dt} = -\frac{\alpha_{Pw} \cdot A_{Pw}}{M_{Pw} \cdot c_{p,Pw}} \cdot (\vartheta_{Pw} - \vartheta_g) + \frac{\dot{Q}_{Ind}}{M_{Pw} \cdot c_{p,Pw}} \quad (5)$$

Zur Vereinfachung des Ausdrucks werden eine Stanton-Strich-Zahl (6) und eine spezifische Induktionsleistung (7) definiert.

$$St'_{Pw} = \frac{\alpha_{Pw} \cdot A_{Pw}}{M_{Pw} \cdot c_{p,Pw}} \quad (6)$$

$$\dot{Q}_{ind}^* = \frac{\dot{Q}_{Ind}}{M_{Pw} \cdot c_{p,Pw}} \quad (7)$$

Wobei sich der induzierte Wärmestrom nach Gleichung (8) über die eingespeiste Leistung multipliziert mit dem Wirkungsgrad ergibt.

$$\dot{Q}_{Ind} = P_{ein} \cdot \eta \quad (8)$$

Setzt man (6) und (7) in (5) ein, erhält man für die Temperaturänderung mit der Zeit den Ausdruck (9).

$$\frac{d\vartheta_{Pw}}{dt} = -St'_{Pw} \cdot (\vartheta_{Pw} - \vartheta_g) + \dot{Q}_{Ind}^* \quad (9)$$

Betrachtung der Apparatewand

Abbildung 18b) zeigt die Modellvorstellung der Apparatewand. Wie hier dargestellt spielt für den Wärmeübergang zur Apparatewand für die Modellvorstellung nur der konvektive Wärmeübergang eine Rolle. Es kommt nicht zum direkten Kontakt von Partikeln und Apparatewand. Wie im vorangegangenen Abschnitt wird eine Energiebilanz für die Apparatewand aufgestellt. Diese Energiebilanz betrachtet die Wärmeströme von Gas zur Wand bzw. umgekehrt sowie den Wärmestrom von Wand zur Umgebungsluft. Daraus ergibt sich Gleichung (10).

$$\frac{d\vartheta_W}{dt} = -\frac{\alpha_W \cdot A_W}{M_W \cdot c_{p,W}} \cdot (\vartheta_W - \vartheta_g) - \frac{\alpha_U \cdot A_W}{M_W \cdot c_{p,W}} \cdot (\vartheta_W - \vartheta_g) \quad (10)$$

Mit einer Stanton-Strich-Zahl für die Apparatewand (11) und die Umgebung (12) ergibt sich Gleichung (13) für die Temperaturänderung mit der Zeit.

$$St'_W = \frac{\alpha_W \cdot A_W}{M_W \cdot c_{p,W}} \quad (11)$$

$$St'_U = \frac{\alpha_U \cdot A_W}{M_W \cdot c_{p,W}} \quad (12)$$

$$\frac{d\vartheta_W}{dt} = -St'_W \cdot (\vartheta_W - \vartheta_g) - St'_U \cdot (\vartheta_W - \vartheta_g) \quad (13)$$

Betrachtung der kalten Partikel

Abbildung 18c) zeigt ein kaltes Partikel mit dessen relevanten Größen. Die Energiebilanz (14) der kalten Partikel (Abbildung 2c) entspricht dem Wärmestrom aus dem bzw. in das Gas.

$$\frac{dH_{Pk}}{dt} = -\dot{Q}_{g,Pk} \quad (14)$$

Daraus folgt Gleichung (15)

$$\frac{d\vartheta_{Pk}}{dt} = -\frac{\alpha_{Pk} \cdot A_{Pk}}{M_{Pk} \cdot c_{p,Pk}} \cdot (\vartheta_{Pk} - \vartheta_g) \quad (15)$$

$$St'_{Pk} = \frac{\alpha_{Pk} \cdot A_{Pk}}{M_{Pk} \cdot c_{p,Pk}} \quad (16)$$

$$\frac{d\vartheta_{Pk}}{dt} = -St'_{Pk} \cdot (\vartheta_{Pk} - \vartheta_g) \quad (17)$$

Mit der Stanton-Strich-Zahl für die kalten Partikel (16) ergibt sich (17).

Betrachtung der Luft

Abbildung 18e) stellt die Modellvorstellung für das Fluidisierungsgas dar. Für die Gastemperatur gelten die Annahmen eines CSTR (kontinuierlich betriebener, ideal durchmischter Rührkesselreaktor). Sie besagt, dass das Gas direkt nach dem Eintritt in die Wirbelschichtkammer die Austrittstemperatur annimmt. Eine Energiebilanz (18) ergibt sich aus dem Wärmestrom zwischen warmen Partikeln und Gas, kalten Partikeln und Gas sowie aus dem Wärmestrom zwischen der Apparatewand und dem Gas.

$$\begin{aligned} \dot{m}_g \cdot c_{p,g} \cdot (\vartheta_g - \vartheta_{g, \text{ein}}) & \quad (18) \\ & = \alpha_{Pw} \cdot A_{Pw} \cdot (\vartheta_{Pw} - \vartheta_g) + \alpha_{Pk} \cdot A_{Pk} \cdot (\vartheta_{Pk} - \vartheta_g) + \alpha_W \cdot A_W \\ & \quad \cdot (\vartheta_W - \vartheta_g) \end{aligned}$$

Durch Umstellen nach $(\vartheta_g - \vartheta_{g, \text{ein}})$ ergibt sich (19).

$$\begin{aligned} (\vartheta_g - \vartheta_{g, \text{ein}}) & = \frac{\alpha_{Pw} \cdot A_{Pw}}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \cdot (\vartheta_{Pw} - \vartheta_g) + \frac{\alpha_{Pk} \cdot A_{Pk}}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \cdot (\vartheta_{Pk} - \vartheta_g) + \frac{\alpha_W \cdot A_W}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \\ & \quad \cdot (\vartheta_W - \vartheta_g) \end{aligned} \quad (19)$$

Wobei gelten soll: $\vartheta_g = \vartheta_{g, \text{aus}}$

Ausdruck (19) lässt sich vereinfachen, indem die konstanten Werte in NTU Zahlen zusammengefasst werden (siehe (20) bis (22)).

$$NTU_{Pw} = \frac{\alpha_{Pw} \cdot A_{Pw}}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \quad (20)$$

$$NTU_{Pk} = \frac{\alpha_{Pk} \cdot A_{Pk}}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \quad (21)$$

$$NTU_W = \frac{\alpha_W \cdot A_W}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \quad (22)$$

Setzt man (20), (21) und (22) in (19) ein und stellt nach ϑ_g um, ergibt sich Ausdruck (23).

$$\vartheta_g = \frac{NTU_{Pw}}{1 + NTU_{Pw} + NTU_{Pk} + NTU_W} \cdot \vartheta_{Pw} + \frac{NTU_{Pw}}{1 + NTU_{Pw} + NTU_{Pk} + NTU_W} \cdot \vartheta_{Pk} + \frac{NTU_{Pw}}{1 + NTU_{Pw} + NTU_{Pk} + NTU_W} \cdot \vartheta_W + \frac{\vartheta_{g,ein}}{1 + NTU_{Pw} + NTU_{Pk} + NTU_W} \quad (23)$$

Um den Ausdruck übersichtlicher zu gestalten, werden die konstanten Größen zu K-Werten zusammengefasst (siehe (24) bis (27)).

$$K1 = \frac{NTU_{Pw}}{1 + NTU_{Pw} + NTU_{Pk} + NTU_W} \quad (24)$$

$$K2 = \frac{NTU_{Pw}}{1 + NTU_{Pw} + NTU_{Pk} + NTU_W} \quad (25)$$

$$K3 = \frac{NTU_{Pw}}{1 + NTU_{Pw} + NTU_{Pk} + NTU_W} \quad (26)$$

$$K4 = \frac{\vartheta_{g,ein}}{1 + NTU_{Pw} + NTU_{Pk} + NTU_W} \quad (27)$$

Nach dem Einsetzen der K-Werte in (23) ergibt sich Gleichung (28) zur Berechnung der Gastemperatur.

$$\vartheta_g = K1 \cdot \vartheta_{Pw} + K2 \cdot \vartheta_{Pk} + K3 \cdot \vartheta_W + K4 \quad (28)$$

Gleichungssystem

Setzt man Gleichung (28) in die Gleichungen (9), (13) und (17) ein, erhält man die Ausdrücke (29) bis (31).

$$\frac{d\vartheta_{Pw}}{dt} = \vartheta_{Pw} \cdot [St'_{Pw} \cdot (K1 - 1)] + \vartheta_{Pk} \cdot St'_{Pw} \cdot K2 + \vartheta_W \cdot St'_{Pw} \cdot K3 + St'_{Pw} \cdot K4 + \dot{Q}_{Ind}^* \quad (29)$$

$$\frac{d\vartheta_W}{dt} = \vartheta_{Pw} \cdot St'_W \cdot K1 + \vartheta_{Pk} \cdot St'_W \cdot K2 + \vartheta_W \cdot [St'_W \cdot (K3 - 1) \cdot St'_U] + St'_W \cdot K4 + St'_U \cdot \vartheta_U \quad (30)$$

$$\frac{d\vartheta_{Pk}}{dt} = \vartheta_{Pw} \cdot St'_{Pk} \cdot K1 + \vartheta_{Pk} \cdot [St'_{Pk} \cdot (K2 - 1)] + \vartheta_W \cdot St'_{Pk} \cdot K3 + St'_{Pk} \cdot K4 \quad (31)$$

Um das Gleichungssystem übersichtlicher zu gestalten werden die konstanten Werte weiter zusammengefasst (Gleichungen (32) bis (43)).

$$A = [St'_{pw} \cdot (K1 - 1)] \quad (32)$$

$$B = St'_{pw} \cdot K2 \quad (33)$$

$$C = St'_{pw} \cdot K3 \quad (34)$$

$$D = St'_{pw} \cdot K4 + \dot{Q}_{Ind}^* \quad (35)$$

Für $\frac{d\theta_w}{dt}$

$$E = St'_w \cdot K1 \quad (36)$$

$$F = St'_w \cdot K2 \quad (37)$$

$$G = [St'_w \cdot (K3 - 1) \cdot St'_u] \quad (38)$$

$$H = St'_w \cdot K4 + St'_u \cdot \vartheta_U \quad (39)$$

Und für $\frac{d\theta_{pk}}{dt}$

$$I = St'_{pk} \cdot K1 \quad (40)$$

$$J = [St'_{pk} \cdot (K2 - 1)] \quad (41)$$

$$K = St'_{pk} \cdot K3 \quad (42)$$

$$L = St'_{pk} \cdot K4 \quad (43)$$

Das resultierende Differentialgleichungssystem erlaubt die Berechnung der Temperaturen über die Zeit und besteht aus den Gleichungen (44) bis (46).

$$\frac{d\vartheta_{PW}}{dt} = \vartheta_{PW} \cdot A + \vartheta_{PK} \cdot B + \vartheta_W \cdot C + D \quad (44)$$

$$\frac{d\vartheta_W}{dt} = \vartheta_{PW} \cdot E + \vartheta_{PK} \cdot F + \vartheta_W \cdot G + H \quad (45)$$

$$\frac{d\vartheta_{PK}}{dt} = \vartheta_{PW} \cdot I + \vartheta_{PK} \cdot J + \vartheta_W \cdot K + L \quad (46)$$

Die Austrittstemperatur des Gases lässt sich über Gleichung (47) berechnen.

$$\vartheta_g = K1 \cdot \vartheta_{PW} + K2 \cdot \vartheta_{PK} + K3 \cdot \vartheta_W + K4 \quad (47)$$

Die Anfangsbedingungen lauten:

1. Bei $t = 0$ ist $\vartheta_{PK} = \vartheta_{PK-0}$ [°C]
2. Bei $t = 0$ ist $\vartheta_{PW} = \vartheta_{PW-0}$ [°C]
3. Bei $t = 0$ ist $\vartheta_W = \vartheta_{W-0}$ [°C]

Tabelle 6 zeigt Parameter, die unabhängig von den verwendeten Schüttgütern für alle modellbasierten Berechnungen als konstant angenommen wurden.

Tabelle 6: In allen modellbasierten Berechnungen unveränderte Werte

	Formelzeichen	Einheit	Wert
Apparateinnendurchmesser	D_{App}	[m]	0,2
Masse der Apparatewand	M_W	[kg]	4,0
Wärmeübergangskoeffizient Wirbelschicht-Wand	α_W	$\left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right] = \left[\frac{J}{s \cdot m^2 \cdot K} \right]$	300
Wärmeübergangskoeffizient Wand-Umgebung	α_U	$\left[\frac{W}{m^2 \cdot K} \right] = \left[\frac{J}{s \cdot m^2 \cdot K} \right]$	30

2.2.3. Ergebnisse und Diskussion

Die realisierten experimentellen Untersuchungen wurden mit dem vorgestellten Modell berechnet und miteinander verglichen. Hier werden die Ergebnisse aus Versuchsreihe 1 und deren Wand-, Gas- und Partikeltemperaturen grafisch dargestellt und diskutiert. Die festgestellten Tendenzen aus Versuchsreihen 2 und 3 ähneln sich stark und werden nicht Teil dieses Kapitels sein.

Variation der Schichtmasse (Versuchsreihe 1)

Die experimentellen und modellierten Verläufe der Temperaturdifferenz zwischen Eintritt und Austritt der Wirbelschichtkammer bei der Variation der Schichtmasse (innerhalb der ersten Versuchsreihe) sind in Abbildung 19 gezeigt.

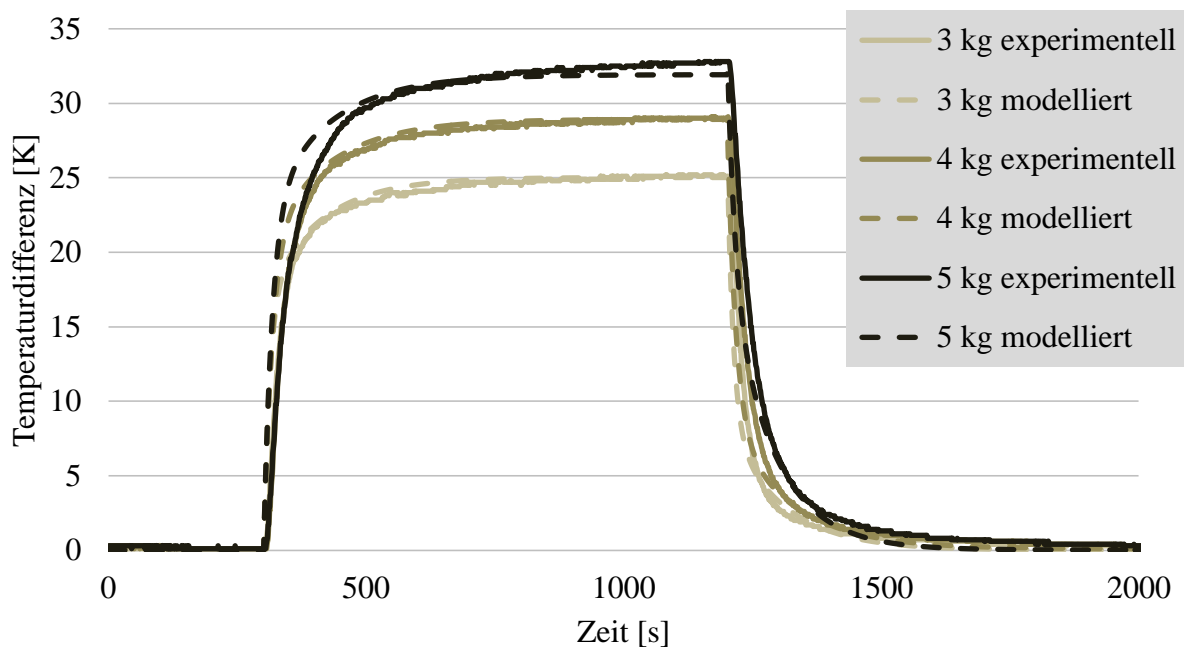


Abbildung. 19. Vergleich der experimentellen und modellierten Temperaturen zwischen Austritt und Eintritt der Wirbelschichtkammer bei induktivem Energieeintrag und verschiedenen Schichtmassen, 50 Mass.-% EHK (3,22 mm) 50 Mass.-% GK (0,98 mm), $P_{\text{ind}} = 4 \text{ kW}$, $w_{\text{gas}} = 3,21$

Abbildung 19 zeigt, dass die Temperaturdifferenz zwischen Gaseintritts- und austrittstemperatur zu Beginn 0 K beträgt, da die Schicht zunächst 300 Sekunden ohne Beheizung betrieben wurde, um eine gute Durchmischung von EHK und Glaskugeln zu gewährleisten. Das Temperaturansprechverhalten nach dem Einschalten der Induktion ist bei allen Schichtmassen identisch. Mit steigender Schichtmasse sind steigende maximale Temperaturdifferenzen zu beobachten. Grund hierfür ist zum einen die wachsende Schichthöhe und die damit verbundene bessere Ausnutzung der Induktionsspule bzw. des magnetischen Wechselfeldes. Des Weiteren nimmt mit der EHK-Masse auch die erwärmte Oberfläche zum Wärmeaustausch zu. Die berechneten Temperaturdifferenzen zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Werten. Der berechnete Verlauf der

Abkühlungsphase weicht leicht von den experimentellen Messungen ab. Grund hierfür kann die Erwärmung der Apparatewand sein. Das mathematische Modell berücksichtigt diese Erwärmung nur für den Teil der Wand, der im direkten Kontakt zur Partikelschüttung steht. Die Masse dieses Bereichs der Apparatewand wird bei der Modellierung mit 4 kg angenommen. Im Verlauf des Versuchs heizt sich jedoch die gesamte Apparatewand auf und gibt Ihre Wärme im Verlauf der Abkühlung an die Luft in der Wirbelschichtkammer ab.

Auf Basis der gewonnenen Daten und einer Effizienzerhöhung der induktiven Erwärmung wurde daher für die weiteren Untersuchungen die größte untersuchte Schichtmasse von 5 kg gewählt. Abbildung 20 zeigt, dass die Temperatur der EHK deutlich über der Austrittstemperatur des Fluidisierungsgases und der Glaskugeln liegt. Die Temperatur der Glaskugeln entspricht der Gastemperatur. Da die Partikeltemperaturen im Verlauf des Experiments nicht gemessen werden konnten, kann kein Vergleich mit experimentellen Werten durchgeführt werden. Da das mathematische Modell die Wärmeübertragung durch den direkten Kontakt nicht berücksichtigt, kann die Temperatur der kalten Partikel im realen Fall leicht über der Gastemperatur liegen. Dass die Gasaustrittstemperatur eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Werten zeigt, spricht für Aussagekraft der berechneten Partikeltemperaturen. Die Erwärmung der Apparatewand verläuft deutlich langsamer als die Erwärmung der Partikel oder der Fluidisierungsluft. Zurückzuführen ist dies auf die große Masse der Apparatewand und die Wärmeverluste an die Umgebung. Das Modell spricht auf das Ende der Induktion einige Sekunden schneller an als das reale System. Der modellierte Temperaturabfall weicht daher leicht von dem experimentellen Verlauf ab.

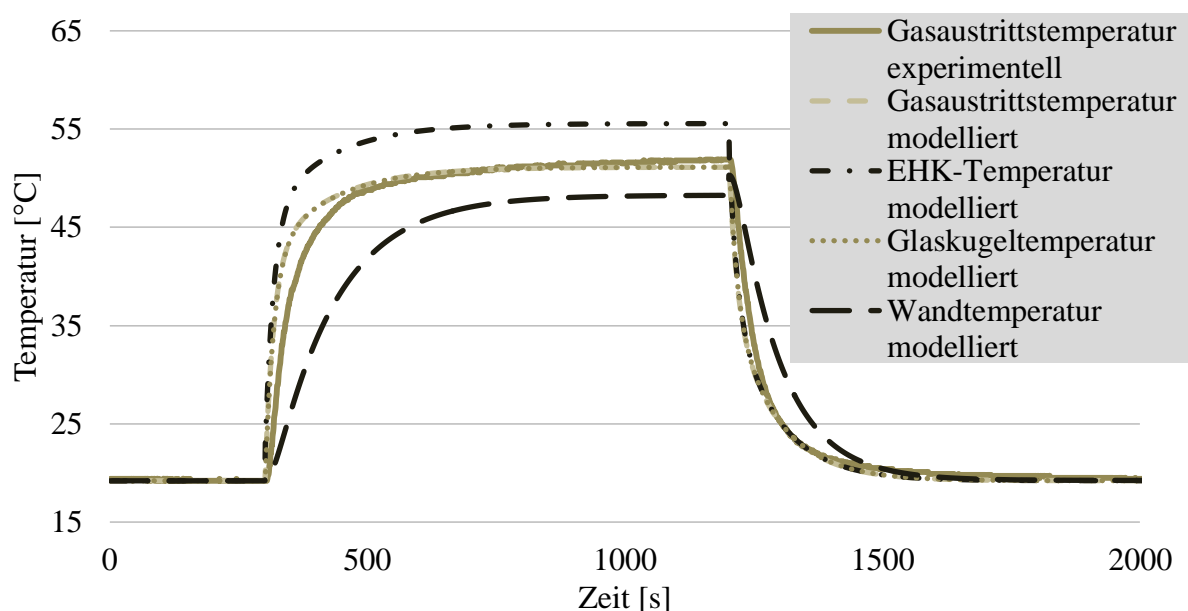


Abbildung. 20. Gegenüberstellung der modellierten Partikel-, Wand- und Gastemperatur mit der experimentell ermittelten Gasaustrittstemperatur, $M_{Sch} = 5,00$ kg, 50 Mass.-% EHK (3,22 mm) 50 Mass.-% Glaskugeln (0,98 mm), $P_{ind} = 4,00$ kW, $w_{gas} = 3,21$ m/s

Variation der Schichtzusammensetzung (Versuchsreihe 1)

Für die Untersuchung des Einflusses der Schichtzusammensetzung auf das Erwärmungsverhalten der Luft wurde der EHK-Anteil schrittweise erhöht. Zunächst fand die Erhöhung in 10 Mass.-% Schritten von 0 Mass.-% bis 50 Mass.-% statt, in einem weiteren Schritt wurde der EHK-Anteil direkt auf 100 Mass.-% erhöht.

Abbildung 21 stellt die experimentellen Verläufe der Temperaturdifferenz der Fluidisierungsluft zwischen Eintritt und Austritt der Wirbelschichtkammer dar. Es ist zu sehen, dass mit steigendem EHK-Anteil die erreichte Endtemperatur zunimmt. Zum einen ist dies der wachsenden EHK-Oberfläche geschuldet. Je größer die Oberfläche der EHK in der Schicht ist, desto größer ist die mit dem elektromagnetischen Wechselfeld in Interaktion tretende Wärmeaustauschfläche. Auch die Fläche, die für den Wärmeaustausch mit der Luft zur Verfügung steht, steigt an. Ein weiterer Grund für die steigende Temperatur ist die geringere Dichte der EHK. Je größer der Anteil der EHK an der Schichtmasse ist, desto größer ist das Schichtvolumen, woraus eine bessere Ausnutzung des Feldes resultiert.

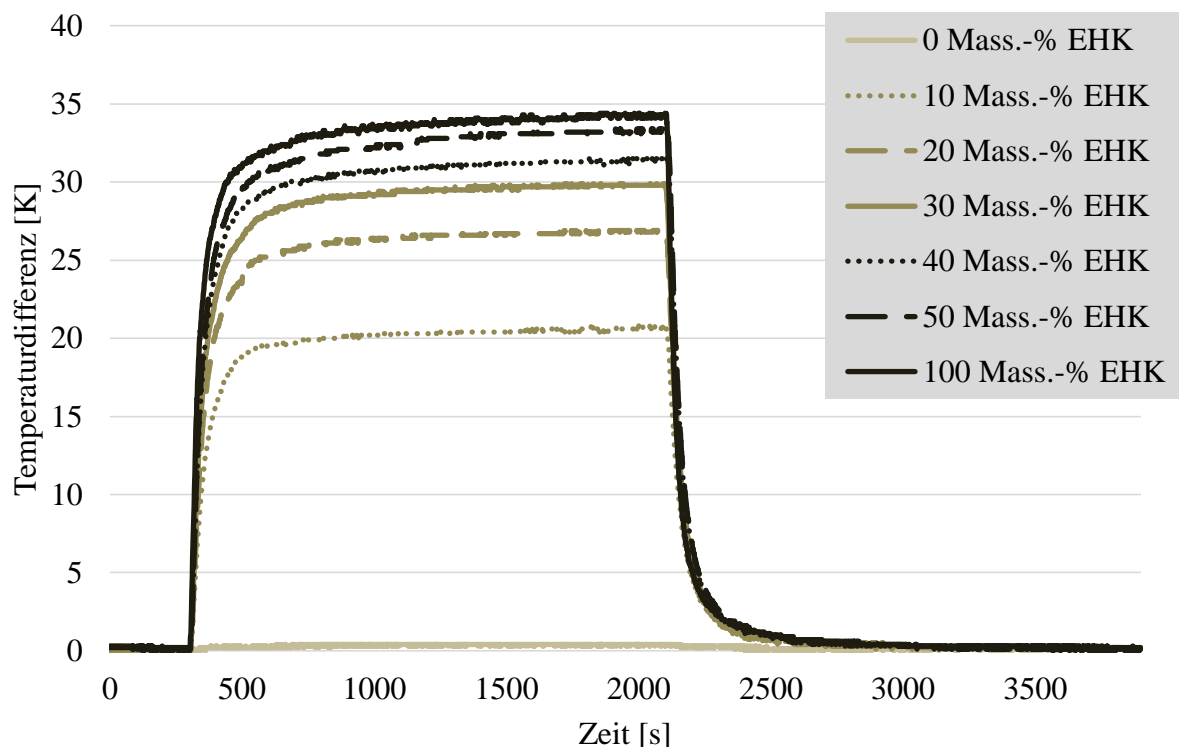


Abbildung. 21. Verlauf der Temperaturdifferenz zwischen Wirbelkammeraustritt und -eintritt einer induktiv beheizten Schüttung aus Glaskugeln (0,98 mm) und EHK (3,22 mm) bei verschiedenen EHK-Anteilen, $M_{Sch} = 5,00$ kg, $P_{ind} = 4,00$ kW, $w_{gas} = 3,21$ m/s

Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden in Abbildung 22 nur die Temperaturdifferenzen für EHK-Anteile von 10 Mass.-%, 30 Mass.-% und 50 Mass.-% berechnet und mit den experimentellen Angaben verglichen. Erneut zeigt sich eine gute Übereinstimmung von Modell und Experiment.

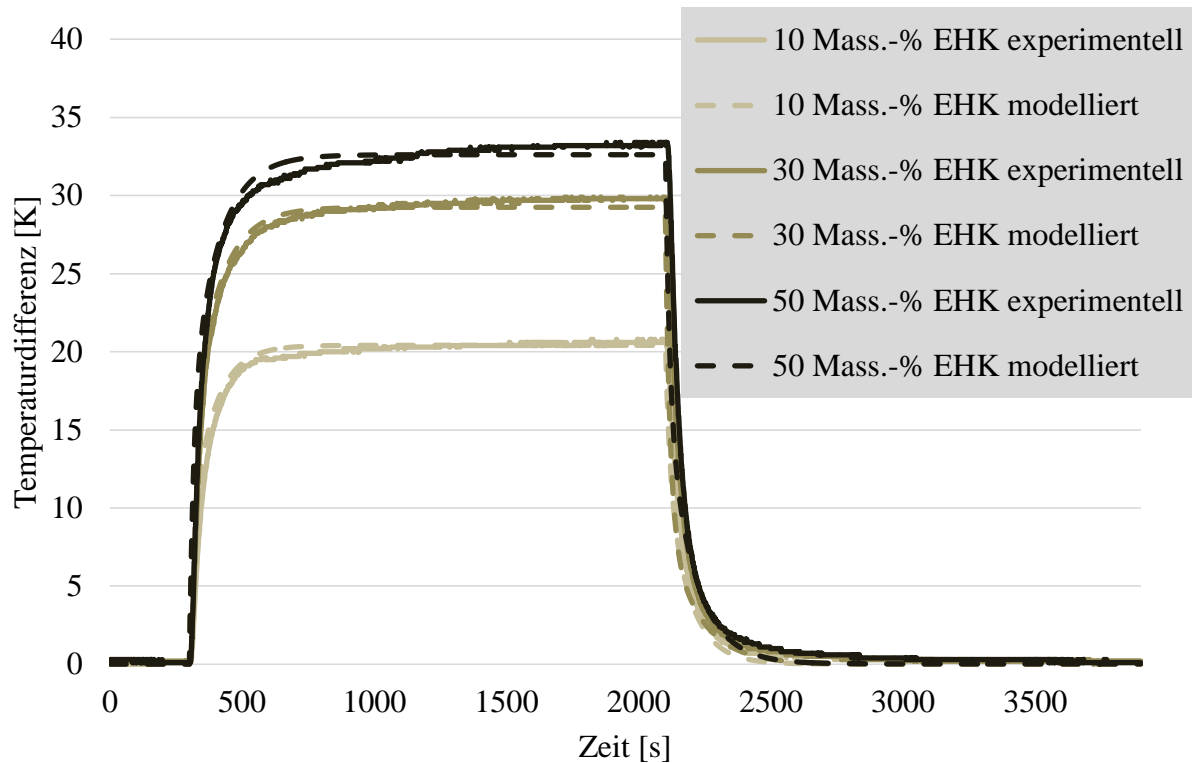


Abbildung. 22. Vergleich der experimentellen und modellierten Temperaturen am Eintritt und Austritt der Wirbelschicht einer induktiv beheizten Schüttung aus GK (0,98 mm) und EHK (3,22 mm) bei verschiedenen EHK-Anteilen, $M_{Sch} = 5,00$ kg, $P_{ind} = 4,00$ kW, $w_{gas} = 3,21$ m/s

Abbildung 22 zeigt, dass die Temperaturdifferenz mit dem Anteil der EHK zunimmt. Dieser Effekt einer Erhöhung des EHK-Anteils nimmt jedoch ab, je höher der Ausgangsanteil der EHK an der Schichtmasse ist. Mit steigendem EHK-Anteil verringert sich außerdem die Oberfläche der Inertpartikeln. Um eine optimale Schichtzusammensetzung zu wählen, muss ein Kompromiss zwischen dem Wirkungsgrad der Erwärmung und der zur Verfügung stehenden Inertpartikeloberfläche gefunden werden. Für weitere Versuche wurde ein EHK-Anteil von 30 Mass.-% gewählt. Eine Erhöhung hätte nur zur geringfügigen Steigerung der Lufttemperatur geführt. Mit einem Inertpartikelanteil von 70 % stand weiterhin eine große Fläche für die dargestellten in nächsten Kapiteln Produktformulierungsprozessen zur Verfügung.

In Abbildung 23 zeigt sich erneut, dass die Temperatur der EHK deutlich über der Gastemperatur liegt. Die modellierte Temperatur des Gases und der Partikel stimmen gut mit der im Experiment gemessenen Gasaustrittstemperatur überein. Die Wandtemperatur weist erneut ein verhältnismäßig träges Temperaturverhalten auf.

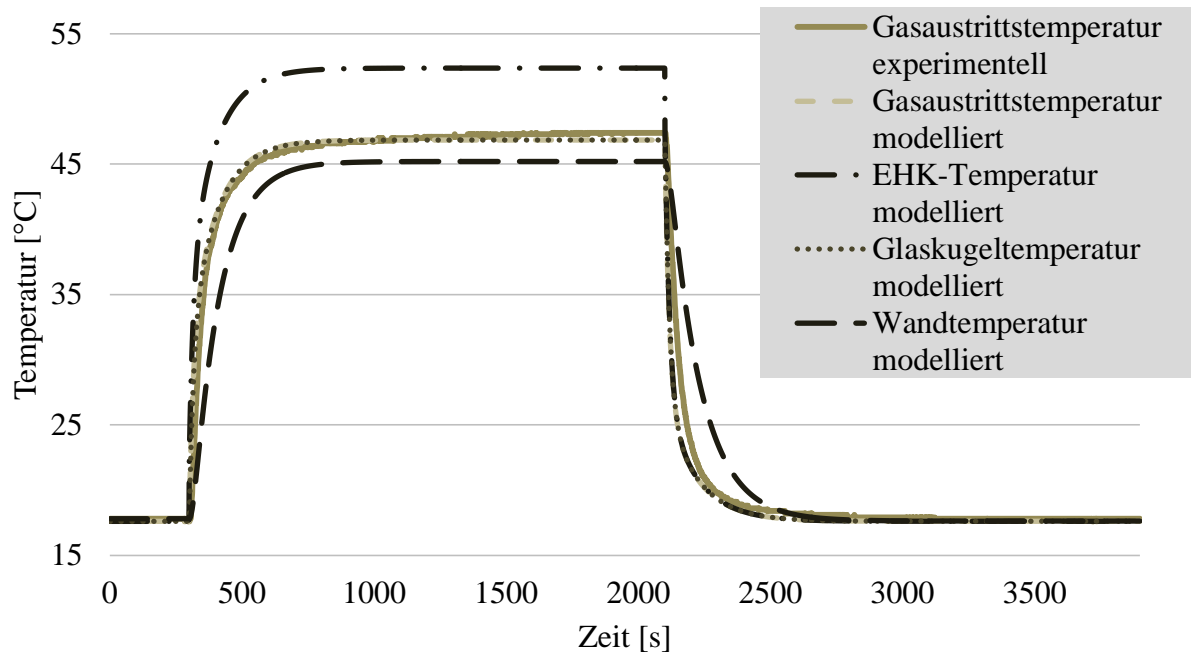


Abbildung. 23. Gegenüberstellung der modellierten Partikel-, Wand- und Gastemperatur mit der experimentell ermittelten Gasaustrittstemperatur, $M_{\text{Sch}} = 5,00 \text{ kg}$, 30 Mass.-% EHK (3,22 mm) 70 Mass.-% Glaskugeln (0,98 mm), $P_{\text{ind}} = 4,00 \text{ kW}$, $w_{\text{gas}} = 3,21 \text{ m/s}$

Variation der eingespeisten Induktionsleistung (Versuchsreihe 1)

Bei dieser Variation der eingespeisten Leistung wurden Temperaturdifferenzen zwischen Eintritt und Austritt der Wirbelschichtkammer von 20 K, 40 K und 60 K angestrebt. Für den Vergleich der Beheizung wurden 5 kg Schichtmasse mit einem EHK-Anteil von 30 Mass.-% verwendet.

Abbildung 24 zeigt, dass die Temperaturdifferenzen bereits nach wenigen Minuten konstant verlaufen. Der Vergleich von experimentellen Daten und Modell zeigt erneut eine gute Übereinstimmung, lediglich bei einer eingespeisten Leistung von 7,2 kW weichen Modell und Experiment im Verlauf der Erwärmungsphase voneinander ab.

In Abbildung 25 sind die berechneten Temperaturen bei einer eingespeisten Leistung von 7,2 kW gegeben. Zu Beginn der Beheizungsphase weichen Modell und Experiment leicht voneinander ab, die tatsächliche und die berechnete Endtemperatur stimmen jedoch überein.

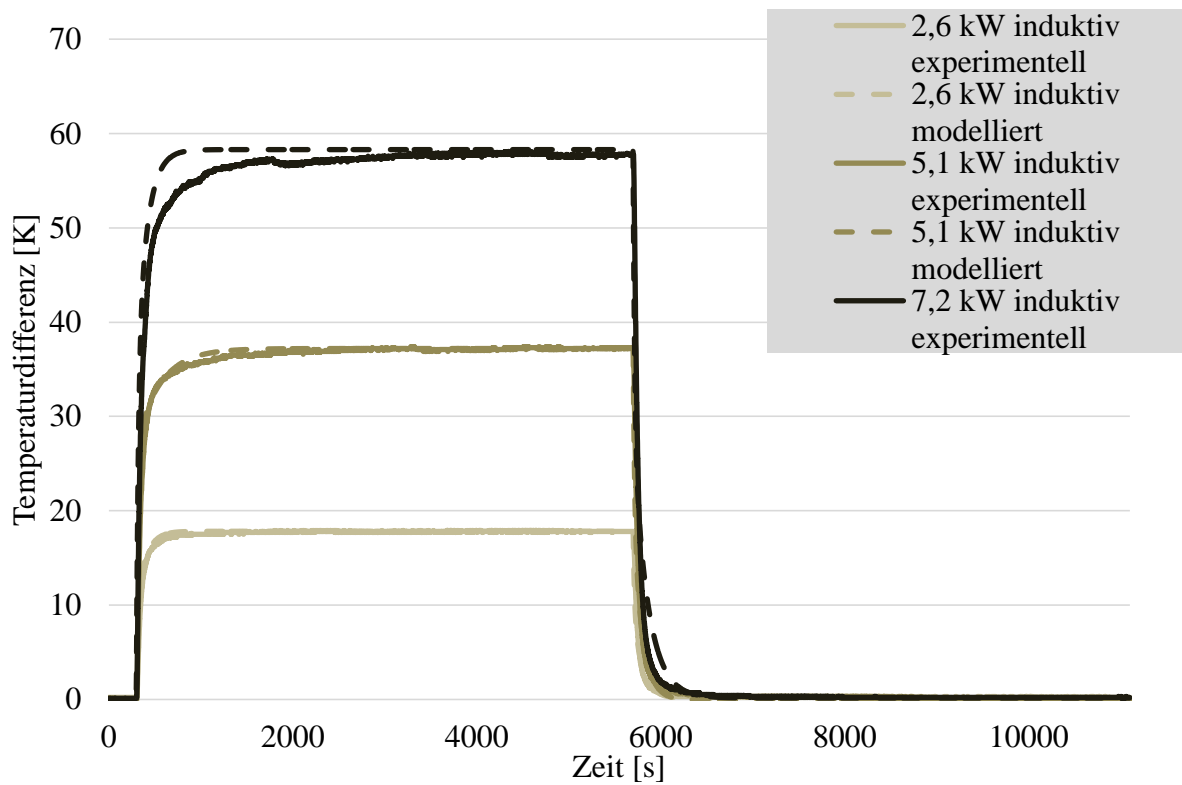


Abbildung. 24. Vergleich der experimentellen und modellierten Temperaturen zwischen Eintritt und Austritt der Wirbelschicht bei induktivem Energieeintrag mit verschiedenen Leistungen, $M_{Sch} = 5,00$ kg, 30 Mass.-% EHK (3,22 mm) 70 Mass.-% GK (0,98 mm), $w_{gas} = 3,21$ m/s

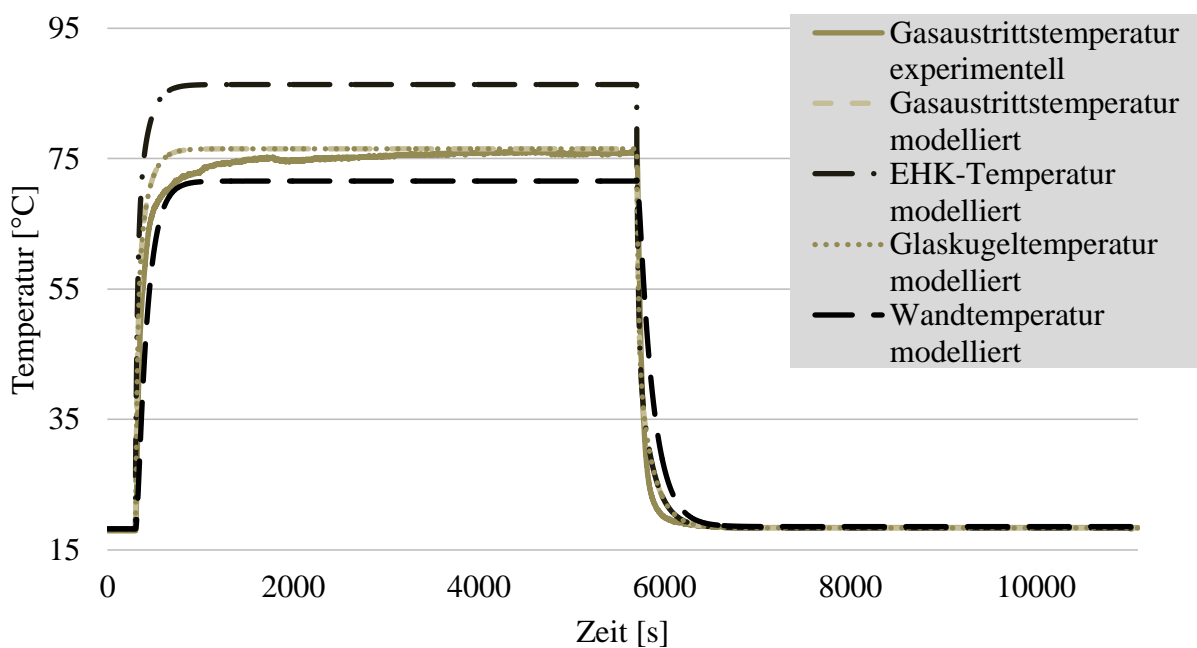


Abbildung. 25. Gegenüberstellung der modellierten Partikel-, Wand- und Gastemperatur mit der experimentell ermittelten Gasaustrittstemperatur, $M_{Sch} = 5,00$ kg, 30 Mass.-% EHK (3,22 mm) 70 Mass.-% Glaskugeln (0,98 mm), $P_{ind} = 7,20$ kW, $w_{gas} = 3,21$ m/s

2.3. Modellbasierte Untersuchung der Wärmeübergänge einer Induktionswirbelschicht mit stationärem Wärmeträger (Rohr + Inertpartikeln)

2.3.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf

Ziel dieses dritten Forschungskomplexes ist es, ein zweites Wärmeübergangsmodell mit drei Differentialgleichungen erster Ordnung vorzustellen. Sie dienen jeweils der Berechnung der Temperaturen eines stationären elektrisch leitenden Wärmeträgers (stationär montiertes Rohr in der Mitte der Wirbelkammer), der rund um das Rohr wirbelnden Partikeln (Glaskugeln oder pyrogene Kieselsäure (HDK[®])) und des Fluidisierungsmediums (Umgebungsluft bzw. Druckluft).

Für die Realisierung der experimentellen Untersuchungen (für Vergleich Modell-Experiment) wurde in diesem Kapitel die in Kapitel 1 detailliert beschriebene Induktionswirbelschicht WSA 139 verwendet. Da es bei diesem Forschungskomplex hauptsächlich um hochtemperaturige Versuche (bis ca. 1000 °C Temperatur des stationären Wärmeträgers) handelte, wurden die üblichen Glaszylinder aus Borosilikatglas mit hochtemperaturresistenten Zylindern aus Quarzglas ersetzt. Die ursprünglichen Flansche für die Befestigung aller Glaszylinder aus Sperrholz wurden ebenso mit hochtemperaturresistenten Flanschen aus Calciumcarbonat ersetzt. Zum Erreichen einer guten Fluidisierung der sehr feinen pyrogenen Kieselsäure wurde ein gelaserter Anströmboden mit einem Öffnungsverhältnis von 0,27 % eingesetzt.

Das für die durchgeführten Erwärmungsversuche verwendete Schichtmaterial bestand aus der in der Industrie breit verwendeter pyrogener Kieselsäure. Die Eigenschaften der verwendeten HDK[®]-Partikeln sind in Tabelle 7 gezeigt.

Tabelle 7: Liste des verwendeten Versuchsmaterials (Forschungskomplex 3)
(Produktbroschüre Wacker, 2017)

	Pyrogene Kieselsäure
Sauterdurchmesser [mm]	0,012
scheinbare Dichte [kg/m ³]	40,0

Als ein fest montierter und elektrisch leitender Wärmeträger wurde ein in der Mitte der Wirbelkammer eingebautes Rohr aus Edelstahl mit der Werkstoffnummer 1.4541 verwendet. Das Rohr besaß eine Dicke von 1,5 mm, einen Außendurchmesser von 80 mm und eine Höhe von 200 mm. Für die in diesem dritten Forschungskomplex gegebenen Versuche befand sich das Rohr in einem Abstand von 105 mm vom Anströmboden entfernt. Somit lag es genau mittig innerhalb der Induktionsspule.

Zum Validieren des in diesem Forschungskomplex 3 vorgestellten mathematischen Wärmeübergangsmodells wurden Experimente mit Variation der eingespeisten Induktionsleistung (3, 5, 7 und 10 kW) bei gleichbleibendem Luftmassenstrom von 3 kg/h realisiert.

Die Versuche wurden nach einem festen Schema durchgeführt. Dabei wurden, ab Beginn des Versuches, nach einer Minute die Ausgangszustände der gemessenen Temperaturen (Edelstahlrohr und HDK[®]-Partikeln) für ca. 15 Sekunden aufgenommen. Nachdem 5 Minuten zur Aufnahme der Basiswerte (Versuchsphase 1) vergangen sind, wurde die Induktion aktiviert und die Aufheizphase für 30 Minuten (Versuchsphase 2) aufgenommen. Während der zweiten Versuchsphase wurden die entsprechenden Temperaturen durch die in der Wirbelkammer befindenden Thermoelemente (Typ-K) alle 2 Minuten für ca. 15 Sekunden erfasst. Während einer Messung der Temperaturen wurde die Induktion deaktiviert um mögliche Schäden durch das elektromagnetische Wechselfeld der Messinstrumente zu vermeiden. Die dritte Versuchsphase war die Abkühlung der Apparatur auf Umgebungstemperatur und dauerte noch 30 Minuten.

2.3.2. Wärmeübergangsmodell

Das hier vorgestellte Modell und seine analytische Herleitung zeigen eine detaillierte Methode zur Berechnung der Temperaturen eines stationären elektrisch leitenden Wärmeträgers, der wirbelnden Partikeln und des Fluidisierungsmediums. Abbildung 26 zeigt eine schematische Darstellung des verwendeten Wärmeübergangsmodells.

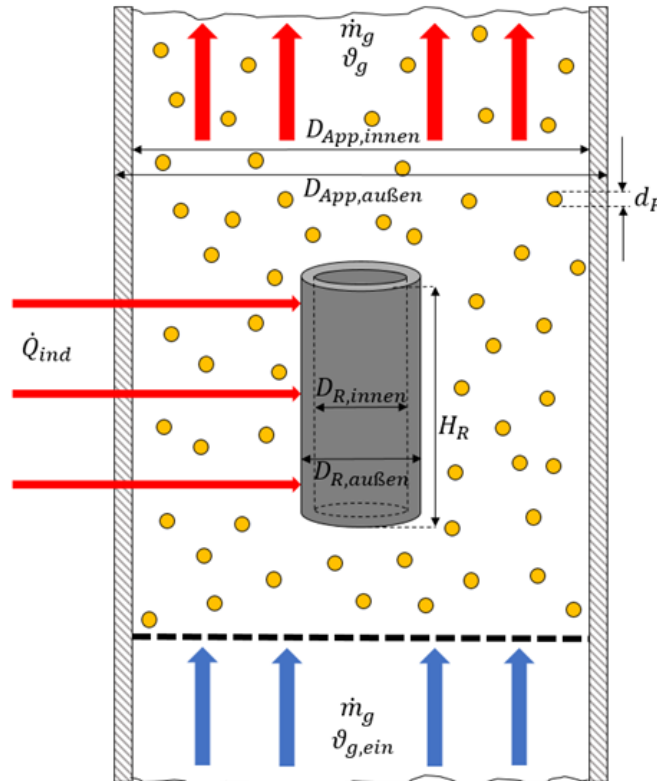


Abbildung. 26. Schematische Darstellung des Wärmeübergangsmodells (Rohr + Inertpartikeln)

Gezeigt wird hier das Innere einer Wirbelkammer mit dem eingebauten Anströmboden (die schwarz gestrichelte Linie). Von unten strömt ein kaltes Fluidisierungsgas (Umgebungsluft) mit dem Massenstrom \dot{m}_g und der Temperatur $\vartheta_{g,ein}$ (blaue Pfeile) in die Wirbelkammer und verlässt sie oben im erwärmten Zustand bei der Temperatur ϑ_g wieder (rote Pfeile).

In der Kammer befinden sich weiterhin die zu fluidisierenden Partikeln (gelb dargestellt) mit dem Durchmesser d_p bzw. d_{32} , der Dichte ρ_p und der spezifischen Wärme $c_{p,p}$. Es müssen ebenfalls die Gesamtmasse der Partikeln m_p und deren Temperatur vor Beginn der Erwärmung $\vartheta_{p,0}$ bekannt sein. Aus den gegebenen Daten kann die Gesamtoberfläche der Partikeln A_p berechnet werden.

In der Wirbelkammer fest montiert ist der Wärmeträger (das Edelstahlrohr), der in der Abbildung 26 als graues zylindrisches Rohr dargestellt ist. Für die mathematische Berechnung werden hierbei die Materialkennndaten dieses Wärmeträgers benötigt (Dichte ρ_R und die spezifische Wärmekapazität $c_{p,R}$). Weiterhin müssen der Innendurchmesser $D_{R,innen}$

und der Außendurchmesser $D_{R,au\beta en}$ sowie Höhe H_R und Anfangstemperatur des Edelstahlrohres $\vartheta_{R,0}$ bekannt sein. Ist dies der Fall, können aus diesen Parametern die äußere $A_{R,au\beta en}$ und die innere Oberfläche $A_{R,innen}$ des Wärmeträgers und somit auch dessen Gesamtoberfläche A_R ermittelt werden. Außerdem ist es notwendig, das Volumen V_R und die Masse m_R zu berechnen.

Bei Betrachtung der Wirbelschichtapparatur selbst ist es erforderlich, Innen- und Außendurchmesser der Wirbelkammer ($D_{App,innen}$ und $D_{App,au\beta en}$) und die Höhe des wirksamen Apparates H_{App} zu kennen. Aus diesen Angaben lässt sich wiederum die Wandfläche $A_{App-Wand}$ des Apparates errechnen.

Weitere nötige Parameter für die Berechnung der Energiezufuhr in die Wirbelschichtapparatur sind die eingespeiste Induktionsleistung \dot{Q}_{ind} (in Abbildung 26 dargestellt als drei horizontale rote Pfeile), die Umgebungstemperatur ϑ_{Um} , der Wärmedurchgangskoeffizienten durch die Apparatewand k (in $W/(m^2 \cdot K)$) und die Wärmeübergangskoeffizienten für den Übergang der Wärme des Rohres auf das Fluidisierungsgas α_{R-Gas} und den Übergang der Wärmeenergie der Partikeln auf die Umgebung.

Der in Abbildung 26 grafisch gezeigten Modellvorstellung liegen folgende Annahmen und Vereinfachungen zugrunde:

1. Die Partikeln in der Wirbelschichtkammer werden als monodispers und ideal durchmischt bzw. homogen angesehen.
2. Die induktive Energieübertragung ist entkoppelt und wird ohne Zeitverzögerung an dem Wärmeträger (das Rohr) wirksam.
3. Die Übertragung der eingespeisten Leistung erfolgt vom Wärmeträger (das Rohr) zum umströmenden Fluidisierungsgas.
4. Die Verluste bei der Energieeinbringung beschränken sich nur auf den Generator, den Schwingkreis, die Induktionsspule und die Wärmeabstrahlung an die Umgebung.
5. Die vom Gas aufgenommene Wärmeenergie wird nur an die Partikeln und die Umgebung abgegeben.
6. Die Aufheizung der Wand der Wirbelschichtapparatur wird vernachlässigt.
7. Die eingesetzten Stoffwerte, wie Dichten, Wärmeübergangskoeffizienten, spezifische Wärmekapazitäten und Wärmedurchgangskoeffizienten werden als nicht temperaturabhängig und somit konstant angesehen.

Das in diesem dritten Forschungskomplex vorgestellte Berechnungsmodell enthält drei Gleichungen. Zwei von diesen drei Gleichungen sind lineare Differentialgleichungen erster Ordnung. Sie dienen jeweils der Ermittlung der Temperaturen des Wärmeträgers (das Rohr), der Partikeln und des Fluidisierungsgases. Mit der folgenden Gleichung (48) wird zunächst der Wärmeträger näher betrachtet.

$$m_R \cdot c_{P,R} \cdot \frac{d\vartheta_R}{dt} = -\alpha_{R-Gas} \cdot A_R \cdot (\vartheta_R - \vartheta_g) + \dot{Q}_{ind} \quad (48)$$

Wird diese umgestellt nach der zeitlichen Änderung der Rohrtemperatur, ergibt sich die Gleichung (49).

$$\frac{d\vartheta_R}{dt} = -\frac{\alpha_{R-Gas} \cdot A_R}{m_R \cdot c_{P,R}} \cdot (\vartheta_R - \vartheta_g) + \frac{\dot{Q}_{ind}}{m_R \cdot c_{P,R}} \quad (49)$$

Abschließend wird die Differentialgleichung noch zur Vereinfachung modifiziert, indem zwei spezifische Größen eingeführt werden. Die erste Größe ist die Stanton-Zahl St , welche sich nach Gleichung (50) berechnen lässt.

$$St = \frac{\alpha}{w \cdot \rho \cdot c_P} \quad (50)$$

Für den Einsatz in Gleichung (49) wird die Stanton-Zahl leicht modifiziert. Sie wird im Folgenden als modifizierte Stanton-Zahl St'_R bezeichnet und ist nicht mehr dimensionslos. Sie hat die Einheit 1/s und ist bezogen auf das Rohr bzw. den Wärmeträger. Berechnet wird sie mit Hilfe der Gleichung (51).

$$St'_R = \frac{\alpha_{R-Gas} \cdot A_R}{m_R \cdot c_{P,R}} \quad (51)$$

Die zweite spezifische Größe, die eingeführt wird, ist die spezifische Induktionsleistung \dot{Q}_{ind}^* , ist in der Berechnungsgleichung (52) dargestellt und hat die Einheit K/s.

$$\dot{Q}_{ind}^* = \frac{\dot{Q}_{ind}}{m_R \cdot c_{P,R}} \quad (52)$$

Werden die Gleichungen (51) und (52) in (49) eingesetzt, so entsteht eine kompakte Form dieser Differentialgleichung. Dies ist in der Gleichung (53) erkennbar.

$$\frac{d\vartheta_R}{dt} = -St'_R \cdot (\vartheta_R - \vartheta_g) + \dot{Q}_{ind}^* \quad (53)$$

Die zweite Differentialgleichung, die Gleichung (54), beschreibt die zeitliche Änderung der Temperatur der Partikeln nach der Umstellung. Es ergibt sich daraufhin die Gleichung (55).

$$m_P \cdot c_{P,P} \cdot \frac{d\vartheta_P}{dt} = -\alpha_{P-Gas} \cdot A_P \cdot (\vartheta_P - \vartheta_g) \quad (54)$$

$$\frac{d\vartheta_P}{dt} = -\frac{\alpha_{P-Gas} \cdot A_P}{m_P \cdot c_{P,P}} \cdot (\vartheta_P - \vartheta_g) \quad (55)$$

Bei dieser Differentialgleichung (55) wird auch eine modifizierte Stanton-Zahl eingeführt St'_p , die sich dabei auf die Partikel bezieht (siehe Gleichung (56)).

$$St'_p = \frac{\alpha_{P-Gas} \cdot A_P}{\dot{m}_p \cdot c_{p,p}} \quad (56)$$

Nach dem Einsetzen von Gleichung (56) in (55) ergibt sich demnach die Gleichung (57).

$$\frac{d\vartheta_p}{dt} = -St'_p \cdot (\vartheta_p - \vartheta_g) \quad (57)$$

Gleichung (58) beschreibt die aufgestellte Bilanz für das Fluidisierungsgas, welche benötigt wird um die dritte zu betrachtende Gleichung aufzustellen. Die dritte Gleichung ist notwendig, um die Gastemperatur in Abhängigkeit von der Partikel- bzw. Rohrtemperatur zu ermitteln.

$$\begin{aligned} \dot{m}_g \cdot c_{p,g} \cdot (\vartheta_g - \vartheta_{g,ein}) &= \alpha_{R-Gas} \cdot A_R \cdot (\vartheta_R - \vartheta_g) \\ &+ \alpha_{P-Gas} \cdot A_P \cdot (\vartheta_p - \vartheta_g) \\ &+ k \cdot A_{App-Wand} \cdot (\vartheta_{Um} - \vartheta_g) \end{aligned} \quad (58)$$

Als weitere Vereinfachung wird eine andere dimensionslose Kennzahl (NTU (engl. Number of Transfer Units)) eingeführt. Diese Kennzahl kann in dem hier betrachteten Fall sowohl auf den Wärmeträger (NTU_R), die Partikeln (NTU_P) und die Wirbelschichtapparatur (NTU_{App}) angewandt werden. Deren Definitionen sind in Gleichungen (59), (60) und (61) gegeben.

$$NTU_R = \frac{\alpha_{R-Gas} \cdot A_R}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \quad (59)$$

$$NTU_P = \frac{\alpha_{P-Gas} \cdot A_P}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \quad (60)$$

$$NTU_{App} = \frac{k \cdot A_{App}}{\dot{m}_g \cdot c_{p,g}} \quad (61)$$

Werden die NTU-Werte in die Gleichung (58) integriert und diese nach der Temperatur des Gases umgestellt, so entsteht die Gleichung (62). Sie kann auch in Form von (63) ausgedrückt werden und wird für die unten gegebene analytische Lösung verwendet.

$$\vartheta_g = \frac{\vartheta_{g, \text{ein}} + \vartheta_{Um} \cdot NTU_{App} + \vartheta_R \cdot NTU_R + \vartheta_P \cdot NTU_P}{1 + NTU_R + NTU_P + NTU_{App}} \quad (62)$$

$$\begin{aligned} \vartheta_g &= \frac{\vartheta_{g, \text{ein}} + \vartheta_{Um} \cdot NTU_{App}}{1 + NTU_R + NTU_P + NTU_{App}} \\ &\quad + \vartheta_R \cdot \frac{NTU_R}{1 + NTU_R + NTU_P + NTU_{App}} \\ &\quad + \vartheta_P \cdot \frac{NTU_P}{1 + NTU_R + NTU_P + NTU_{App}} \end{aligned} \quad (63)$$

Mit den gegebenen Gleichungen (53), (57), (62) und (63) können die zeitlichen Änderungen der Temperaturen bezüglich des Wärmeträgers, der Partikeln in der Wirbelschichtkammer sowie des Fluidisierungsgases ermittelt werden. Es handelt sich dabei um drei Gleichungen mit drei unbekanntem Variablen. Dieses Gleichungssystem ist demnach geschlossen und eindeutig analytisch lösbar.

Um das vorgestellte Gleichungssystem (49) analytisch zu lösen, werden zunächst einige Parameter zu Konstanten zusammengefasst. Die nachfolgenden Berechnungsgleichungen (64) bis (72) stellen die Konstanten K_R , K_P sowie K_1 bis K_7 . Dabei sind K_R und K_P dimensionslos, K_1 hat die Einheit K, K_2 sowie K_3 , K_5 und K_6 haben die Einheit 1/s, K_4 und K_7 kommen in der Dimension K/s vor.

$$K_R = \frac{NTU_R}{1 + NTU_R + NTU_P + NTU_{App}} \quad (64)$$

$$K_P = \frac{NTU_P}{1 + NTU_R + NTU_P + NTU_{App}} \quad (65)$$

$$K_1 = \frac{\vartheta_{g, \text{ein}} + \vartheta_{Um} \cdot NTU_{App}}{1 + NTU_R + NTU_P + NTU_{App}} \quad (66)$$

$$K_2 = St'_R \cdot (K_R - 1) \quad (67)$$

$$K_3 = St'_R \cdot K_P \quad (68)$$

$$K_4 = \dot{Q}_{ind}^* + St'_R \cdot K_1 \quad (69)$$

$$K_5 = St'_P \cdot K_R \quad (70)$$

$$K_6 = St'_P \cdot (K_P - 1) \quad (71)$$

$$K_7 = St'_P \cdot K_1 \quad (72)$$

Die aufgestellten Gleichungen für die Konstanten werden mit den vorherigen Gleichungen (53), (57) und (63) abgeglichen. Dabei werden die bekannten Terme durch die neuen Konstanten ersetzt (Gleichungen (73), (74) und (75)).

$$\frac{d\vartheta_R}{dt} = \vartheta_R \cdot K_2 + \vartheta_P \cdot K_3 + K_4 \quad (73)$$

$$\frac{d\vartheta_P}{dt} = \vartheta_R \cdot K_5 + \vartheta_P \cdot K_6 + K_7 \quad (74)$$

$$\vartheta_g = \vartheta_R \cdot K_R + \vartheta_P \cdot K_P + K_1 \quad (75)$$

Damit die Berechnungsgleichungen (73), (74) und (75) gelöst werden, werden Substitutionen bei den Differentialgleichungen durchgeführt. Dazu werden die Rohr- bzw. Partikeltemperatur durch die nachfolgenden Gleichungen (76) und (77) ersetzt.

$$\vartheta_R = \vartheta_A + b_A \quad (76)$$

$$\vartheta_P = \vartheta_B + b_B \quad (77)$$

Nachdem diese in Berechnungsgleichungen (73) und (74) integriert werden, entstehen die folgenden Gleichungssysteme (78) und (79).

$$\frac{d\vartheta_R}{dt} = K_2 \cdot (\vartheta_A + b_A) + K_3 \cdot (\vartheta_B + b_B) + K_4 \quad (78)$$

$$\frac{d\vartheta_P}{dt} = K_5 \cdot (\vartheta_A + b_A) + K_6 \cdot (\vartheta_B + b_B) + K_7 \quad (79)$$

Im Anschluss können die zeitlichen Änderungen der beiden Temperaturen, $d\vartheta_R/dt$ und $d\vartheta_P/dt$, sowie die Hilfsgrößen ϑ_A und ϑ_B gleich Null gesetzt werden, um die Parameter b_A und b_B zu berechnen. Dies ist nun möglich, da zwei Gleichungen mit den beiden

unbekannten Parametern erzeugt werden. Schließlich ergeben sich für b_B (Gleichung (80)) und b_A (Gleichung (81)) die nachfolgenden Zusammenhänge.

$$b_B = \frac{K_7 \cdot K_2 - K_4 \cdot K_5}{K_3 \cdot K_5 - K_6 \cdot K_2} \quad (80)$$

$$b_A = - \frac{K_3 \cdot K_7 \cdot K_2 - K_3 \cdot K_4 \cdot K_5}{K_3 \cdot K_5 \cdot K_2 - K_6 \cdot K_2^2} - \frac{K_4}{K_2} \quad (81)$$

Differentialgleichungen (82) und (83) beschreiben die zeitliche Abhängigkeit der Hilfstemperaturen ϑ_A und ϑ_B .

$$\frac{d\vartheta_A}{dt} = K_2 \cdot \vartheta_A + K_3 \cdot \vartheta_B \quad (82)$$

$$\frac{d\vartheta_B}{dt} = K_5 \cdot \vartheta_A + K_6 \cdot \vartheta_B \quad (83)$$

Anschließend kann Gleichung (82) zeitlich abgeleitet werden. Des Weiteren wird die Gleichung (83) in die differenzierte Gleichung von (82) eingesetzt. Die darin enthaltene Temperatur ϑ_B kann dabei ersetzt werden, indem Gleichung (82) nach dieser umgestellt wird. Dies bewirkt, dass die Differentialgleichung nur noch den Parameter ϑ_A enthält. Sie kann jetzt aufgelöst und umgestellt werden und erreicht die Form einer linearen homogenen Differentialgleichung zweiter Ordnung (Gleichung (84)).

$$\frac{d^2\vartheta_A}{dt^2} + (-K_2 - K_6) \cdot \frac{d\vartheta_A}{dt} + (K_6 \cdot K_2 - K_3 \cdot K_5) \cdot \vartheta_A = 0 \quad (84)$$

Dies entspricht dabei einer Differentialgleichung der in (85) ersichtlichen Darstellungsweise. Die dazugehörige charakteristische Gleichung ist in (86) zu erkennen (Papula, 2017).

$$y'' + a_1 \cdot y' + a_2 \cdot y = 0 \quad (85)$$

$$\lambda_{1,2} = - \frac{a_1}{2} \pm \sqrt{\frac{a_1^2}{4} - a_2} \quad (86)$$

Mit deren Hilfe lässt sich eine Lösung für ϑ_A finden (Gleichung (87)). Wird diese nach der Zeit abgeleitet und zusammen mit (87) in (82) eingesetzt, so kann auch eine Lösung für ϑ_B angegeben werden, ersichtlich in Gleichung (88).

$$\vartheta_A = C_1 \cdot \exp(\lambda_1 \cdot t) + C_2 \cdot \exp(\lambda_2 \cdot t) \quad (87)$$

$$\vartheta_B = \frac{C_1}{K_3} \cdot (\lambda_1 - K_2) \cdot \exp(\lambda_1 \cdot t) + \frac{C_2}{K_3} \cdot (\lambda_2 - K_2) \cdot \exp(\lambda_2 \cdot t) \quad (88)$$

Im nächsten Schritt werden die Konstanten C_1 und C_2 aus Gleichung (87) ermittelt. Dazu werden zwei Anfangsbedingungen aufgestellt.

$$\text{bei } t = 0 \text{ ist } \vartheta_R = \vartheta_{R,0} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\text{bei } t = 0 \text{ ist } \vartheta_P = \vartheta_{P,0} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$$

Unter Berücksichtigung der Anfangsbedingungen und der Gleichungen (76) und (77) können die Hilfstemperaturen $\vartheta_{A,0}$ und $\vartheta_{B,0}$ zum Zeitpunkt $t = 0$ ermittelt werden. Schließlich ist eine Berechnung der Konstanten möglich, für C_2 gilt die Gleichung (89) und für C_1 ergibt sich (90).

$$C_2 = \vartheta_{B,0} \cdot \frac{K_3}{\lambda_2 - \lambda_1} - \vartheta_{A,0} \cdot \frac{\lambda_1 - K_2}{\lambda_2 - \lambda_1} \quad (89)$$

$$C_1 = \vartheta_{A,0} - C_2 \quad (90)$$

Als abschließender Schritt erfolgt eine Rücksubstitution. Dabei erhält man die Gleichungen (91) und (92), mit denen die Temperaturen des Wärmeträgers (das Rohr) und der Partikeln zu bestimmen sind. Gleichung (93) dient, wie vorher beschrieben, zur Berechnung der Gastemperatur.

$$\vartheta_R = C_1 \cdot \exp(\lambda_1 \cdot t) + C_2 \cdot \exp(\lambda_2 \cdot t) + b_A \quad (91)$$

$$\vartheta_P = \frac{C_1}{K_3} \cdot (\lambda_1 - K_2) \cdot \exp(\lambda_1 \cdot t) + \frac{C_2}{K_3} \cdot (\lambda_2 - K_2) \cdot \exp(\lambda_2 \cdot t) + b_B \quad (92)$$

$$\vartheta_g = \vartheta_R \cdot K_R + \vartheta_P \cdot K_P + K_1 \quad (93)$$

2.3.3. Ergebnisse und Diskussion

Zum Validieren des vorgestellten mathematischen Modells wurden 4 Experimente mit HDK[®] durchgeführt. Die verwendeten Parameter für die modellbasierte Untersuchung der Versuche mit HDK[®] sind in Tabelle 8 dargestellt.

Tabelle 8: Verwendete Parameter für den Vergleich Modell-Experiment der Versuche mit HDK[®]

Parameter	Einheit		Parameter	Einheit	
$D_{App,Innen}$	[m]	0,139	$c_{P,R}$	$\left[\frac{J}{kg * K}\right]$	500
$D_{App,Außen}$	[m]	0,149	$c_{P,G}$	$\left[\frac{J}{kg * K}\right]$	1006,8
$H_{App,1}$	[m]	0,5	$\alpha_{R,Gas}$	$\left[\frac{W}{m^2 * K}\right]$	28
$H_{App,2}$	[m]	1,12	$\alpha_{P,Gas}$	$\left[\frac{W}{m^2 * K}\right]$	565
k	$\left[\frac{W}{m^2 * K}\right]$	10	Δt	[s]	5
H_R	[m]	0,2	t_{max}	[s]	2000
ρ_R	$\left[\frac{kg}{m^3}\right]$	7900			

In den Modellberechnungen, welche in Abbildungen 27, 28, 29 und 30 gegeben sind, sind die gemessenen bzw. modellbasiert berechneten Temperaturverläufe der HDK[®]-Partikeln, des Wärmeträgers (das Edelstahlrohr), der Luft am Austritt der Wirbelschichtkammer sowie der gemessenen Umgebungstemperatur grafisch gezeigt. Für die Ermittlung der Partikeltemperatur wurde eine Höhe von 0,5 m angenommen, da es sich dabei um die effektive Höhe der Schicht handelte. Wie aus Abbildungen 27, 28, 29 und 30 zu sehen ist erreicht die berechnete Rohrtemperatur verzögert das Maximum der gemessenen Temperaturverläufe. Die experimentell gemessene Gastemperatur an dem Austritt der Wirbelkammer weicht stärker von dem berechneten Temperaturverlauf ab. Die gemessene Partikeltemperatur liegt weit über dem berechneten Verlauf. Grund dafür ist, dass das Schichtmaterial mehr Wärme aufnimmt, so dass der Luftmassenstrom mit weniger Energie am Ausgang der Wirbelkammer gemessenen wird. Dies wirkt sich auf die Temperatur aus, die niedriger ausfällt, wobei der niedrige Luftmassenstrom ein weiterer Faktor dafür ist. Die berechnete Rohrtemperatur zeigt trotz der Verzögerung eine gute Übereinstimmung mit den reell gemessenen Temperaturen.

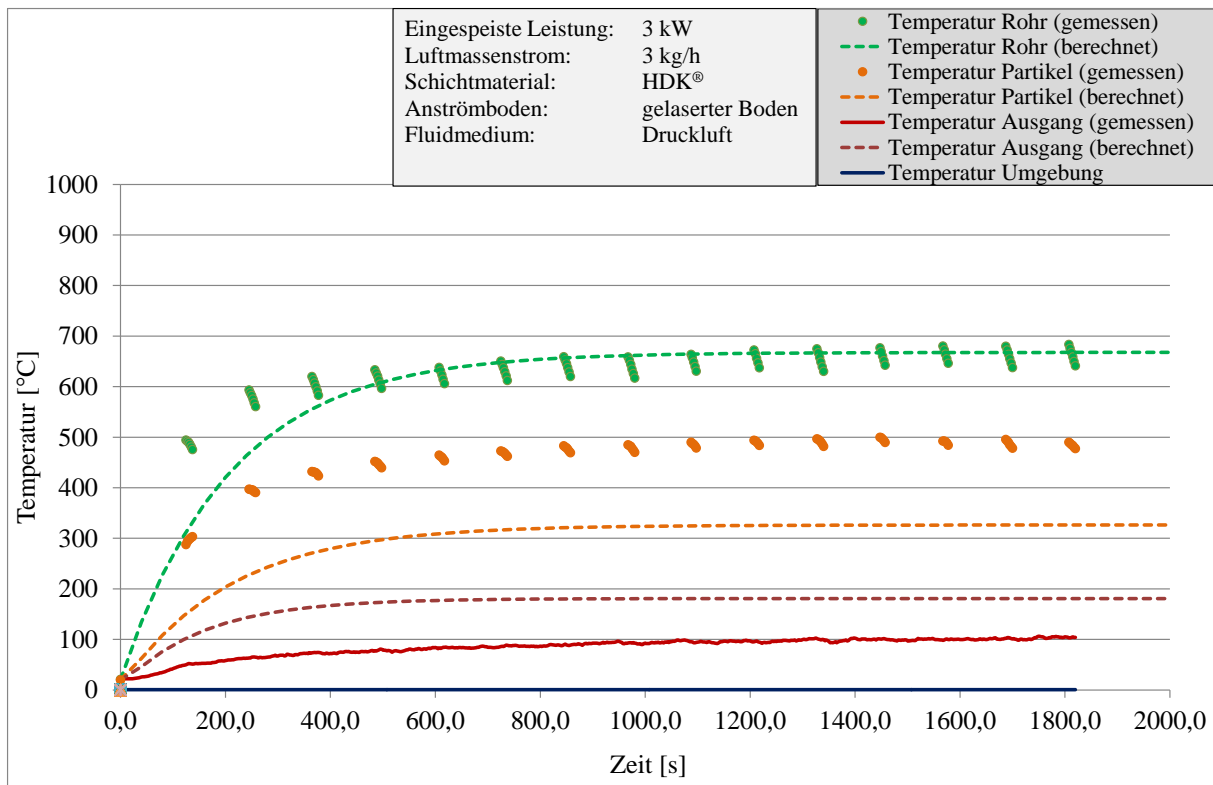


Abbildung. 27. Vergleich Modell-Experiment bei eingespeister Leistung von 3 kW

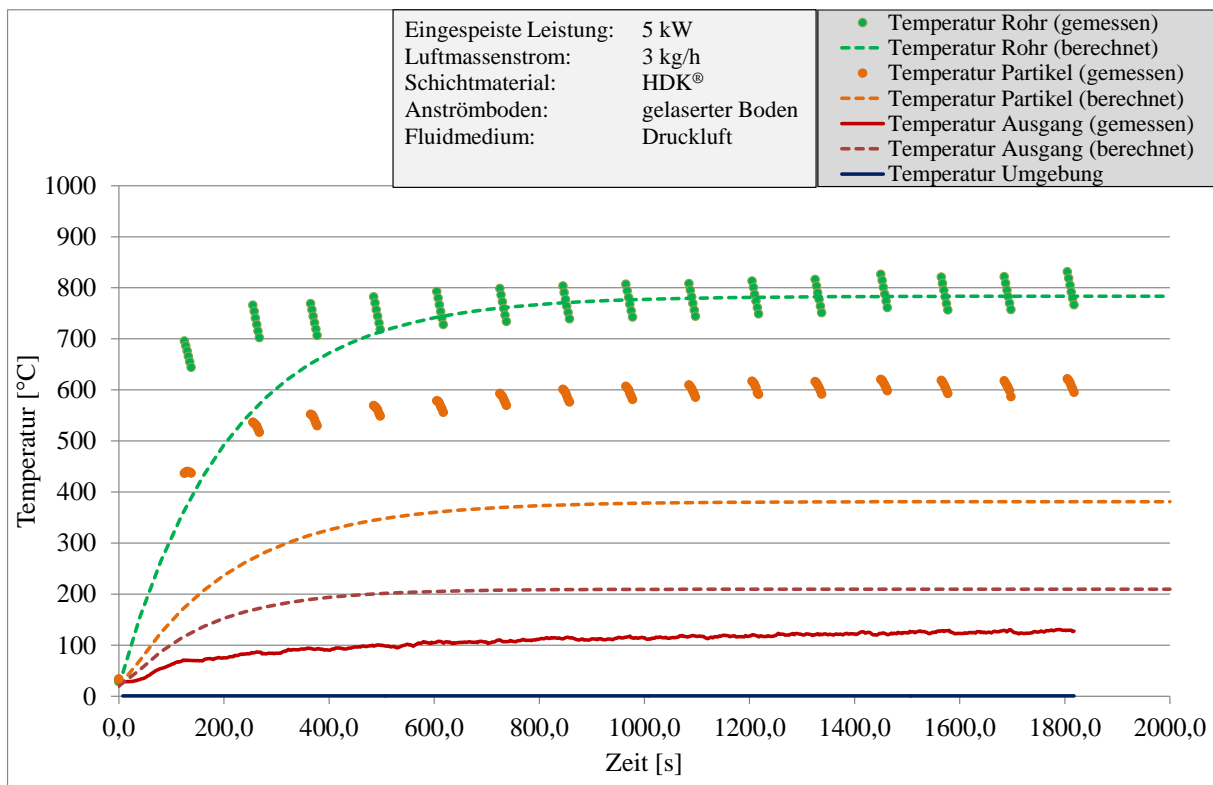


Abbildung. 28. Vergleich Modell-Experiment bei eingespeister Leistung von 5 kW

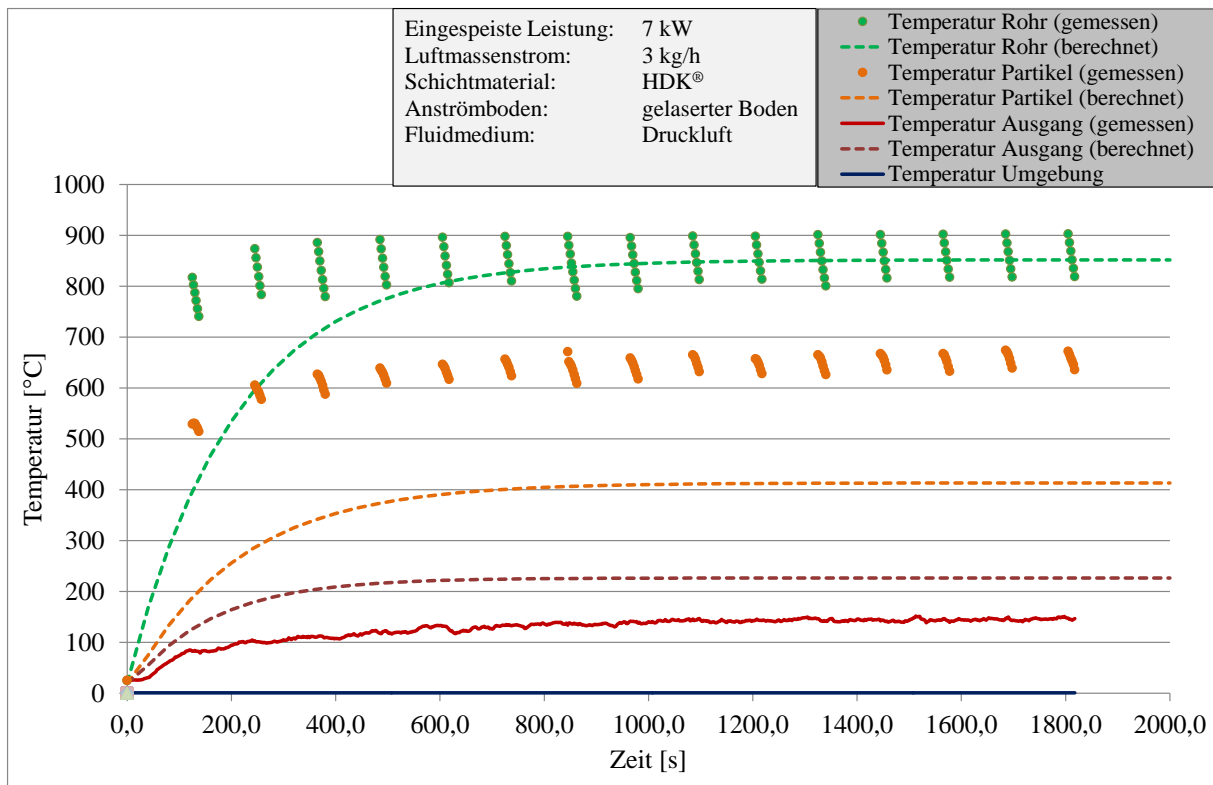


Abbildung. 29. Vergleich Modell-Experiment bei eingespeister Leistung von 7 kW

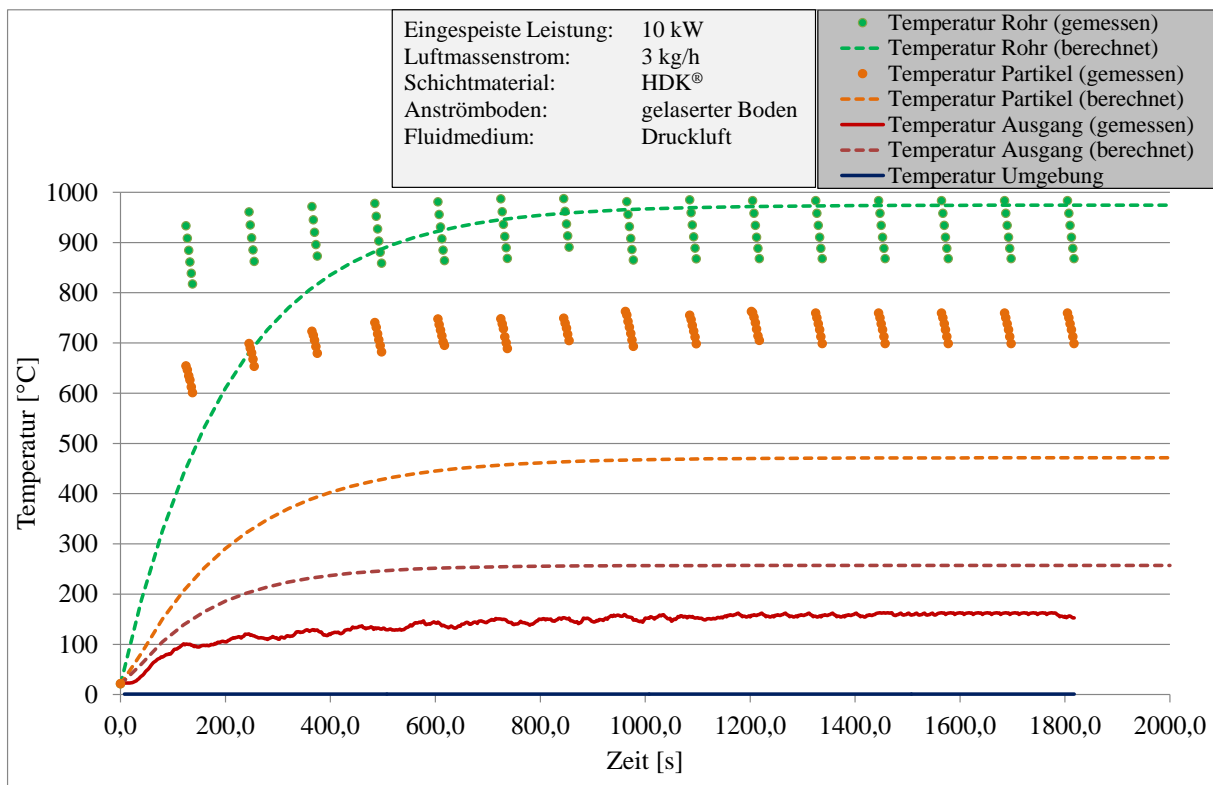


Abbildung. 30. Vergleich Modell-Experiment bei eingespeister Leistung von 10 kW

Die stärkere Abweichung der gemessenen Partikeltemperatur von der berechneten lässt sich durch die Position der direkt in der Wirbelkammer angebrachten Temperaturmessungen bzw. Sensoren erklären. Es wurde die Temperatur nur an 3 Stellen in der Umgebung des fest montierten Rohres gemessen. Die berechnete Temperatur beschreibt aber die Partikeltemperatur in der Wirbelschicht in einer Höhe von 0,5 m. Die Temperatur nimmt über dem Edelstahlrohres ab, sodass die mittlere Temperatur des Wirbelschichtbereiches an die berechnete Temperatur heranreichen würde. Außerdem ist aus den vier Abbildungen deutlich zu sehen, dass eine Steigerung der eingespeisten Induktionsleistung von 3 auf 10 kW zu einer Steigerung der Temperaturen (maximale Werte von 1000 °C an dem Wärmeträger gemessen) führt.

2.4. Untersuchung des Coatings

2.4.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf

Ziel dieses vierten Forschungskomplexes ist es, den Coatingprozess in Wirbelschichten mit neuartiger induktiver Beheizung experimentell und theoretisch zu untersuchen. Um eventuelle positive Effekte des induktiven Energieeintrages auf die Qualität der erzeugten beschichteten Partikeln zu validieren, wurden vorab experimentelle Untersuchungen des Wirbelschichtcoatingsprozesses mit konvektiver Beheizung (über das vorerwärmte Fluidisierungsgas) realisiert. Diese gleich konzipierten Vergleichsexperimente dienten als Grundlage für die zuverlässige Bewertung der Produktunterschiede bei beiden Beheizungsarten der verwendeten zylindrischen Wirbelschichtapparatur.

Für die Realisierung der experimentellen Coatingsversuche wurde die Wirbelschichtanlage WSA 200 verwendet.

Als Schichtmaterial innerhalb dieses vierten Forschungskomplexes wurden zwei nicht elektrisch leitenden Sorten Glaskugeln (GK) (hier Kernpartikeln genannt; transparente Farbe) und eine Sorte elektrisch leitfähigen EHK (hier mobiler Wärmeträger genannt; graue Farbe) eingesetzt. Tabelle 9 zeigt die Sauterdurchmesser und die scheinbaren Dichten der verwendeten Versuchsmaterialien.

Tabelle 9: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 4)

	GK	GK	EHK
Sauterdurchmesser [mm]	2,80	0,98	3,22
scheinbare Dichte [kg/m ³]	2395,0	2213,4	1661,1

Als Beschichtungssubstanz wurde wässrige Natriumbenzoatlösung mit einer Dichte von 1440 kg/m³ und mit einem Feststoffanteil von 30 Mass.-% eingesetzt. Da es sich bei den EHK um einen mobilen mitfluidisierbaren Wärmeträger (in der Wirbelschichtkammer befindlich) handelte, wurden die GK sowie die EHK mit Natriumbenzoat eingesprüht bzw. beschichtet.

Zum Veranschaulichen der Unterschiede in der Produktqualität bei dem Coatingprozess (realisiert mit induktiver bzw. konvektiver Beheizung) wurden neun beispielhafte Versuche ausgewählt, welche in Tabelle 10 gezeigt sind.

Tabelle 10: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 4)

Vers.- Nr.	Behei- zung	Sauterdurch- messer		Schicht- masse	Massenver- hältnis		Temperatur- differenz	Eindüse- rate
		[mm]	[mm]		[Mass.-%]	[K]	[Ist-Wert]	[Ist-Wert]
	[-]	EHK	GK		EHK	GK	[K]	[g/min]
1	konv.	3,23	2,84	5	30	70	59,90	57,57
2	konv.	3,23	2,84	5	0	100	60,20	61,83
3	ind.	3,23	2,84	5	30	70	59,90	59,52
4	ind.	3,23	2,84	5	30	70	59,80	93,73
5	ind.	3,23	2,84	4	30	70	60,40	65,82
6	ind.	3,23	2,84	6	30	70	60,00	63,90
7	konv.	3,23	0,98	5	30	70	59,90	66,58
8	konv.	3,23	0,98	5	0	100	60,00	66,07
9	ind.	3,23	0,98	5	30	70	60,20	62,35

Wie aus Tabelle 10 zu ersehen ist, sind die Beheizungsart der Wirbelschicht, Glaskugelart- und -durchmesser, die Eindüserate, die Schichtmasse bzw. das Massenverhältnis GK (Kernpartikeln) zu EHK (Wärmeträger) systematisch variiert worden. Alle Versuche wurden bei einem Gasmassenstrom (Fluidisierungsmedium: Umgebungsluft) von 400 kg/m^3 und bei einer effektiven Gasgeschwindigkeit von $3,21 \text{ m/s}$ (dreifache Lockerungsgeschwindigkeit der EHK) realisiert. Um eine gute Reproduzierbarkeit zwischen den einzelnen Versuchen zu gewährleisten, wurden die konvektiven Versuche ebenso mit einem 30 Mass.-% Anteil an EHK in der fluidisierbaren Partikelschüttung durchgeführt.

Die gezeigte Temperaturdifferenz in Tabelle 10 entspricht der Differenz zwischen Gaseintritt bzw. Gasaustritt in bzw. aus der Wirbelschichtkammer (im Fall von induktiver Beheizung). Im Fall von konvektiver Beheizung wurde diese Differenz zwischen Eintritt des Gases in den konvektiven elektrischen Heizer und Austritt aus der Wirbelschichtkammer genommen.

Alle neun Versuche wurden nach dem gleichen reproduzierbaren Muster durchgeführt. Die Versuche wurden in 4 Phasen aufgeteilt. Das Ziel der ersten fünfminütigen Phase war das Erreichen einer guten Durchmischung bzw. Fluidisierung der Partikelschüttung aus GK und EHK. Während der zweiten Phase wurde die Wirbelschichtanlage auf die Zieltemperatur bzw. Temperaturdifferenz induktiv bzw. konvektiv erwärmt. Die dritte Phase dauerte 120 Minuten. Während dieser dritten Phase fand der tatsächliche Coatingsprozess statt. Alle 30 Minuten wurden Produktproben direkt aus der Wirbelschichtkammer entnommen, welche im Anschluss auf Produktfeuchtigkeit (mittels Sartorius MA100 Feuchtigkeitsmessgerät), Partikelgrößenverteilung und Sphärizität (mittels Camsizer Partikelmesssystem), Schichtdicke- bzw. Porosität (mittels Procon Alpha X-Ray Computertomograph und Pyknometer) und Oberfläche (mittels Phenom TM Rasterelektronenmikroskop) untersucht wurden. Die vierte letzte Phase beinhaltete die Abkühlung der Anlage auf Umgebungstemperatur.

2.4.2. Ergebnisse und Diskussion

Feuchtigkeit der Coatings

Die Messungen der Feuchtigkeiten der erzeugten Proben mit induktiver und mit konvektiver Wirbelschichtbeheizung sind in Tabelle 11 gegeben.

Tabelle 11: Feuchtigkeiten der erzeugten Coatings (Forschungskomplex 4)

Vers.- Nr.	Beheizung [-]	Massenprozent der EHK in der Schüttung [Mass.-%]	Eindüsungszeit [min] und Coatingsfeuchtigkeit [%]			
			30	60	90	120
1	konv.	30	0,18	0,10	0,13	0,05
2	konv.	0	0,15	0,17	0,09	0,05
3	ind.	30	0,14	0,23	0,25	0,18
4	ind.	30	0,61	0,89	1,32	1,28
5	ind.	30	0,33	0,46	0,51	0,30
6	ind.	30	0,24	0,18	0,21	0,24
7	konv.	30	0,21	0,17	0,19	0,18
8	konv.	0	0,09	0,15	0,14	0,51
9	ind.	30	0,20	0,14	0,52	0,41

Aus der Tabelle 11 ist deutlich zu sehen, dass ein sehr trockenes Coatingsprodukt hergestellt wurde. Die Feuchtigkeiten aller Proben (außer Versuch 4) sind kleiner als 1 %. Die etwas höhere Produktfeuchtigkeit bei Versuch 4 lässt sich mit der höheren Eindüserate erklären. Es konnte hier kein signifikanter Einfluss der Änderung der Beheizungsart auf die Qualität der erzeugten beschichteten Produkte festgestellt werden.

Partikelgrößenverteilung der Coatings

Die beschichteten Partikeln wurden auch auf ihre Korngrößenverteilung photooptisch mittels des Partikelmesssystems Camsizer analysiert. Abbildungen 31 und 32 zeigen Vergleiche der Partikelgrößenverteilungen (Q3) der Kernpartikeln (Glaskugeln) und der Wärmeträgerpartikeln (Eisenhohlkugeln) bei den Experimenten 1 und 3 jeweils mit konvektiver und induktiver Wirbelschichtbeheizung. Wie aus den beiden Abbildungen zu sehen ist, hat die Beheizungsart der Wirbelschicht keinen signifikanten Einfluss auf die Partikelgrößenverteilung der Kernpartikeln bzw. der elektrisch leitfähigen Eisenhohlkugeln.

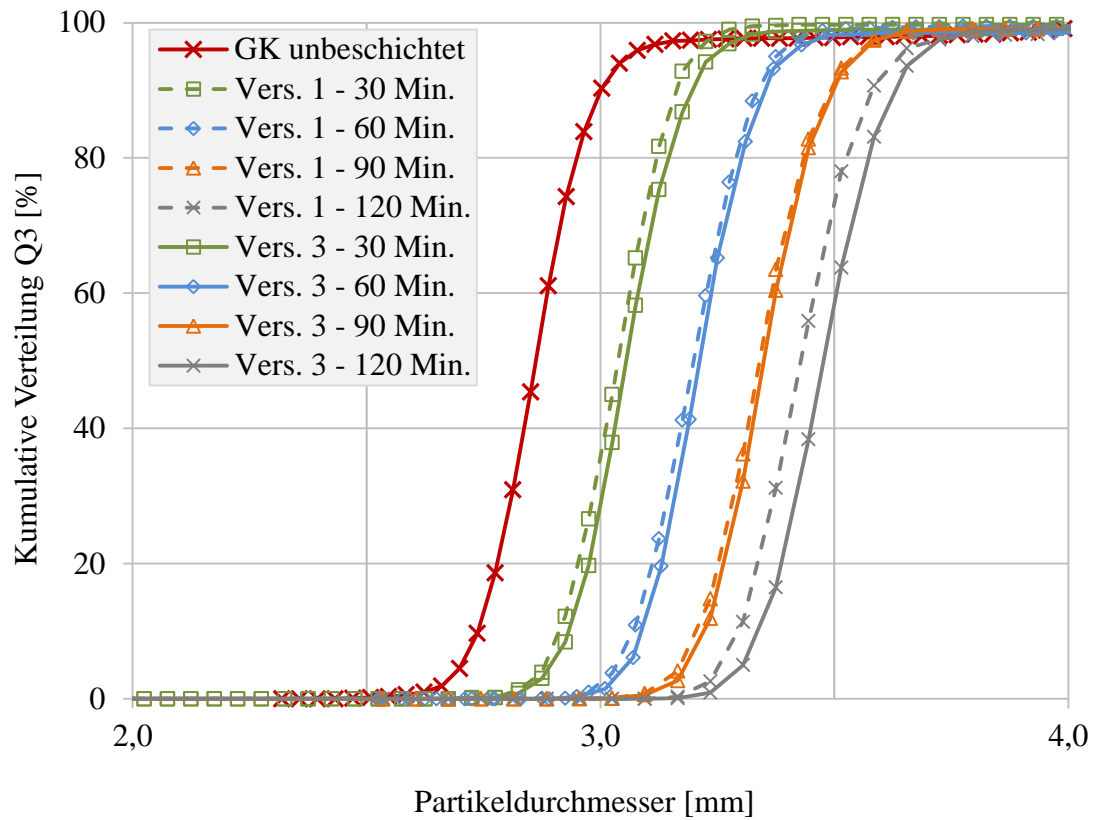


Abbildung. 31. Partikelgrößenverteilung (Q3) der beschichteten GK bei Versuch 1 (konvektiv) und Versuch 3 (induktiv)

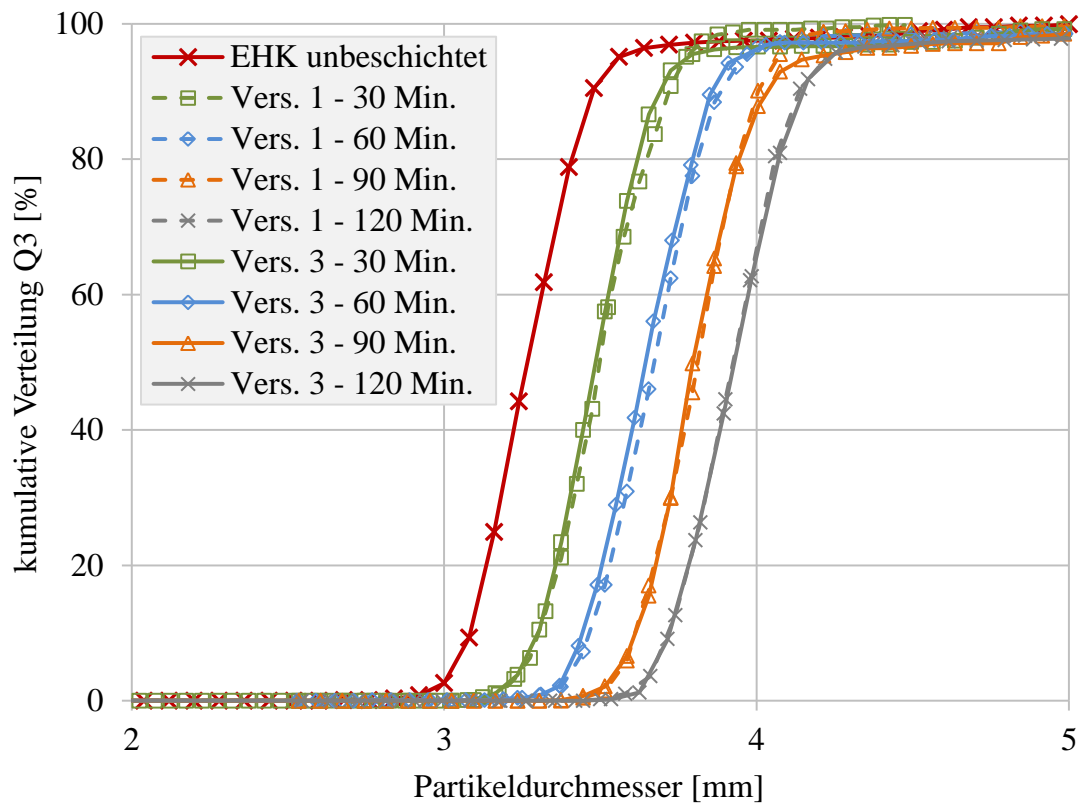


Abbildung. 32. Partikelgrößenverteilung (Q3) der beschichteten EHK bei Versuch 1 (konvektiv) und Versuch 3 (induktiv)

Die Breiten der untersuchten Partikelgrößenverteilungen mit dem Camsizer lassen sich mit dem span-Wert quantifizieren. Berechnungsformel (94) zeigt die Berechnungsmethode des span-Wertes (Bedienungsanleitung Korngrößenmesssystem Camsizer).

$$span = \frac{d_{p,90} - d_{p,32}}{d_{p,50}} \quad (94)$$

Die span-Werte und die mittleren Durchmesser (d_{50}) der erzeugten Coatings nach der Zeit der Probeentnahme sind in Tabelle 12 veranschaulicht.

Tabelle 12: Mittlere Durchmesser und span-Werte der erzeugten Coatings - Experimente 1, 2, 3, 7 und 9 (Forschungskomplex 4)

Vers.- Nr.	Eindüsenzeit	GK		EHK	
		d_{50}	span	d_{50}	span
	[min]	[mm]	[-]	[mm]	[-]
1	0	2,881	0,064	3,303	0,086
	30	3,062	0,055	3,523	0,083
	60	3,224	0,057	3,709	0,078
	90	3,370	0,058	3,847	0,070
	120	3,465	0,058	3,964	0,074
2	0	2,881	0,064	-	-
	30	3,086	0,058	-	-
	60	3,267	0,055	-	-
	90	3,425	0,056	-	-
	120	3,572	0,055	-	-
3	0	2,881	0,064	3,303	0,086
	30	3,079	0,059	3,517	0,078
	60	3,241	0,056	3,675	0,080
	90	3,385	0,056	3,830	0,078
	120	3,510	0,056	3,975	0,075
7	0	1,012	0,145	3,303	0,086
	30	1,195	0,133	3,423	0,081
	60	1,282	0,130	3,522	0,080
	90	1,360	0,119	3,598	0,077
	120	1,420	0,111	3,667	0,082
9	0	1,012	0,145	3,303	0,086
	30	1,182	0,133	3,421	0,086
	60	1,264	0,120	3,505	0,082
	90	1,349	0,118	3,595	0,082
	120	1,419	0,104	3,654	0,077

Die Breite der Partikelgrößenverteilung der unbeschichteten rohen GK und EHK ist geringfügig unterschiedlich – 0,064 für GK und 0,086 für EHK. Für die beschichteten GK

bei den Experimenten 1 und 3 liegt die Breite der Partikelgrößenverteilung zwischen 0,055 und 0,059, so dass sie enger ist im Vergleich mit den unbeschichteten Partikeln. Für die beschichteten EHK bei diesen beiden Experimenten liegt die Breite zwischen 0,070 und 0,086, so dass sie hier auch enger ist als die unbeschichteten EHK, aber breiter als die der beschichteten GK.

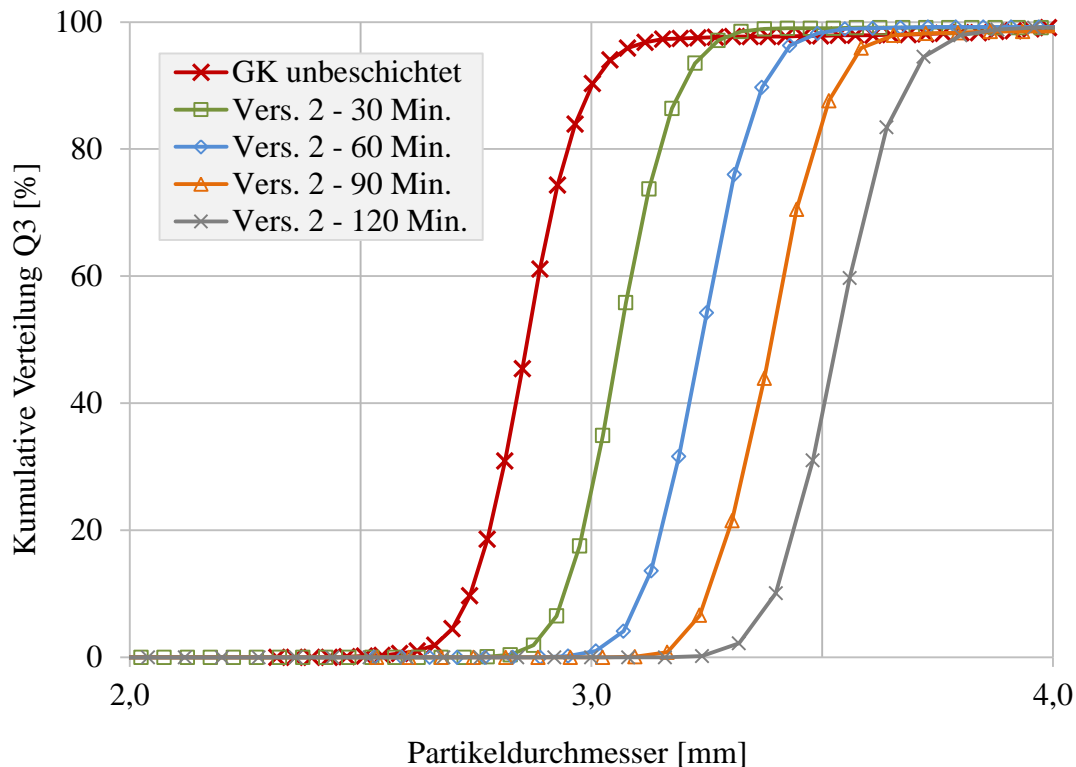


Abbildung. 33. Partikelgrößenverteilung (Q3) der beschichteten GK bei Versuch 2 (konvektiv)

Abbildung 33 zeigt die Partikelgrößenverteilung der beschichteten GK von Experiment 2. Die span-Werte dieses Experiments sind aus der Tabelle 12 zu entnehmen. Obwohl hier keine EHK mitfluidisiert bzw. mitbeschichtet wurden, sind die mittleren Durchmesser der Kugeln von Experiment 2 nahezu identisch zu diesen von Experiment 3. Eine Gegenüberstellung der Experimente 1 und 2 zeigt eine Abweichung der mittleren Durchmesser. Grund dafür liegt in der tatsächlichen leicht unterschiedlichen Eindüseraten (unterschiedlich mit bis zu 4,26 g/min).

Abbildung 34 zeigt die Partikelgrößenverteilungen (bei Experimente 7 und 9) der Glaskugeln mit einem Anfangs-Sauterdurchmesser von 0,98 mm. Wie in Abbildung 31 gezeigt, sind die Partikelgrößenverteilungen für beide Beheizungsarten sehr ähnlich. Bei den kleineren Glaskugeln ist auch dieselbe Ähnlichkeit zu beobachten. Ein besonderes Merkmal hier ist die Abflachung der kumulativen Verteilung bei ca. 95 %, welche durch einen kleinen Anteil größerer Teilchen verursacht wird. Dieser Anteil an größeren Teilchen führt ebenso zu einer größeren Breite (span) der Partikelgrößenverteilung. Für die unbeschichteten GK mit einem Anfangs-Sauterdurchmesser von 0,98 mm ist der span-Wert doppelt so groß wie der span-Wert der großen GK mit einem Anfangs-Sauterdurchmesser von 2,84 mm.

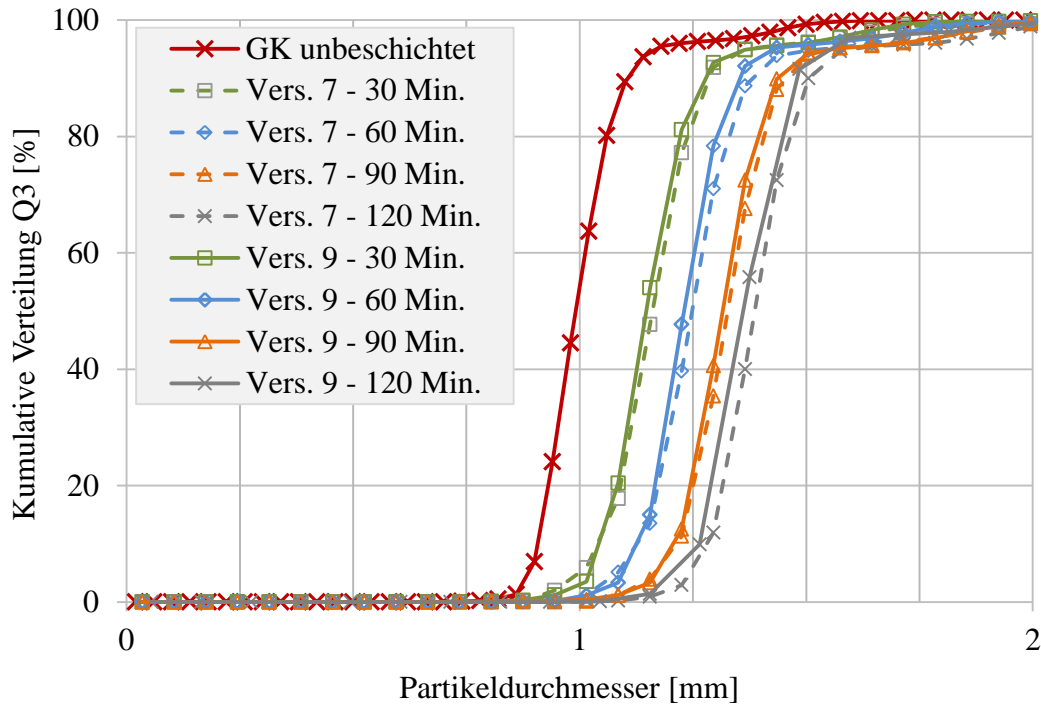


Abbildung. 34. Partikelgrößenverteilung (Q3) der beschichteten GK bei Versuch 7 (konvektiv) und Versuch 9 (induktiv)

Die Partikelgrößenverteilungen der erzeugten beschichteten EHK bei den Experimenten 7 und 9 sind sehr ähnlich wie bei den Experimenten 1 und 3, so dass sie nicht erneuert gezeigt werden.

Scheinbare Dichte der Coatings

Mit Hilfe eines Pyknometers (Geopyc 1360) und Proben von 3 g der erzeugten Coatings wurden deren scheinbaren Dichten experimentell ermittelt. Die scheinbaren Dichten der Versuche 1, 2, 3, 7, 8 und 9 sind in Abbildungen 35 und 36 graphisch dargestellt. Im Allgemeinen nehmen die gemessenen scheinbaren Dichten der Coatings mit wachsender Schichtdicke ab, da die Dichte der Beschichtungssubstanz (1440 kg/m^3) geringer ist als diese von GK und EHK. Die mit einer Partikelmischung aus leitenden bzw. nicht leitenden Partikeln durchgeführten Versuche (1, 3, 7 und 9) zeigen eine ähnliche Entwicklung der scheinbaren Dichte über die Eindüsungszeit. Wie bei der Feuchtigkeit bzw. bei der Partikelgrößenverteilung ist hier zu sagen, dass die induktive Beheizung der Wirbelschicht keinerlei Einfluss auf den nächsten untersuchten Parameter, die scheinbare Dichte, ausübt.

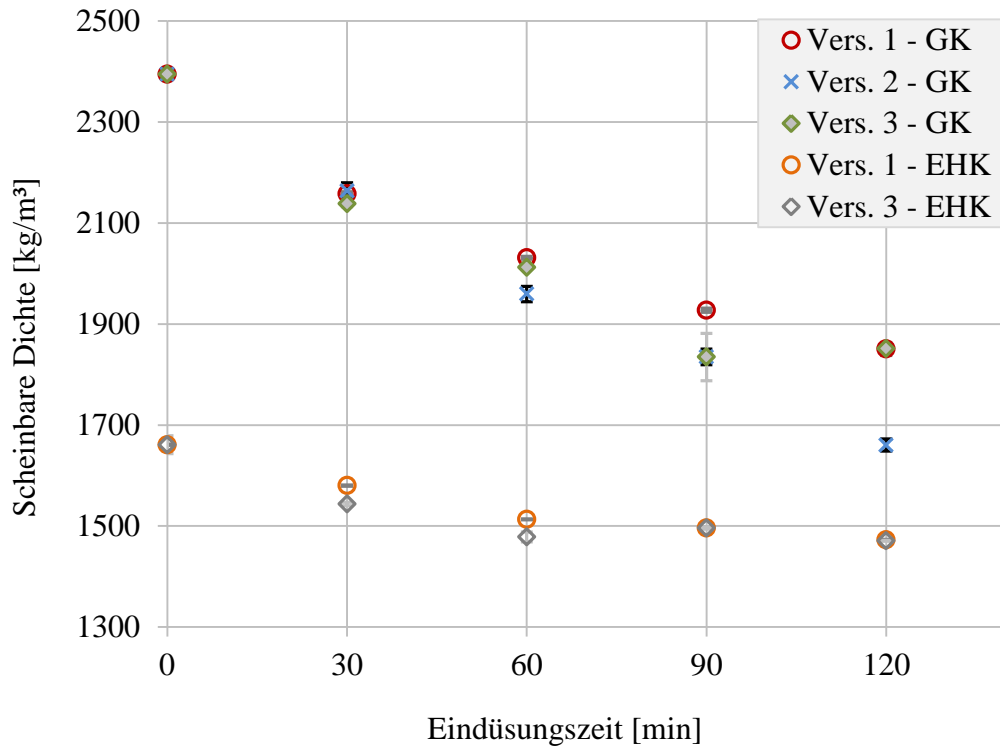


Abbildung. 35. Scheinbare Dichten der GK und EHK bei Versuch 1 (konvektiv) und Versuch 3 (induktiv)

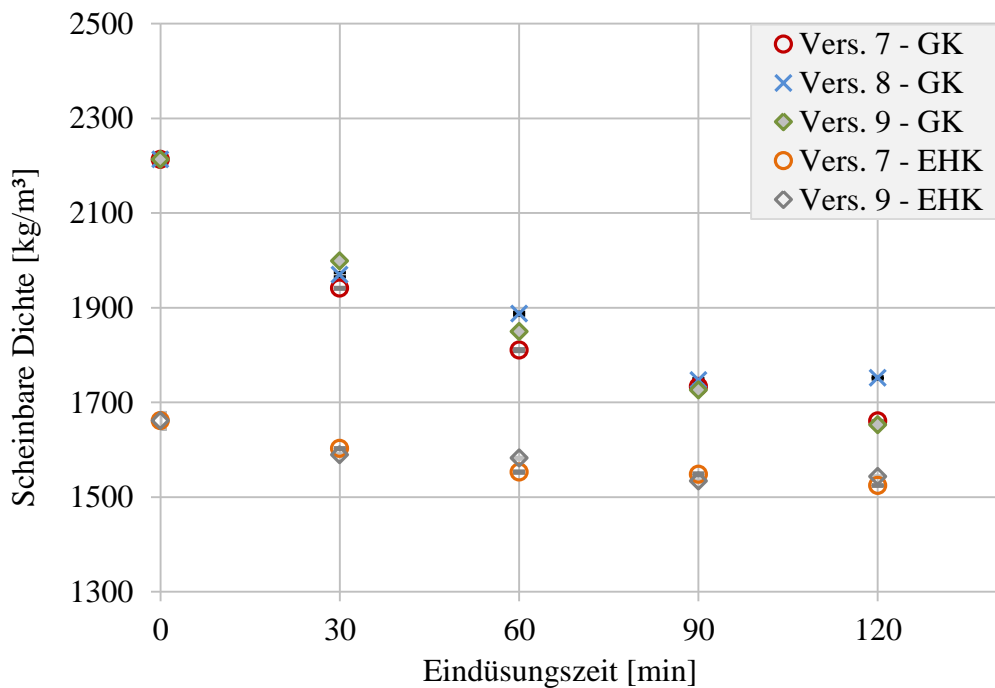


Abbildung. 36. Scheinbare Dichten der GK und EHK bei Versuch 7 (konvektiv), Versuch 8 (konvektiv) und Versuch 9 (induktiv)

Schichtdicke der Coatings

Die Dicken der Natriumbenzoat-Ummantelungen wurden mit zwei unterschiedlichen Messmethoden experimentell ermittelt. Für die Einzelpartikelmessungen wurde ein Computertomograph (μ -CT-Messung) eingesetzt. Für die Messungen von Partikelkollektiven wurde das Partikelmesssystem Camsizer verwendet.

Alle μ -CT-Messungen wurden bei den gleichen Einstellungen des Apparates realisiert. Der Abstand zwischen Probenbehälter und Detektor betrug 400 mm. Für den Betrieb der Röntgenröhre wurde Strom mit 150 μ A, Spannung von 500 kV und Belichtungszeitintervall von 2000 ms eingestellt. Mit den an dem Computertomograph installierten Programmen MAVI und ImageJ wurden die Dicken der Natriumbenzoatschicht analysiert und erfasst.

Die mittels Camsizer untersuchten Schichtdicken wurden nach der Berechnungsformel (95) ermittelt:

$$s = \frac{(d_{p,50 \pm \text{span}}) - (d_{p,50,0 \pm \text{span}})}{2}, \quad (95)$$

wobei $d_{p,50}$ und $d_{p,50,0}$ die mittleren Durchmesser der beschichteten (nach 120 Minuten Eindüsungsdauer) bzw. der unbeschichteten Partikeln darstellen. Zusätzlich wurde hier die Abweichung des entsprechenden Wertes von seinem Mittelwert (span-Wert) (siehe Formel 94) ermittelt und für die Berechnung verwendet. Abbildung 37 veranschaulicht die mit der Hilfe der beiden Messmethoden gemessenen scheinbaren Dichten aller 9 Experimente.

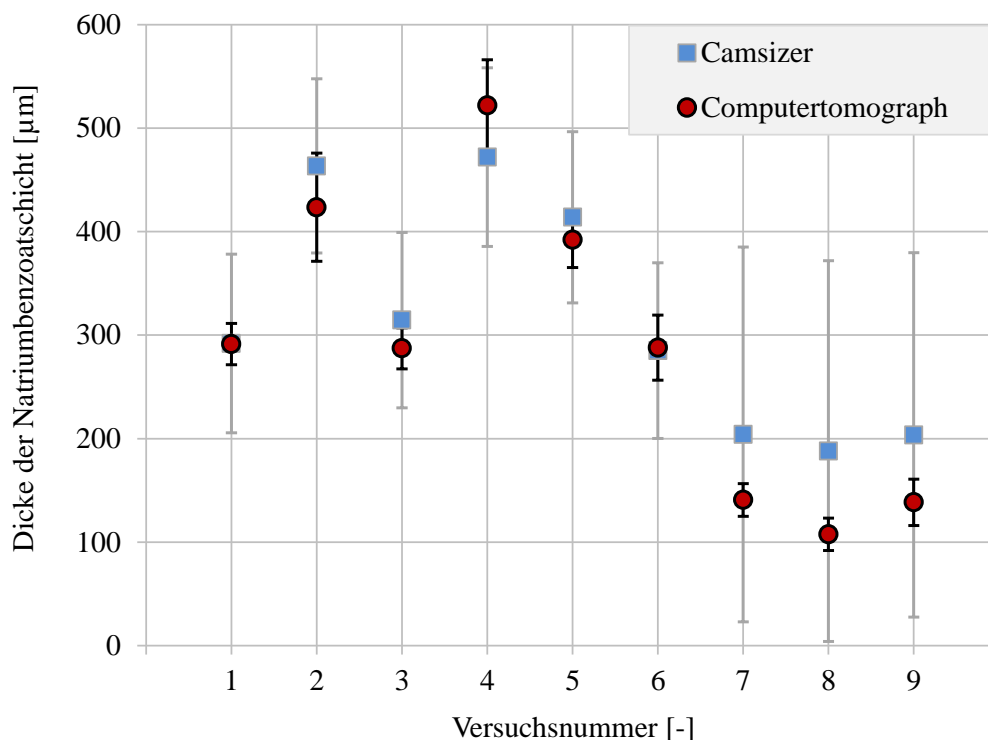


Abbildung. 37. Dicken der Natriumbenzoatschicht aller 9 Experimente (gemessen mit Camsizer und Computertomograph)

Die mit dem Computertomograph gemessenen großen Glaskugeln der Experimente 1 (konvektiv) und 3 (induktiv) besitzen etwa die gleiche Schichtdicke von ca. 300 μm . Die kleinen Glaskugeln der Experimente 7 (konvektiv) und 9 (induktiv) haben auch sehr ähnliche Schichtdicken von etwa 140 μm . Somit bestätigt sich hier noch einmal die Behauptung, dass die Änderung der Beheizungsart die Produkteigenschaften nicht wesentlich beeinflusst.

Unter Verwendung des Camsizers wurden dickere Schichten in den Experimenten 7, 8 und 9 mit Abweichungen nahe bei den gemessenen Schichtdicken gemessen. Ein Grund für diese Abweichung ist das optoelektronische Messprinzip dieses Partikelmesssystems. Der Partikeldurchmesser errechnet sich aus der Projektionsfläche der detektierten Partikeln als Durchmesser eines Kreises mit gleicher Fläche. Insbesondere bei unbeschichteten GK ist die Messung der Projektionsfläche aufgrund ihrer Transparenz fehleranfällig. Die größte Abweichung der Schichtdicke wird bei den kleinen GK wegen ihrer kleinen Projektionsfläche festgestellt.

Versuch 2 wurde nur mit einer Schicht aus GK realisiert – d.h. die Gesamtoberfläche aller GK-Partikeln ist mit ca. 7 % kleiner als diese in Experiment 1 und 3. Dies führte zu einer dickeren Natriumbenzoatschicht von etwa 450 μm . Ein weiterer Grund für die dickere Schicht bei diesem Versuch ist die leichte höhere Eindüserate (unterschiedlich mit bis zu 4,26 g/min). Mit Ausnahme der Eindüserate wurde Versuch 4 mit den gleichen Parametern wie Versuch 3 durchgeführt, wobei hier auch die höhere Eindüserate (mit 30 g/min höher) zu einer dickeren Natriumbenzoatschicht führt.

Die Variation der Schichtmasse bei Experimenten 5 (4 kg) und 6 (6 kg) wird gleichzeitig mit der Änderung der Gesamtpartikeloberfläche begleitet, wobei eine niedrigere Schichtmasse eine dickere Natriumbenzoatschicht bewirkt und umgekehrt.

Bei Versuch 8 wurde Natriumbenzoatlösung auf eine Schicht aus GK mit 0,98 mm Sauterdurchmesser eingesprüht. Die Gesamtpartikeloberfläche bei diesem Experiment ist ca. 22 % größer als diese in den Versuchen 7 und 9. Dadurch ist die Dicke der Natriumbenzoatschicht dünner als in den anderen zwei Versuchen. Dennoch ist der festgestellte Unterschied in der Schichtdicke weniger signifikant als der bei den größeren GK (Versuche 1, 2 und 3).

Schichtporosität der Coatings

Als nächster betrachteter Parameter kommt die Porosität der Natriumbenzoatschicht in Frage. Die Porosität der auf die GK aufgesprühten Schicht wurde mit der Hilfe von zwei Messmethoden ermittelt. Die erste eingesetzte Methode ist die Messung mit dem Computertomograph. Mit der Hilfe der mit dem Tomograph gemessenen Volumen der leeren V_{leer} bzw. gefüllten $V_{gefüllt}$ Schichthohlräume (siehe Abbildung 38 a) und b)) wurde mittels Berechnungsformel (96) die Schichtporosität experimentell ermittelt (Idakiev, 2018).

$$\varepsilon = 1 - \frac{V_{leer}}{V_{gefüllt}} \quad (96)$$

Abbildung 38 zeigt als Beispiel (Bilder aus der Bearbeitungssoftware MAVI) eines mit dem Computertomographen gemessenen Partikels: a) zeigt die Natriumbenzoatschicht; b) zeigt das gleiche Partikel aber mit gefüllten Hohlräumen (notwendiger Bearbeitungsschritt bei der Ermittlung der Porosität); c) stellt eine dreidimensionale Rekonstruktion des untersuchten Partikels dar.

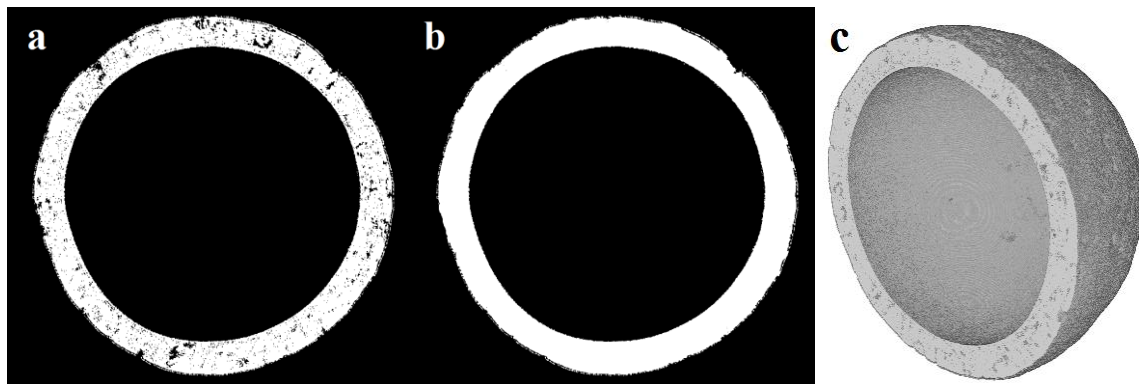


Abbildung. 38. Messung eines beschichteten Partikels mit dem Computertomograph (Bilder aus dem Bearbeitungssoftware MAVI)

Als zweite alternative Methode zur Messung mit dem Tomograph wurden die scheinbaren bzw. absoluten Dichten der beschichteten Partikeln im Labormaßstab mit einem Heliumpyknomer (Ultrapyknometer 1000, Quantachrome GmbH & Co. KG) bzw. einem Feststoffpyknometer (Geopyc 1360) untersucht und mit der Hilfe der Berechnungsformel (97) die Porosität der entstandenen Natriumbenzoatschicht berechnet.

$$\varepsilon = 1 - \frac{\rho_{sch}}{\rho_{abs}} \quad (97)$$

Ein Vergleich der Schichtporositäten, die mit beiden Messverfahren untersucht wurden, ist in Abbildung 39 dargestellt.

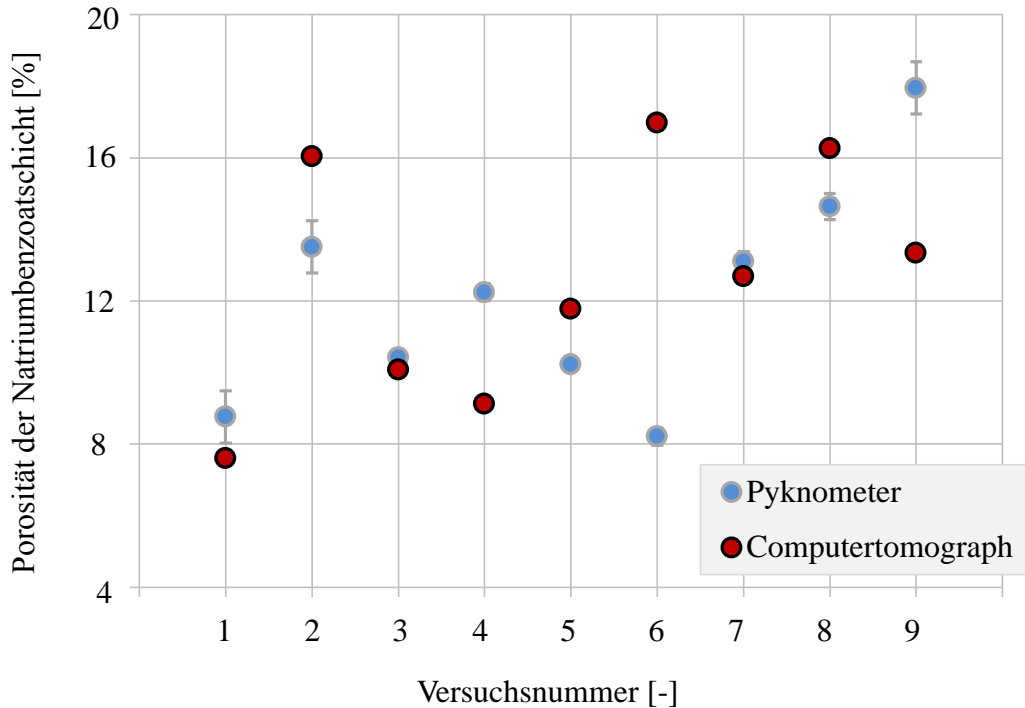


Abbildung. 39. Porosität der mit Natriumbenzoat beschichteten GK - gemessen mit Pyknometer und Computertomograph

Im Allgemeinen wurden Schichtporositäten zwischen 8 und 18 % gemessen. Die Versuche 1 und 3 wurden bei den gleichen Prozessparametern, aber unterschiedlichem Energieeinträgen durchgeführt. Die Porositäten von 8 % (konvektive Erwärmung) und 10 % (induktive Erwärmung) sind aber ähnlich. Bei dem Coating von GK ohne Mitfluidisierung mit EHK (Versuch 2) ist eine höhere Schichtporosität als bei den Versuchen 1 und 3 zu beobachten.

Für die Experimente 7 und 8 mit kleinen GK beobachtet man eine ähnliche Tendenz. Wegen der nicht stark ausgeprägten Abweichung der Porositätswerte für Experiment 9 im Vergleich mit Experimenten 7 und 9 kann das Ergebnis von Experiment 3 nicht klar verifiziert werden. Dennoch führt die Besprühung von kleinen GK mit mitfluidisierten EHK zu einer poröseren Schicht als bei größeren GK. Die Erhöhung der Eindüserate bei Experiment 4 gegenüber Experiment 3 zeigt fast keinen Einfluss auf die Schichtporosität. Die Abnahme der Schichtmasse (Versuch 5 im Vergleich zu Versuch 3) bei der induktiven Erwärmung führt auch nicht zu einer Veränderung der Schichtporosität. Der Einfluss einer höheren Schichtmasse (Versuch 6 im Vergleich zu Versuch 3) ist nicht klar erkennbar, da die Porositätswerte der beiden Messmethoden stark variieren. Ein Grund für Abweichungen der Porositätswerte der beiden Messmethoden könnte die Anzahl der Partikeln sein, die für die Messungen mit beiden Verfahren verwendet wurden. Bei der μ -CT-Messung wird eine einzelne Partikel analysiert, wobei diese Partikel nicht notwendigerweise die gesamte Probe reproduzierbar darstellen soll. Im Gegensatz zu der μ -CT-Messung wurde bei den Pyknometermessungen eine Probe von etwa 3 g für die Messung der absoluten und scheinbaren Dichte verwendet.

Oberflächenbeschaffenheit der Coatings

Zur qualitativen Analyse der Oberflächenstruktur wurden die gleichen Proben wie für die Messungen mit dem Computertomograph mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) bei Vergrößerungen von 160 bis 350 in Abhängigkeit von der Partikelgröße untersucht. Abbildung 40 zeigt einige dieser REM-Bilder mit 250 und 310 μm Vergrößerung.

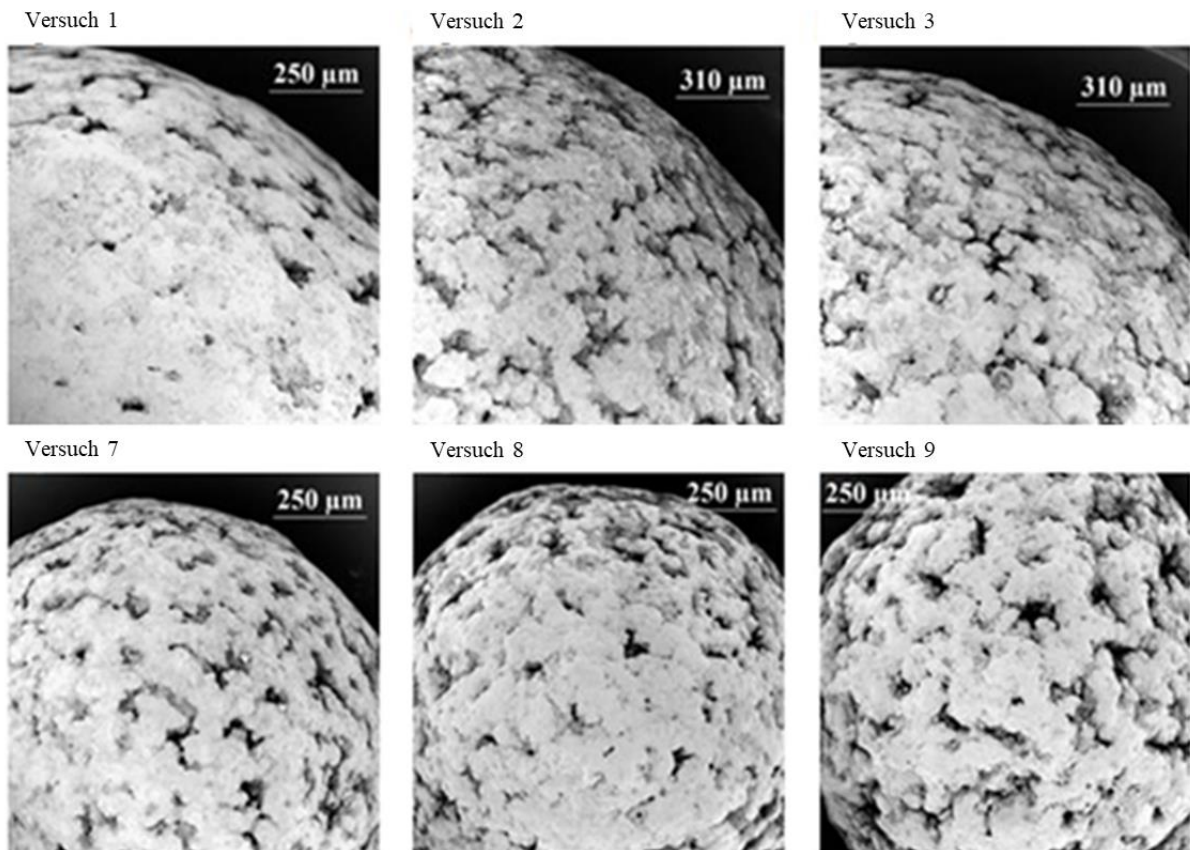


Abbildung. 40. REM-Bilder der mit Natriumbenzoat beschichteten GK (obere Reihe – die großen GK; untere Reihe – die kleinen GK)

Die Versuche 1 bis 3 wurden, wie oben schon beschrieben, mit den gleichen Prozessparametern und beiden Heizarten realisiert. Die REM-Aufnahmen dieser Partikeln zeigen ähnliche Oberflächenstrukturen, so dass die Wirbelschichtbeheizungsmethode keinen signifikanten Einfluss auf die auf die größeren GK versprühte Schicht ausübt. Bei den Experimenten 7, 8 und 9, bei denen die kleineren GK mit Natriumbenzoat beschichtet wurden, sind leicht unterschiedliche Oberflächenstrukturen zu erkennen.

Berechnung des Wachstums der Coatings

Das Wachstum beider Arten beschichteter Partikeln (GK und EHK) wurde durch das mathematische Modell von (Mörl, 2007) berechnet. Dieses Modell gilt für Batch-Prozesse mit zunehmender Schichtmasse. Nach dem Zeitpunkt t haben die Partikeln einen Durchmesser $d_p(t)$ ausgehend von einem anfänglichen Partikeldurchmesser $d_{p,0}$. Für diese Berechnung wurde der Sauterdurchmesser als anfänglicher Partikeldurchmesser $d_{p,32,0}$ verwendet.

Weiterhin sind die Anfangsschichtmasse $m_{p,0}$ sowie die Dichten der Teilchen (ρ_p) und von Natriumbenzoat (ρ_{NaB}) erforderlich. Im Fall einer porösen Natriumbenzoatschicht sollte ihre Porosität ε berücksichtigt werden, wobei die mit dem Computertomograph gemessenen Porositäten für die Berechnungen verwendet wurden. Zusätzlich sind die Eindüseraten der Natriumbenzoatlösung \dot{m}_{NaB} und der Wassergehalt $x_{\text{H}_2\text{O}}$ in der eingesprühten Lösung erforderlich. Somit lässt sich das Partikelwachstum mit der Berechnungsgleichung (98) ermittelt werden.

$$d_p(t) = d_{p,32,0} \left[1 + \frac{\dot{m}_{\text{NaB}}(1-x_{\text{H}_2\text{O}})}{m_{p,0}} \frac{\rho_p}{\rho_{\text{NaB}}(1-\varepsilon)} t \right]^{\frac{1}{3}} \quad (98)$$

Vergleiche des Partikelwachstums der GK und EHK für die Versuchskomplexe 1, 2 und 3 (große GK + EHK) und 7, 8 und 9 (kleine GK + EHK) sind in Abbildungen 41, 42, 43 und 44 graphisch dargestellt. Zum Vergleich sind auch die mittels Camsizer ermittelten Durchmesser sowie die Breiten der Partikelgrößenverteilung gezeigt. An Abbildung 41 zeigt das gemessene und berechnete Partikelwachstum eine sehr gute Übereinstimmung. In Abbildung 42 sind die gemessenen Partikeldurchmesser etwas größer als die vom Modell erhaltenen Werte.

Die gleiche Tendenz wird für die GK und EHK in den Experimenten 7, 8 und 9 beobachtet, wie es in den Abbildungen 42 und 44 gezeigt ist. Darüber hinaus ist es bemerkenswert, dass die EHK nicht so stark wachsen wie in den Experimenten 1 und 3 aufgrund einer Änderung in der gesamten Partikeloberfläche. In den Experimenten 7 und 9 wird die Natriumbenzoatlösung auf eine 1,4-mal größere Oberfläche als in den Experimenten 1 und 3 eingesprüht, was zu einem geringeren Partikelwachstum führt.

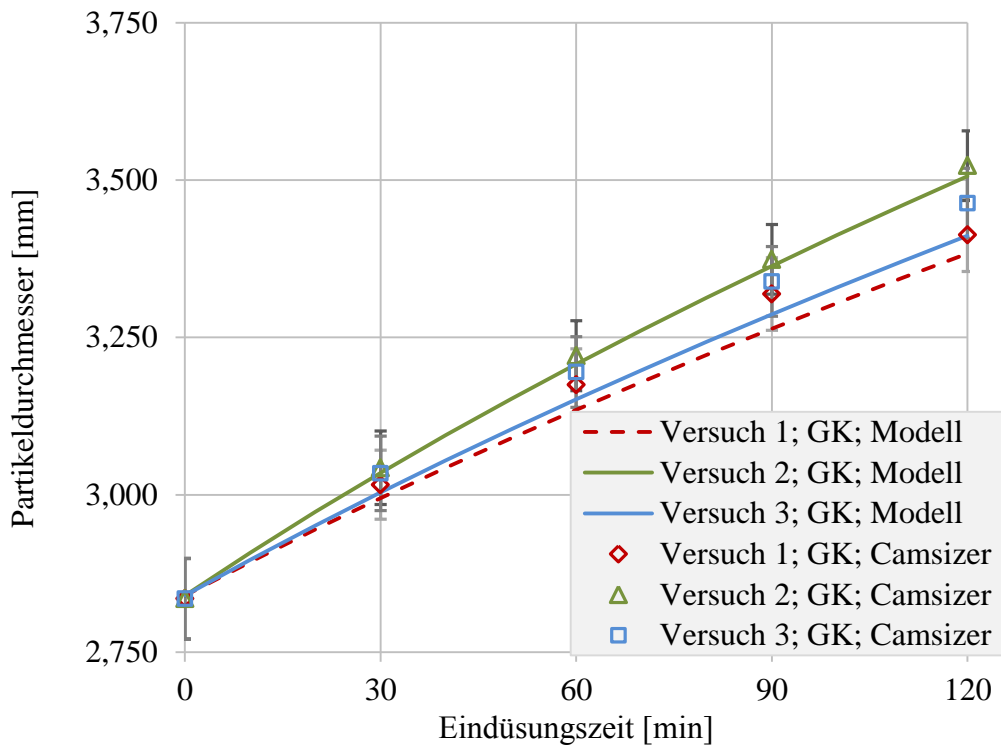


Abbildung. 41. Berechnung des Partikelwachstums der großen GK (Versuche 1, 2 und 3)

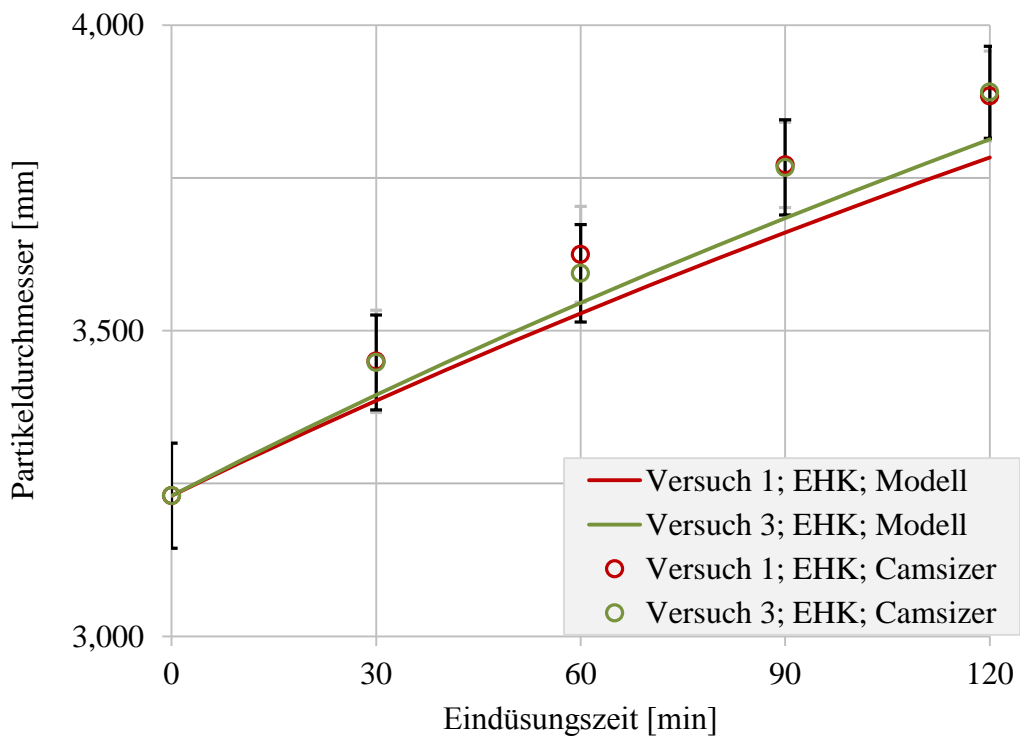


Abbildung. 42. Berechnung des Partikelwachstums der EHK (Versuche 1 und 3)

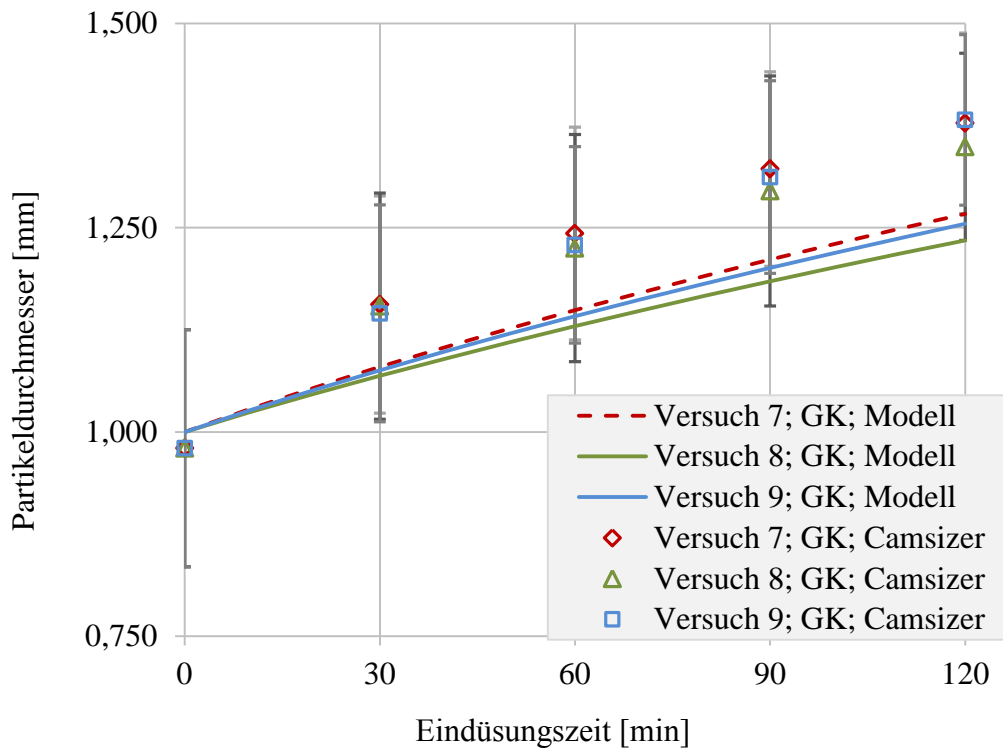


Abbildung. 43. Berechnung des Partikelwachstums der kleinen GK (Versuche 7, 8 und 9)

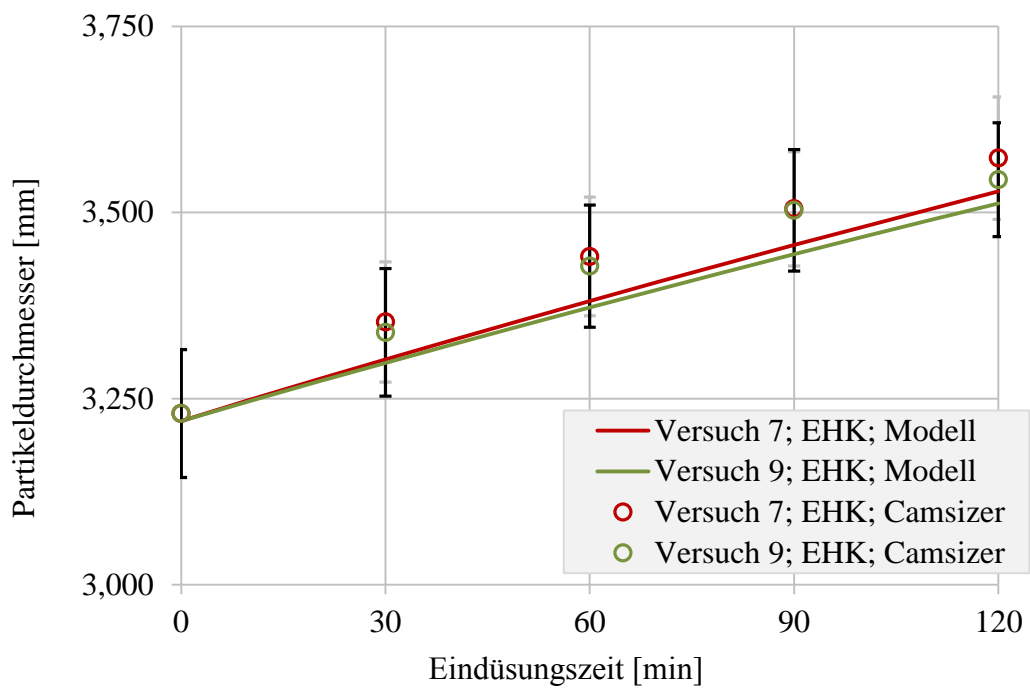


Abbildung. 44. Berechnung des Partikelwachstums der EHK (Versuche 7 und 9)

2.5. Untersuchung des destruktiven Coatings

2.5.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf

Ziel dieses fünften Forschungskomplexes ist es, den destruktiven (degenerativen) Coatingsprozess in Wirbelschichtapparaten mit induktiver Beheizung zu erforschen. Im Gegensatz zu dem normalen Coatingsprozess, wo das Endergebnis ein beschichtetes Partikel sein sollte, wird hier die Oberfläche der Schichtpartikeln nur zur Trocknung einer feststoffhaltigen eingedüsten Flüssigkeit verwendet. Nach der Verdampfung des Lösungsmittels (in dem hier betrachteten Fall: Wasser) aus der eingedüsten Flüssigkeit sollte der Feststoff nicht auf die Partikeln angelagert werden, sondern mit dem Fluidisierungsgas abgeführt. Der getrocknete Feststoff (ein getrockneter feinkörniger Feststoff (kleiner 60 μm)) sollte aus dem nachgeschalteten Zyklonabscheider entnommen und als Endprodukt des destruktiven Coatingsprozesses bewertet werden.

Wie bei den vorherigen Forschungskomplexen wurden hier auch gleich konzipierte Benchmarkversuche mit konvektiver Beheizung des Fluidisierungsgases durchgeführt. Diese Vergleichsexperimente dienen als Grundlage für die zuverlässige Bewertung der entstandenen Qualitätsunterschiede in dem feinkörnigen Produkt aus dem destruktiven Coating-Prozess mit induktiver bzw. konvektiver Energiezufuhr.

Für die Realisierung der Experimente des destruktiven Coatings wurde die Wirbelschichtanlage WSA 200 verwendet.

Als Schichtmaterialien innerhalb dieses fünften Forschungskomplexes wurden zwei Sorten elektrisch leitfähige EHK mit Sauterdurchmessern von 3,22 und 6,75 mm getestet. Tabelle 13 zeigt die Sauterdurchmesser und die scheinbaren Dichten der verwendeten EHK.

Tabelle 13: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 5)

	EHK	EHK
Sauterdurchmesser [mm]	3,22	6,75
scheinbare Dichte [kg/m^3]	1661,1	693,7

Als Beschichtungssubstanz wurde eine wässrige Harnstofflösung mit einem Feststoffanteil von konstant 30 Mass.-% eingesetzt.

Zum Darstellen der Unterschiede in der Produktqualität bei dem destruktiven Coatingsprozess (realisiert mit induktiver bzw. konvektiver Erwärmung) wurden acht beispielhafte Trocknungsversuche ausgewählt, welche in Tabelle 14 gezeigt sind. Innerhalb der acht Versuche wurden der Durchmesser der EHK und die Prozesstemperatur (in Tabelle 14 als Temperaturdifferenz zwischen Lufteintritt (Umgebungstemperatur: 20 °C) bzw.

Luftaustritt (ca. 55 oder 90 °C - Soll-Werte) in bzw. aus der Wirbelschichtkammer dargestellt) systematisch variiert. Die Schichtmasse, die Gasgeschwindigkeit (ca. die vierfache Lockerungsgeschwindigkeit der EHK) und die Eindüserate wurden konstant gehalten.

Tabelle 14: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 5)

Vers.- Nr.	Behei- zung	Sauterdurch- messer	Schicht- masse	Gasgeschwin- digkeit [Ist-Wert]	Temperatur- differenz [Ist-Wert]	Eindüse- rate [Ist-Wert]
	[-]	[mm]	[kg]	[m/s]	[K]	[g/min]
EHK						
1	konv.	3,22	3,5	4,50	69,7	53,7
2	ind.	3,22	3,5	4,46	70,4	50,7
3	konv.	6,75	3,5	4,51	69,5	52,6
4	ind.	6,75	3,5	4,49	69,4	50,2
5	konv.	3,22	3,5	4,49	34,0	53,8
6	ind.	3,22	3,5	4,50	33,2	50,6
7	konv.	6,75	3,5	4,49	35,2	52,4
8	ind.	6,75	3,5	4,49	35,3	51,4

Alle acht Coatingsversuche wurden hier nach dem gleichen reproduzierbaren Muster durchgeführt. Die Versuche wurden in 4 Phasen aufgeteilt (siehe Abbildungen 45 bis 48). Das Ziel der ersten fünfminütigen Phase war das Erreichen einer guten Fluidisierung der reinen Partikelschüttung aus 3,5 kg EHK. Während der zweiten Phase (Dauer: variabel) wurde die Wirbelschichtanlage auf die Zielprozessstemperatur (ca. 90 oder 55 °C - Soll-Werte) induktiv bzw. konvektiv erwärmt. Während der nächsten dritten Versuchsphase (Dauer: 60 Minuten) fand der tatsächliche destruktive Coatingsprozess statt. Während dieser Phase wurde die harnstoffhaltige Wasserlösung mittels einer Schlick-Zweistoffdüse Mod. 940 auf die EHK eingedüst. Nach Austrag des getrockneten Harnstoffpulvers wurden zwei Produktproben (nach 30 bzw. 60 Minuten) aus dem Zyklonabscheider entnommen und auf ihre Eigenschaften analysiert. Dies beinhaltete die Produktfeuchtigkeit (mittels Sartorius MA100 Feuchtigkeitsmessgerät), Partikelgrößenverteilung und Sphärizität (mittels Camsizer (für die EHK) bzw. CamsizerXT (für das getrocknete feine Pulver) Partikelmesssysteme), absolute Feststoffdichte (mittels Quantachrome Ultra-Heliumpyknometer 1000), Schüttdichte (mittels Waage und Messzylinder) und Oberflächenbeschaffenheit (mittels Phenom TM Rasterelektronenmikroskop). Während der vierten letzten Phase wurde die Wirbelschichtapparatur auf Umgebungstemperatur abgekühlt.

2.5.2. Ergebnisse und Diskussion

Die kombinierten Temperaturprofile der acht durchgeführten beispielhaften Versuche sind paarweise in Abbildungen 45, 46, 47 und 48 graphisch zusammengestellt. In allen Fällen erreichte die induktive Erwärmung die gewünschte Zieltemperatur in einer deutlich kürzeren Zeit als bei ihrem konvektiven Opponent. Eine solche Verkürzung der Erwärmungsphase im Fall von induktiver Beheizung hat einen signifikanten Einfluss auf eine mögliche Zeit- bzw. Kostenoptimierung eines Batch-Wirbelschichttrocknungsprozesses. Aus diesen vier Abbildungen sind die vier oben beschriebenen Phasen einer Versuchsdurchführung deutlich zu sehen.

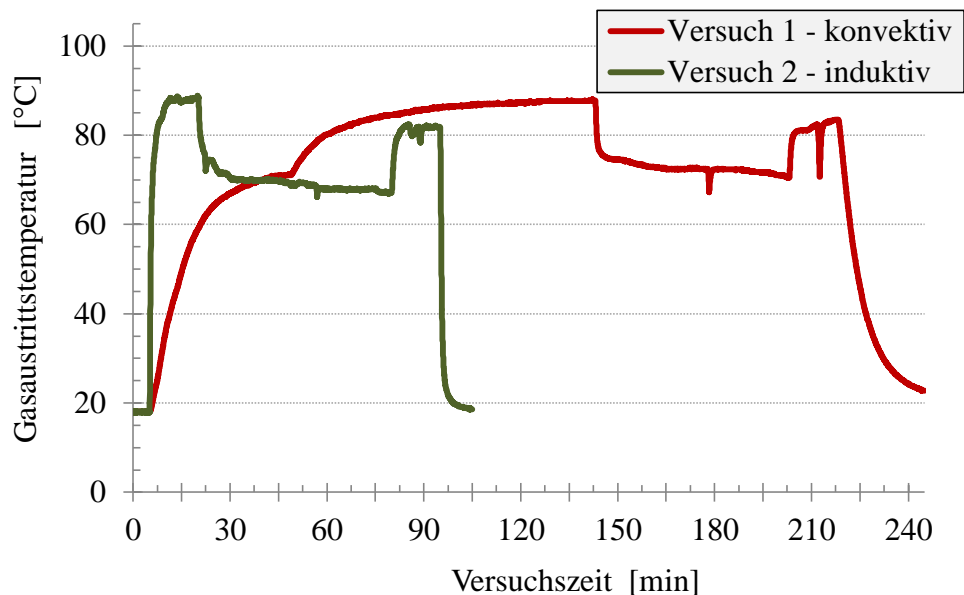


Abbildung. 45. Gegenüberstellung der konvektiven bzw. induktiven Temperaturprofile (Versuche 1 und 2)

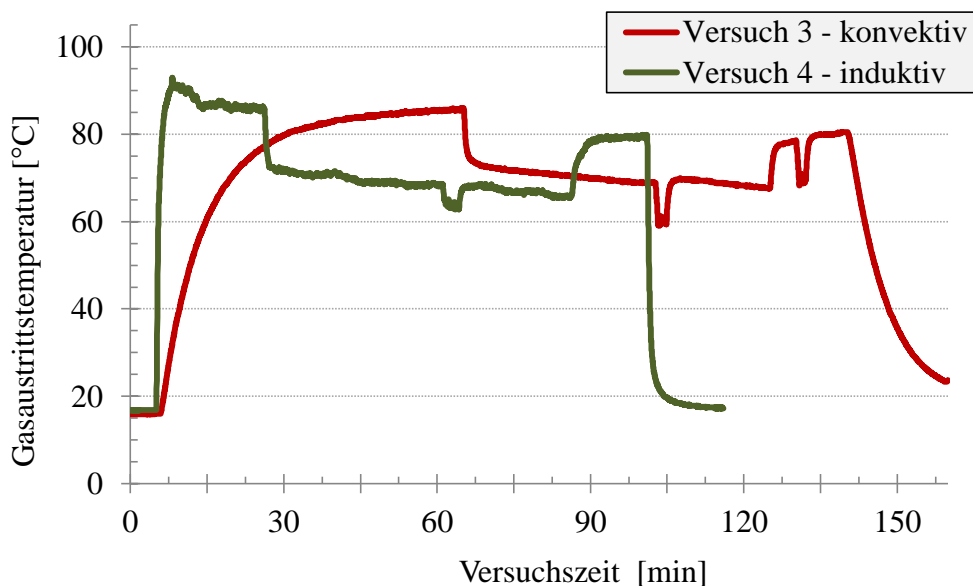


Abbildung. 46. Gegenüberstellung der konvektiven bzw. induktiven Temperaturprofile (Versuche 3 und 4)

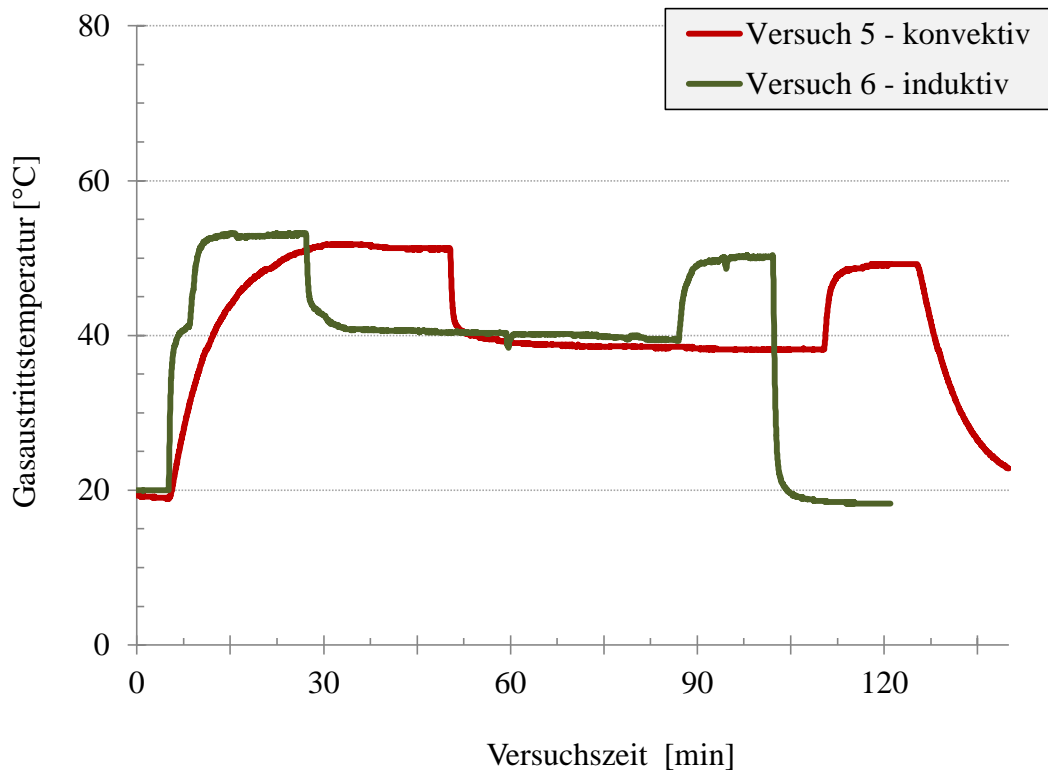


Abbildung. 47. Gegenüberstellung der konvektiven bzw. induktiven Temperaturprofile (Versuche 5 und 6)

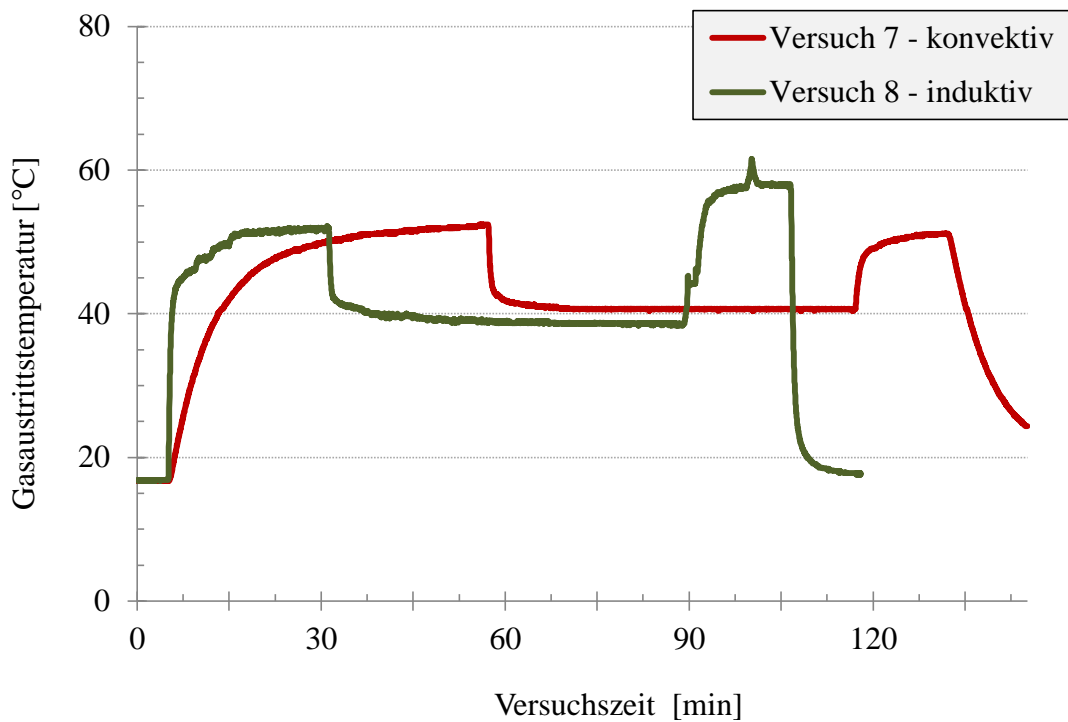


Abbildung. 48. Gegenüberstellung der konvektiven bzw. induktiven Temperaturprofile (Versuche 7 und 8)

Feuchtigkeit des getrockneten Pulvers

Als erster untersuchter Parameter der destruktiv getrockneten Produktproben wurde ihre Feuchtigkeit ermittelt. Abbildung 49 zeigt die Feuchtigkeit (in Mass.-%) des untersuchten Harnstoffpulvers (entnommene Proben nach 30 bzw. 60 Minuten Eindüsung).

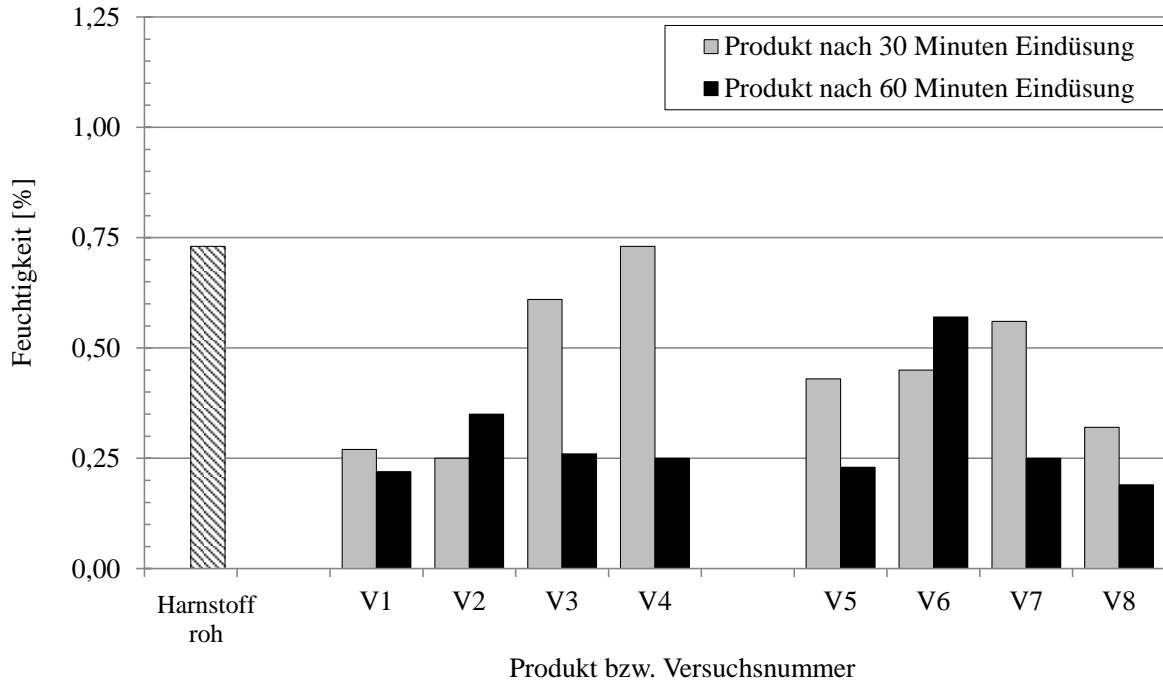


Abbildung. 49. Feuchtigkeit des destruktiv getrockneten Pulvers

In allen Experimenten lag die Feuchtigkeit des Pulvers unabhängig von der Beheizungsart der Wirbelschicht unten 0,75 Mass.-%. Abgesehen von den induktiv beheizten Versuchen 2 und 6 lag die Produktfeuchtigkeit aller 60-minütigen Proben (Kirsch, 2011) unter 0,25 %. Bei den 30-minütigen Proben hatten die Versuche mit einer Prozesstemperatur von ca. 55 °C tendenziell einen höheren Feuchtigkeitsgehalt als die Versuche mit einer Behandlungstemperatur von ca. 90 °C.

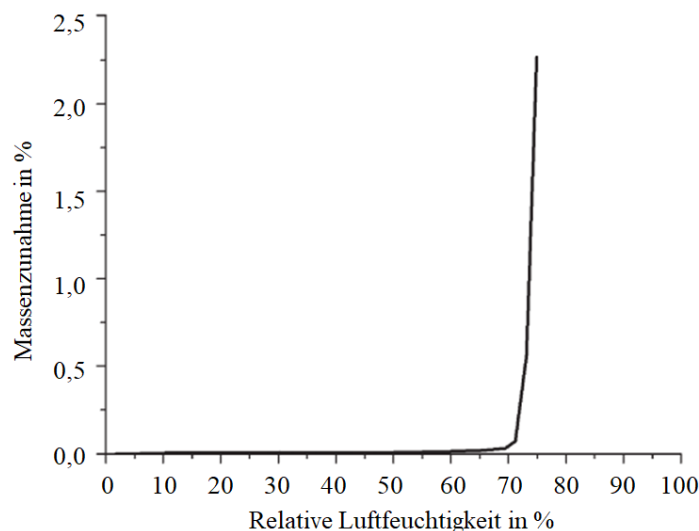


Abbildung. 50. Adsorptionsisotherme von Harnstoff bei 30 °C (Kirsch, 2011)

Da, der Harnstoff ein sehr hygroskopischer Feststoff ist (siehe Adsorptionsisotherme in Abbildung 50), sollte das destruktiv getrocknete Harnstoffpulver vor der weiteren Untersuchung bzw. Verarbeitung in luftdichten Probenbehälter bzw. Fässer eingelagert werden.

Partikelgrößenverteilung des getrockneten Pulvers

Nach der Zielstellung (Herstellung eines feinverteilten Harnstoffpulvers) sollte die Partikelgröße des destruktiv hergestellten Harnstoffpulvers kleiner 60 µm gehalten werden. Dies wurde bei allen Experimenten unabhängig von der Beheizungsart der verwendeten Wirbelschicht bei d_{32} und d_{50} erreicht. Tabelle 15 veranschaulicht die Durchmesser, die Standardabweichung sowie die Sphärizität der getrockneten Pulverproben. Die mit einer Prozesstemperatur von ca. 55 °C durchgeführten Coatingsversuche neigten im Vergleich zu 90 °C- Versuchen mehr dazu größere Harnstoffpartikeln zu erzeugen. Abbildung 51 zeigt die Partikelgrößenverteilung des rohen bzw. getrockneten Produktes nach 30 oder 60 Minuten Probeentnahmezeit.

Tabelle 15: Partikeldurchmesser und Sphärizität des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers

Vers.-Nr.	Proben-entnahme-Zeit	Durchmesser bzw. Sphärizität				
		d_{32} [µm]	d_{50} [µm]	d_{90} [µm]	Standard- abweichung [-]	Sphärizität [-]
Harnstoff roh	0 min	399,4	481,0	783,1	0,798	0,769
1	30 min	22,1	30,0	57,3	1,173	0,845
	60 min	30,5	40,6	81,3	1,253	0,863
2	30 min	21,1	28,0	52,2	1,110	0,840
	60 min	28,4	36,9	73,0	1,209	0,859
3	30 min	18,1	22,8	40,8	0,996	0,821
	60 min	18,8	24,1	43,4	1,019	0,826
4	30 min	18,9	23,4	41,2	0,950	0,819
	60 min	19,7	24,4	44,4	1,014	0,825
5	30 min	28,2	34,1	55,4	0,798	0,854
	60 min	29,6	35,9	61,8	0,896	0,861
6	30 min	26,9	32,6	50,6	0,727	0,856
	60 min	28,8	34,3	53,3	0,714	0,867
7	30 min	23,8	29,0	45,9	0,762	0,834
	60 min	26,3	32,1	57,1	0,960	0,845
8	30 min	20,8	25,5	40,2	0,765	0,830
	60 min	24,5	30,1	48,3	0,791	0,847

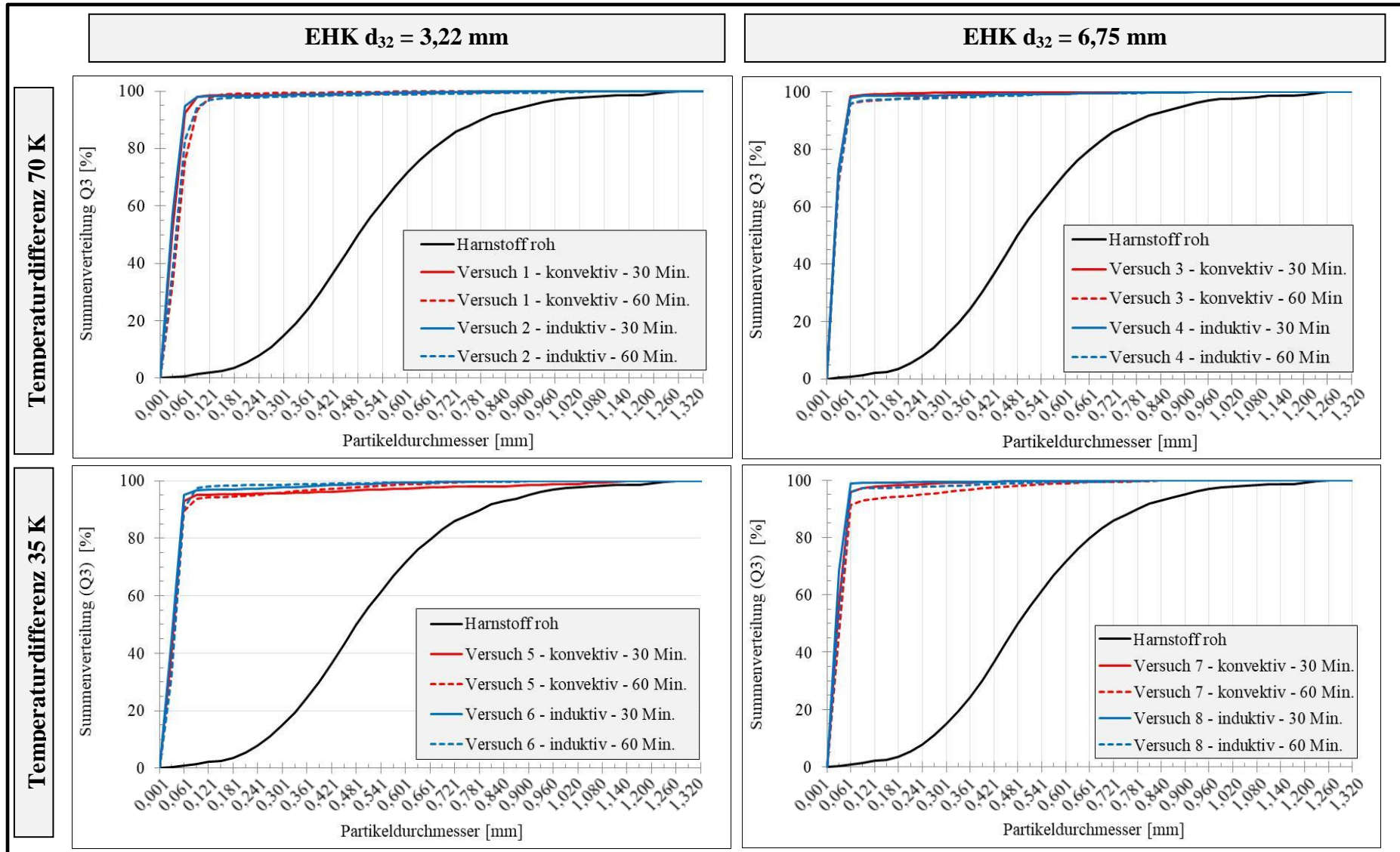


Abbildung. 51. Partikelgrößenverteilung des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers

Schütt- und scheinbare Dichte des getrockneten Pulvers

Mit Hilfe eines Pyknometers bzw. eines Messzylinders wurden die absoluten und die Schüttdichten des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers bestimmt. Die beiden Dichten sind in Abbildung 52 und Abbildung 53 graphisch dargestellt.

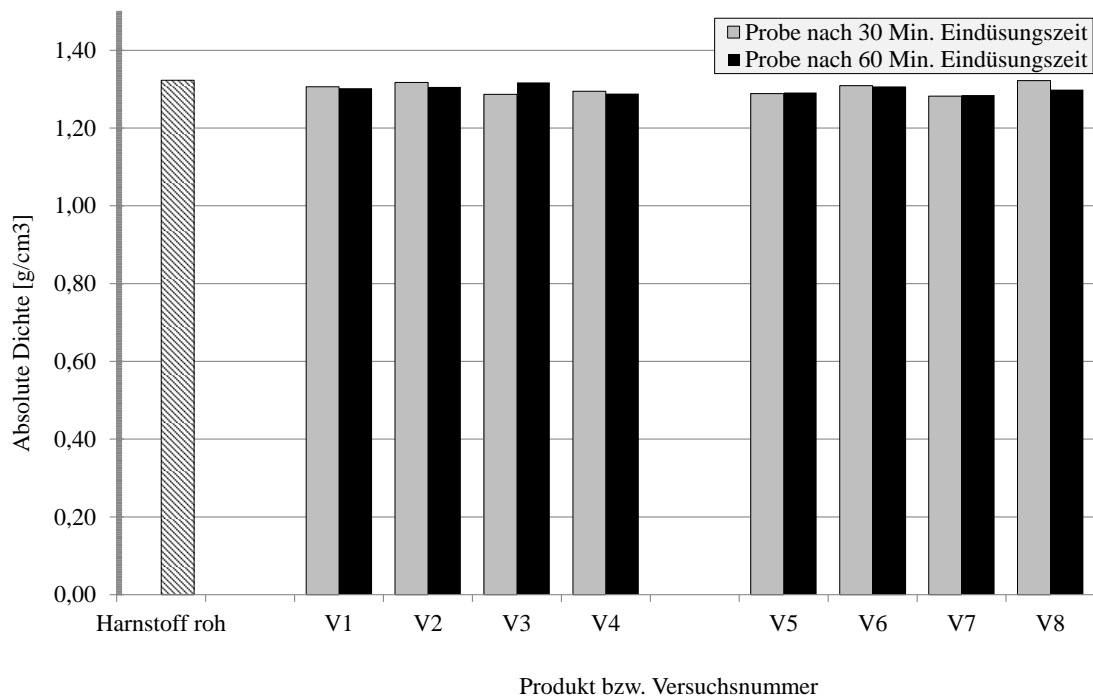


Abbildung. 52. Absolute Dichte des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers (Versuche 1 bis 8, mit Rohprobe)

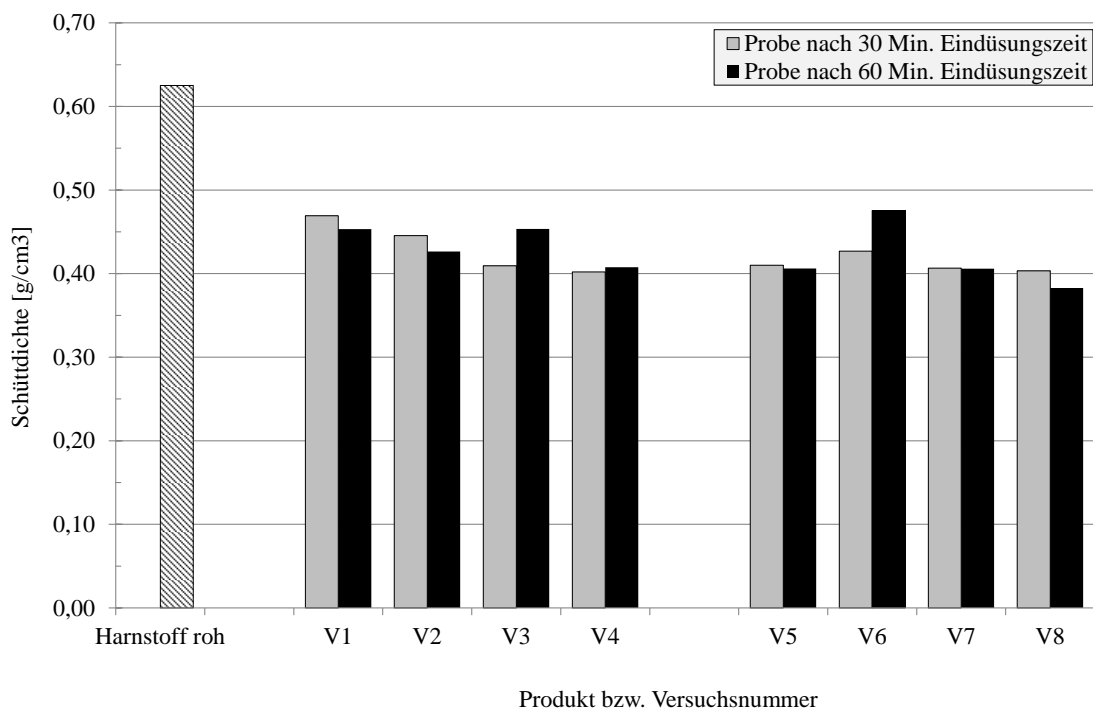


Abbildung. 53. Schüttdichte des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers (Versuche 1 bis 8, mit Rohprobe)

Die experimentell ermittelte mittlere absolute Dichte von $1,30 \text{ g/cm}^3$ des destruktiv hergestellten Harnstoffpulvers hat in 98,3 % aller Versuche den Wert von $1,32 \text{ g/cm}^3$ (Lide, 2005). Die 30-minütigen Proben tendierten dazu, dem vom CRC-Handbuch angegebenen Wert etwas näher zu sein als die jeweiligen 60-minütigen Proben. Bei den Versuchen mit einer Temperaturerhöhung von 70 K beträgt die absolute Dichte der mit kleineren EHK durchgeführten Versuche ca. $1,30 \text{ g/cm}^3$, was etwas höher ist als die mit den größeren EHK durchgeführten Versuche mit ca. $1,29 \text{ g/cm}^3$.

Die experimentell ermittelte mittlere Schüttdichte von ca. $0,42 \text{ g/cm}^3$ beträgt 67,8 % des, von einem Produzenten dieses Produktes, berichteten Wertes von $0,62 \text{ g/cm}^3$ (Anval, 2006). Ein solch großer Unterschied der beiden Schüttdichten ist auf die Neigung des Harnstoffpulvers zur Agglomeration zurückzuführen, was sowohl bei der Verarbeitung als auch bei der Analyse große Volumina zwischen den einzelnen Teilchen erzeugte. Die 30-Minuten behandelnden Proben zeigen höhere Schüttdichten als die jeweiligen Proben entnommen nach 60 Minuten Eindüsungszeit. Die Beheizungsart der Wirbelschicht beeinflusst die beiden hier untersuchten Dichtenarten nicht.

Oberflächenbeschaffenheit des getrockneten Pulvers

Mit Hilfe eines Rasterelektronenmikroskops wurde die Oberfläche des unbehandelten bzw. des induktiv und konvektiv getrockneten Harnstoffes untersucht. Die Oberfläche der unbehandelten Harnstoffkristalle, die zur Durchführung der hier dargestellten Coatingsversuche verwendet wurden, ist in Abbildung 54 bei 500- (links) bzw. 1000-fache (rechts) Vergrößerung gezeigt.

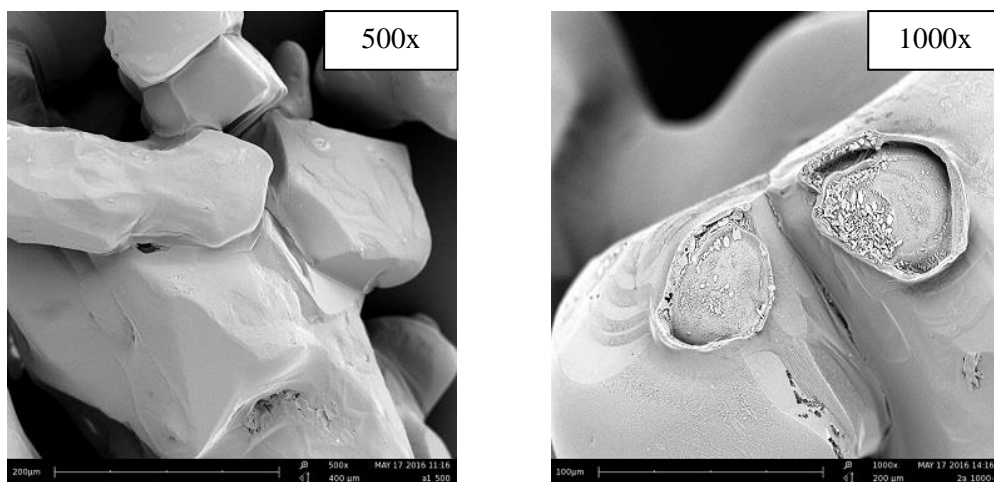


Abbildung. 54. Oberfläche der unbehandelten Harnstoffkristalle

Die komplexen Abbildungen 55 und 56 zeigen REM-Bilder des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers. Um einen visuellen Vergleich zu gewährleisten, sind alle REM-Bilder in beiden Abbildungen mit einer 1000x-fachen Vergrößerung dargestellt. Der Vergleich zwischen den Bildern vor und nach der Wirbelschichtbehandlung zeigt eine deutliche Veränderung bzw. Verkleinerung der Kristallstruktur und der Partikelgröße. Außerdem ist von den Bildern das moderate Wachstum der Partikel von der jeweiligen 30 bis 60-minütigen Proben zu erkennen.

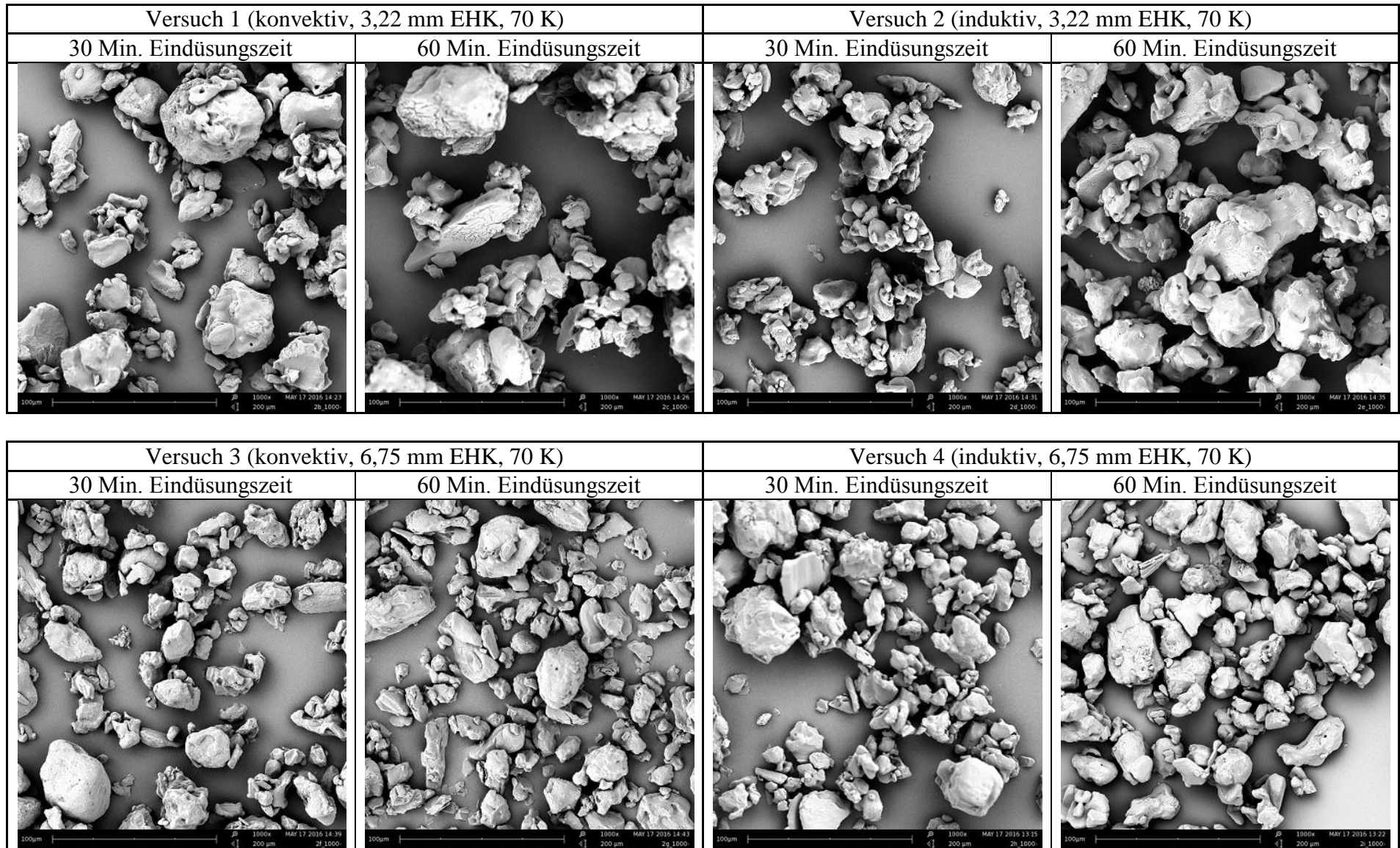


Abbildung. 55. REM-Bilder bei 1000x-facher Vergrößerung des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers (Versuch 1 bis 4)

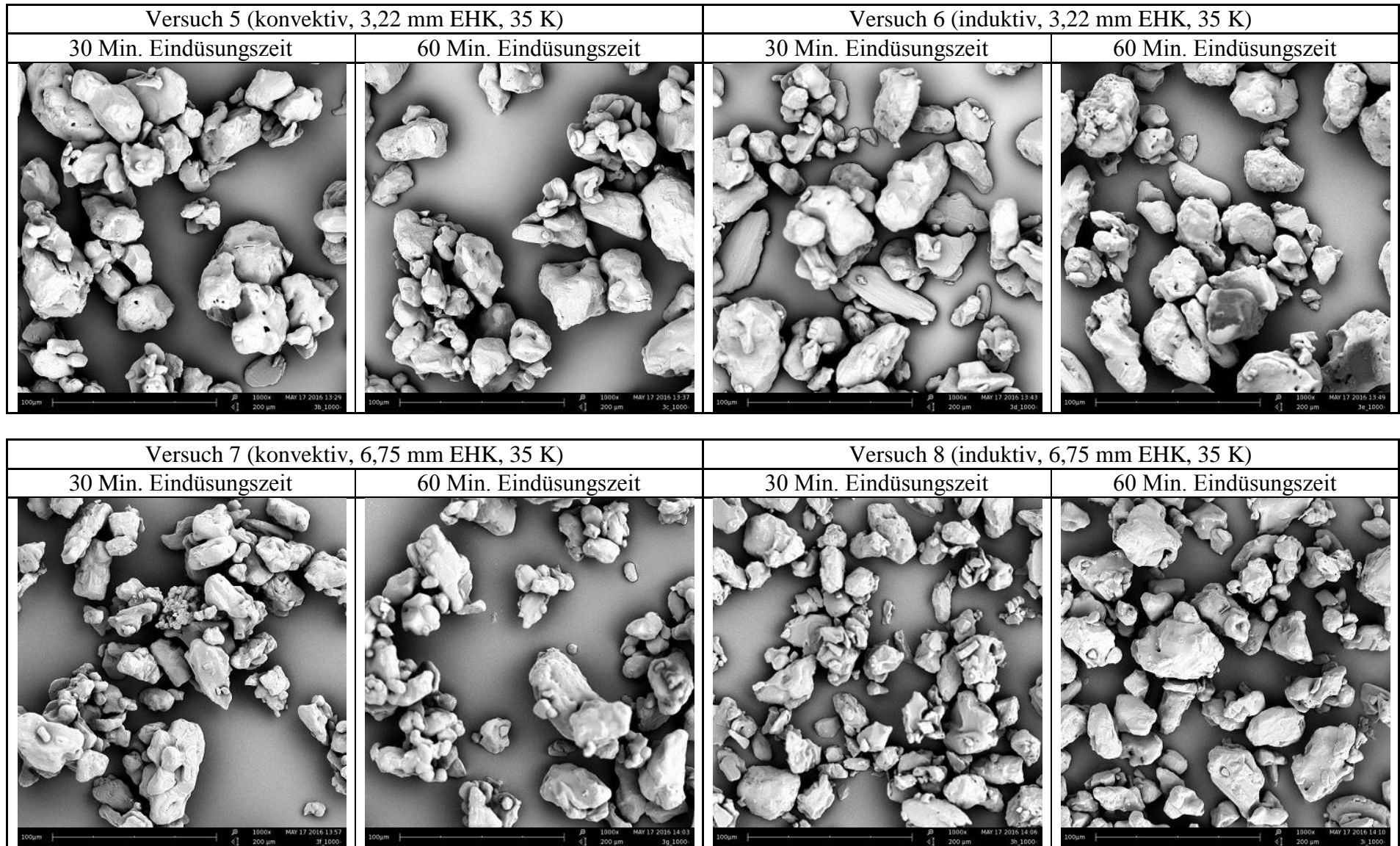


Abbildung. 56. REM-Bilder bei 1000x-facher Vergrößerung des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers (Versuch 5 bis 8)

2.6. Untersuchung der Trocknung von feuchten Granulaten

2.6.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf

Ziel dieses sechsten Forschungskomplexes ist es, die Wirbelschichttrocknung von feuchten Granulaten mit der induktiven Wirbelschichtbeheizung zu untersuchen. Wie bei den vorherigen fünf Forschungskapiteln wurden hier auch gleich konzipierte Benchmarkexperimente mit konvektiver Beheizung des Fluidisierungsgases durchgeführt. Somit konnten die Unterschiede in der Qualität der induktiv bzw. konvektiv getrockneten Produkte festgestellt werden.

Für die Realisierung der Trocknungsversuche aus diesem sechsten Forschungskomplex wurde die Wirbelschichtanlage WSA 200 verwendet.

Die für die Trocknungsversuche verwendeten Partikelschüttungen bestanden aus nicht elektrisch leitenden Inertpartikeln und elektrisch leitenden EHK. Als elektrisch leitenden EHK wurden solche mit einem Sauterdurchmesser von 6,75 mm eingesetzt. Diese Eisenpartikel besitzen eine Sphärizität von 99 % und eine scheinbare Dichte von 693 kg/m^3 . Zur Untersuchung der Trocknung von feuchten Granulaten in induktiv beheizten Wirbelschichten wurden als Modellsubstanz außerdem poröse Gammaaluminiumoxid-Kugeln ($\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$) und nicht poröse Alphaaluminiumoxid-Kugeln ($\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$) verwendet. Die in Abbildung 57 bestimmten Adsorptionsisothermen des porösen und nicht porösen Materials zeigen den Unterschied in der Wasseradsorption.

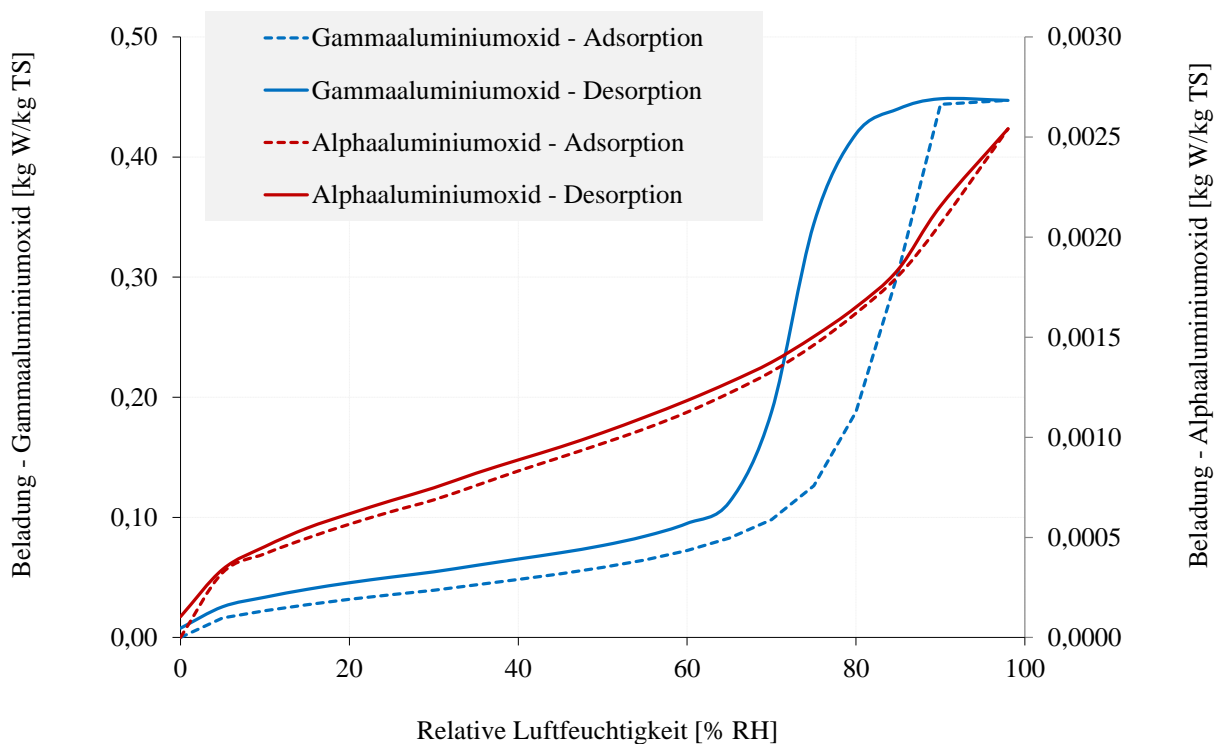


Abbildung. 57. Adsorptionsisothermen von $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ bzw. $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Granulate

Die kapillarporösen γ -Al₂O₃-Kugeln haben einen Sauterdurchmesser von 1,80 mm, eine scheinbare Dichte von 678,0 kg/m³ und eine Sphärizität von 98,4 %. Die durch einen Sinterprozess hergestellten α -Al₂O₃-Partikeln haben im Gegensatz zu den γ -Al₂O₃-Partikeln einen kleineren Sauterdurchmesser von 1,46 mm, eine scheinbare Dichte von 1497,0 kg/m³ und eine gleiche Sphärizität von 98,4 %. Eine tabellarische Zusammenfassung der Durchmesser und Dichten aller drei Versuchsmaterialien gibt Tabelle 16.

Tabelle 16: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 6)

	EHK	γ -Al ₂ O ₃	α -Al ₂ O ₃
Sauterdurchmesser [mm]	6,75	1,80	1,46
scheinbare Dichte [kg/m ³]	693,7	678,0	1497,0

Die EHK und die feuchten Granulate wurden gemeinsam fluidisiert und induktiv bzw. konvektiv erwärmt. Trotz des Unterschiedes zwischen den Durchmessern und Dichten bei beiden Partikelarten wurden eine sehr gute Durchmischung und keine Separierung der Partikeln in der Wirbelschicht beobachtet.

Um die beiden Produktqualitäten der beiden Trocknungsmethoden (induktiv und konvektiv) zu vergleichen, wurde zunächst die Trocknung der feuchten Granulate mit konvektiver Energieeinbringung realisiert. Die so durchgeführten Experimente wurden dann wiederholt, wobei die feuchten Granulate durch eine induktive Erwärmung der mitwirbelnden EHK getrocknet wurden. Bei den Untersuchungen wurden alle wesentlichen Prozessparameter wie Gastemperaturen und Feuchtigkeiten elektronisch im Sekundentakt erfasst und aufgezeichnet. Tabelle 17 zeigt eine detaillierte Darstellung der in diesem Forschungskapitel 12 beschriebenen Experimente.

Tabelle 17: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 6)

Vers.- Nr.	Schicht- material	Behei- zung	Schicht- masse	Gasgeschwin- digkeit	Gaseintritts- temperatur	Granulat- feuchte	
				[Ist-Wert]	[Ist-Wert]	[Ist-Wert]	
		[-]	[kg]	[m/s]	[°C]	[%]	
1	EHK + γ -Al ₂ O ₃	konv.	3,0 (0,9 kg EHK + 2,1 kg Gran.)	3,30	63,00	34,40	
2		ind.			20,70	34,00	
3	EHK+ α -Al ₂ O ₃	konv.			3,24	63,70	29,58
4		ind.				20,10	29,57
5	EHK + γ -Al ₂ O ₃	konv.		4,32	63,90	23,99	
6		ind.			20,15	23,71	
7		konv.			3,24	63,70	23,78
8		ind.				19,95	24,09
9		konv.		64,10		23,99	
10		ind.		20,55		23,71	
11		konv.		85,00	23,72		
12		ind.		20,22	22,90		

Die Experimente wurden mit einer gesamten Schichtmasse von 3,0 kg realisiert. Die Partikelschüttung bestand sowohl bei den Versuchen mit konvektiver Erwärmung als auch bei den Versuchen mit induktiver Erwärmung aus 0,9 kg EHK und 2,1 kg feuchtem Gut. Diese Partikelschüttung wurde bei einer dreifachen Lockerungsgeschwindigkeit der EHK (ca. 3,3 m/s) und bei einem Gasmassenstrom von ca. 400 kg/h aufgewirbelt. Die Temperatur in der Wirbelschichtkammer wurde bei beiden Beheizungsarten bei einem konstanten Wert (vor Zugabe der feuchten Granulate am Austritt aus der Wirbelschichtkammer) von 60 °C gehalten. Die Gutsanfangsfeuchtigkeit der γ -Al₂O₃-Kugeln betrug ca. 34 Mass.-% und die der α -Al₂O₃-Kugeln ca. 30 Mass.-%.

Um eine gute Vergleichbarkeit zu gewährleisten, wurden alle 12 Trocknungsversuche nach dem gleichen Schema durchgeführt. Zuerst wurden die EHK bei einer konstanten Gasgeschwindigkeit in der Wirbelschicht fluidisiert. Danach wurde die konvektive bzw. induktive Schichterwärmung eingeschaltet. Das Erreichen einer konstanten Gasaustrittstemperatur von 60 °C beanspruchte bei der induktiven Beheizung über 70 % weniger Zeit als bei der konvektiven Energiezufuhr. Nachdem eine konstante Prozesstemperatur von 60 °C am Austritt der Wirbelschichtkammer erreicht wurde und diese sich nicht mehr änderte, wurden die feuchten Granulate in die Wirbelschichtkammer zugeführt, wobei der Trocknungsprozess begann. Die Zeit von Produktzugabe bis zum Ausschalten der Heizung dauerte 40 Minuten. Nach dieser Phase wurde das getrocknete Material noch für 40 Minuten fluidisiert und auf Umgebungstemperatur abgekühlt.

Während der Experimente wurden regelmäßig Proben mit einer Masse von ca. 10 g aus der Wirbelschichtkammer entnommen. Vom Beginn des Trocknungsprozesses (nach der Zugabe

der feuchten Granulate) bis zum Erreichen einer konstanten Gasaustrittstemperatur wurden jede zweite Minute Proben aus dem Wirbelbett entnommen. Nach Erreichen einer konstanten Gastemperatur wurden alle zehn Minuten Proben entnommen. Unmittelbar nach der Entnahme wurden die Proben mit einem Feuchtigkeitsmessgerät Sartorius MA100 auf ihre Feuchtigkeit untersucht. Kontrollmessungen mit einem Trockenschrank haben die mit dem Feuchtemessgerät Sartorius MA100 gemessenen Werte bestätigt.

2.6.2. Ergebnisse und Diskussion

In den ersten 4 Versuchen wurde die Trocknung eines kapillaren porösen ($\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$) und eines nicht porösen Schüttguts ($\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$) untersucht, wobei die Art der Erwärmung der Wirbelschicht variiert wurde. In den Experimenten 5 bis 12 wurden $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln als Testmaterial ausgewählt und die Gasgeschwindigkeit und Gastemperatur variiert.

Trocknung von porösem und nicht porösem Material

Die Abbildung 58 zeigt die Kurven für die Gasaustrittstemperatur über die Versuchszeit für die Trocknung von feuchten $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ - und $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Granulaten.

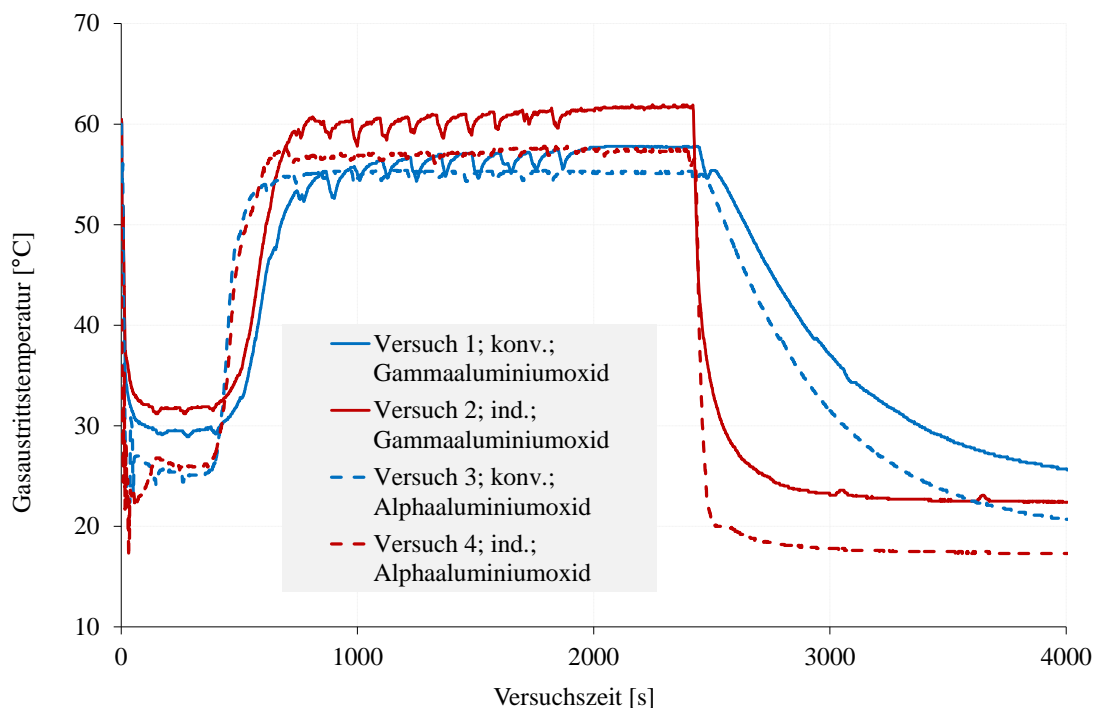


Abbildung. 58. Verlauf der Gasaustrittstemperatur bei der Trocknung von $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ - und $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht

Die zylindrische Wirbelschicht wurde durch Konvektion über das Fluidisierungsgas oder durch induktive Erwärmung von den elektrisch leitfähigen EHK erwärmt. Die Gasaustrittstemperatur beträgt etwa 60 °C vor der Zugabe des feuchten Materials bei beiden Energieeintragsmethoden. Bei beiden Methoden wurden die elektrischen Leistungen so eingestellt, dass vergleichbare Gasaustrittstemperaturen am Austritt der Wirbelschicht-

kammer gewährleistet wurden. Nach Zugabe der feuchten Granulate nimmt die Gasaustrittstemperatur sofort ab. In den vier Versuchen können zwei Trocknungsabschnitte gut voneinander unterschieden werden. Die Gasaustrittstemperatur in dem ersten Trocknungsabschnitt durch den konvektiven Energieeintrag beträgt etwa 30 °C. Durch die induktive Erwärmung erfolgt der erste Trocknungsabschnitt bei einer Gasaustrittstemperatur von ca. 32 °C. Nach Zugabe der Feuchtgranulate bei induktiver Erwärmung wird die Schichthöhe beeinflusst und dadurch eine bessere Fluidisierung bzw. bessere Verteilung der EHK über die gesamte Höhe der Induktionsspule erreicht. Der Grund für den Temperaturunterschied zwischen den beiden Heizarten in dem ersten Trocknungsabschnitt ist dann auf die bessere Ausnutzung der EHK-Oberfläche in einem elektromagnetischen Wechselfeld zurückzuführen. Die gleichen Tendenzen der Temperaturprofile können auch während der Trocknung von nicht porösen α -Al₂O₃-Partikeln beobachtet werden. Die zugeführte Energie wird auf das Fluidisierungsmedium übertragen, sodass die Gasaustrittstemperatur erhöht wird, was zum Trocknen des nassen Materials führt. Auf der anderen Seite wird die Energie auch teilweise durch den direkten Kontakt der EHK mit den feuchten Granulaten übertragen. Durch diesen Effekt kann der Trocknungsprozess gleichzeitig intensiviert werden.

Der erste Trocknungsabschnitt geht dann nach der Verdampfung der Oberflächenfeuchte in den zweiten Trocknungsabschnitt über. Nach den 40 Minuten der Erwärmungsphase wurde die Schichterwärmung ausgeschaltet, wobei bei der induktiven Energieeinbringung die Gasaustrittstemperatur sofort abnimmt. Das kann mit dem direkten Einsaugen von kalter Luft in die Wirbelschichtkammer bzw. mit den fehlenden warmen Rohrleitungen begründet werden. Bei der konvektiven Erwärmung liefern die erhitzten Rohre für eine gewisse Zeit weitere Wärme.

Bei der Trocknung von einem nicht kapillarporösen feuchten α -Al₂O₃-Granulat dauert der erste Trocknungsabschnitt bei beiden Beheizungsarten etwa 400 Sekunden. Auf Grund des Einsatzes eines nicht porösen Gutes ist die Dauer der zweiten Trocknungsabschnitte deutlich kürzer. Danach nimmt die Gasaustrittstemperatur schnell zu. Das Erreichen einer Umgebungstemperatur in der Wirbelschichtkammer nach Ausschalten der jeweiligen Heizung dauert weniger als eine Minute bei der induktiven Beheizung und mehr als 25 Minuten bei der konvektiven Beheizung. Die leichten Schwankungen (alle zwei Minuten) in den Kurvenverläufen bei Abbildung 58 zeigen die regelmäßige Probeentnahme aus der Schicht. Die Materialproben wurden auf ihre Feuchtigkeit gemessen.

Ein entscheidendes Merkmal der Trocknungsversuche ist die verdampfte Wassermenge sowie die Endfeuchte des Produktes. In Abbildung 59 und Abbildung 60 sind die gemessenen Gutbeladungen von beiden Versuchsmaterialien bei beiden Beheizungsarten gezeigt. In den beiden Abbildungen sind die Veränderung der Gutbeladung mit der Versuchszeit und die überschlägig aus den Gasaustrittstemperaturen berechnete verdampfte Wassermasse graphisch dargestellt.

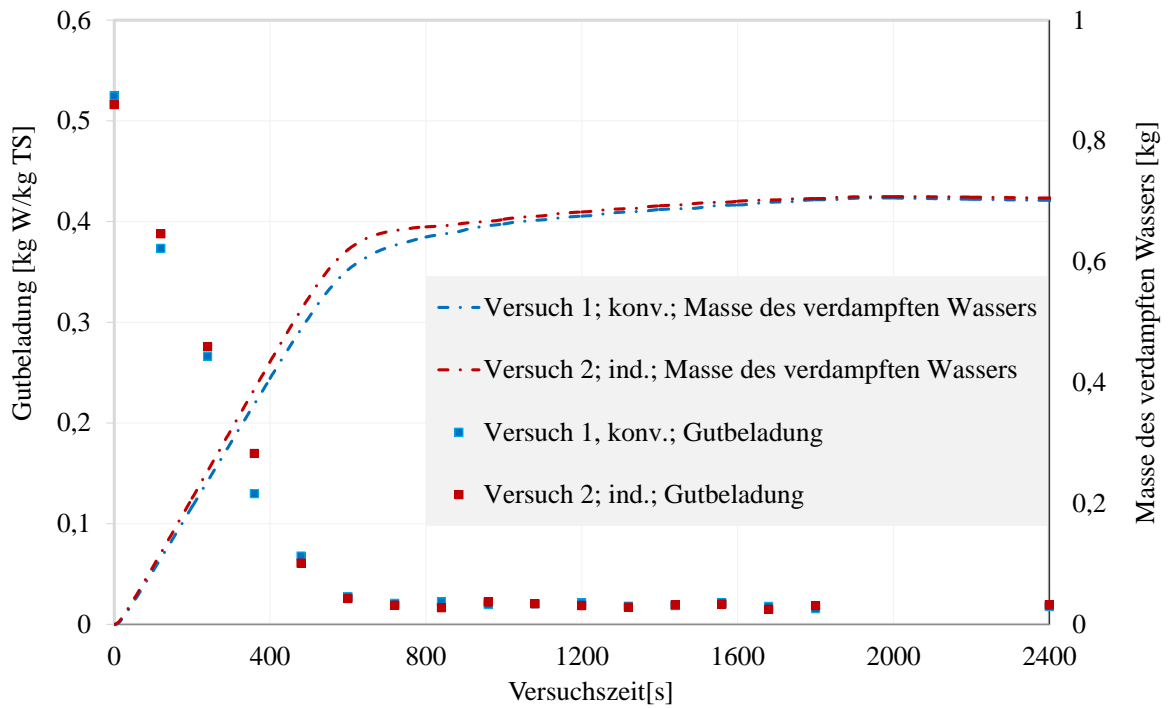


Abbildung. 59. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht

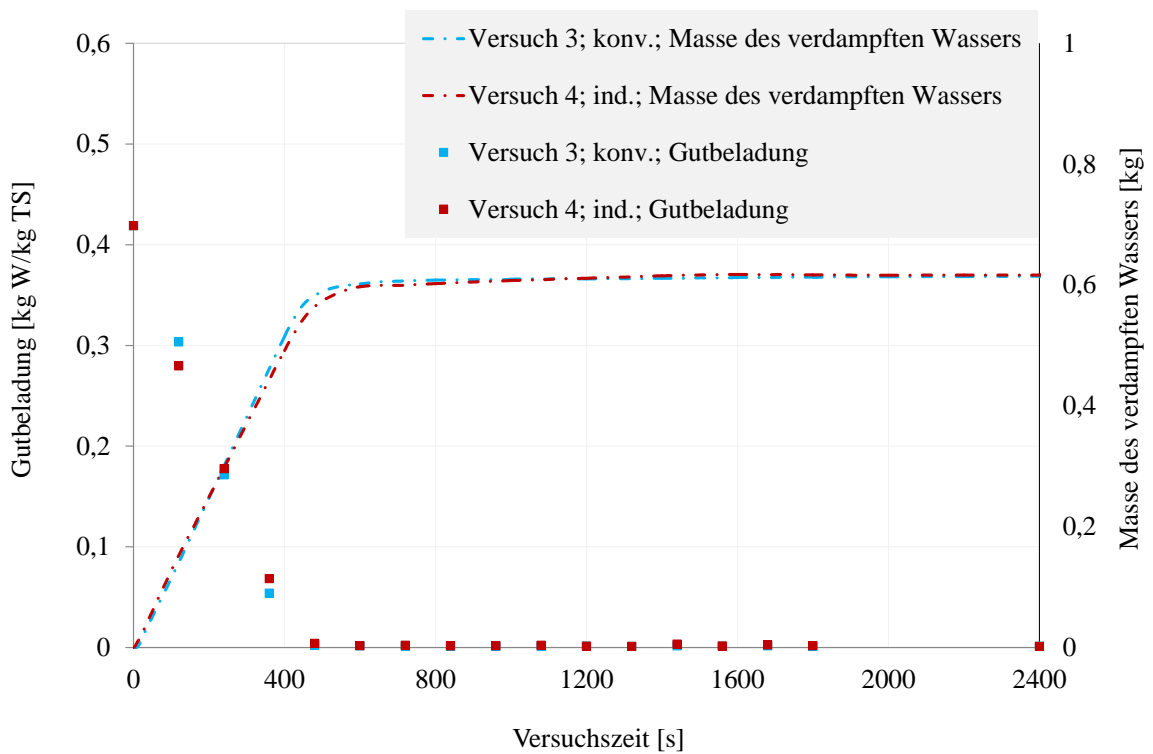


Abbildung. 60. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht

Abbildung 59 und Abbildung 60 zeigen deutlich ähnliche Tendenzen und ähnliche Gutbeladungen unter denselben Trocknungsbedingungen bei beiden Energieeinbringungs-

methoden in Wirbelschichten. Am Ende des Trocknungsprozesses strebt die Wasserbeladung der Trockensubstanz bei beiden Beheizungsarten nahezu null an.

In der Abbildung 61 sind die Trocknungsgeschwindigkeiten bezogen auf die Partikeloberfläche als Funktion der Gutbeladung beider Schüttgüter bei beiden Beheizungsarten dargestellt. Die Trocknungsgeschwindigkeit weist ihren maximalen Wert im ersten Trocknungsabschnitt auf. Nach dem Übergang vom ersten Trocknungsabschnitt in den zweiten Trocknungsabschnitt nimmt die Trocknungsgeschwindigkeit sowohl bei einem kapillarporösen als auch bei einem nicht kapillarporösen Schüttgut schnell ab.

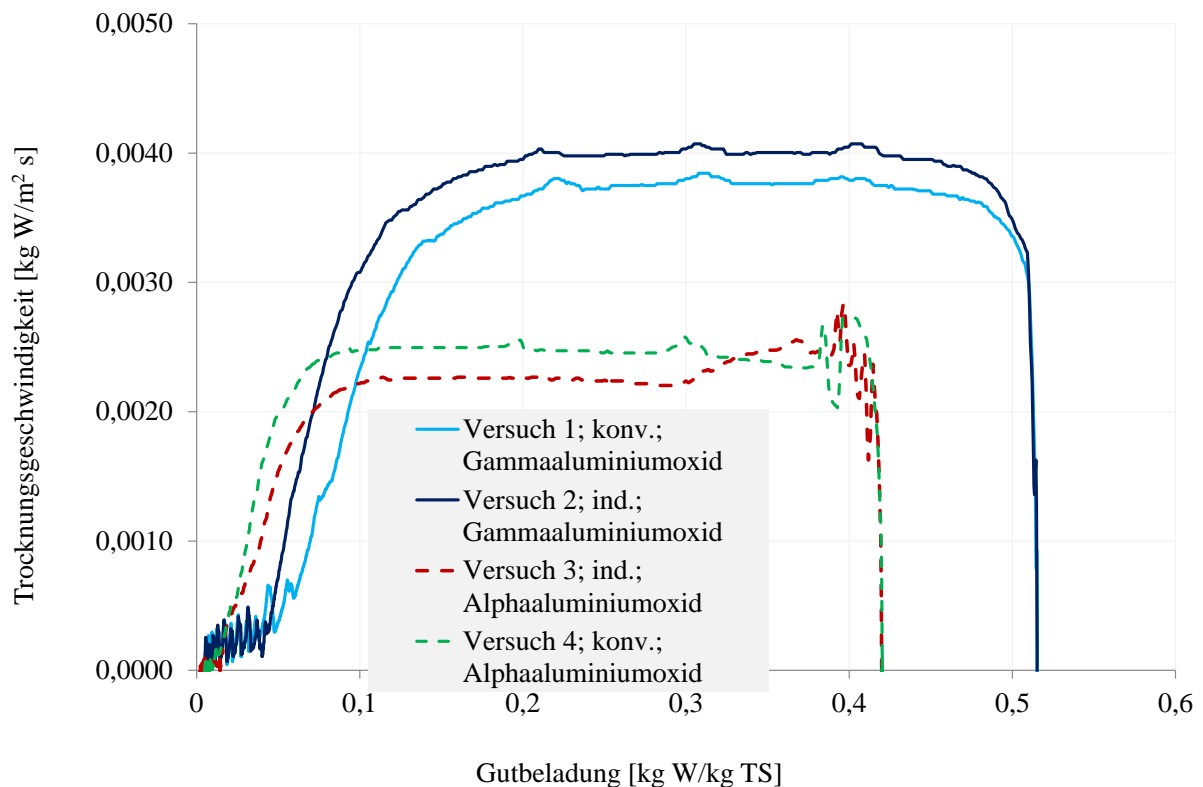


Abbildung. 61. Trocknungsgeschwindigkeit bei der Trocknung von γ - Al_2O_3 - und α - Al_2O_3 -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht

Die leichten Schwankungen in den Kurvenverläufen der Trocknungsgeschwindigkeiten bei der Abbildung 61 zeigen die regelmäßige Probeentnahme aus der Schicht. Die großen Schwankungen bei der Trocknungsgeschwindigkeit am Anfang der Trocknungsversuche von α - Al_2O_3 -Partikeln können mit einer nicht optimalen Zugabe des feuchten Granulates begründet werden. Am Ende des Trocknungsprozesses strebt die Trocknungsgeschwindigkeit bei beiden Energieeinbringungsmethoden nahezu null an.

Von den Graphiken 59, 60 und 61 ist deutlich zu sehen, dass die Art des Energieeintrages in der zylindrischen Wirbelschicht keinen signifikanten Einfluss auf die Gutbeladung und auf die Trocknungsgeschwindigkeit hat.

Variation der Gasgeschwindigkeit

Um den Einfluss der Gasgeschwindigkeit auf den Trocknungsprozess zu untersuchen, wurden vier Experimente mit konvektiver und induktiver Erwärmung unter Variation der Gasgeschwindigkeit durchgeführt. Die Versuche wurden mit einer dreifachen oder vierfachen minimalen Fluidisierungsgeschwindigkeit von EHK (etwa 3,24 und 4,32 m/s) durchgeführt. Während dieser Experimente wurden die anderen Prozessparameter (wie Schichtmasse, Gastemperatur und Anfangsbeladung der Granulate) konstant gehalten.

Die Temperaturverläufe der Trocknungsversuche mit Variation der Gasgeschwindigkeit sind in Abbildung 62 dargestellt. Mit der Zunahme der Gasgeschwindigkeit ist zu beobachten, dass der erste Trocknungsabschnitt sowohl bei der konvektiven als auch bei der induktiven Erwärmung kürzer ist. Mit der Zunahme der Gasgeschwindigkeit werden eine intensivere Fluidisierung und eine intensivere Wärmeübertragung betrachtet, die eine intensivere Trocknung von Feuchtgranulaten rechtfertigen. Die leichten Schwankungen in den Kurven der Gasaustrittstemperaturen in Abbildung 62 zeigen die periodische Probeentnahme.

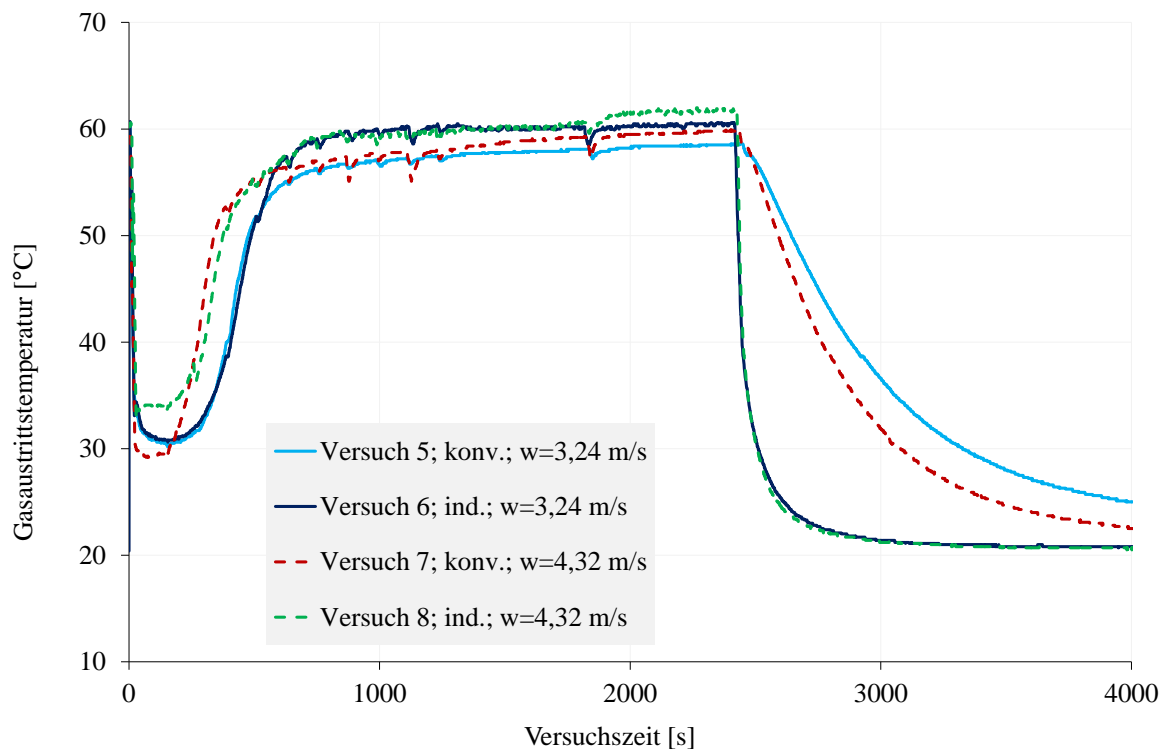


Abbildung. 62. Verlauf der Gasaustrittstemperatur bei der Trocknung von $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung unter Variation der Luftgeschwindigkeit

In Abbildungen 63 und 64 ist die gemessene Gutbeladung für beide Heizarten und für unterschiedliche Luftgeschwindigkeiten dargestellt. Beide Grafiken zeigen die Änderung der Gutbeladung mit der Versuchszeit und der verdampften Wassermasse, die aus den Gasaustrittstemperaturen näherungsweise berechnet wurde. In den Abbildungen 63 und 64 wird ersichtlich, dass die Kurven, die die Verdampfung von Wasser beschreiben, steiler sind, was einer verstärkten Verdampfung von Wasser mit zunehmender Gasgeschwindigkeit entspricht. Der Verlauf der Trocknungsgeschwindigkeiten in den Experimenten mit einer

Variation der Gasgeschwindigkeit und der Beheizungsart der Wirbelschicht ist in Abbildung 65 graphisch dargestellt.

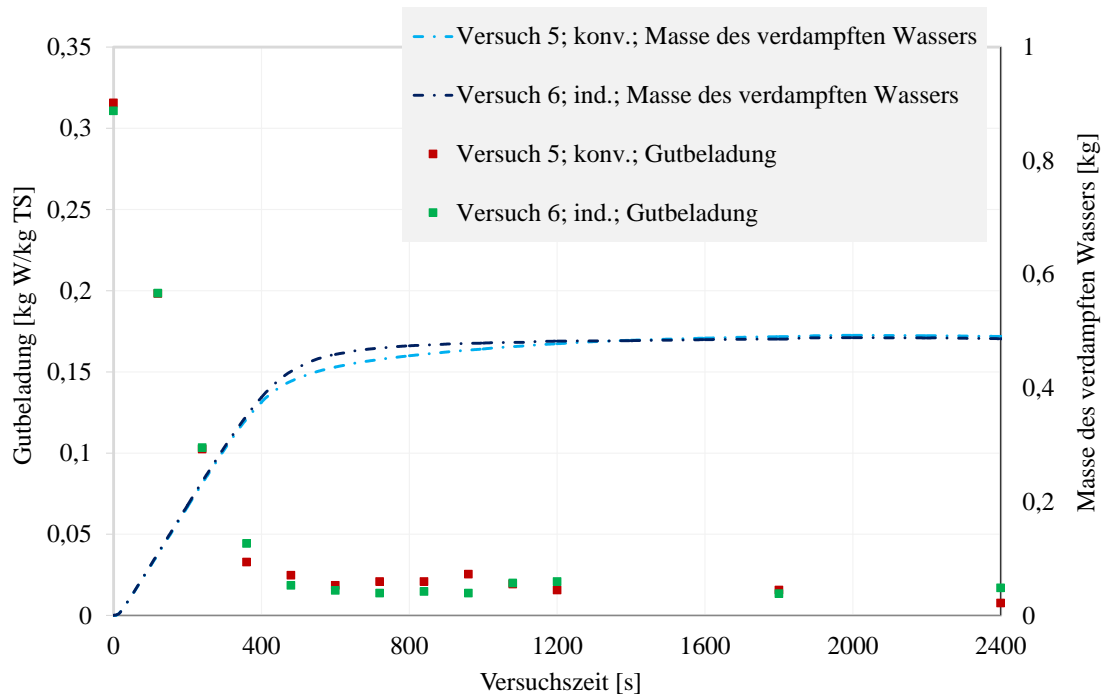


Abbildung. 63. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von γ -Al₂O₃-Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung unter Variation der Luftgeschwindigkeit (Versuch 5 und 6)

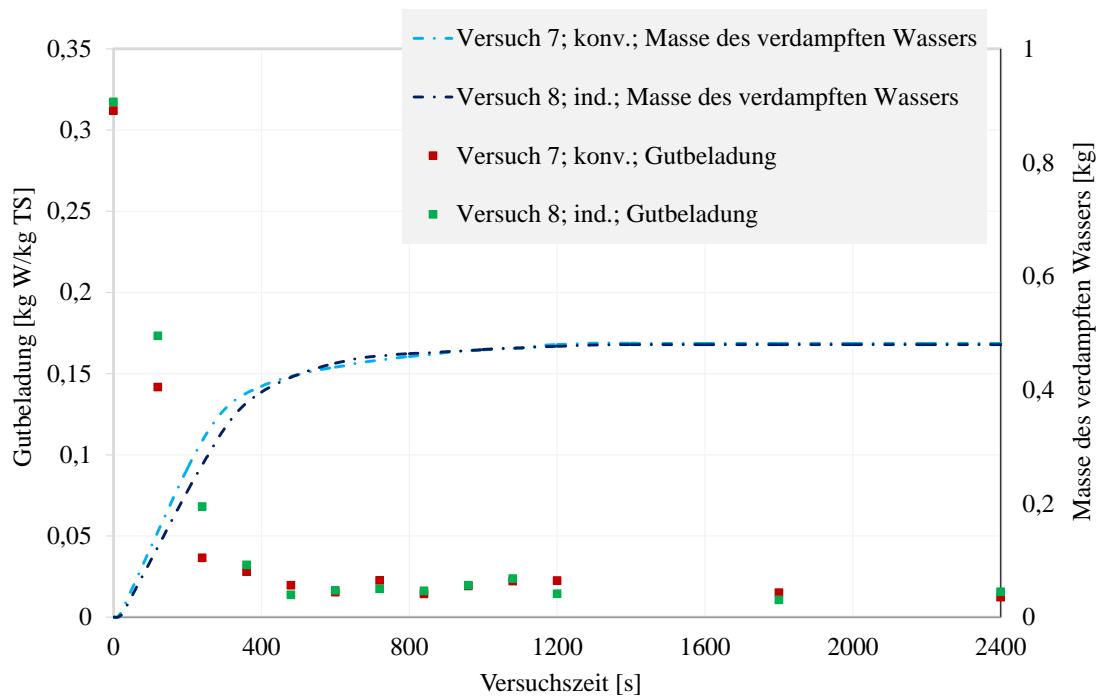


Abbildung. 64. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von γ -Al₂O₃-Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung unter Variation der Luftgeschwindigkeit (Versuch 7 und 8)

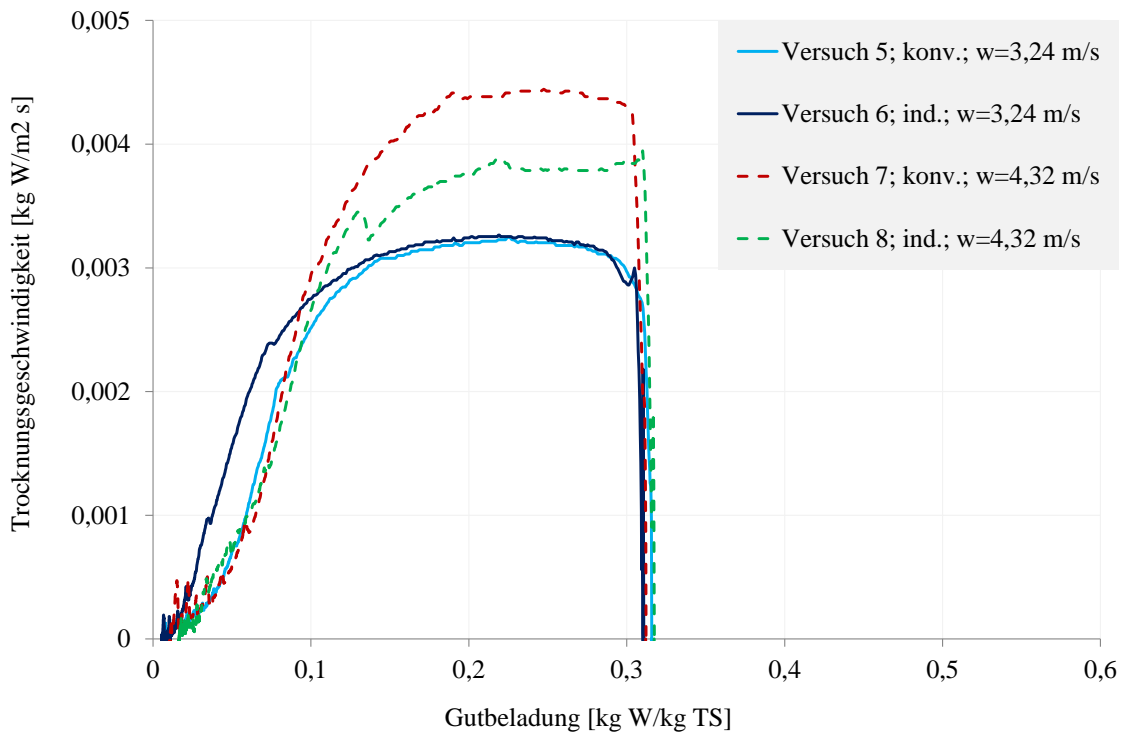


Abbildung. 65. Trocknungsgeschwindigkeit bei der Trocknung von γ -Al₂O₃-Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung unter Variation der Luftgeschwindigkeit

Variation der Gaseintrittstemperatur

Der Einfluss der Gaseintrittstemperatur auf den Trocknungsprozess wurde mittels vier Experimenten mit Variation der Beheizungsart der Wirbelschicht untersucht. Abbildung 66 zeigt die Gasaustrittstemperatur während des Trocknungsprozesses. Die Wirbelschicht wurde durch Induktion oder Konvektion zunächst auf eine Zieltemperatur von 60 oder 80 °C erhitzt. Nach Zugabe der feuchten Granulate nimmt die Gasaustrittstemperatur sofort ab. Der erste Trocknungsabschnitt dauert etwa 300 Sekunden für beide Gaseintrittstemperaturen. Bei beiden Versuchen können die beiden Trocknungsabschnitte gut voneinander unterschieden werden. Nach den 40 Minuten der induktiven oder konvektiven Erwärmungsphase wurde die Schichterwärmung ausgeschaltet, wobei bei der induktiven Energieeinbringung die Gasaustrittstemperatur sofort abnimmt (siehe Abbildung 66).

In Abbildungen 67 und 68 ist die gemessene Gutbeladung durch Variation der Luftgeschwindigkeit bei beiden Heizarten gezeigt. Die beiden Grafiken zeigen ähnliche Tendenzen und ähnliche Gutbeladungen unter den gleichen Trocknungsbedingungen bei beiden Energieeintragungsmethoden. Vergleicht man die berechnete Masse an verdampftem Wasser aus den feuchten Granulaten bei den Versuchen mit einer Variation der Gastemperatur, ist klar ersichtlich, dass die Abweichung zwischen der gemessenen Masse an verdampftem Wasser und der Gutbeladung in Abbildung 68 kleiner ist. Der Grund dafür ist die intensiviertere Trocknung des Schüttgutes bei höherer Temperatur.

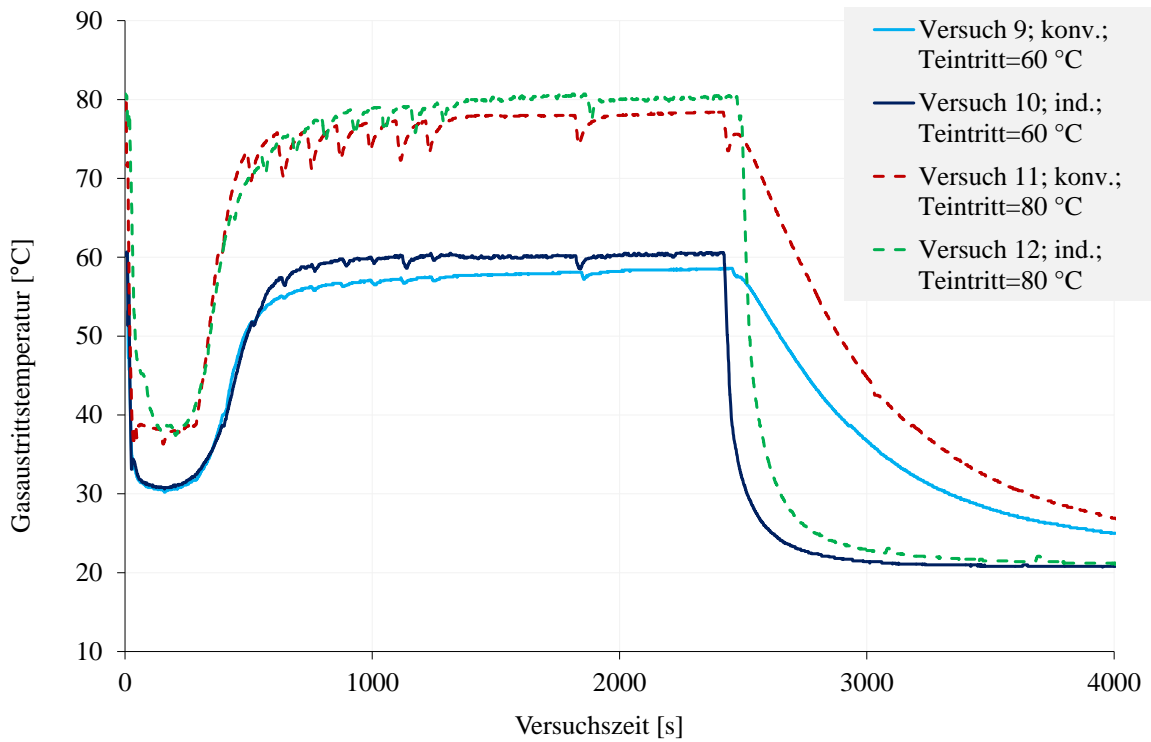


Abbildung. 66. Verlauf der Gasaustrittstemperatur bei der Trocknung von γ -Al₂O₃-Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht unter Variation der Gaseintrittstemperatur (Versuch 9, 10, 11 und 12)

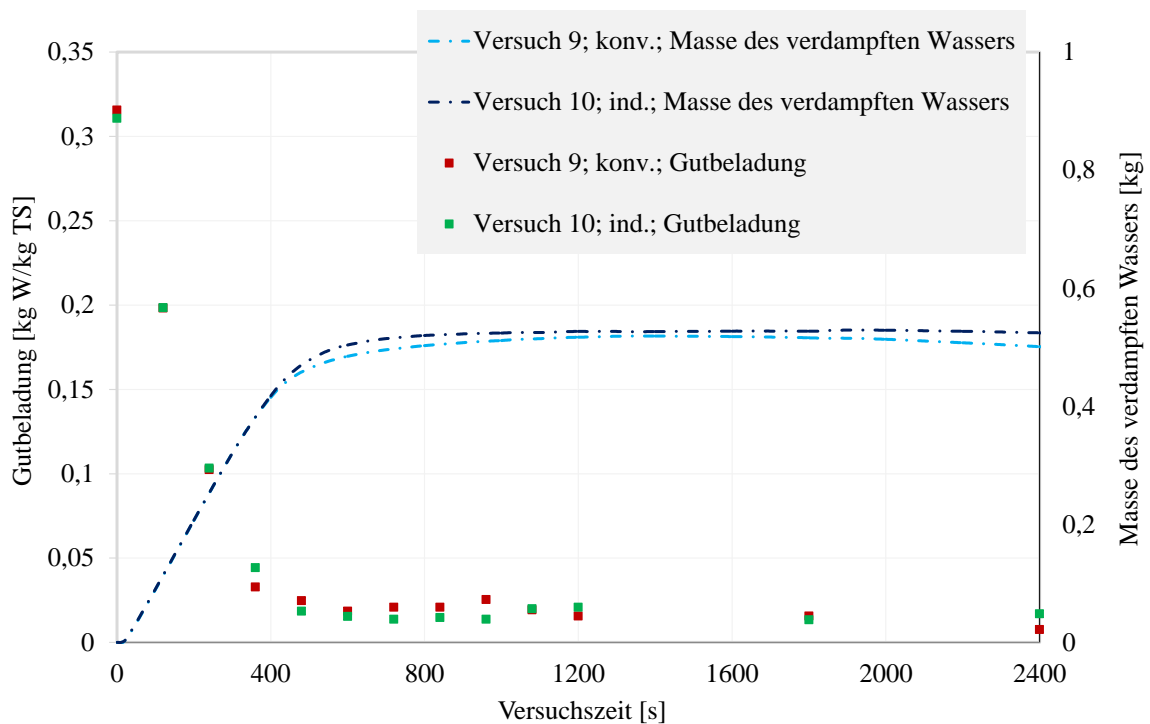


Abbildung. 67. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von γ -Al₂O₃-Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht unter Variation der Gaseintrittstemperatur (Versuch 9 und 10)

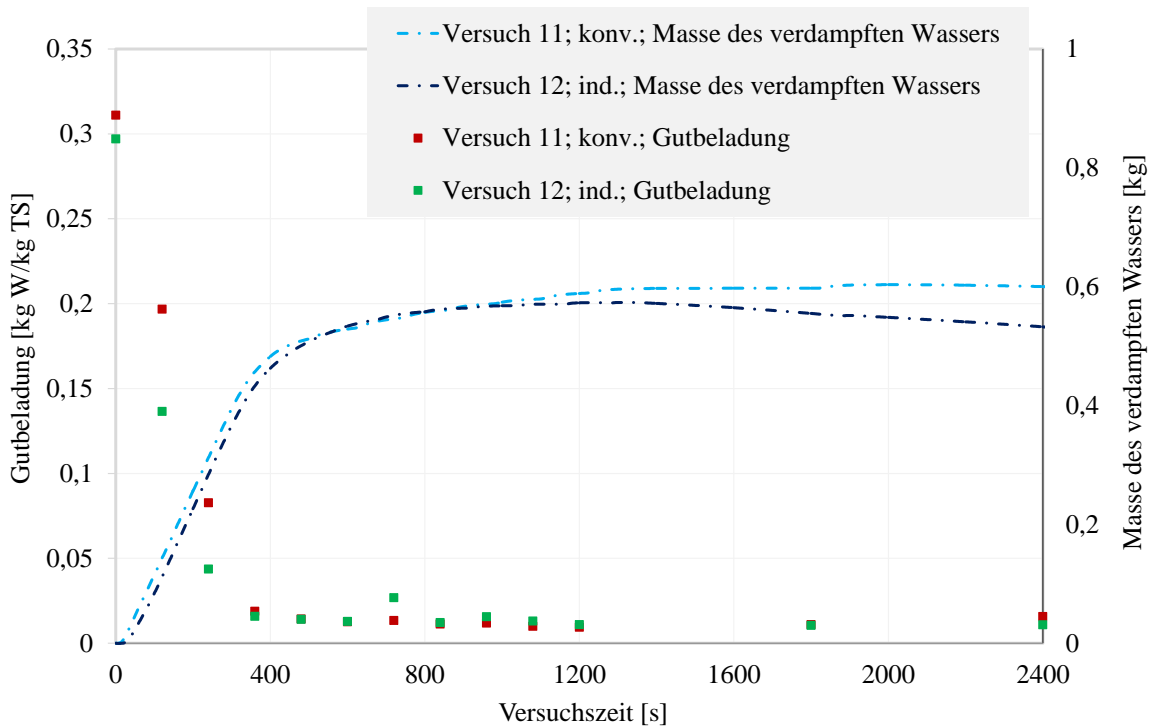


Abbildung. 68. Vergleich der gemessenen Gutbeladung bei der Trocknung von $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht unter Variation der Gaseintrittstemperatur (Versuch 11 und 12)

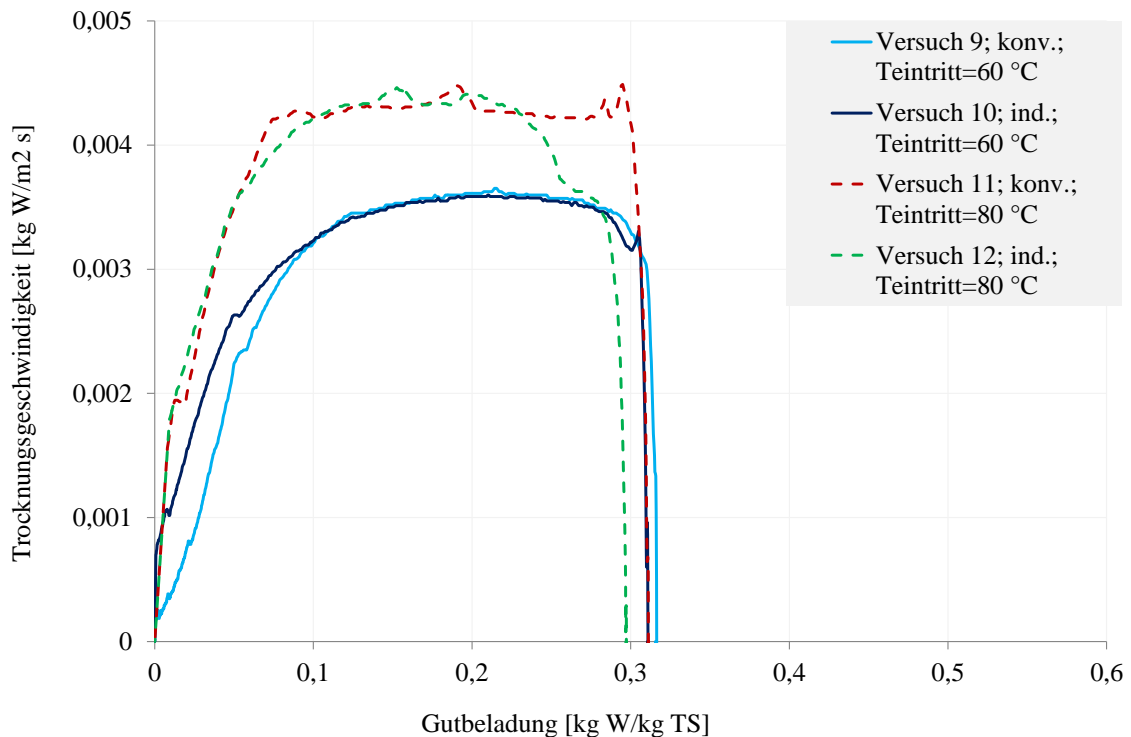


Abbildung. 69. Trocknungsgeschwindigkeit bei der Trocknung von $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln mit konvektiver und induktiver Beheizung der Wirbelschicht unter Variation der Gaseintrittstemperatur (Versuch 9, 10, 11 und 12)

Abbildung 69 zeigt die Trocknungsgeschwindigkeit in Experimenten mit Variation der Gaseintrittstemperatur und der Beheizungsart der Wirbelschicht. Aus der Grafik geht hervor, dass eine höhere Gaseintrittstemperatur zu einer leichten Beschleunigung des Trocknungsprozesses führt. Mit dieser Abbildung wird wieder einmal belegt, dass die Energieeintragungsmethode der Wirbelschicht keinen wesentlichen Einfluss auf den Trocknungsprozess hinsichtlich der Produktqualität (Gutbeladung) hat.

2.7. Untersuchung zur thermischen Behandlung von einem Produkt aus der Lebensmittelindustrie

2.7.1. Ziel, Anlagen, Materialien, Plan und Versuchsablauf

Ziel dieses letzten siebten Forschungskomplexes ist es die thermische Behandlung (hier Röstung genannt) von rohen Kaffeebohnen in induktiv beheizten Wirbelschichten zu testen und deren Produkteigenschaften zu ermitteln. Als Vergleichsexperimente wurden die rohen Kaffeebohnen auch konventionell (über das vorerwärmte Fluidisierungsgas: Umgebungsluft) geröstet.

Für die Realisierung der Röstungsversuche aus diesem siebten Forschungskomplex wurde die Wirbelschichtanlage WSA 200 verwendet. Zu der Standardkonfiguration bzw. installierten Messtechnik wurde speziell für die Kaffeeröstung ein Flammenionisationsdetektor (FID) montiert. Mit Hilfe dieses Detektors wurde der Gehalt an organischen Verbindungen in der Abluft direkt nach dem Verlassen der Wirbelschichtkammer gemessen. Hierbei wurde die Gesamtkonzentration an Kohlenwasserstoff-Verbindungen ermittelt.

Die für diese Versuche verwendeten Partikelschüttungen bestanden aus Kaffeebohnen (Sorte: Arabica Santos) und elektrisch leitenden EHK. Da es sich hier um ein biologisches Material handelt, wurden mit einem Isolationsmaterial (Keramik: Kaolin, 25 Mass.-%) beschichteten bzw. isolierten EHK eingesetzt. Die Kaolin-Beschichtung ist in diesem Fall eine Schutzmaßnahme, um das biologischen Material nicht in direkten Kontakt mit Eisen zu bringen.

Für die gemeinsame Fluidisierung und Röstung von Kaffeebohnen wurden EHK mit einem Sauterdurchmesser von 6,44 mm und einer scheinbaren Dichte von 757,4 kg/m³ eingesetzt. Während der Experimente wurde eine sehr gute gemeinsame Fluidisierung der beiden Materialsorten beobachtet. Die Eigenschaften der beiden Ausgangsmaterialien sind in Tabelle 18 zusammengefasst.

Tabelle 18: Liste der verwendeten Versuchsmaterialien (Forschungskomplex 7)

	EHK	Kaffeebohnen
Sauterdurchmesser [mm]	6,44	6,68
scheinbare Dichte [kg/m ³]	757,4	860,0

Das hier dargestellte Versuchsprogramm (siehe Tabelle 19) besteht insgesamt aus vier ausgewählten Röstungsversuchen, von denen zwei mit konvektiver Beheizung und zwei mit induktiver Beheizung durchgeführt wurden. Neben der Art der Beheizung wurde auch die Rösttemperatur variiert. Vier der Versuche wurden bei 170 °C und zwei bei 200 °C durchgeführt. Da bei der induktiven Beheizung wegen des elektromagnetischen

Wechselfeldes nicht direkt die Schichttemperatur gemessen werden kann, wurden die beiden Zieltemperaturen von 170 und 200 °C am Austritt aus der Wirbelschichtkammer gemessen. Weitere Informationen zum durchgeführten Versuchsprogramm sind in der Tabelle 19 ersichtlich.

Tabelle 19: Versuchsprogramm (Forschungskomplex 7)

Vers.-Nr.	Beheizungsart	Gasgeschwindigkeit [Ist-Wert]	Gasmassenstrom [Ist-Wert]	Schichtmasse	Röstungstemperatur	Röstungszeit
	[-]	[m/s]	[kg/h]	[kg]	[°C]	[min]
1	konv.	3,38	298	4	170	40
2	ind.	3,41	302	4	170	40
3	konv.	3,40	300	4	200	40
4	ind.	3,41	301	4	200	40

Um eine Vergleichbarkeit der realisierten Versuche sicherzustellen, wurden für alle Versuche die gleichen Voraussetzungen genutzt. Die Gasgeschwindigkeit von 3,4 m/s (dreifache Lockerungsgeschwindigkeit der EHK), die Röstzeit von 40 min, die Schichtmasse von 4 kg und die Abstände der Probenentnahmen waren bei allen Versuchen gleich. Die Schichtmasse bestand zu 30 Mass.-% aus EHK und zu 70 Mass.-% aus Kaffeebohnen. Bezogen auf die 4 kg Schichtmasse bedeutet das: 1,2 kg EHK und 2,8 kg Kaffeebohnen. Die Probenentnahmen fanden nach 20 Minuten und nach 40 Minuten Röstzeit statt. Innerhalb der Versuche wurden die Art der Wirbelschichtwärmerung und die Rösttemperatur systematisch variiert. Produktproben wurden nach 20 bzw. 40 Minuten Röstzeit direkt aus der Wirbelschichtkammer (mit Hilfe eines Probennehmers) entnommen.

Für die Versuche mit konvektiver Energieeinbringung wurde der elektrische Heizer eingeschaltet und die erforderliche Gasgeschwindigkeit eingestellt. Nachdem das Fluidisierungsmedium die angestrebte Rösttemperatur erreicht hat, wurde der rohe Kaffee in die Wirbelschichtkammer gegeben und die Röstung begann. Nach der Zugabe musste die Leistung des Sauggebläses nachgeregelt werden, um weiterhin eine Gasgeschwindigkeit von 3,4 m/s zu ermöglichen. Zur sofortigen Abkühlung wurden die Proben direkt nach der Entnahme in eine zweite kleinere Wirbelschichtanlage gegeben und luftgekühlt. Es wurde hier eine kleine Extraprobe entnommen, an der sofort eine Feuchtigkeitsmessung durchgeführt wurde. Die restlichen Bohnen wurden weiter fluidisiert, bis die Lufttemperatur annähernd der Raumtemperatur entsprach.

Bei den Versuchen mit induktiver Erwärmung wurde der Eisenhohlkugelanteil der Schichtmasse bereits zu Beginn in die Wirbelkammer eingebracht. Die EHK wurden fluidisiert und die Generatorleistung wurde auf den gewünschten Wert eingestellt. War die gewünschte Temperatur erreicht, wurden die rohen Kaffeebohnen in die Wirbelschichtkammer gegeben. Die Abkühlung und Analyse der Proben erfolgte analog zur

konvektiven Energieeinbringung. Nach den letzten Probenentnahmen wurde der Generator ausgestellt und abgewartet, bis die Gastemperatur ungefähr auf Raumtemperatur abgekühlt war.

Die entnommenen Proben wurden auf ihre Feuchtigkeit (mittels Feuchtemessgerät Sartorius MA100), Partikelgrößenverteilung und Sphärizität (mittels Partikelmesssystem Camsizer), scheinbare Dichte (mittels Pyknomer Geopyc 1360), Schüttdichte (mittels Waage und Messzylinder) und Farbe (Reflektionsmessgerät Modell LK100 der Firma Dr. Lange GmbH) untersucht.

2.7.2. Ergebnisse und Diskussion

Temperaturverläufe der Röstversuche

Zunächst liegt es nahe die Temperaturverläufe der einzelnen Röstversuche zu vergleichen. In Abbildung 70 sind die Temperaturen aller vier durchgeführten Versuche in Abhängigkeit der Röstzeit inklusive Aufheiz- und Abkühlphase gezeigt. Wie bereits erwähnt, kann die Temperatur nicht innerhalb der Wirbelschichtkammer gemessen werden, sodass es sich um Messungen der Gasaustrittstemperatur handelt.

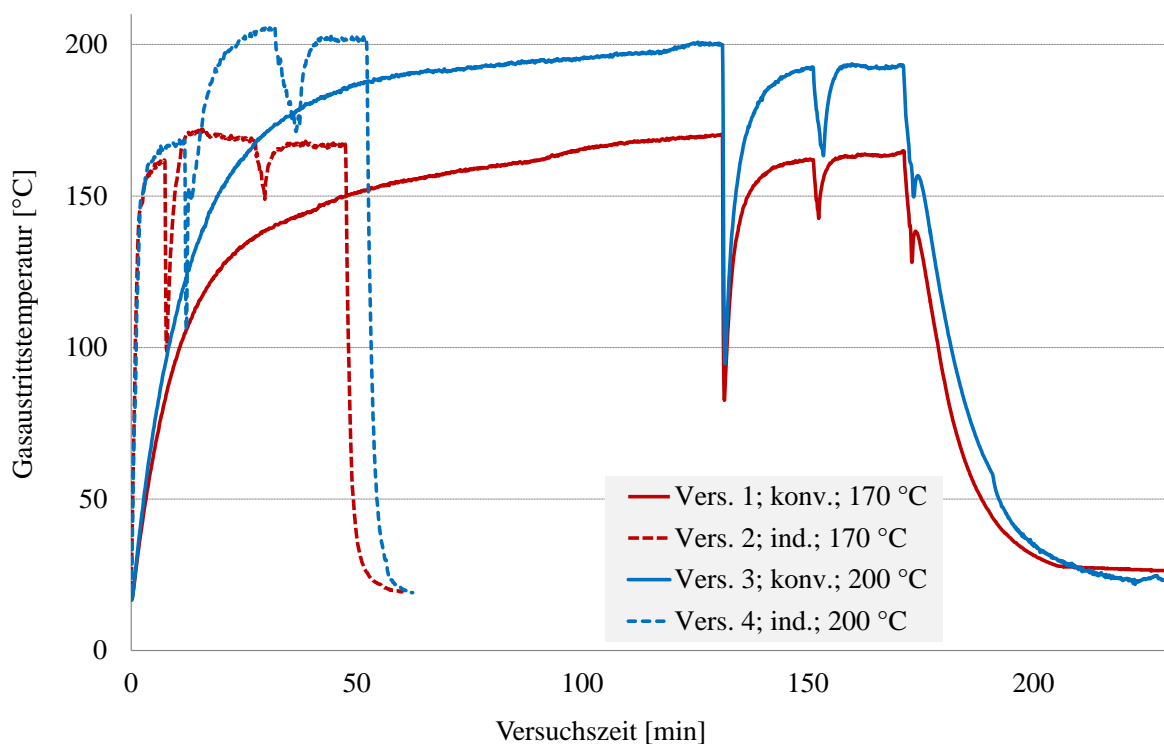


Abbildung. 70. Darstellung des Temperaturverlaufs in Abhängigkeit der Röstzeit aller Versuche unter Variation der Rösttemperatur und der Beheizungsart

Vor der Zugabe des rohen Kaffees musste die Wirbelschichtkammer bei allen Versuchen auf eine annähernd konstante Temperatur aufgeheizt werden. Bei Versuch 1 und 2 beträgt die Temperatur 170 °C und bei Versuch 3 und 4 200 °C. Sobald der Zustand eingetreten ist,

kommt es zur Probezugabe, die in der Abbildung als starke Temperaturabsenkung ersichtlich ist. Mit der Zugabe beginnt die Messung der Röstzeit und nach jeweils 20 Minuten wurde die erste Produktprobe entnommen. Durch die Probenentnahme entsteht wiederum eine geringe Temperaturabsenkung, die im Diagramm auch festzustellen ist. Nach 40 Minuten kam es zur zweiten Probenentnahme und danach direkt zur Abschaltung der Energiequelle (Heizer (konvektive Versuche), Induktionsgenerator (induktive Versuche)). Dementsprechend ist eine schnelle Temperaturabsenkung erkennbar, die in eine Abkühlkurve übergeht.

Die Temperaturabsenkung nach der Produktzugabe zeigt, dass die rohen Kaffeebohnen kalt sind, wenn sie in die vorerwärmte Wirbelschicht eintreten. Sobald die Anlage wieder verschlossen ist, steigt die Temperatur auf den gewünschten Wert an. Die Kaffeebohnen fangen an zu trocknen bzw. rösten. Das bedeutet, dass erst das Wasser auf der Oberfläche der Bohnen und mit längerer Röstzeit auch das Wasser innerhalb der Bohnen verdampft und mit der Fluidisierungsluft die Wirbelschichtkammer verlässt. Dieser Trocknungsvorgang ist ein endothermer Prozess, sodass der Fluidisierungsluft Energie entzogen wird. Dies ist in Abbildung 70 daran erkennbar, dass die Temperatur nach der Probezugabe nicht mehr auf die vorher erreichte Temperatur ansteigt. Nach ungefähr 10 Minuten Röstzeit bei einer Rösttemperatur oberhalb von 170 °C starten die Maillard-Reaktionen (Illy, 1995).

Abbildung 70 zeigt außerdem, dass die Abkühl- und Aufheizphasen bei der konvektiven Erwärmung viel länger sind, als bei der induktiven. Der elektrische Heizer braucht bei diesem Versuch drei fast zwei Stunden, um auf die gewünschten 200 °C zu heizen, wohingegen der Induktor bei Versuch vier nur etwa zehn Minuten benötigt.

Kohlenwasserstoffe in Abluft

Mit Hilfe des FID konnten die Konzentrationen der Kohlenwasserstoffe in der Abluft direkt oberhalb der Wirbelschichtkammer gemessen werden. Der Verlauf der Emissionen während der Röstung ist in Abbildung 71 für alle vier Versuche dargestellt.

Anhand der Messkurven für die Versuche 3 und 4 bei 200 °C lässt sich feststellen, dass die Verläufe bei beiden Beheizungsarten ähnlich sind. Am auffälligsten sind die großen Unterschiede, die zwischen den beiden Temperaturvarianten liegen. Bei 170 °C liegt der Höchstwert bei ca. 80 ppm bei induktiver Beheizung, wohingegen der Höchstwert für 200 °C bei ca. 730 ppm erscheint. Generell ist das Wachstum der Emissionen bei den Versuchen bei 170 °C gering, was darauf zurückzuführen ist, dass die Mehrheit der Emissionen durch die Nebenprodukte der Maillard-Reaktion entsteht. Die Bräunungsreaktionen beginnen ab einer Temperatur von 120 °C bis 140 °C, sodass bereits zu diesem Zeitpunkt kleine Konzentrationen von Kohlenwasserstoffen frei werden. Dahingegen entsteht ein Großteil der Emissionen erst bei Temperaturen des Abgases ab 180 °C. Der starke Abfall der Kurve nach 20 Minuten und die darauf folgende Zunahme ist der Probenentnahme zuzuschreiben. Wäre keine Probe entnommen worden, wäre der Verlauf der Kurve weiterhin kontinuierlich sinkend.

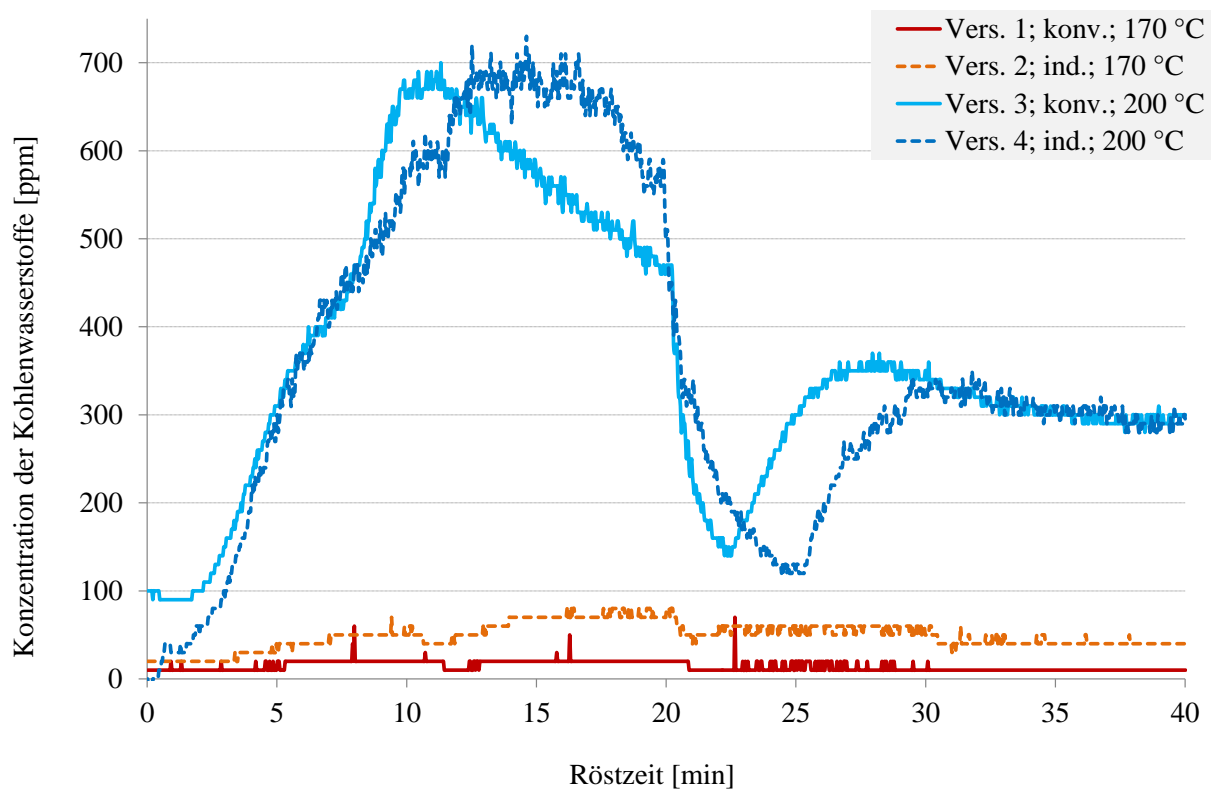


Abbildung. 71. Darstellung der Konzentration der Kohlenwasserstoffe im Abgas in Abhängigkeit der Röstzeit für alle Versuche unter Variation der Rösttemperatur und Beheizungsart

Feuchtigkeit des gerösteten Kaffees

Die Messungen der Produktfeuchtigkeit fanden zum einen direkt nach der Probeentnahme aus der Wirbelschichtkammer und zum anderen bei der Farbuntersuchung (ca. zwei Wochen Lagerung nach der Probeentnahme) statt. Bei der Feuchtigkeitsuntersuchung wurde auch eine originalverpackte Referenzprobe (gekaufter Kaffee, geröstet nach der Wirbelschichtprinzip) dementsprechend mit analysiert. Der Feuchtigkeitswert für die rohen Kaffeebohnen wurde auch als Vergleich mit gemessen. Die Feuchtigkeiten aller Messungen sind in Tabelle 20 dargestellt.

Der Feuchtigkeitsgehalt der Rohbohnen liegt mit ca. 9 % unterhalb der in der Literatur angegebenen Grenze von 12 %. Liegt eine Feuchtigkeit oberhalb dieser Grenze, so besteht die Gefahr des Schimmelwachstums (Rimbach, 2010).

Weiterhin ist erkennbar, dass die Werte direkt nach der Probenentnahme deutlich geringer sind, als die nachdem die Bohnen der Luft ausgesetzt waren. Diese geringe Feuchte lässt auf eine sehr gute Trocknung der Kaffeebohnen während der Wirbelschichtröstung schließen, da die Feuchtigkeiten für alle Proben unterhalb von einem Prozent liegen. Weil die Feuchtigkeit nach der Lagerung an der Umgebungsluft höher ist, lässt sich darauf schließen, dass der Kaffee eine leichte hygroskopische Eigenschaft besitzt und Wasser aus der Luft aufnimmt.

Des Weiteren ist erkennbar, dass die Feuchte der Bohnen mit längerer Röstungsdauer abnimmt. Die nach zwei Wochen Lagerung gemessenen Feuchtigkeitswerte liegen zwischen 0,9 und 3,2 % und somit in den Bereichen, die unter anderem von (Piofczyk, 2008) (1 bis 3 % Feuchtigkeitsgehalt) ermittelt wurden.

Werden die Werte hinsichtlich ihrer Beheizungsart verglichen, so wird deutlich, dass die Werte ähnlich sind und lediglich bei der Feuchte nach 20 Minuten Röstzeit bei einer Temperatur von ca. 170 °C ein größerer Unterschied von ca. 1 % vorliegt.

Abschließend ist die hohe Feuchtigkeit der Referenzprobe (originalverpackter Kaffee) von 4,6 % zu nennen. Dieser hohe Wert ist darauf zurückzuführen, dass der Hersteller zur schnelleren Abkühlung zusätzlich Wasser auf die gerösteten Bohnen düst. Das Verfahren wird als Quench-Kühlung bezeichnet und sorgt für eine Erhöhung des Feuchtigkeitsgehaltes in den Kaffeebohnen. In Deutschland darf der Feuchtigkeitsgehalt des Kaffees den Wert von 5 % nicht übersteigen (Eggers, 2001).

Tabelle 20: Feuchtigkeitsgehalt der gerösteten Kaffeebohnen direkt nach der Probenentnahme und nach zwei Wochen Lagerung mit Rohbohnen und Referenzprobe

Vers.-Nr. bzw. Probenbezeichnung	Röstzeit	Feuchte direkt nach Probenentnahme	Feuchte nach zwei Wochen Lagerung
	[min]	[%]	[%]
1	20	0,17	2,20
	40	0,08	1,21
2	20	0,10	3,22
	40	0,04	1,46
3	20	0,08	1,53
	40	0,01	0,90
4	20	0,06	1,17
	40	0,01	0,92
Rohbohnen	-	-	9,11
Referenzprobe	-	-	4,69

Korngrößenverteilung und Sphärizität des gerösteten Kaffees

Die mit Hilfe des Partikelmesssystems Camsizer ermittelte Partikelgrößenverteilung ist als prozentuale Summenverteilung (Q3) gegenüber den Partikeldurchmessern in Abbildung 72 gezeigt. Verglichen mit den Rohkaffeebohnen ist eine Verschiebung der Partikelgrößenverteilung in Richtung höherer Durchmesser festzustellen. Die Rohbohnen besitzen eine Größe von ca. 5 bis 8,5 mm, wohingegen die Bohnen, die bei 200 °C geröstet wurden, eine Größe von ca. 6 bis 10 mm aufweisen. Zur Erklärung dieser Größenveränderung kommt die starke Volumenzunahme der Kaffeebohnen durch die Röstungsphase in Frage.

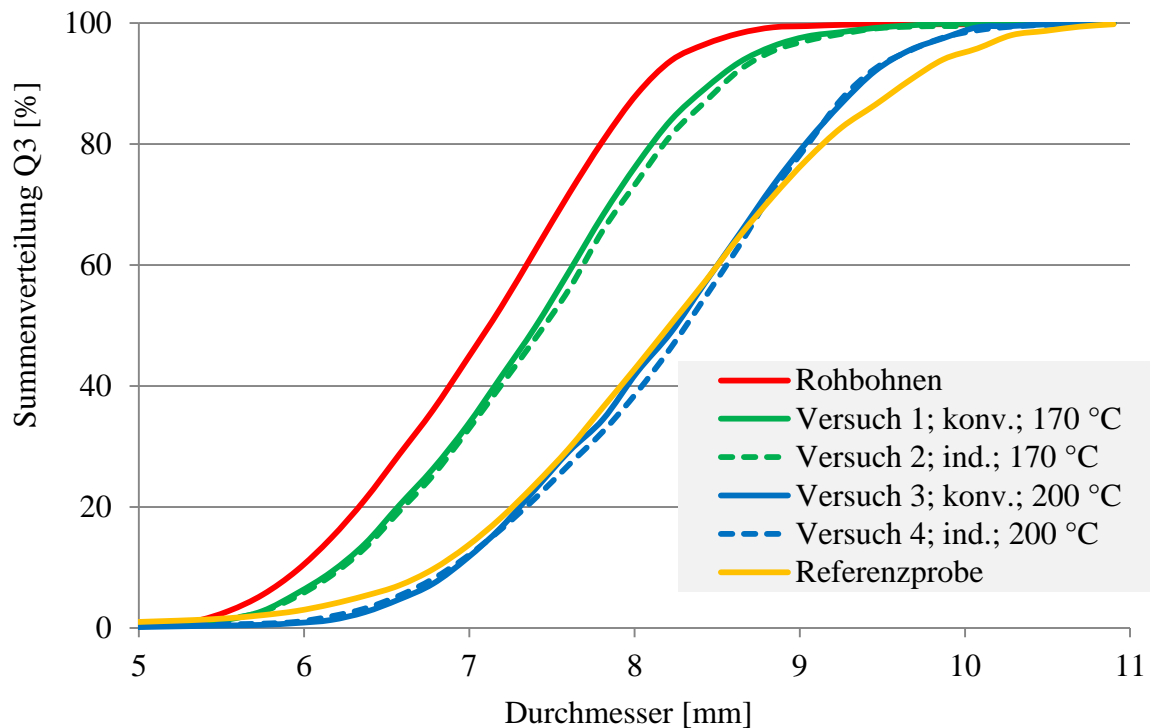


Abbildung. 72. Korngrößenverteilung aller durchgeführten vier Versuche mit Rohprobe und Referenzprobe

Vergleicht man die beiden Beheizungsarten der Wirbelschicht, so wird deutlich, dass die Zunahme der Partikelgröße bei der induktiven Beheizung geringfügig größer ist, als bei konvektiver Beheizung. Generell sind die Unterschiede hier minimal. Der Verlauf der Kurve der Referenzprobe zeigt einen geringeren Anstieg als bei den durchgeführten Versuchen bei 200 °C. Somit ist die Verteilung der Partikelgrößen für die Referenzprobe größer und liegt zwischen 5,5 und 10,5 mm. Dieses Phänomen lässt sich durch eine höhere Rösttemperatur und eine geringere Röstzeit erklären. Die Faktoren tragen dazu bei, dass das Wasser schneller verdunstet und der Druck innerhalb der Kaffeebohne schnell ansteigt. Der Druck ist höher als bei langsamer Wirbelschichttröstung und die aus dem Aufblähen resultierende Volumenzunahme ist größer.

Mit dem Camsizer wurde auch die Sphärizität der Kaffeebohnen gemessen. Die Sphärizität verändert sich im Verlauf der Wirbelschichttröstung nur geringfügig. Im Allgemeinen sind die Bohnen rund und mit Sphärizität von ca. 0,9 nahe an einer idealen Kugel mit dem Wert 1. In Tabelle 21 sind die Sphärizitäten der jeweiligen untersuchten Proben aufgetragen.

Die Rohprobe weist eine Sphärizität von 0,902 auf, genauso wie die Bohnen der konvektiven Versuche 1 und 3. Die Bohnen der induktiven Versuche 2 und 4 verfügen über Werte zwischen 0,898 und 0,906. Auch (Piofczyk, 2008) erhielt bei seinen Versuchen Werte um 0,89 für die Bohnen nach Beendigung der Wirbelschichttröstung. Die Referenzprobe hat die geringste Sphärizität mit 0,896, was wiederum auf eine höhere Rösttemperatur zurückzuführen ist.

Tabelle 21: Sphärizität der gerösteten Kaffeebohnen nach der Probeentnahme mit Rohprobe und Referenzprobe

Vers.-Nr. bzw. Probenbezeichnung	Röstzeit	Sphärizität
	[min]	[-]
1	20	0,902
	40	0,902
2	20	0,898
	40	0,903
3	20	0,902
	40	0,904
4	20	0,905
	40	0,906
Rohbohnen	-	0,902
Referenzprobe	-	0,896

Scheinbare- und Schüttdichte des gerösteten Kaffees

In den Abbildungen 73 und 74 sind sowohl die scheinbaren bzw. Schüttdichten von den Rohbohnen, als auch die von der Referenzprobe angegeben. Im Allgemeinen sieht man in den beiden Abbildungen, dass sich die Dichten während des Röstens verringern. Die Dichteabsenkung bei 200 °C ist dabei höher als der bei 170 °C.

In Abbildung 73 ist erkennbar, dass die Schüttdichte in den ersten 20 Minuten schnell abnimmt, wohingegen die Steigung der Kurvenverläufe während der zweiten Rösthälfte geringer wird. Dies ist durch die hohe Volumenzunahme zu erklären, die durch die Verdampfung des Wassers und den sich in der Bohne aufbauenden Druck entsteht. Der Druck steigt so lange bis die Wand der Bohne nachgibt und ein „Knacken“ zu hören ist. Durch den plötzlichen Druckverlust werden die Wände nach außen gedrückt und das Volumen der Kaffeebohnen steigt. Der Vergleich der Beheizungsarten zeigt bei der Schüttdichte im Allgemeinen nur kleine Unterschiede. Bei den Versuchen 1 und 2 ist die Abnahme der Schüttdichte bei der konvektiven Beheizung größer als bei den Experimenten mit induktiver Wirbelschichtbeheizung.

Bei den scheinbaren Dichten, die in Abbildung 73 gezeigt sind, ist ein ähnlicher Verlauf der Kurven wie bei der Schüttdichte zu sehen. Der einzige Unterschied ist die höhere Abnahme der scheinbaren Dichte bei induktiver Energiezufuhr, wohingegen bei der Schüttdichte teilweise die Abnahme der Dichte bei konvektiver Energiezufuhr höher ist. Die hohe Abnahme der Dichte, in den ersten zehn Minuten, ist an dieser Stelle auch durch die Volumenzunahme, die durch den Wasserverlust zustande kommt, zu begründen.

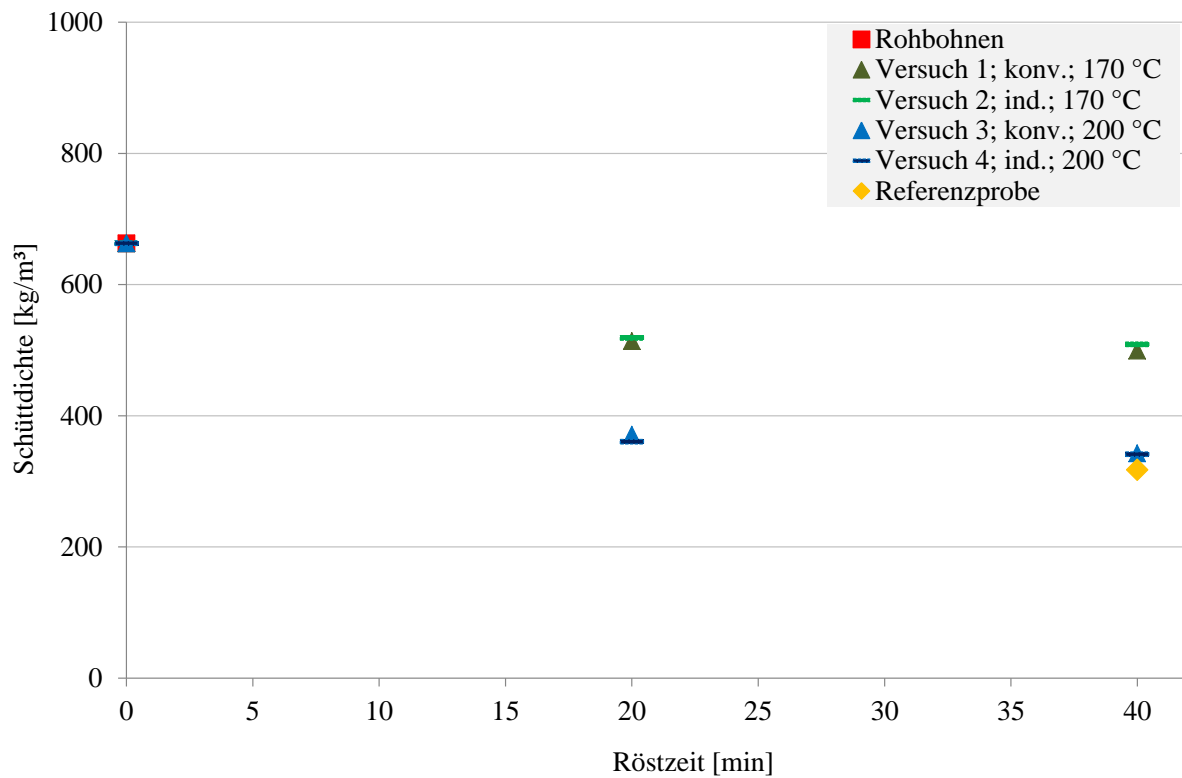


Abbildung. 73. Schüttdichte der Kaffeebohnen nach der Röstzeit, mit Rohprobe und Referenzprobe

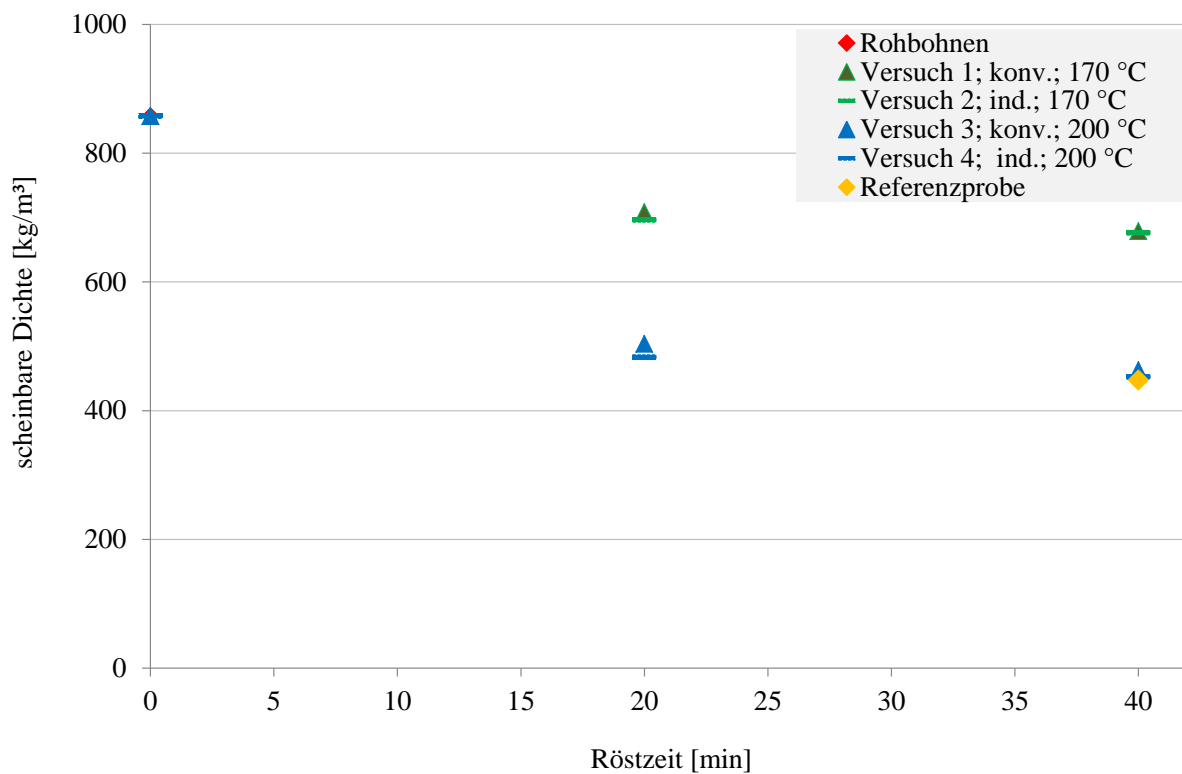


Abbildung. 74. Scheinbare Dichte der Kaffeebohnen nach der Röstzeit, mit Rohprobe und Referenzprobe

Farbe des gerösteten Kaffees

Als nächste untersuchte qualitative Eigenschaft der gerösteten Kaffeebohnen kommt die Farbe. Die Ergebnisse der Farbbestimmung sind in Abbildung 75 dargestellt.

Für die Ermittlung der Kaffeefarbe kam das auf der Reflektionsmessung basierende Modell LK100 der Firma Dr. Lange GmbH zum Einsatz. Dieses wurde mit Hilfe von zwei Farbkacheln auf einen bestimmten Farbbereich geeicht [Piofczyk, 2008]. Dieser Farbbereich ist weiter in eine Skala zwischen 0 und 200 aufgeteilt. Je kleiner der Wert ist, desto dunkler ist die Röstfarbe. Die Bohnen werden für die Messung gemahlen, in eine Petrischale gegeben, und die Oberfläche wird mit Hilfe eines Nivelliergerätes glatt gestrichen. Das Gerät misst das Reflexionsvermögen der gemahlene Probe und ordnet dieses auf der Skala ein. Daher kann die Farbe als Indikator für die Intensität der Kaffeeröstung verwendet werden.



Versuch 1 (170 °C)

Versuch 2 (170 °C)

Versuch 1 (170 °C)

Versuch 2 (170 °C)

20 Min.; konv.;

20 Min.; ind.;

20 Min.; konv.;

20 Min.; ind.;

Farbwert 154

Farbwert 174

Farbwert 124

Farbwert 156



Versuch 3 (200 °C)

Versuch 4 (200 °C)

Versuch 3 (200 °C)

Versuch 4 (200 °C)

Referenzprobe

20 Min.; konv.;

20 Min.; ind.;

40 Min.; konv.;

40 Min.; ind.;

Farbwert 81

Farbwert 80

Farbwert 64

Farbwert 68

Farbwert 81

Abbildung. 75. Farbveränderungen der gerösteten Kaffeebohnen unter Variation der Rösttemperatur und der Beheizungsart, mit Referenzprobe

Es ist ersichtlich, dass die Farbwerte der Röstung bei 170 °C höher sind, als die bei 200 °C. Dies bestätigt die Annahme einer intensiveren Röstung bei höherer Temperatur. Bei den helleren Bohnen ist außerdem zu sehen, dass die Oberfläche nicht gleichmäßig gebräunt ist

und die Bohnen im Allgemeinen eher „bunt“ sind. Der Begriff „bunt“ wird verwendet, wenn die Bohnen derselben Röstung unterschiedlich stark gebräunt sind, das heißt, dass sowohl dunklere als auch hellere Bohnen entstehen.

Zur Veranschaulichung der Entwicklung der Röstfarbe während der Wirbelschichtröstung, ist die Farbveränderung bei Variationen der Rösttemperatur und der Beheizungsart in Abbildung 76 gezeigt. Durch den direkten Vergleich der Beheizungsarten an den einzelnen Bezugspunkten ist ersichtlich, dass sich die Farbwerte bei den Versuchen 1 und 2 stark unterscheiden. Bei Versuch 1 liegt der Farbwert bei induktiver Beheizung um 20 höher als bei konvektiver und bei Versuch 2 liegt der Wert der Induktion sogar um 30 höher. Daraus ist ersichtlich, dass bei niedrigeren Temperaturen und gleichen Prozessparametern das Röstergebnis der konvektiven Energieeinbringung intensiver ist als bei induktiver Energieeinbringung. Bei höheren Temperaturen ist dies nicht mehr der Fall, da sich die Werte bei 200 °C nicht voneinander unterscheiden. Zusätzlich ist ersichtlich, dass die Farbwerte bei den Versuchen 3 und 4 nach 20 Minuten fast identisch mit dem Referenzwert sind.

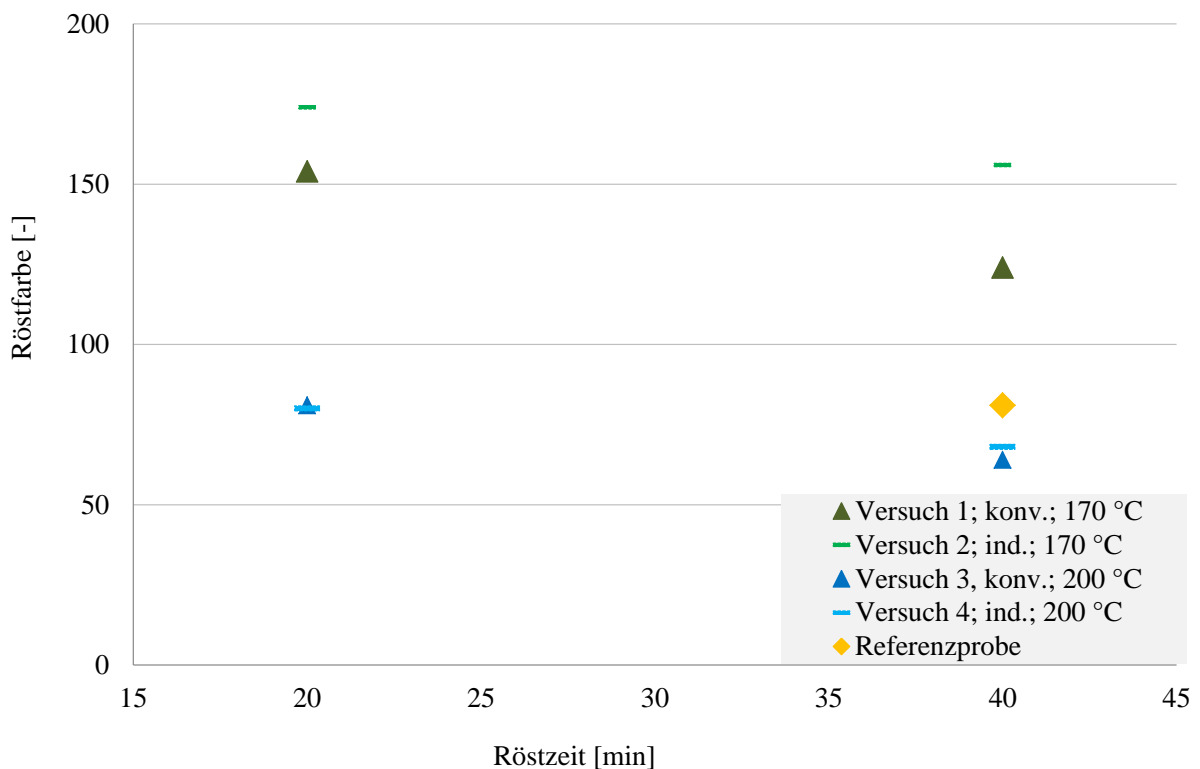


Abbildung. 76. Röstfarbe der gerösteten Kaffeebohnen bei Variationen der Rösttemperatur und der Beheizungsart, mit Referenzprobe

3. Zusammenfassung

Die vorliegende Forschungsarbeit ist in drei Teile gegliedert. Im ersten Teil wird der bisherige Kenntnisstand der Induktionswirbelschichten in Bezug auf das Fluidisationsverhalten beim Anlegen eines elektromagnetischen Wechselfeldes und seine Anwendungsmöglichkeiten dargestellt. Im zweiten Teil werden die im Rahmen dieser Arbeit drei konzipierten und aufgebauten Induktionswirbelschichten beschrieben. Der dritte Teil befasst sich mit den sieben Forschungskomplexen bzw. untersuchten Anwendungsmöglichkeiten der Wirbelschichten mit berührungsloser induktiver Wärmezufuhr.

Für die Realisierung der experimentellen Wirbelschichtuntersuchungen zu Coating, Trocknung und Röstung mit induktiver Beheizung wurden drei zylindrischen Wirbelschichten eingesetzt. Diese Apparaturen unterscheiden sich bei den Innendurchmessern der Wirbelschichtkammern von 139, 200 und 300 mm. Bei allen Wirbelschichten wurden Messtechniken installiert, mit welchen die Temperaturen, Druckverluste, Feuchtigkeiten und Luftdurchsätze kontinuierlich erfasst und abgespeichert werden konnten. Für die Reinigung der verwendeten Fluidisierungsmedien bei dem jeweilig untersuchten Wirbelschichtprozess wurden Zyklonabscheider und Schlauchfilter verwendet. Für die Realisierung des induktiven Energieeintrages wurden zwei baugleiche Induktionsgeneratoren mit maximalen Leistungen von 40 kW und mit den entsprechenden Kupferspulen verwendet. Im Laufe dieser Forschungsarbeit wurden zahlreiche prozessbedingte apparative Änderungen und Anpassungen der verwendeten Induktionswirbelschichten vorgenommen. Unter anderem sollen hier die Verwendung von unterschiedlichen Anströmböden, Messblenden, Kupferspulen, Messsensoren und elektrisch leitfähigen induktiv beheizbaren Wärmeträgern genannt werden.

Die im Rahmen dieser Dissertation untersuchten sieben Forschungskomplexe befassten sich zuerst mit der Untersuchung des Fluidisationsverhaltens der Induktionswirbelschichten beim Anlegen eines externen elektromagnetischen Wechselfeldes. Danach wurde eine modellbasierte Untersuchung der Wärmeübergänge in der Induktionswirbelschicht mit einem mobilen Wärmeträger (Partikelschüttung bestehend nur aus EHK oder aus einer Mischung EHK und einem zu behandelnden Versuchsmaterial) durchgeführt. Zusätzlich wurden die Wärmeübergänge in einer Wirbelschicht mit einem fest montierten stationären Wärmeträger (Edelstahlrohr), der sich in der Wirbelschichtkammer gemeinsam mit den zu behandelnden Materialien befindet, dargestellt. Anschließend folgten die Ergebnisse aus der Untersuchung des Coatings bzw. des destruktiven Coatings sowie der Trocknung von feuchten kapillarporösen und nicht porösen Granulaten. In dem letzten Forschungskomplex wurde das untersuchte biologische Material und seinen Eigenschaften nach der thermischen Behandlung in der Induktionswirbelschicht dargestellt.

Wie in dem ersten Forschungskomplex dargestellt wurde, treten bei höheren eingespeisten Induktionsleistungen Schwankungen in dem Temperaturverlauf auf. Dies erklärte sich mit steigenden Schwankungen in dem Schichtdruckverlust, was zu einer inhomogenen pulsierenden Wirbelschicht führte. Die hier gemessenen Schichtdruckverluste zeichneten sich

mit höheren Druckschwankungen mit steigender Leistung während der Induktionsphase an, da durch das elektromagnetische Wechselfeld die Anziehungskräfte zwischen der einzelnen elektrisch leitenden EHK intensiviert wurden. Die visuellen Beobachtungen der Induktionswirbelschichten während der durchgeführten Experimente bestätigten die gemessenen Schwankungen in dem Schichtdruckverlust. Mit einer weiteren Erhöhung der Leistung wurde eine kolbenartige Bewegung des untersuchten Schichtmaterials festgestellt, bei welcher eine Orientierung der EHK zu den Magnetfeldlinien beobachtet wurde. Dieser Effekt wurde bei beiden Wirbelschichten in diesem ersten Forschungskomplex (Wirbelkammerdurchmesser von 300 und 139 mm) festgestellt. Allerdings war der Effekt bei der Wirbelschicht mit dem kleineren Innendurchmesser der Wirbelkammer stärker ausgeprägt. Dies erklärte sich mit der besseren Ankopplung des Wechselfeldes. Bei der untersuchten Variation des Verhältnisses von leitfähigen EHK zu nicht leitfähigen z.B. Plastikkugeln konnte kein signifikanter Einfluss auf das pneumatische Wirbelschichtverhalten festgestellt werden. Dies bedeutet, dass die Schicht selbst bei einem geringen Massenanteil an EHK (20 Mass.-%) ein ähnliches Fluidisationsverhalten wie eine nur aus EHK bestehende Wirbelschicht zeigte. Obwohl die Variation des Mischungsverhältnisses das Fluidisationsverhalten nicht signifikant beeinflusste, war es ein wichtiger Parameter unter dem Gesichtspunkt des Erwärmungsverhaltens, welches in den nächsten Forschungskomplexen untersucht wurde.

Der zweite Forschungskomplex stellte eine modellbasierte Untersuchung der Wärmeübergänge in der Induktionswirbelschicht mit einem mobilen Wärmeträger (EHK) und mitwirbelnden Inertpartikeln (z.B. Glaskugeln oder γ -Al₂O₃-Partikeln) vor. Das vorgestellte mathematische Modell zeigte ein detaillierter Berechnungsalgorithmus der Temperaturen der Apparatewand, der Fluidisierungsluft und der zwei mitwirbelnden Partikelsorten (EHK und Inertpartikeln). Der Modellansatz besagte, dass die eingebrachte Induktionsleistung zur Erwärmung der EHK führte. Die EHK standen in Kontakt mit der Fluidisierungsluft und gaben die eingespeiste Energie ab. Die aufgeheizte Luft erwärmte wiederum die Inertpartikeln und die Apparatewand. Die experimentellen Untersuchungen zur Validierung des vorgestellten Berechnungsmodells wurden bei Variationen der Schichtmasse, der Schichtzusammensetzung und der eingespeisten Induktionsleistung realisiert. Der Vergleich der experimentellen Daten zur Austrittstemperatur der Luft aus der Wirbelschichtkammer mit den modellierten Werten zeigte bei allen realisierten Variationen eine sehr gute Übereinstimmung. Die berechneten Temperaturen des mobilen Wärmeträgers lagen bei allen Variationen über die Temperaturen der mitwirbelnden Inertpartikeln und der Luftaustrittstemperatur aus der Wirbelkammer. Die Berechnung der Wandtemperaturen wies in allen Fällen ein verhältnismäßig träges Temperaturverhalten auf.

Der dritte Forschungskomplex stellte ein zweites mathematisches Wärmeübergangsmodell mit drei linearen Differentialgleichungen erster Ordnung vor. Mit diesem mathematischen Modell wurden die Temperaturen eines fest montierten induktiv beheizbaren Rohres, der rund um das Rohr wirbelnden Inertpartikeln (pyrogene Kieselsäure) und der Fluidisierungsluft berechnet. Zur Validierung dieses zweiten Berechnungsmodells wurden Experimente mit Variationen der Induktionsleistung und des Luftdurchsatzes durchgeführt. Im Gegensatz zu

dem vorgestellten Berechnungsalgorithmus in dem zweiten Forschungskomplex zeichneten sich die hier gemessenen und berechneten Temperaturen am Austritt der Wirbelkammer bzw. der Partikeln durch schlechtere Übereinstimmungen aus. Grund dafür war, dass das sehr leichte pulverförmige Schichtmaterial mehr Wärme aufnimmt, so dass der Luftdurchsatz mit weniger Energie am Austritt der Wirbelkammer gemessen wird. Dies wirkte sich auf die Temperatur aus, die niedriger ausfiel, wobei der niedrige Gasdurchsatz ein weiterer Faktor dafür war. Trotz Verzögerungen zeigten die berechneten Rohrtemperaturen bei allen Variationen eine gute Übereinstimmung mit den reell gemessenen Temperaturen.

Zum Veranschaulichen der Unterschiede in den Produkteigenschaften bei dem Wirbelschichtcoating wurden im Rahmen des vierten Forschungskomplexes Coatingsversuche mit induktiver bzw. mit konvektiver Wirbelschichtbeheizung realisiert. Außer der Beheizungsart der Wirbelschicht wurden Parameter wie Partikeldurchmesser, Eindüseraten, Schichtmassen und Massenverhältnisse von EHK zu mitwirbelnden Kernpartikeln variiert. Die untersuchten Eigenschaften wie Feuchtigkeiten, Partikelgrößenverteilungen, Dichten, Oberflächenbeschaffenheiten, Schichtdicken und Schichtporositäten wurden systematisch für die beiden Beheizungsarten der Wirbelschicht ermittelt und miteinander verglichen. Außerdem wurde das Partikelwachstum experimentell gemessen und einer modellbasierten Analyse gegenübergestellt. Im Allgemeinen konnten bei allen Parametervariationen keine signifikanten Einflüsse der Änderung der Beheizungsart auf die Qualität der erzeugten beschichteten Partikeln festgestellt werden. Die Feuchtigkeiten aller beschichteten Partikeln lagen unter 1 %. Abhängig von der Eindüserate und der Eindüsendauer wurden Coatings mit bis ca. 50 % Durchmesserergrößerung und mit Schichtdicke mit bis ca. 550 μm produziert. Die gemessenen Porositäten der neu entstandenen Schichten lagen zwischen 8 und 18 %.

Als nächstes wurde im Rahmen des fünften Forschungskomplexes das destruktive Coating in Induktionswirbelschichten untersucht. Zum Darstellen der Unterschiede in der Qualität bei dem induktiv bzw. konvektiv getrockneten Pulver (mikrokristalliner Harnstoff) wurden Experimente bei Variationen der Durchmesser der EHK und der Prozesstemperatur durchgeführt. Für die beiden Beheizungsarten der Wirbelschicht wurden die Feuchtigkeiten, Partikelgrößenverteilungen, Sphärizitäten, Dichten und Oberflächenbeschaffenheiten untersucht. In allen Experimenten lag die Feuchtigkeit des destruktiv getrockneten Harnstoffpulvers unter 1 %. Die gemessenen Partikeldurchmesser lagen zwischen ca. 20 und 80 μm . Bei allen Versuchen wurden absolute Dichte von ca. 1300 kg/m^3 und Schüttdichten von ca. 450 kg/m^3 gemessen. Die Ermittlung der Oberflächenbeschaffenheiten zeigte eine deutliche Veränderung bzw. Verkleinerung der Kristallstruktur zwischen Ausgangsstoff und getrocknetem Produkt. Bei den experimentellen Arbeiten in diesem fünften Forschungskomplex konnten keine signifikanten Unterschiede bei den induktiv bzw. konvektiv getrockneten Produkten festgestellt werden.

Der sechste Forschungskomplex stellte eine experimentelle Untersuchung der Trocknung von feuchten Granulaten in Induktionswirbelschichten vor. Die mit induktiver bzw. konvektiver Wirbelschichtbeheizung realisierten Versuche wurden mit porösen $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln und

nicht porösen α -Al₂O₃-Partikeln getestet. Außerdem wurden die Luftgeschwindigkeit und die Prozesstemperatur systematisch variiert. Bei allen Experimenten konnten zwei Trocknungsabschnitte gut voneinander unterschieden werden. Trotz Beibehalten vergleichbarer Versuchsparameter (wie z.B. die elektrischen Leistungen) bei beiden Beheizungsarten konnten allgemein höheren Temperaturen bei den Induktionsversuchen festgestellt werden. Da bei der Induktionserwärmung die Energie teilweise auch durch den direkten Kontakt der EHK mit den feuchten Granulaten übertragen wird konnte die Wirbelschichttrocknung in diesem Fall leicht intensiviert werden. Unabhängig von diesem Intensivierungseffekt zeigten die ermittelten Gutbeladungen bei beiden Beheizungsarten sehr ähnliche Werte.

Der letzte siebte Forschungskomplex beschäftigte sich mit der Kaffeeröstung in einer Induktionswirbelschicht. Als Vergleich wurden die rohen Kaffeebohnen auch konvektiv geröstet. Neben der Beheizungsart wurde auch die Rösttemperatur variiert. Der geröstete Kaffee wurde auf Partikelgrößenverteilung, Sphärizität, Dichte und Farbe analysiert. Zusätzlich wurden die Konzentrationen der Kohlenwasserstoffe in der Abluft gemessen. Im Rahmen dieses letzten siebten Forschungskomplexes wurde gezeigt, dass sich die induktive Wirbelschicht nicht nachteilig auf die Qualität der Kaffeebohnen, hinsichtlich physikalischer Eigenschaften, auswirkte, da die induktiv bzw. konvektiv gerösteten Kaffeebohnen sehr ähnliche Eigenschaften besaßen.

Darüber hinaus bestätigten die erhaltenen Ergebnisse, dass die Induktionserwärmung von Wirbelschichten eine signifikante Reduzierung der Erwärmungs- und Abkühlphasen erlaubt und daher exakt kontrollierte Temperaturprofile der Wirbelschichtprozesse ergibt. Dies ermöglicht die Verkürzung der teuren und zeitaufwendigen Startprozeduren bei einer Batch-Prozessgestaltung in der Wirbelschicht. Die vorgestellten sieben Forschungskomplexe bestätigen das große Potenzial der induktiv beheizten Wirbelschichten und eröffnen damit neue Möglichkeiten für die Produktbehandlung unter präziser Temperatursteuerung und gleichbleibender Produktqualität.

4. Literaturverzeichnis

- Albert, R. V. (1985). Particle collection in magnetically stabilized fluidized filters. *AIChE Journal* (31), S. 288-295.
- Anval. (2006). Bulk Density Chart. Singapore: Anval Valves Ltd.
- Arnaldos, J. C. (1985). Magnetically stabilized fluidization: modelling and application to mixtures. *Powder Technology* (44), S. 57-62.
- Bologa, M.K., Syutkin, S.V. (1977). Effect of an electromagnetic field on the structure and hydrodynamic characteristics of a fluidized bed. *Electroanna. Obrabotka Materialov* (1), S. 37-42.
- Burgschweiger, J., Tsotsas, E. (2002). Experimental investigation and modelling of continuous fluidized bed drying steady-state and dynamic conditions. *Chemical Engineering Science* (57), S. 5021-5038.
- Busciglio, A., Vella, G., Micale, G., & Brandani, S. (2015). Modeling of Magnetic-Field-Assisted Fluidization: Model Development and CFD Simulation of Magnetically Stabilized Fluidized Beds. *KONA Powder and Particle Journal* (32), S. 217-226.
- Ceylan, S., Coutable, L., Wegner, J., & Kirschning, A. (2011). Inductive heating with magnetic materials inside flow reactors (17. Ausg.). Weinheim: Wiley-VCH Verlag.
- Clary, D. W. (1993). Patentnr. WO1993020933A1.
- Duquenne, P. D. (1993). Application of inductive heating to granular media: Temperature distribution in a granular bed. *International Journal of Heat and Mass Transfer* (36), S. 2473-2477.
- Duquenne, P. D. (1994). Application of inductive heating to granular media: Modelling of electrical phenomena. *The Canadian Journal of Chemical Engineering* (72), S. 975-981.
- Eggers, R. P. (2001). Technology I: Roasting. In R. J. Clarke, *Coffee: Recent Developments* Blackwell Science, S. 90-107.
- Evans, L. L. (1995). Countercurrent gradient chromatography: A continuous focusing technique. *Biotechnology and Bioengineering* (48), S. 461-475.
- Filippov, M. V. (1960). The effect of a magnetic field on suspended bed of ferromagnetic particles. *Prikl. Magn. Hidrodyn. Akad. Nauk Latv.* (12), S. 215-236.
- Geuzens, P. T. (1988). Magnetically stabilized fluidization, Part I: Gas and solids flow. *Chemical Engineering Communications* (67), S. 217-228.

- Graves, D. J. (1992). Preparative and production scale chromatography: Magnetically stabilized fluidized bed (Bd. 61). (I. Marcel Dekker, Hrsg.) New York, USA.
- Groenewold, H., Tsotsas, E. (1999). Predicting apparent Sherwood numbers for fluidized beds. *Drying Technology* (17). S. 1557-1570.
- Hamby, R. K. (1991). Studies in magnetochemical engineering: Part VI. An experimental study of screen-packed and conventional fluidized beds in axial and transverse magnetic fields. *Powder Technology* (64), S. 103-113.
- Heinrich, S., Ihlow, M., Henneberg, M., Peglow, M., Machnow, E., & Mörl, L. (2002). Studies of steam drying in a fluidized bed, *Drying Technology* (20), S. 175-194.
- Herschler, A. (1969). Patentnr. 3 304 249. USA.
- Hristov, J. Y. (1996). Fluidization of ferromagnetic particles in a magnetic field Part 1: The effect of field line orientation on bed stability. *Powder Technology* (87), S. 59-66.
- Hristov, J. Y. (1998). Fluidization of ferromagnetic particles in a magnetic field Part 2: Field effects on preliminarily gas fluidized bed. *Powder Technology* (97), S. 35-44.
- Hristov, J. Y. (1999). Magnetic field assisted bioreactors. *Recent Research Developments in Fermentation and Bioengineering. Sign Post Research* (2), S. 41-96.
- Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., & Mörl, L. (2015a). Induktiver Energieeintrag in Wirbelschichten. *Schriftenreihe zum 16. IFF-Forschungskolloquium am Fraunhofer IFF*, S. 22-28.
- Idakiev, V. V., Marx, S., Roßau, A., Bück, A., Tsotsas, E., & Mörl, L. (2015b). Inductive heating of fluidized beds: Influence of fluidization behavior. *Powder Technology* (286), S. 90-97.
- Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., & Mörl, L. (2016a). Inductive heating of a cylindrical fluidized bed. *Journal of Chemical Technology and Metallurgy* (51), S. 627-638.
- Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., & Mörl, L. (2016b). Modellbasierte Untersuchung des Wärmeübergangs in einer induktiv beheizten Wirbelschicht. *Chemie Ingenieur Technik* (88 (8)), S. 656-663.
- Idakiev, V. V., Graner, S., Bück, A., Tsotsas, E., & Mörl, L. (2017a). Modellbasierte Untersuchung des Wärmeüberganges in einer induktiv beheizten Wirbelschicht mit einer heterogenen Schichtzusammensetzung, *Chemie Ingenieur Technik* (89 (6)), S. 1-14.
- Idakiev, V. V., Lazarova V. P., Bück, A., Tsotsas, E., & Mörl, L., (2017b) Inductive heating of fluidized beds: Drying of particulate solids, *Powder Technology* (306), S. 26-33.
- Idakiev, V. V., Steinke, C., Sondej, F., Bück, A., Tsotsas, E., & Mörl, L. (2018). Inductive heating of fluidized beds: Spray coating process, *Powder Technology* (328), S. 26-37.
- Illy, A. V. (1995). *Espresso coffee: The chemistry of quality*. London: Elsevier.

- Ivanov, D. G. (1970). Determination of the critical velocity of fluidization of ferrochrome catalyst in a magnetic field. *Zh. Prikl. Khim.* (43), S. 2200-2204.
- Khanali, M., Rafiee, S., Jafari, A., Hashemabadi, S.H. (2013). Experimental investigation and modeling of plug-flow fluidized bed drying under steady-state conditions. *Drying Technology* (31), S. 414-432.
- Khanali, M., Rafiee, S., Jafari, A. (2013). Numerical simulation and experimental investigation of plug-flow fluidized bed drying under dynamic conditions. *Journal of Food Engineering* (137), S. 64-75.
- Kirko, I. M. (1959). Standard correlations for a fluidized bed of ferromagnetic particles in a magnetic field. *Interinstitutional Scientific Conference on Applied Physics and Mathematical Modeling*. Moscow.
- Kirko, I. M. (1960). The features of a suspended bed of ferromagnetic particles in a magnetic field. *Zh. Tekh. Fiz.*, 30 (9), S. 1081-1084.
- Kirsch, R. M. (2011). Direct observation of the dynamics of bridge formation between urea prills. *Industrial & Engineering Chemistry Research* (50), S. 11728-11733.
- Kloss, A. (1996). *Geschichte des Magnetismus* (1. Ausg.). Berlin, Offenbach: VDE Verlag.
- Latifi, M. C. (2015). A novel induction heating fluidized bed reactor: Its design and applications in high temperature screening tests with solid feedstocks and prediction of defluidization state. (61 (5)), S. 1507-1523.
- Lide, D. R. (2005). *Handbook of Chemistry and Physics*. 86th Edition. Boca Raton: CRC Press.
- Liu, Y. A., Hamby, R. K., & Colberg, R. D. (1991). Fundamental and practical developments of magnetofluidized beds: a review. *Powder Technology* (64), S. 3-41.
- Mörl, L., Heinrich, S., Peglow, M. (2007). Fluidized Bed Spray Granulation. In A.D. Salman, M.J. Hounslow, J.P.K. Seville, *Handbook of Powder Technology*. S. 21-188.
- Michel, W. (1992). *Wirbelschichttechnik in der Energiewirtschaft* (1. Ausg.). Leipzig: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie.
- Moffat, G. R. (1994). Selective separations in environmental and industrial processes using magnetic carrier technology. *Minerals Engineering* (7), S. 1039-1056.
- Papula, L. (2017). *Mathematische Formelsammlung* (12. Ausg.). Wiesbaden: Springer Vieweg.
- Penchev, I. P. (1990). Behaviour of fluidized beds of ferromagnetic particles in an axial magnetic field. *Powder Technology* (61), S. 103-118.

- Piofczyk, T. (2008). Untersuchung zur Röstung von Kaffeebohnen und dabei entstehender Emissionen in der Wirbelschicht. Dissertation. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
- Retsch Technology GmbH. (2005). Bedienungsanleitung Korngrößenmesssystem Camsizer.
- Rimbach, G. M. (2010). Lebensmittel-Warenkunde für Einsteiger. Springer Verlag.
- Rosensweig, R. E. (1978). Patentnr. 4 115 927. USA.
- Rosensweig, R. E. (1979). Hydrodynamic stabilization with a magnetic field. *Science* (204), S. 57-60.
- Roßau, A. (2013). Induktiver Energieeintrag in eine fluidisierte Schüttung. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
- Rudolph, M. S. (1989). Elektrothermische Verfahren. Grundlagen, Technologien, Anwendungen. Heidelberg, Berlin: Springer-Verlag.
- Sabel, F. (1952). Die Winklersche Wirbelschichttechnik. *Chemie Ingenieur Technik* (24), S. 93-97.
- Schäfer, P. (2005). Experimentelle Untersuchung zur Kühlbarkeit volumetrisch beheizter Schüttbetten. Universität Stuttgart.
- Schaub, F. (1952). Anwendungen und Grenzen der Wirbelschichttechnik. *Chemie Ingenieur Technik* (24), S. 98-103.
- Siegell, J. H. (1988). Applications of crossflow magnetically stabilized fluidized beds. *Chemical Engineering Communications* (67), S. 43-54.
- Stresing, A. M. (2011). Non-contact energy transfer to a fluidized bed. *Proceeding of European Drying Conference - EuroDrying 2011*.
- Stresing, A., Khaidurova, A., Jacob, M., & Mörl, L. (2012). Bestimmung des Zeitverhaltens einer induktiv beheizten Wirbelschicht und deren Einflussgrößen. *Chemie Ingenieur Technik* (85), S. 308-312.
- Terranova, B. E. (1991). Continuous cell suspension processing using magnetically stabilized fluidized beds. *Biotechnology and Bioengineering* (37), S. 110-120.
- TRUMPF Hüttinger Elektronik GmbH + Co. KG. (2011). Bedienungsanleitung Induktionsgenerator BIG 40/100 SC.
- TRUMPF Hüttinger Elektronik GmbH + Co.KG. (2011). Bedienungsanleitung Induktionsgenerator TruHeat MF3040.
- Tuthill, E. J. (1969). Patentnr. 3 440 731. USA.
- Uhlemann, H., & Mörl, L. (2000). *Wirbelschicht-Sprühgranulation* (1. Ausg.). Berlin-Heidelberg: Springer-Verlag.

- Deutsche Institut für Normung e. V. (2004). DIN EN ISO 5167 - Durchflussmessung von Fluiden mit Drosselgeräten in voll durchströmten Leitungen mit Kreisquerschnitt. Beuth Verlag.
- Wacker Silicones. (2017). HDK - Pyrogene Kieselsäure . München: Wacker Chemie AG.
- Wang, H.G., Dyakowski, T., Senior, P., Raghavan, R.S., & Yang, W.Q. (2007). Modeling of batch fluidised bed drying of pharmaceutical granules. *Chemical Engineering Science* (62), S. 1524-1535.
- Zrunchev, I. A. (1975a). Ammonia synthesis in a fluid bed of magnetized catalyst. *Ann. Reports of UCTM* (3 (22)), S. 105-110.
- Zrunchev, I. A. (1975b). Ammonia synthesis in a fluidized bed with and without a magnetic field. *Ann. Reports of UCTM* (4 (22)), S. 171-181.

Anhang

A. Publikationsliste

A. 1. Begutachtete Zeitschriften (Peer-reviewed)

Idakiev, V. V., Mörl, L., Study of residence time of disperse materials in continuously operating fluidized bed apparatus, *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*, 48 (5), 451-456, 2013

Idakiev, V. V., Mörl, L., How to measure the particle translation and rotation in a spouted and fluidized bed?, *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*, 48 (5), 445-450, 2013

Idakiev, V. V., Mörl, L., Methode zur Untersuchung der Partikelbewegung in diskontinuierlich und kontinuierlich arbeitenden Wirbelschichten, *Chemie Ingenieur Technik*, 87 (5), 626-637, 2015, DOI: 10.1002/cite.201400038

Idakiev, V. V., Marx, S., Roßau, A., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Inductive heating of fluidized beds: Influence of fluidization behavior, *Powder Technology*, 286, 90-97, 2015, DOI: 10.1016/j.powtec.2015.08.003

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Inductive heating of a cylindrical fluidized bed, *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*, 51 (6), 627-638, 2016

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Modellbasierte Untersuchung des Wärmeübergangs in einer induktiv beheizten Wirbelschicht, *Chemie Ingenieur Technik*, 88 (5), 656-663, 2016, DOI: 10.1002/cite.201500074

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Modellbasierte Berechnung des „Benetzungsgrades“ in einer zylindrischen Wirbelschicht mit Flüssigkeitseindüsung, *Chemie Ingenieur Technik*, 88 (8), 1109-1118, 2016, DOI: 10.1002/cite.201500184

Idakiev, V. V., Lazarova V. P., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Inductive heating of fluidized beds: Drying of particulate solids, *Powder Technology*, 306, 26-33, 2017, DOI: 10.1016/j.powtec.2016.11.011

Idakiev, V. V., Graner, S., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Modellbasierte Untersuchung des Wärmeüberganges in einer induktiv beheizten Wirbelschicht mit einer heterogenen Schichtzusammensetzung, *Chemie Ingenieur Technik*, 89 (6), 1-14, 2017

Idakiev, V. V., Steinke, C., Sondej, F., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Inductive heating of fluidized beds: Spray coating process, *Powder Technology*, 328, 26-37, 2018, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.01.017>

Idakiev, V. V., Bück, A., Mörl, L., Tsotsas, E., Inductive heating of fluidized beds: Mobile vs stationary heat exchange elements, *Drying Technology*, 2018, DOI: 10.1080/07373937.2018.1526190

Mörl, L., Idakiev, V. V., Schönherr, M., Jacob, M., Vereinfachtes Modell zur Abschätzung der Arbeitsweise einer Wirbelschicht mit Eigenkeimbildung bei Flüssigkeitseindüsung, Chemie Ingenieur Technik, 90 (8), 1-10, 2018, DOI: 10.1002/cite.201800010

Zhang, L.Y., Weigler, F., Idakiev, V. V., Jiang, Z., Mörl, L., Mellmann, J., Tsotsas, E., Experimental study of the particle motion in flighted rotating drums by means of Magnetic Particle Tracking, Powder Technology, 339, 817-826, 2018, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.08.057>

A. 2. Buchbeiträge und Konferenz-Proceedings

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Induktiver Energieeintrag in Wirbelschichten, Proceeding zum 16. Forschungskolloquium am Fraunhofer IFF, November 14, 2014, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Inductive energy input in fluidized beds, Proceeding zum 12. Internationaler Kongress Maschinen, Technologien, Materialien, September 16-19, 2015, Varna, Bulgarien

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Untersuchung der Produktqualität bei der Wirbelschichtsprühgranulation mit induktiver Energiezufuhr, Proceeding zum 12. Magdeburger Maschinenbau-Tage, Sept. 30 und Oktober 01, 2015, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Untersuchung zur dreidimensionalen Verfolgung der Partikelbewegung in Wirbelschichtapparaten, Proceeding zum 12. Magdeburger Maschinenbau-Tage, Sept. 30 und Oktober 01, 2015, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Stiller, R., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Conditioning and drying of a biological product in inductively heated fluidized beds, Proceeding zum 20th International Conference for renewable resources and plant biotechnology NAROSSA2016, Juni 13, 2016, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Applications of inductive energy input in fluidized beds, Proceeding zum 20th International Drying Symposium- IDS2016, August 7-10, 2016, Gifu, Japan

Idakiev, V. V., Stiller, R., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Konditionierung und Trocknung von Biertreber in einer induktiv beheizten Wirbelschicht, Proceeding zum 18. Forschungskolloquium am Fraunhofer IFF, November 25, 2016, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Inductive energy input in fluidized beds and its applications, 2nd Nordic Baltic Drying Conference, Juni 7-9, Hamburg, Deutschland

Zhang, L.Y., Weigler, F., Jiang, Z.C., Idakiev, V. V., Mörl, L., Mellmann, J., Tsotsas, E., Investigation of 3D particle flow in a flighted rotating drum, IDS2018, September 11-14, 2018, Valencia, Spain

A. 3. Vorträge

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Reduzierung des Energieaufwandes bei der Partikelformulierung in Wirbelschichten, NaWiTec-Energie Kick-off-Meeting, Dezember 11, 2013, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Jacob, M., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Induktiver Energieeintrag in Wirbelschichten, NaWiTec-Energie Statusseminar, Oktober 15, 2014, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Induktiver Energieeintrag in Wirbelschichten, 16. Forschungskolloquium am Fraunhofer IFF, November 14, 2014, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Trocknung von Suspensionen in induktiv beheizten Wirbelschichten, Fachausschuss Trocknungstechnik, März 04-06, 2015, Leipzig, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Inductive energy input in fluidized beds, 12. Internationaler Kongress Maschinen, Technologien, Materialien, September 16-19, 2015, Varna, Bulgarien

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Untersuchung der Produktqualität bei der Wirbelschichtsprühgranulation mit induktiver Energiezufuhr, 12. Magdeburger Maschinenbau-Tage, September 30 und Oktober 01, 2015, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Jacob, M., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Induktiver Energieeintrag in Wirbelschichten, NaWiTec-Energie Statusseminar, Oktober 29, 2015, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Thermische Behandlung von Schüttgütern in der Lebensmittelindustrie in induktiv beheizten Wirbelschichten, Fachausschuss Lebensmittelverfahrenstechnik, März 10-11, 2016, Erlangen, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Trocknung von Granulaten in einer induktiv beheizten Wirbelschicht, Fachausschuss Trocknungstechnik, März 14-15, 2016, Weimar, Deutschland

Idakiev, V. V., Mörl, L., Inductive heating of a cylindrical fluidized bed, 25 Jahre Studiengang „Chemische Verfahrenstechnik“ an der UCTM, April 25, Sofia, Bulgarien

Idakiev, V. V., Stiller, R., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Conditioning and drying of a biological product in inductively heated fluidized beds, 20th International Conference for renewable resources and plant technology NAROSSA2016, Juni 13, 2016, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Mielke, L., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Applications of inductive energy input in fluidized beds, 20th International Drying Symposium- IDS2016, August 7-10, 2016, Gifu, Japan

Idakiev, V. V., Stiller, R., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Konditionierung und Trocknung von Biertreber in einer induktiv beheizten Wirbelschicht, 18. Forschungskolloquium am Fraunhofer IFF, November 25, 2016, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Wirbelschichten mit induktiver Beheizung, IVT Forschungskolloquium, Dezember 13, 2016, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Induktive Energieeinbringung in Wirbelschichten und deren Applikationsmöglichkeiten, Fachausschuss Trocknungstechnik, Februar 14-15, 2017, Bruchsal, Deutschland

A. 4. Poster

Idakiev, V. V., Stresing, A., Mörl, L., Neuwirth, J., (Lothar Mörl, 2007), S., Messung der Partikelbewegung und Partikelrotation in einer prismatischen Strahlschicht. Fachausschuss Agglomerations- und Schüttguttechnik, March 05 – 06, 2012, Lutherstadt Wittenberg, Deutschland

Idakiev, V. V., Mörl, L., Study of residence time of disperse materials in continuously operating fluidized bed apparatus. Anniversary Scientific Conference 60 Years UCTM, June 04 – 05, 2013, Sofia, Bulgarien

Idakiev, V. V., Mörl, L., How to measure the particle translation and rotation in a spouted and fluidized bed? Anniversary Scientific Conference 60 Years UCTM, June 04 – 05, 2013, Sofia, Bulgarien

Idakiev, V. V., Lazarova, P., Mörl, L., Untersuchung des Verweilzeitverhaltens von Partikelpopulationen in kontinuierlichen Wirbelschichtapparaten, Scientific Conference 50 Years Department of Chemical Engineering, November 8, 2013, Sofia, Bulgarien

Idakiev, V. V., Tonev, Z., Mörl, L., Untersuchung des Verweilzeitverhaltens von Partikelpopulationen mittels eines innovativen Messverfahrens in kontinuierlichen Wirbelschichten, Scientific Conference 50 Years Department of Chemical Engineering, November 8, 2013, Sofia, Bulgarien

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Untersuchung der Partikelbewegung in diskontinuierlich und kontinuierlich arbeitenden Wirbelschichten. Fachausschuss Agglomerations- und Schüttguttechnik, März 10 – 12, 2014, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Sondej, F., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Wirbelschichtgranulation mit konventioneller und induktiver Beheizung, Fachausschuss Agglomerations- und Schüttguttechnik, März 16-18, 2015, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Untersuchung zur dreidimensionalen Verfolgung der Partikelbewegung in Wirbelschichten, 12. Magdeburger Maschinenbau-Tage, Sept. 30 und Okt. 01, 2015, Magdeburg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Untersuchung der Granulateigenschaften bei der Wirbelschichtgranulation mit induktiver Beheizung, Fachausschuss Agglomerations- und Schüttguttechnik 2016, Februar 29 bis März 02, 2016, Bingen, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Untersuchung zur dreidimensionalen Verfolgung der Partikelbewegung in einer zylindrischen Wirbelschicht, Fachausschuss Agglomerations- und Schüttguttechnik 2016, Februar 29 bis März 02, 2016, Bingen, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Study of fluidized bed spray layering granulation with inductive energy input, PARTEC 2016, April 19-21, 2016, Nürnberg, Deutschland

Idakiev, V. V., Bück, A., Tsotsas, E., Mörl, L., Study of particle motion in fluidized bed using magnetic particle tracking method, PARTEC 2016, April 19-21, 2016, Nürnberg, Deutschland

A. 5. Mitbetreute Forschungsarbeiten

Name	Arbeit	Thema	Jahr
Patrick Engler	Bachelorarbeit	Verweilzeituntersuchung an einer Wirbelschicht	2011
Sarang Oka	Praktikum	Residence time distribution in horizontal fluidized beds	2011
Hans Greifenhagen	Bachelorarbeit	Ermittlung der Bewegungskennwerte eines magnetisch dotierten Markers in einer Strahlschicht	2012
Stefan Chavdarov	Bachelorarbeit	Untersuchung der Verweilzeitverteilungen von Partikelpopulationen in einer kontinuierlichen Wirbelschichtrinne	2012
Zahari Tonev	Praktikum	Untersuchung der Verweilzeitverteilungen von Partikelpopulationen in einer kontinuierlichen Wirbelschichtrinne	2012
Zahari Tonev	Praktikum	Untersuchung des Verweilzeitverhaltens von Partikelpopulationen mittels eines innovativen Messverfahrens in kontinuierlichen Wirbelschichtapparaten	2013
Pavleta Lazarova	Praktikum	Untersuchung des Verweilzeitverhaltens von Partikelpopulationen in kontinuierlichen Wirbelschichtapparaten	2013
Miloslav Veselinov	Masterarbeit	Untersuchung des Verweilzeitverhaltens von Partikelpopulationen mittels eines innovativen Messverfahrens in kontinuierlichen Wirbelschichtapparaten	2013
Junqing Chi	Masterarbeit	Investigation of fluidization behavior of electrically conductive inert particles aiming inductive energy input in fluidized beds	2014
Junqing Chi	Praktikum (PRO3)	Reduction of energy consumption at particle formulation in fluidized bed process	2014
Sebastian Marx	Bachelorarbeit	Untersuchung des Fluidisationsverhaltens von elektrisch leitfähigen Inertpartikeln mit dem Ziel eines induktiven Energieeintrags in Wirbelschichten	2014
Michel Vorsprach	Bachelorarbeit	Untersuchung des Fluidisationsverhaltens von Inertpartikeln mit Durchmessern von 1 bis 11 mm in Wirbelschichten	2014
Pavleta Lazarova	Bachelorarbeit	Untersuchung zum induktiven und konvektiven Energieeintrag in Wirbelschichtapparate	2014
Zahari Tonev	Bachelorarbeit	Untersuchung zur induktiven Beheizung mit Eindüsung in Wirbelschichtapparaten	2014
Ivo Mirchev	Praktikum	Untersuchung zur induktiven Beheizung mit Eindüsung in Wirbelschichtapparaten	2014
Michele Schack	Bachelorarbeit	Untersuchung zur induktiven und konvektiven Beheizung mit Eindüsung in Wirbelschichtapparaten	2014
Stefan Helmeke	Masterarbeit	Ermittlung der Produktqualität bei der Wirbelschichtgranulation mit konventioneller und induktiver Beheizung	2015

Stefan Helmeke	Praktikum (PRO3)	Analyse der Produktqualität bei dem Prozess Wirbelschichtsprühgranulation mit induktiver Beheizung	2015
Ludger Schmidt	Masterarbeit	Untersuchung der Wirbelschichtgranulation mit konventioneller und induktiver Beheizung	2015
Jens Lehmann	Masterarbeit	Untersuchung zur Trocknung von Suspensionen auf induktiv beheizten Inertpartikeln	2015
Sebastian Marx	Masterarbeit	Betrachtung der Rentabilität der induktiven Erwärmung von Wirbelschichten im Vergleich mit konventionellen Methoden bei gleichbleibender Produktqualität	2015
Claudia Steinke	Masterarbeit	Untersuchung der Wirbelschichtsprühgranulation mit induktiver Energieeinbringung	2015
Pavleta Lazarova	Masterarbeit	Trocknung von Granulaten in einer induktiv beheizten Wirbelschicht	2015
Zahari Tonev	Masterarbeit	Untersuchung zur dreidimensionalen Verfolgung der Partikelbewegung in zylindrischen Wirbelschichtapparaten	2015
Ivo Mirchev	Praktikum	Methode zur Untersuchung der Partikelbewegung in Wirbelschichten	2015
Sebastian Graner	Masterarbeit	Experimentelle Untersuchung der Induktiven Energieeinbringung in eine fluidisierte Partikelschüttung	2015
Axel Feldmeier	Masterarbeit	Analyse der Produktqualität bei der Wirbelschichtsprühgranulation mit konvektiver und induktiver Beheizung	2016
Marcus Schmidt	Masterarbeit	Thermische Behandlung von Schüttgütern in induktiv beheizten Wirbelschichten	2016
Robert Stiller	Praktikum	Induktiver Energieeintrag in einer zylindrischen Wirbelschicht	2016
Michel Vorsprach	Masterarbeit	Trocknung von Suspensionen im induktiv beheizten Inertwirbelbett	2016
Julia Eyssen	Masterarbeit	Untersuchung der Granulateigenschaften bei der Wirbelschichtsprühgranulation mit induktiver Energieeinbringung	2016
Nils Wonke	Masterarbeit	Untersuchung der Messfunktionen und –plausibilität eines Messsystems an einer Induktionswirbelschichtanlage	2016
Carlos Castellanos Perez Bolde	Masterarbeit	Drying of solutions by destructive coating in convective and inductive heated fluidized beds	2016
Alyn Haufe	Bachelorarbeit	Thermische Behandlung von Produkten in der Lebensmittelindustrie in induktiv beheizten Wirbelschichten	2016
Simon Göbel	Bachelorarbeit	Konzipierung einer Feststoff-Flüssigkeit-Wirbelschicht zur Trocknung einer Emulsion	2016
Robert Stiller	Bachelorarbeit	Konditionierung und Trocknung eines biologischen Produktes in Wirbelschichten mit induktiver Energieeinbringung	2016

Hendrik Machts	Masterarbeit	Untersuchung der Sprühgranulation in induktiv beheizten Wirbelschichten	2016
Ivo Mirchev	Bachelorarbeit	Berechnung der Bewegungskennwerte eines magnetisch dotierten Partikels in einer Strahlschicht	2016
Mihaela Petrova	Praktikum	Harnstoff und dessen Verarbeitung in Salbengrundlagen	2016
Patrick Will	Masterarbeit	Herstellung und Trocknung einer Emulsion in einer Wirbelschicht mit induktiver Energieeinbringung	2017
Kim-Alexandra Posberg	Masterarbeit	Experimentelle Untersuchung zur Herstellung und Trocknung einer Emulsion in Wirbelschichten	2017
Oliver Krüger	Masterarbeit	Induktive Erwärmung einer zylindrischen Wirbelschicht mit eingebauten Wärmeträgern	2017
Robert Stiller	Masterprojekt	Kostenanalyse eines Trocknungsprozesses in einer Wirbelschicht	2017
Clemens Müller	Masterprojekt	Kostenanalyse eines Trocknungsprozesses in einer Wirbelschicht	2017
Sarah Fischer	Masterarbeit	Herstellung und Trocknung einer monodispersen Emulsion	2017
Stefan Meyer	Masterarbeit	Trocknung einer Emulsion in Wirbelschichten	2017
Thomas Wedekind	Masterarbeit	Induktiver Energieeintrag in einer Wirbelschicht mit eingebautem Wärmeträger	2017
Anne Fröhlich	Masterarbeit	Herstellung von mikronisiertem Harnstoff in Wirbelschichten	2017
Sebastian Wehr	Masterarbeit	Trocknung und Konditionierung eines mikrokristallinen Feststoffes in einer neuartigen zweistufigen Wirbelschicht-Strahlschichtanlage	2017
Mihaela Petrova	Praktikum	Trocknung und Analyse einer harnstoffhaltigen Emulsion in einer konvektiv beheizten Wirbelschicht	2017
Atidze Syunetchieva	Praktikum	Trocknung und Analyse einer harnstoffhaltigen Emulsion in einer induktiv beheizten Wirbelschicht	2017
Denitsa Dencheva	Praktikum	Trocknung einer harnstoffhaltigen Emulsion in einer konvektiv beheizten Wirbelschicht	2017
Milena Dencheva	Praktikum	Trocknung einer harnstoffhaltigen Emulsion in einer induktiv beheizten Wirbelschicht	2017
Sebastian Jens-Monteiro	Masterarbeit	Thermische Behandlung von staubförmigen Schüttgütern mittels Induktion	2018
Thu Hien Nquyen	Masterarbeit	Herstellung von mikronisiertem Harnstoff in einer zylindrischen Wirbelschicht	2018
Thomas Sauter	Masterarbeit	Konzipierung einer Wirbelschichtanlage zur Herstellung von mikronisiertem Harnstoff und Durchführen einer Wirtschaftlichkeitsanalyse für den Herstellungsprozess	2018

Dennis Jurack	Masterarbeit	Konzipierung, Aufbau und Inbetriebnahme einer neuartigen Apparatur zur Herstellung von einer harnstoffhaltigen Hautsalbe	2018
Ralitsa Rusinova	Masterarbeit	Untersuchung des Verweilzeitverhaltens in einer Wirbelschicht	2018
Yannic Schweiß	Masterarbeit	Thermische Behandlung von Presskuchen in einer neuartigen Wirbelschicht	2018
Robert Stiller	Masterarbeit	Eiertrocknung in Wirbelschichten	2018
Christoph Pessel	Bachelorarbeit	Entkeimung in Wirbelschichten	2018
Mihaela Petrova	Bachelorarbeit	Untersuchung der Wirbelschichtentkeimung von biologischen Produkten	2018
Liliyana Bardarska	Praktikum	Durchführung experimenteller Untersuchungen zur Eiertrocknung in Wirbelschichten	2018
Rositsa Krancheva	Praktikum	Experimentelle Eiertrocknung in Wirbelschichten	2018
Withak Baghdedi	Masterarbeit	Thermische Behandlung von Presskuchen in einer zylindrischen Wirbelschicht	2018
Florian Höhdorf	Masterarbeit	Untersuchung der Fluidisierung und Entkeimung von Presskuchen in einer Strahlschicht	2018

B. Lebenslauf

Name	Vesselin Vaskov Idakiev
Geburtsdatum	20.04.1986
Geburtsort	Sofia, Bulgarien
Schulbildung	
1993 - 2000	Grundschule „148 Ljubomir Miletitsch“, Sofia, Bulgarien
2000 - 2005	Fremdsprachengymnasium „Tzar Ivan Asen II“, Sofia, Bulgarien
Studium und Stipendien	
2005 - 2009	<p>Universität für Chemische Technologie und Metallurgie (UCTM), Sofia, Bulgarien (Deutschsprachiger Studiengang, Verfahrenstechnik, Qualifikationsstufe „Bachelor of Science“, Berufliche Qualifikation „Ing.“ (Doppeldiplom UCTM, Sofia, Bulgarien – TUHH, Hamburg, Deutschland)</p> <p>15.06.2009 – 15.09.2009, Bachelorarbeit Thema: „Experimentelle Untersuchung der Konditionierung und Trocknung eines biologischen Produktes“ Prof. Dr.-Ing. Habil. Dr. h. c. Lothar Mörl Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland</p>
2009 - 2010	<p>Universität für Chemische Technologie und Metallurgie (UCTM), Sofia, Bulgarien (Deutschsprachiger Studiengang, Verfahrenstechnik, Qualifikationsstufe „Master of Science“, Berufliche Qualifikation „Dipl.-Ing.“ (Doppeldiplom UCTM, Sofia, Bulgarien – TUHH, Hamburg, Deutschland)</p> <p>01.04.2010 – 30.09.2010, Masterarbeit Thema: „Experimentelle Untersuchung der Konditionierung und Trocknung biologischer Produkte“ Prof. Dr.-Ing. Habil. Dr. h. c. Lothar Mörl Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland</p>
01.11.2010- 28.02.2011	Forschungsstipendium der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland
01.03.2011- 31.12.2011	DBU-MOE Austauschstipendium Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland
01.08.2012- 31.12.2013	Promotionsstipendium des Landes Sachsen Anhalt Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland

Berufslaufbahn	
16.01.2012- 31.07.2012	Projektmitarbeiter im Rahmen des Forschungsprojektes „WIGRATEC“ Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland
01.10.2012- 31.12.2015	Tutor Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland
01.11.2013- 01.08.2016	Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Rahmen eines BMBF- Forschungsprojektes mit Thema „Induktiver Energieeintrag in Wirbelschichten“ Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland
01.08.2016- 31.07.2018	Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Rahmen eines BMWi- Kooperationsprojektes mit Thema „Entwicklung eines Verfahrens zur Einarbeitung von Harnstoff in eine Salbengrundlage für die Entwicklung eines Keratolytikums“ Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland
01.08.2018- 31.12.2020	Wissenschaftlicher Mitarbeiter im Rahmen eines EFRE- Kooperationsprojektes mit Thema „Entwicklung eines Verfahrens zur Keimreduzierung des Presskuchens von Ölsaaten“ Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Magdeburg, Deutschland
Auszeichnungen	
2016	Träger des Posterpreises am Fachausschuss „Agglomerations- und Schüttguttechnik“