

Entwicklung eines Berechnungsmodells  
zur thermisch-geometrischen Dimensionierung eines  
Druck-Wirbelschicht-Verdampfungstrockners mit Tauchheizflächen  
am Beispiel polydisperser Braunkohle

Von der Fakultät für Maschinenbau, Elektro- und Energiesysteme  
der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg  
zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)  
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Diplom-Ingenieur (FH)

Joachim Georg Posselt

geboren am 15.05.1984 in Dresden

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Georg Möhlenkamp  
1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Krautz  
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Fabian Mauß

Tag der mündlichen Prüfung: 18.01.2019



## Vorwort

Diese Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl Kraftwerkstechnik der Brandenburgisch Technischen Universität Cottbus-Senftenberg (BTU) unter der Leitung von Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Krautz. In den Jahren 2011 bis 2016 war ich im Rahmen des Forschungs- und Entwicklungsvorhabens „Dampfwirbelschicht Trocknung von Braunkohlen – Grundlagenuntersuchungen und verfahrenstechnische Optimierung“ (DDWT-GROP) tätig. Seit 2013 habe ich als Forschungsschwerpunkt für die vorliegende Arbeit die Thematik der Modellierung der Druck-Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung mit Tauchheizflächen vertieft.

Mein erster Dank gilt dem Lehrstuhlinhaber Prof. Krautz für die geschaffenen Rahmenbedingungen zur Erstellung dieser Arbeit und der gegebenen Möglichkeit ein eigenes Thema einzubringen. Weiterhin danke ich Dr.-Ing. Matthias Klatt für die ergänzende wissenschaftliche Betreuung der Arbeit.

Ein weiteres besonderes „Danke“ möchte ich an meine beiden Trocknerkollegen Matthias Merzsch und Philipp Wiedemann richten. Matthias hat mich exzellent in die komplexe Thematik der DDWT eingearbeitet und Philipp gab mir (neben zahlreichen anderen Hinweisen) zwei Literaturtipps, die mich entscheidend vorangebracht haben. Mein Dank gilt auch den „Senior-Consultants“ im Bereich der DDWT-Trocknung Prof. Dr.-Ing. Stefan Lechner und Dr.-Ing. Olaf Höhne. Dr. Mörtl danke ich für die mathematische Idee die Modelloptimierung mittels Taylor-Reihe anzugehen. Den Kollegen aus dem Technikum möchte ich für alle geleistete Unterstützung bei der Durchführung der experimentellen Versuche danken. Dem ehemaligen Diplomanden Christian Katzer (jetzt Doktorand) und den Studenten Christian Schwieder und Alexander Trost danke ich für die Unterstützung bei der Durchführung der zeitaufwändigen Versuchsreihen auch im Rahmen des DDWT-Projektes. Nikolaos Sakkas danke ich für seine sehr engagierte Arbeit im Rahmen unseres aktuellen Projektes „Power-to-heat“ aus dem spannenden Themenfeld „Erneuerbare Energien und Energiewende“.

Hervorheben möchte ich auch die fruchtbare Unterstützung des Projektes „DDWT-GROP“ durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) und die Projektpartner Vattenfall (jetzt LEAG), Mibrag, Alstom, Babcock Borsig Steinmüller und Emis Electrics die diese Forschungsarbeit zum Ausbau des Wissens- und Technologievorsprungs für den Standort Deutschland ermöglicht haben.

Meiner Familie, ganz besonders meiner geliebten Frau, danke ich dafür, dass sie viele Freuden und Sorgen dieser Arbeit mit mir geteilt hat.

Cottbus, im Februar 2018 – Joachim Posselt

Meinen Eltern zur Ehre,  
meinen besten Dozenten\* mit Dankbarkeit,  
meiner Frau und meinem Sohn in herzlicher Liebe

**gewidmet.**

\*insbesondere:

Dr. Matthias Klatt

Dr. Wolfgang Mörtl

Prof. Dr.-Ing. habil. Hans-Joachim Kretzschmar

Dr. Thomas Hipke und Christian Hannemann

Ingo Ritter

Ralf Matzel

Siegmar Krönert

Thomas Rögner

Karola Richter

Erika Walther



## Keywords

Pressurized steam fluidized bed drying, drying technology, evaporation drying, drying model, drying equation, comparison of drying models, semi-empirical drying kinetics, particle diameter, particle size distribution, lignite, lignite drying, residence time distribution

## Abstract

In this work, a calculation model for thermal-geometric dimensioning of a continuous working pressurized fluidized bed evaporation dryer with an immersed heating tube-bundle for polydisperse lignite was developed. First, a structurally optimized basic equation describing the time course of moisture has been developed based on experimental results. The special features of the drying material were considered (for example the polydispersity and the formation of an equilibrium moisture content). Intermediate result is equation 56 ("Gleichung 56") on page 96.

With the aid of the developed energy balances of the dryer and the use of sub-equations published by Höhne [61] in 2012 and by Lechner [83] in 2012 a model to describe the temporal evaporation-drying curve was developed, see e.g. equation 95 ("Gleichung 95"), page 116. Also the influence of the pressure was considered in the sub-equations and the physical property-value calculation. (Overpressure is one main difference of the pressurized steam fluidized bed drying process (PSFBD) compared to the numerous drying processes). Beyond this equations for description of the asymmetric residence time distribution of the continuous fluidized bed dryer were included to an overall model the so called dryer dimensioning model (TRAM).

## Schlüsselwörter

Druckaufgeladene Dampfwirbelschicht-Trocknung, Wirbelschicht, Trocknung, Verdampfungstrocknung, Braunkohle, Verweilzeitverteilung, Modellierung, Modellvergleich, Modellierungsgüte, Physikalisch-empirische Modellierung, Partikelgrößenverteilung

## Kurzfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Berechnungsmodell zur thermisch-geometrischen Dimensionierung eines kontinuierlich arbeitenden Druck-Wirbelschicht-Verdampfungs-Trockners mit Tauchheizflächen für polydisperse Braunkohle erstellt. Zunächst wurde auf Basis experimenteller Ergebnisse eine strukturell optimierte Grundgleichung zur Beschreibung des zeitlichen Feuchteverlaufes entwickelt. Dabei wurden die Besonderheiten des Trocknungsgutes (z.B. die Polydispersität und die Ausbildung einer Gleichgewichtsfeuchte) berücksichtigt. Zwischenergebnis ist Gleichung 56 auf Seite 96. Mit Hilfe der für den Trockner aufgestellten Energiebilanzen und der von Höhne [61] 2012 und von Lechner [83] 2012 veröffentlichten Subgleichungen wurde ein Modell zur Beschreibung des zeitlichen Verdampfungstrocknungsverlaufes entwickelt (siehe Gleichung 95, Seite 116). Dabei wurde auch der Einfluss des Druckes in den Subgleichungen und Stoffwertberechnungen berücksichtigt. (Der Überdruck ist einer der Hauptunterschiede der DDWT zu den zahlreichen Trocknungsverfahren).

Weiterführend wurde unter Anwendung der Gleichungen zur Beschreibung der wirbelschichtbedingten asymmetrischen Verweilzeitverteilung ein Gesamtmodell – **Trockner-Auslegungs-Modell** (TRAM) – entwickelt und die Modellarchitektur detailliert beschrieben.

## Inhaltsverzeichnis

|  |           |
|--|-----------|
| Inhaltsverzeichnis.....  | VI        |
| Abbildungsverzeichnis.....   | IX        |
| Tabellenverzeichnis.....   | XII       |
| Nomenklatur (Symbole, Indices, Abkürzungen).....                                       | XIV       |
| <b>1 EINLEITUNG .....</b>  | <b>1</b>  |
| 1.1 Aktuelle energiewirtschaftliche Bedeutung der Braunkohle.....                      | 1         |
| 1.2 Bedeutung der Trocknung für die energieeffiziente Nutzbarkeit der Braunkohle ..... | 2         |
| 1.3 Ausgangssituation und Zielsetzung.....   | 3         |
| 1.4 Zur Gliederung der vorliegenden Arbeit .....                                       | 5         |
| <b>2 ENTWICKLUNGSSTAND ZUR TROCKNUNG VON BRAUNKOHLN.....</b>                           | <b>6</b>  |
| 2.1 Grundlagen der Trocknung .....   | 6         |
| 2.1.1 Definition von Verdunstung und Verdampfung.....                                  | 6         |
| 2.1.2 Trocknungsverlauf, Trocknungsablauf .....  | 6         |
| 2.1.3 Trocknungsabschnitte .....   | 8         |
| 2.1.4 Volumenschrumpfung des Trocknungsguts.....                                       | 16        |
| 2.2 Einteilung und Kurzüberblick über Trocknungsverfahren für Braunkohle .....         | 17        |
| 2.3 Wirbelschichttechnologie als Trocknungsverfahren.....                              | 20        |
| 2.3.1 Das Verfahrensprinzip der Fluidisation .....                                     | 20        |
| 2.3.2 Charakterisierung der Partikel-Fluid-Paarungen nach GELDART .....                | 25        |
| 2.3.3 Wirbelschichtzustände nach REH.....  | 27        |
| 2.3.4 Kennzahlen der Wirbelschicht .....   | 28        |
| 2.3.5 Wirbelschichttrocknungsverfahren.....  | 31        |
| <b>3 CHARAKTERISIERUNG VON TROCKNUNGSGUT UND TROCKNUNGSMEDIUM ..33</b>                 |           |
| 3.1 Braunkohle als Trocknungsgut.....  | 33        |
| 3.1.1 Verfahrenstechnische Charakterisierung .....                                     | 33        |
| 3.1.2 Adsorptive Charakterisierung .....   | 40        |
| 3.1.3 Chemische Charakterisierung .....  | 43        |
| 3.1.4 Thermodynamische Charakterisierung .....   | 47        |
| 3.2 Charakterisierung der Trocknungsmedien .....                                       | 49        |
| 3.2.1 Ungesättigtes Gas als Trocknungsmedium .....                                     | 49        |
| 3.2.2 Wasserdampf als Trocknungsmedium bzw. Fluidisierungsmedium.....                  | 52        |
| <b>4 BETRACHTUNG DER TROCKNUNGSVORGÄNGE IM EINZELKORN .....</b>                        | <b>54</b> |
| 4.1 Spezifikation der Wasserarten und der Bindungsform des Kohlewassers .....          | 54        |
| 4.2 Phänomene des kapillarporösen Feststoffes .....                                    | 56        |
| 4.2.1 Grenzfläche und Oberflächenspannung.....   | 56        |
| 4.2.2 Kapillardruck, Dampfpartialdruckabsenkung und Hygroskopizität .....              | 57        |
| 4.2.3 Bindungsenthalpie .....  | 59        |
| 4.3 Trocknung in den Poren .....   | 62        |
| 4.3.1 Desorption des Kohlwassers.....  | 62        |
| 4.3.2 Kapillare Strömung des Wassers aus dem Kohlekorn .....                           | 63        |
| 4.3.3 Porennetzwerkmodelle .....   | 65        |

|          |   |            |
|----------|---|------------|
| <b>5</b> | <b>ENTWICKLUNG EINER OPTIMISIERTEN TROCKNUNGSMODELLSTRUKTUR FÜR POLYDISPERSES TROCKNUNGSGUT</b> .....         | <b>66</b>  |
| 5.1      | Methodische Vorgehensweise .....  | 66         |
| 5.2      | Daten experimenteller Untersuchungen von Trocknungsverläufen polydisperser Braunkohle .....                   | 67         |
| 5.2.1    | Allgemeine Vorüberlegungen .....  | 67         |
| 5.2.2    | Trocknungsverläufe in Luftatmosphäre und Stickstoff .....   | 69         |
| 5.2.3    | Trocknungsverläufe in Wasserdampf-atmosphäre .....  | 77         |
| 5.3      | Definition von Anforderungen an ein universelles Basistrocknungsmodell .....                                  | 87         |
| 5.4      | Analyse und Bewertung bestehender Modelle .....   | 88         |
| 5.5      | Entwicklung eines Trocknungsmodells mit besserer Anpassungsgüte .....   | 91         |
| 5.5.1    | Entwicklung mehrerer Modelle mit potentiell besserer Anpassungsgüte (strukturelle Entwicklung) .....          | 91         |
| 5.5.2    | Mathematische Optimierung des Vorzugsmodells .....  | 95         |
| 5.5.3    | Einordnung des neuen Modells in das klassische Trocknungsdiagramm .....                                       | 98         |
| <b>6</b> | <b>PHYSIKALISCH-EMPIRISCHE MODELLIERUNG DER WIRBELSCHICHT-VERDAMPFUNGSTROCKNUNG</b> .....                     | <b>100</b> |
| 6.1      | Physikalische Interpretation der Modellparameter .....  | 100        |
| 6.2      | Entwicklung der Substitutionsgleichungen für Kondensation und Verdampfung .....                               | 103        |
| 6.2.1    | Darstellung der energetischen Zustandspunkte bei der Verdampfungstrocknung .....                              | 103        |
| 6.2.2    | Stoff- und Energieströme bei der Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung .....                                    | 104        |
| 6.2.3    | Energiebilanz für den Kondensationsprung (Bilanz I) .....   | 110        |
| 6.2.4    | Energiebilanz für die Trocknung (Bilanz II) .....   | 111        |
| 6.3      | Darstellung der entwickelten Verdampfungstrocknungsmodellgleichung .....                                      | 116        |
| 6.4      | Betrachtung und Bewertung der Modellgrenzen und des Modellfehlers .....                                       | 118        |
| <b>7</b> | <b>ENTWICKLUNG EINES AUSLEGUNGSMODELLS FÜR KONTINUIERLICHE DRUCK-WIRBELSCHICHT-VERDAMPFUNGSTROCKNER</b> ..... | <b>121</b> |
| 7.1      | Modellsynthese .....  | 121        |
| 7.1.0    | Vorstellung der Architektur des Gesamtmodells und der Teilmodelle .....                                       | 121        |
| 7.1.1    | Durchlaufzeitmodell .....   | 123        |
| 7.1.2    | Verweilzeitverteilungsmodell .....  | 125        |
| 7.1.3    | Physikalisch-empirisches Verdampfungstrocknungsmodell mit Druckeinfluss – M3.5 .....                          | 134        |
| 7.1.4    | Mischfeuchtemodell .....  | 135        |
| 7.1.5    | Nachverdampfungsmodell .....  | 136        |
| 7.2      | Modellvalidierung des Trocknerauslegungsmodells (TRAM) .....  | 137        |
| 7.3      | Diskussion der möglichen Fehlerursachen .....   | 139        |
| 7.4      | Parameterstudie mit dem entwickelten Trocknerauslegungsmodell (TRAM) .....                                    | 142        |
| 7.4.0    | Erläuterung zum Zweck der Parameterstudie und Begründung der Parameterauswahl .....                           | 142        |
| 7.4.1    | Variation des Durchsatzes .....   | 143        |
| 7.4.2    | Variation des Trocknungsdruckes .....   | 146        |
| 7.4.3    | Variation der mittleren Korngröße .....   | 148        |
| 7.4.4    | Variation der Fluidisierungsgeschwindigkeit .....   | 149        |
| 7.4.5    | Variation des Anfangswassergehaltes (Vortrocknung) .....  | 151        |
| 7.4.6    | Variation der Temperatur des Trocknungsgutes vor Trockner (Vorwärmung) .....                                  | 152        |
| 7.5      | Hinweise für eine vereinfachte Grobauslegung eines DDWT-Trockners mit TRAM .....                              | 153        |
| <b>8</b> | <b>ZUSAMMENFASSUNG, FORSCHUNGSBEDARF UND AUSBLICK</b> .....   | <b>154</b> |
| 8.1      | Zusammenfassung der wesentlichen Entwicklungen und Erkenntnisse .....   | 154        |
| 8.2      | Forschungsbedarf und Ausblick .....   | 155        |
| <b>9</b> | <b>SUMMARY</b> .....  | <b>157</b> |

---

|  |            |
|--|------------|
| <b>LITERATURVERZEICHNIS.....</b>   | <b>158</b> |
| <b>ANHANG .....</b>  | <b>165</b> |
| Anhang 1: Stoffwerte .....   | 165        |
| Anhang 2: Ergänzende / weiterführende Gleichungen .....  | 171        |
| Anhang 3: Herleitungen von entwickelten Gleichungen, Energiebilanzen .....                             | 175        |
| Anhang 4: Berechnungen .....   | 193        |
| Anhang 5: Ergänzende und erläuternde Diagramme und Abbildungen .....                                   | 197        |
| Anhang 6: Auswertung und Berücksichtigung von Literaturdaten .....                                     | 215        |
| Anhang 7: Nachweis für Thesen, sowie Begründungen für getroffene Annahmen und Vereinfachungen.....     | 219        |
| Anhang 8: Validierungsdaten (DDWT der BTU).....  | 228        |
| Anhang 9: Technische Daten der Versuchsanlagen.....  | 236        |
| Anhang 10: Übersichten / Tabellen .....  | 238        |
| Anhang 11: Zusammenfassung der wissenschaftlichen Entwicklungsleistungen innerhalb dieser Arbeit ..... | 245        |

## Abbildungsverzeichnis

|   |    |
|---|----|
| Abbildung 1: Globale Ressourcen, Reserven und Förderung von Weichbraunkohlen, (2014) [13] .....   | 1  |
| Abbildung 2: In Deutschland eingesetzte Energieträger zur Wandlung in Elektronenergie [22], [23], [24], [25] .....  | 2  |
| Abbildung 3: Qualitativer Verlauf des normierten Trocknungsgradienten während der Trocknung, nach [61] .....  | 7  |
| Abbildung 4: Schematische Darstellung des zeitlichen Trocknungsverlaufes Braunkohle, nach [92] .....  | 7  |
| Abbildung 5: Beispielhafter experimentell ermittelter Trocknungsverlauf für Braunkohle; Kornklasse 0 bis 63 $\mu\text{m}$ .....   | 9  |
| Abbildung 6: Knickpunktkurve zwischen erstem und zweitem Trocknungsabschnitt, Synthese aus [79] und [92] .....  | 10 |
| Abbildung 7: Qualitative Darstellung der Trocknungsverläufe von hygroskopischen und nicht hygroskopischen Gütern<br>(erweitert ausgehend von [92]) .....                      | 12 |
| Abbildung 8: Desorptionsisobaren für Braunkohle in überhitztem Wasserdampf, Berechnung nach Höhne [61] .....  | 13 |
| Abbildung 9: Gleichgewichtsfeuchten für DDWT-typische Überhitzungen u. Drücke, Berechnung nach [61] .....   | 14 |
| Abbildung 10: Gleichgewichtswassergehalte von (rheinischer) Braunkohle in feuchter Luft [16] .....  | 14 |
| Abbildung 11: Änderung des Wassergehaltes in Folge der Nachverdampfung, Berechnung nach [61] .....  | 15 |
| Abbildung 12: Schrumpfung von Partikeldurchmesser, -oberfläche und -volumen bei der Trocknung .....   | 17 |
| Abbildung 13: Röhrentrocknung / Röhrentrockner, nach Fohl [47] .....  | 18 |
| Abbildung 14: Mahltrocknung [83] .....  | 18 |
| Abbildung 15: Fleißner-Trocknungsverfahren, nach Fohl [48] .....  | 18 |
| Abbildung 16: Mechanisch-Thermische-Entwässerung, nach Berger [8] .....   | 18 |
| Abbildung 17: Wirbelschichtzustände nach Kunii [82] und Wirth [143], adaptiert aus [83] .....   | 21 |
| Abbildung 18: Schematische Darstellung einer blasenbildenden Wirbelschicht, nach [7] .....  | 23 |
| Abbildung 19: Charakteristik einer polydispersen Wirbelschicht, qualitativ nach Lechner [83] .....  | 24 |
| Abbildung 20: Klassifizierung der Wirbelgüter nach Geldart [51] & Kunii [82], entnommen aus [83], ergänzt .....   | 26 |
| Abbildung 21: Reh-Diagramm zur Charakterisierung von Wirbelschichtzuständen, gemäß [114] .....  | 27 |
| Abbildung 22: Mögliche Düsenbodendesigns und zugehörige Blasenbildungscharakteristik, nach [141] .....  | 32 |
| Abbildung 23: Zweidimensionale Veranschaulichung des Problems der Durchmesserdefinition eines Realpartikels .....   | 33 |
| Abbildung 24: Braunkohlekörner unter dem REM – Korngrößenklasse: 180 – 250 $\mu\text{m}$ .....  | 34 |
| Abbildung 25: Braunkohlekorn unter dem REM – Korngrößenklasse: 180 – 250 $\mu\text{m}$ .....  | 34 |
| Abbildung 26: Braunkohlekorn unter dem REM – Korngrößenklasse: 4000 – 6000 $\mu\text{m}$ .....  | 34 |
| Abbildung 27: Massenverteilung und sich ergebende Sieblinie für ein polydisperses Grobkorn .....  | 37 |
| Abbildung 28: Messwerte für Schüttdichten von Lausitzer Braunkohlen .....   | 38 |
| Abbildung 29: Berechnete Lockerungs- & Austragsgeschwindigkeiten abhängig von der Partikelgröße .....   | 39 |
| Abbildung 30: Schüttwinkel von Braunkohle (Feinkorn) in Abhängigkeit von der Feuchte, nach [95] .....   | 40 |
| Abbildung 31: Volumenspezifische äußere Oberfläche für ein Idealpartikel und ein Realpartikel .....   | 41 |
| Abbildung 32: Innere Oberfläche und sorbierte Feuchte über dem Kapillardurchmesser, Werte aus [61] und [42] .....   | 41 |
| Abbildung 33: Symbolische Darstellung der chemischen Zusammensetzung der Kohle ohne Ascheanalyse, nach [70] .....   | 43 |
| Abbildung 34: Modellvorstellung zur chemischen Struktur von Kohle nach Smoot [116] .....  | 45 |
| Abbildung 35: Wärmekapazität von Braunkohle abhängig vom Wassergehalt, nach [127] .....   | 47 |
| Abbildung 36: Wärmeleitfähigkeit von Braunkohle abhängig vom Wassergehalt, entnommen aus [83], nach Fritz [49] .....  | 48 |
| Abbildung 37: Trocknungstechnisch relevante Zustandsänderungen im h,y-Diagramm, Abb. auf Basis von [58] .....   | 50 |
| Abbildung 38: Veranschaulichung zum Wasserdampfpartialdruck der feuchten Luft, rechte Abb. aus Brown [14] .....   | 51 |
| Abbildung 39: Thermodynamische Stoffwerte für Wasserdampf für DDWT-typische Drücke und Überhitzungen .....  | 53 |
| Abbildung 40: (Primär) fluiddynamische Stoffwerte für Wasserdampf für DDWT-typische Drücke und Überhitzungen .....  | 53 |
| Abbildung 41: Wasserarten am Partikelagglomerat und in der Kapillare des einzelnen Kohlepartikels .....   | 54 |
| Abbildung 42: Bindungskräfte eines Moleküls in der Volumenphase und an der Oberfläche [65] .....  | 56 |
| Abbildung 43: Änderung des Flächeninhaltes einer gekrümmten Oberfläche [101] .....  | 56 |
| Abbildung 44: Zur Ursache der Dampfpartialdrucksenkung über der Kapillare [119] .....   | 57 |
| Abbildung 45: Druckverlauf in einem Modellkörper aus widerstandslos miteinander verbundenen Kapillaren [79] .....   | 58 |
| Abbildung 46: Differentielle Bindungsenthalpie nach Opdenwinkel [106], Daten aus [16] entnommen .....   | 59 |
| Abbildung 47: Approximation differentielle Bindungsenthalpie mit semi-empirischem Modell, Daten von Höhne [61] .....  | 60 |
| Abbildung 48: Begriffe der Sorptionstheorie [132] .....   | 62 |
| Abbildung 49: Einteilung von Sorptionsprozessen nach Art der Bindung [45] .....   | 63 |
| Abbildung 50: Strömungsformen der Moleküle in einer Modellpore aus Höhne [61], nach Bakker [4] .....  | 64 |
| Abbildung 51: Beispiel für ein 2-dimensionales Porennetzwerkmodell, nach [109] .....  | 65 |
| Abbildung 52: Prinzipieller Versuchsaufbau (links) und reale Messeinrichtung (rechts), „MG1“ .....  | 69 |
| Abbildung 53: Sieblinie für das polydisperse Kornspektrum von 0 bis 6,3 mm .....  | 71 |
| Abbildung 54: Korngrößenverteilung der einzelnen Korngrößenklassen gemäß Partica-Analyse .....  | 72 |
| Abbildung 55: Trocknungsdatendiagramm für Kornklasse D12 .....  | 73 |
| Abbildung 56: Trocknungsverläufe für 12 monodisperse Korngrößenklassen und 2 polydisperse Körnungen .....   | 73 |
| Abbildung 57: Trocknungsgradienten in der Wirbelschicht, [76] entnommen, Messung von Wiedemann, (mit MG2) .....   | 75 |
| Abbildung 58: Trocknungsgeschwindigkeit über dem Trocknungsquotient, Daten aus [69] umgerechnet .....   | 76 |
| Abbildung 59: Schematische Darstellung des Messgerätes „MG3“ für Messungen von Trocknungsverläufen in<br>Wasserdampfatmosfera, aus [61] entnommen; Beschriftung ergänzt ..... | 78 |

|  |     |
|--|-----|
| Abbildung 60: Funktionsprinzip der Sorptions- u. Gasdichtemessung in der Magnetschwebewaage [85]; beschriftet .....  | 79  |
| Abbildung 61: Trocknungsverlauf eines Braunkohlepartikels in Eigenbrügendampf in der Magnetschwebewaage .....  | 81  |
| Abbildung 62: Trocknungsverläufe für unterschiedliche Korngrößenklassen; ermittelt mit „MG3“ .....   | 82  |
| Abbildung 63: Betriebsdaten einer DDWT-Trocknerfahrt – Zeitintervall 11 Uhr bis 18 Uhr .....   | 84  |
| Abbildung 64: Trocknung von Seramis® in überhitztem Dampf, [57] entnommen, Beschriftung übersetzt .....  | 85  |
| Abbildung 65: Beispielhafte Veranschaulichung des Vergleichs der Modellierungsgüte für einen ausgewählten<br>Trocknungsverlauf mit unterschiedlichen Modellfunktionen (vertikaler Vektor in Matrix) .....    | 90  |
| Abbildung 66: Beispielhafte Veranschaulichung des Vergleichs der Modellierungsgüte für eine ausgewählte<br>Modellfunktion mit unterschiedlichen Trocknungsverläufen (horizontaler Vektor in Matrix) .....    | 90  |
| Abbildung 67: Grafische Veranschaulichung der strukturellen Entwicklung zu Modell M3.1 .....   | 94  |
| Abbildung 68: Veranschaulichung der Wirkungsweise der vier Modellparameter von Modell M3.2 .....   | 97  |
| Abbildung 69: Schematische Einordnung der Modellfunktion M3.2 in das klassische Trocknungsdiagramm .....   | 98  |
| Abbildung 70: Veranschaulichung der Methodik zur Berechnung des maximalen Trocknungsgradienten für den<br>Trocknungsverlauf des polydispersen Gutes aus dem mittleren Gradienten aus der Energiebilanz ..... | 102 |
| Abbildung 71: Beispielhafte Druck- und Temperaturniveaus im WS-Verdampfungstrockner im T,s-Diagramm .....  | 103 |
| Abbildung 72: Das DDWT-Verfahrensprinzip, nach Lechner [83] .....  | 104 |
| Abbildung 73: Ein- und austretende Stoffströme am DDWT-Trockner (ohne Feinstaubabscheidung) (symbolische,<br>qualitative Darstellung) .....  | 105 |
| Abbildung 74: Veranschaulichung der Wärmeströme für die Energiebilanz .....  | 108 |
| Abbildung 75: Sensitivitätsanalyse des Parameters $C_{PEVT}$ .....   | 119 |
| Abbildung 76: Modellarchitektur des Trocknerauslegungsmodell (TRAM) auf Basis der Submodelle .....   | 122 |
| Abbildung 77: Veranschaulichung der theoretisch idealen Kolbenströmung (Bsp. für ca. 450 kg/h RfK) .....   | 123 |
| Abbildung 78: Theoretische Durchlaufzeit bei idealer Kolbenströmung – Basiswert für die Verweilzeitverteilung .....  | 124 |
| Abbildung 79: Darstellung zum Kaskaden-Modell, nach Kunii [82] .....   | 128 |
| Abbildung 80: Normierte Verweilzeitdichtefunktionen nach Kaskaden-Modell für die asymmetrische VZV .....   | 129 |
| Abbildung 81: Summenkurven der normierten Verweilzeitdichtefunktionen (Kaskaden-Modell) .....  | 130 |
| Abbildung 82: Diskretisierte normierte Verweilzeitdichte für unterschiedliche Anzahlen an idealen Wirbelschichten .....  | 131 |
| Abbildung 83: Einfluss der Fluidisierung auf die Verweilzeitverteilung (Kaskaden-Modell) .....   | 131 |
| Abbildung 84: Mit dem PEVT-Modell prognostizierte Trocknungsverläufe für verschiedene Trocknungsdrücke .....   | 134 |
| Abbildung 85: Feuchteverteilung in Folge der Verweilzeitverteilung .....   | 135 |
| Abbildung 86: Beispielhafte Auswahl des Versuchspunktes VP1 aus dem DDWT-Versuchsbetrieb .....   | 137 |
| Abbildung 87: Gegenüberstellung von experimentellen Werten und TRAM-Berechnungswerten .....  | 138 |
| Abbildung 88: Modellvalidierung – absolute Fehler in der Endfeuchte für die Validierungspunkte .....   | 138 |
| Abbildung 89: TRAM-Parameterstudie: Variation des Durchsatzes (RfK) .....  | 143 |
| Abbildung 90: TRAM-Parameterstudie: Variation des Durchsatzes (RfK): Auswirkung auf Verweilzeitverteilung .....  | 144 |
| Abbildung 91: TRAM-Parameterstudie: Variation des Trocknungsdruckes .....  | 146 |
| Abbildung 92: TRAM-Parameterstudie: Variation des Trocknungsdruckes mit Nachverdampfung (NVD) .....  | 147 |
| Abbildung 93: TRAM-Parameterstudie: Variation der mittleren Korngröße (hier: $d_{Martin}$ ) .....  | 148 |
| Abbildung 94: TRAM-Parameterstudie: Variation der Fluidisierungsgeschwindigkeit (Leerrohrgeschwindigkeit) .....  | 149 |
| Abbildung 95: TRAM-Parameterstudie: Variation der Anfangsfeuchte (entspricht einer Vortrocknung) .....   | 151 |
| Abbildung 96: TRAM-Parameterstudie: Variation der Temperatur des Trocknungsgutes vor Trockner .....  | 152 |
| Abbildung 97: Sieblinie der Versuchskohle 1 aus dem Tagebau Profen, Körnung von 0 bis 6,3 mm (Grobkorn) .....  | 166 |
| Abbildung 98: Sieblinie der Versuchskohle 2 aus dem Tagebau Profen, Körnung von 0 bis 2 mm (Feinkorn) .....  | 166 |
| Abbildung 99: Sieblinie der Versuchskohle 3 aus dem Tagebau Reichwalde, Körnung von 0 bis 2 mm .....   | 167 |
| Abbildung 100: Sieblinie der Versuchskohle 4 aus dem Tagebau Welzow, Körnung von 0 bis 2 mm .....  | 167 |
| Abbildung 101: Sieblinie der Versuchskohle 5 aus dem Tagebau Nochten, Körnung von 0 bis 2 mm .....   | 168 |
| Abbildung 102: Vergleich der mittleren Durchmesser der 0 bis 2 mm Körnungen .....  | 168 |
| Abbildung 103: RRSB-Diagramm der Versuchskohle 1, Tagebau Profen, Körnung von 0 bis 6,3 mm .....   | 170 |
| Abbildung 104: Variablen zur Beschreibung der Rohrteilung bei versetzter Rohranordnung, nach Lechner [83] .....  | 171 |
| Abbildung 105: Asymmetrische Verweilzeitverteilungen von kontinuierlich betriebenen Wirbelschichtreaktoren für<br>unterschiedliche Rückvermischungskoeffizienten .....                                       | 173 |
| Abbildung 106: Vereinfachte schematische Darstellung des Braunkohlemassenstromes am Trockner .....   | 179 |
| Abbildung 107: Veranschaulichung der Notwendigkeit der Umrechnung des Anstieges der Linear-Funktion auf den<br>Wendepunktsanstieg der optimierten Modellfunktion M3.2 .....                                  | 183 |
| Abbildung 108: Verhältnis des Anstieges im Wendepunkt zum durchschnittlich linearen Anstieg im ersten<br>Trocknungsabschnitt, abhängig von $C_{PEVT}$ .....  | 183 |
| Abbildung 109: Veranschaulichung des Ansatz 1 zur Berechnung der fluidisierten Gutsdichte, mittels Schüttdichte,<br>Verdrängung und Expansion .....  | 185 |
| Abbildung 110: Relativer Fehler für die verschiedenen Varianten der Substitution von C .....   | 192 |
| Abbildung 111: Korrigiertes Bestimmtheitsmaß .....   | 196 |
| Abbildung 112: Qualitativer Fluidisierungsdampfgeschwindigkeitsverlauf über der Trocknerhöhe, nach [74] .....  | 197 |
| Abbildung 113: Veranschaulichung der Korngrößenklassen D7 bis D12 der insgesamt 13 Korngrößenklassen .....   | 198 |
| Abbildung 114: Veranschaulichung der intensiven Feststoffdurchmischung in einer blasenbildenden Wirbelschicht .....  | 198 |

---

|  |     |
|--|-----|
| Abbildung 115: Analyse der qualitativen Modellschwächen des kombinierten Page-Midilli-Trocknungsmodells.....   | 199 |
| Abbildung 116: Analyse der qualitativen Modellschwächen des Trocknungsmodells nach Tomas .....                 | 199 |
| Abbildung 117: Analyse der qualitativen Modellschwächen des Benchmark-Trocknungsmodells nach Midilli.....      | 200 |
| Abbildung 118: Ergebnis der strukturellen Optimierung; Modell M3.1.....  | 200 |
| Abbildung 119: Zu den Überhitzungen der ein- und austretenden Stoffströme.....                                 | 203 |
| Abbildung 120: Definition der Temperaturniveaus bei stationärem Trocknerbetrieb bei 1,3 bar(a) .....           | 204 |
| Abbildung 121: Druckabhängige Temperaturniveaus im DDWT-Trockner.....  | 205 |
| Abbildung 122: Beispielhafte Berechnung einer Rohrbündelgeometrie mit versetzter Rohranordnung .....           | 206 |
| Abbildung 123: Einfluss von Rohrdurchmesser und -abstand auf den Wärmeübergangskoeffizienten im Rohrbündel ..  | 207 |
| Abbildung 124: Einfluss des Rohrdurchmessers auf die spezifische Wärmeeintragsleistung .....                   | 208 |
| Abbildung 125: Einfluss von Druck, Partikelgröße & Gasgeschwindigkeit auf äußeren Wärmeübergangskoeffizienten  | 208 |
| Abbildung 126: Verfahrensfleißbild der DDWT-Anlage mit peripheren Komponenten [74] .....                       | 210 |
| Abbildung 127: Reale DDWT-Anlage mit Stahlbau, mit Teilabbildungen aus [74] (DDWT-I) und [75] (DDWT-II) .....  | 211 |
| Abbildung 128: Messstellen im BTU-DDWT-Trockner (schematisch), nach [75] .....                                 | 212 |
| Abbildung 129: Wesentliche Geometrie der Heizflächen im Trockner, nach [75].....                               | 213 |
| Abbildung 130: In einem Patent (1986) dokumentierte konische Bauform für einen Trockner für Kohle [111] .....  | 214 |
| Abbildung 131: Trocknungsgradienten bei Variation der Leerrohrgeschwindigkeit [76], Messung: Wiedemann, MG2 .. | 215 |
| Abbildung 132: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus des kleinen Kaltmodells, nach [76].....            | 216 |
| Abbildung 133: Temperaturverläufe (Partikel, Dampf, Wand) für die WS-Verdampfungstrocknung, [87] entnommen ..  | 217 |
| Abbildung 134: Temperatur- und Feuchteverlauf für die WS-Verdampfungstrocknung, [87] entnommen .....           | 217 |
| Abbildung 135: Verlauf von Feuchte und Temperaturen im Trocknungsgut während der Trocknung, MG1 .....          | 219 |
| Abbildung 136: Trocknungsgeschwindigkeiten von Braunkohle in Wasserdampf in einer Magnetschwebewaage, [61]     | 221 |
| Abbildung 137: Verlauf der Ableitung der Modellfunktion M3.2 im klassischen Trocknungsdiagramm .....           | 221 |
| Abbildung 138: Trocknungsgeschwindigkeit polydisperser Braunkohle, gemessen in der TGA/SDTA 851e .....         | 222 |
| Abbildung 139: Energetischer Vergleich der Bindungsenthalpie im Verhältnis zur Verdampfungsenthalpie .....     | 223 |
| Abbildung 140: Temperatur von Trocknerwand und austretendem Fluidisierungsmedium .....                         | 226 |
| Abbildung 141: Nachweis der geringen Wärmeübergangskoeffizienten am Rand der Wirbelschicht, [83] entnommen     | 227 |
| Abbildung 142: Temperaturspreizung im Wirbelschicht-Verdampfungs-Trockner.....                                 | 229 |
| Abbildung 143: Differenzdrücke am BTU-Versuchstrockner, Bsp. 1, [75] entnommen .....                           | 231 |
| Abbildung 144: Differenzdrücke am BTU-Versuchstrockner, Bsp. 2: hohe Überdeckung der THFL .....                | 231 |
| Abbildung 145: Wärmedurchgangskoeffizienten der 4 THFL-Segmente, [75] entnommen.....                           | 232 |
| Abbildung 146: Erzielte Wärmedurchgangskoeffizienten (k-Werte) mit Körnung 0 bis 2 mm (Feinkorn).....          | 233 |
| Abbildung 147: Erzielte Wärmedurchgangskoeffizienten an industrieller DDWT-Versuchsanlage, Daten aus [62]..... | 234 |
| Abbildung 148: Schematischer Schnitt durch die Thermowaage TGA/SDTA851e [Quelle: Hersteller Mettler-Toledo] .. | 237 |
| Abbildung 149: Diagramme zu den experimentell ermittelten Validierungsdatenpunkten VP1 bis VP7 .....           | 240 |

## Tabellenverzeichnis

|  |     |
|--|-----|
| Tabelle 1: Vergleich der Energiedichte von Roh- und Trockenbraunkohle mit anderen fossilen Energieträgern [148].....   | 2   |
| Tabelle 2: Einteilung der Entwässerungs- und Trocknungsverfahren, [83] entnommen.....  | 17  |
| Tabelle 3: Kurzcharakterisierung von Trocknungsverfahren für Braunkohle .....  | 19  |
| Tabelle 4: Definitionen gemittelter Durchmesser zur Charakterisierung polydispenser Schüttgüter .....  | 35  |
| Tabelle 5: Mittlere Durchmesser von Grobkorn und Feinkorn (Braunkohle).....  | 36  |
| Tabelle 6: Schüttdichten für unterschiedliche Kohlequalitäten [83] .....   | 38  |
| Tabelle 7: Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit und Austragsgeschwindigkeit von Partikeln .....  | 39  |
| Tabelle 8: Kapillarkennwerte von Lausitzer Braunkohle, [62] entnommen .....  | 42  |
| Tabelle 9: Einordnung der Lausitzer Kohlequalität innerhalb der deutschen Reviere, [24] entnommen .....  | 44  |
| Tabelle 10: Kohlequalitätswerte der Kohlen aus Lausitzer Tagebauen, Daten aus [104] entnommen .....  | 44  |
| Tabelle 11: Quantifizierung der chemischen Zusammensetzung von Lausitzer Braunkohlen, [83] entnommen .....   | 44  |
| Tabelle 12: Funktionale Zusammenhänge zwischen Trocknungsdruck und den Koeffizienten der Exponentialfunktion zur Approximation der differentiellen Bindungsenthalpie ..... | 61  |
| Tabelle 13: Vier häufige Typen von Sorptions-Isothermen [45] .....   | 62  |
| Tabelle 14: Strömungsformen in der Kapillare, nach [61] .....  | 64  |
| Tabelle 15: Grundlegende Bewertung der Messverfahren zur Erfassung der Trocknungsdaten .....   | 67  |
| Tabelle 16: Prinzip- und Verfahrensmatrix für Trocknungsversuche bzw. Datenauswertung .....  | 68  |
| Tabelle 17: Rahmenbedingungen für die Auswahl von Trocknungsgut und Trocknungsbedingungen .....  | 70  |
| Tabelle 18: Übersicht der Korngrößenklassen des Trocknungsgutes mit LA-950-Prüfwert des Median- $\emptyset$ .....  | 71  |
| Tabelle 19: Parameter der Versuche zur Wirbelschicht-Verdunstungstrocknung mit Lausitzer Braunkohle, nach Krautz & Wiedemann et al. [76].....                              | 74  |
| Tabelle 20: Parameter der Versuche zur WS-Verdunstungstrocknung mit Australischer Braunkohle [69] .....  | 75  |
| Tabelle 21: Stabilitätskriterien zur Definition des Gleichgewichtszustandes bei der Desorption .....   | 80  |
| Tabelle 22: Anlagenparameter des DDWT-Trockners .....  | 83  |
| Tabelle 23: Daten zum Trocknungsexperiment von Heinrich [57], Berechnungsdaten ergänzt .....   | 85  |
| Tabelle 24: Übersicht der etablierten empirischen Trocknungsmodelle .....  | 88  |
| Tabelle 25: Prinzipieller Aufbau der Versuchsmatrix für den Modellvergleich mittels Kennzahl $R^2$ .....   | 89  |
| Tabelle 26: Übersicht der sechs entwickelten empirischen Basisgleichungen .....  | 91  |
| Tabelle 27: Bestimmtheitsmaß zur Bewertung der Güte der Approximation der Modellfunktionen .....   | 92  |
| Tabelle 28: Ränge des Bestimmtheitsmaßes der Approximationen für einen Modellvergleich .....   | 93  |
| Tabelle 29: Parametersatz für die dargestellte Funktionsschar .....  | 97  |
| Tabelle 30: Zusammenhang von klassischen Trocknungsparametern und Parametern des Modells 3.2 .....   | 99  |
| Tabelle 31: Faktoren zur Umrechnung der Trocknungsgradienten .....   | 102 |
| Tabelle 32: Ein- und austretende Stoffströme am Wirbelschicht-Verdampfungstrockner.....  | 105 |
| Tabelle 33: Verweise zu den Subgleichungen für die Größen im Modell „M3.6,industriell“ .....   | 117 |
| Tabelle 34: Übersicht zu den Submodellen des physikalisch-empirischen Verdampfungstrocknungsmodells (PEVT) ..  | 118 |
| Tabelle 35: Zur Sensitivitätsanalyse des Parameters $C_{PEVT}$ .....   | 119 |
| Tabelle 36: Berechnung der Anzahl ideal durchmischter Wirbelschichten für den BTU-DDWT-Trockner.....   | 132 |
| Tabelle 37: Betrachtete Modelle zur Beschreibung der asymmetrischen Verweilzeitverteilung .....  | 133 |
| Tabelle 38: Übersicht zur Parameterstudie.....   | 142 |
| Tabelle 39: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation des Durchsatzes an RfK.....  | 143 |
| Tabelle 40: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation des Trocknungsdruckes .....  | 146 |
| Tabelle 41: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation der mittleren Korngröße .....  | 148 |
| Tabelle 42: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation der Fluidisierungsgeschwindigkeit .....  | 150 |
| Tabelle 43: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation des Anfangswassergehaltes .....  | 151 |
| Tabelle 44: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation der Temperatur des Trocknungsgutes vor Trockner .....  | 152 |
| Tabelle 45: Empfohlene Vereinfachungen für das TRAM-Modell .....   | 153 |
| Tabelle 46: Übersicht der verwendeten Versuchskohlen .....   | 165 |
| Tabelle 47: Massenverteilung der Versuchskohlen Nr. 1, sowie Intervallgrenzen der Sieblinie .....  | 169 |
| Tabelle 48: Massenverteilung der Versuchskohlen Nr. 2, 3, 4, 5 .....   | 169 |
| Tabelle 49: Übersicht der Rein- Roh- und Schüttdichte von Braunkohle .....   | 170 |
| Tabelle 50: Eingrenzung des möglichen Werteintervalls durch die Grenzfälle 1) und 3).....  | 182 |
| Tabelle 51: Berechnung der reduzierten fluidisierten Trockensubstanzdichte aus der Schüttdichte .....  | 186 |
| Tabelle 52: Ansatzwerte für die Berechnung der fluidisierten Trocknungsgutsdichte .....  | 187 |
| Tabelle 53: Absoluter u. relativer Fehler bei der Berechnung der fluidisierten Trocknungsgutsdichte .....  | 188 |
| Tabelle 54: Nachweis zur Approximationsgenauigkeit für den Parameter B mittels $B_{Appr}$ .....  | 190 |
| Tabelle 55: Zur Berechnung der Mischfeuchte aus der Verweilzeitverteilung und der Feuchteverteilung .....  | 193 |
| Tabelle 56: Beispielhafte Richtwertberechnung für den Wärmedurchgangskoeffizienten .....   | 194 |
| Tabelle 57: Korrigiertes Bestimmtheitsmaß zur Bewertung der Güte der Approximation .....   | 195 |
| Tabelle 58: Ränge des korrigierten Bestimmtheitsmaßes der Approximationen .....  | 196 |
| Tabelle 59: Betrachtung der Wärmequellen und Wärmesenken im/am DDWT-Trockner im stationären Betrieb .....  | 202 |



---

|  |     |
|--|-----|
| Tabelle 60: Vorgabewerte für die Veranschaulichung der Temperaturniveaus .....   | 204 |
| Tabelle 61: Argumentation für die These der Temperatur des feuchten Trocknungsgutes .....  | 205 |
| Tabelle 62: Standard-Parameter für die Wärmeübergangsberechnung nach Lechner / Dietz .....   | 206 |
| Tabelle 63: Stoffeigenschaften der Versuchskohle von KIM [69] verwendeten Versuchskohle .....  | 216 |
| Tabelle 64: Verhältnis der integralen Bindungsenthalpie zur Verdampfungsenthalpie .....  | 224 |
| Tabelle 65: Vergleich der Wärmeströme, welche für den Trocknungsprozess bereitgestellt werden (Wärmequellen) für 2. Energiebilanz .....  | 225 |
| Tabelle 66: Vergleich der Wärmeströme, welche für den Trocknungsprozess benötigt werden (Wärmesenken) für 2. Energiebilanz .....   | 225 |
| Tabelle 67: Übliche Differenzdrücke am DDWT-Versuchstrockner, [75] entnommen .....   | 230 |
| Tabelle 68: Wesentliche Anlagenparameter des kleinen Wirbelschicht-Kaltmodells, [76] entnommen .....   | 236 |
| Tabelle 69: Ergänzende technische Daten zur Magnetschwebewaage .....   | 236 |
| Tabelle 70: Übersicht der empirischen Trocknungsmodelle (etablierte und neu entwickelte Modelle) .....   | 238 |
| Tabelle 71: Übersicht zu den Submodellen des Trocknerauslegungsmodells (TRAM) .....  | 239 |
| Tabelle 72: Parameter der Versuchspunkte für die Modellvalidierung mit MG4 .....   | 241 |
| Tabelle 73: Übersicht der Werte der Parameter in der Parameterstudie mit dem TRAM-Modell (Varianten V1...V6) .....   | 242 |
| Tabelle 74: Vergleich kontinuierlich arbeitender Trocknungs- /Entwässerungsverfahren für Braunkohle, aus [83] .....  | 243 |
| Tabelle 75: Diskretisierte asymmetrische Verweilzeitdichteverteilung eines kontinuierlichen Wirbelschichttrockners für unterschiedliche Anzahlen an ideal durchmischten Wirbelschichten nach dem Kaskaden-Modell ..... | 244 |

## Nomenklatur (Symbole, Indices, Abkürzungen)

### Konstanten

| Symbol    | Wert                         | Maßeinheit       | Bedeutung                             |
|-----------|------------------------------|------------------|---------------------------------------|
| $e$       | 2,718281828                  | -                | Euler-Zahl                            |
| $FQ$      | 1,61803399...                | -                | Fibonacci-Quotient / Goldener Schnitt |
| $g$       | 9,81                         | m/s <sup>2</sup> | Gravitationskonstante                 |
| $n_{Avo}$ | 6,022140857*10 <sup>23</sup> | 1/mol            | Avogadro-Konstante                    |
| $R_{Uni}$ | 8,3144598                    | J/(mol K)        | Universelle Gaskonstante              |
| $R_{WD}$  | 461,401                      | kJ/(kg K)        | Spezifische Gaskonstante Wasserdampf  |
| $\pi$     | 3,14159...                   | -                | Kreiszahl Pi                          |

### Lateinische Formelzeichen

| Symbol                | Maßeinheit        | Bedeutung   |
|-----------------------|-------------------|---|
| $a$                   | Ma.-%             | Aschegehalt   |
| $\alpha$              | m <sup>2</sup> /s | Temperaturleitfähigkeit                                 |
| $a_{H_2O}$            | -                 | Wasseraktivität   |
| $A$                   | m <sup>2</sup>    | Fläche  |
| $c_p$                 | J/(kgK)           | spezifische isobare Wärmekapazität                      |
| $c_w$                 | -                 | Strömungswiderstandskoeffizient                         |
| $C$                   | -                 | Experimentell für Braunkohle ermittelter Stoffparameter |
| $C_1 \dots C_5$       | -                 | Konstanten  |
| $C_2$                 | kg m/s            | Stoffkonstante zur Berechnung der Knickpunktsfeuchte    |
| $d$                   | m                 | Durchmesser   |
| $d_{32}$              | m                 | Sauterdurchmesser                                       |
| $d_{50}$              | m                 | mittlerer Durchmesser (gewogenes Mittel)                |
| $d_{Martin}$          | m                 | Martindurchmesser                                       |
| $D_\alpha$            | -                 | Term / Summand bei der Berechnung von $\alpha_a$        |
| $D(\dots)$            | Ma.-%             | Siebdurchgang bei Siebanalyse                           |
| $f(\dots) / F(\dots)$ | -                 | Funktion / Abhängigkeit von ...                         |
| $f_{U12}$             | -                 | Faktor zur Umrechnung der Trocknungsgradienten          |
| $F$                   | N                 | Kraft   |
| $f_\alpha$            | -                 | Faktor bei der Berechnung von $\alpha_a$                |
| $G$                   | J/mol             | GIBBS-Energie   |
| $g_\alpha$            | -                 | Faktor bei der Berechnung von $\alpha_a$                |
| $h$                   | J/kg              | (massen-) spezifische Enthalpie                         |
| $h^{\cdot}$           |                   | (massen-) spezifische Enthalpie am Siedepunkt           |
| $h^{\cdot\cdot}$      |                   | (massen-) spezifische Enthalpie, trocken gesättigt      |
| $h$                   | m                 | Höhe (z.B. Höhe der Wirbelschicht)                      |

|                    |   |  |
|--------------------|---|--|
| $H$                | J   | Enthalpie  |
| $H_u$              | J/kg  | unterer Heizwert   |
| $k$                | W/(m <sup>2</sup> K)                                | k-Wert, Wärmedurchgangskoeffizient                             |
| $k_{\text{GAB}}$   | -   | GAB-Korrekturfaktor (0,7 ... 1,0)                              |
| $l$                | m   | Länge, Rohrlänge, Weglänge                                     |
| $L$                | m   | Reaktorlänge (hier Wirbelschichthöhe)                          |
| $m$                | kg  | Masse  |
| $\dot{m}$          | kg/s  | Massenstrom  |
| $M$                | kg/mol  | Molmasse   |
| $n$                | -   | Anzahl   |
| $N$                | -   | Anzahl der Datensätze, Messwerte                               |
| $p$                | bar   | Druck  |
| $p_D$              | bar   | Sättigungsdampfdruck   |
| $p_{D,\text{Kap}}$ | bar   | Dampfdruck über dem Flüssigkeitsmeniskus bei Kapillare         |
| $P$                | W   | Leistung   |
| $q$                | J/kg  | (massen-) spezifische Wärme (-menge)                           |
| $\dot{q}$          | W/m <sup>2</sup>                                    | Wärmestromdichte   |
| $Q$                | J   | Wärme (-menge)   |
| $\dot{Q}$          | W   | Wärmestrom   |
| $r$                | m   | Radius   |
| $R(\dots)$         | Ma.-%   | Siebrückstand bei Siebanalyse                                  |
| $R$                | K/W   | Wärmewiderstand, $R_\alpha$ , $R_\lambda$                      |
| $s$                | m   | Abstand, Gutsdicke (Trocknungsgut), Rohrdicke                  |
| $S$                | m <sup>2</sup>                                      | Oberfläche (da s in engl. surface, Gleichung aus Standardwerk) |
| $t$                | s   | Zeit   |
| $t$                | -   | Teilung (Rohrteilung bei Rohrbündel)                           |
| $t_K$              | s   | Kontaktzeit  |
| $T$                | K   | Temperatur   |
| $T_0$              | °C  | Temperatur des Trocknungsgutes vor Erwärmung                   |
| $T_1$              | °C  | Temperatur des Trocknungsgutes nach Erwärmung                  |
| $u$                | m/s   | (Gas-) geschwindigkeit   |
| $u_0$              | m/s   | (Leerrohr-)gasgeschwindigkeit                                  |
| $V$                | m <sup>3</sup>                                      | Volumen  |
| $\dot{V}$          | m <sup>3</sup> /s                                   | Volumenstrom   |
| $W$                | -   | Wassergehalt (auf feuchte Gesamtmasse bezogen)                 |
| $x$                | -   | Dampfanteil im Nassdampfgebiet von Wasserdampf                 |
| $X$                | -   | Feuchte (auf Trockenmasse bezogen)                             |
| $x, y$             | -   | Variablen, Koordinaten im kartesischen System                  |
| $y$                | g <sub>H<sub>2</sub>O</sub> /kg <sub>Luft, tr</sub> | Absolute Luftfeuchte   |
| $z$                | -   | Anzahl der Parameter in der Modellfunktion                     |
| $z$                | m   | Höhenkoordinate im Diffusionsmodell                            |
| $Z$                | -   | Trockensubstanzanteil (am Trocknungsgut)                       |

**Griechische Formelzeichen**

| <b>Symbol</b>           | <b>Maßeinheit</b>    | <b>Bedeutung</b>  |
|-------------------------|----------------------|---|
| $\alpha$                | W/(m <sup>2</sup> K) | Wärmeübergangskoeffizient   |
| $\gamma$                | J/m <sup>2</sup>     | Grenzflächenspannung  |
| $\Gamma$                | -                    | Verhältnis / Anteil (energetisch)   |
| $\delta$                | °                    | Delta, Winkel   |
| $\Delta$                | -                    | Delta, Differenz  |
| $\varepsilon$           | -                    | Porosität, Hohlraumvolumenanteil  |
| $\eta$                  | kg/(m s)             | dynamische Viskosität   |
| $\theta$                | °                    | Randwinkel (bei Benetzung Feststoff mit H <sub>2</sub> O-L)                   |
| $\vartheta$             | °C                   | Temperatur  |
| $\lambda$               | W/(m K)              | Wärmeleitfähigkeit  |
| $\Lambda$               | m                    | Effektive freie Weglänge der Gasmoleküle                                      |
| $\nu$                   | m <sup>2</sup> /s    | Kinematische Viskosität   |
| $\xi$                   | -                    | Dimensionslose Höhenkoordinate (in Richtung des kontinuierlichen Transportes) |
| $\rho$                  | kg/m <sup>3</sup>    | Dichte  |
| $\sigma$                | N/m                  | Oberflächenspannung   |
| $\tau$                  | s                    | Verweilzeit   |
| $\varphi$               | -                    | Sphärizität, reziproker Formfaktor  |
| $\varphi_D$             | -                    | Dampfdruckverhältnis (bei / durch Kapillarwirkung)                            |
| $\varphi_{\text{Form}}$ | -                    | Formfaktor  |
| $\omega$                | Ma-%                 | Massenanteil (bei Sieblinie)  |
| $\Omega$                | -                    | Omega-Zahl im Reh-Diagramm  |

**Indizes**

| <b>Symbol</b> | <b>Bedeutung</b>  |
|---------------|---|
| a             | außen   |
| A             | Austragspunkt, z.B. bei $u_A$   |
| Ab            | abgeführt, abgegeben, (meist bezogen auf Wärmeströme, im Unterschied zu "Zu") |
| abs           | Absolutwerte; dimensionsbehaftete Werte, vgl. rel.                            |
| Ads           | Adsorpt, adsorbierte Flüssigkeit  |
| Appr          | Approximation, Näherung, $\cong$  |
| atro          | absolut trocken   |
| Auf           | Aufgenommen (meist bezogen auf Wärmeströme, im Gegensatz zu "Ab")             |
| Aus           | (am) Austritt, austretend (aus dem System), (meist bezogen auf Stoffströme)   |
| äq            | äquivalent  |
| B             | Bindung   |

---

|          |   |
|----------|---|
| BD       | Brügendampf (im Unterschied zu: FD)   |
| BE       | Bindungsenthalpie   |
| benö     | benötigt  |
| Ber      | Berechnung, berechnete Werte (im Gegensatz zu experimentellen Werten)   |
| Bl       | Blasen  |
| Bil      | Bilanz..., (z.B. Bilanzvolumen)   |
| BK       | Braunkohle (weder feucht noch trocken - vgl. RFK und TBK)   |
| Br       | Breite  |
| cf       | „complete fluidization“, bezeichnet die visuell vollständige Fluidisierung eines stark polydispersen Partikelgemisches  |
| ch       | Charakteristisch(e)..., (z.B. Charakteristische Länge)  |
| D        | Dampf(förmige) Phase  |
| Da       | Dampf, (sowohl FD, als auch BD)   |
| DB       | Düsenboden  |
| diag     | diagonal  |
| Dim      | Dimensionierung   |
| Ein      | (am) Eintritt, eintretend, (meist bezogen auf Stoffströme)  |
| eq       | equivalent  |
| erf      | erforderlich  |
| Exp      | Experiment, experimentell (im Unterschied zu berechnet)   |
| Expa     | Expandierte (Wirbelschicht)   |
| FB       | Festbett (keine Expansion, keine Wirbelschicht)   |
| FD       | Fluidisierungsdampf (im Unterschied zu Brügendampf "BD")  |
| Flu      | Fluid, (meist Flüssigkeit)  |
| FM       | Fluidisierungsmedium (für Verdunstungstrocknung auch Trocknungsmedium) wird synonym mit TM (Trocknungsmedium) verwendet |
| Fö       | Förderung (i. S. v. Transport)  |
| FS       | Feststoff   |
| Gas      | Gas   |
| GAB      | GAB-Desorptionsmodell   |
| GG       | (hygroskopisches) Gleichgewicht   |
| ges      | gesamt  |
| gk       | gaskonvektiv  |
| hor      | horizontal  |
| HD       | Heizdampf   |
| HR       | Heizrohr oder Hohlraum  |
| H2O      | Wasser  |
| i        | innen   |
| i        | Laufvariable  |
| Kap      | Kapillare   |
| Kond     | Kondensation  |
| K1... K4 | Geldart-Klasse, (1 = kleine Partikelklasse, 4 = große Partikelklasse)   |

---

|        |  |
|--------|--|
| L      | Lockerung, (am Lockerungspunkt, z.B. $u_L$ )   |
| lam    | Laminar(e) Strömung  |
| LR     | Leerrohr (Wirbelschichtbehälter ohne Einbauten)                                      |
| LP     | Lockerungspunkt  |
| Martin | Martin(-durchmesser)   |
| max    | Maximalwert  |
| mb     | minimum bubbling (Mindestgasgeschwindigkeit für die Blasenbildung)                   |
| Men    | Meniskus (der gekrümmten Flüssigkeitsoberfläche)                                     |
| Mess   | Messgröße  |
| mf     | Minimalfluidisierung, auch: minimum fluidization                                     |
| Mi     | (arithmetischer) Mittelwert, auch $a_{Mi}$   |
| min    | minimal, Mindest-  |
| mono   | Monolage der (Wasser-)moleküle direkt an der Feststoffoberfläche                     |
| nachK  | Nach der Kondensationsphase  |
| NVD    | Nachverdampfung  |
| o      | oben / obere   |
| opt    | optimal / optimiert  |
| P      | Partikel   |
| pk     | partikelkonvektiv (im Gegensatz zu $gk$ )  |
| R      | Rohr   |
| R,a    | Rohr, außen: (für Rohraußendurchmesser)  |
| R,i    | Rohr, innen: (für Rohrinne Durchmesser)  |
| RB     | Rohrbündel   |
| res    | resultierend   |
| Sat    | Sattdampfzustand (auch von saturated steam)  |
| Sch    | Schütt...; z.B. Schüttdichte   |
| sv     | surface-volume (gebräuchlicher, engl. Index bei Sauterdurchmesser)                   |
| TA     | Trockner-Anlage <sup>1</sup> , d.h. DDWT-Trockner (im Unterschied zu Tr - Trocknung) |
| TAM    | Trockneranlagenmantel(-fläche)   |
| TBK    | Trockenbraunkohle  |
| TG     | Trocknungsgut (im Unterschied zu Trocknungsmedium: TM)                               |
| th     | thermisch  |
| tr     | trocken  |
| Tr     | Trocknung (nicht: Trockner; dort Kürzel TA verwendet)                                |
| TS     | Trockensubstanz; wasserfreie Feststoffsubstanz                                       |

---

<sup>1</sup> Es wurde dieser Begriff gewählt, da der Begriff Trockner zu dem uneindeutigen Kürzel Tr führt.

---

|       |   |
|-------|---|
| turb  | turbulent(e) Strömung   |
| u     | unten / untere (im Gegensatz zu o)  |
| Ü, ÜH | Überhitzung   |
| v     | vertikal  |
| v     | vor... (bezogen auf einen Vorgang, im Gegensatz zu n: nach)                       |
| VZ    | Verweil(-zeit)  |
| V     | Verdampfung bei $\Delta h_v$  |
| vork  | Vor der (Dampf-)Kondensation; im Gegensatz zu „nachK“                             |
| W     | Wasser, meist jedoch mit H <sub>2</sub> O bezeichnet                              |
| Wa    | Wand  |
| waf   | wasser- und aschefrei   |
| WD    | Wasserdampf   |
| WS    | Wirbelschicht   |
| Zu    | zugeführt (meist bezogen auf Wärmeströme, im Unterschied zu Ab )                  |
| ZR    | Zwischenrohr  |
| ZR,m  | Maximale Zwischenrohrgasgeschwindigkeit bei $u_{ZR,m}$                            |
| 0     | Anfangswert; Zeitpunkt $t = 0$ s, d.h. vor Trocknung bzw. zu Beginn der Trocknung |
| 01    | Übergang vom nullten in den ersten Trocknungsabschnitt                            |
| 12    | Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt                            |
| 32    | Sauter(-durchmesser)  |

### Griechische Indizes

| Symbol | Bedeutung |
|--------|-----------|
|--------|-----------|

---

|           |                              |
|-----------|------------------------------|
| $\alpha$  | Den Wärmeübergang betreffend |
| $\lambda$ | Die Wärmeleitung betreffend  |

## Abkürzungsverzeichnis

| Abkürzung | Bedeutung  |
|-----------|--|
| abs       | absolut  |
| (A)DWT    | (Atmosphärische) Dampfwirbelschicht-Trocknung                    |
| BTU       | Brandenburgische Technische Universität                          |
| DB        | Düsenboden   |
| DDWT      | (Druckaufgeladene) Dampfwirbelschicht-Trocknung                  |
| DWVT      | Druck-Wirbelschicht-Verdampfungs-Trocknung (Synonym DDWT)        |
| EBil      | Energiebilanz  |
| FA        | Feuchteanalysator (Messgerät MG1)                                |
| GTVA      | Großtechnische Versuchsanlage                                    |
| HD        | Heizdampf  |
| k-Wert    | Wärmedurchgangskoeffizient (in anderen Fachgebieten auch u-Wert) |
| MIBRAG    | Mitteldeutsche Braunkohlengesellschaft mbH                       |
| MG        | Messgerät (siehe Tabelle 15, S. 67)                              |
| ND        | Niederdruck  |
| NDV       | Niederdruckvorwärmer   |
| NVD       | Nachverdampfung  |
| PSFBD     | pressurized steam fluidized bed drying (siehe DDWT)              |
| RBK       | Rohbraunkohle  |
| RFK       | Rohfeinkohle (feucht und gemahlen)                               |
| RRSB      | RRSB-Verteilung nach Rosin, Rammler, Sperling und Bennet         |
| RTD       | residence time distribution (Verweilzeitverteilung, siehe VZV)   |
| RWE       | RWE AG   |
| SR        | Staubrückführung   |
| TA        | Trocknungsabschnitt  |
| TBK       | Trockenbraunkohle (mit hygroskopischem Restwassergehalt)         |
| THFL      | Tauchheizfläche  |
| VE-M      | Vattenfall Europe Mining AG                                      |
| VP        | Versuchspunkt, (Validierungspunkt)                               |
| VZV       | Verweilzeitverteilung  |
| WP        | Wendepunkt (der Sigmoidfunktion M3.1 oder M3.2)                  |
| WPT       | Wendepunktstangente  |
| WS        | Wirbelschicht  |
| WST       | Wirbelschichttrocknung   |
| WTA       | Wirbelschichttrocknung mit interner Abwärmenutzung               |
| WÜ        | Wärmeübergang  |
| WVL       | Wasserverdampfungsleistung                                       |



# 1 Einleitung

## 1.1 Aktuelle energiewirtschaftliche Bedeutung der Braunkohle

Braunkohle hat durch den geplanten Ausstieg aus der Atomenergie bis zum Jahr 2020 einen hohen Stellenwert für die Energieversorgung in Deutschland, im Besonderen zur Abdeckung der Grundlast<sup>2</sup> und zur Sicherung der Netzstabilität. Mit einem gewinnbaren Vorkommen von ca. 40 Mrd. Tonnen könnte die Energieversorgung theoretisch für ca. weitere 200 Jahre<sup>3</sup> über Braunkohle abgedeckt werden [71]. Darüber hinaus trägt dieser einheimische Energieträger bis zur erstrebten überwiegenden<sup>4</sup> Umstellung auf Elektroenergie aus Erneuerbaren Energien erheblich zur Verringerung der energiewirtschaftlichen Abhängigkeit Deutschlands bei. Deutschland muss als hochentwickelte Industrienation den Großteil der benötigten Energierohstoffe importieren [13]. Die Ausgaben für Energierohstoffe waren im Jahr 2013 mit 99,4 Mrd. der größte Anteil aller Ausgaben für importierte Güter [13]. Mit einem Fördervolumen von ca. 175<sup>5</sup> Mio. Tonnen jährlich, fördert Deutschland weltweit die größte Menge an Braunkohle [83]. Die Förderkosten betragen je nach Tagebau ca. 7 bis 15 €/t [12].

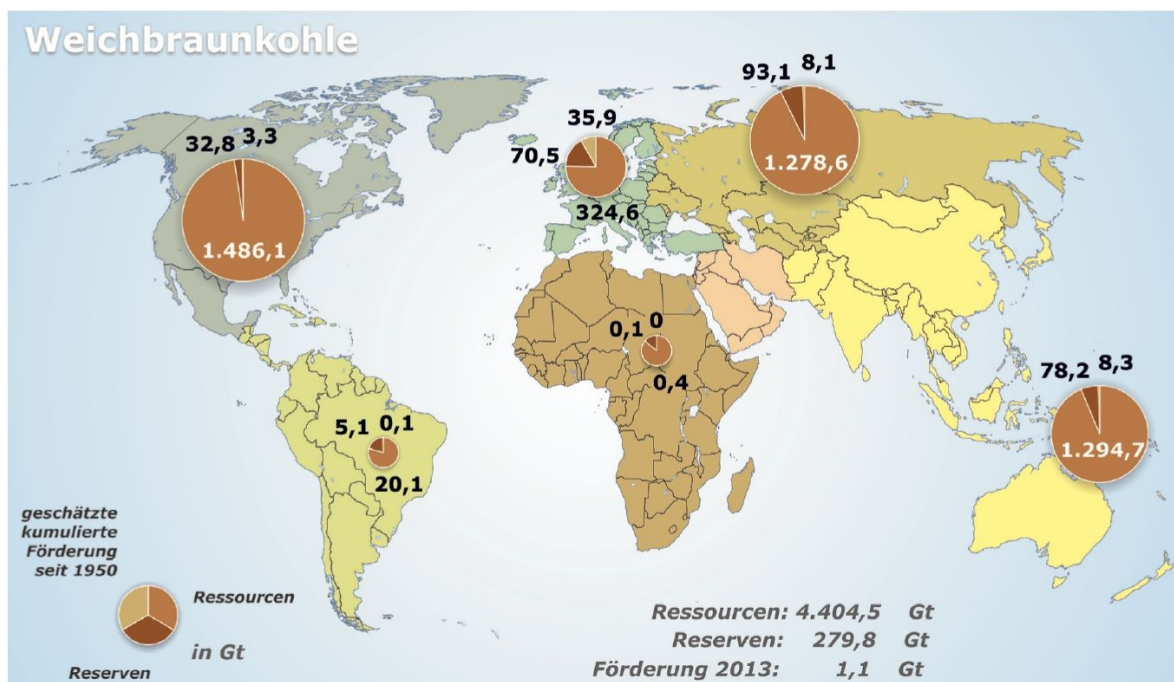


Abbildung 1: Globale Ressourcen, Reserven und Förderung von Weichbraunkohlen, (2014) [13]

<sup>2</sup> Ständig im Stromnetz vorhandener konstanter Elektroenergiebedarf, der ohne Speicher nicht durch in der Leistung stark schwankende Energieformen wie Wind- oder Solarenergie gedeckt werden kann.

<sup>3</sup> Bei angenommener gleicher Nutzungsmenge.

<sup>4</sup> Zielstellung: 55 bis 60% bis 2035 [15] (Absatz „Klimaschutz“), 80 bis 95% bis 2050 [15] (Absatz „Klimaschutz“), gesetzliche Zielsetzung in [38] §1 Abs.2 EEG 2017, 40 bis 45% bis 2025

<sup>5</sup> (2014): 178 Mio. Tonnen [24]

Die folgende Abbildung<sup>6</sup> veranschaulicht die aktuell noch hohe Bedeutung der Braunkohle für die Stromerzeugung in Deutschland, speziell unter Beachtung der bis 2022 entfallenden Kernenergie. Sehr deutlich ist auch die Energiewende erkennbar (siehe Energieform "EE" im linken Diagramm bzw. Jahre "2014" und "2015" im rechten Diagramm).

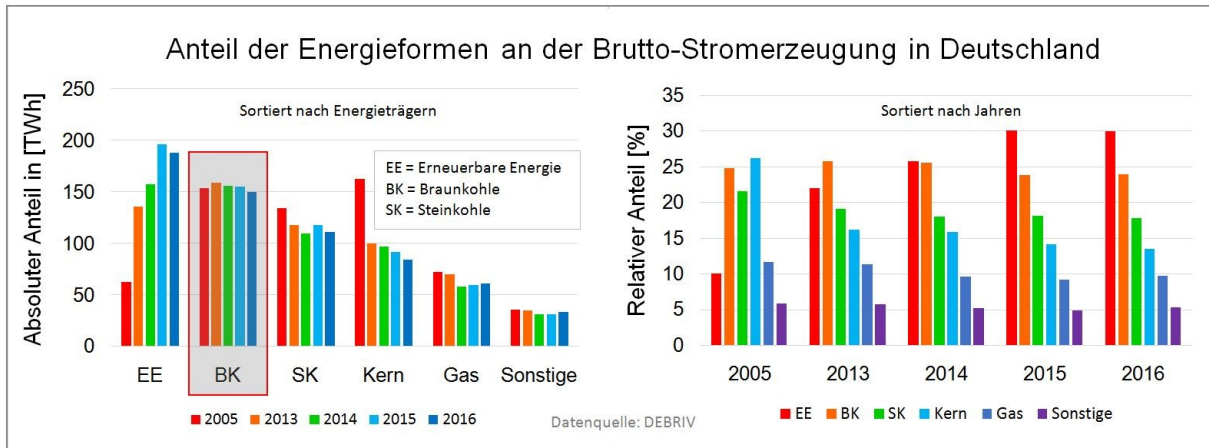


Abbildung 2: In Deutschland eingesetzte Energieträger zur Wandlung in Elektronenergie [22], [23], [24], [25]

## 1.2 Bedeutung der Trocknung für die energieeffiziente Nutzbarkeit der Braunkohle

Grubenfeuchte Braunkohle mit einem Wassergehalt von 50 bis 60% hat einen Heizwert von 8 bis 12 MJ/kg. Aufgrund der geringen Energiedichte ist es wirtschaftlich nicht sinnvoll, Rohbraunkohle über weitere Strecken zu transportieren [71]. Durch die Trocknung lässt sich der Heizwert auf ca. 18 bis 22 MJ/kg und somit auch die Energiedichte steigern. Durch verfahrenstechnische Prozesse kann der getrocknete Energieträger Braunkohle in andere feste, flüssige und/oder gasförmige Produkte umgewandelt werden. Für jeden Kohleveredelungsprozess ist die Trocknung eine wichtige Voraussetzung [61].

Tabelle 1: Vergleich der Energiedichte von Roh- und Trockenbraunkohle mit anderen fossilen Energieträgern [148]

| Energieträger                        | Heizwert [MJ/kg] bzw. Energiedichte |
|--------------------------------------|-------------------------------------|
| Rohbraunkohle                        | ≈ 9                                 |
| Trockenbraunkohle, mit W = 8 bis 12% | ≈ 18                                |
| Steinkohle                           | ≈ 30                                |
| Erdöl (roh)                          | ≈ 42                                |
| Flüssiggas                           | ≈ 46                                |

<sup>6</sup> Daten sind der Literatur [22] (2014), [23] (2015), [24] (2016), [25] (2017) entnommen. Deren Datenquelle ist die Arbeitsgemeinschaft Energiebilanzen e.V., z.T. geschätzt

Perspektivisch wird die Braunkohle in Deutschland wahrscheinlich immer weniger als Brennstoff, sondern eher als Grundstoff eingesetzt werden. Aufgrund der jahrzehntelangen Forschung verfügt der Standort Deutschland hier über einen deutlichen Technologievorsprung. Zahlreiche Patente bis hin zum Nobelpreis<sup>7</sup> sind in Deutschland auf dem Gebiet der Kohleforschung erzielt worden.

### 1.3 Ausgangssituation und Zielsetzung

#### Ausgangssituation

Im Rahmen des ersten Forschungsprojektes zur Druckaufgeladenen Dampfwirbelschicht-trocknung (DDWT) in den Jahren 2002 bis 2006 wurde an der Universität Cottbus-Senftenberg eine DDWT-Versuchsanlage errichtet (siehe Abschlussbericht [74]). Diese Anlage wies zunächst eine deutliche thermische Überdimensionierung auf, weshalb die Tauchheizfläche erheblich auf 61% [74] verkleinert wurde.

Wesentlicher Grund für diese thermische Überdimensionierung war die fehlende Auslegunggrundlage für einen solchen Druckaufgeladenen Dampfwirbelschichttrockner für polydisperse Braunkohle mit Beheizung über ein Rohrbündel, in welchem Dampf im horizontalen Innenrohr kondensiert.

1989 erstellte das Orgreb-Institut eine Dokumentation [107] zu in der DDR existierenden DWT-Versuchstrocknern. Höhne publizierte im Jahr 2012 im Rahmen seiner Dissertation [61] wesentliche Erkenntnisse zum Einfluss des Druckes auf die Trocknung von Braunkohle in Wasserdampf, der zeitliche Trocknungsverlauf in der Wirbelschicht wurde dabei jedoch nicht betrachtet: „Offen geblieben ist [...] der wissenschaftlich exakte Einfluss des Drucks auf den Trocknungsverlauf.“ [61]. Dieser wertvolle Kommentar im Ausblick der Arbeit [61] war ein wesentlicher Ansatzpunkt zur Erstellung dieser Arbeit.

Lechner [83] modifizierte im Jahr 2012 die Theorie zum („äußeren“<sup>8</sup>) Wärmeübergang, d.h. vom Rohrbündel in die Wirbelschicht und legte somit einen weiteren wesentlichen Grundstein für die Modellierung des Gesamtprozesses.

Im Forschungsvorhaben DDWT-GROP [76] wurde ergänzend von Merzsch die Theorie zum („inneren“) Wärmeübergang bei der Dampfkondensation im horizontalen Innenrohr untersucht und überarbeitet. Die Veröffentlichung einer neuen Theorie steht bevor.

---

<sup>7</sup> Friedrich Carl Rudolf Bergius und Carl Bosch, Chemie-Nobelpreis (1931), Gebiet Hochdruckchemie

<sup>8</sup> Im Gegensatz zum „inneren“ Wärmeübergang, (im Heizrohr) bei Kondensation des Heizdampfes.

### **Zielsetzung der Arbeit**

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit sollen wesentliche Wissenslücken in der Modellierung des Gesamtprozesses geschlossen werden und die bestehenden Erkenntnisse und Submodelle in ein zu entwickelndes Gesamtmodell zur Auslegung eines DDWT-Trockners eingebunden werden. Dies erfordert für die jeweiligen Teilprozesse geeignete Berechnungsmodelle zu entwickeln bzw. bestehende Modelle zu modifizieren und sie an die Anfangsbedingungen und Randbedingungen für den vorliegenden Spezialfall anzupassen. Weiterhin ist es erforderlich, die einzelnen Modellgleichungen durch geeignete Schnittstellen zu einem Gesamtmodell zu verbinden und eine geeignete Modellarchitektur zu entwickeln, welche in der Lage ist die Teilprozesse hinsichtlich der notwendigen Berechnungsabfolge abzubilden. Kernstück ist die Entwicklung eines Modells zur Beschreibung des zeitlichen Trocknungsverlaufes unter Berücksichtigung des Trocknungsdruckes auf Basis der Energiebilanzen unter Anbindung und Anwendung der Submodelle zur Gleichgewichtsfeuchte und Nachverdampfung von Höhne [61] sowie zum Wärmeübergang vom Rohrbündel in die Wirbelschicht nach Lechner [83].

Die folgenden physikalischen Effekte sollen im Gesamt-Modell Berücksichtigung finden:

- (1) Charakteristik der speziellen Trocknungskinetik eines polydispersen Gutes
- (2) Kondensationsphase (bedingt durch die notwendige Erwärmung auf Siedetemperatur)
- (3) Trocknung nach dem Verdampfungsprinzip
- (4) Ausbildung einer zeitunabhängigen Gleichgewichtsfeuchte
- (5) entstehende Verweilzeitverteilung am Austrag des Trockners durch die Überlagerung von kontinuierlicher Transportbewegung und wirbelschichtbedingter Durchmischung
- (6) Nachverdampfung in Folge des Druckabfalles bei Austritt des Trocknungsgutes aus dem Drucktrockner

Eine dynamische Modellierung des Trocknungsprozesses, d.h. ein diskontinuierlicher Betrieb, sowie das Sprungantwortverhalten des Trockners durch Veränderung der Systemparameter während der Trocknung werden im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt.

## 1.4 Zur Gliederung der vorliegenden Arbeit

Im folgenden **Kapitel 2** wird der aktuelle Stand des Wissens auf den Gebieten der Trocknung und der Wirbelschicht dargelegt. Im **Kapitel 3** erfolgt die Charakterisierung des Trocknungsgutes Braunkohle und des Trocknungsmediums. **Kapitel 4** enthält grundlegende Betrachtungen zum Trocknungsvorgang im einzelnen Kohlekorn.

**Kapitel 5** enthält die Generierung der experimentellen Daten und den Vergleich der empirischen Modelle sowie die mathematische Entwicklung und Optimierung zu Modell M3.2. Der Abschnitt 5.1 legt zunächst die methodische Vorgehensweise dar. Zwischenergebnis von Kapitel 5 ist das Vorzugsmodell M3.1 (siehe Gleichung 50 auf Seite 93). Ergebnis von Kapitel 5 ist das optimierte Modell M3.2 (siehe Gleichung 56 auf Seite 96).

**Kapitel 6** enthält die Aufstellung der Energiebilanzen, die in das genannte Modell M3.2 eingesetzt werden. Der Trocknungsgradient wird aus der Energiebilanz generiert und mit den weiteren physikalischen Größen in das Modell eingesetzt. Ergebnis ist Modell M3.5 (siehe Gleichung 95 auf Seite 116). Für industrielle Auslegungszwecke wird eine vereinfachte Variante der Gleichung M3.5 (siehe Gleichung 97 auf Seite 117: Modell M3.6) vorgestellt, der einige Vernachlässigungen zu Grunde liegen.

In **Kapitel 7** wird das Gesamtmodell zur Trocknerdimensionierung entwickelt. Dafür werden fünf Submodelle verwendet. Das zuvor in Kapitel 6 entwickelte Modell M3.5 zur Berechnung des Trocknungsverlaufes ist dabei das Submodell Nr. 3 und bildet das Kernstück des Gesamtmodells. Innerhalb des Trocknungsmodells werden zwei weitere Teilmodelle aus den Vorarbeiten (Dissertationen) von Höhne [61] und Lechner [83] eingebunden. Abbildung 76 auf Seite 122 veranschaulicht dies; siehe Submodelle 3f und 3h.

Anhand experimenteller Daten wird das Gesamtmodell (TRAM) validiert und anschließend erfolgt eine Parameterstudie mit diesem Modell. Sechs entscheidende Parameter werden mit jeweils sechs diskreten Werten variiert. Aus dem Ergebnisdiagramm werden jeweils Empfehlungen für die Auslegung und den Betrieb der Anlage abgeleitet.

## 2 Entwicklungsstand zur Trocknung von Braunkohlen

### 2.1 Grundlagen der Trocknung

#### 2.1.1 Definition von Verdunstung und Verdampfung

Unter der Trocknung einer Feststoffmatrix versteht man den Entzug, der im Feststoff eingelagerten Flüssigkeit durch Verdunsten oder Verdampfen. Wird das Wasser hingegen in flüssiger Form entfernt, wird dies als Entwässerung bezeichnet. [61] Bei der Verdunstung treten Wärme- und Stoffaustausch synchron auf. Von der Luft, die die Flüssigkeitsoberfläche umgibt, wird Wärme auf die verdunstende Flüssigkeit übertragen und diese wird als Wasserdampf von der Luft aufgenommen. Dieser Vorgang wird als Diffusion bezeichnet [72], [105]. Der Phasenwechsel von flüssig zu gasförmig erfolgt bei der Verdunstung aufgrund eines Konzentrationsunterschiedes, der ein Partialdruckgefälle zwischen Flüssigkeitsspiegel und feuchter Luft zur Folge hat. Aufgrund dieser Tatsache läuft der Vorgang nur bis zur Sättigung der Luft ab. Die für den Phasenwechsel benötigte Energie wird dabei der Umgebung entzogen, bis die Kühlgrenztemperatur erreicht ist (siehe h,y-Diagramm: Abbildung 37, Seite 50). Bei der Verdampfung hingegen erfolgt der Phasenwechsel aufgrund der Wärmezufuhr in das Wassermolekül, welches beim Erreichen der Siedetemperatur in den gasförmigen Zustand übergeht. Bedingt durch die enorme Änderung der Stoffeigenschaften, speziell des spezifischen Volumens, strömt der Wasserdampf aus dem Korn, unabhängig davon, ob das das Korn umgebende Medium z.B. Luft bereits gesättigt ist. Die Verdampfung tritt dann auf, wenn die Temperatur an dem betrachteten Ort höher ist, als die Siedetemperatur des Wassers abhängig von dem herrschenden Druck (siehe auch T,s-Diagramm: Abbildung 71, Seite 103).

#### 2.1.2 Trocknungsverlauf, Trocknungsablauf

Zur Beschreibung des Trocknungsverlaufes werden im Wesentlichen zwei Darstellungen genutzt. Zum einen wird die Entwicklung der Feuchte (oder des Wassergehaltes) über der Zeit dargestellt, zum anderen wird der aus dieser Darstellung hervorgehende Gradient (die Trocknungsgeschwindigkeit) über der Gutsfeuchte aufgetragen. Die Feuchte ist das Verhältnis der Masse an Wasser zur Masse an Trockensubstanz:

$$X = \frac{m_{H_2O}}{m_{TS}}$$

Gleichung 1: Zur Berechnung der Feuchte X des Trocknungsgutes

Im Allgemeinen lässt sich der Trocknungsverlauf in mehrere Abschnitte unterteilen. Nach der klassischen Trocknungstheorie nach Krischer [79] treten 2 oder 3 Trocknungsabschnitte auf.

Abhängig von dem gewählten Trocknungsgut existiert ggf. eine Gleichgewichtsfeuchte  $X_{GG}$ . Diese hygroskopischen Eigenschaften des Trocknungsgutes bestimmen, ob und in welcher Ausprägung ein dritter Trocknungsabschnitt existiert siehe Abbildung 3 vergleiche Symbol „Karo“ mit „Quadrat“ und „Stern“. Bei dem Verfahren der Verdampfungstrocknung kann je nach gewählten Prozessparametern ein „nullter“ Trocknungsabschnitt auftreten.

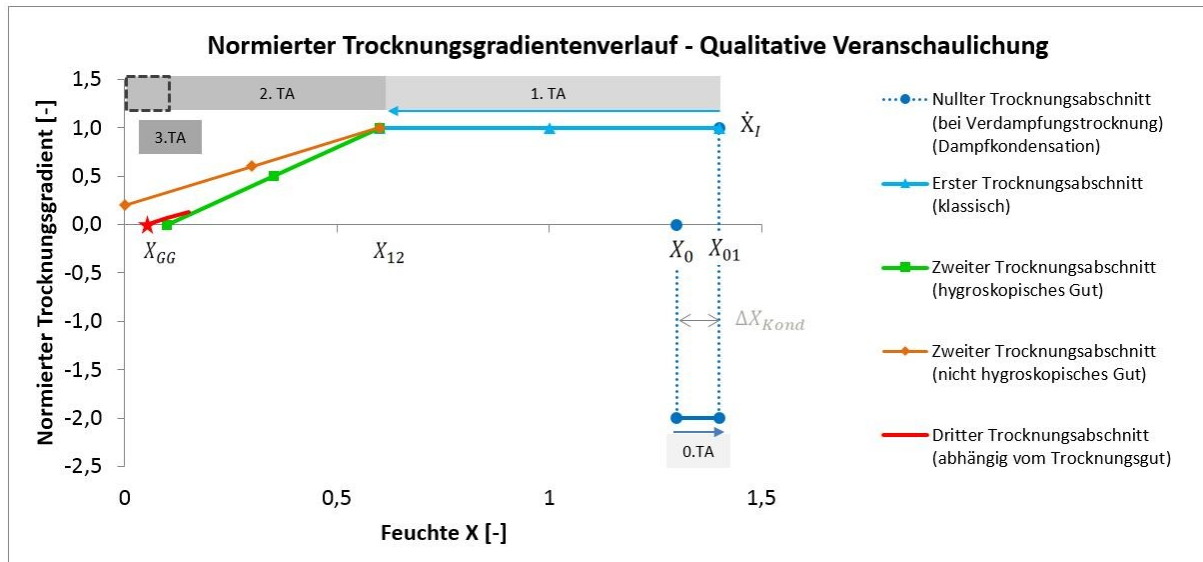


Abbildung 3: Qualitativer Verlauf des normierten Trocknungsgradienten während der Trocknung, nach [61]

Die nachfolgende Abbildung veranschaulicht schematisch den zeitlichen Verlauf der Gutsfeuchte  $X$  während der Trocknung.

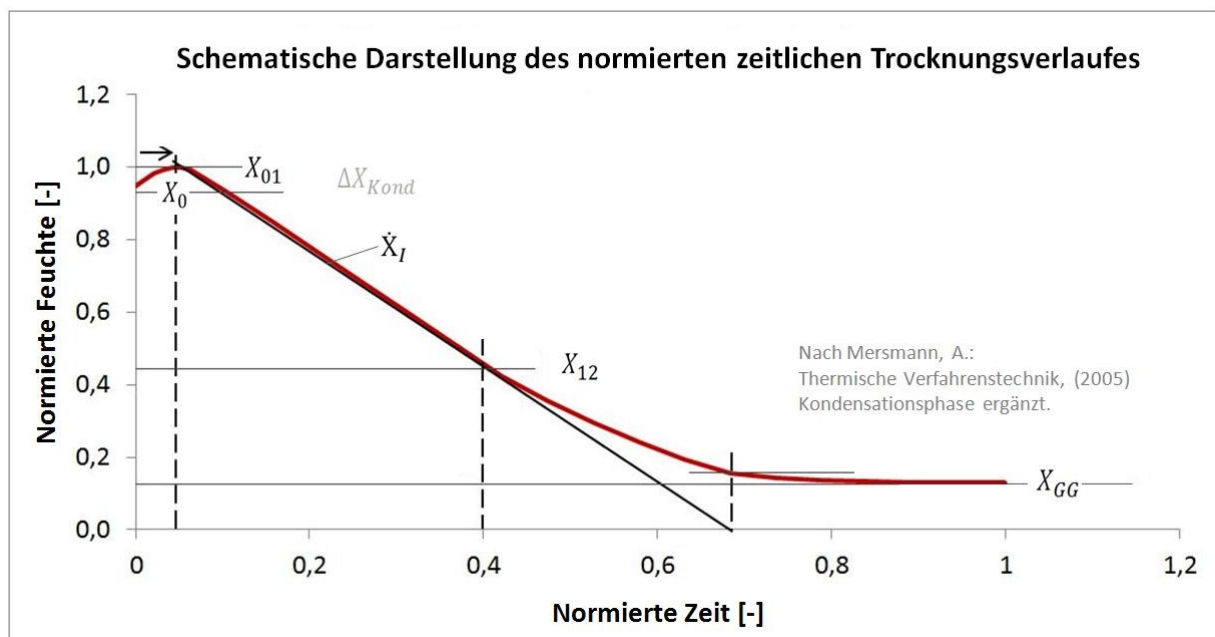


Abbildung 4: Schematische Darstellung des zeitlichen Trocknungsverlaufes Braunkohle, nach [92]

Die Bezugsgröße der Normierung des Trocknungsgradienten (siehe Abbildung 3) ist der Gradient des ersten Trocknungsabschnittes:

$$\frac{\dot{X}}{\dot{X}_I} = \frac{dX/dt}{(dX/dt)_I}$$

**Gleichung 2: Definition des normierten Trocknungsgradienten**

Der nullte Trocknungsabschnitt, d.h. die Phase der Befeuchtung während der Dampfkondensation am (noch) unterkühlten Kohlekorn ist in Abbildung 4 zeitlich etwas gestreckt dargestellt. Aufgrund der sehr hohen Wärmeübergangskoeffizienten bei der Dampfkondensation läuft dieser Vorgang jedoch sehr schnell ab. Dies wird im folgenden Abschnitt näher erläutert.

### 2.1.3 Trocknungsabschnitte

#### 2.1.3.1 Nullter Trocknungsabschnitt

Im Rahmen dieser Arbeit wird speziell das Verfahren der Dampf-Wirbelschicht-Trocknung betrachtet. Eine besondere Erscheinung bei diesem Prozesses ist die vor dem Beginn der eigentlichen Trocknung<sup>9</sup> anfänglich auftretende zusätzliche Befeuchtung. Dieses Phänomen wird nach Martin [89] als „nullter Trocknungsabschnitt“ bezeichnet. Wird unterkühltes Trocknungsgut in den Dampftrockner eingetragen, kondensiert der Dampf zunächst am Partikel. Untersuchungen von Machnow [87], [88] haben ergeben, dass dieser Vorgang sehr schnell, d.h. in einer Zeit von ein bis drei Sekunden, abläuft (siehe Abbildung 133, Seite 217). Die Menge an Kondensationsfeuchte hängt dabei von der zu überwindenden Temperaturdifferenz des Trocknungsgutes und der Wärmekapazität des noch unterkühlten Trocknungsgutes ab. Die Berechnung der Feuchteänderung in Folge der Dampfkondensation erfolgt im Abschnitt zur energetischen Bilanzierung des Trocknungsprozesses (Abschnitt 6.2.3 auf Seite 110).

---

<sup>9</sup> Im Sinne der Reduzierung der Feuchte

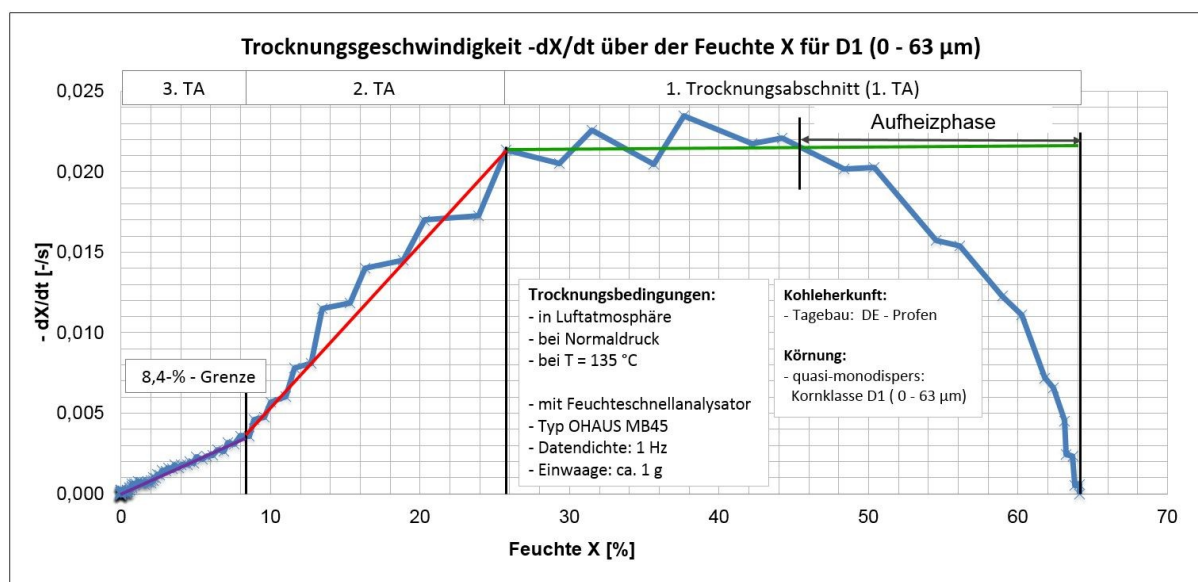


### 2.1.3.2 Erster Trocknungsabschnitt

Im ersten Trocknungsabschnitt liegt Wasser an der Oberfläche des Gutes vor und die wassergefüllten Poren liefern ständig so viel Wasser nach, wie verdunstet bzw. verdampft werden kann. Infolge dessen ist die Trocknungsgeschwindigkeit  $-dX/dt$  in diesem Abschnitt näherungsweise konstant. Dies ist charakteristisch für den ersten Trocknungsabschnitt.

Bei der Trocknung von polydisperser Braunkohle mit einer Körnung von 0 bis 6,3 mm weisen sehr große Körner einen sehr kurzen ersten Trocknungsabschnitt auf, da ein großer Anteil des Wassers im Korn eingelagert ist und nur ein geringer Teil als Oberflächenwasser vorliegt. Der sehr hohe Partikelgrößenunterschied bringt einen entsprechend großen Unterschied bezüglich des Verhältnisses von äußerer Oberfläche zu Volumen mit sich, was zu unterschiedlich hohen Trocknungsgeschwindigkeiten führt. Dies wird im Rahmen der experimentellen Untersuchungen analysiert (Abschnitt 5.2 ab Seite 67).

In der folgenden Abbildung ist beispielhaft ein experimentell erfasster Trocknungsverlauf für Braunkohlepartikel der Größe 0 bis 63  $\mu\text{m}$  dargestellt. Nach der Aufheizphase lässt sich näherungsweise ein Abschnitt mit konstanter Trocknungsgeschwindigkeit erkennen. Da es sich hier um eine nahezu monodisperse Körnung handelt, ist eine gute Übereinstimmung mit dem Trocknungsverlauf nach Theorie für monodisperses Gut (hier ohne Kondensationsphase) erkennbar (vergleiche vorherige Abbildung).



**Abbildung 5: Beispielhafter experimentell ermittelter Trocknungsverlauf für Braunkohle; Kornklasse 0 bis 63  $\mu\text{m}$**

Für die Verdampfungstrocknung lässt sich die Trocknungsgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt aus der Energiebilanz berechnen. Diese wird in Abschnitt 6.2.4 ab Seite 111 dargestellt.

### 2.1.3.3 Die Knickpunktskurve zwischen erstem und zweitem Trocknungsabschnitt

Der Wert der Feuchte  $X_{12}$ , bei welchem der Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt erfolgt, hängt vom Trocknungsgut und den äußeren Trocknungsbedingungen ab. Werden die Trocknungsbedingungen so gewählt, dass das Trocknungsgut nur langsam austrocknet, z.B. durch einen sehr geringen Stoffstrom des Trocknungsmediums oder durch das Trocknen mit nahezu gesättigter Luft verschiebt sich die Lage der ersten kritischen Gutsfeuchte (auch erste Knickpunktsfeuchte) nach links im Diagramm (siehe Abbildung 4). Der Grund hierfür ist, dass das Trocknungsgut den geringeren Wassermassenstrom länger aufrechterhalten kann und ausreichend Kapillarwasser an die Oberfläche transportiert werden kann. Der Verlauf, der sich aus den Knickpunkten ergibt, wird nach Krischer [79] als Knickpunktskurve bezeichnet.

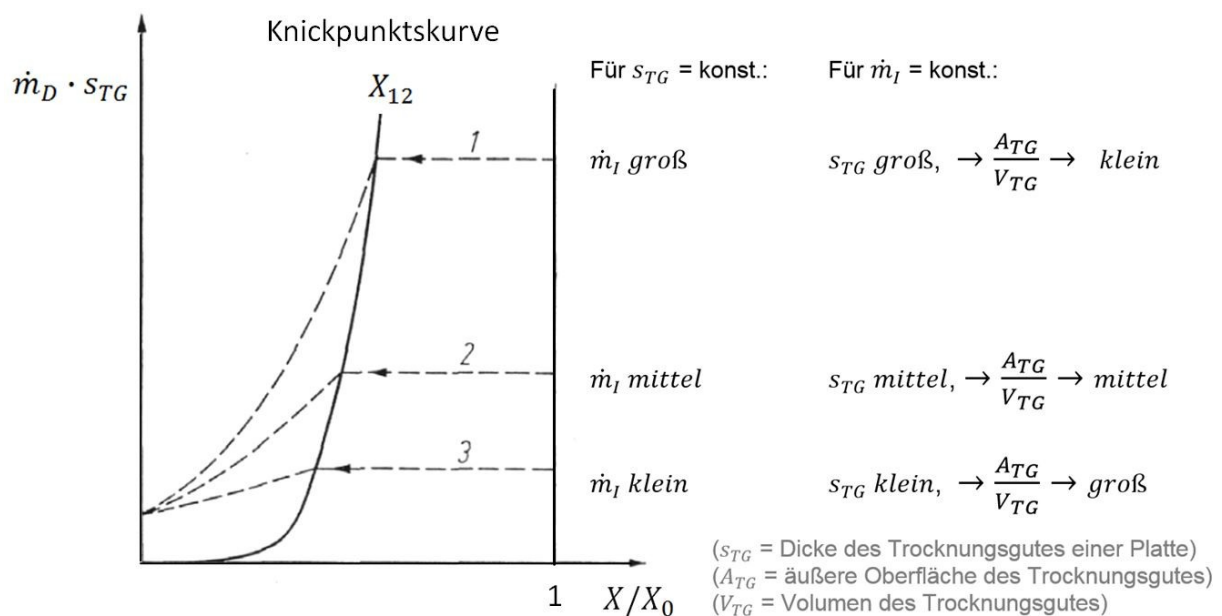


Abbildung 6: Knickpunktskurve zwischen erstem und zweitem Trocknungsabschnitt, Synthese aus [79] und [92]

Mit folgender Gleichung lässt sich die Lage der Knickpunktsfeuchte abhängig vom Massenstrom, der Gutsdicke, den Porenradien und den Stoffwerten von Wasser berechnen.

$$\dot{m} \cdot s_{TG} = \frac{C_2}{1 - \frac{X_{12}}{X_0}} = \frac{\sigma_{H_2O}}{4 \cdot \eta_{H_2O}} \cdot \left( \frac{1}{r_{Po,1}} - \frac{1}{r_{Po,2}} \right) \cdot r_{Po,1}^4 \cdot \pi \cdot \rho_{H_2O}$$

Gleichung 3: Zur Beschreibung der Lage der Knickpunktsfeuchte für eine Modellstoff mit 2 Porenradien [129]

Die vollständige Herleitung dieser Gleichung findet sich im Werk von Telljohann [129], diese verweist auf Krischer [79].

### 2.1.3.4 Zweiter Trocknungsabschnitt

Wenn das Oberflächenwasser vollständig verdunstet bzw. verdampft ist und von den Poren weniger Wasser an die Oberfläche geliefert wird, als nach den Gesetzen von Wärme- und Stofftransport verdunsten bzw. verdampfen könnte, sinkt der Trocknungsspiegel in das Kapillarinere ab. Die Wärme muss zunehmend durch Wärmeleitung ins Korninnere transportiert werden. Die Wärmeleitfähigkeit der Kohle sinkt jedoch mit abnehmendem Wassergehalt immer weiter ab. Die Trocknungsgeschwindigkeit  $-dX/dt$  nimmt immer weiter ab [16], da Strömungswege immer länger werdenden. Durch die immer kleiner werdenden Kapillardurchmesser steigt zudem der Strömungswiderstand aus dem Kohlekorn ständig weiter an.

Der Stofftransport verläuft im zweiten Trocknungsabschnitt nach dem zweiten Fickschen Gesetz.

$$\frac{\partial c_{H_2O}}{\partial t} = D \cdot \left( \frac{\partial^2 c_{H_2O}}{\partial x^2} \right)$$

**Gleichung 4: Zweites Ficksches Gesetz zur Berechnung des Stoffüberganges im zweiten Trocknungsabschnitt [2]**

Aus der analytischen Lösung der Differentialgleichung angewendet auf ein sphärisches Partikel folgt nach Crank [20] und Zhonghua [147]:

$$-\frac{dX}{dt} = D_{H_2O(G)}^{in\ Luft} \cdot \left( \frac{\pi}{0,5 \cdot d_p} \right)^2 \cdot (X(t) - X_{GG})^n$$

**Gleichung 5: Zur Berechnung von  $-dX/dt$  im zweiten Trocknungsabschnitt speziell für ein sphärisches Partikel [20]**

Der Diffusionskoeffizient von Wasserdampf in Luft berechnet sich nach Schirmer [121] wie folgt:

$$D = 2,26 \cdot 10^{-5} \frac{N}{s} \left( \frac{T}{273,15K} \right)^{1,81} \cdot \frac{1}{p} \quad \text{Gültigkeitsbereich: } 20^\circ\text{C} < T < 90^\circ\text{C, } T \text{ in K, } p \text{ in bar}$$

**Gleichung 6: Zur Berechnung des Diffusionskoeffizienten von Wasserdampf in Luft [121]**

Mit  $n = 1$ , bei Crank [20] und Zhonghua [147], - Kowalski [73] und Szafran [126] verwenden  $n \neq 1$ . Dabei führt ein  $n < 1$  zu einer konvexen Krümmung und ein  $n > 1$  zu einem konkaven Verlauf. Durch das Wirken der Kapillarkräfte tendieren die Werte für  $n$  laut Theorie jedoch eher zu  $n$  kleiner eins, d.h. zu einer konvexen Krümmung. (Vergleiche vorherige Abbildung 5, speziell dann, wenn die dort optisch frei gewählte Knickpunktsfeuchte  $X_{12} > 30\%$  angesetzt wird.) Nach Krischer [79] erhöhen die Kapillarkräfte die Trocknungsgeschwindigkeit am Anfang des zweiten Trocknungsabschnittes.

### 2.1.3.5 Dritter Trocknungsabschnitt hygroskopischer Güter und Desorptionsgleichgewicht

Bei kapillarporösen Gütern kommt es bedingt durch die hier wirkenden Kapillareffekte zu einem dritten Trocknungsabschnitt (siehe folgende qualitative Darstellung). In diesem Trocknungsabschnitt verhält sich die gesamte<sup>10</sup> kapillarstrukturierte Feststoffmatrix hygroskopisch. [92], [118]

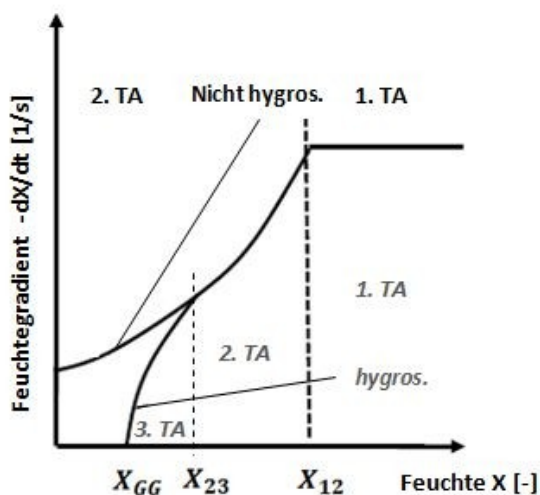


Abbildung 7: Qualitative Darstellung der Trocknungsverläufe von hygroskopischen und nicht hygroskopischen Gütern (erweitert ausgehend von [92])

Der im Gut verbleibende Restwassergehalt (bzw. die Gleichgewichtsfeuchte) richtet sich nach den Umgebungsbedingungen. Für die Umgebung in reinem Wasserdampf hängt der Restwassergehalt von Druck und Temperatur des Gases ab (bei einer ausreichend langen Verweildauer<sup>11</sup> in dieser Atmosphäre).

$$W_{Rest} = f(p, T, t) \text{ für } t \rightarrow \infty \text{ gilt: } W_{Rest} = W_{GG}$$

Höhne ermittelte in [61] die Desorptionsisobaren, d.h. den hygroskopischen Gleichgewichtswassergehalt abhängig von der Temperatur für einen bestimmten Druck. Dieser kann mittels folgender mathematischer Beziehung berechnet werden. Die berechneten Verläufe sind in Abbildung 8 dargestellt.

<sup>10</sup> Im zweiten Trocknungsabschnitt weisen hingegen nur die bereits ausgetrockneten Randbereiche ein hygroskopisches Verhalten auf.

<sup>11</sup> Je nach gewählter Genauigkeit der den Gleichgewichtszustand beschreibenden Parameter, beträgt diese ca. 20 min bis 3 h. Um es wissenschaftlich exakt zu formulieren wird hier  $t_{\infty}$  verwendet.

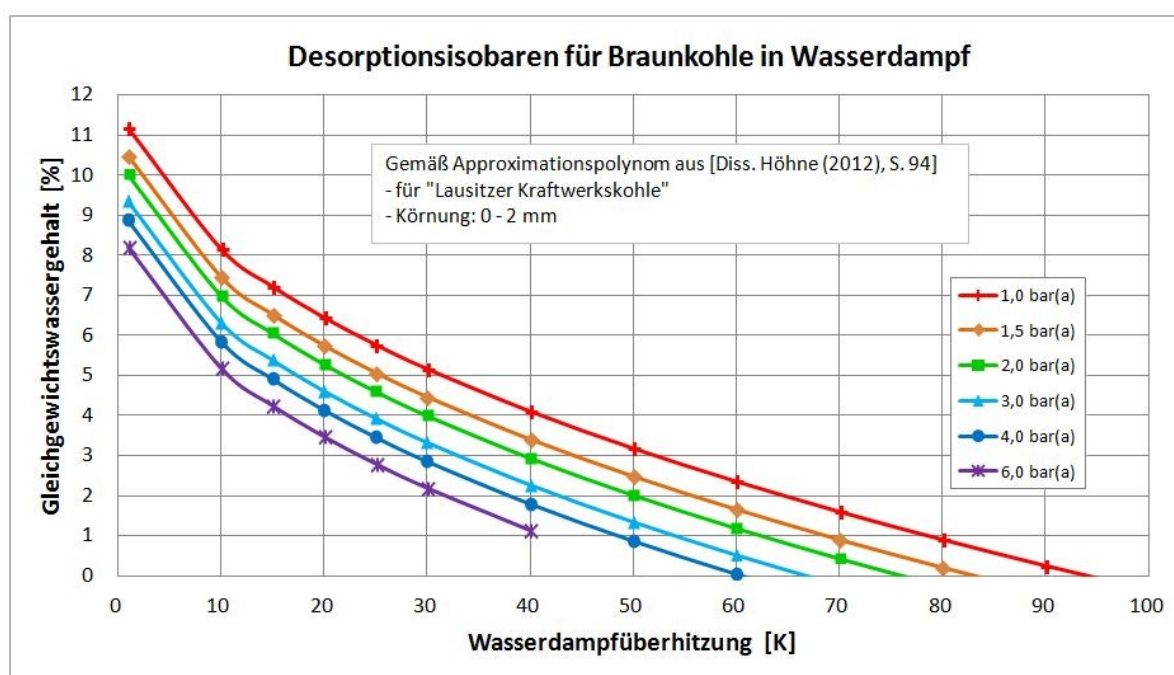
$$W_{GG} = f(p, T) = K_1 + \frac{K_2}{K_p} \cdot \ln(p) + \frac{K_3}{K_T} \cdot \Delta T_{\text{ÜH}}^m + \frac{K_4}{\Delta T_{\text{ÜH}}^n} \cdot K_T$$

Mit:  $K_1 = 31,974$ ;  $K_2 = -1,663$ ;  $K_3 = -1,656$ ;  $K_4 = 4,162 \cdot 10^{-4}$ ;

$m = 4,507 \cdot 10^{-4}$ ;  $n = 2,164$ ;  $K_p = 1 \text{ Pa}$ ;  $K_T = 1 \text{ K}$

**Gleichung 7: Zur Berechnung des Gleichgewichtswassergehaltes von Braunkohle in überhitztem Wasserdampf [61]**

Die folgende Abbildung veranschaulicht die nach obiger Gleichung berechneten Gleichgewichtswassergehalte für unterschiedliche Drücke und Überhitzungen. Als Richtwert sind dabei Überhitzungen von 10 bis 20 K üblich bei der DDWT-Trocknung von Braunkohle. Diese führen je nach Trocknungsdruck zu Restwassergehalten zwischen 3,4 und 8,1%. Folglich liegt eine typische Gleichgewichtsfeuchte (umgerechnet nach Gleichung 34, Seite 46) bei ca. 6%.



**Abbildung 8: Desorptionsisobaren für Braunkohle in überhitztem Wasserdampf, Berechnung nach Höhne [61]**

Für die Berechnung des Trocknungsverlaufes wird im Rahmen dieser Arbeit die Feuchte verwendet. Das folgende Diagramm zeigt die Gleichgewichtsfeuchten für DDWT-übliche Überhitzungen.

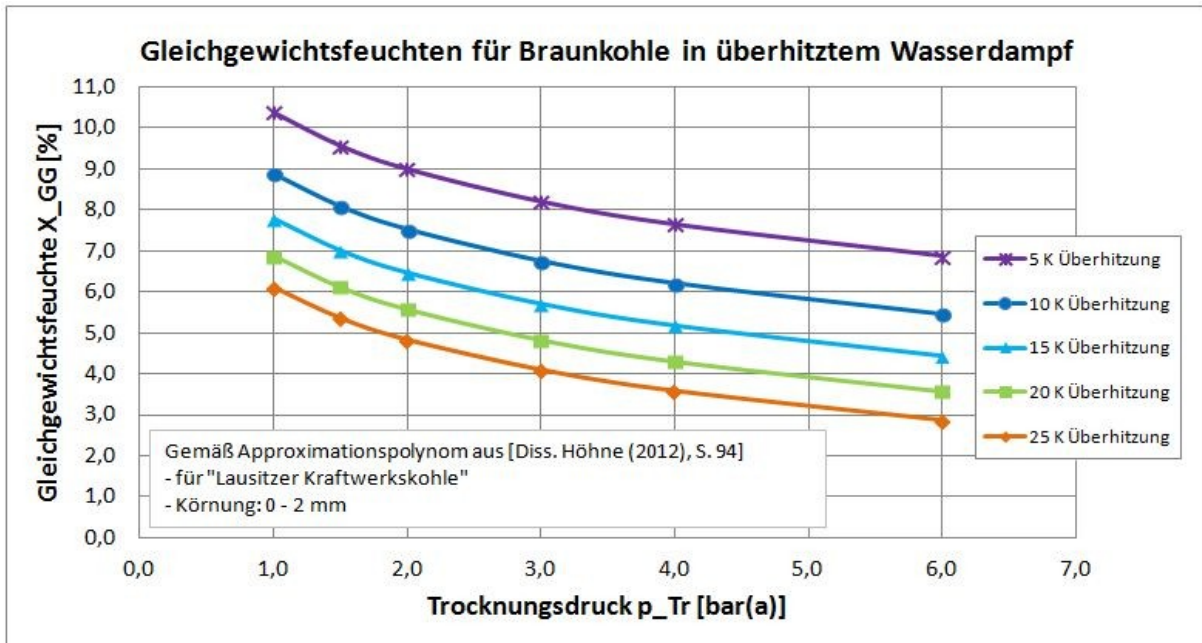


Abbildung 9: Gleichgewichtsfeuchten für DDWT-typische Überhitzungen u. Drücke, Berechnung nach [61]

Erfolgt die Trocknung der Kohle in Luftatmosphäre, hängt der Restwassergehalt neben Temperatur und Druck zusätzlich von der Luftfeuchte ab. Buschsieweke [16] ermittelte die Sorptionsisothermen rheinischer Braunkohle für die Verdunstungstrocknung in Luftatmosphäre bei Normaldruck.

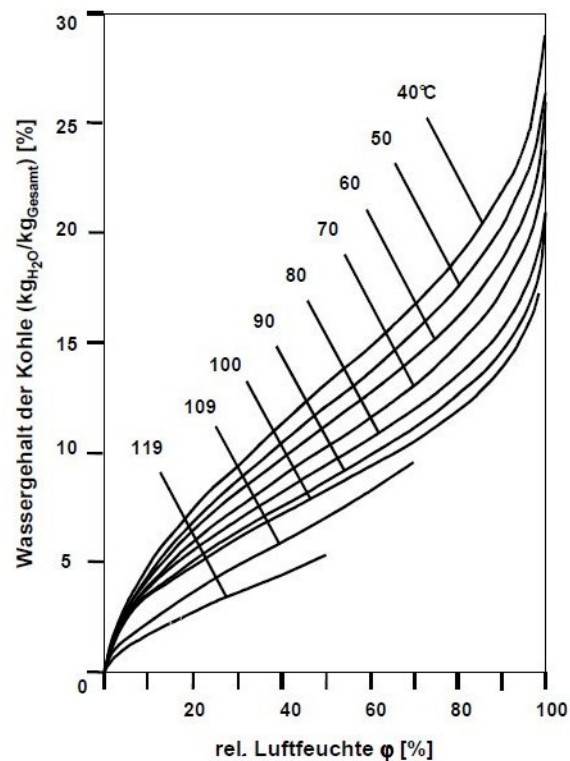


Abbildung 10: Gleichgewichtswassergehalte von (rheinischer) Braunkohle in feuchter Luft [16]



### 2.1.3.6 Die Nachverdampfung („Vierter Trocknungsabschnitt“)

Wird die Braunkohle aus einem Verdampfungstrockner entnommen und liegt zudem die Gutstemperatur über der zu dem Umgebungsdruck gehörigen Siedetemperatur, wird weiteres in der Kohle enthaltenes Wasser verdampft. Dieser Vorgang endet, sobald entweder die Gutstemperatur nicht mehr über der Siedetemperatur liegt, oder die Gutsfeuchte nicht mehr über der Gleichgewichtsfeuchte liegt, die sich gemäß Druck und Gutstemperatur ermitteln lässt (siehe Abbildung 8). [61]

Der von Höhne [61] für die Nachverdampfung ermittelte mathematische Zusammenhang lautet:

$$\Delta W_{NVD} = - \left( K + e^{m \cdot \frac{T_{\dot{U}H,NVD}}{K_T} + n} \cdot \ln \left( \frac{p}{K_p} \right) \right)$$

[61] Mit:  $K = 4,609 \cdot 10^{-2}$ ,  $m = -1,995 \cdot 10^{-2}$ ,  $n = 2,214 \cdot 10^{-2}$ ,  $K_p = 1 \text{ bar}$ ,  $K_T = 1 \text{ K}$   
 $p$  in [bar(a)],  $T_{\dot{U}H}$  in [K]  
 Gültigkeitsgrenzen: Trocknungsgut: Braunkohle, Druck: 1 bis 6 bar,  $T_{\dot{U}H,NVD}$ : 0 bis 100 K  
 Trocknung vorab auf  $X_{GG}$ , denn es gilt:  $X_{GG} = f(\Delta T_{\dot{U}H}, p_{Tr})$  (siehe Gleichung 7, Seite 13)

Gleichung 8: Zur Berechnung der Änderung des Wassergehaltes in Folge der Nachverdampfung [61]

Abbildung 11 stellt die Änderung der Feuchte in Folge des Drucksprunges und der Überhitzung dar.

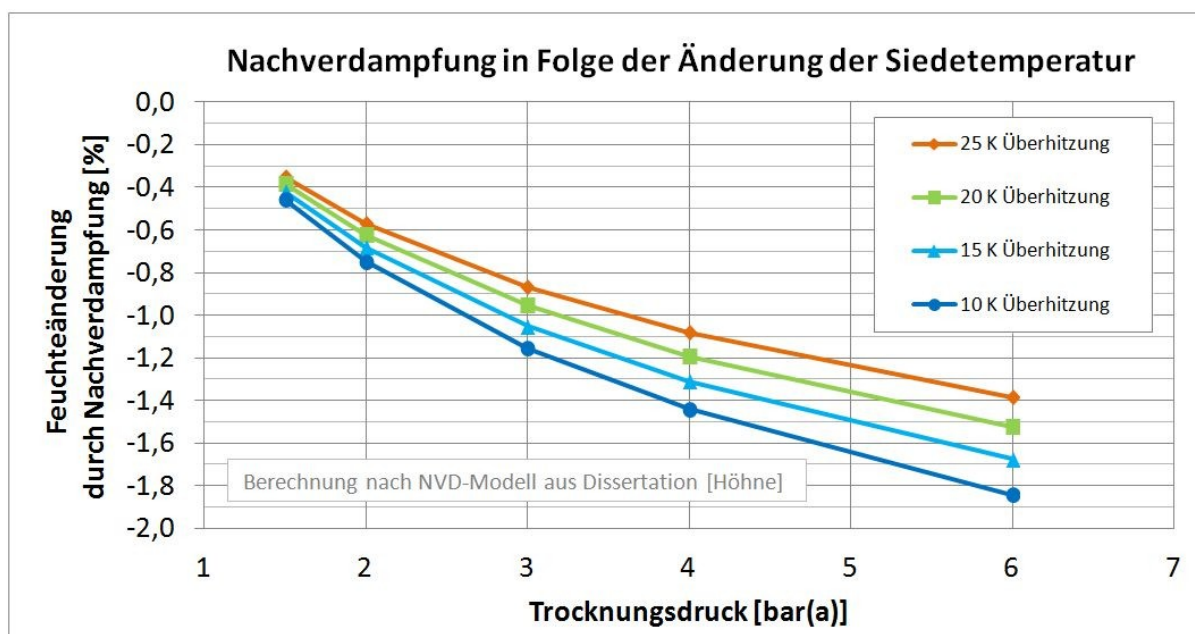


Abbildung 11: Änderung des Wassergehaltes in Folge der Nachverdampfung, Berechnung nach [61]

Bei energetischer Betrachtungsweise fällt auf, dass größere Überhitzungen zu kleineren Nachverdampfung führen. Dies scheint zunächst unlogisch, da ein Korn mit einer größe-

ren Überhitzung mehr Energie für eine (Nach-)Verdampfung zur Verfügung stellt. Die Auflösung dieser Frage liefert Abbildung 8 auf Seite 13: Höhere Überhitzungen führen auch zu geringeren Gleichgewichtsfeuchten. Höhne ermittelte die obenstehenden Nachverdampfungsraten nachdem die Kohle in der Magnetschwebewaage nahezu vollständig auf Gleichgewichtsfeuchte getrocknet wurde. Wird die DDWT-Trocknung in Form eines kontinuierlichen Prozesses betrieben, wird die Braunkohle nicht vollständig auf Gleichgewichtsfeuchte getrocknet. Hier sind speziell für große Überhitzungen höhere Verdampfungsraten zu erwarten, als dies das Modell nach Höhne voraussagt.

#### 2.1.4 Volumenschrumpfung des Trocknungsguts

Wird dem feuchten Kohlekorn Wasser entzogen, verringern sich die Abmessungen und damit das Volumen und die äußere Oberfläche des Kohlekorns. Dieses Phänomen wird als Schrumpfung bezeichnet. Die Volumenabnahme ist jedoch geringer, als das Volumen des Wassers, welches dem Kohlekorn entzogen wird.

Folgender vereinfachter linearisierter Zusammenhang für die Volumenschrumpfung eines Braunkohlekorns während der Trocknung wird von Baunack und Rammler [6] angegeben:

$$\frac{V}{V_0} = 0,379 \cdot X + 0,602$$

Mit der Gültigkeitsbedingung:  $0 \leq X \leq 1,05$  [-].

**Gleichung 9: Lineare Näherungsgleichung zur Berechnung der Volumenschrumpfung von Braunkohle [6]**

Dabei bezeichnet  $V_0$  das Ausgangsvolumen bei Beginn der Trocknung zum Zeitpunkt  $t_0$ . Aus den Daten von Baunack und Rammler [6] wurde mittels Regression ein Polynom<sup>12</sup> erstellt, welches die Nichtlinearitäten der Schrumpfung berücksichtigt und das reale Schrumpfungsverhalten mit einer genaueren Approximation beschreibt.

$$\frac{V}{V_0}(X) = K_{S4} \cdot X^4 + K_{S3} \cdot X^3 + K_{S2} \cdot X^2 + K_{S1} \cdot X + K_{S0}$$

$$K_{S4} = 1,115 [-]; K_{S3} = -2,552 [-]; K_{S2} = 1,417 [-]; K_{S1} = 0,400 [-]; K_{S0} = 0,608 [-];$$

$X = [-]$ , Regression ausgehend von Daten aus [6], siehe Abbildung 12,  $0 \leq X \leq 1,1$  [-].

**Gleichung 10: Approximationspolynom zur Berechnung der gutsfeuchteabhängigen Volumenschrumpfung**

<sup>12</sup> Dabei wurden die allgemein bekannten Schwierigkeiten beim Einsatz eines Polynoms beachtet. Innerhalb des Gültigkeitsintervalls weist das Polynom eine qualitativ und quantitativ sehr gute Approximation auf (ohne Überschwingverhalten).



Dabei ist  $V_0$  das Partikelvolumen zum Zeitpunkt null der Trocknung bei einer Ausgangsfeuchte von 1,1 [-]. Das folgende Diagramm gibt den Zusammenhang zwischen Feuchte  $X$  und dem relativem Partikelvolumen und dem sich daraus ergebenden relativen Partikeldurchmesser und der relativen äußeren Oberfläche des Kohlekorns nach Gleichung 10 wieder.

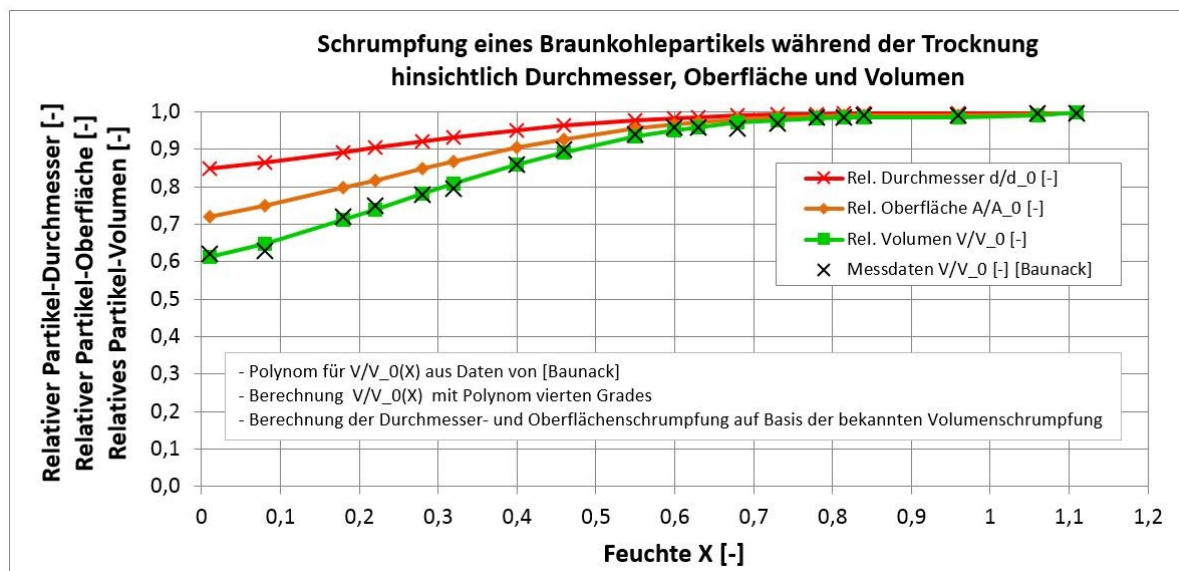


Abbildung 12: Schrumpfung von Partikeldurchmesser, -oberfläche und -volumen bei der Trocknung

Ausführliche Untersuchungen zum Schrumpfungsverhalten von Braunkohle sind von Evans [42] dokumentiert.

## 2.2 Einteilung und Kurzüberblick über Trocknungsverfahren für Braunkohle

Trocknungsverfahren lassen sich hinsichtlich zahlreicher Eigenschaften kategorisieren. Einen ausführlichen Überblick zu Trocknungsverfahren und deren Gliederung gibt Kröll [80]. Für Braunkohle lassen sich die Verfahren zur Entwässerung und Trocknung wie nachfolgend dargestellt, einteilen.

Tabelle 2: Einteilung der Entwässerungs- und Trocknungsverfahren, [83] entnommen

| Entwässerungsverfahren             |                                | Trocknungsverfahren      |                              |
|------------------------------------|--------------------------------|--------------------------|------------------------------|
| <b>Mechanische Entwässerung</b>    | <b>Thermische Entwässerung</b> | <b>Kontakt-Trocknung</b> | <b>Konvektions-Trocknung</b> |
| Pressen, Zentrifugieren            | Fleißner-Verfahren             | WTA, DWT, DDWT           | Mahl-trocknung               |
| Mechanisch thermische Entwässerung |                                | Röhrentrockner           |                              |

Eine ausführliche Darstellung der einzelnen Verfahren ist in den Dissertationen von Höhne [61] und Lechner [83] zu finden.

In der nachfolgenden Tabelle erfolgt eine kurze Charakterisierung bzw. Bewertung der Verfahren, die Abbildungen veranschaulichen die Verfahren mittels Darstellung der wesentlichen Komponenten und Stoffströme.

- (1) Röhrentrocknung
- (2) Mahltrocknung
- (3) Fleißnerverfahren
- (4) Mechanisch-Thermische-Entwässerung (MTE)
- (5) Wirbelschichttrocknung / WTA (siehe Abschnitt 6.2.2, Abbildung 72, S. 104)

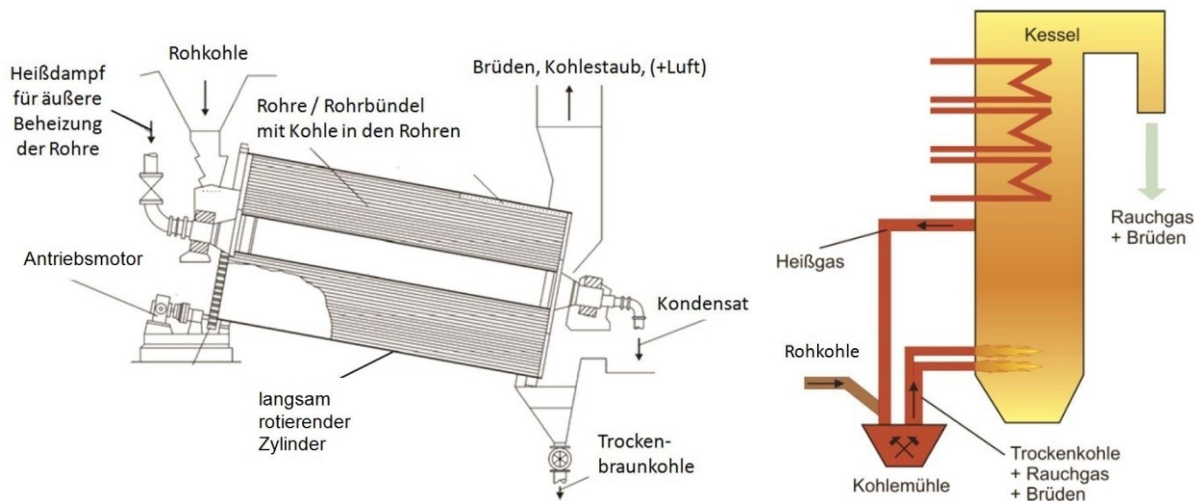


Abbildung 13: Röhrentrocknung / Röhrentrockner, nach Fohl [47]    Abbildung 14: Mahltrocknung [83]

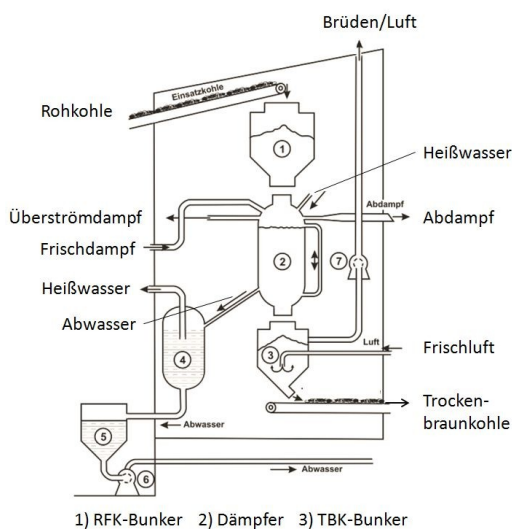


Abbildung 15: Fleißner-Trocknungsverfahren, nach Fohl [48]

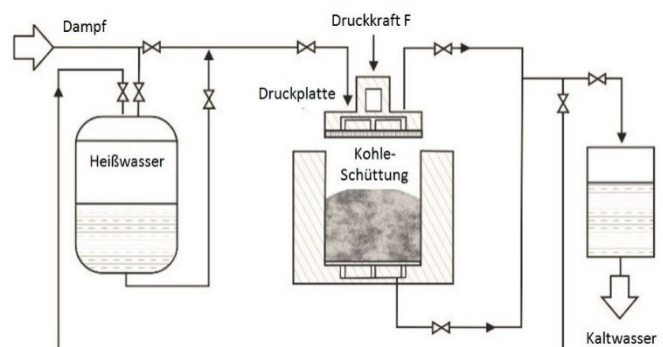


Abbildung 16: Mechanisch-Thermische-Entwässerung, nach Berger [8]

**Tabelle 3: Kurzcharakterisierung von Trocknungsverfahren für Braunkohle**

| Nr. | Anmerkung / Wesentliche Charakteristik / Bewertung / Einsatz  |
|-----|---|
| (1) | Die Röhrentrocknung wurde bereits 1884 erfunden und kontinuierlich weiterentwickelt [83]. Sie wird aktuell in deutschen Braunkohlekraftwerken für die Trocknung der Veredelungskohle eingesetzt. Die erzielbaren Wärmedurchgangskoeffizienten liegen bei ca. $50 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ , was gegenüber den bei der DDWT-Technologie erzielbaren Werten von ca. 300 bis $500 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ sehr gering ist. Der Brüden bzw. die Wärme des Brüdens bleibt zumeist ungenutzt.  |
| (2) | Die Mahltrocknung wird aktuell in deutschen Braunkohlekraftwerken für die Trocknung der Braunkohle als Brennstoff im Kraftwerk eingesetzt. Die Trocknung erfolgt exergetisch ungünstig mit 900 bis $1000^\circ\text{C}$ heißem Rauchgas. Die erreichte Feuchte liegt bei ca. 18%. Mahlung und Trocknung erfolgen verfahrenstechnisch in einem Schritt. Für die energetische Nutzung des Brüdens stellt dies einen wesentlichen Nachteil dar.  |
| (3) | Das Fleißnerverfahren wurde in den 1920er Jahren mit dem Ziel entwickelt, die grobe Stückigkeit für die Nutzung als Brennstoff in Haushalten zu bewahren. Ähnlich wie beim DDWT-Verfahren wurde die Wärmezufuhr für die Trocknung (Verdampfung) über Sattedampf realisiert. [83].<br>Verfahrensschritte:<br>(1) Vorwärmung einer Kohleschüttung mittels Heißwasser aus Schritt (3)<br>(2) Vorwärmung mit Entspannungsdampf aus Schritt (5)<br>(3) Sattedampfbehandlung, ca. 15 bis 30 bar (Haupt-Entwässerungsphase)<br>(4) Stufenweise Entspannung<br>(5) Entspannung, mit dem Effekt der Nachverdampfung  |
| (4) | Die Mechanisch-Thermische-Entwässerung wurde Mitte der 1990er Jahre an der Universität Dortmund entwickelt und erforscht [83]. Nachteile: (-) Restfeuchten bis nur 32% erreichbar, (-) diskontinuierliche Betriebsweise, Vorteile: (+) geringer Energieaufwand.<br>Verfahrensschritte:<br>(1) Vorwärmung einer Kohleschüttung mittels Heißwasser aus Schritt (3)<br>(2) Aufheizung mittels Bedampfung (bis $210^\circ\text{C}$ )<br>(3) Pressen der Schüttung (Abzug des Heißwassers für (1))<br>(4) Entspannung, mit dem Effekt der Nachverdampfung; [83]  |
| (5) | Wirbelschichttrocknung: Die Trennung der Stoffströme (Trockenbraunkohle und Brüdenndampf) ermöglicht eine sehr gute energetische Nutzbarkeit der im Brüdenndampf enthaltenen Wärme. Bei der anschließenden Verbrennung wird der Wasserdampf somit nicht mehr als Wärmesenke durch den Kessel transportiert, der Rauchgasvolumenstrom wird reduziert. Die enorm hohen Wärmedurchgangskoeffizienten ermöglichen eine kompakte Bauweise.<br>(+) Kontinuierliche Betriebsweise, (+) Geringe Restfeuchten von ca. 8 bis 10 % realisierbar<br>(+) Steigerung des Netto-Wirkungsgrades eines Braunkohlekraftwerkes bei Neubau um 4 bis 5% durch Integration der DDWT-Technologie möglich [83] (gegenüber bisheriger Mahltrocknung)<br><b>Eine Darstellung zum DDWT-Verfahren ist auf Seite 104 zu finden (Abbildung 72).</b> |

Ein Vergleich der wichtigsten Trocknungsverfahren erfolgt in Tabelle 74 auf Seite 243.

## 2.3 Wirbelschichttechnologie als Trocknungsverfahren

### 2.3.1 Das Verfahrensprinzip der Fluidisation

Das Verfahrensprinzip der „Fluidisation“ ist dadurch gekennzeichnet, dass eine Schüttung von Feststoffpartikeln durch einen Fluidstrom in einen fluidähnlichen Zustand versetzt wird. Im fluidisierten Zustand werden die Feststoffpartikel durch den Gasstrom im zeitlichen Mittel in der Schwebelage gehalten. [138]

Grund für die Auswahl dieses Verfahrens der Fluidisierung für den Trocknungsprozess ist der enorme Anstieg des Wärmeübergangskoeffizienten ( $\alpha$ -Wert), der in der Wirbelschicht gegenüber einer Feststoffschüttung erreicht werden kann. Dies führt zu einer Steigerung des Wärmedurchgangskoeffizienten ( $k$ -Wert) vom Heizmedium an das Trocknungsgut. Der  $k$ -Wert ist für die Trocknung von entscheidender Bedeutung, da dieser Wert bestimmt, wie viel Trocknungsenergie pro Zeit, Heizfläche und treibender Temperaturdifferenz auf das Kohlekorn übertragen wird. Eine Verdopplung des  $k$ -Wertes führt dazu, dass nur die Hälfte der Wärmeübertragerfläche benötigt wird. Ein höherer  $k$ -Wert schlägt sich demzufolge direkt in der Baugröße und damit in den Investitionskosten für den Trockner nieder, da dieser kleiner dimensioniert werden kann.

Die Geschwindigkeit des Gases, mit der die Feststoffschüttung fluidisiert wird, wird als Fluidisierungsgeschwindigkeit bezeichnet. Als Berechnungsgrundlage dienen dabei der gemessene Volumenstrom und der freie Querschnitt des Wirbelschichtbehälters. Bedingt durch Querschnittseinengungen durch die Einbauten im Trockner (Tauchheizflächen) und das Schüttgut selbst, treten zwischen den Partikeln deutlich höhere Gasgeschwindigkeiten auf. Am Wirbelschichtpartikel wirken die Gewichtskraft, die Auftriebskraft, die Widerstandskraft sowie die interpartikulären Haftkräfte zwischen den Partikeln. Letztere sind speziell bei sehr kleinen Partikeln von besonderer Bedeutung, dies wird im folgenden Abschnitt 2.3.2 näher erläutert. Je nach Art von Wirbelgut und Wirbelmedium und der Geschwindigkeit des Wirbelmediums lassen sich unterschiedliche Wirbelschichtzustände beobachten und kategorisieren. Die folgende Abbildung verdeutlicht die im Wesentlichen auftretenden Zustände:

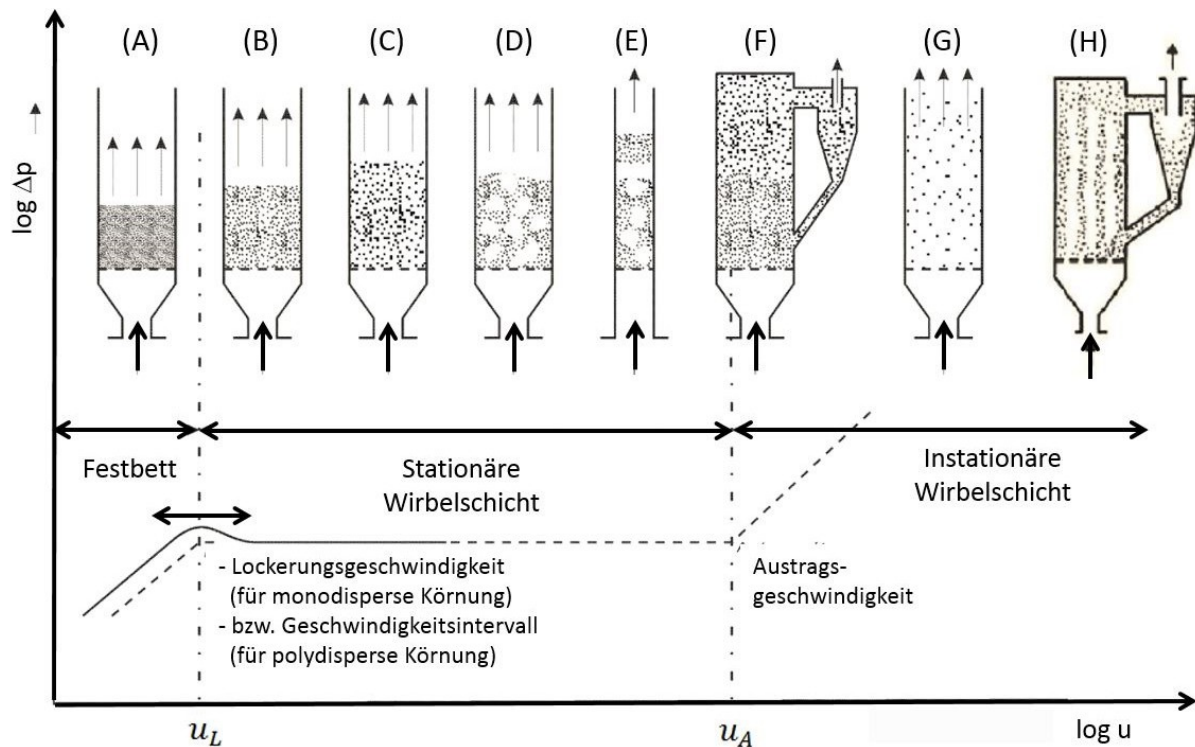


Abbildung 17: Wirbelschichtzustände nach Kunii [82] und Wirth [143], adaptiert aus [83]

### Mögliche Wirbelschichtzustände:

- (A) Durchströmtes Festbett ( $u < u_{mf}$ ) (noch kein Wirbelschichtzustand vorhanden)
- (B) Minimalfluidisierung ( $u = u_{mf}$ ) (beginnende Wirbelschicht)
- (C) Homogene Wirbelschicht ( $u_{mf} < u < u_A$ ) (nur für Geldart A Partikel [134])
- (D) Blasenbildende Wirbelschicht
- (E) Stoßende Wirbelschicht (nur bei schmalen Wirbelschichten [134])
- (F) Zirkulierende Wirbelschicht ( $u > u_A$ )
- (G) Pneumatischer Teilchentransport ( $u > u_A$ ) und ( $u \gg u_{mf}$ )
- (H) Gassenbildende Wirbelschicht [143], Kanalbildung

### Charakterisierung der Wirbelschichtzustände:

Der Zustand (A) wird als durchströmtes Festbett bezeichnet, da die Partikelschüttung zwar von dem Fluid von unten nach oben durchströmt wird, jedoch die Summe von Auftriebskraft und Widerstandskraft geringer ist, als die Gewichtskraft, sodass die Partikel noch nicht in einen Schwebезustand versetzt werden.

Wird die Geschwindigkeit des Fluides weiter erhöht kommt es zu einem Gleichgewicht der Kräfte, womit der Zustand der Minimalfluidisierung erreicht wird. Die Fluidgeschwindigkeit an diesem Zustandspunkt wird als Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit bezeichnet. (Diese lässt sich jedoch nur für ein monodisperses Schüttgut exakt angeben. Ein polydisperses Schüttgut, mit einer breiten Partikelgrößenverteilung, wie z.B. gemahlene Braunkohle, weist

hingegen ein Geschwindigkeitsintervall von einsetzender Fluidisierung bis hin zur kompletten Fluidisierung (Zustand „complete fluidized“) auf, vergleiche Abbildung 19.)

In diesem Zustand werden die Partikel von dem Fluidstoffstrom in der Schwebelage gehalten und die Feststoffschüttung weist ein fluidartiges Verhalten auf. (B) Eine weitere Steigerung der Fluidisierungsgeschwindigkeit führt, abhängig von der Fluidisierungscharakteristik der Partikel und der Gasgeschwindigkeit, zu einer homogenen Wirbelschicht (C), einer blasenbildenden Wirbelschicht (D) oder einer stoßenden Wirbelschicht (E).

Wird die Austragsgeschwindigkeit der Partikel überschritten, führt dies zu einem pneumatischen Transport (G). Gerade bei polydispersen Feststoffpartikeln kommt es aufgrund der unterschiedlichen Austragsgeschwindigkeiten, die durch die unterschiedliche Partikelgröße bedingt sind, zunächst zu einem Austrag der kleineren Partikel, d.h. des Feinstaubes. Werden diese mittels Zyklon in die Wirbelschicht zurückgeführt, so spricht man von einer zirkulierenden Wirbelschicht (F). [82], [115]

Im Folgenden wird auf die blasenbildende Wirbelschicht näher eingegangen, da dies die Form der Wirbelschicht ist, die bei Dampfwirbelschicht-Trocknung von feinkörniger polydisperser Braunkohle auftritt.

Charakteristisch sind die folgenden Effekte:

- Aufsteigende Gasblasen, die mit zunehmender Höhe koaleszieren und verstärkt zentrisch aufwärts streben
- Eruptionen des Feststoffes an der Wirbelschicht-Oberfläche durch aufsteigende Gasblasen
- An der Wand absinkender Feststoff durch zu geringe Gasgeschwindigkeit
- Begrenztes Blasenwachstum ab einer bestimmten Höhe bei einem sehr hohen Feinstaubanteil (Feinstaub teilt die Gasblasen wieder)
- Ein völlig feststofffreies „Freeboard“ (siehe folgende Abbildung) kann mit sehr feinstaubhaltiger feinkörniger Braunkohle nicht erreicht werden, da die feinen Partikel eine sehr geringe Austragsgeschwindigkeit aufweisen.

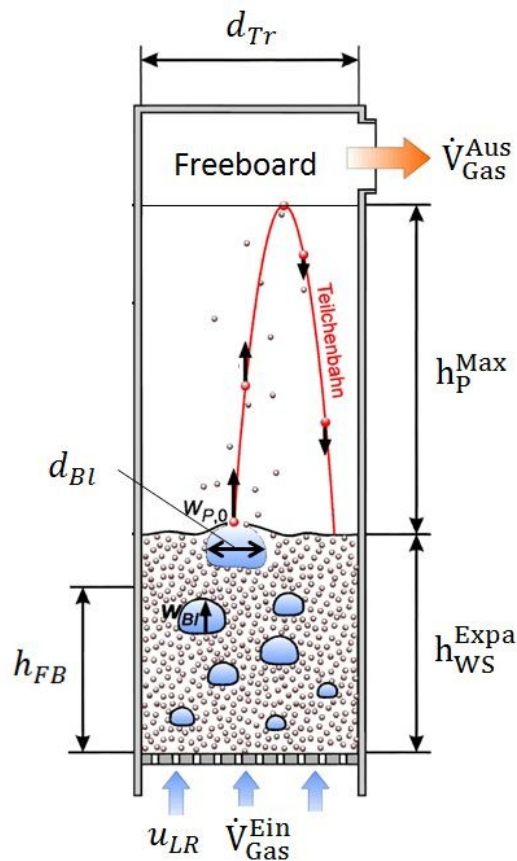


Abbildung 18: Schematische Darstellung einer blasenbildenden Wirbelschicht, nach [7]

Die polydisperse Wirbelschicht weist gegenüber der klassischen Wirbelschichttheorie (vgl. Abbildung 17) einige Besonderheiten auf. Bedingt durch die unterschiedlichen Partikelgrößen lässt sich hier keine eindeutige Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit berechnen und feststellen. Dies zeigt sich sowohl in der Druckverlustkurve als auch in der Expansion der Wirbelschicht (siehe folgende Abbildung). Wenn die Druckverlustkurve nicht weiter ansteigt, ist der Zustand der völligen Fluidisierung („complete fluidized“ – Index cf) erreicht. Die zugehörige Geschwindigkeit wird als  $u_{cf}$  bezeichnet. Um den Fluidisierungszustand in der Wirbelschicht beschreiben zu können, kommt die Leerrohrgeschwindigkeit zum Einsatz. Dies ist eine rein theoretische Bezugsgröße, welche sich aus folgender Berechnung unter Annahme eines über den Querschnitt konstanten Geschwindigkeitsprofils ergibt.

$$u_{LR} = \frac{\dot{V}_{FM}}{A_{Q,WS}}$$

Gleichung 11: Zur Berechnung der Leerrohrgeschwindigkeit [82]

Wird die Wirbelschicht bei der nominalen Leerrohrgeschwindigkeit<sup>13</sup> ( $u_{LR}$ ) betrieben, ergibt sich durch das Wirbelgut und Einbauten in der Wirbelschicht (z.B. Tauchheizflächen) eine höhere Gasgeschwindigkeit in der Wirbelschicht ( $u_{G,WS}$ ). Auch die Austragsgeschwindigkeit ( $u_A$ ) stellt sich im Fall eines polydispersen Guts als Geschwindigkeitsintervall dar und beide Intervalle ( $u_{mf}$  und  $u_A$ ) können bei einer sehr hohen Verteilungsbreite durchaus eine Schnittmenge aufweisen. Dies führt im Fall von feinkörniger Braunkohle als Wirbelgut zu einem hohen Anteil an Feinstaubaustrag mit dem Fluidisierungsdampfmassenstrom.

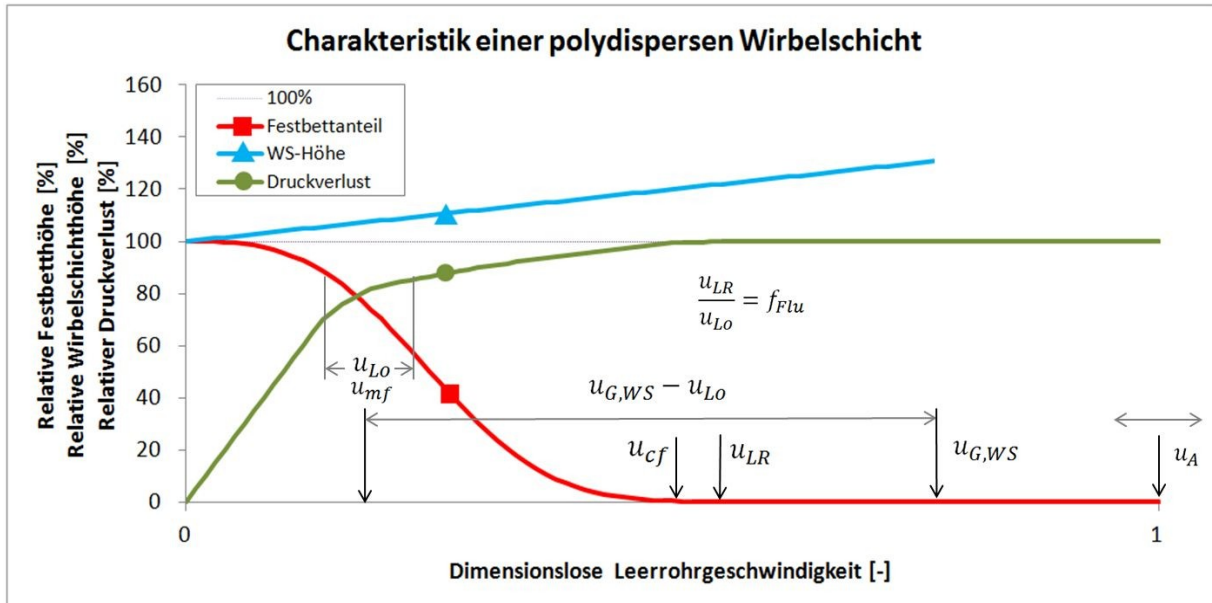


Abbildung 19: Charakteristik einer polydispersen Wirbelschicht, qualitativ nach Lechner [83]

Ein Diagramm zur Lockerungsgeschwindigkeit und Austragsgeschwindigkeit, abhängig von der Partikelgröße ist auf Seite 39 (Abbildung 29) zu finden. In der Wirbelschichttechnik wird die Leerrohrgeschwindigkeit oft als relative Größe zur Lockerungsgeschwindigkeit angegeben, d.h. man spricht z.B. von der 3-fachen Lockerungsgeschwindigkeit. Demnach ist der Fluidisierungsfaktor wie folgt definiert:

$$f_{Flu} = \frac{u_{LR}}{u_{Lo}}$$

Gleichung 12: Zur Berechnung des Fluidisierungsfaktors [eigene Definition]

<sup>13</sup> Diese lässt sich als exakt definierbare Nenngeschwindigkeit verstehen.



### 2.3.2 Charakterisierung der Partikel-Fluid-Paarungen nach GELDART

Bedingt durch die Variablen in den drei Kräften, die in der Wirbelschicht auf das Wirbelgut wirken (Gewichtskraft, Auftriebskraft, Widerstandskraft) sind drei Parameter zur Klassifizierung der Wirbelfähigkeit eines Partikels mit einem bestimmten Fluidisierungsmedium von Bedeutung. Im Wesentlichen ist die Korngröße und die Dichte der Partikel (d.h. des Fluidisierungsgutes) entscheidend. Die Dichte des Fluidisierungsmediums (meist Gas; z.B. Luft oder Wasserdampf) ist im Vergleich zur Dichte des Fluidisierungsgutes gering. Geldart [51] entwickelte ein Diagramm, welches später von Molerus [100] hinsichtlich des Wirkens von interpartikulären Haftkräften überarbeitet wurde. In diesem Diagramm wird auf der Ordinate die Dichtedifferenz von Partikel und Fluid<sup>14</sup> und auf der Abszisse die Partikelgröße aufgetragen. Dabei ergeben sich vier wesentliche Fluid-Feststoff-Kombinationen, welche eine bestimmte Fluidisierungscharakteristik aufweisen (siehe Abbildung 20). [97]

Allgemein ergibt sich die Geldart-Klassifikation der Wirbelschicht aus der Partikel-Fluid-Paarung (siehe Ordinate in Abbildung 20). Wenn  $\rho_G \ll \rho_P$  (sehr häufig), gilt näherungsweise  $\rho_G \cong 0$ , dies führt zu  $(\rho_P - \rho_G) \cong \rho_P$ . Für diesen häufig auftretenden Spezialfall ist die Geldart-Klassifikation eine ausschließliche Klassifikation des Wirbelgutes.

#### Klasse 1 (Geldart C): „Cohesive“

- Sehr kleine Partikel mit einem gemittelten Durchmesser von kleiner als  $20 \times 10^{-6}$  m mit eher geringer Dichte. Hier dominieren die interpartikulären Haftkräfte, sodass die Fluidisierung nur mit Hilfsmitteln wie Vibratoren oder Rührwerken erreicht werden kann. [97]
- Oft tritt hier Kanalbildung auf.
- Typische Partikel: Zement [134]

#### Klasse 2 (Geldart A): „Aeratable“

- Kleine und/oder Partikel mit geringer Dichte, welche am Lockerungspunkt eine homogene Wirbelschicht ausbilden und bei deutlicher Überhöhung der Geschwindigkeit über die Minimalfluidisierung hinaus eine geringe Blasenbildung in der Wirbelschicht aufweisen. [97]
- Die Blasen weisen eine Maximalgröße auf, welche nicht überschritten wird.
- Blasengröße reduziert sich mit kleiner werdenden Partikeln bzw. mit einem zunehmenden Feinkornanteil bei polydisperser Körnung.
- Die Gasaustauschrates zwischen Blasen und Emulsion ist sehr hoch. [134]
- Feinkörnige Braunkohle (0 bis 2 mm Körnung) lässt sich tendenziell hier einordnen.

---

<sup>14</sup> Im Diagramm mit dem Index G für Gas bezeichnet.

### Klasse 3 (Geldart B): „Bubbling“

- Eher grobkörnige Partikel oder Partikel mit eher hoher Dichte, gut fluidisierbar
- Die Wirbelschicht weist eine deutliche Blasenbildung mit großem Blasendurchmesser auf. [97]
- Blasengröße ist nahezu unabhängig von der mittleren Partikelgröße
- Weniger Gasrückvermischung aus der Blase in die Emulsion gegenüber Klasse A
- Mittlerer Partikeldurchmesser  $\sim 0,1$  bis  $1$  mm [134]
- Grobkörnige Braunkohle (0 bis  $6,3$  mm) lässt sich tendenziell hier einordnen [83]

### Klasse 4 (Geldart D): „Spoutable“

- Entweder sehr grobkörnige Partikel oder Partikel mit hoher Dichte
- Nur schwer fluidisierbar, häufige Kanalbildung (siehe Abbildung 17, (H)) oder stoßendes Verhalten [71], [97]
- Mittlerer Partikeldurchmesser  $\sim 1$  mm
- Blasen koaleszieren sehr schnell und wachsen dadurch schnell an
- Blasenauftiegs geschwindigkeit ist gering gegenüber der Gasgeschwindigkeit mit der die dichte Phase durchströmt wird, dichte Phase hat geringen Lückengrad
- Typische Partikel: Kaffeebohnen, Weizenkörner. [134]
- Geringe Gasrückvermischung [137]

Das folgende Diagramm nach Geldart [51] klassifiziert die Wirbelgüter mittels mittlerer Partikelgröße, Partikeldichte und der Dichte des Wirbelmediums (hier mit G für Gas bezeichnet). Ergänzend sind die in der Braunkohletrocknung und -veredlung typischen Körnungen „Feinkorn“ und „Grobkorn“ eingezeichnet, die aufgrund der schwankenden Korngrößenverteilung einen gewissen Partikelgrößenbereich im Diagramm abdecken. Die gesamte Korngrößenverteilung wird dabei in diesem Diagramm nicht dargestellt, sondern lediglich die Klassifikation der Partikel, welche sich aus dem mittleren Durchmesser ergibt.

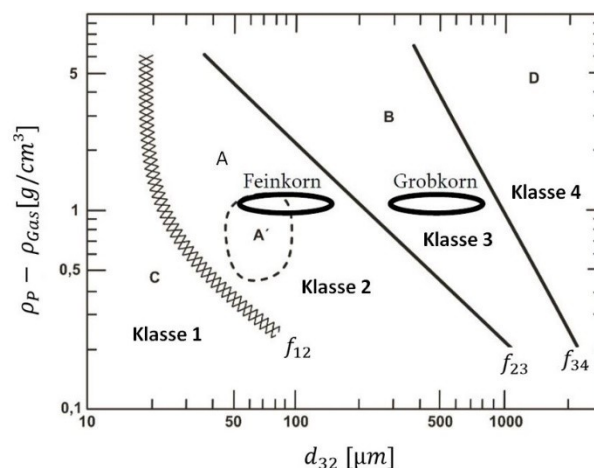


Abbildung 20: Klassifizierung der Wirbelgüter nach Geldart [51] & Kunii [82], entnommen aus [83], ergänzt

### 2.3.3 Wirbelschichtzustände nach REH

Für die Realisierung einer Wirbelschicht müssen mehrere Parameter genau aufeinander abgestimmt sein. Sind vom Wirbelgut (hier Kohle) die Parameter Partikeldurchmesser und Dichte und andererseits vom Wirbelmedium (Wasserdampf) die Parameter Dichte, dynamische Viskosität und Fluidisierungsgeschwindigkeit bekannt, können zwei allgemeingültige Kennzahlen berechnet werden, mit denen der Wirbelschichtzustand charakterisiert werden kann. Mithilfe des von Reh entworfenen Diagramms (siehe Abbildung 21) kann das Auftreten einer Wirbelschicht und ggf. der spezielle Wirbelschichtzustand vorausgesagt werden. Dazu werden die modifizierte Froude-Zahl  $Fr^*$  auf der Ordinate und die Reynolds-Zahl des Partikels auf der Abszisse jeweils logarithmisch aufgetragen. [83]

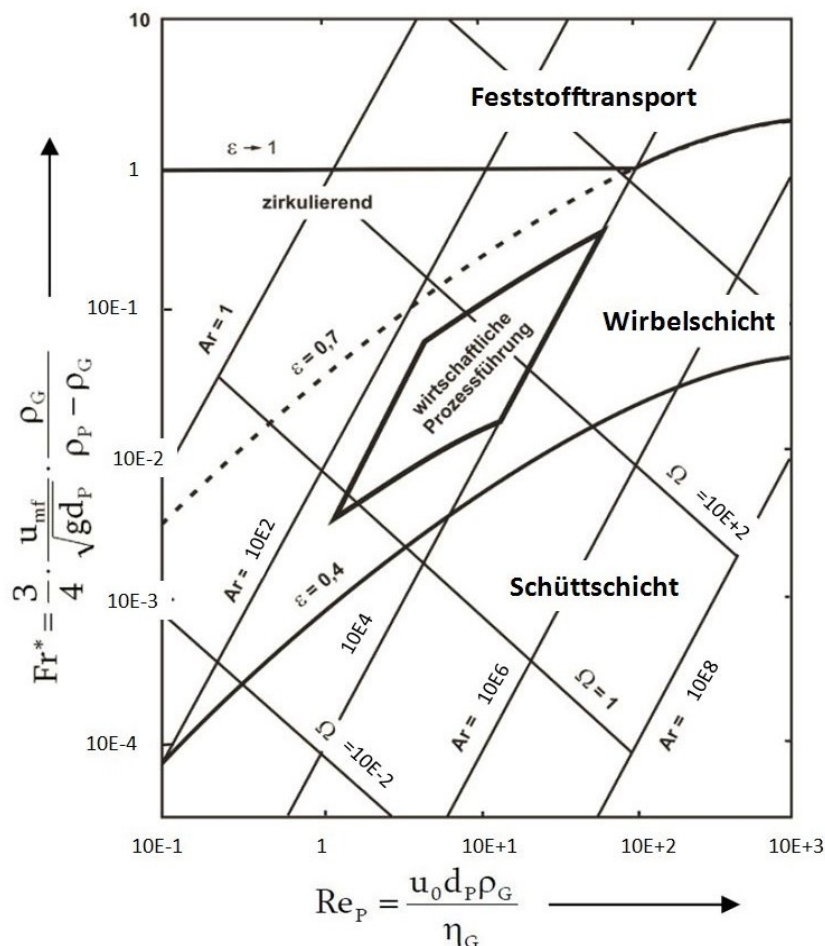


Abbildung 21: Reh-Diagramm zur Charakterisierung von Wirbelschichtzuständen, gemäß [114]

Die Berechnung und Deutung der strömungsmechanischen Kennzahlen Archimedes ( $Ar$ ), Omega ( $\Omega$ ) und Reynolds ( $Re$ ) zur Charakterisierung von Existenz und Zustand der Wirbelschicht wird im folgenden Kapitel näher erläutert.

### 2.3.4 Kennzahlen der Wirbelschicht

Ausgehend von den Stoffdaten zum Wirbelgut (Partikeldurchmesser und Dichte) und den Stoffdaten zum Wirbelmedium (Dichte und dynamische Viskosität) muss die Betriebsgröße der Fluidisierungsgeschwindigkeit auf die Paarung von Wirbelgut und Wirbelmedium abgestimmt werden. Für die Existenz einer Wirbelschicht muss diese Fluidisierungsgeschwindigkeit zwischen zwei charakteristischen Grenzgeschwindigkeiten – der Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit als Untergrenze und der Austragsgeschwindigkeit als Obergrenze – liegen.

Zur Berechnung der Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit  $u_{mf}$  finden sich in der Literatur mehrere Gleichungen. Am häufigsten kommt die Gleichung nach Ergun zum Einsatz, welche eine geringe Abweichung zwischen Mess- und Berechnungswerten aufweist. [71]

$$u_{mf} = 42,9 \cdot \frac{(1 - \varepsilon_{mf}) \cdot v_G}{\phi_P \cdot d_P} \cdot \left[ \sqrt{1 + \frac{3,1 \cdot 10^{-4} \cdot \varepsilon_{mf}^3 \cdot g \cdot (\phi_P \cdot d_P)^3 \cdot (\Delta\rho)}{(1 - \varepsilon_{mf})^2 \cdot v_G^2 \cdot \rho_G}} - 1 \right]$$

Mit:  $\Delta\rho = \rho_P - \rho_G$

**Gleichung 13: Zur Berechnung der Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit der Wirbelschicht [140]**

Reynold-Zahl (Re): (Abszisse im Reh-Diagramm, Abbildung 21, Seite 27)

$$Re_{WS} = \frac{\rho_G \cdot u_G}{\eta_G} \cdot d_p$$

**Gleichung 14: Zur Berechnung der Reynoldszahl als Kennzahl der Wirbelschichtcharakteristik [143]**

Im Rahmen dieser Arbeit wurde zur Berechnung der Reynoldszahl am Lockerungspunkt die Gleichung nach Martin [91] aus dem VDI Wärmeatlas verwendet:

$$Re_{LP} = 42,9 \cdot (1 - \varepsilon_{LP}) \cdot \left[ \sqrt{1 + \frac{\varepsilon_{LP}^3}{(1 - \varepsilon_{LP})^2} \frac{Ar}{3214}} - 1 \right]$$

**Gleichung 15: Zur Berechnung der Reynoldszahl am Lockerungspunkt, nach VDI [91], Variante 1**

Wen und Yu [139] geben eine vereinfachte Beziehung zur Berechnung der Reynold-Zahl am Lockerungspunkt an, welche keine Angabe zur Lockerungsporosität benötigt und daher oft Anwendung findet.

$$Re_{LP} = 33,7 \cdot \sqrt{1 + 3,6 \cdot 10^{-5} \cdot Ar} - 1$$

**Gleichung 16: Zur Berechnung der Reynoldszahl am Lockerungspunkt [139], ([143]), Variante 2**

Die Reynoldszahl am Austragspunkt berechnet sich wie folgt:

$$\text{Für } Ar \leq 2 \cdot 10^{10}: Re_A = 18 \left[ \sqrt{1 + \frac{1}{9} \sqrt{Ar}} - 1 \right]^2 \quad [99], [91]^{15}$$

$$\text{Für } Ar > 2 \cdot 10^{10}: Re_A = \sqrt{\frac{4}{3} Ar} \quad [59], [91]$$

**Gleichung 17: Zur Berechnung der Reynoldszahl am Austragspunkt [91]**

Zur Berechnung von Lockerungs- und Austragsgeschwindigkeit werden die Reynoldszahlen für Lockerungspunkt und Austragspunkt in die folgende Gleichung eingesetzt.

$$u_G = \frac{v_G}{d_p} \cdot Re = \frac{\eta_G}{\rho_G \cdot d_p} \cdot Re$$

**Gleichung 18: Zur Berechnung der Gasgeschwindigkeiten aus der Reynoldszahl (umgeformt aus [143])**

Nachfolgend sind die Gleichungen drei weiterer dimensionsloser Kennzahlen dargestellt, welche für die Erstellung des Reh-Diagrammes (Abbildung 21, Seite 27) erforderlich sind. Archimedes-Zahl:

$$Ar = \frac{g \cdot (\rho_P - \rho_G) \cdot \rho_G \cdot d_p^3}{\eta_G^2}$$

**Gleichung 19: Zur Berechnung der Archimedes-Zahl zur Wirbelschichtcharakterisierung [143]**

Omega-Zahl: (Anwendung im Reh-Diagramm, Abbildung 21, Seite 27)

$$\Omega = \frac{\rho_G^2}{g \cdot (\rho_P - \rho_G) \cdot \eta_G} \cdot u_G^3$$

**Gleichung 20: Zur Berechnung der Omega-Zahl für die Beschreibung des Wirbelschichtzustandes, [143]**

Reziproker Widerstandsbeiwert ( $1/c_w$ ): (Ordinate im Reh-Diagramm, siehe Abbildung 21)

$$\frac{1}{c_w} = \frac{3}{4} \cdot \frac{1}{g \cdot d_p} \cdot \frac{\rho_G}{(\rho_P - \rho_G)} \cdot u_G^2$$

**Gleichung 21: Zur Berechnung des Widerstandsbeiwertes [114], [142]**

<sup>15</sup> 1. Quelle = Primärquelle (Erstveröffentlichung), 2. Quelle = Standardwerk

### Expansion der Wirbelschicht

Die Expansion von blasenbildenden Wirbelschichten kann vor allem aufgrund der eruptiven Charakteristik der WS-Oberfläche nicht exakt bestimmt werden. Sie lässt sich jedoch mit folgender Gleichung mit guter Näherung abschätzen:

$$\varepsilon = \left( \frac{18 \cdot \text{Re}_{\text{WS}} + 0,36 \cdot \text{Re}_{\text{WS}}^2}{\text{Ar}_{\text{WS}}} \right)^{0,21}$$

**Gleichung 22: Zur Berechnung der Expansion der inhomogenen Wirbelschicht, Variante 1 [162]**

Eine grobe Abschätzung ist nach Martin [91] mit folgender linearer Expansionsgleichung möglich:

$$\varepsilon = \varepsilon_{\text{LP}} + (1 - \varepsilon_{\text{LP}}) \cdot \frac{u_{\text{LR}} - u_{\text{LP}}}{u_{\text{A}} - u_{\text{LP}}}$$

**Gleichung 23: Zur Berechnung der Expansion der inhomogenen Wirbelschicht, Variante 2 [91]**

$$h_{\text{WS}} = \frac{1 - \varepsilon_{\text{LP}}}{1 - \varepsilon} \cdot h_{\text{LP}}$$

**Gleichung 24: Zur Berechnung der Wirbelschichthöhe [162]**

Im Folgenden werden die Auswirkung ausgewählter Parameter auf die Kennwerte des Wirbelschichtdiagrammes nach Reh (siehe Abbildung 21) und damit den Arbeitspunkt der Wirbelschicht betrachtet. Wie aus Gleichung 19 ersichtlich ist, beeinflusst die Partikelgröße die Archimedes-Zahl sehr stark ( $\text{Ar} \sim d^3$ ), sodass mit steigendem mittleren Durchmesser der Partikel eine starke Verschiebung in den rechten Bereich des Reh-Diagrammes erfolgt (siehe Abbildung 21). Durch den der Trocknung technologisch vorgeschalteten Aufmahlungsprozess kann die Korngröße optimal für Trocknung bzw. Wirbelschicht-Verfahren eingestellt werden. Die Fluidisierungsgeschwindigkeit beeinflusst die Omega-Zahl kubisch ( $\Omega \sim u^3$ ) (siehe Gleichung 20) und den Widerstandsbeiwert quadratisch ( $1/c_w \sim u^2$ ), wodurch sich der Arbeitspunkt der Wirbelschicht mit steigender Strömungsgeschwindigkeit in den oberen Bereich verschiebt. Praktisch lässt sich die Fluidisierungsgeschwindigkeit meist mittels Gebläse oftmals stufenlos regeln, um die Wirbelschicht im verfahrenstechnischen Optimum betreiben zu können.

### 2.3.5 Wirbelschichttrocknungsverfahren

Das Verfahren zur kontinuierlichen Wirbelschicht-Verdampfungs-Trocknung von polydisperser Rohbraunkohle mittels indirekter Beheizung verläuft wie nachfolgend beschrieben. Die grubenfeuchte<sup>16</sup>, vorgemahlene<sup>17</sup> Rohfeinkohle wird über eine Zellradschleuse am Trocknerkopf in den Wirbelschichtbehälter gefördert. Aus Düsen knapp über dem Trocknerboden strömt minimal überhitzter Wasserdampf als Fluidisierungsmedium in den Trockner und hält dabei die Kohlepartikel in einem Wirbelzustand, in dem sie ein fluidartiges Verhalten aufweisen. Die in den Trockner eintretende Kohle erwärmt sich schlagartig auf die zum Trocknerdruck gehörige Sattdampftemperatur durch die Kondensation des Fluidisierungs- und Brüdendampfes am noch kalten Kohlekorn. Durch diesen Vorgang wird die Oberflächenfeuchte des Kohlekorns nochmals erhöht. Der weitere Eintrag von Wärme in das feuchte Kohlekorn führt zum Verdampfen des Wassers aus dem Kohlekorn, sodass der Anteil an Wasser im Korn mit der Zeit immer geringer wird. Über Rohrbündelwärmeüberträger in denen Sattdampf kondensiert, erfolgt der Wärmeeintrag resultierend aus Kondensationsenthalpie und Massestrom des Dampfes. Der Wärmeeintrag pro Zeiteinheit und Volumeneinheit wird dabei durch die Tauchheizflächendichte (Heizfläche pro Volumeneinheit), dem Wärmedurchgangskoeffizient und der treibenden Temperaturdifferenz zwischen Heizmedium und Wirbelschicht bestimmt.

Am Trocknerfuß wird das dem Trocknungsvorgang unterzogene Produkt unterhalb des Fluidisierungsbodens kontinuierlich von einer Zellradschleuse ausgetragen. Die getrocknete Braunkohle wird im Allgemeinen als Trockenbraunkohle (TBK) bezeichnet, wobei sie jedoch einen Restwassergehalt aufweist. Dieser ist eine Funktion von Druck und Temperatur und der gemittelten Verweilzeit im Trockner, da sich die zum Druck und der Temperatur gehörige hygroskopische Gleichgewichtsfeuchte erst nach sehr langer Haltezeit einstellt. Bedingt durch die geringere Verweilzeit hat das Trocknungsprodukt oft noch eine höhere Restfeuchte [71], [83].

Die Wirbelschicht-Wasserdampftrocknung vereint die energetischen Vorteile bedingt durch das Trocknen auf geringem Temperaturniveau und die Weiterverwertbarkeit des Brüdendampfes mit den sicherheitstechnischen Vorteilen der Intertisierung der heißen, trockenen Braunkohle [88].

Die Gestaltung des Düsenbodens ist ein entscheidendes Kriterium für die Ausbildung der Gasblasen, welche wiederum entscheidend für eine optimale Feststoffdurchmischung sind. Bei der Gestaltung des Düsenbodens muss nach Zuiderweg [149] ein bestimmtes Druckverlustverhältnis eingehalten werden:

---

<sup>16</sup> Wassergehalt: ca. 56% für Lausitzer Braunkohle,

<sup>17</sup> für DDWT üblich: 0 – 2 mm, früher 0 – 6 mm

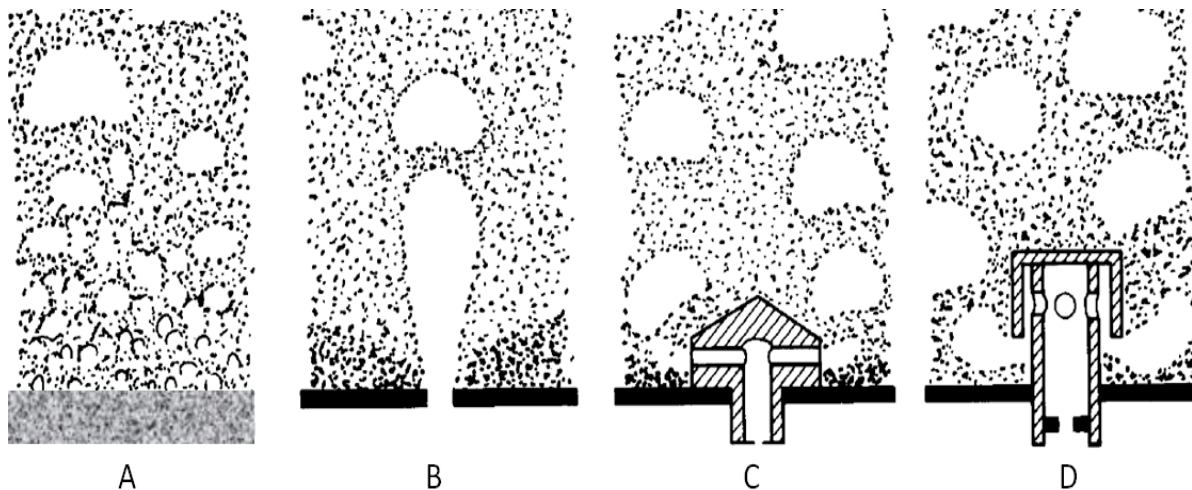
$$\Delta p_{DB} = (0,2 \dots 0,4) \cdot \Delta p_{WS.Bett}$$

**Gleichung 25: Zur Berechnung des optimalen Druckverlustes des Düsenbodens [149]**

Der Druckverlust für eine Feinkorn-Braunkohle-Wirbelschicht beträgt dabei ca. 40 mbar pro Meter Wirbelschichthöhe.

Die wesentlichen vier Arten der Düsenbodendesigns sind:

- A) Poröse Platten
- B) Lochboden (Gasaustritt nach oben)
- C) Düsenboden (Gasaustritt seitlich)
- D) Glockenboden (Gasaustritt nach unten bzw. seitlich)



**Abbildung 22: Mögliche Düsenbodendesigns und zugehörige Blasenbildungscharakteristik, nach [141]**

Im DDW-Trockner wurden Glockendüsen (Bauform D) für den Gaseintritt gewählt (siehe Abbildung 127 auf Seite 211, rechts unten). Dies ermöglicht ein Abfließen der Kohle nach unten aus dem Trockner für den kontinuierlichen Trocknungsprozess.



## 3 Charakterisierung von Trocknungsgut und Trocknungsmedium

### 3.1 Braunkohle als Trocknungsgut

#### 3.1.1 Verfahrenstechnische Charakterisierung

##### 3.1.1.1 Charakterisierung des einzelnen Kohlekorns

##### Sphärizität und Formfaktor

Ein reales Braunkohlepartikel hat nur mit sehr grober Näherung eine sphärische Form. Bei genauer Betrachtung weicht es deutlich von der Kugelform ab. Die folgende Abbildung veranschaulicht die Problematik der Durchmesserdefinition vereinfacht auf 2-dimensionaler Ebene.

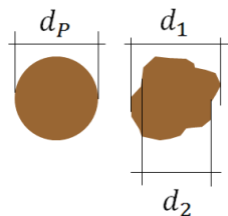


Abbildung 23: Zweidimensionale Veranschaulichung des Problems der Durchmesserdefinition eines Realpartikels

Das ideale Partikel hat nach der Modellvorstellung die Form einer Kugel. Um die Abweichung der Form des realen Partikels mathematisch zu quantifizieren, wird die Sphärizität verwendet, die nach folgender Gleichung definiert ist. Da die Kugel die kleinste (äußere) Oberfläche für ein gegebenes Volumen aufweist, gilt stets:  $\varphi_{Sp} \leq 1$ .

$$\varphi_{Sp} = \frac{\text{Partikeloberfläche}}{\text{Oberfläche der volumengleichen Kugel}} = \frac{1}{\varphi_{Form}}$$

Es gilt:  $\varphi_{Sp} \leq 1$ , für Kugel:  $\varphi_{Sp} = 1$

Gleichung 26: Definition der Sphärizität

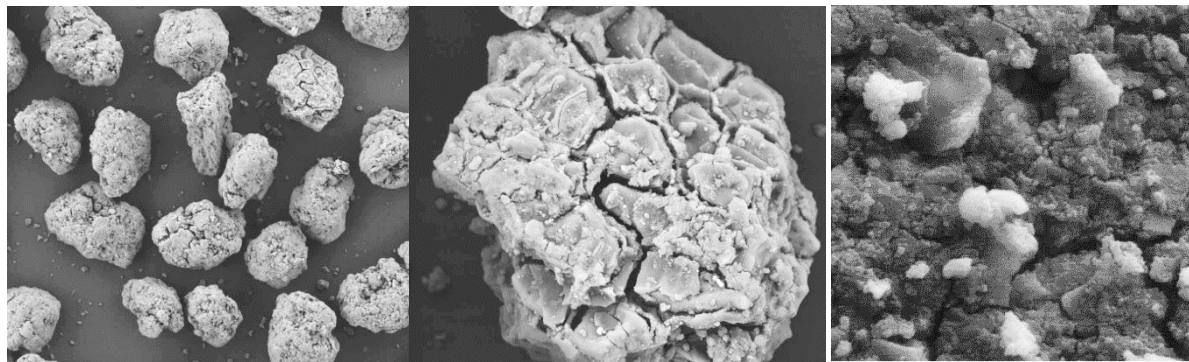
In zahlreichen Literaturwerken findet auch der reziproke Wert mit der Bezeichnung Formfaktor Anwendung:

$$\varphi_{Form} = \frac{1}{\varphi_{Sp}} = \frac{\text{Oberfläche der volumengleichen Kugel}}{\text{Partikeloberfläche}}$$

Es gilt:  $\varphi_{Form} \geq 1$

Gleichung 27: Definition des Formfaktors

Das ideal kugelförmige Partikel hätte eine Sphärizität von 1, für Braunkohlenstaub wird von Michel [97] ein Wert von 0,606 [-] angegeben. Schreiber [115] gibt in seiner Dissertation einen Wert von 0,78 [-] für Lausitzer Braunkohle an. Die folgenden Abbildungen, aufgenommen mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) veranschaulichen die Form einiger Braunkohlepartikel.



**Abbildung 24:** Braunkohlekörner unter dem REM – Korngrößenklasse: 180 – 250  $\mu\text{m}$

Bildbreite entspricht ca. 1 mm

**Abbildung 25:** Braunkohlekorn unter dem REM – Korngrößenklasse: 180 – 250  $\mu\text{m}$

Bildbreite entspricht ca. 200  $\mu\text{m}$

**Abbildung 26:** Braunkohlekorn unter dem REM – Korngrößenklasse: 4000 – 6000  $\mu\text{m}$

Breite entspricht ca. 50  $\mu\text{m}$

### Reindichte und Rohdichte

**Die Reindichte** ist definiert als die Dichte des porenfreien Feststoffes und beträgt für Weichbraunkohle ca. 1.400 bis 1.500  $\text{kg}/\text{m}^3$  [70].

**Die Rohdichte** bezeichnet die Dichte des porösen Feststoffes, d.h. das Porenvolumen ist Teil des Gesamtvolumens bei der Berechnung des Verhältnisses von Masse zu Volumen.

Die Rohdichte des Braunkohlekorns berechnet sich nach Effenberger [40] wie folgt:

$$\rho_{roh} = (1 + W)(916,5 - 933,9 \cdot W + 797,8 \cdot W^2 - 257,6 \cdot W^3)$$

**Gleichung 28:** Zur Berechnung der Rohdichte von Braunkohle in Abhängigkeit vom Wassergehalt [40]

In der Literatur sind folgende Angaben zur Rohdichte zu finden: 900 bis 1000  $\text{kg}/\text{m}^3$  bzw. 1.130 bis 1.220  $\text{kg}/\text{m}^3$  in [39], [40]

### 3.1.1.2 Charakterisierung der Kohle als polydisperses Schüttgut

#### 3.1.1.2.1 Mittlere Durchmesser eines polydispersen Schüttgutes

Ein disperses<sup>18</sup> Schüttgut besteht im einfachsten Fall aus kugelförmigen Einzelpartikeln, die alle einen gleichen Durchmesser aufweisen. Daher bezeichnet man diese als monodispers [83]. Braunkohle in gemahlener Form, wie sie bei technischen Prozessen zur Anwendung kommt, weist hingegen ein breites Korngrößenspektrum auf. Zur Charakterisierung eines polydispersen Feststoffes kommen in der mechanischen Verfahrenstechnik mehrere Durchmesser zum Einsatz. Kleinere Partikel weisen eine spezifisch höhere Oberfläche bezogen auf das Volumen auf. Da die spezifische Oberfläche für die Wärme- und Stoffübertragung und somit für die Trocknung von großer Bedeutung ist, findet der Sauter-Durchmesser (oft als  $d_{32}$  bezeichnet) in der Wirbelschicht-Trocknung häufig Anwendung. Der Sauter-Durchmesser berechnet sich auf Basis dieses Oberfläche/Volumen-Verhältnisses.

**Tabelle 4: Definitionen gemittelter Durchmesser zur Charakterisierung polydisperser Schüttgüter**

| Kürzel                 | Bezeichnung           | Berechnungsbasis / Ermittlung   |
|------------------------|-----------------------|---|
| $d_{50}$               | Mittlerer Durchmesser | Korndurchmesser, welcher bei Durchgang von 50 Masse-% durch das Sieb (nach DIN 4924) vorliegt.<br>Ermittlung: Grafisch aus Sieblinien-Diagramm, z.B. Abbildung 97 ff. ab Seite 166. |
| $d_{Martin}$           | Martin-Durchmesser    | Ermittlung: Siehe Gleichung 29. (Nach Martin [91]).   |
| $d_{32}$ <sup>19</sup> | Sauter-Durchmesser    | Ermittlung: Siehe Gleichung 30.   |
| $d_{eq}$               | Equivalent-Durchm.    | mittels Fluidisierungsversuchen: Durchmesser mit gleichem Lockerungspunkt: wenn stark polydispers jedoch ungenau  |

$$d_{Martin} = \frac{1}{\left(\sum_{i=1}^n \frac{\omega_i}{\sqrt{d_i}}\right)^2}$$

**Gleichung 29: Zur Berechnung des Martin-Durchmessers [90]**

$$d_{32} = d_{sauter} = \frac{1}{\sum \frac{\omega_i}{d_i}}$$

**Gleichung 30: Zur Berechnung des Sauter-Durchmessers [117]**

<sup>18</sup> Körnig

<sup>19</sup> Der Index 3,2 entstammt der Theorie zur Beschreibung der Verteilung von Partikeln hinsichtlich Anzahl (Index 0), Länge (Index 1), Fläche (Index 2), Volumen bzw. Masse (Index 3). Da dieser Durchmesser sowohl Fläche als auch Volumen bzw. Masse einbezieht, enthält er beide Index-Ziffern: 3 und 2.

Typische mittlere Durchmesser für feinkörnige (0 bis 2 mm) und grobkörnige (0 bis 6,3 mm) Braunkohle sind in nachstehender Tabelle dargestellt. Eine vollständige Darstellung der Messdaten aus denen diese Werte berechnet worden sind, befindet sich im Anhang in Form von Tabelle 47 und Tabelle 48 ab Seite 169.

**Tabelle 5: Mittlere Durchmesser von Grobkorn und Feinkorn (Braunkohle)**

|                           | <b>Grobkorn</b>  | <b>Feinkorn<br/>(Mittelwerte mehrerer 0 – 2 mm Proben*)</b> |
|---------------------------|--|---|
|                           | <b>0 – 6,3 mm</b>                                      | <b>0 – 2 mm</b>   |
|                           | <b>µm</b>  | <b>µm</b>   |
| <b>d<sub>50</sub></b>     | 953  | 246   |
| <b>d<sub>Martin</sub></b> | 441  | 160   |
| <b>d<sub>32</sub></b>     | 252  | 117   |
| <b>Quelle</b>             | Tabelle 47, Seite 169,<br>dazu Abbildung 97, Seite 166 | Tabelle 48, Seite 169,<br>*dazu Abbildung 102, Seite 168    |

### 3.1.1.2.2 Sieblinie und Korngrößenverteilung

Die vorab vorgestellten mittleren Durchmesser dienen zur vereinfachten Beschreibung des polydispersen Körnungsbandes mittels eines singulären Wertes. Diese minimalistische Beschreibung ist für eine Berechnung, welche einen diskreten Wert für die Korngröße als Einflussparameter erfordert, durchaus zweckmäßig. Diese Werte für den mittleren Durchmesser liefern jedoch keinerlei Aussage zur Breite der Verteilung, aus der dieser mittlere Durchmesser berechnet wurde. Dies bedeutet, dass sich ggf. aus sehr unterschiedlich breiten Verteilungen gleiche mittlere Durchmesser berechnen lassen. Zur Beschreibung der Korngrößenverteilung kommt eine Sieblinie zum Einsatz. Das Korngrößenspektrum wird dabei in eine bestimmte Anzahl von Größenintervallen aufgeteilt und die Masse des Intervalls als Anteil an der Gesamtmasse beschrieben. Die Siebschnitte der Sieblinie sind in Tabelle 47 im Anhang auf Seite 169 dargestellt. Das folgende Diagramm verdeutlicht die Zusammensetzung des polydispersen Korngrößengemisches. Durch Auswägen der absoluten Massen (rot) der einzelnen Siebschnitte, lassen sich daraus die relativen Massen (orange) berechnen. Durch das kumulative Aufsummieren von der kleinsten zur größten Klasse ergibt sich der als „Sieblinie“ bezeichnete Verlauf (grün).

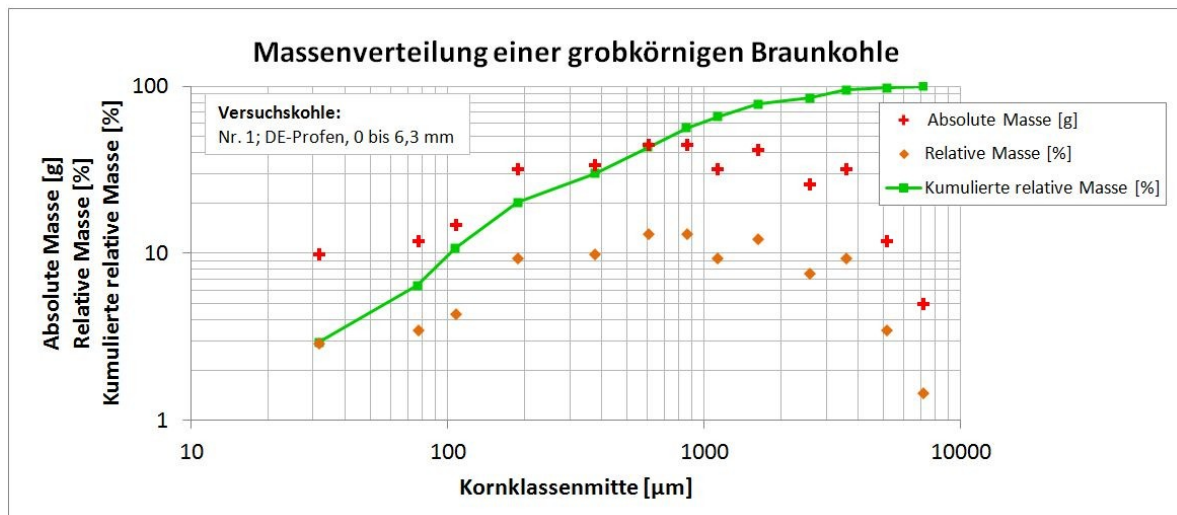


Abbildung 27: Massenverteilung und sich ergebende Sieblinie für ein polydisperses Grobkorn

Die Sieblinien der für die experimentellen Untersuchungen eingesetzten Kohlen befinden sich im Anhang in Form einer grafischen Darstellung (Abbildung 97 bis Abbildung 101 ab Seite 166) und in Form der Messdaten in Tabelle 47 und Tabelle 48 ab Seite 169.

Eine weitere Möglichkeit die Korngrößenverteilung einer polydispersen Feststoffschüttung darzustellen und zu charakterisieren, ist die Darstellung als RRSB<sup>20</sup>-Verteilung nach DIN 66145 [34]. Entspricht die Verteilung der RRSB-Verteilung besteht eine linearisierte Darstellung der Summenkurve der Korngrößenverteilung (siehe Abbildung 103, Seite 170).

Die Gerade, die infolge der Linearisierung entsteht, wird durch die Steigung  $n$  und die Kennzahl  $d'$  auf der Abszisse charakterisiert. Durch eine Parallelverschiebung der linearisierten Summenkurve der Verteilung in den Ursprung des Diagrammes können mit Hilfe der Randmaßstäbe die Parameter  $n$  und  $S_V \cdot d' / \varphi$  abgelesen werden. Mit bekanntem Formfaktor und der Dichte des Feststoffes sind daraus die volumenspezifische Oberfläche  $S_V$  und die massenspezifische Oberfläche  $S_m$  berechnenbar. [83], [16]

$$D(d) = 1 - R(d) = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{d}{d'} \right)^n \right]$$

Gleichung 31: Definition der RRSB-Funktion [34]

<sup>20</sup> Benannt nach den Entwicklern/Autoren des Diagrammes Rosin, Rammler, Sperling und Bennet

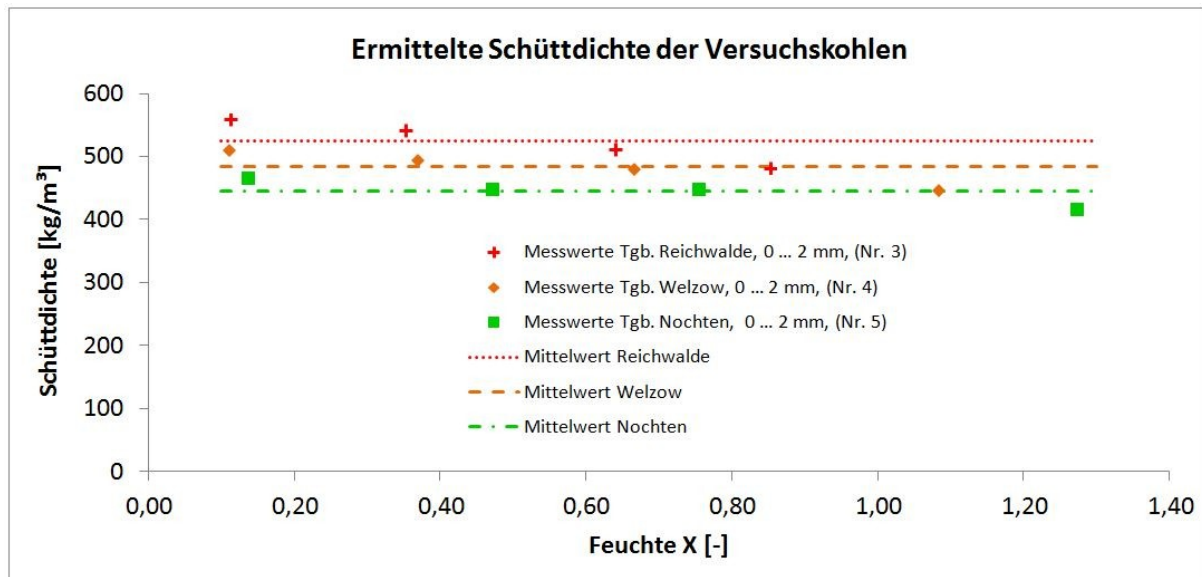
### 3.1.1.2.3 Schüttdichte

Zur weiteren Charakterisierung der Kohle, als zu trocknendes Gut, dient die Schüttdichte. Sie ist neben der Korngrößenverteilung und der Kompression (abhängig von der Höhe der Feststoffschüttung), auch vom Wassergehalt abhängig, da die wassergehaltsabhängige Schrumpfung auch indirekt die Schüttdichte beeinflusst. In der Literatur werden folgende Werte für die Schüttdichte angegeben:

**Tabelle 6: Schüttdichten für unterschiedliche Kohlequalitäten [83]**

| Kohlequalität<br>(Wassergehalt und Mahlstufe) | Schüttdichte <sup>21</sup> [kg/m <sup>3</sup> ] |                      |        |
|---|---|----------------------|--------|
|   | Min   | Max                  | Mittel |
| Gemahlene Trockenbraunkohle [83]              | 500   | 600                  | 550    |
| Trockener Braunkohlenstaub [83]               | 400   | 500                  | 450    |
| Eigene Messungen:<br>Reichwalde, 0 bis 2 mm   | 483, bei X = 0,85 [-]                           | 559 bei X = 0,11 [-] | 524    |
| Eigene Messungen:<br>Welzow, 0 bis 2 mm       | 448 bei X = 1,08 [-]                            | 512 bei X = 0,11 [-] | 485    |
| Eigene Messungen:<br>Nochten, 0 bis 2 mm      | 417 bei X = 1,27 [-]                            | 467 bei X = 0,14 [-] | 446    |

Die folgende Abbildung veranschaulicht die Messwerte zur Schüttdichte.



**Abbildung 28: Messwerte für Schüttdichten von Lausitzer Braunkohlen**

Die Messungen der Schüttdichte orientierten sich an der DIN EN ISO 60 [31] und [32].

<sup>21</sup> Vergleiche Rohdichte (900 bis 1.220 kg/m<sup>3</sup>) und Reindichte (1.400 bis 1.500 kg/m<sup>3</sup>) bei Charakterisierung des Einzelkornes

### 3.1.1.2.4 Fluidisierungsgeschwindigkeiten der Partikel

Für die in der Sieblinie der polydispersen 0 bis 2 mm Körnung enthaltenen Korngrößen wurden gemäß der Wirbelschichttheorie sowohl die Lockerungsgeschwindigkeit als auch die Austragsgeschwindigkeit berechnet (mittels Gleichung 15 und Gleichung 17, S. 29). Zur Interpretation der Geschwindigkeiten siehe Abbildung 19 auf Seite 24.

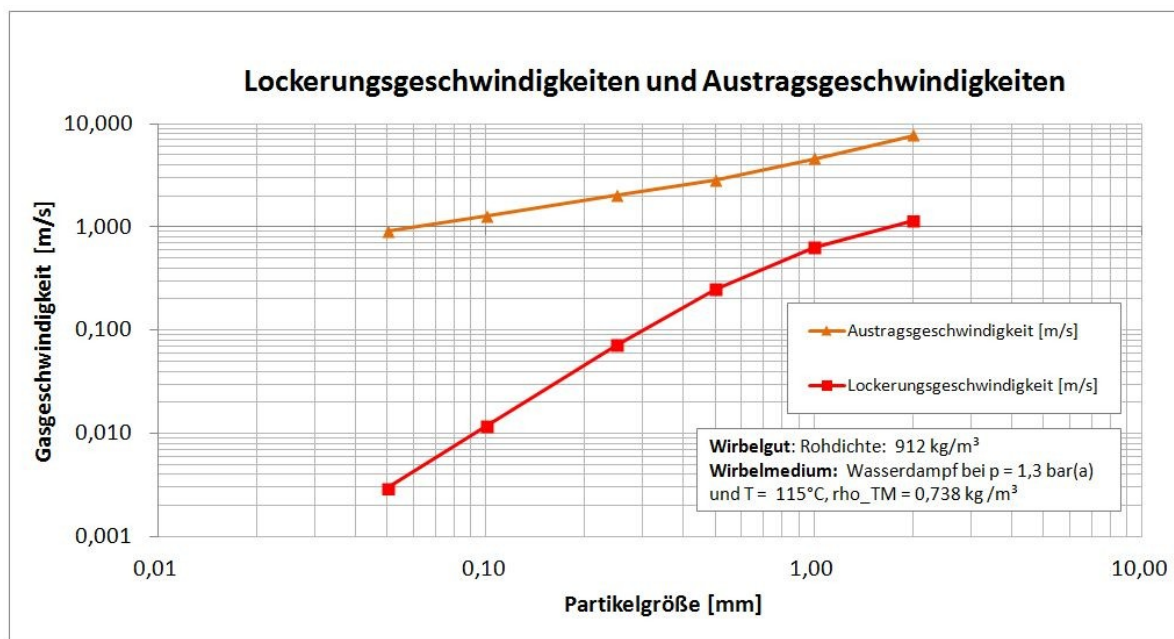


Abbildung 29: Berechnete Lockerungs- & Austragsgeschwindigkeiten abhängig von der Partikelgröße

Jeder Partikelgröße lässt sich, bei bekannter Dichte von Gas und Feststoff, gemäß Wirbelschichttheorie eine Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit und eine Austragsgeschwindigkeit zuweisen. Polydisperse Kohleschüttungen weisen hier jedoch ein besonderes Verhalten auf. Die großen Partikel lassen sich mit einer Gasgeschwindigkeit fluidisieren, die weit unter dem theoretischen Wert liegt, welcher sich für das Einzelpartikel errechnet. Der Impulsaustausch mit den kleineren, bereits fluidisierten Partikeln ist für dieses besondere Systemverhalten von polydisperser Wirbelgut verantwortlich.

Tabelle 7: Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit und Austragsgeschwindigkeit von Partikeln

| Partikelgröße     | Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit | Austragsgeschwindigkeit |
|-------------------|--------------------------------------|-------------------------|
| [ $\mu\text{m}$ ] | [m/s]                                | [m/s]                   |
| 40                | 0,002                                | 0,804                   |
| 100               | 0,012                                | 1,272                   |
| 500               | 0,252                                | 2,844                   |
| 2000              | 1,151                                | 7,664                   |

Berechnung mit Gasdichte von Wasserdampf, bei 1,3 bar(a) und 115 K, nach Martin [90]

### 3.1.1.2.5 Schüttwinkel und Fließfähigkeit

Ein weiterer wesentlicher Parameter zur Charakterisierung des Schüttgutes ist der Schüttwinkel. Dieser ist ein entscheidendes Maß für die Fließfähigkeit des Gutes und muss besonders bei der Auslegung von kontinuierlich betriebenen DDWT-Trocknern, sowie der benötigten peripheren Anlagen berücksichtigt werden. Merzsch [95] ermittelte im Rahmen des Forschungsprojektes DDWT-GROP [76] den Schüttwinkel von Lausitzer und Mitteldeutscher Braunkohle in Anlehnung an DIN-ISO 4324 [30].

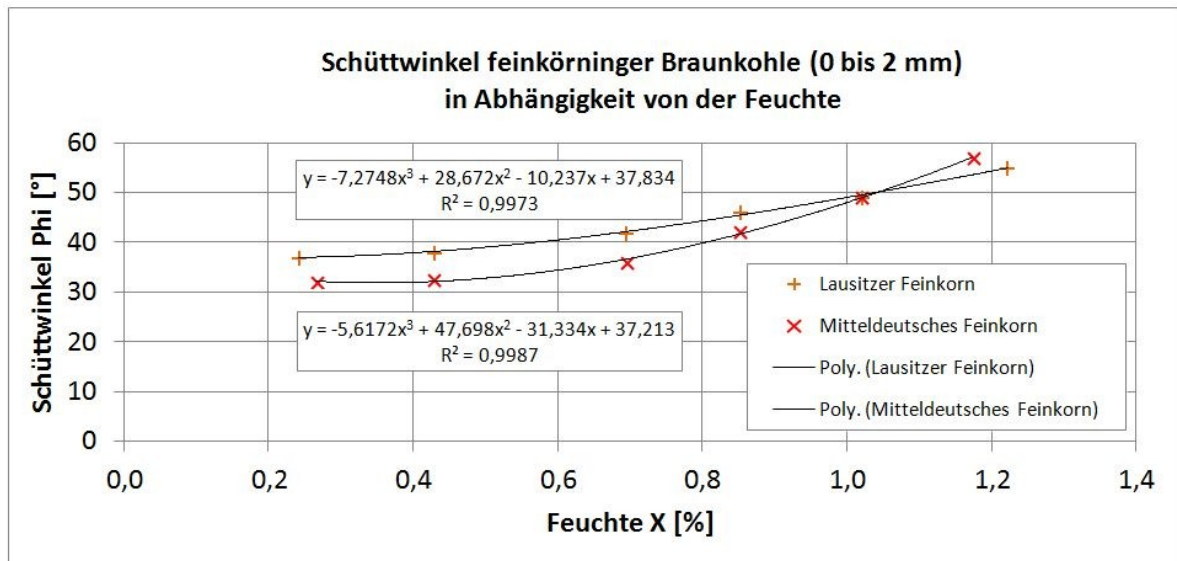


Abbildung 30: Schüttwinkel von Braunkohle (Feinkorn) in Abhängigkeit von der Feuchte, nach [95]

Für die Handhabung feuchter Braunkohle sollte der Winkel von schrägen Behälterwänden mindesten  $60^\circ$  gegenüber der Horizontalachse betragen. Flachere Behälterwände können sonst zu Ablagerungen und Ballkombildung führen.

## 3.1.2 Adsorptive Charakterisierung

### 3.1.2.1 Äußere Oberfläche für Wärme- und Stoffübergang

Sowohl für die Zufuhr der Wärme zum Trocknungsgut, als auch für das Ausströmen des Wasserdampfes aus dem Kohlekorn ist die äußere Oberfläche des Kornes entscheidend. Die folgende Abbildung veranschaulicht die Abhängigkeit der volumenspezifischen äußeren Oberfläche von der Partikelgröße.

$$A_{O,\ddot{a}} = \frac{A_{O,P}}{V_{Kug}} = \frac{A_{Kug} \cdot \frac{1}{\varphi_{Sp}}}{V_{Kug}} = \frac{\pi \cdot d_{Kug}^2}{\frac{1}{6} \cdot \pi \cdot d_{Kug}^3 \cdot \varphi_{Sp}} = \frac{6}{d_{Kug} \cdot \varphi_{Sp}}$$

Gleichung 32: Zur Berechnung der volumenspezifischen äußeren Oberfläche



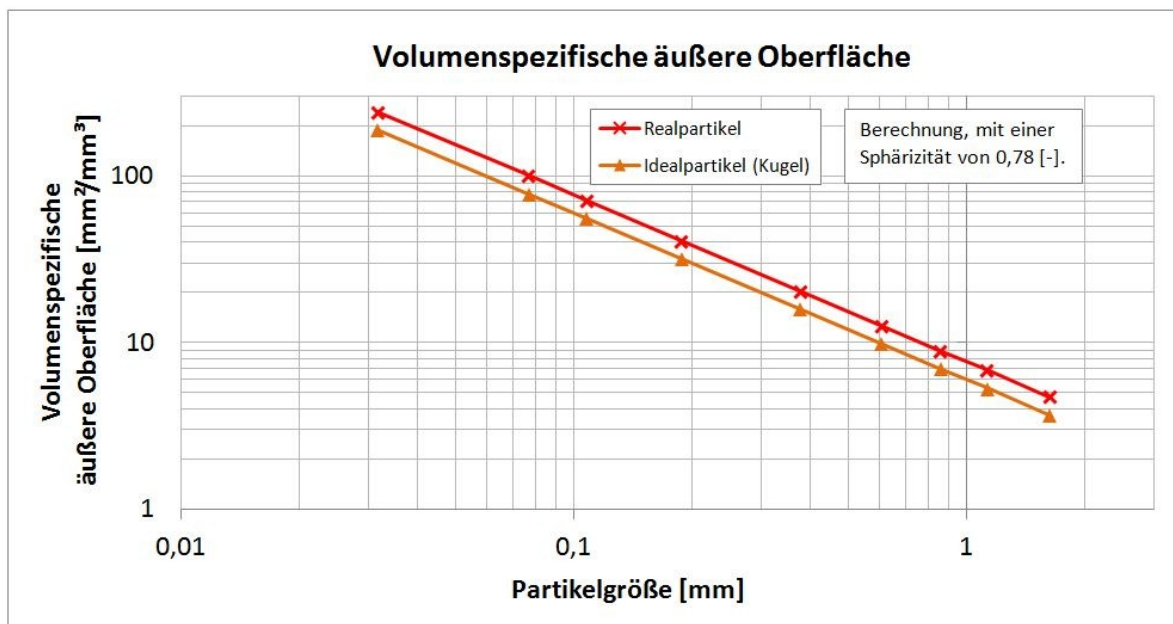


Abbildung 31: Volumenspezifische äußere Oberfläche für ein Idealpartikel und ein Realpartikel

Im Abschnitt 4.2 ab Seite 56 werden die Phänomene, welche mit der adsorptiven Charakterisierung in Zusammenhang stehen, detailliert betrachtet. An dieser Stelle werden lediglich die Eigenschaften dargestellt, welche sich mit einem Stoffwert beschreiben lassen.

### 3.1.2.2 Innere Oberfläche und Porengröße

Gemäß Höhne [61] liegen die Kapillardurchmesser von Lausitzer Braunkohle in der Größenordnung von ca. 2 nm bis ca. 200 nm. Evans [42] gibt für Poren in der gleichen Größenordnung die Menge der in diesen Porengrößen eingelagerten Wassermasse an (siehe folgende Abbildung, Werte auf rechter Ordinate).

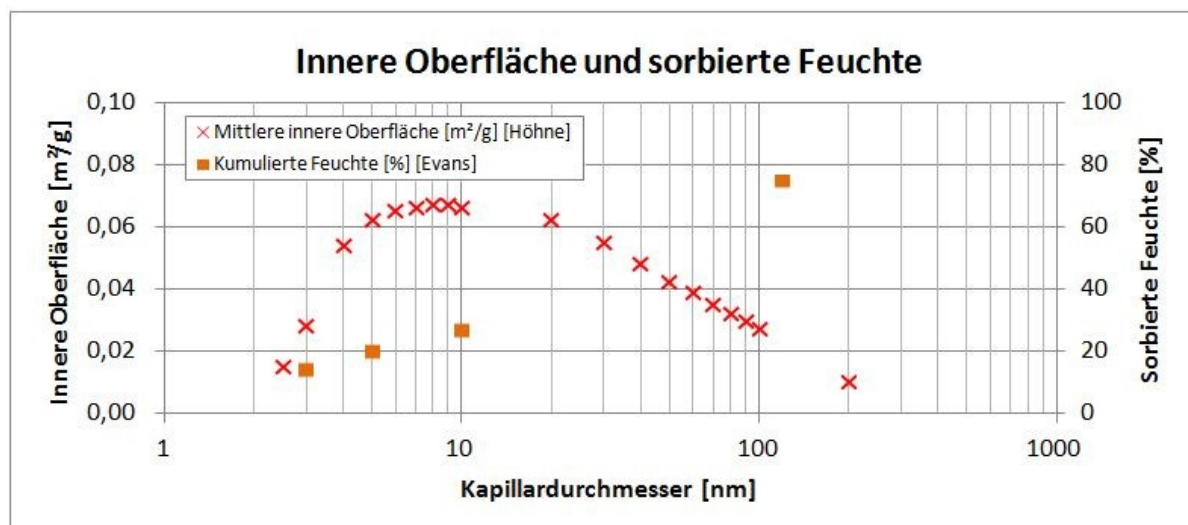


Abbildung 32: Innere Oberfläche und sorbierte Feuchte über dem Kapillardurchmesser, Werte aus [61] und [42]

Da Braunkohle eine Feuchte von bis zu ca. 130% aufweist, deutet dies auf Poren  $> 200$  nm hin, da bei der Desorptionsmessung der Kohle von Evans bereits bei einem Kapillardurchmesser von 120 nm nur noch eine Feuchte von 75% vorliegt. Es wird an dieser Stelle auf die Messgrenzen des von Höhne verwendeten Messgerätes hingewiesen. Der mit dem Belsorp-Mini-II erfassbare Porengrößenbereich liegt laut Herstellerangaben zwischen  $0,35 \text{ nm} < d < 200 \text{ nm}$ . Es kann somit nicht ausgeschlossen werden, dass Porengrößen existieren, die außerhalb dieser Intervallgrenzen liegen. Hier besteht eindeutig weiterer Forschungsbedarf, um die innere Oberfläche mit Sicherheit exakt quantifizieren zu können. Bei einer solchen Messung ist zudem zu beachten, dass der Moleküldurchmesser des gewählten Messgases kleiner sein muss, als die zu messende Minimalporengröße, da das Gas sonst nicht in die Pore eintreten kann. Bereits vor der Messung sollte möglichst eine Kenntnis zur Größenordnung der Messgröße vorliegen. Anderenfalls muss die Versuchsmatrix sowohl methodisch als auch bezüglich des untersuchten Wertintervalls sehr breit angelegt werden. Es sind hier idealerweise vergleichende Messungen mit den Verfahren nach Dubinin-Astakhov (siehe z.B. [17]) und Dubinin-Radushkevich (siehe z.B. [103]) durchzuführen. Bongers gibt in [9] deutlich größere innere Oberflächen von 223 ... 241  $\text{m}^2/\text{g}$  (+/- 20 g) für Australische Braunkohle an. Neben der Porengrößenverteilung werden von Höhne folgende Werte zur Charakterisierung der adsorptiven Eigenschaften von Lausitzer Braunkohle angegeben:

**Tabelle 8: Kapillarkennwerte von Lausitzer Braunkohle, [62] entnommen**

| Eigenschaft                                | Wert  | Einheit                   |
|--|-------|---------------------------|
| Probegesamtoberfläche                      | 1.776 | $[\text{m}^2/\text{kg}]$  |
| Kapillarvolumen                            | 10,48 | $[\text{cm}^3/\text{kg}]$ |
| Kapillaroberfläche                         | 1.474 | $[\text{m}^2/\text{kg}]$  |
| Mittlerer Kapillardurchmesser              | 28,43 | $[\text{nm}]$             |
| nach DIN ISO 9277 [37] bzw. DIN 66134 [33] |       |                           |

In DIN ISO 9277 [37] werden die Porengrößen wie folgt gegliedert:

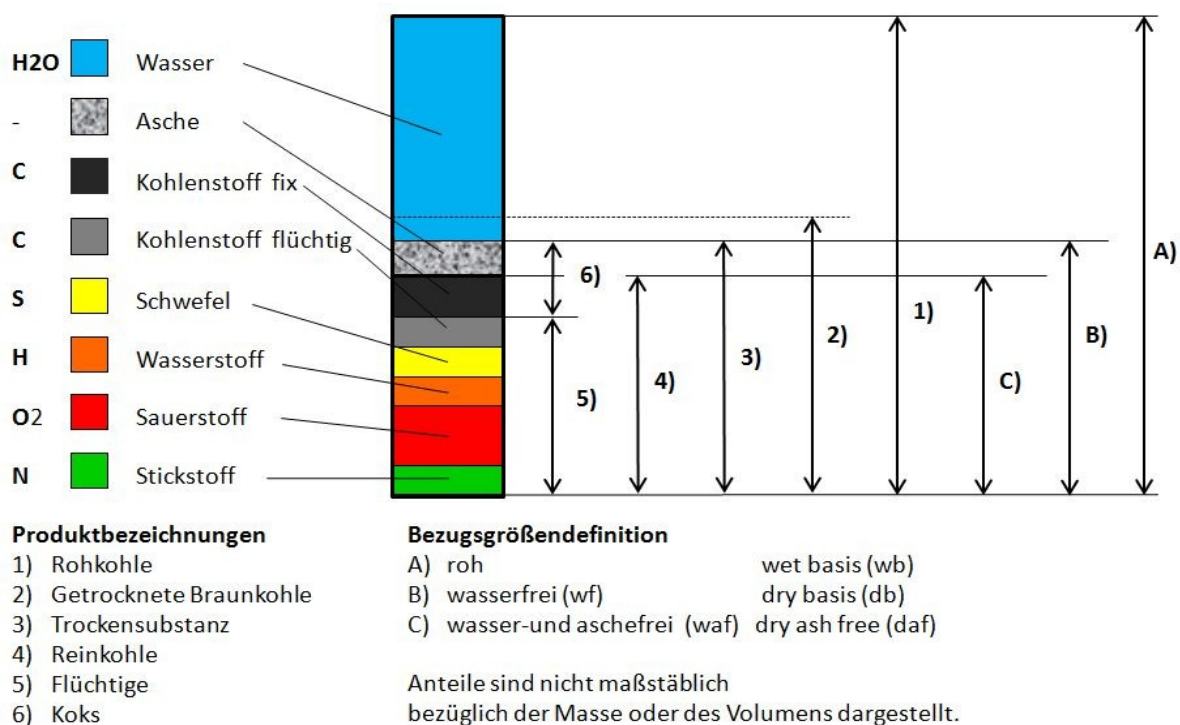
- Makroporen:  $d_{por} > 50 \text{ nm}$
  - Mesoporen:  $2 \text{ nm} \leq d_{por} \leq 50 \text{ nm}$
  - Mikroporen:  $d_{por} \leq 2 \text{ nm}$
- (Supermikroporen:  $0,7 \text{ nm} \leq d_{por} \leq 2 \text{ nm}$ , Ultramikroporen:  $d_{por} \leq 0,7 \text{ nm}$ )

Nach den Porengrößenangaben von Höhne und Evans handelt es sich bei Braunkohle um einen kapillarporösen Feststoff, welcher Makroporen und Mesoporen aufweist. Aufgrund der messtechnischen Untergrenze von 2 nm bei den Messungen von Höhne, lässt sich nicht ausschließen, dass Braunkohle auch Mikroporen enthält.

### 3.1.3 Chemische Charakterisierung

#### 3.1.3.1 Elementaranalyse

Um die grundlegende chemische Zusammensetzung der Kohle anzugeben, wird die Immediatanalyse genutzt. Kohle besteht demnach aus dem fixen Kohlenstoff, den flüchtigen Bestandteilen, der Asche (nicht brennbare Substanzen) und dem vom Kohlekorn sorbierten Wasser. Ausgehend von dieser Analyse werden die Bezugsgrößen festgelegt (siehe folgende Abbildung), um die prozentualen Anteile der Stoffe, die sich mit abnehmendem Wassergehalt ändern, angeben zu können. Die Elementaranalyse gibt einen genauen Aufschluss über die einzelnen chemischen Bestandteile der Kohle. Die folgende Abbildung veranschaulicht rein qualitativ die chemische Zusammensetzung der Kohle und gibt Aufschluss über zugehörige Begriffe und Bezugsgrößen für Anteilsdefinitionen der einzelnen Stoffgruppen bzw. der Reinstoffe.



**Abbildung 33: Symbolische Darstellung der chemischen Zusammensetzung der Kohle ohne Ascheanalyse, nach [70]**

Die nachfolgende Tabelle dient zunächst der qualitativen Einordnung der Kohle aus dem Lausitzer Revier innerhalb der Abbaugelände in Deutschland. Perspektivisch könnte die DDW-Trocknungstechnologie auch für die Trocknung von Kohlen aus anderen Lagerstätten innerhalb Deutschlands und weltweit eingesetzt werden. Aufgrund der Dampfkondensation während des nullten Trocknungsabschnittes und der dadurch erhöhten Agglomerationsneigung, ist es von besonderem Interesse den Wassergehalt der Kohlen vor Trocknung zu betrachten.

**Tabelle 9: Einordnung der Lausitzer Kohlequalität innerhalb der deutschen Reviere, [24] entnommen**

| Reviere  | Wassergehalt | Aschegehalt | Schwefelgehalt | Heizwert       |
|--|--------------|-------------|----------------|----------------|
|  | [%]          | [%]         | [%]            | [kJ/kg]        |
| Lausitz  | 48 - 58      | 2,5 - 16,0  | 0,3 - 1,5      | 7.800 - 9.500  |
| Mitteldeutschland  | 48 - 54      | 6,5 - 10,0  | 1,3 - 2,1      | 9.000 - 11.300 |
| Helmstedt  | 40 - 50      | 5,0 - 20,0  | 1,0 - 3,0      | 8.500 - 11.500 |
| Rheinland  | 50 - 60      | 2,5 - 8,0   | 0,15 - 0,5     | 7.800 - 10.500 |
| Ausführliche Daten siehe Standardwerk: "Kohlecharakterisierung und Kohleverbrennung" [146] |              |             |                |                |

Die folgende Tabelle stellt die vier wesentlichen Qualitätsmerkmale (Wassergehalt, Aschegehalt, Schwefelgehalt, Heizwert) für Kesselkohlen und Brikettkohlen für zwei verschiedene Lausitzer Tagebaue vergleichend dar.

**Tabelle 10: Kohlequalitätswerte der Kohlen aus Lausitzer Tagebauen, Daten aus [104] entnommen**

| Tagebau              | Wassergehalt, roh |           | Aschegehalt, roh |           | Schwefelgehalt, roh |           | Heizwert, roh |           |
|----------------------|-------------------|-----------|------------------|-----------|---------------------|-----------|---------------|-----------|
|                      | [%]               |           | [%]              |           | [%]                 |           | [kJ/kg]       |           |
|                      | ∅                 | Von – bis | ∅                | Von – bis | ∅                   | Von – bis | ∅             | Von – bis |
| <b>Kesselkohlen</b>  |                   |           |                  |           |                     |           |               |           |
| Nochten              | <b>57,0</b>       | 55,5-58,5 | <b>3,5</b>       | 2,6-5,5   | <b>0,8</b>          | 0,4-1,4   | <b>8600</b>   | 8200-8950 |
| Welzow-Süd           | <b>55,8</b>       | 54,0-56,9 | <b>3,9</b>       | 2,6-6,9   | <b>0,8</b>          | 0,3-1,4   | <b>8800</b>   | 8300-9200 |
| <b>Brikettkohlen</b> |                   |           |                  |           |                     |           |               |           |
| Nochten              | <b>58,0</b>       | -         | <b>3,0</b>       | 2,5-4,2   | <b>0,45</b>         | 0,25-0,55 | <b>8600</b>   | 8200-9200 |
| Welzow-Süd           | <b>58,0</b>       | -         | <b>3,0</b>       | 2,6-4,4   | <b>0,4</b>          | 0,25-0,55 | <b>8800</b>   | 8700-9300 |

Die folgende Tabelle gibt Mittelwerte der einzelnen chemischen Bestandteile für Lausitzer Kraftwerkskohlen für drei unterschiedliche Trocknungsstufen an.

**Tabelle 11: Quantifizierung der chemischen Zusammensetzung von Lausitzer Braunkohlen, [83] entnommen**

| Bestandteil            | Rohkohle   | Brikettierkohle | Kraftwerks-TBK |
|------------------------|------------|-----------------|----------------|
| Trocknungsgrad         | roh        | vorgetrocknet   | vorgetrocknet  |
|                        | [Massen-%] | [Massen-%]      | [Massen-%]     |
| H <sub>2</sub> O       | 56,1       | 19              | 12             |
| C                      | 26,7       | 49,2            | 53,4           |
| O                      | 9,4        | 17,3            | 18,8           |
| Asche                  | 4,9        | 8,9             | 9,7            |
| H                      | 1,9        | 3,5             | 3,8            |
| S                      | 0,8        | 1,5             | 1,6            |
| N                      | 0,3        | 0,6             | 0,6            |
| H <sub>u</sub> [kJ/kg] | 8.600      | 17.980          | 19.750         |

Braunkohle wird als qualitativ hochwertig bezeichnet, wenn zum einen die Asche- und Schwefelgehalte gering sind und sie zum anderen einen vergleichsweise hohen Heizwert aufweist.

Aus der dargestellten chemischen Zusammensetzung der Kohle, mit einem nennenswerten Anteil an flüchtigen Bestandteilen, ergibt sich die Frage der thermisch-chemischen Stabilität. Die DDW-Trocknung erfolgt bei Temperaturen von bis zu 200°C. Aus diesem Grund erfolgt hier eine kurze Betrachtung der thermisch-chemischen Stabilität. Unter der Voraussetzung des Abschlusses der Braunkohle gegenüber äußerem Sauerstoff beginnt die thermische Zersetzung der Kohle erst bei Temperaturen von ca. 250 bis 300°C durch die Bildung eines Teernebels [61]. (Siehe auch: Bongers [9], Kreulen [78] und Rammler [112]). Ab dieser Temperatur werden die leicht flüchtigen Bestandteile von der langkettigen Struktur der Kohle (siehe folgende Abbildung) abgespalten. Diese Temperaturen werden jedoch bei DDWT-typischen Drücken und Überhitzungen nicht erreicht (siehe Abbildung 121, auf Seite 205). Die folgende Abbildung verdeutlicht den strukturellen Aufbau von Kohle, der aus der in der vorherigen Abbildung zur Zusammensetzung nicht ersichtlich ist.

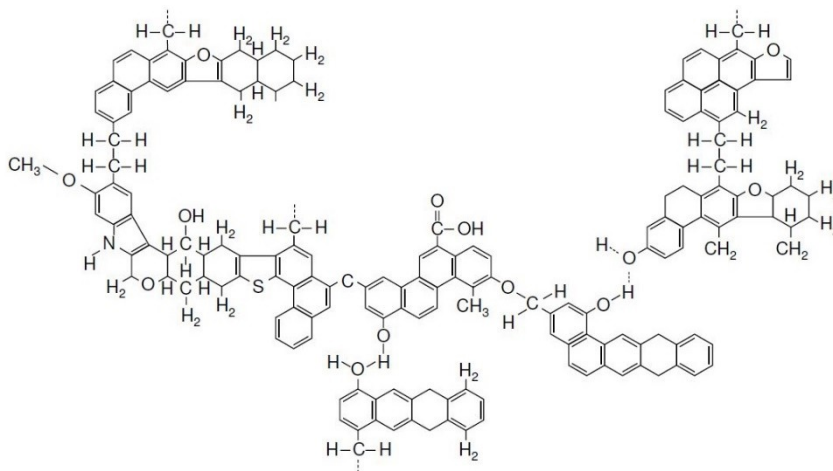


Abbildung 34: Modellvorstellung zur chemischen Struktur von Kohle nach Smoot [116]

### 3.1.3.2 Wassergehalt, Feuchte und Trockensubstanz

Der größte Massenanteil kapillarporöser grubenfeuchter Braunkohle ist Wasser. Um diesen Anteil zu quantifizieren dienen die folgenden Kennwerte: Wassergehalt  $W$ , Feuchte  $X$  und Trockensubstanzanteil  $Z$ . Dabei ist der Wassergehalt  $W$  durch folgende Gleichung definiert:

$$W = \frac{m_{H_2O}}{m_{TS} + m_{H_2O}}$$

**Gleichung 33: Zur Berechnung des Wassergehaltes  $W$  des Trocknungsgutes [83]**

Der Wassergehalt quantifiziert die Masse des Wassers im Verhältnis zur Gesamtmasse des vollgesogenen hygroskopischen Kohlekorns. Somit sind hier Werte in einem Bereich von 0 bis kleiner 1, bzw. von 0% bis kleiner 100% möglich [83]. Die Messbedingungen zur Bestimmung der Analysenfeuchte sind in der Norm 51718 [28] festgelegt. In der Kraftwerkstechnik hat sich die Bestimmung des Wassergehaltes bzw. der Feuchte mit einem Feuchteschnellanalysator bei der in der Norm festgelegten Temperatur von  $135 \pm 2^\circ\text{C}$  etabliert. Die Feuchte  $X$  wurde bereits im Grundlagenkapitel auf Seite 6 definiert; siehe Gleichung 1. Bei der Berechnung der Feuchte  $X$  wird im Gegensatz zum Wassergehalt als Bezugsbasis im Nenner nur die Masse der Kohletrockensubstanz (TS) verwendet. Der Vorteil des Kennwertes „Feuchte“ gegenüber dem Kennwert „Wassergehalt“ ist mathematischer Natur, da für  $X$  ein linearer Zusammenhang zur entzogenen Wassermasse besteht. Bei einer Verdopplung der Wassermasse verdoppelt sich auch der Feuchtegehalt. Die beiden Kennwerte können mit Hilfe folgender Formeln konvertiert werden:

$$X = \frac{W}{1 - W} \quad \text{Für } W \text{ in } [-]; X \text{ in } [-] \quad X = \frac{W \cdot 100}{100 - W} \quad \text{Für } W \text{ in } [\%]; X \text{ in } [\%]$$

**Gleichung 34: Zur Umrechnung vom Wassergehalt  $W$  in die Feuchte  $X$  [83]**

$$W = \frac{X}{1 + X} \quad \text{Für } X \text{ in } [-]; W \text{ in } [-] \quad W = \frac{X \cdot 100}{100 + X} \quad \text{Für } X \text{ in } [\%]; W \text{ in } [\%]$$

**Gleichung 35: Zur Umrechnung von der Feuchte  $X$  in den Wassergehalt  $W$  [83]**

Als weitere Kenngröße zur Beschreibung des Trocknungszustandes findet in der Trocknungstechnik der Trockensubstanzanteil Anwendung, der sich wie folgt berechnet:

$$Z = \frac{m_{TS}}{m_{TS} + m_{H_2O}} = 1 - W \quad 0 \leq Z \leq 1; \text{ Für } X \text{ in } [\%]; W \text{ in } [\%]$$

**Gleichung 36: Zur Berechnung des Trockensubstanzanteils [ergibt sich aus Gleichung 33]**

### 3.1.4 Thermodynamische Charakterisierung

#### 3.1.4.1 Wärmekapazität

Die Wärmekapazität von Braunkohle ist von Wassergehalt und Aschegehalt abhängig. Am Lehrstuhl Kraftwerkstechnik wurde diese im Rahmen einer Bachelorarbeit untersucht. [127]

$$c_{p,BK} = (1 - W - n_{Ash}) \cdot c_{p,BK(waf)} + n_{Ash} \cdot c_{p,Ash} + W \cdot c_{p,H_2O} \quad [127]$$

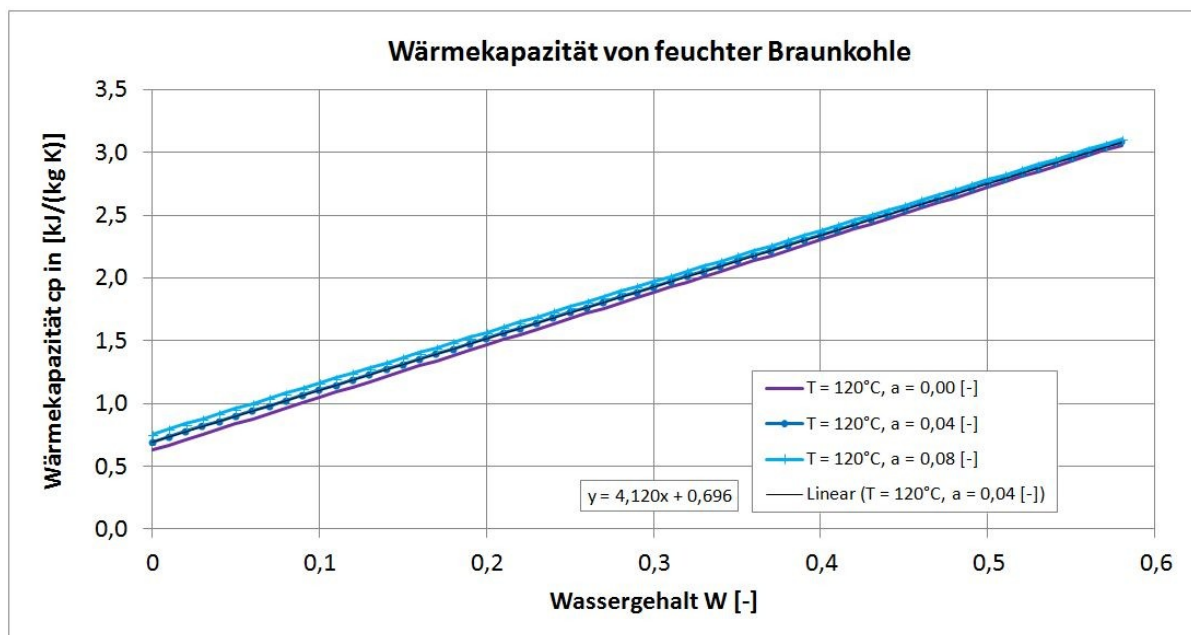
$$c_{p,BK(waf)} = 1,2477 + 0,0042 \cdot T \quad (\text{mit } T \text{ in } [^{\circ}\text{C}] \text{ und } c_p \text{ in } \left[ \frac{\text{kJ}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right])$$

$$c_{p,Ash} = 0,629 \text{ kJ}/(\text{kgK}); \quad c_{p,H_2O} = 4,19 \text{ kJ}/(\text{kgK})$$

$$n_{Ash} = \text{Ascheanteil } [-]; \quad 0 \leq n_{Ash} \leq 1$$

**Gleichung 37: Zur Berechnung der Wärmekapazität von Braunkohle [127]**

Für eine Lausitzer Braunkohle mit einem Wassergehalt von 56% und einem Ascheanteil von 4% liegt die Wärmekapazität bei 3,00 kJ/(kg K) (bei 120°C, wobei der Temperatureinfluss sehr gering ist, siehe Faktor vor T.)



**Abbildung 35: Wärmekapazität von Braunkohle abhängig vom Wassergehalt, nach [127]**

Ausgehend von einem gemittelten Aschegehalt der im Projektrahmen verwendeten Versuchskohlen und bei einer Trocknungstemperatur von 140 °C, kann mit guter Näherung das folgende Polynom für die Berechnung der Wärmekapazität der trocknenden Braunkohle verwendet werden.

$$c_p^{Kohle} = 4,120 \cdot W + 0,696 \cdot c_p \text{ in } \left[ \frac{\text{kJ}}{\text{kgK}} \right]$$

Für  $n_{Ash} = 0,04$  [-] (Richtwert: siehe z.B. Tabelle 11 auf Seite 44);

$T = 120^\circ\text{C}$  (Realistisch für DDWT-Trocknung; vergleiche Abbildung 121 auf Seite 205).

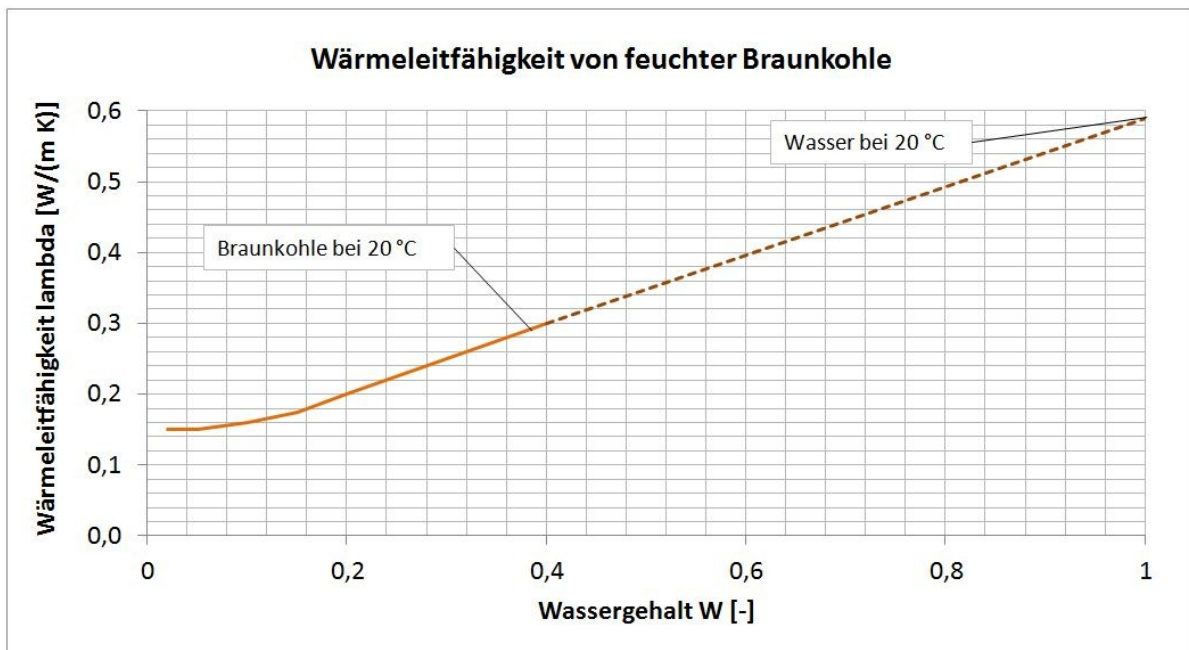
**Gleichung 38: Zur Berechnung der Wärmekapazität feuchter Braunkohle [127]**

### 3.1.4.2 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit ist aufgrund des hohen Wassergehalts in der Rohfeinkohle und den deutlich unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeiten von Trockenbraunkohle und Wasser stark vom Wassergehalt in der Kohle abhängig. In dem für die Kohletrocknung relevanten Wassergehaltsintervall von 60% bis 0% liegt die Wärmeleitfähigkeit zwischen 0,4 W/(m K) und 0,16 W/(m K). Dies bedeutet eine relative Änderung der Wärmeleitfähigkeit des Kohlekorns während der Trocknung auf 40% der ursprünglichen Wärmeleitfähigkeit, die bei dem Ausgangswassergehalt von 60% vorlag.

$$\lambda_p = (0,3 \cdot W^2 + 0,23 \cdot W + 0,1483) \cdot W / (m K) \quad [W] = [-]$$

**Gleichung 39: Zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit feuchter Braunkohle [67]**



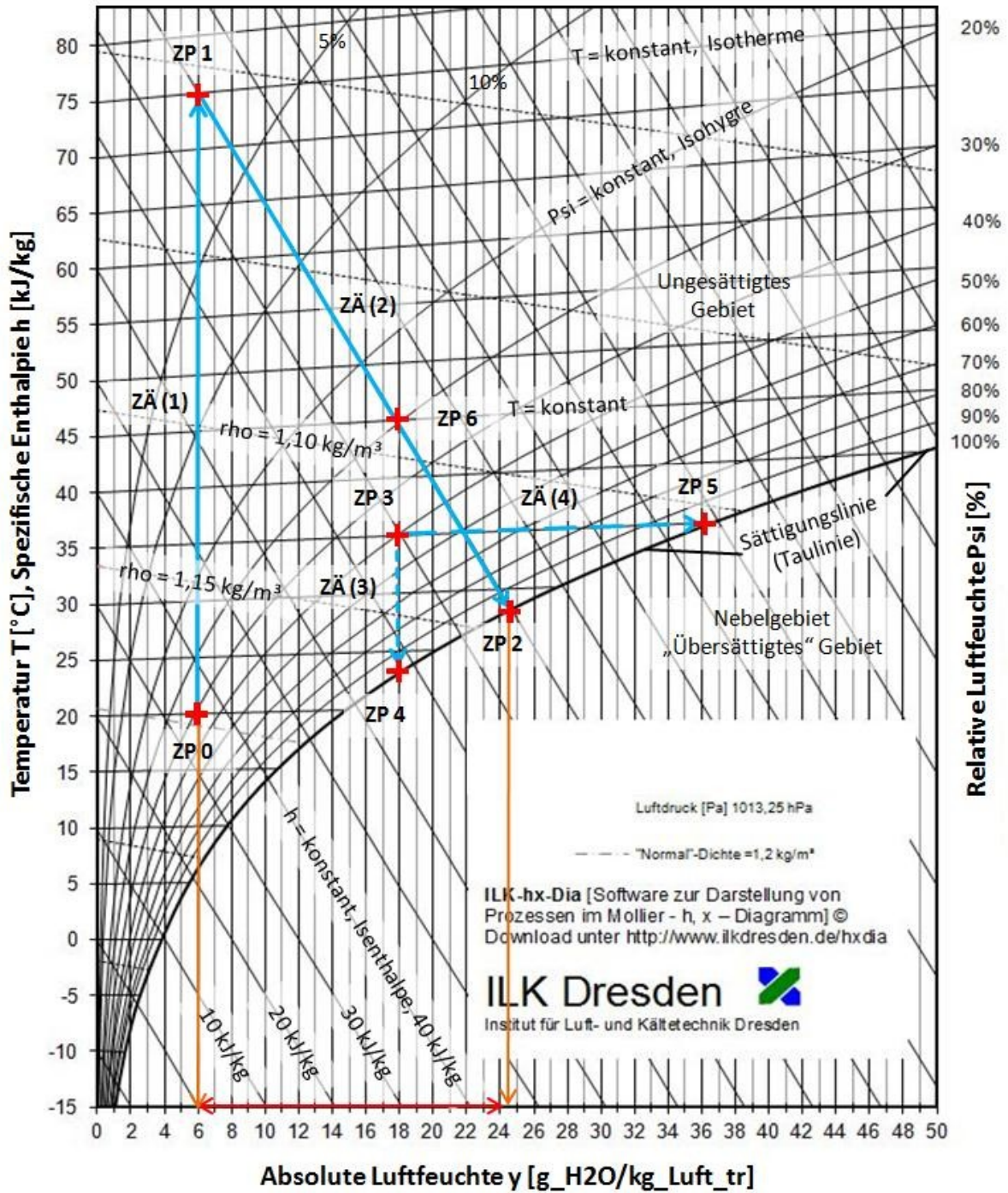
**Abbildung 36: Wärmeleitfähigkeit von Braunkohle abhängig vom Wassergehalt, entnommen aus [83], nach Fritz [49]**



## 3.2 Charakterisierung der Trocknungsmedien

### 3.2.1 Ungesättigtes Gas als Trocknungsmedium

Bei der Trocknung nach dem physikalischen Prinzip der Verdunstung des Wassers aus dem Trocknungsgut in ein umgebendes Trocknungsmedium kommt ein ungesättigtes Gas bzw. Gasgemisch (z.B. Luft) zum Einsatz. Bei dem in der konventionellen Kraftwerkstechnik angewendeten Verfahren der Mahltrocknung (siehe Abbildung 14 auf Seite 18) wird heißes Rauchgas als Trocknungsmedium verwendet. In den meisten Anwendungsfällen der Trocknungstechnik wird Luft als Trocknungsmedium eingesetzt [79]. Die Wasserdampfkapazität der Luft, d.h. die Fähigkeit des Gasgemisches Wasser in Form von Wasserdampf zu speichern, hängt dabei sehr stark von der Temperatur ab. Das nachfolgende Zustandsdiagramm für feuchte Luft veranschaulicht die Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte von der Temperatur. Die absolute Luftfeuchte wird in der Literatur meist mit  $x$  bezeichnet, sodass die übliche Bezeichnung für dieses Diagramm  $h,x$ -Diagramm lautet. Da sich in der Trocknungstechnik jedoch  $X$  als die Formelzeichen für die Feuchte des Trocknungsgutes etabliert hat, wird für die Feuchte des Trocknungsmediums  $y$  verwendet, um Verwechslungen zu vermeiden und Eindeutigkeit sicherzustellen. Vor dem Eintritt des Trocknungsmediums in einen Trockner wird die Luft bei der konvektiven (Wirbelschicht)-Verdunstungstrocknung zunächst erwärmt. Dies entspricht der Zustandsänderung  $Z\ddot{A}(1)$  von Zustandspunkt  $ZP_0$  nach Zustandspunkt  $ZP_1$  (siehe Abbildung 37). Durch die Anhebung des energetischen Zustandes auf das Niveau von  $ZP_1$  wird sowohl die relative Luftfeuchte deutlich abgesenkt, d.h. die Aufnahmekapazität der Luft für Wasserdampf sehr stark angehoben, als auch die notwendige Energie für die spätere Verdunstung bereitgestellt. Die Luft tritt als ungesättigtes Trocknungsmedium in den Trockner ein. Es folgt die Verdunstung des Wassers aus dem Trocknungsgut in das Trocknungsmedium, was sich im Diagramm mit der Zustandsänderung  $Z\ddot{A}(2)$  von Zustandspunkt  $ZP_1$  nach Zustandspunkt  $ZP_2$  beschreiben lässt. Diese Zustandsänderung ist eine Überlagerung der Zustandsänderungen „Abkühlen“ (beispielhaft durch Zustandsänderung  $Z\ddot{A}(3)$  dargestellt) und der Zustandsänderung der isothermen Befeuchtung (beispielhaft durch Zustandsänderung  $Z\ddot{A}(4)$  dargestellt). Die Zustandsänderung  $Z\ddot{A}(2)$  erfolgt entlang der Isenthalpen, bis maximal zum Erreichen der Sättigungslinie. Wenn das Trocknungsgut weniger Feuchtigkeit abgibt, als die ungesättigte Luft aufnehmen kann, verschiebt sich der Zustandspunkt des austretenden Trocknungsmediums in Richtung des Eingangszustandes. Das Medium tritt dann abgekühlt und mit höherer absoluter Luftfeuchte (gegenüber  $ZP_1$ ), jedoch ungesättigt, aus dem Trockner aus (z.B. mit den Zustandsdaten von Zustandspunkt  $ZP_6$ ). [2], [79], [80]



Umrechnungsskale von absoluter Luftfeuchte in Wasserdampfpartialdruck:

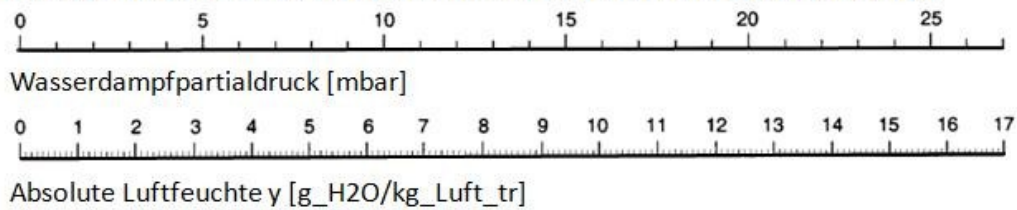
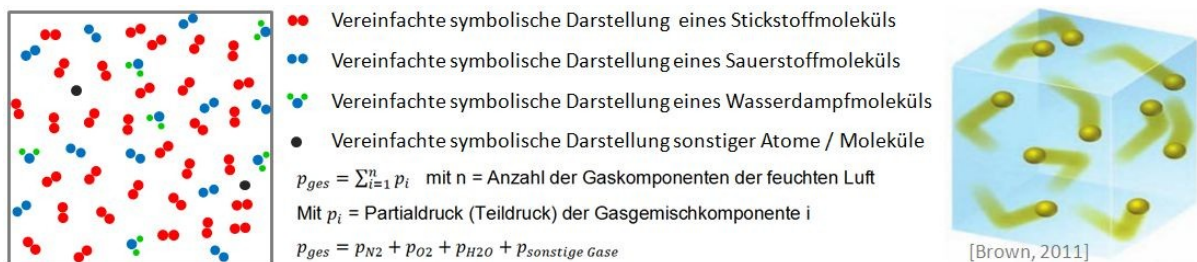


Abbildung 37: Trocknungstechnisch relevante Zustandsänderungen im h,y-Diagramm, Abb. auf Basis von [58]

Für die Luft existiert ein temperaturabhängiger Sättigungsdampfdruck, d.h. ein maximaler Partialdruck, ab welchem keine weitere Wassermasse in dampfförmiger Phase im Gasgemisch eingelagert werden kann. Bei einer Temperatur von z.B. 23°C kann 1 kg trockene Luft max. 18 g Wasserdampf aufnehmen (siehe Zustandspunkt ZP4 in Abbildung 37). Dieser bewirkt im Gasgemisch (siehe Abbildung 38) einen Partialdruck von ca. 28 mbar. Der Sättigungsdampfdruck über einer freien Wasseroberfläche unterscheidet sich von dem Sättigungsdampfdruck über der Kapillare eines porösen Gutes (siehe Gleichung 42 auf Seite 57). Die folgende Abbildung veranschaulicht den Begriff des Wasserdampfpartialdruckes.



**Abbildung 38: Veranschaulichung zum Wasserdampfpartialdruck der feuchten Luft, rechte Abb. aus Brown [14]**

Die obige Abbildung veranschaulicht das DALTON'sche Partialdruckgesetz (siehe folgende Gleichung). Gemäß der Theorie der BROWN'schen Molekularbewegung verändern die links dargestellten Moleküle und Atome ständig ihre Position im Raum (siehe rechte Teilabbildung aus dem Werk von Brown [14]). Der Druck entsteht durch die Kollision der Gasmoleküle mit der Behälterwand [14]. Der Teildruck, der durch die dampfförmigen Wassermoleküle verursacht wird, wird als der Wasserdampfpartialdruck bezeichnet.

$$p_{ges} = \sum_{i=1}^n p_i$$

**Gleichung 40: Dalton'sches Partialdruckgesetz [14]**

### 3.2.2 Wasserdampf als Trocknungsmedium bzw. Fluidisierungsmedium

Bei der Trocknung von feinkörniger Braunkohle, welche in getrocknetem Zustand eine sehr hohe Zündwilligkeit aufweist und das Potential für eine Staubexplosion mit sich bringt, muss als Trocknungsmedium bzw. Fluidisierungsmedium aus sicherheitstechnischen Gründen ein Gasgemisch mit sehr geringem Restsauerstoffanteil verwendet werden, oder aber die Trocknungstemperaturen sehr gering gehalten werden. Sehr geringe Temperaturen bewirken jedoch – thermodynamisch bedingt – sehr geringe Trocknungsgeschwindigkeiten, was ökonomisch meist nicht erwünscht ist<sup>22</sup>. Auch wirtschaftlich gesehen würde dies zu höheren Investitionssummen für den Trockner führen, da die erforderliche Baugröße mit sinkender Trocknungsgeschwindigkeit zunimmt. Mit der Wahl von Wasserdampf als Fluidisierungsmedium und einem leichten Überdruck im Trockner werden zunächst die sicherheitstechnischen Anforderungen erfüllt. Der Trockner enthält grundsätzlich keinen Sauerstoff und im Bereich der geringen Leckageöffnungen, z.B. im Dichtungsbereich der Zellradschleusen, wird aufgrund der Richtung des Druckgradienten das Einströmen von Sauerstoff aus der Umgebung verhindert. Mit der Wahl des Trocknungsprinzips der Verdampfung entsteht ein weiterer Vorteil: der Austrag des Wassers aus dem Trocknungsgut wird nicht mehr von der Sättigungsgrenze und dem Massestrom des Trocknungsmediums begrenzt. Bei dem Verfahrensprinzip der Wirbelschicht-Verdunstungstrocknung könnte diese Begrenzung zwar verschoben werden indem der Massestrom des Trocknungsmediums weiter angehoben wird, dies würde aber einen energetisch höheren Eigenaufwand des Trockners bedeuten und – verfahrenstechnisch bedingt – kann die Gasgeschwindigkeit nicht beliebig angehoben werden, da die Partikel eine Austragsgeschwindigkeit aufweisen (vgl. Abbildung 29 auf Seite 39).

Im Rahmen dieser Arbeit wird für die Auslegung von Druck-Wirbelschicht-Verdampfungs-Trocknern mit Tauchheizflächen besonders der Einfluss des Druckes betrachtet. Die folgenden Diagramme veranschaulichen die Veränderung der Stoffeigenschaften des Wirbelmediums abhängig von Druck und Überhitzung. Die Stoffwerte für Wasser und Wasserdampf wurden nach dem Berechnungsstandard IF97 [138] mit Hilfe zur Verfügung stehender Software für Mathcad, Matlab und Excel [77] berechnet.

---

<sup>22</sup> Aus Sicht der Produktqualität ist eine „schonende“ (d.h. langsame) Trocknung z.T. hingegen erwünscht.



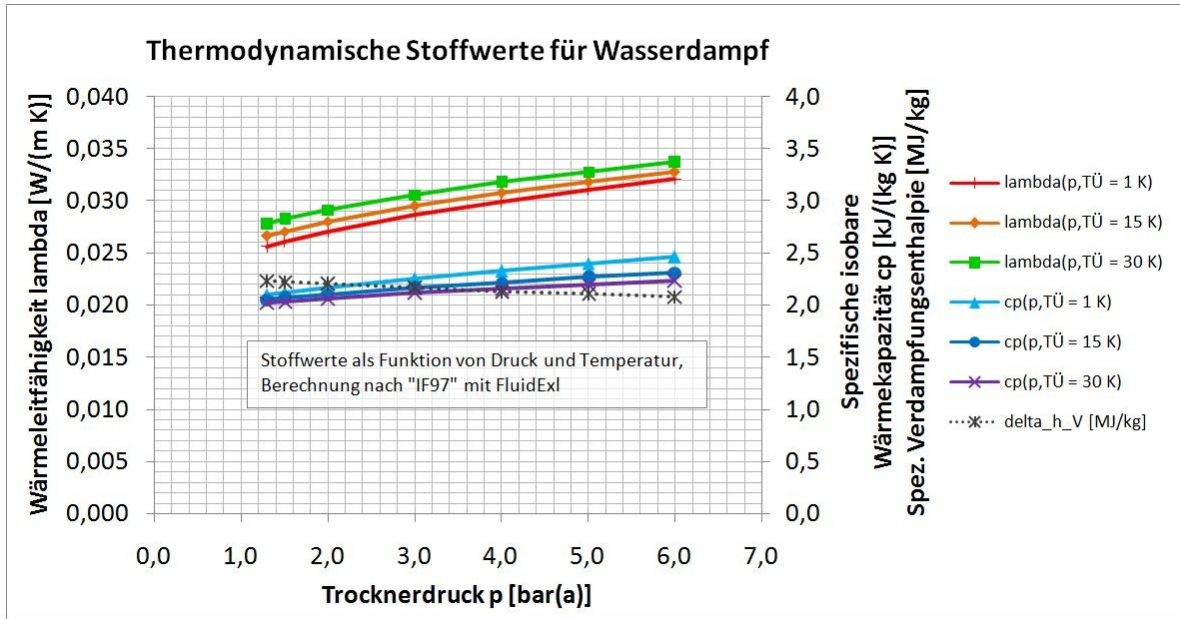


Abbildung 39: Thermodynamische Stoffwerte für Wasserdampf für DDWT-typische Drücke und Überhitzungen

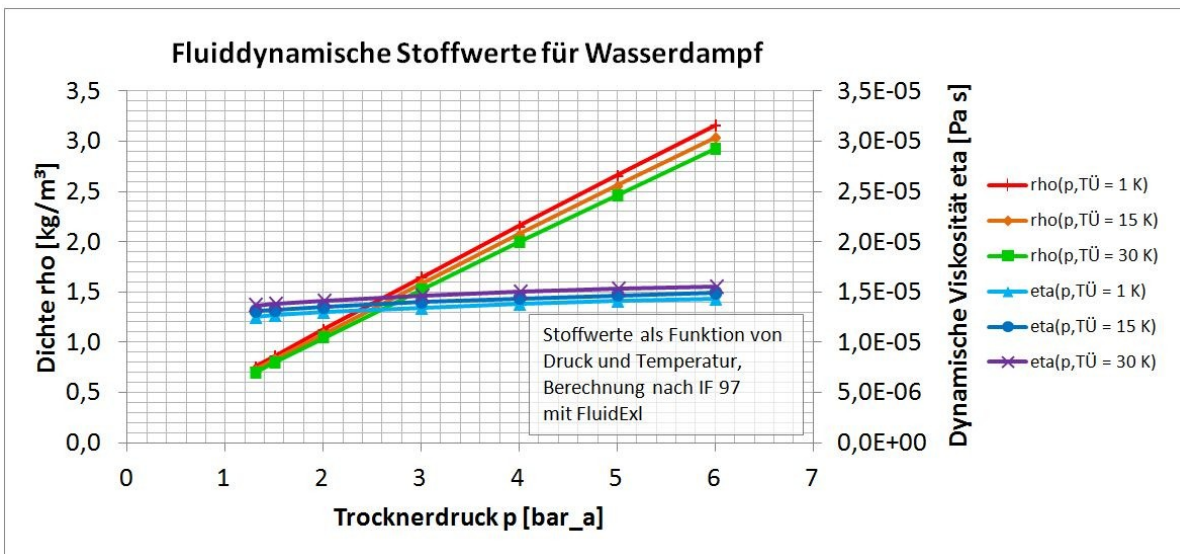


Abbildung 40: (Primär) fluiddynamische Stoffwerte für Wasserdampf für DDWT-typische Drücke und Überhitzungen

Die mit dem Trocknerdruck stark variierende Dichte muss vor allem bei der Dimensionierung der Fluidisierung beachtet werden, da entsprechend höhere Massenströme erforderlich werden, um die benötigten Fluidisierungsgeschwindigkeiten zu erreichen. Proportional zur Änderung des Massenstromes ändert sich auch der Wärmestrom, der dem Trockner durch die Enthitzung des Fluidisierungsdampfes zugeführt wird, auch wenn dieser bei der DDWT-Trocknung mit Tauchheizflächen vergleichsweise sehr gering ausfällt (siehe Tabelle 65 auf Seite 225).

## 4 Betrachtung der Trocknungsvorgänge im Einzelkorn

### 4.1 Spezifikation der Wasserarten und der Bindungsform des Kohlewassers

Braunkohle enthält bedingt durch die kapillar-poröse Struktur einen sehr hohen Wasseranteil von bis zu 65% [81]. Für grubenfeuchte Braunkohle aus dem Lausitzer Revier liegt dieser bei ca. 56% [83]. Dieses Wasser ist durch verschiedene physikalische, physikalisch-chemische und rein chemische Kräfte gebunden. Ausgehend von der geringsten Bindung sind zunächst das Oberflächenwasser und das interpartikuläre Wasser zu nennen, welche durch Adhäsionskräfte gebunden sind. Energetisch stärker gebunden ist das Kapillarwasser in multimolekularer Schicht und die stärkste Bindung weist die monomolekulare Schicht auf. [61]



Abbildung 41: Wasserarten am Partikelagglomerat und in der Kapillare des einzelnen Kohlepartikels

#### 1) Oberflächenwasser

Diese Wasserform befindet sich direkt an der äußeren Oberfläche des Kohlekorns. Beim Trocknungsvorgang muss es im Gegensatz zum Kapillarwasser nicht durch die Kapillaren des Kohlekorn transportiert werden, weshalb die Trocknungsgeschwindigkeit  $-dX/dt$  während der Trocknung dieser Wasserart für ein Einzelpartikel näherungsweise konstant ist (vergleiche Abbildung 3, Seite 7).

Diese Wasserform weist weder kapillare Bindung auf, noch ist es an die Feststoffsubstanz gebunden, es weist lediglich schwache Adhäsionskräfte auf. [61]

#### 2) Interpartikuläres Wasser

Diese Wasserart tritt nur an einem Partikelagglomerat auf. Besonders die kleinen Partikel des polydispersen Kornspektrums (0 bis 2 mm) haften durch einen Wasserfilm zwischen den Partikeln aneinander. Dieses Wasser wird als Zwischenpartikelwasser oder interpartikuläres Wasser bezeichnet. [61], [39]

#### 3) Kapillarwasser

Diese Einlagerungsform stellt für kapillarporöse Braunkohle den größten Wasseranteil dar. Bedingt durch Korngeometrie und dessen Kapillargeometrie ergibt sich ein fallender Gradient  $-dX/dt$  im zweiten Trocknungsabschnitt (vergleiche Abbildung 3, Seite 7).

Diese Wasserform ist in den Kapillaren durch die kapillare Sogwirkung (vergleiche Abbildung 44 und Abbildung 45, ab Seite 57) gebunden, deren Quantität je nach Geometrie der Kapillare (Mikroporen, Mesoporen, Makroporen) variiert.

#### **A) Adsorptionswasser**

Diese Form des Kohlewassers hat direkten Kontakt zum Feststoff (siehe Abbildung 49 auf Seite 63), dabei treten physi-sorptive oder chemi-sorptive Bindungen auf.

Physi-sorptive Bindung: Aufgrund des direkten Kontaktes zum Feststoff und der Eigenschaften des Wassers (z.B. Dipol – siehe Abbildung 49 auf Seite 63) besteht eine Bindung des Wassers an die Feststoffsubstanz basierend auf physikalischen Kräften.

Chemi-sorptive Bindung: Bindet sich das Wasser chemisch an die Feststoffsubstanz (siehe Abbildung 49 auf Seite 63) spricht man von einer Chemisorption. Es findet eine Änderung der chemischen Struktur der Elemente statt. (Es bedarf daher eines zusätzlichen Energieaufwandes, um dieses Wasser vom Feststoff zu lösen und in die Gasphase zu überführen.) Die für das Lösen der bestehenden Bindungen zusätzlich notwendige Energie wird als Bindungsenthalpie bezeichnet und wird an anderer Stelle dieser Arbeit detailliert betrachtet; siehe Abschnitt 1.1.1 ab Seite 59)

#### **B) Absorptionswasser**

Diese Form des Wassers entspricht dem in den Kapillaren des Trocknungsgutes eingelagerten Wassers, abzüglich der an der inneren Oberfläche des Feststoffes als Adsorptionswasser gebundenen Flüssigkeit.

## 4.2 Phänomene des kapillarporösen Feststoffes

### 4.2.1 Grenzfläche und Oberflächenspannung

Auf ein Molekül, welches sich in der Volumenphase befindet, wirkt ein isotropes Kraftfeld (siehe Abbildung 42 a). Befindet sich das Molekül hingegen an der Grenzfläche einer Phase, besitzt es nicht in alle Raumrichtungen Bindungspartner (siehe Abbildung 42 a). Es unterscheidet sich somit nicht nur hinsichtlich seiner geometrischen Lage, sondern auch hinsichtlich des Bindungszustandes, in welchem es sich befindet. Aus diesem Grund ist es zweckmäßig nicht allein von einer Grenzfläche sondern von einer Grenz(-flächen)phase zu sprechen, da sich die Grenzphasenmoleküle hinsichtlich ihrer energetischen Bindung von denen in der Volumenphase unterscheiden. [45], [65]

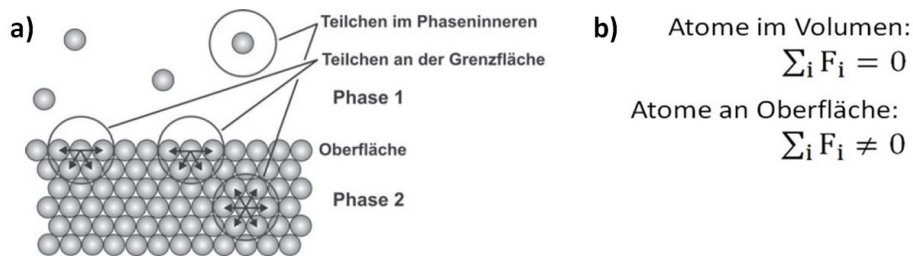


Abbildung 42: Bindungskräfte eines Moleküls in der Volumenphase und an der Oberfläche [65]

Um ein Molekül aus der Volumenphase in die Grenzfläche zu bringen, muss Energie aufgebracht werden. Die Grenzflächenspannung gibt die Änderung der GIBBS-Energie bei einer Veränderung der Fläche des betrachteten Systems an, d.h. die Menge an Energie, die benötigt wird, um die Oberfläche des Systems zu vergrößern (siehe folgende Abbildung). In der Thermodynamik ist die Grenzflächenspannung definiert als die partielle Ableitung der GIBBS'schen freien Enthalpie  $G$  nach der Fläche  $A$  bei konstantem Druck, Temperatur und Molekülanzahl.

$$\gamma = \left( \frac{dG}{dA} \right)_{p,T,n_i} \text{ in } \left[ \frac{J}{m^2} \right]$$

Gleichung 41: Definition der Grenzflächenspannung [101]

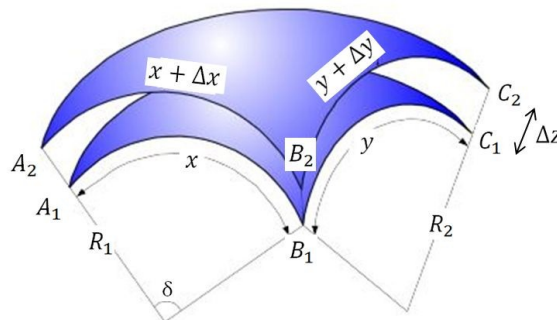


Abbildung 43: Änderung des Flächeninhaltes einer gekrümmten Oberfläche [101]



### 4.2.2 Kapillardruck, Dampfpartialdruckabsenkung und Hygroskopizität

Wenn Wasser mit einer Kapillare<sup>23</sup> in Berührung kommt, bildet sich aufgrund der Oberflächenspannung des Wassers ein Meniskus aus, d.h. die Oberfläche des Wassers krümmt sich entlang der Feststoffkontaktfläche [50]. Innerhalb der flüssigen Phase unterliegt jedes Molekül den Anziehungskräften aller anderen Moleküle in seiner Umgebung. Innerhalb der flüssigen Phase liegt ein vollständiges Gleichgewicht dieser Kräfte vor. Am Rand der Flüssigphase entsteht resultierend aus den einseitig fehlenden Kräften (siehe Abbildung 42 auf Seite 56) eine nach innen gerichtete Kraft, welche eine konvexe Krümmung der Oberfläche hervorruft. Der aus dieser Kraft hervorgehende Kapillardruck bewirkt ein Aufsteigen der Flüssigkeit in einer Kapillare bis sich ein Kräftegleichgewicht zwischen Gewichtskraft der Flüssigkeitssäule und der Kapillardruckkraft eingestellt hat. Die folgende Abbildung veranschaulicht die beschriebenen Zusammenhänge. [45]

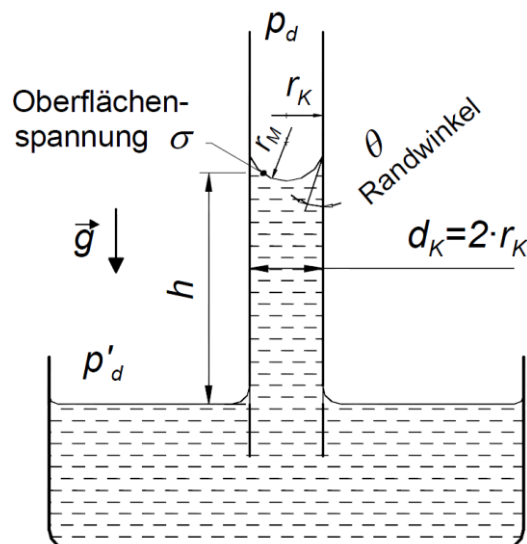


Abbildung 44: Zur Ursache der Dampfpartialdrucksenkung über der Kapillare [119]

Bedingt durch den Einfluss des Kapillardrucks ändert sich der Dampfdruck in der Kapillare. Der geänderte Dampfdruck kann als Verhältnis von ursprünglichem und geändertem Dampfdruck wie folgt beschrieben werden. [119]

$$\frac{p_{Da,Kap}}{p_{Da}} = \varphi_{Da} = \exp\left(-\frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos \theta}{r_{Kap} \cdot \rho_F \cdot g \cdot R_{Da} \cdot T_{GG}}\right)$$

Gleichung 42: Zur Berechnung des Dampfdruckverhältnisses zwischen Meniskus und ebener Oberfläche [119]

<sup>23</sup> Größenordnung der Kapillaren werden unterhalb von Tabelle 8 auf Seite 42 genauer definiert.

Die Kapillarität ist die Bezeichnung für das Verhalten eines porösen Feststoffes bei Kontakt mit einer Flüssigkeit, welches durch die Grenzflächenspannung [122] verursacht wird. Die Mehrheit der Feststoffe biologischen Ursprungs hat eine poröse Struktur. Auch Kohle weist aufgrund der Entstehungsgeschichte eine poröse Struktur auf, die für das feuchtigkeitsanziehende (hygroskopische<sup>24</sup>) Verhalten der Kohle verantwortlich ist. Die Hygroskopizität ist die Eigenschaft eines Stoffes Feuchtigkeit aus der Umgebung aufzunehmen und zu binden. Als hygroskopisch wird ein Stoff bezeichnet in dessen nächster Umgebung der Wasserdampfpartialdruck niedriger ist, als der über der ebenen Oberfläche reinen Wassers. [80] Aus diesem Grund geht Feuchtigkeit auch aus ungesättigter Luft in den hygroskopischen Feststoff über. [86]

Der Benetzungswinkel beträgt für hydrophile Stoffe  $0^\circ$  [129]. Der Kapillardruck ist umgekehrt proportional zum Kapillarradius, siehe folgende Abbildung [79].

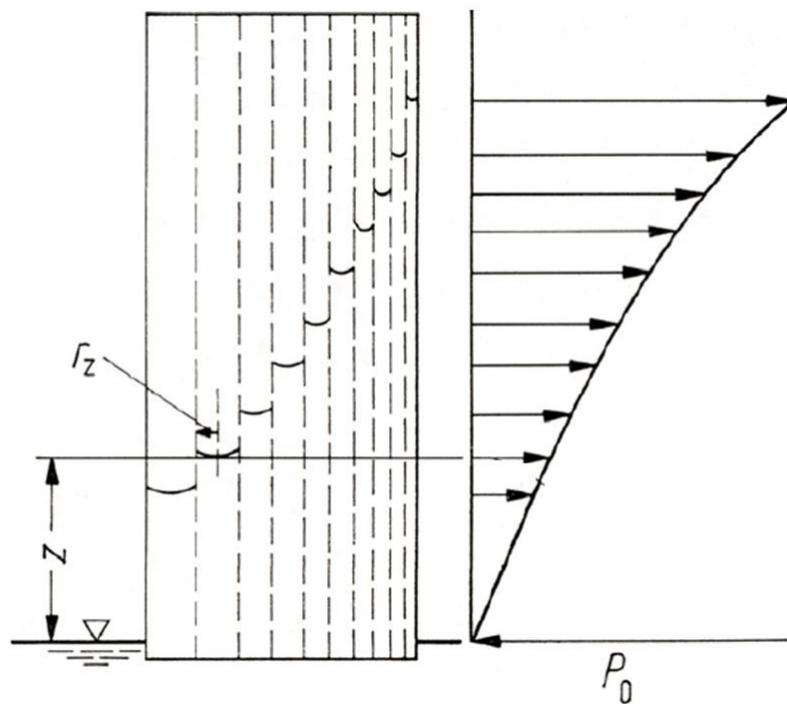


Abbildung 45: Druckverlauf in einem Modellkörper aus widerstandslos miteinander verbundenen Kapillaren [79]

<sup>24</sup> Altgriechisch „hygrós“ (feucht, nass) und „skopein“ (anziehen)

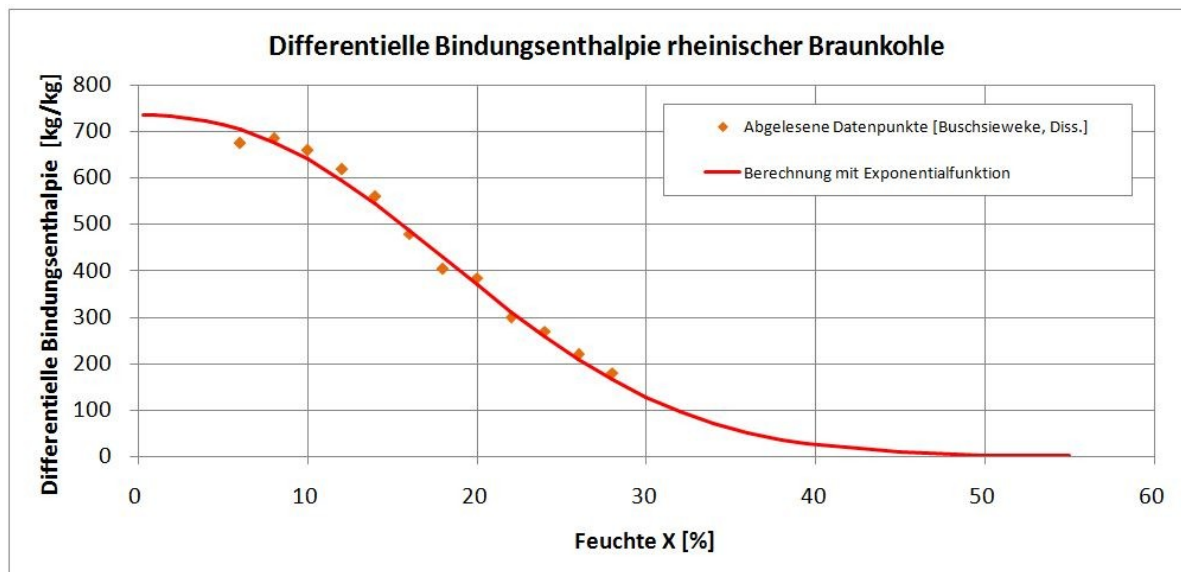
### 4.2.3 Bindungsenthalpie

Die Energiemenge, welche für das Verdampfen von bindungsfreiem Wasser benötigt wird, wird als Verdampfungsenthalpie bezeichnet. Aufgrund der Kapillaren in der Feststoffmatrix und des direkten Flüssigkeit-Feststoff-Kontaktes wird zusätzlich eine weitere Energiemenge benötigt, um das Wasser von/aus der Feststoffmatrix zu lösen. Diese Energie wird als Bindungsenergie bezeichnet. Sie hat ihre Ursache in den physi-sorptiven und chemisorptiven Bindungen des Wassers (siehe Abbildung 49, S. 63). Für die Berechnung der Bindungsenthalpie verwenden Klutz [71] und Buschsieweke [16] die folgende Exponentialfunktion nach Schäfer [120] und Opdenwinkel:

$$\Delta h_{BE,diff}(X) = C_1 \cdot e^{-\left(\frac{X}{C_2}\right)^{C_3}} \quad \text{mit } C_1 = 735,5; C_2 = 23,51; C_3 = 2,319$$

**Gleichung 43: Zur Berechnung der differentiellen Bindungsenthalpie für rheinische Braunkohle [120]**

Die von Opdenwinkel [106] vorgeschlagene Funktion zur Berechnung der Bindungsenthalpie ist jedoch auf den atmosphärischen Bereich begrenzt.



**Abbildung 46: Differentielle Bindungsenthalpie nach Opdenwinkel [106], Daten aus [16] entnommen**

Die Werte gelten jeweils für einen infinitesimal kleinen Feuchtebereich. Je nach Start- und Endfeuchte müssen diese Werte integriert werden, um die integrale Bindungsenthalpie für den Trocknungsvorgang zu erhalten.

$$E_{BE} = \int_{X_1}^{X_2} h_{B,diff} \cdot dX$$

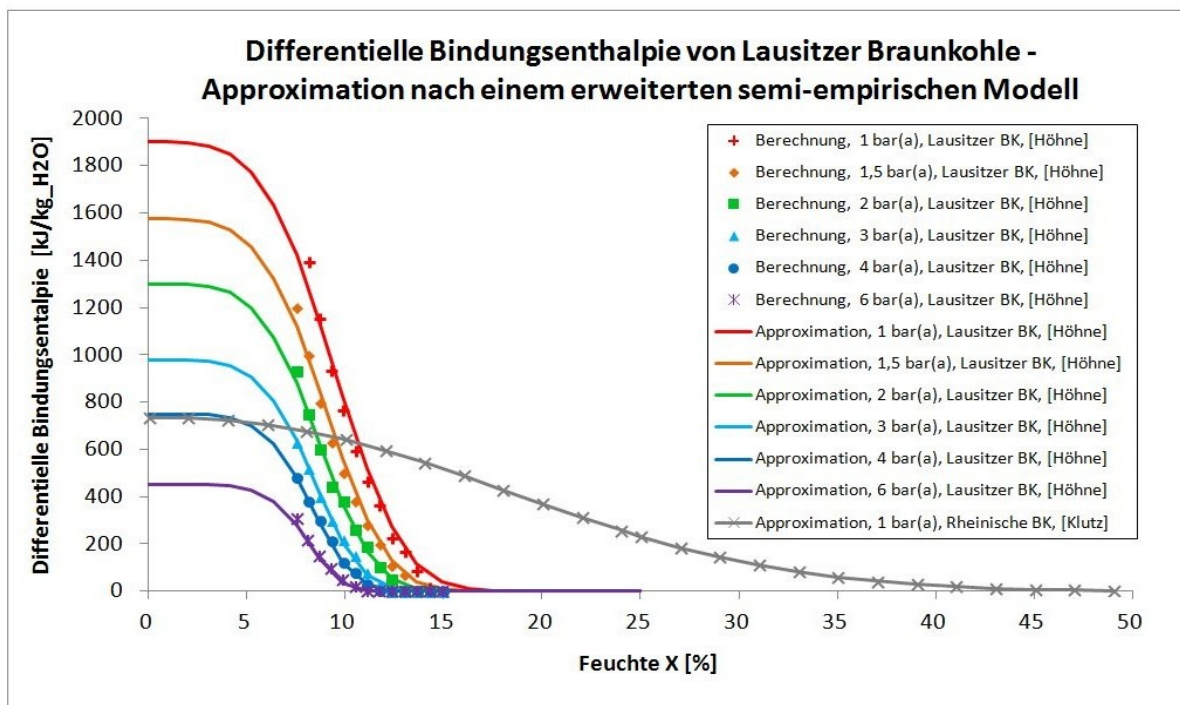
**Gleichung 44: Definition der integralen Bindungsenthalpie**

Höhne [61] untersuchte den Einfluss des Druckes auf die Bindungsenthalpie, wobei eine deutliche Wirkung detektiert werden konnte. Der von Höhne vorgeschlagene analytische Ansatz zur Berechnung der Bindungsenthalpie in Abhängigkeit der Gutsfeuchte und des Trocknerdruckes ist jedoch sehr komplex. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit ein semi-empirisches Modell erarbeitet, welches Erkenntnisse von Opdenwinkel und Höhne verknüpft, mathematisch auf dem anwendungsfreundlicheren Modell von Opdenwinkel aufbaut und die neueren und hochgenauen Ergebnisse von Höhne integriert. Es wird physikalisch begründet angenommen, dass sich die Bindungsenthalpie in der rein monomolekularen Wasserschicht nicht mehr ändert<sup>25</sup>, was sich mit dem in der Dissertation von Klutz [71] erkennbaren Trend deckt (siehe vorherige Abbildung).

Dem Modell liegen die folgenden beiden Postulate zugrunde:

- (A) Die Bindungsenthalpie ist im Bereich geringer Feuchte ( $W < 5\%$ ) näherungsweise konstant (siehe Abbildung 46).
- (B) Die Bindungsenthalpie ist vom Druck abhängig (siehe folgende Abbildung).

Das folgende Diagramm stellt die von Höhne [61] ermittelten Werte und die Berechnungswerte des semi-empirischen Modells vergleichend dar.



**Abbildung 47: Approximation differentieller Bindungsenthalpie mit semi-empirischem Modell, Daten von Höhne [61]**

<sup>25</sup> Die Bindungsform der Wassermoleküle an den Feststoff ist immer die (gleiche) chemisorptive Bindung.

Die differentielle Bindungsenthalpie wird mit dem Ansatz einer Sigmoid-Funktion approximiert. Der zunächst rein empirische Ansatz wird durch eine Bestimmung der Druckabhängigkeit der Koeffizienten in eine physikalisch-empirische Modellierung überführt.

$$h_{BE,diff}(A_{BE}, m_{BE}, C_{BE}, X) = A_{BE} \cdot e^{-\left[\left(\frac{m_{BE}}{A_{BE}}\right)^{C_{BE}} \cdot \left[\frac{e}{C_{BE} \cdot [(C_{BE})^{-1}]}\right]^{[(C_{BE})^{-1}]}\right]} \cdot X^{C_{BE}}$$

Mit X in [%]

**Gleichung 45: Zur Approximation der differentiellen Bindungsenthalpie von Lausitzer Braunkohle**

Die Herleitung der Funktion (rein qualitativ / strukturell) erfolgt auf Seite 95 ff unter Anwendung der auf Seite 190 dargestellten Approximation für den Parameter B. Für die Koeffizienten wurden folgende Druckabhängigkeiten ermittelt.

**Tabelle 12: Funktionale Zusammenhänge zwischen Trocknungsdruck und den Koeffizienten der Exponentialfunktion zur Approximation der differentiellen Bindungsenthalpie**

| Koeffizient              | Funktionaler Zusammenhang                               | Wert 1        | Wert 2         | Einheit |
|--------------------------|---|---------------|----------------|---------|
| $A_{BE} = h_{BE,diff,0}$ | $A_{BE} = A_1 \cdot \frac{\ln(p_{Tr})}{p_{Unit}} + A_2$ | $A_1 = -805$  | $A_2 = 1900^*$ | kJ/kg   |
| $m_{BE}$                 | $m_{BE} = m_1 \cdot \frac{\ln(p_{Tr})}{p_{Unit}} + m_2$ | $m_1 = -21,0$ | $m_2 = 685$    | -       |
| $C_{BE}$                 | $C_{BE} = C_1 \cdot \frac{p_{Tr}}{p_{Unit}} + C_2$      | $C_1 = 0,50$  | $C_2 = 3,68$   | -       |

Mit p in bar(a),  $p_{Unit} = 1\text{bar(a)}$ , \*Für die Größenordnung dieses Wertes erfolgt auf Seite 224 eine Plausibilitätsprüfung auf physikalisch-chemischer Basis.

Es sei darauf hingewiesen, dass es sich bei den Werten für  $h_{BE,diff,0}$  um eine reine Approximation handelt, welche sich durch die Synthese des (nach Opdenwinkel [106]) qualitativ bekannten Verlaufs und der (nach Höhne [61]) quantitativ bekannten Werte ergibt. Eine Berechnung dieses Maximalwertes auf physikalisch-chemischer Basis führt zu 14% höheren Werten (siehe Seiten 224ff). Generell ist für die praktische DDWT-Trocknung von Lausitzer Braunkohle die Bindungsenthalpie aufgrund der Gleichgewichtsfeuchte (von ca. 5 bis 8%, siehe Abbildung 9, Seite 14) kaum relevant. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen der DDWT-Trocknung wurden für den Endwassergehalt niemals Werte von  $W_{End} < 7\%$  erreicht (siehe Tabelle 72, Seite 241). Das semi-empirische Modell ist in diesem Feuchteintervall von  $X_{End} \geq 7\%$  durch Werte von Höhne für die differentielle Bindungsenthalpie validiert (siehe Abbildung 47). Die Berechnung zur Größenordnung der Bindungsenthalpie zeigt, dass diese weniger als 1% der Gesamtenergie beträgt, welche für die Trocknung benötigt wird (siehe Beispiel Seite 223; Abbildung 139, ff Tabelle 64).

### 4.3 Trocknung in den Poren

#### 4.3.1 Desorption des Kohlwassers

Die Austrocknung des kapillarporösen Feststoffes Braunkohle lässt sich als ein Desorptionsprozess des Kohlewassers aus der Feststoffmatrix verstehen und beschreiben. Die Desorption ist die endotherme Freisetzung des Adsorptiv-Moleküls (Wasser) vom Adsorbens (Braunkohle).

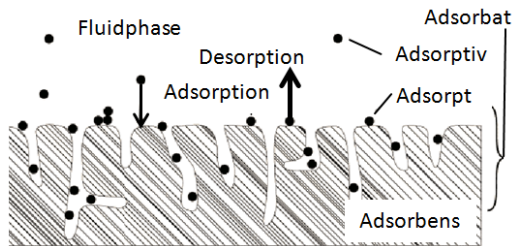


Abbildung 48: Begriffe der Sorptionstheorie [132]

Zur Charakterisierung des Desorptionsverhaltens (und Adsorptionsverhaltens) existieren im Wesentlichen vier Modelle.

Tabelle 13: Vier häufige Typen von Sorptions-Isothermen [45]

| Typ          | I          | II       | III     | IV                    |
|--------------|------------|----------|---------|-----------------------|
| Modell       |            |          |         |                       |
| Autor / Name | Freundlich | Langmuir | BET/GAB | BET/GAB mit Mesoporen |

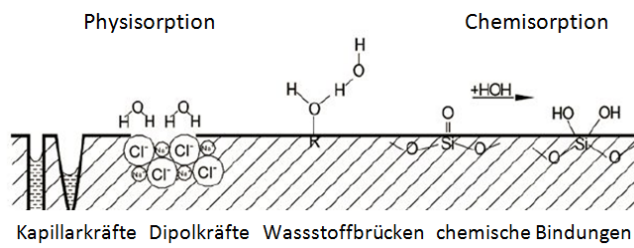
Das Modell nach Freundlich eignet sich lediglich zur Beschreibung von Isothermen des Typs I, die bei sehr geringen Partialdrücken auftreten. Das Modell von Langmuir ist lediglich auf den Fall einer rein monomolekularen Chemisorption anwendbar. Tritt zusätzlich Multilagensorption durch Physisorption auf, wie dies bei Braunkohle der Fall ist, kann dieses physikalische Verhalten mit diesem Modell nicht mehr abgebildet werden. Das BET-Modell ist in der Lage den sigmoiden Verlauf, welcher durch Multilagensorption entsteht, abzubilden. Jedoch werden hier alle Schichten oberhalb der Monoschicht als „freies Wasser“ aufgefasst, dies trifft aufgrund der kapillaren Wirkung jedoch nicht zu. Das erweiterte GAB-Modell verfügt hingegen zusätzlich über einen Korrekturfaktor, der die Effekte abbildet, die dadurch entstehen, dass auch die Multilagen eine geringe Bindungsenthalpie zur Feststoffoberfläche aufweisen. [45]

Das Desorptionsverhalten des Wassers aus der Braunkohle lässt sich nach diesem Modell mit der folgenden Gleichung beschreiben:

$$\frac{a_{\text{H}_2\text{O}}}{m_{\text{Ads}} \cdot (1 - k_{\text{GAB}} \cdot a_{\text{W}})} = \frac{1}{m_{\text{mono}} \cdot C_{\text{Gugg}} \cdot k_{\text{GAB}}} + \frac{C_{\text{Gugg}}^{-1}}{m_{\text{mono}} \cdot C_{\text{Gugg}}} \cdot a_{\text{H}_2\text{O}}$$

**Gleichung 46: GAB-Gleichung zur Beschreibung des Sorptionsverhaltens [45]**

Die folgenden Abbildungen veranschaulichen die Begriffe aus der Gleichgewichtsreaktion:



**Abbildung 49: Einteilung von Sorptionsprozessen nach Art der Bindung [45]**

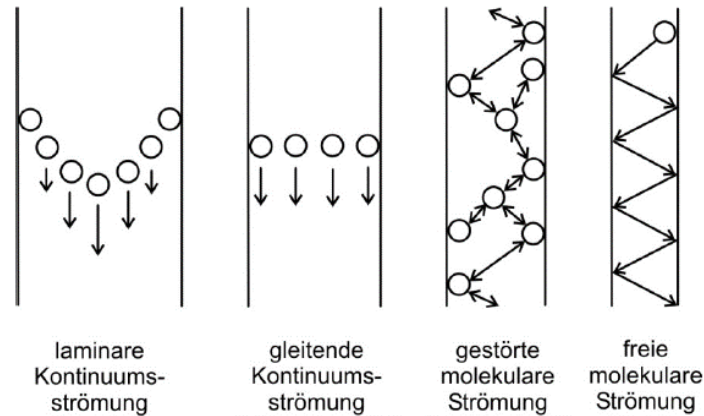
### 4.3.2 Kapillare Strömung des Wassers aus dem Kohlekorn

Die Kapillarströmung ist einer der drei entscheidenden Stofftransportmechanismen bei der Verdampfungstrocknung der feuchten Braunkohle. Allgemein treten im Trocknungsgut laut Groenewold [54] grundsätzlich folgende Stofftransportmechanismen auf:

- ⇒ Kapillarer Flüssigkeitstransport: Bedingt durch den Kapillardruck wird die Flüssigkeit in die kleinen Poren gesogen (siehe Abbildung 45 auf Seite 58).
- ⇒ Diffusion der Wassermoleküle im Feststoff: Die Moleküle werden bedingt durch den Konzentrationsgradienten innerhalb der Feststoffmatrix transportiert.
- ⇒ (Konvektive) Kapillarströmung: Aufgrund der bestehenden Absolutdruckgradienten werden Flüssigkeit und Gas in Bewegung gesetzt. Der Druck entsteht u.a. durch die Verdampfung im Poreninneren.

Die Kapillarströmung des Wassers soll nachfolgend detaillierter betrachtet werden. Abbildung 50 veranschaulicht die möglichen Strömungsformen der Moleküle in einer Modellpore in Abhängigkeit des Verhältnisses von Moleküldurchmesser zu Porendurchmesser ausgedrückt durch die mittlere freie Weglänge des Moleküls.





**Abbildung 50: Strömungsformen der Moleküle in einer Modellpore aus Höhe [61], nach Bakker [4]**

Um die Strömungsform in der Pore charakterisieren zu können, ist die Knudsenzahl die entscheidende Kenngröße. Unter Annahme von Idealgasverhalten für den Brüdendampf, lässt sich unter Anwendung des idealen Gasgesetzes formulieren:

$$Kn = Kn(d_G, d_{Kap}, T_G, p_G) = \frac{1}{\sqrt{2} \cdot \Pi \cdot d_G^2 \cdot n_{Avo}} \frac{1}{d_{Kap}} \frac{R_{Uni} \cdot T_G}{p_G}$$

**Gleichung 47: Zur Berechnung der Knudsenzahl zur Charakterisierung der Strömungsform, nach [61]**

Je nach geltender Knudsenzahl treten folgende Strömungsformen auf.

**Tabelle 14: Strömungsformen in der Kapillare, nach [61]**

| Strömungsform                                 | Strömungsbezeichnung         | Bedingung               |
|---|------------------------------|-------------------------|
| Molekularströmung                             | Freie molekulare Strömung    | $Kn \geq 10$            |
|   | Gestörte molekulare Strömung | $0,1 \leq Kn \leq 10$   |
| Übergangsströmung                             | Gleitende Kontinuumsströmung | $0,01 \leq Kn \leq 0,1$ |
| Kontinuumsströmung<br>(auch viskose Strömung) | Laminare Kontinuumsströmung  | $Kn \leq 0,01$          |

Höhne [61] charakterisiert die Strömungsform als gleitenden Kontinuumsströmung bis hin zur gestörten Molekularströmung, (siehe Abbildung 50), da die dort angegebenen Knudsenzahlen zwischen 0,09 und 3,7 [-] liegen. (Unter Variation der Kapillarweiten von 10 bis 120 nm, und Variation des Trocknerdruckes von 1,0 bar(a) bis 6,0 bar(a)). Die exakte bzw. fehlerfreie Anwendbarkeit des Idealgasgesetzes ist jedoch auf den drucklosen Trocknerbetrieb aufgrund der Kompressibilität des Gases beschränkt. Die Form der Stoffströmung auf mikroskopischer Ebene soll im Rahmen dieser Arbeit zur (makroskopischen) Auslegung eines Trockners nicht intensiver betrachtet werden. Das Trocknungsverhalten des Einzelpartikels wurde von Chen [19] ausführlich untersucht und modelliert.



### 4.3.3 Porenetzwerkmodelle

Die Überführung der eindimensionalen Kapillarströmung in die räumliche Dimension führt zu einem 3-dimensionalen Porenetzwerkmodell. Die Porenstruktur der Braunkohle (bzw. generell eines Trocknungsgutes) lässt sich als ein dreidimensionales System aus verbundenen Volumenelementen verstehen und beschreiben (siehe folgende Abbildung). In aktuellen Untersuchungen an der Universität Magdeburg werden poröse Medien vereinfacht als Gitter mit kontinuierlichen kartesischen Koordinaten modelliert. Dabei besteht das Gitter aus masselosen Knotenpunkten die mit zylindrischen (flüssigkeitsgesättigten bis leeren) Poren verbunden sind. Die Modellierung der Poren als geometrische Grundkörper mit einem konstanten Durchmesser, ohne Krümmungen, Knicke usw. stellt dabei eine notwendige und sinnvolle Vereinfachung für eine Modellvorstellung dar. Diese Simulationen liefern aufgrund der physikalischen Basis wichtige Daten (Permeabilität, Kapillardruck, Diffusivität) die auf kontinuierliche und empirische Modelle übertragen werden können, die wiederum in der Lage sind den Trocknungsprozess auf einer makroskopischer Ebene abzubilden. Dies ist mit den Porenetzwerkmodellen zum aktuellen Zeitpunkt aus rechentechnischen Gründen nicht möglich, da innerhalb dieser Simulationen die Massenbilanzen für die Gas- und die Flüssigkeitsphase für jede einzelne Pore gelöst werden müssen. Irawan [64] entwickelte 2006 zunächst ein isothermes Trocknungsmodell, Surasani [125] weitete 2008 die Modellierung auf ein nicht-isothermes Modell aus. Kharaghani [68] berücksichtigt in seinem Modell von 2010 zudem die Unregelmäßigkeiten der Porenstrukturen und die auftretenden mechanischen Effekte. Die Modellierung der Trocknung auf Porenebene ist nicht Bestandteil der vorliegenden Arbeit, jedoch wird der Vollständigkeit halber kurz auf die auf diesem Wissensgebiet bestehenden Arbeiten hingewiesen.

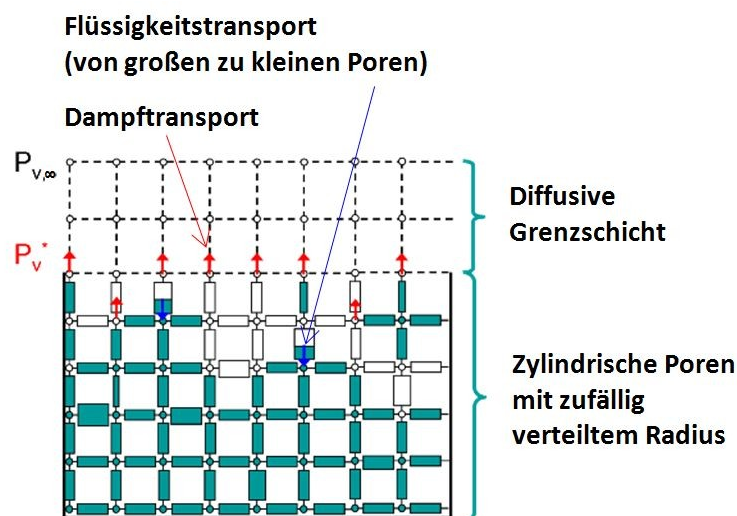


Abbildung 51: Beispiel für ein 2-dimensionales Porenetzwerkmodell, nach [109]

## 5 Entwicklung einer optimierten Trocknungsmodellstruktur für polydisperses Trocknungsgut

### 5.1 Methodische Vorgehensweise

Für die Entwicklung eines gesamten Trocknerauslegungsmodells wird eine Gleichung benötigt, welche den Verlauf der Gutsfeuchte über der Zeit,  $X(t)$ , auf Basis der Energie- und Massenbilanz beschreibt. Diese Gleichung wird in den Kapiteln 5 und 6 entwickelt. In Kapitel 7 wird sie in das Gesamtmodell zur Trocknerauslegung eingebunden. Die Modellentwicklung erfolgt gemäß der nachfolgend dargestellten Arbeitsschritte:

- 0) Generierung einer breiten experimentellen Datenbasis von Trocknungsverläufen (folgender Abschnitt 5.2 ab Seite 67)
- 1) Definition von Anforderungen an das optimale Basis-Trocknungsmodell (Abschnitt 5.3, Seite 87) ausgehend von einer qualitativen Analyse der experimentellen Daten
- 2) Recherche häufig eingesetzter Funktionen zur Approximation von Trocknungsverläufen an Hand von aktueller Überblicksliteratur; u.a.: [63] (2007), [96] (2011), [128] (2011), [5] (2013), Ergebnis: siehe Tabelle 24, Seite 88.
- 3) Ausschließen von Modellen, die die definierten mathematischen Anforderungen generell nicht erfüllen (können)
- 4) Erster Modellvergleich der bestehenden Modelle (Tabelle 24 auf Seite 88) auf Basis einer mathematischen Bewertungszahl (Gleichung 48), durch Approximation der experimentellen Daten mit den Modellfunktionen
- 5) Ausschließen von Modellen mit einer zu geringen Modellierungsgüte
- 6) Erhalt einer reduzierten Anzahl an potentiell geeigneten, bestehenden Modellen
- 7) Strukturelle Analyse der Modelle mit der höchsten Modellierungsgüte
- 8) Erste Eigenentwicklung von Modellen oder Neukombination der strukturell besten Modelle, Eigenentwicklung von sechs Modellen (Tabelle 26 auf Seite 91)
- 9) Zweiter Modellvergleich der verbliebenen bestehenden Modelle (Tabelle 24 auf Seite 88, Markierung „Vgl. 2“) mit den neu entwickelten Modellen (Tabelle 26 auf Seite 91)
- 10) Auswahl des Vorzugsmodells auf Basis der im Schritt 1) definierten Anforderungen
- 11) Zweite mathematisch strukturelle Optimierung des Vorzugsmodells (Abschnitt 5.5.2 ab Seite 95) als zwingend notwendige Grundlage für den Übergang von der rein empirischen Approximation zur physikalisch-empirischen Modellierung (Ergebnis ist Gleichung 56 auf Seite 96; Modell „M3.2,opt“.)
- 12) Aufstellen der Energie- und Massenbilanz für den DDWT-Trocknungsprozess (siehe ab Abschnitt 6.2 ab Seite 103)
- 13) Substitution der Parameter im empirischen Modell mit physikalischen Größen/Termen (Ergebnis ist Gleichung 94 auf Seite 116.)

## 5.2 Daten experimenteller Untersuchungen von Trocknungsverläufen polydisperser Braunkohle

### 5.2.1 Allgemeine Vorüberlegungen

Um einen kontinuierlich betriebenen Wirbelschicht-Verdampfungstrockner auslegen zu können, muss der Trocknungsverlauf mit einer guten Näherung approximiert werden. Zur Gewinnung der für die Modellierung benötigten Trocknungsdaten stehen mehrere Messgeräte für die Trocknung zur Verfügung, deren Eignung an Hand folgender Anforderungen in der nachfolgenden Tabelle analysiert und bewertet wird.

Tabelle 15: Grundlegende Bewertung der Messverfahren zur Erfassung der Trocknungsdaten

| Messgerät-Nr. (Kürzel)                              | MG1                              | MG2  | MG3  | MG4  |
|---|----------------------------------|--|--|--|
| Messgerät (Kürzel)                                  | FA                               | WS-KM  | MSW  | DDWT-Trockner  |
| Messgerät:  | Feuchte-analysator               | Wirbelschicht-Kaltmodell (mit Luft/Stickstoff) | Magnetschwebewaage   | Kontinuierlicher DDWT-Trockner (500 kg/h) (RFK)                    |
| Kriterium / Anforderung                             |                                  |  |  |  |
| *Gleiche Atmosphäre                                 | –                                | –  | +  | +  |
| *Quantitativ ähnlicher Strömungszustand             | –/+                              | +  | –  | +  |
| *Quantitativ ähnlicher Wärmeübergangskoeffizienten  | –/+                              | +  | –  | +  |
| Hohe Messgenauigkeit des Trocknungsverlaufes $X(t)$ | +                                | –  | +  | –  |
| Gewinnbare Erkenntnisse                             | (Qualitativer Trocknungsverlauf) | Strömungsmechanik                              | Qualitativer Trocknungsverlauf, Gleichgewichtsdaten, Nachverdampfung | Zustandspunkt des Trocknungsverlaufes am Trockneraustritt, k-Werte |
| *In Bezug auf den realen DDWT-Trockner (MG4)        |                                  |  |  |  |

Da kein Verfahren alle Kriterien ideal abdeckt, wurden mehrere Messverfahren genutzt und die jeweils mit diesem Verfahren gewinnbaren Erkenntnisse zur Erstellung des Physikalisch-empirischen Trocknungsmodells<sup>26</sup> genutzt. Die Auswertung bzw. Verwendung der Daten erfolgt in den Abschnitten „Entwicklung eines Trocknungsmodells mit besserer Anpassungsgüte“ (ab Seite 91) sowie vor allem im folgenden Kapitel (Physikalisch-empirische Modellierung der Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung, ab Seite 100).

Im Rahmen dieser Arbeit soll als Basis für das Trocknerauslegungsmodell ein physikalisch-empirisches Trocknungsmodell speziell für die Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung von Braunkohle entwickelt werden. Allgemein besteht der Anspruch das Modell – wenn möglich

<sup>26</sup> (Gleichung 50 auf Seite 93 bzw. Gleichung 56 auf Seite 96)

– strukturell so zu gestalten, dass es später auf unterschiedliche Prinzipien (Verdampfung und Verdunstung) und auf unterschiedliche Verfahren (Wirbelschicht und ruhende Dünnschicht<sup>27</sup>) angewendet werden kann. Um die Anwendbarkeit der Modelle auf die verschiedenen Kombinationen von Trocknungsprinzip und -verfahren zu überprüfen, wird für die Untersuchungen folgende Versuchsmatrix aufgestellt.

**Tabelle 16: Prinzip- und Verfahrensmatrix für Trocknungsversuche bzw. Datenauswertung**

| Versuchsreihe   | Trocknungs-Prinzip | Zustand des TG  | Messgerät-Nr. (Kürzel) | Messgerät / Anlage (Datenquelle Literatur)                      | Abschnitt |
|---|--------------------|-----------------|------------------------|---|-----------|
| 1   | Verdunstung        | Ruhende Schicht | MG1                    | Feuchteanalysator   | 5.2.2.1   |
| 2   | Verdunstung        | Wirbelschicht   | MG2                    | (*Kleines Kaltmodell)<br>*Krautz [76]**<br>*Kim [69]***         | 5.2.2.2   |
| 3   | Verdampfung        | Ruhende Schicht | MG3                    | Magnetschwebewaage  | 5.2.3.1   |
| 4   | Verdampfung        | Wirbelschicht   | MG4                    | *Heinrich [57]***,<br>*([87], [88]*** Anhang)<br>****(BTU-DDWT) | 5.2.3.2   |
| <p>* keine eigenen Messungen durchgeführt, sondern ** oder ***<br/> ** Verwendung vorhandener experimentellen Daten aus dem Projekt DDWT-GROP [76]<br/> *** Nutzung von experimentellen Daten aus der Literatur<br/> **** hiermit können jedoch keine kontinuierlichen Kinetikdaten <math>X(t)</math> generiert werden, nur <math>X_{End}(t_{End})</math></p> |                    |                 |                        |   |           |

Erläuterung zur Aussage „\*\*\*\*“, dass mit dem BTU-DDWT-Trockner (siehe Abbildung 127, Seite 211) experimentell kein kontinuierlicher Trocknungsverlauf  $X(t)$  ermittelt werden kann:

1. Der DDWT-Trockner muss verfahrensbedingt mit Trockenbraunkohle (TBK) angefahren werden. Die Fluidisierung von ausschließlich feuchter Kohle ist aufgrund der ausgeprägten Agglomerationsneigung grubenfeuchter Braunkohle nicht möglich. Dementsprechend ist es nicht möglich eine zu trocknende noch grubenfeuchte Kohleprobe in den leeren Wirbelschicht-Trockner einzutragen. Die sofortige Vermischung der feuchten Kohleprobe mit der trockenen Anfahrkohle macht eine exakte Erfassung des Trocknungsverlaufes auf Basis der Verweilzeit der Partikel im Trockner unmöglich.

2. Die kontinuierliche Betriebsweise bedingt, dass die feuchte Kohleprobe nicht schlagartig in den Trockner eingetragen werden kann. Somit ist keine exakte der Kontrolle der Verweilzeit von Partikeln im Trockner möglich, da der Startzeitpunkt der Trocknung eine deutliche Unschärfe aufweisen würde. Folglich ist es nicht möglich einen experimentell basierten  $X(t)$ -Verlauf mit dem BTU-DDWT-Trockner zu erstellen. Die nachfolgende Gliederung der experimentellen Versuche bzw. der Auswertung der Literaturdaten von experimentellen Versuchen erfolgt gemäß Tabelle 16.

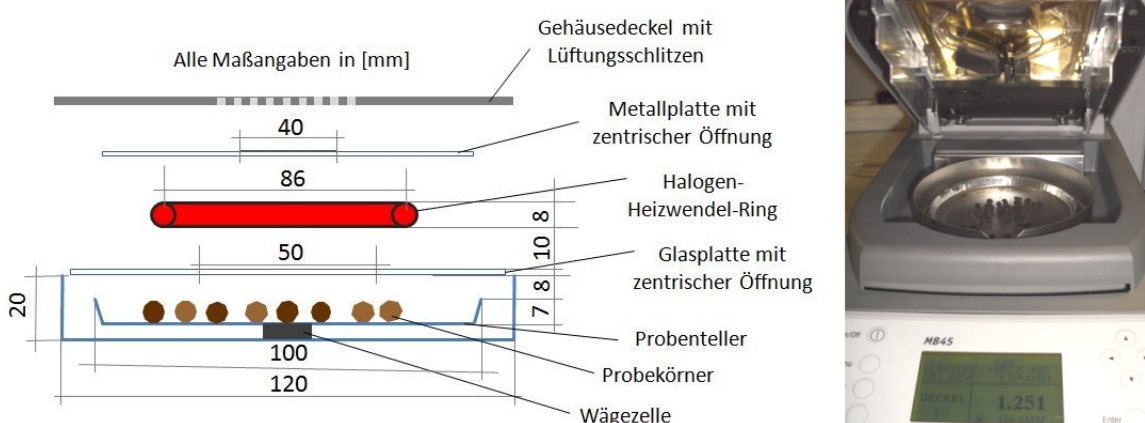
<sup>27</sup> Häufiger Anwendungsfall in der Trocknungstechnik, z.B. bei einem Bandtrockner.

## 5.2.2 Trocknungsverläufe in Luftatmosphäre und Stickstoff

### 5.2.2.1 Verdunstung in der ruhenden Dünnschicht

Nach der Betrachtung und Auswahl der verschiedenen Trocknungsverfahren erfolgt nun die Erläuterung zur Auswahl der Trocknungsparameter für die Versuche mit diesem Verfahren, sowie eine Erläuterung zur Durchführung.

In einer Wirbelschicht herrschen sehr gute Bedingungen für Wärme- und Stoffübergang. In einer ruhenden Dünnschicht herrschen diesbezüglich ebenfalls sehr gute Bedingungen, was durch die sehr hohe Trocknungsgeschwindigkeit bzw. die sehr kurze Trocknungszeit (max. ca. 15 min) nachgewiesen werden konnte (Abbildung 56 auf Seite 73, vergleiche Abbildung zur DWT-Verdampfungstrocknung: Abbildung 84 auf Seite 134). Aus diesem Grund und aufgrund der sehr genauen Messbarkeit des Trocknungsverlaufes (Masseerfassung) und der hohen Datenrate (1 Hz), wurde die Dünnschichttrocknung zur Erfassung des qualitativen Trocknungsverlaufes der monodispersen und polydispersen Braunkohlkörnungen ausgewählt. Bilanzierende Methoden an einer Wirbelschicht mit Hilfe der Daten der Luftfeuchte von Eintritt und Austritt haben den Nachteil, dass für die Berechnung der Feuchte des Trocknungsgutes die Daten mehrerer Messstellen des Trocknungsmediums (Fehlerquelle Messunsicherheit) genutzt werden müssen und die Luftfeuchtemessung zu meist eine geringere Messgenauigkeit gegenüber gravimetrischen Messsystemen aufweist. Aus den genannten Gründen wurden die Untersuchungen zur Bestimmung des qualitativen Trocknungsverlaufes in Luftatmosphäre von näherungsweise monodisperser und polydisperser Braunkohle mit einem thermo-gravimetrischen Messsystem durchgeführt. Folgende Abbildung verdeutlicht den Aufbau der Versuchsanlage.



**Abbildung 52: Prinzipieller Versuchsaufbau (links) und reale Messeinrichtung (rechts), „MG1“**

Die Reproduzierbarkeit des Feuchtwertes beträgt gemäß den Herstellerangaben  $\pm 0,3\%$  bei einer Probenmasse von 1 g und  $\pm 0,15\%$  bei einer Probenmasse von 2 g. Aufgrund der sehr stark begrenzten Menge des zur Verfügung stehenden Feinstaubes der Korngrö-

ßenklasse D1 (siehe Tabelle 18, Seite 71) aus dem Siebvorgang und um eine möglichst hohe Vergleichbarkeit zu den Verdampfungstrocknungsmessungen aus der Magnetschwebewaage sicherzustellen, wurde die Einwaagemasse auf ca. 1 g, jedoch mindestens 1 g festgelegt. Abhängig von der Korngröße und somit der Kornmasse waren speziell in den großen Korngrößenklassen nur diskrete Massewerte möglich (ganzzahliges Vielfaches der Masse des Einzelkornes). Für jede Klasse wurden drei Wiederholungsmessungen durchgeführt und der Mittelwert gebildet. Als Versuchsmaterial wurde aufgemahlene Braunkohle der Körnung 0 bis 6,3 mm aus dem Tagebau Profen eingesetzt. Die Massenverteilung der einzelnen Korngrößenfraktionen innerhalb der polydispersen Schüttung wird durch die Sieblinie wiedergegeben (siehe folgende Abbildung 53). Die nachfolgende Tabelle stellt die erläuterten Rahmenbedingungen für die Auswahl der Trocknungsbedingungen für das Dünnschichttrocknungsverfahren in Form einer systematischen Übersicht dar.

**Tabelle 17: Rahmenbedingungen für die Auswahl von Trocknungsgut und Trocknungsbedingungen**

| Kriterium            | Anforderungen   | Technische Grenzen  |
|----------------------|---|---|
| Korngröße            | Hohe Auflösung (Aufteilung) der polydispersen Körnung.<br>Verwendung der in der Kraftwerkstechnik / Kohleveredelung üblichen Körnungen:<br>0 ... 2 mm und 0 ... 6,3 mm; | Verfügbare Siebschnitte (Maschenweiten der Siebe des Siebturms der Marke Retsch)  |
| Probemasse           | Möglichst große Probemasse (Genauigkeit FA), vergleichbar mit MSW-Probemasse  | Verfügbare Menge an Feinstaub (0 ... 63 µm), MSW-Probenmasse max. 1,2 g (Probebehälter)   |
| Temperatur           | Einhaltung der vorgegebenen Temperatur von 135°C (±2°C), nach DIN 51718 [27]  | Keine. Feuchteanalysator: T <sub>Max</sub> = 200°C.   |
| Druck                | Normaldruck. Die Druckversuche wurden in der MSW (MG3) durchgeführt.  | Luftdruck   |
| Relative Luftfeuchte | Sehr trockene Luft mit einer Luftfeuchte von < 5% für sehr hohe Trocknungsraten, (gegeben durch die Trocknungstemperatur von 135°C (siehe h,y-Diagramm, Seite 50))      | Keine.<br>(Luftfeuchte der Raumluft im Labor erfüllt nach Aufheizen im Feuchteanalysator auf 135°C die Anforderung von Phi < 5%). |

Um den Trocknungsverlauf der polydispersen Braunkohlekörnung als Superpositionierung der Trocknung der einzelnen Korngrößenklassen verstehen und beschreiben zu können, ist es notwendig die Untersuchung des Trocknungsverhaltens zunächst auf näherungsweise monodisperser Basis zu analysieren. Zu diesem Zweck wurde die Körnung von 0 bis 6,3 mm auf 12 Korngrößenklassen aufgesiebt. D1 ist dabei die kleinste Korngrößenklasse, D12 die größte Klasse, D13 ist das abgesiebte Überkorn. Die Siebung erfolgte mit einem Siebturm der Marke Retsch in feuchtem Zustand, um den späteren Trocknungsverlauf anhand einer möglichst hohen Wassergehaltsspanne nachvollziehen zu können. Eine Siebung in trockenem Zustand mit anschließender Wiederbefeuchtung ist aufgrund der bekannten Hysterese (siehe [61]) zwischen Desorption und Sorption und der Gefahr der Agglomeration beim Befeuchten methodisch nicht erstrebenswert.

Zur Validierung der Qualität der Siebung wurden die einzelnen Korngrößenklassen mit einem Laserlichtbeugungsspektrometer LA-950 [60] analysiert. Das Gerät arbeitet nach dem international gültigen Standard ISO 13 320 – 1 [29] zur Analyse von Partikelgrößen. Außer der Korngrößenklassen D2 und D3 liegen alle ermittelten mittleren Durchmesser (Median) innerhalb der Intervallgrenzen (siehe Tabelle 18 und folgende Abbildung).

Tabelle 18: Übersicht der Korngrößenklassen des Trocknungsgutes mit LA-950-Prüfwert des Median-Ø

| Durchmesser-klasse | Korngrößen-intervall | Kornklassen-mitte | Median-Ø laut LA-950 | Anmerkungen          | Anmerkungen          |
|--------------------|----------------------|-------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
|                    | $x$                  | $x_m$             | Median-Ø             |                      |                      |
|                    | [ $\mu\text{m}$ ]    | [ $\mu\text{m}$ ] | [ $\mu\text{m}$ ]    |                      |                      |
| D1                 | 0 - 63               | 31,5              | 38,8                 | Feinkorn<br>0 – 2 mm | Grobkorn<br>0 – 6 mm |
| D2                 | 63 - 90              | 76,5              | 57,8                 |                      |                      |
| D3                 | 90 - 125             | 107,5             | 74,2                 |                      |                      |
| D4                 | 125 - 250            | 187,5             | 188,6                |                      |                      |
| D5                 | 250 - 500            | 375               | 324                  |                      |                      |
| D6                 | 500 - 710            | 605               | 527                  |                      |                      |
| D7                 | 710 - 1000           | 855               | 747                  |                      |                      |
| D8                 | 1000 - 1250          | 1125              | 1104                 |                      |                      |
| D9                 | 1250 - 2000          | 1625              | 1626                 |                      |                      |
| D10                | 2000 - 3150          | 2575              | -                    | Überkorn             | Überkorn             |
| D11                | 3150 - 4000          | 3575              | -                    |                      |                      |
| D12                | 4000 - 6300          | 5150              | -                    |                      |                      |
| D13                | > 6300               | 7150              | -                    |                      |                      |

Zur Charakterisierung der polydispersen Körnung dient die Sieblinie, d.h. der kumulierte Massenanteil der einzelnen Kornklassen über der jeweiligen Korngröße.

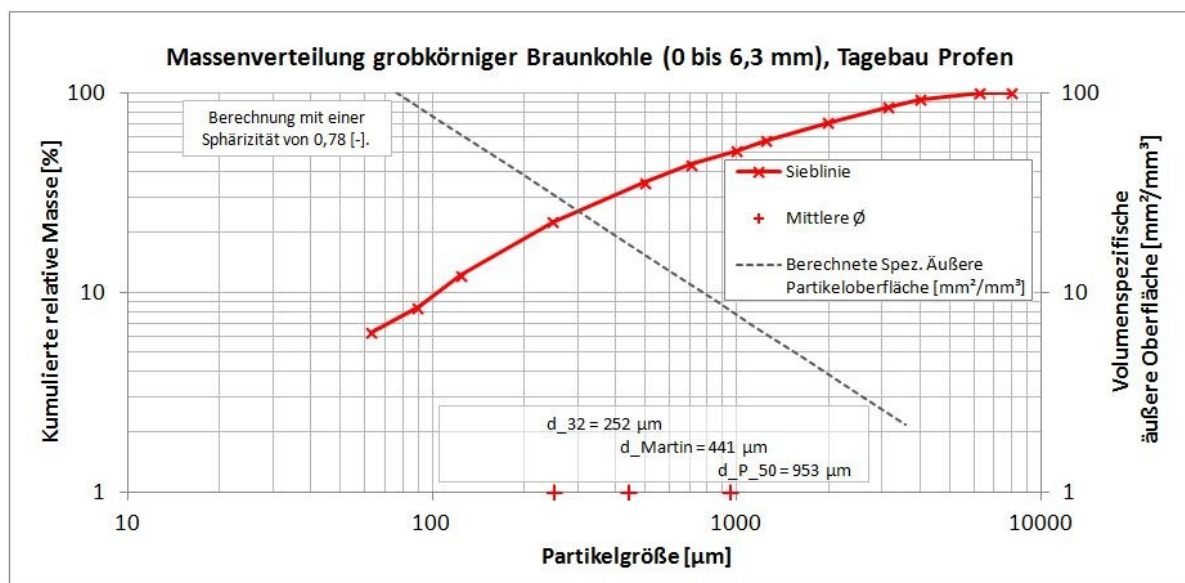
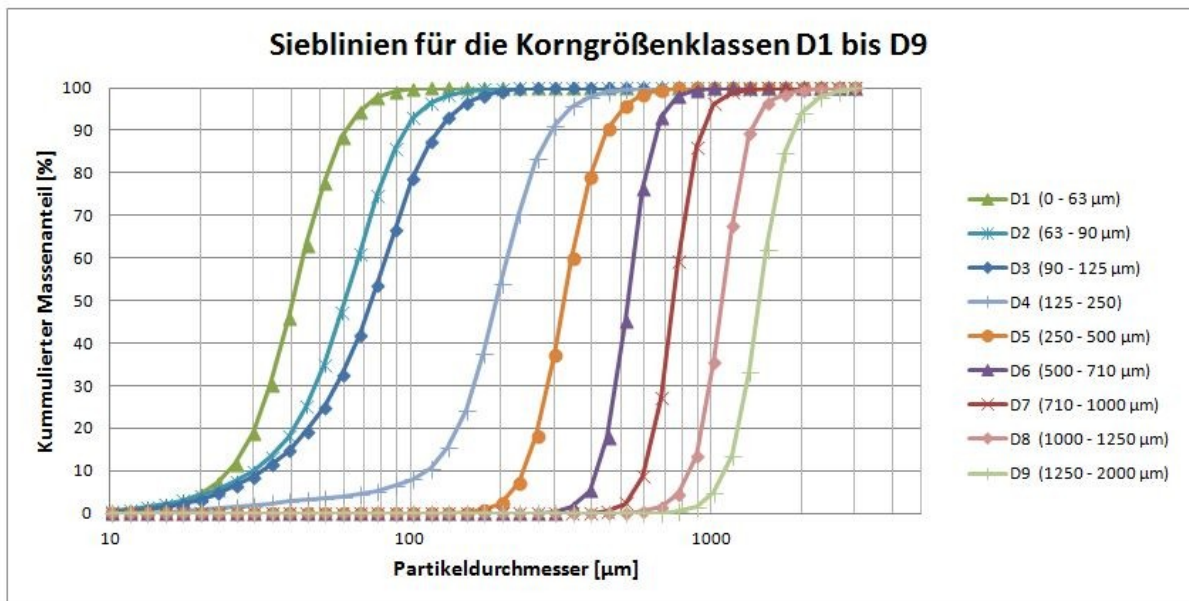


Abbildung 53: Sieblinie für das polydisperse Kornspektrum von 0 bis 6,3 mm



Abbildung 54 zeigt die Sieblinien für die einzelnen Korngrößenklassen D1 bis D9 aus dem Laserlichtbeugungsspektrometer LA-950 [60].



**Abbildung 54: Korngrößenverteilung der einzelnen Korngrößenklassen gemäß Partica-Analyse**

Das Verfahren zur Laserlichtbeugung konnte mit dem vorhandenen Gerät bis zu einer Korngröße von maximal 2 mm durchgeführt werden, weshalb in Tabelle 18 ausschließlich die Messwerte der Korngrößenklassen D1 bis D9 dargestellt sind. Für die höheren Korngrößenklassen (D10 bis D12) wurde die Reinheit durch eine rein optische Prüfung manuell kontrolliert (siehe Abbildung 113 auf Seite 198). Nach dem Trieren der Waagschale wurde eine Masse von ca. einem Gramm hineingegeben. Die Daten des Trocknungsvorganges wurden mit einer Datenrate von 1 Hz aufgezeichnet. Die Temperatur wurde auf  $T = 135^{\circ}\text{C}$  festgelegt, da in der Norm DIN 51718 [28] für die Bestimmung des Wassergehaltes von Braunkohlen ein Wert von  $135^{\circ}\text{C} (\pm 2^{\circ}\text{C})$  vorgegeben ist.

Während der Trocknung wurden die Zeit, die Temperatur und die Probenmasse aufgezeichnet. Aus der Massendifferenz wurden der Wassergehalt  $W$ , die Feuchte  $X$  und die Zeitableitungen  $-dX/dt$  und  $-dW/dt$  dieser Stoffeigenschaften berechnet. Das Erreichen des Gleichgewichtszustandes wurde über folgende Bedingung definiert: Änderung der Masse um weniger als 0,002 g in einem Zeitraum von mindestens 10 s. Die folgende Abbildung zeigt die mit der Anlage aus Abbildung 52 aufgezeichneten Messdaten und ausgewählte Berechnungsgrößen für den Trocknungsverlauf der Braunkohle der Korngrößenklasse D12 mit einem Korndurchmesser von 4 bis 6,3 mm. Zur Veranschaulichung wurde die größte Klasse mit der längsten Trocknungszeit ausgewählt.



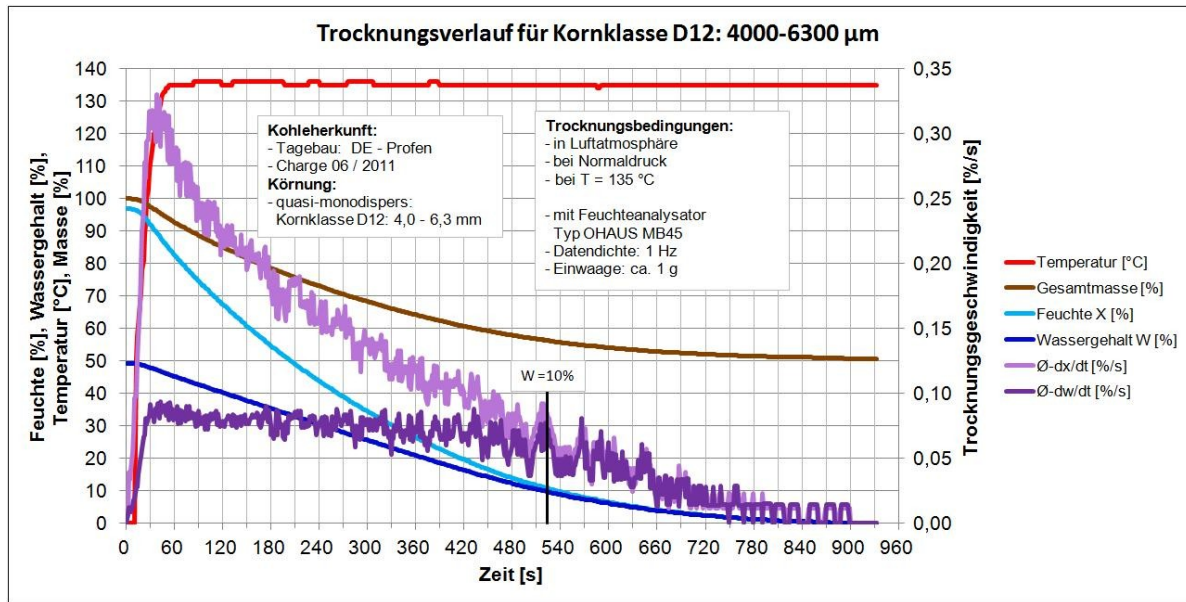


Abbildung 55: Trocknungsdatendiagramm für Kornklasse D12

Die folgende Abbildung zeigt die Trocknungsverläufe in Form der Feuchte X über der Zeit t für die zwölf quasi-monodispersen Kornklassen D1 bis D12, das Überkorn D13 und das polydisperse Korngrößengemisch.

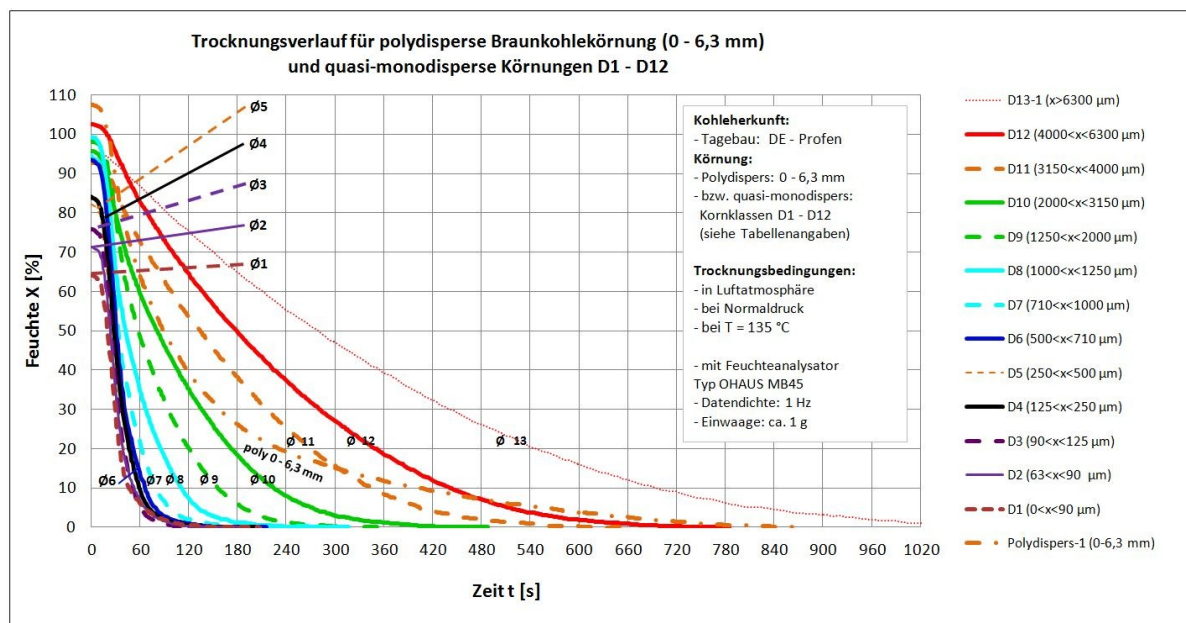


Abbildung 56: Trocknungsverläufe für 12 monodisperse Korngrößenklassen und 2 polydisperse Körnungen

Durch die Kenntnis der einzelnen Verläufe für die Korngrößenklassen D1 bis D13 lässt sich das Trocknungsverhalten der polydispersen Probe als eine Superposition der Trocknungsverläufe der einzelnen Korngrößenfraktionen verstehen. Die hier dargestellten Trocknungsverläufe sind in die Modellentwicklung eingeflossen (Tabelle 27, S. 92).

Ergänzend zu den experimentellen Untersuchungen der Trocknungsverläufe im Feuchteanalysator MB45 des Herstellers Ohaus wurden Trocknungsverläufe aus dem Messgerät TGA/SDTA851e ausgewertet. Die Darstellung der Auswertung erfolgt im Anhang auf Seite 222, siehe Abbildung 138. Eine Abbildung zum Aufbau der TGA/SDTA851e sowie Angaben zu deren technischen Daten sind auf Seite 237 zu finden.

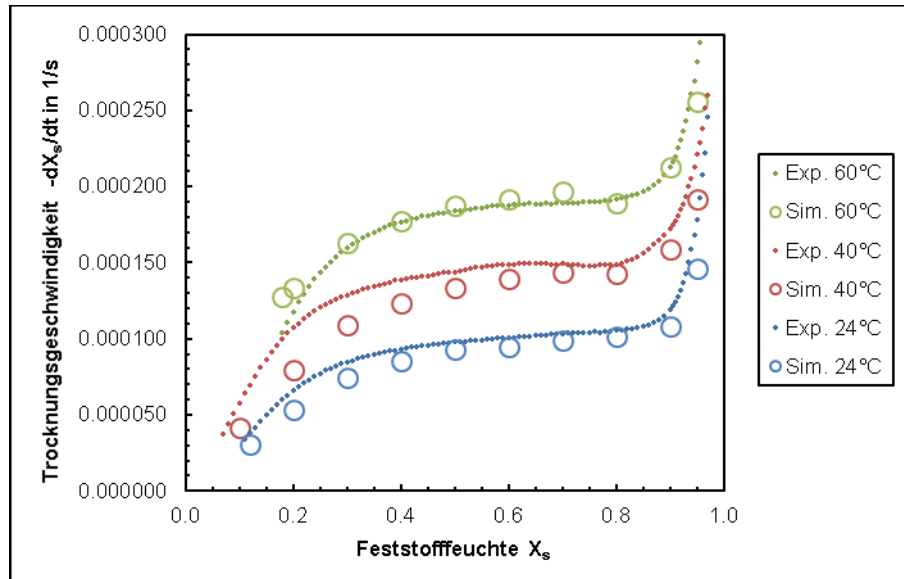
### 5.2.2.2 Verdunstung in der Wirbelschicht

Ergänzend zu den Daten zur Trocknung in der Dampfwirbelschicht nach dem Prinzip der Verdampfungstrocknung werden hier Daten zur Trocknung in der Wirbelschicht nach dem Prinzip der Verdunstungstrocknung angeführt, obgleich dies nicht den thematischen Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit bildet. Diese Betrachtung hat den Zweck die Übertragbarkeit des physikalisch-empirischen Modellierungsansatzes, welcher im Rahmen dieser Arbeit speziell für die Verdampfungstrocknung entwickelt wird, auf die Verdunstungstrocknung prinzipiell zu prüfen und prüfen zu können. Im Rahmen des Projektes DDWT-GROP [76] wurden für Lausitzer Braunkohle Daten zur Trocknungskinetik in der Wirbelschicht nach dem Prinzip der Verdunstungstrocknung von Wiedemann ermittelt. Im Anhang auf Seite 216 ist eine Abbildung zur Versuchsanlage dargestellt. Die folgende Tabelle charakterisiert die wesentlichen Parameter der Versuchsreihen.

**Tabelle 19: Parameter der Versuche zur Wirbelschicht-Verdunstungstrocknung mit Lausitzer Braunkohle, nach Krautz & Wiedemann et al. [76]**

| Parameter          | Wert  | Einheit            |
|--------------------|---|--------------------|
| Kohleherkunft      | Lausitzer Tagebaue, Gemisch                                       | -                  |
| Probemenge         | 700 (RFK), 350 (TBK)  | g                  |
| Korngröße          | 500 ... 710 (entspricht Größenklasse D6)                          | $\mu\text{m}$      |
| Trocknungsmedium   | Stickstoff  | -                  |
| Gasgeschwindigkeit | 1,5; 2,0; 2,5 * $u_{mf}$ ( $u_{mf}$ siehe Abbildung 29, Seite 39) | m/s                |
| Temperatur         | 24 (Raumtemperatur); 40; 60                                       | $^{\circ}\text{C}$ |
| Relative Feuchte   | rund 0  | %                  |
| Durchmesser WS     | 127 (siehe Abbildung 132, Seite 216, zur Versuchsanlage).         | mm                 |

Die in den drei Temperaturstufen durchgeführten experimentellen Untersuchungen zeigen, dass die Trocknungsgradienten mit sinkender Feuchte stetig fallen. Ein Abschnitt näherungsweise konstanter Trocknungsgeschwindigkeit lässt sich lediglich im  $60^{\circ}\text{C}$ -Versuch in einem kleinen Feuchteintervall von  $X = 0,8$  [-] bis  $X = 0,6$  [-] beobachten. Gemäß  $h,y$ -Diagramm (siehe Seite 50) führen die höheren Gastemperaturen zu höheren Trocknungsgeschwindigkeiten, da die Feuchtekapazität der Luft sehr stark von der Temperatur abhängt. Die höhere Gastemperatur führt zu einem höheren Wärmestrom, welcher für das Aufbringen der Verdunstungsenergie zur Verfügung steht.



**Abbildung 57:** Trocknungsgradienten in der Wirbelschicht, [76] entnommen, Messung von Wiedemann, (mit MG2)

Ergänzend zu den Daten zur Trocknungskinetik von Lausitzer Braunkohle seien die von Kim [69] ermittelten Kinetikdaten von Australischer Braunkohle mit einem Wassergehalt von  $W = 59\%$  kurz dargestellt. Lausitzer Braunkohle weist diesbezüglich ähnliche Werte von ca.  $W = 56\%$  auf (siehe Tabelle 72 auf Seite 241). Die Parameter der Trocknungsversuche von Kim [69] können der nachfolgenden Tabelle entnommen werden. Die chemische Zusammensetzung der Versuchskohle ist im Anhang in der Tabelle 63 auf Seite 216 dargestellt.

**Tabelle 20:** Parameter der Versuche zur WS-Verdunstungstrocknung mit Australischer Braunkohle [69]

| Parameter          | Wert   | Einheit            |
|--------------------|--|--------------------|
| Kohleherkunft      | Loy Yang, Australien   | -                  |
| Probemenge         | 2,5  | g                  |
| Korngröße          | 600 ... 850 (entspricht ca. D6 ... D7, siehe Tabelle 18, Seite 71) | $\mu\text{m}$      |
| Trocknungsmedium   | Luft   | -                  |
| Gasgeschwindigkeit | 0,035; 0,10; 0,16; 0,23; 0,28; 0,35                                | m/s                |
| Temperatur         | 40; 50; 60; 70; 80   | $^{\circ}\text{C}$ |
| Relative Feuchte   | 0; 10; 20; 30; 40  | %                  |

Die rein qualitative Analyse der Trocknungsgeschwindigkeit in nachfolgender Abbildung 58 liefert die Erkenntnis, dass bei der Verdunstungstrocknung in der Wirbelschicht die höchsten Trocknungsgeschwindigkeiten zu Beginn der Trocknung auftreten<sup>28</sup>. Dies ist primär mit der Temperatur des Trocknungsgutes zu begründen. Anfänglich weist das Trocknungsgut die Umgebungstemperatur / Raumtemperatur auf. Je geringer die Luftfeuchte des eintretenden Trocknungsmediums, desto höher ist die absolute Aufnahmefähigkeit für Wasserdampf (bei gleichem Druck und gleicher Temperatur) (siehe h,y-Diagramm, Seite 50). Je mehr Wasser verdunstet wird, desto größer ist der Wärmestrom, welcher für den Phasenwechsel benötigt und der Umgebung entzogen wird. Dies führt zu einem stärkeren Absinken der Temperatur des Trocknungsgutes und des sich thermisch angleichenden eintretenden Trocknungsmediums. Gemäß h,y-Diagramm (Seite 50) bewirkt das Absinken der Temperatur des Trocknungsmediums eine verringerte Aufnahmefähigkeit der Luft bezüglich Wasserdampf, was zu einem Absinken der Trocknungsgeschwindigkeit führt. Je feuchter die eintretende Luft, desto schwächer wirkt der beschriebene Effekt.

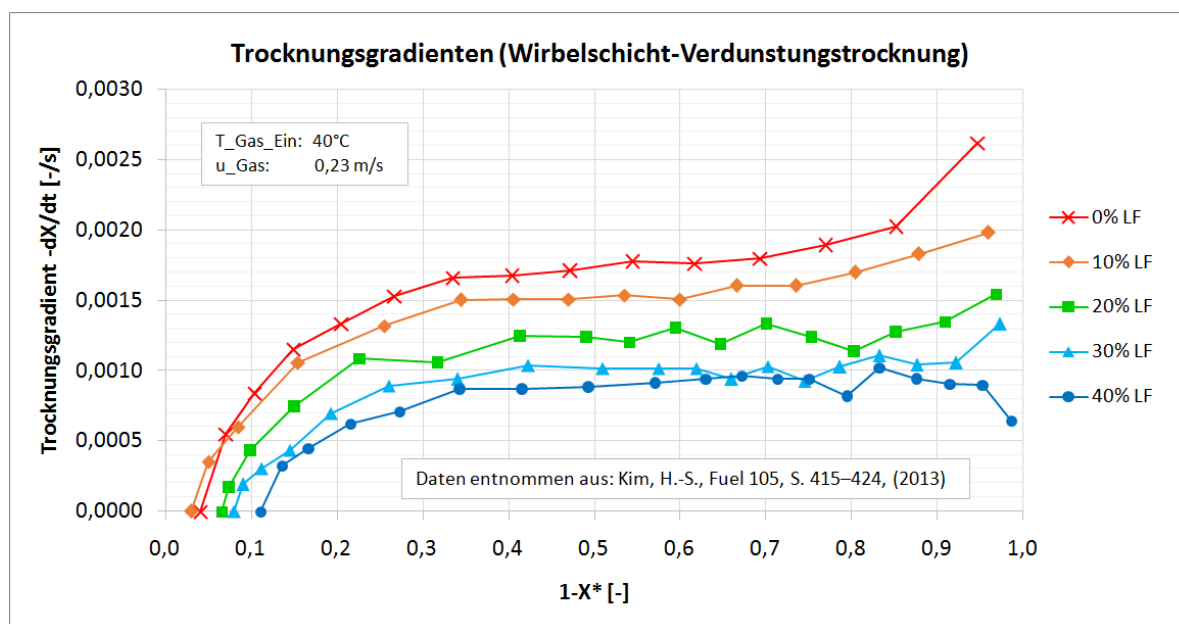


Abbildung 58: Trocknungsgeschwindigkeit über dem Trocknungsquotient, Daten aus [69] umgerechnet

Bezüglich der Übertragbarkeit des empirischen Modellierungsansatzes zur Trocknungskinetik, ausgehend von der qualitativen Analyse der Trocknungsgeschwindigkeit (Abbildung 57 und Abbildung 58), lässt sich folgende Schlussfolgerung formulieren: Bei der Verdunstungstrocknung beginnt die Trocknungsgeschwindigkeit nicht mit dem Wert null (siehe Abbildung 58). Bei der Verdampfungstrocknung hingegen beginnt, aufgrund der Anfangskon-

<sup>28</sup> (außer bei der Trocknung mit feuchter Luft -  $\Phi = 40\%$ , was praktisch zumeist nicht relevant ist, da häufig hohe Trocknungsgeschwindigkeiten erzielt werden sollen).

densation, die eigentliche Trocknung erst nach der Kondensationsphase mit der Geschwindigkeit null (im Übergang von der negativen Trocknungsgeschwindigkeit) (vergleiche Abbildung 3 auf Seite 7). Die qualitative Analyse experimentellen Daten zur Trocknungsgeschwindigkeit (Abbildung 57 und Abbildung 58) führt zu der Erkenntnis, dass die Exponentialfunktion M3.2<sup>29</sup> zu Beginn der Trocknung für die *Verdunstungstrocknung* qualitativ keine gute Eignung aufweist<sup>30</sup>, um den Verlauf der Trocknung in der Wirbelschicht abzubilden. Bei der Übertragung dieses empirischen Modellierungsansatzes für die Trocknungskinetik auf die *Verdunstungstrocknung*, ist mit einem erhöhten Fehler der Trocknungsgeschwindigkeit zu Beginn des Trocknungsprozesses zu rechnen. Für Verdunstungstrocknung mit relativ feuchter Luft<sup>31</sup> kann der Ansatz über die Modellfunktion M3.2 (Gleichung 56, Seite 96) zur Approximation des Trocknungsverlaufes jedoch durchaus in Betracht gezogen werden. Weitere Daten und Diagramme zur Wirbelschicht-Verdunstungstrocknung können dem Anhang ab Seite 215 entnommen werden. Der Focus dieser Arbeit, speziell bezüglich der aufbauenden Modellierung, liegt auf der *Verdampfungstrocknung*.

## 5.2.3 Trocknungsverläufe in Wasserdampfatosphäre

### 5.2.3.1 Verdampfung in der ruhenden Schüttung

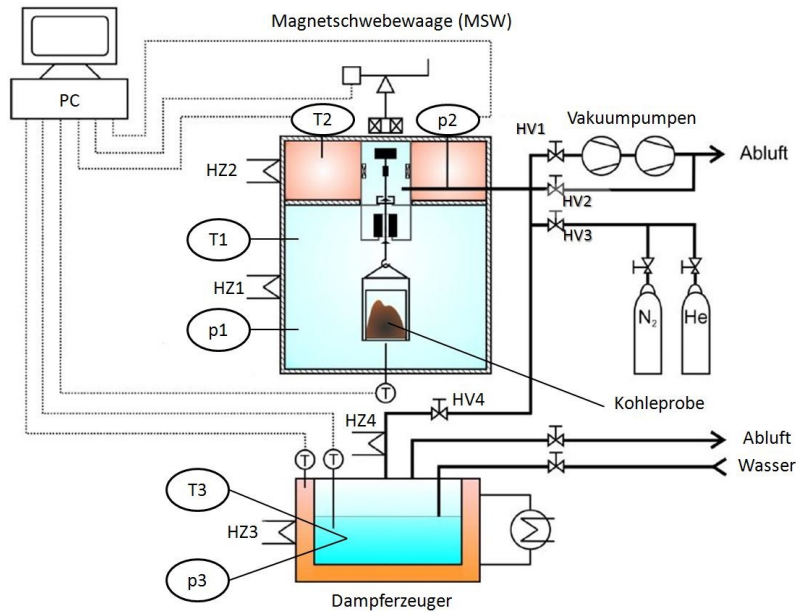
Zur Erfassung eines Trocknungsverlaufes sind methodisch mehrere Messprinzipien bzw. Bilanzierungsverfahren möglich. Um den Prozess der Verdampfungstrocknung in einer überhitzten Wasserdampfatosphäre, wie sie bei dem Verfahrensprinzip der DDWT von Braunkohle zum Einsatz kommt, nachbilden und gleichzeitig messtechnisch überwachen zu können, wurde eine Magnetschwebewaage der Firma Rubotherm eingesetzt. Die gravimetrische Messmethode hat gegenüber anderen Methoden zur Desorptionsmessung den Vorzug einer sehr hohen Genauigkeit und einer äußerst hohen Reproduzierbarkeit [61]. Die Laborapparatur zur Steuerung und Aufzeichnung des Desorptionsprozesses besteht aus der Magnetschwebewaage, dem Steuerrechner, den Vakuumpumpen, dem Reingaseinspeisesystem und dem Wasserdampferzeuger (siehe folgende Abbildung).

---

<sup>29</sup> Gleichung 56, Seite 96

<sup>30</sup> Vergleichend können die qualitativen Verläufe der Trocknungsgeschwindigkeit der Exponentialfunktion (Gleichung 56, Seite 96) der Abbildung 137 im Anhang auf Seite 221 entnommen werden.

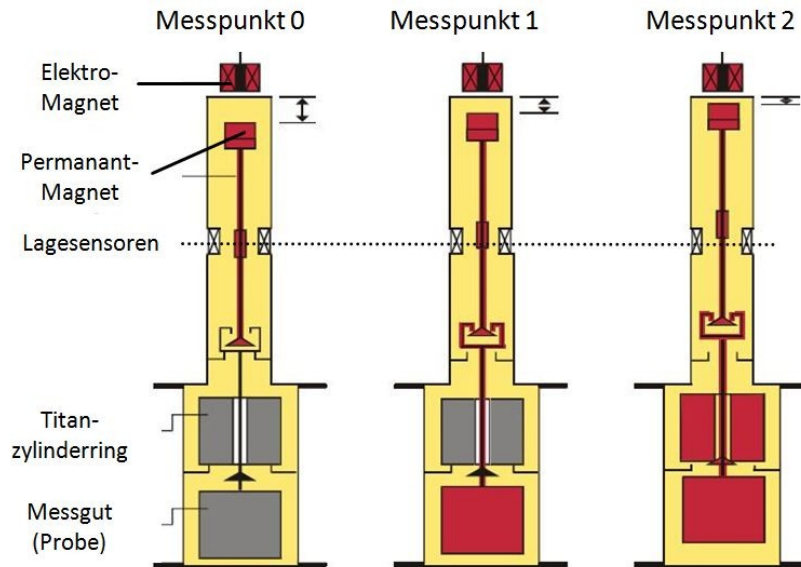
<sup>31</sup> siehe Abbildung 58: relative Luftfeuchte größer gleich 40%



**Abbildung 59: Schematische Darstellung des Messgerätes „MG3“ für Messungen von Trocknungsverläufen in Wasserdampf Atmosphäre, aus [61] entnommen; Beschriftung ergänzt**

An der Messapparatur befinden sich vier Ventile. Mit dem Handventil (HV4) kann der Wasserdampf in den Messraum eingespeist werden. Dabei ist zu beachten, dass die Temperatur im Messraum geringfügig (ca. 2 bis 4 K) höher sein muss, als die bei dem jeweiligen Druck vorliegende Sattdampf temperatur, da Kondensattropfen im Messraum oder in den Zuleitungen zum Messraum das Messergebnis stark verfälschen könnten. Das Handventil (HV2) dient dazu der Druckerhöhung infolge der Kohlewasserverdampfung entgegenzuwirken und den Überdruck, bezogen auf den Druck des aktuellen Versuchspunktes, gegen die Atmosphäre zu entspannen. Die Dampfeinspeisung für die Messungen unter erhöhten Systemdrücken erfolgt über einen wassergefüllten Druckbehälter, der indirekt über ein Ölbad elektrisch beheizt wird.

Der elektronisch geregelte Elektromagnet hält den innerhalb des Messraumes positionierten Permanentmagneten in einem Schwebezustand. An dem Permanentmagnet hängen das Gestänge, ein kalibrierter Titanzylinder und der Probenbehälter incl. der Probe (des Trocknungsgutes). Durch eine Mechanik lassen sich die genannten Objekte nacheinander in die Waage einkuppeln (siehe folgende Abbildung), wobei die Absetzpositionen softwareseitig angesteuert werden können. Zur Erfassung und Korrektur der Nullpunkt lage wird zunächst nur das Gestänge angehoben und die Waage auf null tariert. Anschließend können entweder nur die Probe (Messpunkt 1), oder Probe und Titanzylinder (Messpunkt 2) gemessen werden. Alle Bewegungen der Probe erfolgen, bedingt durch die elektronische Regelung, erschütterungsfrei.



**Abbildung 60: Funktionsprinzip der Sorptions- u. Gasdichtemessung in der Magnetschwebewaage [85]; beschriftet**

Aus dem gemessenen elektrischen Strom, der für das in Schwebelage halten benötigt wird, lässt sich die Messkraft (Gewichtskraft minus Auftriebskraft) erfassen. Mit Hilfe der Gasdichte, welche sich rechnerisch aus der auf den Titanzylinder wirkenden Auftriebskraft ergibt, lässt sich die Berechnung zur Korrektur der Auftriebskraft für die Probe durchführen. Mittels Vakuumpumpen und des Handventils HV1, sowie der Reingase (Stickstoff und Helium) und dem Handventil HV3 lässt sich im Proberaum eine exakt definierte Atmosphäre (bezüglich Gasart, Temperatur, Druck) herstellen. Mit Hilfe von Kalibrierungsmessungen vor der Messung des Trocknungsverlaufes lässt sich die Masse des Titanzylinders im Vakuum, d.h. ohne Auftriebskraft erfassen. Mit bekannter Vakuummasse und bekanntem Volumen des Titanzylinders lässt sich die Dichte des Messgases aufgrund der sich für den Titanzylinder ergebenden Auftriebskraft berechnen. Bedingt durch die Kenntnis der Gasdichte kann der gemessene Wert für die Gewichtskraft der Probe um die Auftriebskraft korrigiert werden und somit der exakte Wert für die Masse bestimmt werden. Die Versuchskohle an der die Desorption vollzogen wird, befindet sich in einem Korb aus Edelstahl. Die Maschenweite des Korbes beträgt ca. 120  $\mu\text{m}$ , der Innendurchmesser 14 mm und die nutzbare Füllhöhe 16 mm. Die Messdatenaufzeichnung wird beendet, sobald der Gleichgewichtszustand erreicht ist, welcher sich wie folgt definiert:



**Tabelle 21: Stabilitätskriterien zur Definition des Gleichgewichtszustandes bei der Desorption**

| Nr. | Kriterium                     | Wert           |
|-----|-------------------------------|----------------|
| 1   | Zeitintervall                 | > 60 min       |
| 2   | Masseschwankung               | < 100 µg       |
| 3   | Absolute Temperaturschwankung | < +/- 1°C      |
| 4   | Druckschwankung               | < +/- 0,05 bar |

Wesentliche technische Daten der Magnetschwebewaage:

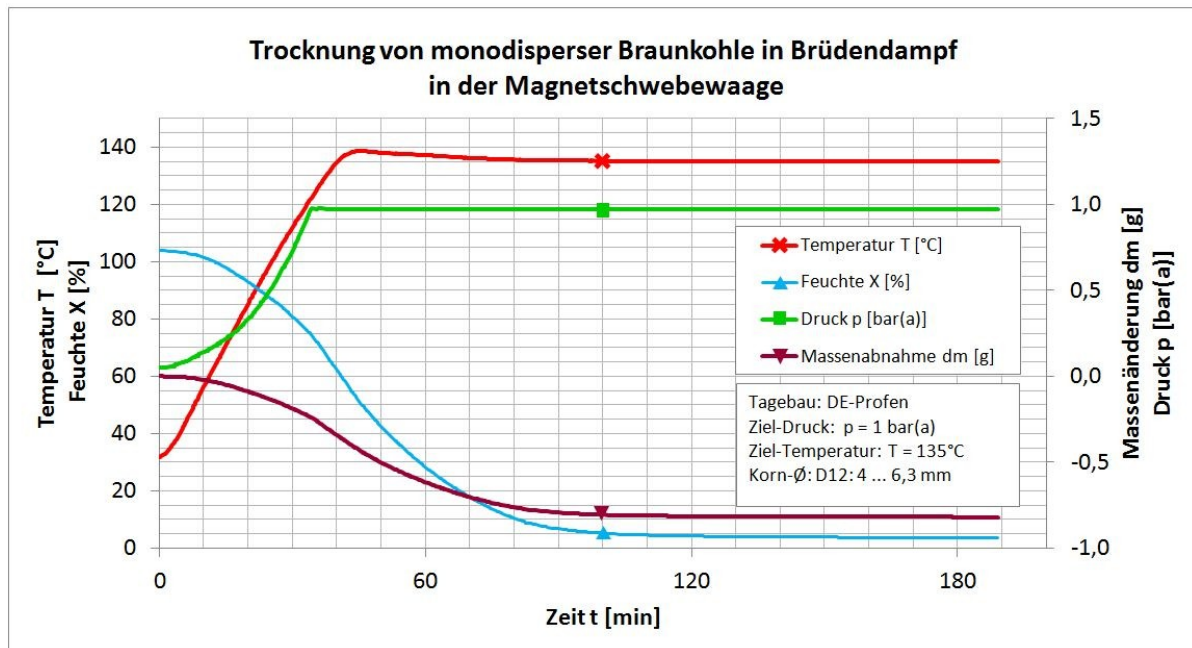
- Auflösung: 0,01 mg
- Reproduzierbarkeit: 0.02 mg
- Relativer Fehler: 0.002 % vom Messwert
- $m_{\max}$  = 30 g
- $m_{\text{Probe}}$  = ca. 1,2 g
- $p_{\max}$  = 150 bar
- $T_{\max}$  = 200°C

Weitere ergänzende technische Daten sind im Anhang in Tabelle 69 auf Seite 236 zu finden.

In dem nachfolgenden Diagramm sind die Messdaten des mit der Magnetschwebewaage ermittelten Trocknungsverlaufes der Braunkohle dargestellt. Die Messungen erfolgten mit den bereits im vorherigen Abschnitt in Tabelle 18 (Seite 71) dargestellten Korngrößenklassen, sowie der zugehörigen polydispersen Körnung. Die dargestellten Messdaten sind in die strukturelle Modellentwicklung eingeflossen (siehe Tabelle 27 auf Seite 92). Während der Messung wurden sowohl die Gewichtskraft der Probe, als auch die Trocknungsbedingungen (Druck und Temperatur) aufgezeichnet. Nach dem Einsetzen des Trocknungsgutes in die Magnetschwebewaage wurde zunächst die Luft mit den zwei in Reihe geschalteten Pumpen abgesaugt. Die Brüdendampfatosphäre wurde somit durch den Eigenbrüden des trocknenden Kohlepartikels bereitgestellt. Bedingt durch die technischen Gegebenheiten an der Waage konnte erst nach dem Einsetzen der Probe die Trockenkammer auf Betriebstemperatur gebracht werden. Die Temperatur von 135°C wurde gewählt, um eine möglichst hohe Vergleichbarkeit zu den Trocknungsverläufen zu ermöglichen, welche mit dem Feuchteanalysator gewonnen wurden. Aufgrund der thermischen Trägheit wurde der volle Betriebsdruck erst nach ca. 35 min und die Zieltemperatur erst nach ca. 50 min erreicht. Für die Ermittlung der Gleichgewichtsfeuchte ist diese Verzögerung jedoch nicht relevant, da sich der Gleichgewichtszustand erst nach ca. 180 min einstellt (siehe folgende Abbildung). Hinsichtlich der Trocknungskinetik spiegelt sich starke thermische Trägheit der Waage in einem verzögerten Trocknungsbeginn und einem sich ändernden Anstieg ( $X_t$ -Diagramm) im ersten Trocknungsabschnitt wieder. Um die Qualität dieses Verlaufes eindeutig auf die verzögerten Trocknungsbedingungen rückführen zu können, wurden verglei-



chende Untersuchungen mit dem Feuchteschnellanalysator durchgeführt, welcher über sehr hohe Aufheizraten verfügt. Die dann von Beginn der Trocknung an konstante Temperatur führte zu einer näherungsweise konstanten Trocknungsgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt (siehe Abbildung 56 auf Seite 73), wie von der Theorie (für monodisperse Güter) vorausgesagt (siehe Abbildung 4 und Abbildung 3 auf Seite 7).



**Abbildung 61: Trocknungsverlauf eines Braunkohlepartikels in Eigenbrügendampf in der Magnetschwebewaage**

Der geringfügige Knick nach ca. 35 min entsteht technisch bedingt, da erst hier die Zieltemperatur erreicht wurde und der Trocknungsdruck durch die Bereitstellung von Eigenbrüden vollständig aufgebaut werden konnte. Im folgenden Diagramm sind die Trocknungsverläufe (X,t-Diagramm) für unterschiedliche Korngrößenklassen<sup>32</sup> dargestellt. Aufgrund der sehr großen äußeren Oberfläche der kleinen Korngrößenklassen ergab sich eine verfahrenstechnisch bedingte Vortrocknung (z.B. durch Kontakt mit ungesättigter Raumluft beim Absieben der Korngrößenklassen im Siebturm). Diese Vortrocknung führte zu den unterschiedlichen Ausgangsfeuchten bei Beginn der Trocknung in der Magnetschwebewaage (siehe folgende Abbildung). Hinsichtlich der Trocknungsgeschwindigkeit lässt sich hier kein eindeutiger Einfluss der Korngröße erkennen. Der Einfluss der Korngröße auf der Trocknungsgeschwindigkeit ist bei den Untersuchungen an der ruhenden Dünnschicht hingegen deutlich erkennbar. Aus den hier dargestellten Messdaten wurden die qualitativen Verläufe genutzt, um mittels Regression<sup>33</sup> eine optimal anpassbare und universelle Modellstruktur zu entwickeln (siehe Gleichung 56, Seite 96).

<sup>32</sup> siehe Tabelle 18, Seite 71

<sup>33</sup> Daten dazu in Tabelle 27, Seite 92

Nachfolgend sind die mit der Magnetschwebewaage für unterschiedliche Korngrößenklassen experimentell ermittelten Trocknungsverläufe dargestellt.

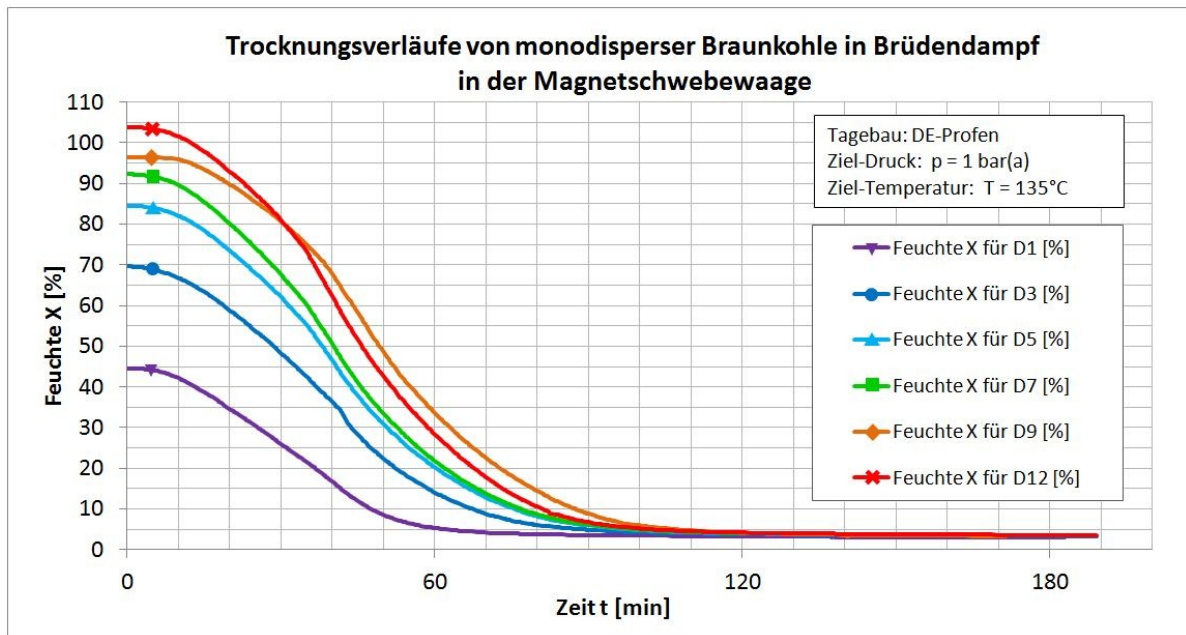


Abbildung 62: Trocknungsverläufe für unterschiedliche Korngrößenklassen; ermittelt mit „MG3“

### 5.2.3.2 Verdampfung in der Wirbelschicht

Aus dem DDWT-Trockner (siehe Abbildung 127, Seite 211) konnten zahlreiche Daten für eine aufbauende Modellierung des DDWT-Trocknungsprozesses gewonnen werden, auch wenn keine direkte Messung von Daten zur Trocknungskinetik mit dieser Anlage möglich ist. Der wesentlichste Parameter für das Aufstellen der Energie- und Massenbilanz und somit der Approximation der Trocknungskinetik ist der über die Tauchheizflächen des DDWT-Trockners erzielte Wärmedurchgangskoeffizient (dargestellt in Abbildung 145 auf Seite 232 sowie Abbildung 146). Dieser Wert ist von entscheidender Bedeutung, da ca. 98% der in den Trockner eingetragenen Wärme über die Tauchheizflächen zugeführt wird (siehe Tabelle 65 auf Seite 225). Die folgende Tabelle stellt die wesentlichen Daten der DDWT-Versuchsanlage dar.

**Tabelle 22: Anlagenparameter des DDWT-Trockners**

| Parameter                                    | Wert                         | Einheit                        | Anmerkung                                      | Quelle |
|--|------------------------------|--------------------------------|--|--------|
| Durchmesser                                  | 0,437                        | m                              |  | [75]   |
| Querschnittsfläche                           | 0,150                        | m <sup>2</sup>                 |  | [75]   |
| Expandierte Füllhöhe                         | ca. 2,75                     | m                              | ca. 0,5 ... 1,0 m Überdeckung                  |        |
| Expandiertes Füllvolumen                     | ca. 0,37                     | m <sup>3</sup>                 | THFL-Volumen subtrahiert                       |        |
| THFL-Dichte                                  | 33                           | m <sup>2</sup> /m <sup>3</sup> | Berechnung aus Rohrteilung                     |        |
| Durchsatz Rohbraunkohle                      | 0,1...0,5                    | t/h                            |  | [75]   |
| Durchsatz Trockenbraunkohle                  | 0,05...0,35                  | t/h                            |  | [75]   |
| Füllmasse                                    | ... 150 ...                  | kg                             | Je nach Füllstand, Expansion, Kohlefeuchte ... |        |
| Wärmedurchgangskoeffizienten                 | 300 ... 350<br>(200 ... 400) | W/(m <sup>2</sup> K)           | Siehe Diagramm Abbildung 145, Seite 232        |        |
| Temperaturdifferenz Heizmedium-Wirbelschicht | 30 ... 40<br>(5 ... 50)      | K                              |  | ([75]) |
| Trocknersystemdruck                          | 1,1...6,0                    | bar(a)                         |  | [75]   |
| Wassergehalt Rohbraunkohle                   | ca. 56                       | %                              |  | [75]   |
| Wassergehalt TBK                             | 5...30                       | %                              |  | [75]   |

Das folgende Diagramm veranschaulicht die Messdaten aus dem DDWT-Trockner. Diagramme zur Auswertung einzelner Parameter, sowie einzelner Versuchspunkte sind im Anhang zu finden.

- Temperaturverläufe: Abbildung 142 auf Seite 229
- Differenzdruckverläufe: Abbildung 143 und Abbildung 144 auf Seite 231
- Wärmedurchgangskoeffizienten: Abbildung 145 und Abbildung 146 ab Seite 232
- Messdatendiagramme aller Validierungspunkte: Abbildung 149 auf Seite 240

Wesentliche Zieldaten:

- Trocknerdruck: 1,5 bar(a) (rot)
- Massenstrom RFK: 150 kg/h (dunkelblau)
- Leerrohrgeschwindigkeit: 0,28 m/s (hellgrün)

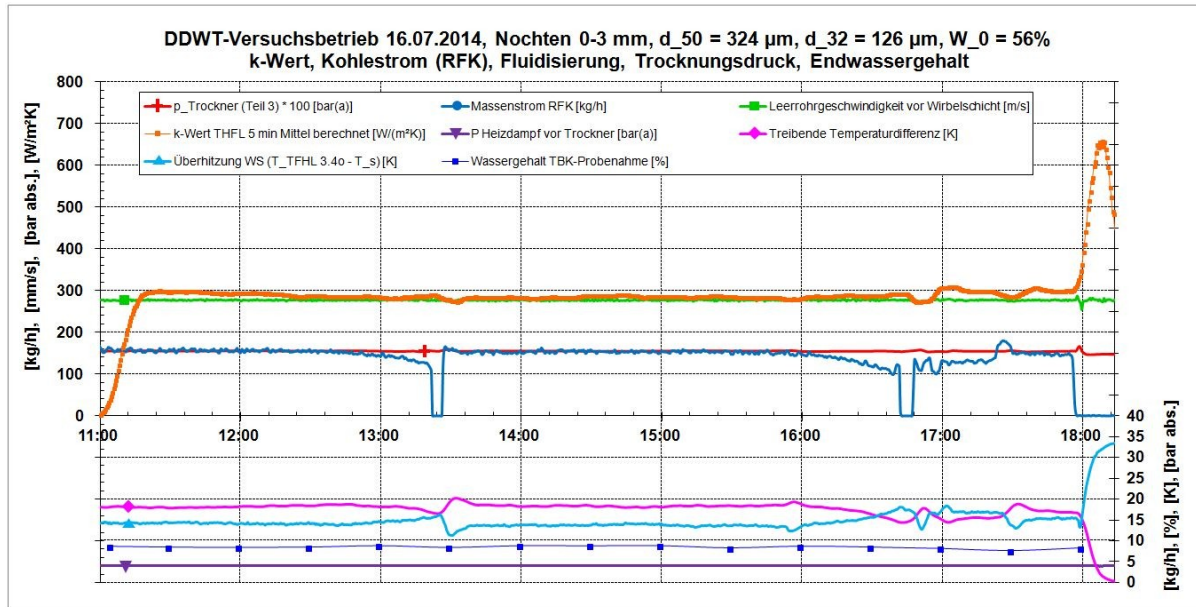


Abbildung 63: Betriebsdaten einer DDWT-Trocknerfahrt – Zeitintervall 11 Uhr bis 18 Uhr

Ergänzende Abbildungen zum DDWT-Trockner können dem Anhang entnommen werden: Messstellen im DDWT-Trockner (Abbildung 128, Seite 212), Geometrie der Tauchheizfläche (Abbildung 129, Seite 213), Messdaten zur Temperaturspreizung in der Wirbelschicht (Abbildung 142, Seite 229), Messdaten zu den Differenzdrücken (Abbildung 143, Seite 231), Messdaten zum Wärmedurchgangskoeffizient (Abbildung 146, Seite 233). Das Verfahrensfließbild ist im Grundlagenkapitel (Abbildung 72, auf Seite 104) zu finden.

Aufgrund der Tatsache, dass die Trocknungskinetik am DDWT-Trockner der BTU nur mittels Energiebilanz ermittelt werden kann, werden an dieser Stelle ergänzend in der in der Literatur verfügbaren Daten zur Kinetik der Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung dargestellt und analysiert (siehe folgende Abbildung).

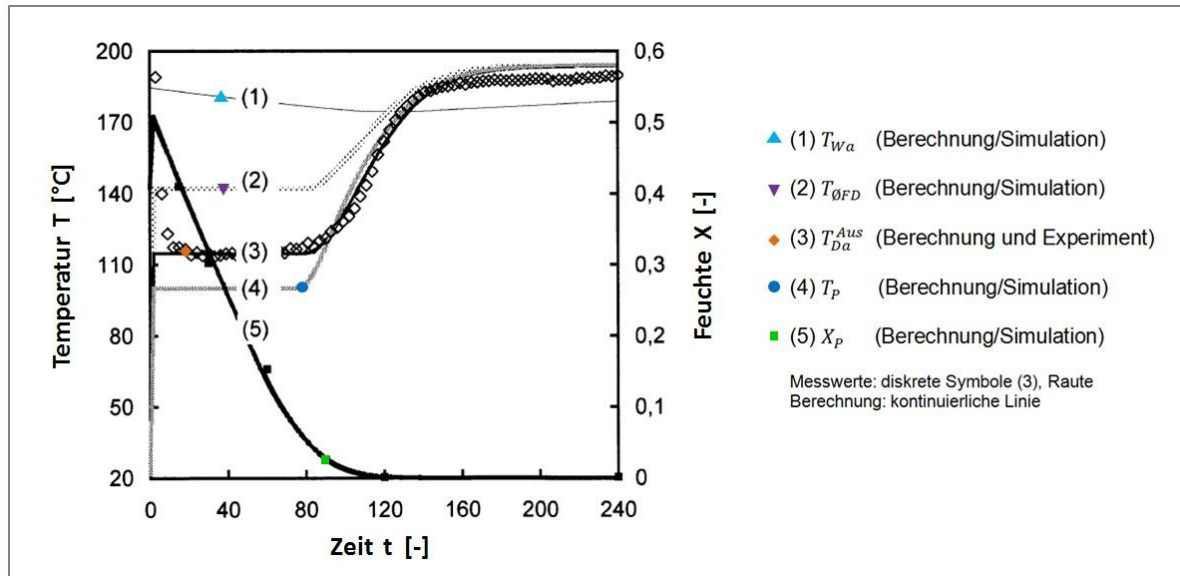


Abbildung 64: Trocknung von Seramis® in überhitztem Dampf, [57] entnommen, Beschriftung übersetzt

Diese Trocknungsverläufe wurden von Heinrich [57] mittels Simulation und experimentellen Versuchen an einer kleinen Laboranlage mit einem Durchmesser von 100 mm ermittelt. Die nachfolgende Tabelle enthält alle wesentlichen Daten zur Entstehung dieses Trocknungsverlaufes.

Tabelle 23: Daten zum Trocknungsexperiment von Heinrich [57], Berechnungsdaten ergänzt

| Parameter            | Wert     | Einheit           | Anmerkungen                    |
|----------------------|----------|-------------------|--------------------------------|
| Material             | Seramis® |                   |                                |
| $X_{Ein}$            | 0,41     | [-]               |                                |
| $m_{TG}$             | 0,4      | kg                |                                |
| $d_p$                | 3,3      | mm                |                                |
| $\rho_{TG}$          | 1545     | kg/m <sup>3</sup> |                                |
| $T_{TG}^{Ein}$       | 20       | °C                |                                |
| $A_{WS}$             | 0,00785  | m <sup>2</sup>    | berechnet                      |
| $d_{WS}$             | 0,1      | m                 |                                |
| $\rho_{FD}$          | 0,456    | kg/m <sup>3</sup> | berechnet: 1 bar(a), T = 195°C |
| $\dot{m}_{FD}^{Ein}$ | 55       | kg/h              |                                |
| $T_{FD}^{Ein}$       | 195      | °C                |                                |
| $T_{Wa}^{Ein}$       | 185      | °C                |                                |
| $c_{FD}^{Ein}$       | ca. 4,2  | m/s               | berechnet                      |

Die Aufheizung des Trocknungsgutes erfolgt aufgrund des sehr hohen Wärmeübergangskoeffizienten bei der Dampfkondensation in einem sehr kurzen Zeitraum im Vergleich zu dem für die Trocknung benötigten Zeitraum. Es folgt der erste Trocknungsabschnitt mit einer isothermen Verdampfung des Wassers aus dem Trocknungsgut.

Da es sich bei dem Trocknungsgut in der Literatur [57] um Seramis® mit sehr viel größerem Partikeldurchmesser (gegenüber feinkörniger Braunkohle) handelt, sind folgende Unterschiede bei einem Vergleich zu beachten:

- I. Die Körnung der Seramis-Partikel (aus Abbildung 64, siehe auch Tabelle) ist näherungsweise monodispers
- II. Die Geschwindigkeit des Fluidisierungsdampfes ist ca. um den Faktor 20 höher (dementsprechend größer ist auch der flächenbezogene Dampfmassenstrom und die konvektiv übertragene Wärmemenge)
- III. Die Wärme wird konvektiv über den Fluidisierungsdampf zugeführt, nicht über Tauchheizflächen
- IV. Die Überhitzung des Dampfes ist in [57] sehr viel höher (90 K)

Unter Berücksichtigung der folgenden (wesentlichsten) Unterschiede bezüglich der Trocknungsbedingungen bei der DDWT der Braunkohle: ...

- (1) Polydisperse Körnung
- (2) Geringere mittlere Korngröße ( $d_{50}$ )
- (3) Geringe Überhitzung des Fluidisierungsdampfes (geringer Wärmestrom aus dem Fluidisierungsdampf) und sehr viel geringere Fluidisierungsgeschwindigkeit (z.B. 0,2 m/s gegenüber 6,0 m/s)
- (4) Höhere Ausgangsfeuchte  $X = 1,27$  [-]

... sind folgende Effekte bei der DDW-Trocknung der feinkörnigen Braunkohle zu erwarten:

- a) Fließende Übergänge zwischen den Trocknungsabschnitten (aufgrund der Polydispersität)
- b) Trocknungsgeschwindigkeit ist nicht konstant, sondern weist ein Maxima auf. (Überlagerung der monodispersen Trocknungskurven bedingt durch die Polydispersität) (siehe polydisperse Messdaten in Abbildung 138 auf Seite 222, vergleiche monodisperse *und* polydisperse  $X(t)$ -Messdaten in Abbildung 56 auf Seite 73)
- c) Ggf. höhere Trocknungszeit aufgrund der viel höheren Ausgangsfeuchte und des sehr viel geringeren volumenspezifischen Wärmestromes an das Trocknungsgut
- d) Auftretende Restfeuchte (Gleichgewichtsfeuchte, aufgrund der geringen Überhitzung bei der DDWT-Trocknung der Braunkohle (ca. 10 ... 20 K), und des ermittelten hygroscopischen Verhaltens der Kohle, siehe Abbildung 9 auf Seite 14)

Weitere Auswertungen zu Daten aus der Literatur zur Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung sind im Anhang auf der Seite 217 zu finden (siehe Abbildung 134 und Abbildung 133).

### 5.3 Definition von Anforderungen an ein universelles Basistrocknungsmodell

Die Analyse der experimentellen Daten und Literaturdaten ergab, dass abhängig vom Trocknungsverfahren, vom Trocknungsprinzip (Verdunstung oder Verdampfung) und abhängig von Trocknungsgut folgende Anforderungen erfüllt sein müssen, damit eine Funktion sich als empirische Basisfunktion (rein qualitativ) für eine aufbauende physikalisch-empirische Trocknungsmodellierung eignet:

#### Anforderungen an den qualitativen Verlauf:

- (1) Der Startwert  $X_0$  muss beliebig skalierbar sein (unterschiedliche Anfangsfeuchten)
- (2) Die Funktion muss eine zeitunabhängige Gleichgewichtsfeuchte abbilden können
- (3) Der Anstieg der Funktion im ersten Trocknungsabschnitt muss unabhängig vom Ansatz der Krümmung des zweiten Trocknungsabschnittes steuerbar sein
- (4) Der Ansatz des 2. Trocknungsabschnittes, d.h. das Verhältnis der Längen zwischen erstem und zweitem Trocknungsabschnitt muss beliebig verschiebbar sein (vergleiche Knickpunktkurve, Abbildung 6 auf Seite 10).
- (5) Speziell für polydisperses Gut gilt: der Übergang von erstem zum zweiten Trocknungsabschnitt darf nicht die Form eines harten Knickpunktes (vergleiche Abbildung 3, Seite 7) haben, sondern muss die Form eines kontinuierlichen Überganges aufweisen. (Siehe auch Analysen der Trocknungsverläufe von polydisperser Braunkohle in der TGA und der Magnetschwebewaage: Abbildung 136 & Abbildung 138, ab Seite 221).

Zum Verständnis der hier formulierten Anforderung ist die Betrachtung der Graphen der aus diesen Anforderungen entwickelten Modellfunktion (Abbildung 68 auf Seite 97) hilfreich.

#### Allgemeine Anforderungen:

- (A) Anzahl der Parameter der Gleichung sollte eine 1:1-Zuordnung zu physikalischen Größen ermöglichen (siehe Abschnitt 5.5.3 auf Seite 98)
- (B) Hohe Anpassungsgüte der Modellfunktion an den experimentell ermittelten Trocknungsverlauf (Bestimmtheitsmaß sollte möglichst groß sein, siehe Gleichung 48, Seite 89 und deren Anwendung in Tabelle 27 auf Seite 92)

## 5.4 Analyse und Bewertung bestehender Modelle

Als Ausgangspunkt für die physikalisch-empirische Modellierung des Trocknungsverlaufes wurden zunächst alle gebräuchlichen empirischen Trocknungsfunktionen recherchiert, strukturell geordnet analysiert und verglichen. Die folgende Tabelle enthält die recherchierten und betrachteten Funktionen.

**Tabelle 24: Übersicht der etablierten empirischen Trocknungsmodelle**

| Nr.   | Modellbezeichnung / Autor | Modellgleichung   | Anzahl Parameter | Vergleichsstufe | Quelle |
|---|---------------------------|---|------------------|-----------------|--------|
| 1   | Newton / Lewis            | $X(t) = e^{-k \cdot t}$   | 1                | -               | [84]   |
| 2   | Page                      | $X(t) = e^{-k \cdot t^n}$   | 2                | -               | [110]  |
| 3   | Modified Page             | $X(t) = e^{-(k \cdot t)^n}$   | 2                | 1               | [108]  |
| 4   | Henderson/Pabis           | $X(t) = a \cdot e^{-k \cdot t}$   | 2                | 1               | [55]   |
| 6   | 2-term exponential        | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + (1 - a) \cdot e^{-k_0 \cdot a \cdot t}$              | 2                | 1               | [123]  |
| 7   | Verma <i>et al.</i>       | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + (1 - a) \cdot e^{-k_1 \cdot t}$                      | 3                | 1               | [136]  |
| 8   | Diffusion approach        | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + (1 - a) \cdot e^{-k_0 \cdot b \cdot t}$              | 3                | 1 & 2           | [144]  |
| 9   | 2-term                    | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + b \cdot e^{-k_1 \cdot t}$                            | 4                | 1 & 2           | [56]   |
| 10  | Modified Henderson/Pabis  | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + b \cdot e^{-k_1 \cdot t} + c \cdot e^{-k_2 \cdot t}$ | 6                | 1               | [66]   |
| 11  | Modified Henderson/Pabis  | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + b \cdot e^{-k_1 \cdot t} + c$                        | 5                | 1               | [96]   |
| 12  | Logarithmic               | $X(t) = a \cdot e^{-k \cdot t} + c$   | 3                | 1               | [145]  |
| 13  | Tomas                     | $X(t) = (k_0 - k_2) \cdot e^{-k_1 \cdot t^2} + k_2$                                     | 3                | 1 & 2           | [130]  |
| 14  | Midilli-Kucuk             | $X(t) = a \cdot e^{-k \cdot t^n} + b \cdot t$   | 4                | 1 & 2           | [98]   |
| <p>„-“ = Genereller Ausschluss des Modells für einen Vergleich, da es nicht den im Abschnitt 5.3 definierten mathematischen Anforderungen entspricht.<br/>         „1“ = Modell im ersten Modellvergleich, ausgeschieden für den zweiten Modellvergleich (aufgrund zu geringer Modellierungsgütekennwerte)<br/>         „1 &amp; 2“ = Modell im ersten und im zweiten (finalen) Modellvergleich</p> |                           |   |                  |                 |        |

Eine Analyse der Modellfunktionen an Hand der Anforderungen und der Auswertung der Erkenntnisse zahlreicher Literaturquellen führte zu einer Vorauswahl an Modellfunktionen. Diese wurden als Modelle für den ersten Modellvergleich hinsichtlich der Approximationsgüte für die experimentell ermittelten Trocknungsverläufe verwendet. In der vorangegangenen Tabelle sind diese mit „Vgl.“ gekennzeichnet. Das Modell Nr.14 nach Midilli-Kucuk wird als das Benchmark-Modell bezüglich der Modellierungsgüte genutzt, da es sich in zahlreichen Publikation als das Modell mit der höchsten Anpassungsgüte erwiesen hat: Idlimam [63] (2007, Vergleich von 12 Modellen), Taheri-Garavant [128] (2011, Vergleich von 9 Modellen), Meziante [96] (2011, Vergleich von 10 Modellen) und Balbay [5] (2013, Vergleich von 7 Modellen). Bei der strukturellen Analyse der bestehenden Modelle fällt auf, dass einige Funktionen ein unphysikalisches Verhalten aufweisen (siehe ergänzende & erläuternde Abbildung 117 auf Seite 200). Weiterhin entfallen zahlreiche Modelle für die



Modellierung der Verdampfungstrocknung von Braunkohle, da sie kein zeitunabhängiges Absolutglied aufweisen und somit die Gleichgewichtsfeuchte nicht abbilden können (siehe z.B. Abbildung 115 auf Seite 199). Andere Funktionen weisen keine ausreichende Flexibilität auf, um sowohl den erforderlichen Anstieg bei gleichzeitiger Einhaltung der notwendigen Krümmung gut abbilden zu können (siehe Abbildung 116 auf Seite 199). Die Modellierungsgüte wurde mit Hilfe des Bestimmtheitsmaßes bewertet. Methodisch ergänzend ist im Anhang auf Seite 195 auch das zugehörige korrigierte Bestimmtheitsmaß dargestellt.

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (X_i^{Exp} - X_i^{Ber})^2}{\sum_{i=1}^N (X_i^{Exp} - \overline{X^{Exp}})^2}$$

Mit:  $\overline{X^{Exp}} = \frac{\sum_{i=1}^N (X_i^{Exp})}{N}$ , N = Anzahl der Datenpunkte.

$R^2 \cong 1$  bei optimaler Anpassung der Modellfunktion an die experimentellen Werte.

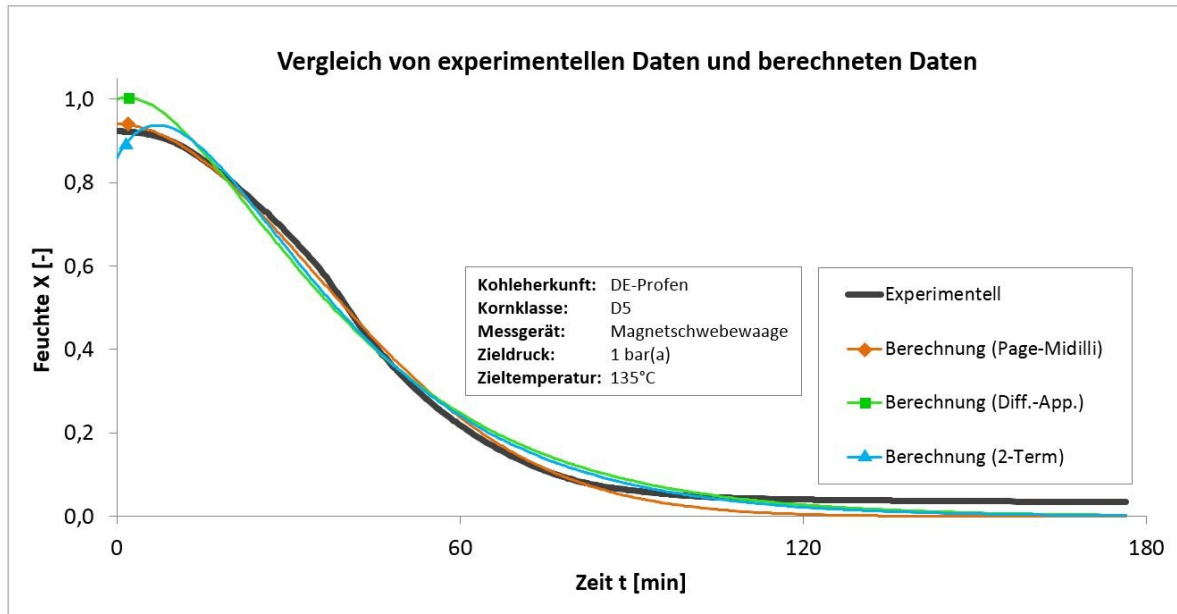
**Gleichung 48: Zur Berechnung des Bestimmtheitsmaßes zur Bewertung der Güte einer Approximation**

Die Approximation der experimentell ermittelten Trocknungsverläufe wurde mit Hilfe von MathCad® unter Anwendung der Methode der kleinsten Fehlerquadrate nach Gauß durchgeführt. Der zweite Iterationsschritt des Modellvergleichs erfolgte mit Hilfe von MatLab® in der Kombination & Kommunikation mit Microsoft Excel®. Der erste Modellvergleich diente lediglich dem Ausschluss der definitiv nicht optimal geeigneten Modelle und ist aufgrund der simplen Methodik und der trivialen Logik hier nicht dargestellt. Der zweite Modellvergleich ist Basis des folgenden Abschnittes zur Modellentwicklung und Modelloptimierung und ist vollständig dargelegt. Bedingt durch die breite experimentelle Versuchsbasis und die zahlreichen recherchierten Trocknungsmodelle ergibt sich eine 2-dimensionale Versuchsmatrix. Der vertikale Vektor ergibt sich aus dem Vergleich der Modellierungsgütekennzahl ( $R^2$ ) verschiedener Modelle für einen gemessenen Trocknungsverlauf  $X(t)$ , der horizontale Vektor aus dem Vergleich der Kennzahl verschiedener Trocknungsverläufe für ein Modell (siehe folgende Tabelle).

**Tabelle 25: Prinzipieller Aufbau der Versuchsmatrix für den Modellvergleich mittels Kennzahl  $R^2$**

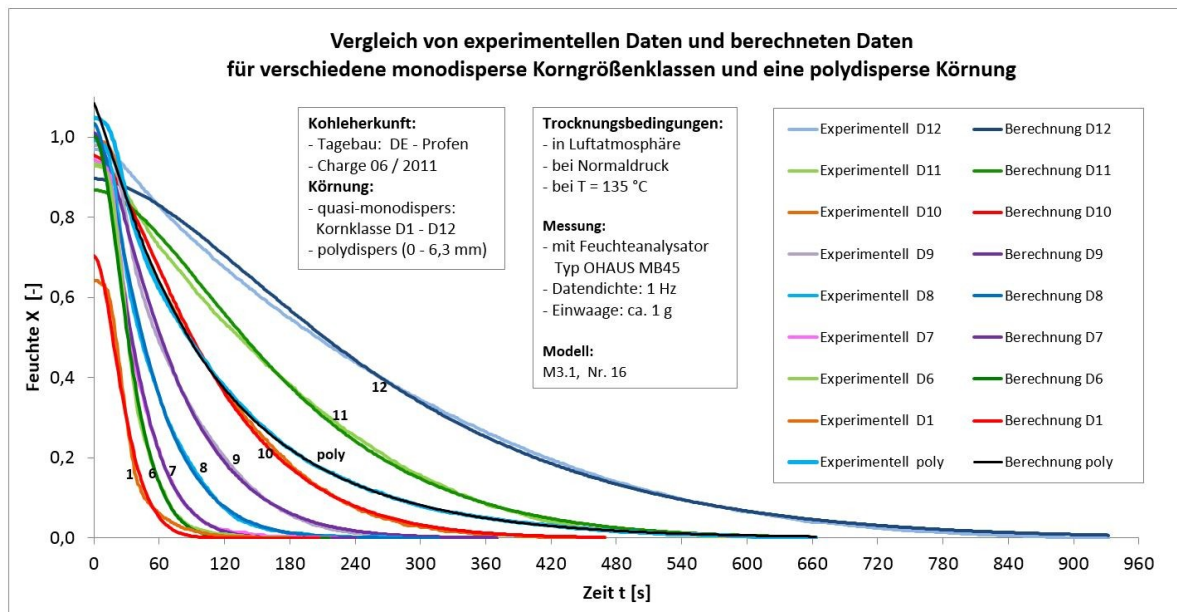
| Approximationsgüte $R^2$ | Trocknungsverlauf A | Trocknungsverlauf B | ... |
|--------------------------|---------------------|---------------------|-----|
| Modell 1                 | $R^2(A, 1)$         | $R^2(B, 1)$         |     |
| Modell 2                 | $R^2(A, 2)$         | $R^2(B, 2)$         |     |
| ...                      |                     |                     |     |

Beispielhaft ist in der folgenden Abbildung ein Vergleich der Modellierungsgüte für einen bestimmten Trocknungsverlauf dargestellt. Die Anzahl der Modelle wurde in der folgenden Abbildung auf drei begrenzt, da aufgrund der Überlagerung der Verläufe die Aussagekraft des Diagrammes verloren geht, wenn zu viele Funktionen dargestellt werden.



**Abbildung 65:** Beispielhafte Veranschaulichung des Vergleichs der Modellierungsgüte für einen ausgewählten Trocknungsverlauf mit unterschiedlichen Modellfunktionen (vertikaler Vektor in Matrix)

Die folgende Abbildung veranschaulicht die Versuchsmatrix hinsichtlich des Vektors der unterschiedlichen Trocknungsverläufe.



**Abbildung 66:** Beispielhafte Veranschaulichung des Vergleichs der Modellierungsgüte für eine ausgewählte Modellfunktion mit unterschiedlichen Trocknungsverläufen (horizontaler Vektor in Matrix)

Die Gütekennzahlen des finalen zweidimensionalen Modellvergleichs sind im nachfolgenden Abschnitt in Tabelle 27 auf Seite 92 dargestellt. Die obige Darstellung dient zur Erläuterung der methodischen Vorgehensweise sowie zur grafischen Veranschaulichung der Abweichung der Approximation gegenüber den experimentell ermittelten Werten. Der eigentliche Modellvergleich erfolgt auf Basis der Modellierungsgütekennzahl, welche jedoch wenig anschaulich ist.

## 5.5 Entwicklung eines Trocknungsmodells mit besserer Anpassungsgüte

### 5.5.1 Entwicklung mehrerer Modelle mit potentiell besserer Anpassungsgüte (strukturelle Entwicklung)

Auf Basis der Strukturanforderungsanalyse und der Erkenntnisse aus der Analyse von Stärken und Schwächen der bestehenden Modellfunktionen wurden folgende weitere Funktionen entwickelt.

**Tabelle 26: Übersicht der sechs entwickelten empirischen Basisgleichungen**

| Nr. | Modellbezeichnung | Modellgleichung  | Anzahl Parameter | Für...            | Basiert auf / Weiterentwicklung |
|-----|-------------------|--|------------------|-------------------|---------------------------------|
| 5*  | Poss-1            | $X(t) = A \cdot e^{-B \cdot t^C}$  | 3                | Allg. ohne RF     | (Midilli / Page)                |
| 15* | Poss-2            | $X(t) = A \cdot e^{-B \cdot t^C} + D$                                    | 3                | Allg. mit RF      | (Midilli / Logarithmic)         |
| 16* | Poss-3, M3.1      | $X(t) = (A - D) \cdot e^{-B \cdot t^C} + D$                              | 4                | Allg. mit RF      | (Tomas / Poss-2)                |
| 17* | Poss-4            | $X(t) = A \cdot e^{-B \cdot t^{1,3}} + D \cdot e^{-E \cdot t^{1,9}}$     | 4                | polydisp.         | (2-Term / Poss-2)               |
| 18* | Poss-5            | $X(t) = A \cdot e^{-B \cdot t^{1,4}} + D \cdot e^{-E \cdot t^{2,0}} + G$ | 5                | polydisp. mit RF  | (2-Term / Poss-2 / Tomas)       |
| 19* | Poss-6            | $X(t) = A \cdot e^{-B \cdot t^C} + D \cdot e^{-E \cdot t^F}$             | 6                | polydisp. ohne RF | (2-Term / Poss-2)               |

Polydisp. = polydispers, mit einer breiten Partikelgrößenverteilung (speziell für polydisperse Trocknungsverläufe geeignet).  
 Ohne RF = ohne Restfeuchte, mit RF = mit Restfeuchte  
 \* die Modellnummer entspricht der Nummer des Modells in der Tabelle aller Modelle, siehe Tabelle 70, Seite 238

Eine Übersichtstabelle mit allen Trocknungsmodellgleichungen (bestehende Modelle plus eigens entwickelte Modelle) findet sich im Anhang in Tabelle 70 auf Seite 238. Die neu entwickelten Modelle und die vier vorausgewählten Vergleichsmodelle aus Tabelle 24 wurden zur Approximation zahlreicher Trocknungsverläufe angewendet. Es wurden sowohl monodisperse als auch polydisperse Verläufe, sowie Verläufe aus Verdunstungstrocknung und Verdampfungstrocknung verwendet. Die folgende Tabelle zeigt das Ergebnis der Modellierungsgüte gemäß des Bestimmtheitsmaßes (Gleichung 48, Seite 89). Da die Modelle eine unterschiedliche Anzahl von Parametern aufweisen (drei bis sechs) wurde methodisch korrekt auch das korrigierte Bestimmtheitsmaß berechnet und ausgewertet. Jedoch ändert sich die Rangfolge der Modelle dadurch nicht (siehe Seite 195 ff Tabelle 57 und Tabelle 58).

**Tabelle 27: Bestimmtheitsmaß zur Bewertung der Güte der Approximation der Modellfunktionen**

| Nr.  | **Modell-bezeichnung | V1         | V2         | V3         | V4         | V5          | V6          | V7              | V8         | V9              |
|------|----------------------|------------|------------|------------|------------|-------------|-------------|-----------------|------------|-----------------|
| 5    | Posselt_1*           | 0,9934     | 0,9984     | 0,9979     | 0,9987     | 0,9985      | 0,9979      | 0,9964          | 0,9725     | 0,9912          |
| 8    | Diffu-App            | 0,8577     | 0,8663     | 0,8890     | 0,8876     | 0,8533      | 0,8317      | 0,7639          | 0,4243     | 0,5039          |
| 9    | 2-Term               | 0,9642     | 0,9534     | 0,9654     | 0,9753     | 0,9710      | 0,9655      | 0,9970          | 0,9154     | 0,9095          |
| 13   | Tomas                | 0,9944     | 0,9986     | 0,9968     | 0,9953     | 0,9950      | 0,9948      | 0,9421          | 0,9895     | 0,9888          |
| 14   | Midilli              | 0,9941     | 0,9986     | 0,9981     | 0,9987     | 0,9985      | 0,9979      | 0,9964          | 0,9973     | 0,9980          |
| 16   | Posselt_3*           | 0,9947     | 0,9987     | 0,9981     | 0,9987     | 0,9985      | 0,9979      | 0,9964          | 0,9995     | 0,9996          |
| 17   | Posselt_4*           | 0,9972     | 0,9987     | 0,9988     | 0,9993     | 0,9945      | 0,9947      | 0,9970          | 0,9895     | 0,9863          |
| 18   | Posselt_5*           | 0,9970     | 0,9987     | 0,9985     | 0,9989     | 0,9987      | 0,9979      | 0,9977          | 0,9894     | 0,9888          |
| 19   | Posselt_6*           | 0,9995     | 0,9996     | 0,9995     | 0,9997     | 0,9999      | 0,9933      | 0,9996          | 0,9991     | 0,9996          |
| ∅    | Mono/Poly            | Mono<br>D2 | Mono<br>D4 | Mono<br>D6 | Mono<br>D8 | Mono<br>D10 | Mono<br>D12 | Poly<br>0 ... 2 | Mono<br>D4 | Poly<br>0 ... 2 |
| Pri. | VDU / VDA            | VDU        | VDU        | VDU        | VDU        | VDU         | VDU         | VDU             | VDA        | VDA(Ü)          |

\* Neu entwickeltes Modell (siehe Tabelle 26, Seite 91, im Gegensatz zu etablierten Modellen; Tabelle 24).  
\*\*Zugehörige Modellgleichungen siehe Tabelle 26, Seite 91 und Tabelle 24, Seite 88.  
V1 ... V9: Versuchspunkt mit zugehörigem Trocknungsverlauf X(t), charakterisiert durch Druck, Temperatur, Kornklasse, Trocknungsprinzip,  
V8 und V9 mit Magnetschwebewaage, V8 = 1 bar(a), 135 °C, D4; V9 = 2 bar(a), T = 160°C, 0 bis 2 mm  
∅: Mono: näherungsweise monodisperse Absiebung, Poly = polydispers: 0 bis 2 mm,  
Pri. = (Trocknungs-)Prinzip: VDU = Verdunstung, VDA = Verdampfung, Ü = Überdruck

Die in obiger Tabelle dargestellten Kennzahlen sind Ausdruck der Modellierungsgüte. Um mit Hilfe dieser abstrakten Bewertungskennzahlen ein Modell als Vorzugsmodell auszuwählen, wurden folgende Arbeitsschritte durchgeführt:

- (1) Berechnung des Ranges eines jeden Modells für jeden Trocknungsverlauf (d.h. in jeder Spalte)
- (2) Bilden der Rangsumme für jedes Modell (d.h. Zeilensumme)
- (3) Aufsteigende Sortierung der Modelle nach der Rangsumme
- (4) Darstellung des Ranges als Graustufenwert, um trockenungsverlaufsspezifische Modellanomalien sofort erkennen und analysieren zu können

Diese Auswertung führt zu der auf der nächsten Seite dargestellten Tabelle:

**Tabelle 28: Ränge des Bestimmtheitsmaßes der Approximationen für einen Modellvergleich**

| Nr. | *Modellname | V1 | V2 | V3 | V4 | V5 | V6 | V7 | V8 | V9 | Anz. Para | Summe (Rang) |
|-----|-------------|----|----|----|----|----|----|----|----|----|-----------|--------------|
| 19  | Posselt_6_N | 1  | 1  | 1  | 1  | 1  | 7  | 1  | 2  | 1  | 6         | 16           |
| 16  | Posselt_3_N | 4  | 3  | 4  | 4  | 4  | 1  | 5  | 1  | 2  | 4         | 28           |
| 18  | Posselt_5_N | 3  | 4  | 3  | 3  | 2  | 4  | 2  | 6  | 5  | 5         | 32           |
| 17  | Posselt_4_N | 2  | 2  | 2  | 2  | 7  | 6  | 3  | 4  | 7  | 4         | 35           |
| 14  | Midilli_E   | 6  | 5  | 5  | 5  | 5  | 3  | 7  | 3  | 3  | 4         | 42           |
| 5   | Posselt_1_N | 7  | 7  | 6  | 6  | 3  | 2  | 6  | 7  | 4  | 3         | 48           |
| 13  | Tomas_E     | 5  | 6  | 7  | 7  | 6  | 5  | 8  | 5  | 6  | 3         | 55           |
| 9   | 2-Term_E    | 8  | 8  | 8  | 8  | 8  | 8  | 4  | 8  | 8  | 4         | 68           |
| 8   | Diffu-App_E | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 3         | 81           |

\*Zugehörige Modellgleichungen siehe Tabelle 26, Seite 91 und Tabelle 24, Seite 88. (Para = Parameter),  
\_N = neues Modell, \_E = etabliertes Modell

Die Auswertung zeigt, dass Modell Nummer 19 (ein 2-Term-Modell) bezüglich der Anpassungsgüte die besten Eigenschaften aufweist. Auf Platz zwei folgt Modell Nr. 16, dann folgen zunächst die weiteren 2-Term-Modelle.

$$M_{19} = M_{\text{Posselt},6,N} = X(A, B, C, D, E, F, t) = A \cdot e^{-B \cdot t^C} + D \cdot e^{-E \cdot t^F} \quad (\text{siehe Tabelle 26, Seite 91})$$

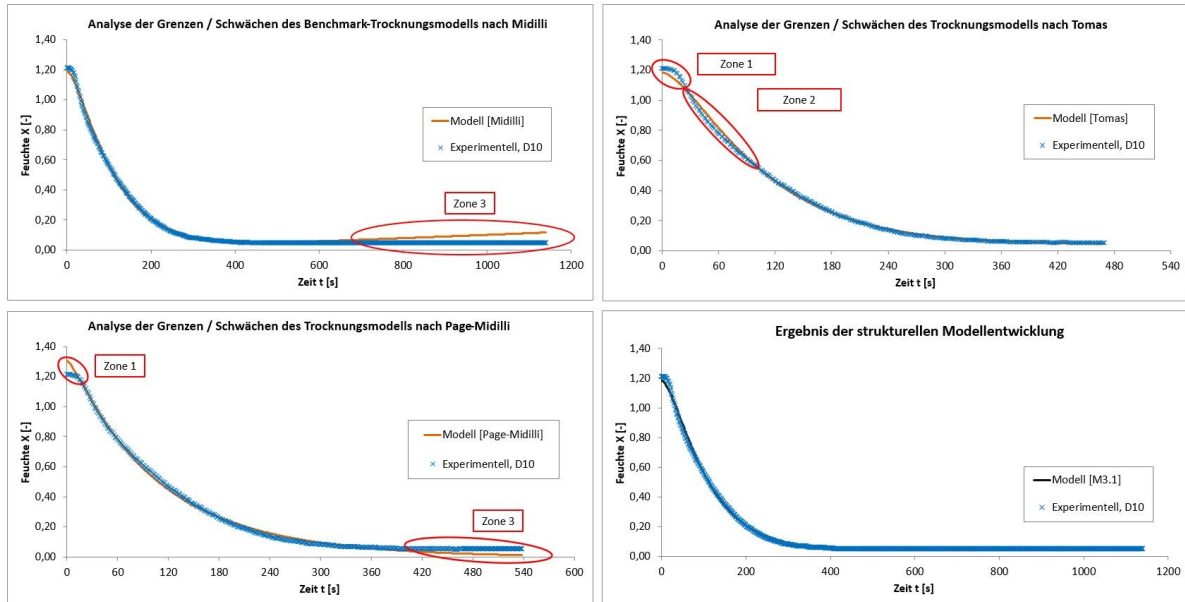
**Gleichung 49: Modell mit höchster Modellierungsgüte (kleinster Rangsumme)**

Die mathematisch strukturelle Analyse des Modells Nr. 19, mit der höchsten Modellierungsgüte, liefert die Erkenntnis entscheidender Nachteile für die geplante anschließende Substitution der empirischen Parameter durch physikalischen Größen bzw. Bilanzgleichungen. Die Anzahl der 6 Parameter ist nicht identisch mit der Anzahl der 4 Parameter die zur eindeutig definierten klassischen Trocknungsfunktion führen (siehe Abbildung 3, Seite 7). Weiterhin wären für den Fall  $B = E$  und  $C = F$  die Konstanten  $A$  und  $D$  nicht eindeutig bestimmbar, es gäbe unendlich viele Lösungen, die zur gleichen Summentrocknungskurve führen. Dies erschwert die mathematische Handhabung. Unter Beachtung der definierten Anforderungen (siehe Abschnitt 5.3, Seite 87) konnte Modell Nr. 16 eindeutig als Vorzugsmodell bestimmt werden. Wesentlicher Grund ist die Anzahl von exakt vier Parametern, die für die Erfüllung der Anforderung (B), d.h. als Basis für eine aufbauende physikalisch-empirische Modellierung benötigt werden. Weiterhin weist es unter den bezüglich der Modellierungsgüte drei besten Modellen die geringste Parameter-Anzahl auf, was die physikalisch-empirischen Kopplung tendenziell vereinfacht. Ausgewähltes Vorzugsmodell aufgrund der Modellierungsgüte, Parameteranzahl und physikalischer Interpretierbarkeit: M16.

$$M_{16} = M_{3.1,Basis} = X(A, B, C, D, t) = (A - D) \cdot e^{-B \cdot t^C} + D, \quad \text{Synthese der Modelle aus [98] und [130].}$$

**Gleichung 50: Strukturell weiterentwickeltes Basistrocknungsmodell M3.1 (Vorzugsmodell)**

Die folgende Abbildung veranschaulicht die Wirkung der strukturellen Modellentwicklung: Steigung, Krümmung und Gleichgewichtswassergehalt können mit hoher Güte approximiert werden (siehe rechts unten). Diese Grafiken sind in höherer Auflösung als Einzelgrafiken im Anhang dargestellt. Siehe Abbildung 115 (Seite 199) bis Abbildung 118.



**Abbildung 67: Grafische Veranschaulichung der strukturellen Entwicklung zu Modell M3.1**

Es sei darauf hingewiesen, dass das entwickelte Modell Nr. 16 gegenüber dem etablierten Modell Nr. 14 von Midilli [98] eine höhere Modellierungsgüte erzielen konnte. Das Modell von Midilli hatte sich in zahlreichen Veröffentlichungen (z.B. [5], [41], [63], [96], [128]) als bisher bestes Modell erwiesen.

Im Folgenden wird das Modell M16 als **M3.1** bezeichnet, da das Modell zur Berechnung der Trocknungskinetik das **dritte Teilmodell im späteren Gesamtmodell** zur Trocknerdimensionierung ist (siehe Gliederung von Kapitel 7). Alle weiteren Versionen des Kinetikmodells werden fortlaufend mit M3.2, M3.3 ... bezeichnet.

### 5.5.2 Mathematische Optimierung des Vorzugsmodells

Die Modellfunktion M3.1 mit der weiterentwickelten Struktur lässt sich unter Variation der vier Parameter optimal den unterschiedlichsten Trocknungsverläufen anpassen. Dies wurde im vorherigen Kapitel dargestellt. Mathematisch weist die Funktion jedoch noch entscheidende Nachteile auf. Der exponentielle (negative) Anstieg wird durch die Koeffizienten B und C beeinflusst, d.h. wird C verändert, so verändert sich nicht nur die Krümmung im konkaven Abschnitt, sondern auch der Anstieg. Des Weiteren ist es nachteilig, dass der Parameter B sich nicht direkt als Anstieg der Funktion im näherungsweise linearen Abschnitt der Exponentialfunktion verstehen lässt.

Ziel der folgenden mathematischen Modellmodifikation ist es die Modellstruktur so zu verändern, dass folgende Kriterien erfüllt werden:

- Es wird ein Parameter eingebracht, der direkt den Anstieg im näherungsweise linearen Abschnitt der  $X(t)$ -Funktion (erster Trocknungsabschnitt) darstellt.
- Durch Substitution von B bleibt die Anzahl der Parameter erhalten.
- Die Substitutionsgleichung für den Anstiegsparameter berücksichtigt den Wert von C, d.h. korrigiert die Anstiegsänderung, die durch ein geändertes C entstehen würde, sodass mit C der Ansatz der konkaven Krümmung (Ansatz des zweiten Trocknungsabschnittes) bestimmt werden kann.

Zur Implementierung eines Parameters welcher den Anstieg des linearen Abschnittes der Modellfunktion M3.1 darstellt, wird der Ansatz über eine Taylor-Reihenentwicklung gewählt. Das Taylor-Polynom hat folgende Bildungsvorschrift:

$$y_{TAYLOR} = f(x_0) + \frac{f'(x_0)}{1!}(x - x_0) + \frac{f''(x_0)}{2!}(x - x_0)^2 + \frac{f'''(x_0)}{3!}(x - x_0)^3 + \dots$$

$$y_{TAYLOR,linear} = f(x_0) + \frac{f'(x_0)}{1!}(x - x_0)$$

**Gleichung 51: Bildungsvorschrift für das Taylor-Approximations-Polynom**

Der Abbruch nach dem linearen Glied, ergibt ein lineares Taylor-Polynom. Als Entwicklungspunkt wird der Wendepunkt der Funktion gewählt, welcher durch Nullsetzen der zweiten Ableitung ermittelt werden kann:  $X''(A, B, C, D, t_W) = 0$ . Zur Bildung des Taylor-Polynoms wird zunächst die erste Ableitung von M3.1 benötigt:

$$X'(t) = -B \cdot C \cdot (A - D) \cdot t^{C-1} \cdot e^{-B \cdot t^C}$$

**Gleichung 52: Erste Ableitung der Basistrocknungsfunktion „M3.1“**

Die zweite Ableitung ergibt sich zu:

$$X''(t) = -B \cdot C \cdot (A - D) \cdot \left[ (C - 1) \cdot t^{C-2} \cdot e^{-B \cdot t^C} + t^{C-1} \cdot e^{-B \cdot t^C} \cdot (-B \cdot C) \cdot t^{C-1} \right]$$

Zusammenfassen und Vereinfachen liefert:

$$X''(t) = -B \cdot C \cdot (A - D) \cdot e^{-B \cdot t^C} \cdot \left[ (C - 1) \cdot t^{C-2} - B \cdot C \cdot t^{2C-2} \right]$$

**Gleichung 53: Zweite Ableitung der Basistrocknungsfunktion „M3.1“**

Die vollständige Herleitung ist im Anhang auf Seite 189 zu finden. Nullsetzen der zweiten Ableitung und Prüfung der Bedingung für einen Wendepunkt, liefert den gesuchten Wendepunkt [93]. Wird dieser Wendepunkt als Entwicklungspunkt in die Anstiegswegfunktion (Gleichung 52) eingesetzt, ergibt sich für den Anstieg im Wendepunkt:

$$m_{WP} = f(A, B, C, D) = -B^{\frac{1}{C}} \cdot \left[ C \cdot (C - 1)^{C-1} \right]^{1/C} \cdot (A - D) \cdot e^{-\frac{C-1}{C}}$$

**Gleichung 54: Zur Berechnung des Anstieges im Wendepunkt der Funktion „M3.1“**

Umstellen der obigen Funktion nach B, führt zu:

$$B = f(A, C, m_{WP}, D) = \left( \frac{-m_{WP}}{A - D} \right)^C \cdot \frac{1}{C} \left( \frac{e}{C - 1} \right)^{C-1}$$

**Gleichung 55: Zur Berechnung des Koeffizienten B, um den gewünschten Anstieg im Wendepunkt zu generieren**

Einsetzen der Gleichung 55 in Gleichung 50 (Seite 93) liefert:

$$M_{3.2,opt} = X(A, m_{WP}, C, D, t) = (A - D) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{-m_{WP}}{A - D} \right)^C \frac{1}{C} \left( \frac{e}{C - 1} \right)^{C-1} \right] \cdot t^C} + D$$

Forderungen<sup>34</sup>:  $A, C, D > 0$  UND  $t \geq 0$  UND  $C > 1$  UND  $m_{WP} < 0$  UND  $A > D$

**Gleichung 56: Entwickelte optimierte Modellgleichung „M3.2,opt“**

Die nun entstandene Modellfunktion weist folgende Eigenschaften auf:

- A entspricht der Anfangsfeuchte
- D entspricht der Gleichgewichtsfeuchte
- $m_{WP}$  entspricht dem Anstieg im Wendepunkt der Funktion
- C bestimmt quasi den Ansatz der Krümmung (und damit die Länge des zweiten TA)

Die Wirkungsweise der vier Parameter von Modell „M3.2“ wird im nachfolgenden Diagramm veranschaulicht.

<sup>34</sup> Prüfung der sich daraus ergebenden Vorzeichen im Anhang auf Seite 189 ff.



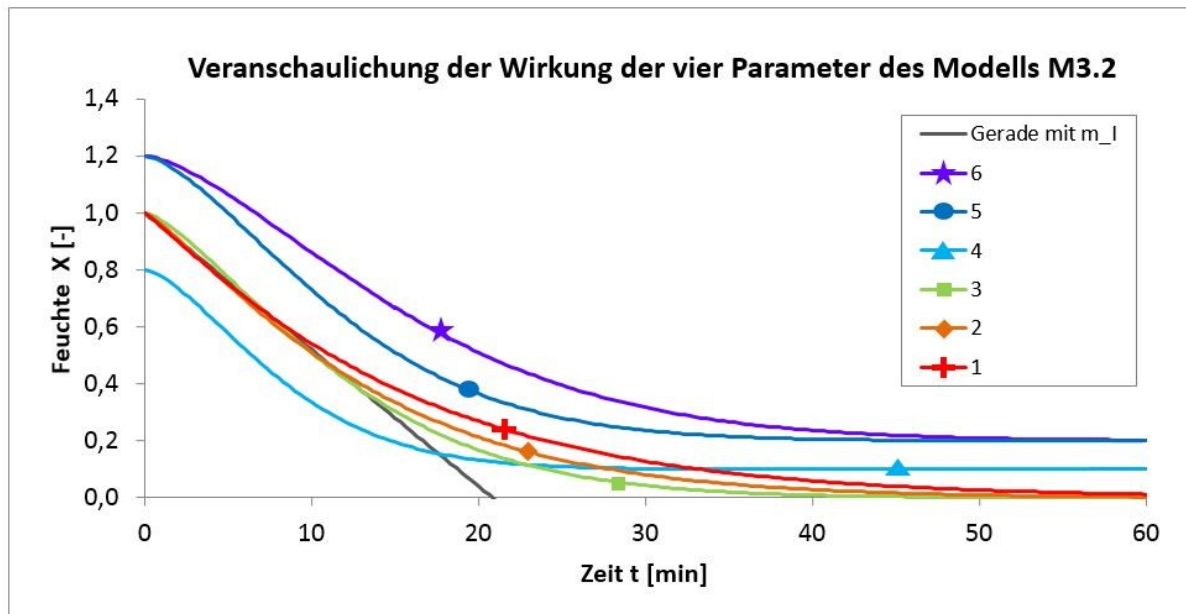


Abbildung 68: Veranschaulichung der Wirkungsweise der vier Modellparameter von Modell M3.2

Die folgende Tabelle zeigt den Parametersatz, der zu diesen Funktionsverläufen führt. Die Parameter wurden dabei so gewählt, dass sie in einer näherungsweise realistischen Größenordnung für die DDWT-Trocknung von Braunkohle mit dem BTU-DDWT-Trockner liegen.

Tabelle 29: Parametersatz für die dargestellte Funktionsschar

| Nr. | Farbcode   | Symbol  | A   | $m_I$   | C   | D   |
|-----|------------|---------|-----|---------|-----|-----|
|     |            |         | [-] | [-/s]   | [-] | [-] |
| 1   | Rot        | Plus    | 1,0 | -0,0008 | 1,1 | 0,0 |
| 2   | Orange     | Raute   | 1,0 | -0,0008 | 1,2 | 0,0 |
| 3   | Grün       | Quadrat | 1,0 | -0,0008 | 1,4 | 0,0 |
| 4   | Hellblau   | Dreieck | 0,8 | -0,0008 | 1,5 | 0,1 |
| 5   | Dunkelblau | Kreis   | 1,2 | -0,0008 | 1,5 | 0,2 |
| 6   | Violett    | Stern   | 1,2 | -0,0006 | 1,5 | 0,2 |

\*Die Umrechnung von  $m_I$  in  $m_{WP}$  wird im nächsten Abschnitt erläutert.

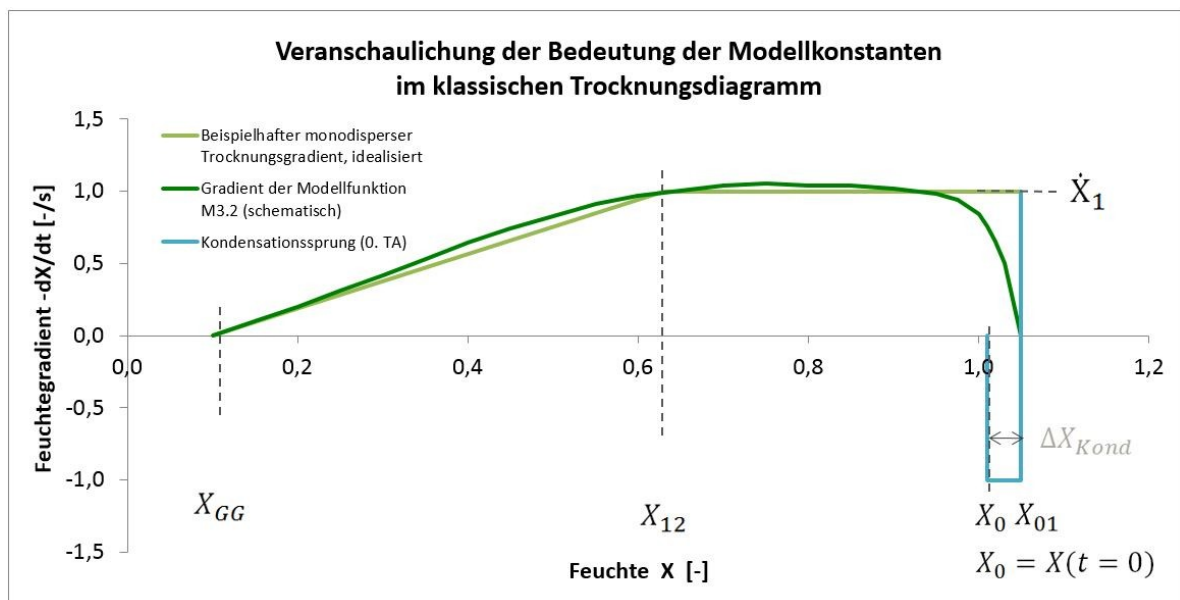
Vergleicht man die Funktionen 1, 2 und 3, kann man die Wirkungsweise von C (Verschub des Ansatzes des zweiten Trocknungsabschnittes) beobachten. Der Vergleich der Funktionen 4 und 5 verdeutlicht die Auswirkungen der Änderung des Parameters A und D, sowie deren Interpretierbarkeit als Startfeuchte und Endfeuchte. Die vergleichende Betrachtung der Funktionen 5 und 6 veranschaulicht die Auswirkung des unterschiedlichen Anstiegsparameters  $m_{WP}$ .

### 5.5.3 Einordnung des neuen Modells in das klassische Trocknungsdiagramm

Der klassische Trocknungsverlauf lässt sich durch die folgenden vier Eigenschaften beschreiben:

- (1) Anfangsfeuchte  $X_0(t = 0)$  bzw.  $X_{01}(t \cong 0)$ .
- (2) Gleichgewichtsfeuchte  $X_{GG}(t \rightarrow \infty)$
- (3) Trocknungsgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt  $\dot{X}_1$
- (4) Feuchte  $X_{12}$ , bei der die Trocknungsgeschwindigkeit vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt übergeht und linear in Richtung  $X_{GG}$  abfällt).

Im klassischen Trocknungsdiagramm, in dem der Feuchtegradient  $-dX/dt$  über der Zeit aufgetragen wird, stellen diese sich wie folgt dar:



**Abbildung 69:** Schematische Einordnung der Modellfunktion M3.2 in das klassische Trocknungsdiagramm

Die Modellfunktion M3.2 (siehe Gleichung 56, Seite 96) weist ebenfalls vier Parameter auf, von denen sich jeder eindeutig einer der genannten Eigenschaften ( (1), (2), (3), (4) ) zuweisen lässt (siehe folgenden Tabelle).

**Tabelle 30: Zusammenhang von klassischen Trocknungsparametern und Parametern des Modells 3.2**

| Zusammenhang                      | Erläuterung  |
|-----------------------------------|--|
| $X_{01} = A$                      | A entspricht der Anfangsfeuchte zum Zeitpunkt $t = 0$ .  |
| $\dot{X}_I = m_{WP} \cdot f_{U2}$ | Berechnung von $f_{U2}$ siehe Gleichung 155, S. 184).<br>siehe ab Abbildung 70, S. 102 ff & Approximation mit:   |
| $X_{12} \rightarrow C$            | Für C gilt: $1 < C < 2$ , meist: $1,2 < C < 1,8$ ; verschiebt das Längenverhältnis von 1. und 2. Trocknungsabschnitt.<br>(Ab ca. $C > 2$ kommt es zu einem verzögerten Trocknungsbeginn wie er, je nach Verfahren, durch eine anfängliche Erwärmung auftritt.) |
| $X_{GG} = D$                      | D entspricht der Gleichgewichtsfeuchte.  |

Es gilt zu beachten, dass es sich bei dem qualitativen monodispersen Trocknungsverlauf in der klassischen Darstellungen (Abbildung 69) um theoretische idealisierte Modellverläufe handelt. Reale Messwerte zeigen einen allmählichen Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt (Beschreibung der Trocknungsabschnitte siehe Abbildung 3, Seite 7). Speziell für ein polydisperses Trocknungsgut kann das Trocknungsmodell M3.1 eine besonders hohe Anpassung an die experimentellen Werte aufweisen (Nachweis in Tabelle 27 auf Seite 92, Modell Nr. 16).

Bei der Trocknung von Braunkohle kommt es aufgrund der enormen Polydispersität und den daraus unterschiedlichen Trocknungsgeschwindigkeiten und Trocknungszeiten zu einer deutlichen Überlagerung der Trocknungsabschnitte (siehe Abbildung 56 auf Seite 73). Der klassische simple Ansatz für die Trocknungsgeschwindigkeit aus einem absolut konstanten und einem linear fallenden Abschnitt (siehe Abbildung 69, vorherige Seite) wird dem Verhalten von mehreren zeitlich superpositionierten Trocknungsvorgängen eines polydispersen Gutes nicht gerecht. Dies zeigen auch Messungen der Trocknungsgeschwindigkeit im Rahmen des Dissertation von Höhne (vergleiche Abbildung 136 im Anhang auf Seite 221). Für näherungsweise monodisperse Körnungen trifft der klassische Ansatz jedoch sehr gut zu. Die meisten Trocknungsgüter besitzen eine eher monodisperse Körnung: z.B. Pfefferkörner oder Reiskörner. Diese Güter weisen eine sehr schmale Normalverteilung um den Mittelwert auf und können mit sehr guter Näherung als monodispers betrachtet werden. Die enorme Polydispersität der Braunkohle stellt eine Besonderheit gegenüber den meisten Trocknungsgütern dar und führt zu der besonderen Herausforderung bei der Modellierung.

## 6 Physikalisch-empirische Modellierung der Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung

### 6.1 Physikalische Interpretation der Modellparameter

Ausgehend von der im Abschnitt 5.2.2 entwickelten optimierten Modellgleichung „M3.2“ (Gleichung 56, Seite 96) erfolgt nun die physikalische Interpretation der Modellparameter  $A$ ,  $m_{WP}$ ,  $C$  und  $D$ . Parameter  $A$  ist durch die Anfangsbedingungen, d.h. die Anfangsfeuchte  $X_0$ , gegeben. Dabei muss für die Verdampfungstrocknung der anfängliche Feuchtesprung durch Dampfkondensation berücksichtigt werden.

$$A = X_{01} = X_0 + \Delta X_{Kond}$$

**Gleichung 57: Substitution des Parameters A mit der Anfangsfeuchte (korrigiert um Kondensationsprung)**

Der Parameter  $D$ , das Absolutglied, lässt sich als Gleichgewichtsfeuchte interpretieren. Diese kann für die Trocknung von Braunkohle in überhitztem Wasserdampf nach Höhe berechnet werden (siehe Abbildung 8 auf Seite 13).

$$D = X_{GG}$$

**Gleichung 58: Substitution des Parameters D mit der Gleichgewichtsfeuchte**

Die Trocknungsrate  $\dot{X}_{WP}$  im Wendepunkt der Modellfunktion „M3.2“ lässt sich aus der Trocknungsrate des ersten Trocknungsabschnittes  $\dot{X}_I$  über das klassische Trocknungsdiagramm berechnen. Dies wird später detailliert erläutert. Der Trocknungsgradient  $\dot{X}_I$  lässt sich aus der Energie- und Massenbilanz berechnen, die Herleitung dafür wird im nächsten Gliederungspunkt dargestellt.

$$m_{WP} = \dot{X}_{WP} = f(\dot{X}_I), \text{ wobei } \dot{X}_I \text{ aus Energie- und Massebilanz berechnet wird.}$$

**Gleichung 59: Funktionale Abhängigkeit des Anstiegs im Wendepunkt der Modellfunktion „M3.2“**

Der Zahlenwert des Parameters  $C$  lässt sich als einziger Parameter in der Modellfunktion M3.2 nicht direkt physikalisch interpretieren. Jedoch lässt sich zumindest dessen Wirkung physikalisch deuten und deshalb das mögliche Werteintervall sehr stark eingrenzen.  $C$  bewirkt eine Festlegung der Übergangsfeuchte vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt (siehe Abbildung 68, auf Seite 97). Dabei wies  $C$  für Verdampfungstrocknung von feinkörniger Braunkohle (Auswertung experimenteller Daten an Hand Ansatz der Krümmung des zweiten Trocknungsabschnittes) einen Wertebereich von  $C = 1,35 \dots 1,65$  [-] auf. (Auf Seite 119 erfolgt eine Sensitivitätsanalyse für diesen Parameter, um den Fehler in

der berechneten Endfeuchte durch ein unpassend gewähltes C abschätzen zu können: siehe Abbildung 75, S. 119 und Tabelle 35, S. 119).

Für ein gewähltes<sup>35</sup> C von 1,5; lässt sich die Berechnungsgleichung für den Parameter B vereinfachen. C = 1,5 [-] eingesetzt in Gleichung 55, Seite 96, liefert:

$$B = \left( \frac{-\dot{m}_{WP}}{A - D} \right)^{1,5} \cdot \frac{2}{3} \cdot \sqrt{2e}$$

**Gleichung 60: Vereinfachte Berechnung von Parameter B; für C = 1,5 [-]**

Einsetzen von Gleichung 57 und Gleichung 59 in Gleichung 60 liefert:

$$B = \left( \frac{-\dot{X}_{WP}}{X_0 + \Delta X_{Kond} - X_{GG}} \right)^{1,5} \cdot \frac{2}{3} \cdot \sqrt{2e}$$

**Gleichung 61: Substitution von B mit physikalischen Einflussgrößen, wobei C = 1,5 [-]**

Einsetzen von Gleichung 61 und Gleichung 58 und Gleichung 57 in Modell M3.2 (Gleichung 56, Seite 96) liefert:

$$M_{3.3,spez} = X(X_0, \Delta X_{Kond}, X_{GG}, \dot{X}_{WP}, t) = (X_0 + \Delta X_{Kond} - X_{GG}) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{-\dot{X}_{WP}}{X_0 + \Delta X_{Kond} - X_{GG}} \right)^{1,5} \cdot \frac{2}{3} \cdot \sqrt{2e} \right] \cdot t^{1,5}} + X_{GG}$$

Mit C = 1,5

**Gleichung 62: Entwickelte spezielle Modellgleichung M3.3 für die Verdampfungstrocknung mit Kondensationsphase**

Für ein C abweichend von 1,5 [-] ergibt sich die allgemeine Form:

$$M_{3.4,allg} = X(X_0, \Delta X_{Kond}, X_{GG}, \dot{X}_{WP}, C, t) = (X_0 + \Delta X_{Kond} - X_{GG}) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{-\dot{X}_{WP}}{X_0 + \Delta X_{Kond} - X_{GG}} \right)^C \cdot \frac{1}{C} \left[ \frac{e}{C-1} \right]^{C-1} \right] \cdot t^C} + X_{GG}$$

**Gleichung 63: Entwickelte Modellgleichung M3.4 für die Verdampfungstrocknung mit Kondensationsphase**

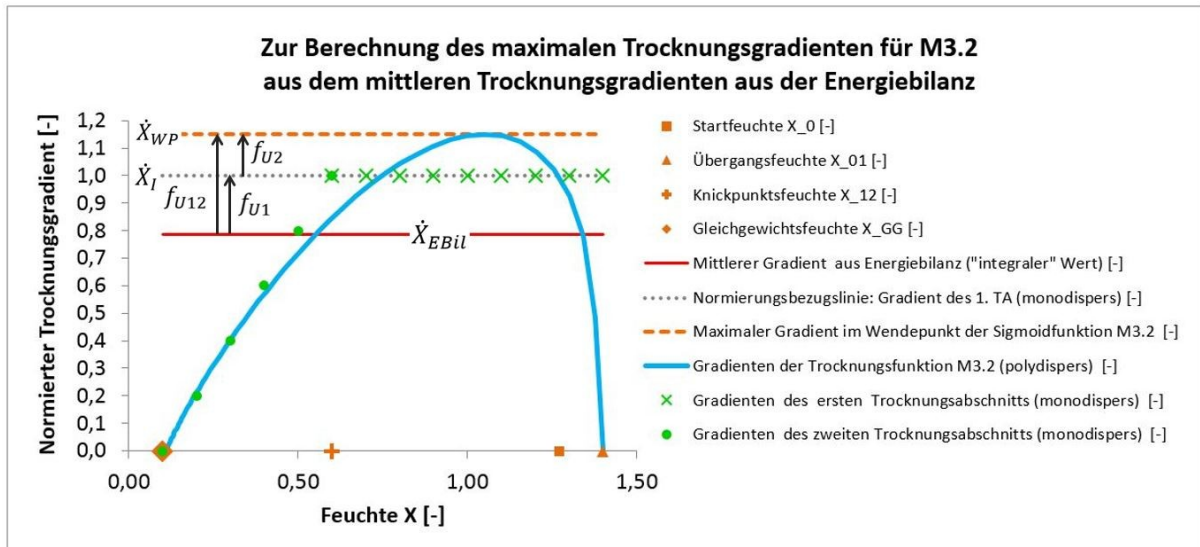
Wie in obiger Gleichung ersichtlich, werden nun die Berechnungsgleichungen für  $\Delta X_{Kond}$  (die Feuchteerhöhung durch Kondensation des Fluidisierungsdampfes am zunächst noch kalten Kohlekorn), und  $\dot{X}_{WP}$  (Feuchtegradient im Wendepunkt) benötigt. Der Feuchtegradient im Wendepunkt lässt sich aus dem Trocknungsgradienten, der sich aus der Energiebilanz ergibt, wie folgt berechnen:

$$\begin{aligned} \dot{X}_{WP} &= \dot{X}_{\emptyset EBÜ} \cdot f_{U1} \cdot f_{U2} = \dot{X}_I \cdot f_{U2} = \dot{X}_{EBÜ} \cdot f_{U12} \\ \dot{X}_{WP} &= \dot{X}_I \cdot f_{U2} \\ f_{U2} &\text{ siehe Gleichung 155, S. 184} \end{aligned}$$

**Gleichung 64: Zur Berechnung des Feuchtegradienten im Wendepunkt der Modellfunktion M3.2**

<sup>35</sup> Die spätere Sensitivitätsanalyse zeigt, dass die Wahl von C keinen bedeutenden Einfluss auf die Endfeuchte hat; siehe Abbildung 75, Seite 119.

Die Herleitung und Erläuterung der Faktoren zur Umrechnung der Gradienten befindet sich im Anhang auf Seite 181 ff. Die folgende Abbildung veranschaulicht den Zweck der Faktoren im normierten Trocknungsdiagramm.



**Abbildung 70: Veranschaulichung der Methodik zur Berechnung des maximalen Trocknungsgradienten für den Trocknungsverlauf des polydispersen Gutes aus dem mittleren Gradienten aus der Energiebilanz**

**Tabelle 31: Faktoren zur Umrechnung der Trocknungsgradienten**

| Faktor   | Erläuterung  | Abbildung zur Verdeutlichung           | Berechnung (bzw. Herleitung)   |
|----------|--|--|--|
| $f_{U1}$ | Faktor, der das Verhältnis zwischen mittlerem Trocknungsgradient aus der Energiebilanz und dem Gradient des ersten Trocknungsabschnittes angibt. | Abbildung 70, S. 102                   | Gleichung 153, S. 181  |
| $f_{U2}$ | Faktor, der das Verhältnis der Anstiege zwischen Wendepunkt tangente und der Linearen des ersten Trocknungsabschnittes angibt.                   | Abbildung 70 und Abbildung 107, S. 183 | Approximation mit:<br>Gleichung 155, S. 184<br>Analytisch:<br>Gleichung 154, S. 182, |

In den nachfolgenden Absätzen 6.2.1 und 6.2.2 werden zunächst die Grundlagen für die Erstellung der Energiebilanzen dargestellt. In den Absätzen 6.2.3 und 6.2.4 werden die Energiebilanzen für die in Abbildung 74 (Seite 108) dargestellten Energiebilanzzeiträume hergeleitet. Mit diesen Bilanzgleichungen werden die Koeffizienten  $\Delta X_{Kond}$  und  $\dot{X}_{EBil}$  (für Gleichung 62 und Gleichung 64) berechnet.

## 6.2 Entwicklung der Substitutionsgleichungen für Kondensation und Verdampfung

### 6.2.1 Darstellung der energetischen Zustandspunkte bei der Verdampfungstrocknung

Das folgende Diagramm veranschaulicht die verschiedenen thermodynamischen Zustände von Trocknungsgut, Wirbelmedium und Heizdampf. Das Trocknungsgut tritt mit Zustand null, beschrieben durch den Zustandspunkt ZP0<sup>36</sup>, in den Trockner ein. Durch Kondensation des Fluidisierungsdampfes wird es bis auf Siedetemperatur (Zustandspunkt ZP1) erwärmt. Der Heizdampf tritt als Sattedampf mit den Dampfparametern von Zustandspunkt 5 in den Trockner ein, durch näherungsweise isotherme<sup>37</sup> Kondensation ändern sich die Dampfparameter auf die des Zustandspunktes ZP6. Dabei wird die Wärme aufgrund des Temperaturgradienten auf das Trocknungsgut übertragen und das Kohlewasser verdampft durch Änderung seines Zustandes von ZP1 nach ZP2. Am Ende des Trocknungsprozesses überhitzt der (abhängig von den gewählten Trocknungsparametern) im Korn verbliebene geringe Restwasserdampf minimal in Richtung ZP3.

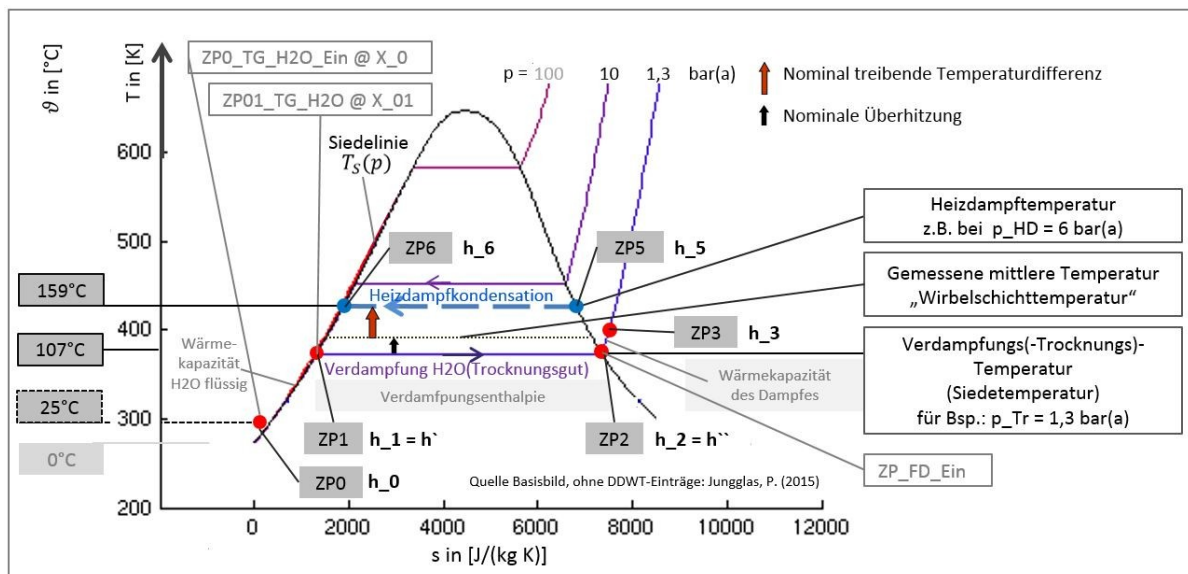


Abbildung 71: Beispielhafte Druck- und Temperaturniveaus im WS-Verdampfungstrockner im T,s-Diagramm

Die in den Trockner ein- und austretenden Masseströme werden in Abbildung 73 auf Seite 105 dargestellt. Die Energieströme zwischen Heizmedium, Trocknungsmedium, Mantelbeheizung und Trocknungsgut werden in Abbildung 74 auf Seite 108 dargestellt.

<sup>36</sup> (Bezogen auf den Wasseranteil des Trocknungsgutes.)

<sup>37</sup> durch den reibungsbedingten Druckverlust ändert sich die Kondensationstemperatur minimal

## 6.2.2 Stoff- und Energieströme bei der Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung

### 6.2.2.1 Stoffströme

Die folgende Darstellung veranschaulicht die dem Trockner zugeführten und aus dem Trockner abgeführten Stoffströme. Der Buchstabe E kennzeichnet dabei eintretende Stoffströme und der Buchstabe A die austretenden Stoffströme. Die Aufspaltung der feuchten Rohbraunkohle in die beiden austretenden Stoffströme Trockenbraunkohle und Brüden Dampf ist im Index mit „TBK“ und „BD“ gekennzeichnet.

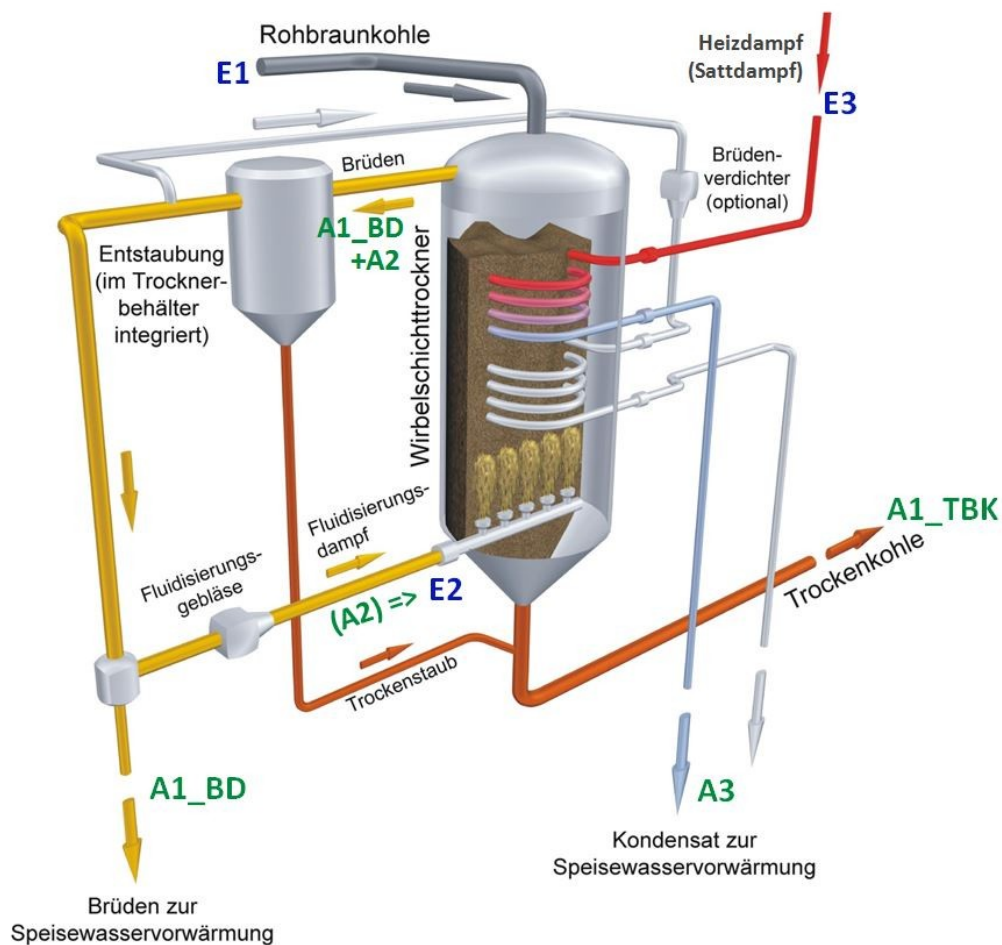


Abbildung 72: Das DDWT-Verfahrensprinzip, nach Lechner [83]

Die folgende Abbildung stellt die Stoffströme in erweiterter Form dar, wobei der Ortswechsel des Wassers aus dem Trocknungsgut, der Phasenübergang von flüssig zu gasförmig und die Änderung der Hauptrichtung des Stoffstromes (das Trocknungsgut bewegt sich im Gegenstrom zum Fluidisierungsmedium) symbolisch dargestellt sind. Zusätzlich sind in dieser Abbildung die Auswirkungen des nullten und vierten Trocknungsabschnittes hinsichtlich der Stoffströme ersichtlich. Der nullte Trocknungsabschnitt tritt auch bei Verdampfungstrocknung bei Normaldruck auf, sobald unterkühlte Kohle in die Wasserdampf-atmosphäre ge-



bracht wird. Der vierte Trocknungsabschnitt hingegen tritt nur bei einem druckaufgeladenen Verdampfungstrockner auf. Dieser entfällt bei atmosphärischer Trocknung, wodurch der Restwassergehalt der Kohle entsprechend höher liegt. Die Menge an nachverdampftem Wasser lässt sich nach Gleichung 8 auf Seite 15 berechnen.

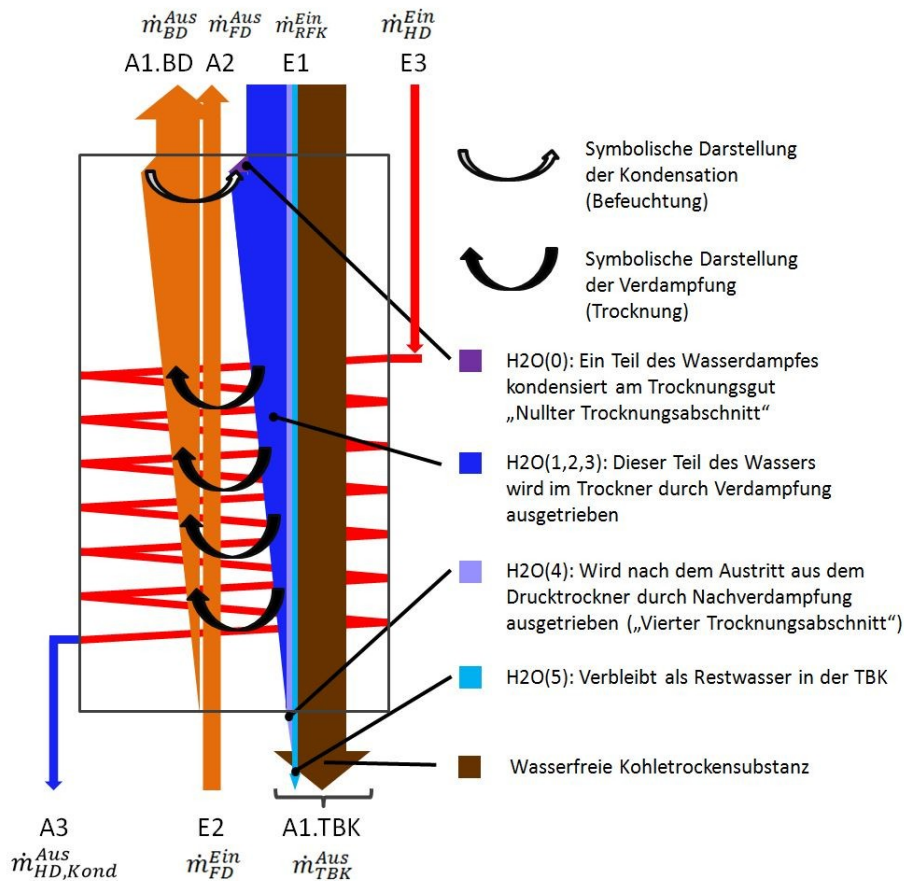


Abbildung 73: Ein- und austretende Stoffströme am DDWT-Trockner (ohne Feinstaubabscheidung) (symbolische, qualitative Darstellung)

In Tabelle 3 sind die ein- und austretenden Stoffströme mit den jeweiligen Kurzbezeichnungen geordnet nach Ein- und Austritt dargestellt.

Tabelle 32: Ein- und austretende Stoffströme am Wirbelschicht-Verdampfungstrockner

|     | Eintritt E                |         | Austritt A                                       |
|-----|---------------------------|---------|--|
| E1) | Feuchtgut (Rohbraunkohle) | A1_TBK) | Trockengut (Trockenbraunkohle)                   |
|     |                           | A1_BD)  | Ausgetriebener Brügendampf (mit Feinstaubanteil) |
| E2) | Fluidisierungsdampf       | A2)     | Fluidisierungsdampf                              |
| E3) | Heizdampf (Sattampf)      | A3)     | Heizdampfkondensat                               |

### 6.2.2.2 Wärmeströme (Energieströme)

Im Folgenden werden zunächst die potentiellen Wärmequellen  $\dot{Q}_{Ab,1} \dots \dot{Q}_{Ab,4}$  und anschließend die potentiellen Wärmesenken  $\dot{Q}_{Auf,1} \dots \dot{Q}_{Auf,5}$  bezüglich des Trocknungsprozesses benannt. Im Anhang in Tabelle 65 auf Seite 225, erfolgt eine beispielhafte Berechnung der Größe der einzelnen Wärmeströme  $\dot{Q}_{Ab,1} \dots \dot{Q}_{Ab,4}$ . In der dort folgenden Tabelle 66 werden beispielhaft die Wärmeströme  $\dot{Q}_{Auf,1} \dots \dot{Q}_{Auf,5}$  berechnet. In der späteren Trocknungsmodellentwicklung<sup>38</sup> fließen diese Wärmeströme in die Berechnung des Trocknungsgradienten ein. Abbildung 74 auf Seite 108 veranschaulicht die Wärmeströme, welche zwischen Trocknungsgut, Trocknungsmedium und dem Heizmedium fließen:

$\dot{Q}_{Ab,1}$  bezeichnet den Wärmestrom, der vom Trocknungsmedium an das Trocknungsgut abgegeben wird, indem das kondensierende Trocknungsmedium seine Verdampfungsenthalpie an das Trocknungsgut überträgt. Dieser Wärmestrom ist nur während des nullten Trocknungsabschnittes größer null, sonst null.

$\dot{Q}_{Ab,2}$  bezeichnet den Wärmestrom, der von den Heizflächen abgegeben und an die Wirbelschicht übertragen wird. Dieser Wärmestrom stellt die primäre Wärmequelle für den Wirbelschicht-Kontaktrockner mit Tauchheizflächen dar. Eine Berechnung der Wärmeströme zeigt, dass:  $\dot{Q}_{Ab,2} \gg \dot{Q}_{Ab,3}$  und  $\dot{Q}_{Ab,2} \gg \dot{Q}_{Ab,4}$  ist. (Berechnung siehe Anhang auf Seite 225, Tabelle 65).

$\dot{Q}_{Ab,3}$  bezeichnet den Wärmestrom, welcher von der Begleitheizung (Wandheizung) nach innen in den Trockner abgegeben wird. Dieser Wärmestrom ist gegenüber  $\dot{Q}_{Ab,2}$  sehr gering aufgrund des niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten an der Trocknerwand und der geringen Temperaturdifferenz zwischen Trocknerwand und Wirbelschicht. (Nachweis siehe Tabelle 65 auf Seite 225).

$\dot{Q}_{Ab,4}$  bezeichnet den Wärmestrom, der vom überhitzten Wirbelmedium durch die Enthitzung an das Trocknungsgut übertragen wird. Der Wärmestrom ist bei dem im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Wirbelschicht-Kontaktrockner mit Tauchheizflächen sehr gering, d.h.:  $\dot{Q}_{Ab,4} \ll \dot{Q}_2$ . Für rein konvektive Wirbelschicht-Trockner ohne Tauchheizflächen stellt dieser Wärmestrom jedoch die primäre Wärmequelle für den Trocknungsprozess dar. Meist wird dann folgende Parametrierung verwendet: geringe Wirbelschichthöhe (z.B.:  $h_{WS} < 30$  cm) UND hohe Fluidisierungsgeschwindigkeiten ( $> 0,5$  m/s bis zu 6 m/s) UND Überhitzungen  $\gg 5$  K, oft 50 ... 100 K, vgl. Abbildung 64 auf Seite 85, aus der Literatur [57].

$\dot{Q}_{Ab,5}$  bezeichnet den Wärmestrom, welcher von der der Begleitheizung in die Umgebung abgegeben wird. Die Dimensionierung der Wandheizung wird im Rahmen der Thematik dieser Arbeit nicht betrachtet. Die Größe dieser für den Trocknungsprozess nicht nutzbaren

<sup>38</sup> Abschnitt 6.3, ab Seite 116; Gleichung 95

Wärmeleistung muss jedoch bei einer energetischen Bewertung des Trockners berücksichtigt werden. Je besser die Trocknerwand nach außen gedämmt wird, d.h. je kleiner der Wärmedurchgangskoeffizient zur Umgebung hin wird, desto kleiner wird der Wärmestrom  $\dot{Q}_{Ab,5}$  und desto besser ist der thermische Wirkungsgrad des Trockners.

$\dot{Q}_{Auf,1}$  bezeichnet den Wärmestrom, welcher im nullten Trocknungsabschnitt für die Erwärmung des Trocknungsgutes auf Siedetemperatur benötigt wird. Dieser Erwärmungsvorgang läuft aufgrund der enorm hohen Wärmeübergangskoeffizienten während der Dampfkondensation in einem sehr kleinen Zeitraum (gegenüber der Trocknungszeit) ab. (Nachweis siehe Abbildung 133 auf Seite 217.) Da während der Erwärmung das kondensierende Wirbelmedium das Trocknungsgut zunächst weiter befeuchtet, wird dieser Abschnitt als nullter Trocknungsabschnitt bezeichnet.

$\dot{Q}_{Auf,2}$  bezeichnet den Wärmestrom, welcher für das Verdampfen des Wassers des Trocknungsgutes benötigt wird. (Während des ersten Trocknungsabschnittes findet eine isotherme Verdampfung statt, siehe Abbildung 133 auf Seite 217.)

$\dot{Q}_{Auf,3}$  benennt den Wärmestrom, welcher für das Aufbringen der Bindungsenthalpie benötigt wird. Die Bindungsenthalpie tritt bei Lausitzer Braunkohle erst bei sehr geringen Feuchte auf, weshalb die integrale Bindungsenthalpie sehr gering ist. Bei Trocknung von  $X_0 = 1,27$  [-] auf die typische Endfeuchte von  $X_{End} = 0,08$  [-] beträgt die integrale Bindungsenthalpie nur 0,8% der Verdampfungsenthalpie (siehe Tabelle 64, Seite 224).

$\dot{Q}_{Auf,4}$  bezeichnet den Wärmestrom, welcher für das Überhitzen des Trocknungsgutes benötigt wird. Eine Überhitzung des Trocknungsgutes über die Siedetemperatur während des zweiten Trocknungsabschnittes (siehe Abbildung 133 auf Seite 217) auf.

$\dot{Q}_{Auf,5}$  bezeichnet den Wärmestrom, welcher für das Überhitzen des aus dem Trockner austretenden Trocknungsmediums benötigt wird. Dieser Wärmestrom ist vergleichsweise sehr gering, da keine wesentliche Überhitzung des Trocknungsmediums stattfindet, da dies vor dem Austritt aus dem Trockner die kälteste Zone im Trockner (Rohkohleeintritt) durchströmt (siehe Abbildung 142 auf Seite 229).

Die Größe der hier aufgeführten Wärmeströme wird in Tabelle 65 und Tabelle 66 auf Seite 225 berechnet. Je nach Parametrierung des Trocknungsprozesses ändern sich diese geringfügig. Die folgende Abbildung veranschaulicht die beschriebenen effektiven Wärmeströme.

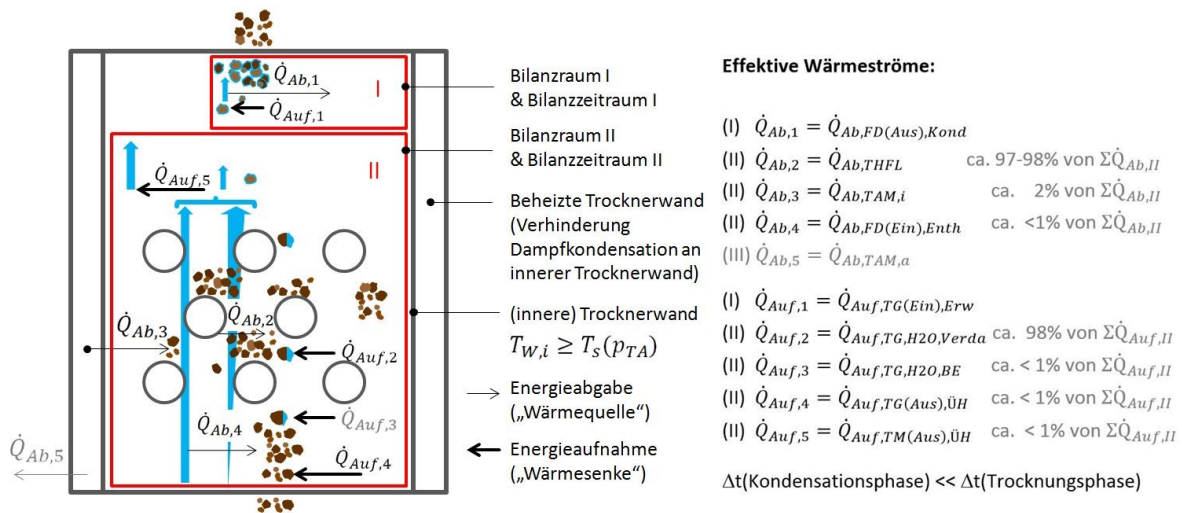


Abbildung 74: Veranschaulichung der Wärmeströme für die Energiebilanz

Die in der vorherigen Abbildung dargestellten Wärmeströme lassen sich mittels folgender Gleichungen berechnen.

### Gleichungen für die Wärmequellen

$$\dot{Q}_{Ab,1} = \dot{Q}_{FD(Aus),Kond}^{Ab} = \dot{m}_{FD,Kond} \cdot \Delta h_v(p_{TA})$$

Gleichung 65: Zur Berechnung des Wärmestromes aus der Kondensation des Dampfes

$$\dot{Q}_{Ab,2} = \dot{Q}_{THFL}^{Ab} = k_{WS}^{HM} \cdot A_{THFL} \cdot \Delta T_{WS}^{HM}$$

Gleichung 66: Zur Berechnung des Wärmestromes, der von den Tauchheizflächen abgegeben wird

$$\dot{Q}_{Ab,3} = \dot{Q}_{TAM,i}^{Ab} = k_{TAM}^{WS} \cdot A_{TAM} \cdot \Delta T_{TAM}^{WS}$$

Gleichung 67: Zur Berechnung des Wärmestromes, der über die Trocknermantelfläche in den Trockner fließt

$$\dot{Q}_{Ab,4} = \dot{Q}_{FD(Ein),Enth}^{Ab} = \dot{m}_{FD,Kond} \cdot (h_3(p_{TA}) - h''(p_{TA}))$$

Gleichung 68: Zur Berechnung des Wärmestromes, der durch Enthitzung des Dampfes abgegeben wird

$$\dot{Q}_{Ab,5} = \dot{Q}_{TAM,a}^{Ab} = k_{Umg}^{TAM} \cdot A_{TAM} \cdot \Delta T_{Umg}^{TAM}$$

Gleichung 69: Zur Berechnung des Wärmestromes, der über die Trocknermantelfläche nach außen abgegeben wird

**Gleichungen für die Wärmesenken**

$$\dot{Q}_{Auf,1} = \dot{Q}_{TG(Ein),Erw}^{Auf} = \dot{m}_{TG} \cdot c_{p,TG}(X) \cdot \Delta T_{TG}$$

**Gleichung 70: Definition des Wärmestromes, den das Trocknungsgut für eine Erwärmung aufnimmt**

$$\dot{Q}_{Auf,2} = \dot{Q}_{TG,H2O,Verda}^{Auf} = \dot{m}_{TG,H2O} \cdot \Delta h_v(p_{TA})$$

**Gleichung 71: Definition des Wärmestromes, den das Trocknungsgut für die Wasserverdampfung aufnimmt**

$$\dot{Q}_{Auf,3} = \dot{Q}_{TG,H2O,BE}^{Auf} \text{ siehe Gleichung 45 auf Seite 61.}$$

**Gleichung 72: Definition des Wärmestromes, den das Trocknungsgut für das Lösen der Wasserbindung benötigt**

$$\dot{Q}_{Auf,4} = \dot{Q}_{TG(Aus),\ddot{U}H}^{Auf} = \dot{m}_{TG} \cdot c_{p,TG}(X) \cdot \Delta T_{TG}$$

**Gleichung 73: Definition des Wärmestromes, der für das Überhitzen des austretenden TG aufgenommen wird**

$$\dot{Q}_{Auf,5} = \dot{Q}_{TM(Aus),\ddot{U}H}^{Auf} = \dot{m}_{TM,\ddot{U}H} \cdot (h_3(p_{TA}) - h''(p_{TA}))$$

**Gleichung 74: Definition des Wärmestromes, der für das Überhitzen des austretenden TM aufgenommen wird**

Der vom Trocknermantel an die Umgebung abgegebene Wärmestrom wird für die Modellierung der Trocknungskinetik nicht beachtet. Für eine Betrachtung des thermischen Gesamtwirkungsgrades des Trockners müsste dieser jedoch mit bilanziert werden. Dies ist jedoch nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

$$\dot{Q}_{TAM,a}^{AB} = \dot{Q}_{Umgebung}^{Zu}$$

**Gleichung 75: Randbedingung zum Wärmestrom, der über die Trocknermantelfläche nach außen abgegeben wird**

### 6.2.3 Energiebilanz für den Kondensationssprung (Bilanz I)

Ausgehend vom dem in Abbildung 74 (Seite 108) dargestellten Bilanzzeitraum „I“ und mit dem Wissen, dass  $\Delta t_{Kond} \ll \Delta t_{Trocknung}$  (siehe Abbildung 64, Seite 85) erfolgt die Aufstellung folgender vereinfachter Energiebilanz für den Zeitraum der Dampfkondensation:

$$\dot{Q}_{TG(Ein),Erwä}^{Auf} = \dot{Q}_{FD(Aus),Kond}^{AB} \quad \text{da: } \dot{Q}_{THFL}^{Ab} = 0 \text{ W oberhalb der THFL}$$

$$\text{Und } \dot{Q}_{TAM,i,Ab} \ll \dot{Q}_{FD(Aus),Kond}^{AB} \quad \text{da: } \alpha_{Kond} \gg \alpha_{TAM,i} \text{ wird festgelegt: } \dot{Q}_{TAM,i,Ab}(\Delta t_{Kond}) = 0 \text{ W}$$

#### Gleichung 76: Vereinfachte Energiebilanz für den Bilanzzeitraum I

Der Vorgang der Kondensation des Wasserdampfes am Trocknungsgut bei Eintritt des unterkühlten Trocknungsgutes in den Verdampfungstrockner wird durch den nullten Trocknungsabschnitt beschrieben (siehe Abschnitt 2.1.3.1 auf Seite 8). Die anfängliche Kondensation des Dampfes am noch unterkühlten Trocknungsgut lässt sich mit guter Näherung als eine Trocknung mit erhöhter Anfangsfeuchte modellieren (vgl. Abbildung 64, Seite 85 und Abbildung 84, Seite 134). Der Feuchtesprung durch die Dampfkondensation lässt sich ausgehend von der Energiebilanz mit folgender Gleichung approximieren:

$$\Delta X_{Kond,Appr} = \frac{c_{p,TG}(p_{TA}, T, X, a) \cdot (T_S(p_{TA}) - T_{TG,0})}{\Delta h_V(p_{TA}) * (1 - W_0)} \cdot f_{FD,Kond}$$

#### Gleichung 77: Zur rechnerischen Abschätzung der Feuchteänderung durch die Dampfkondensation am Korn

Herleitung der Gleichung und Einheitsnachweis zu dieser Gleichung finden sich im Anhang auf Seite 175. Die Wärmekapazität muss für jeden kleinen Temperatur- und Feuchtesprung neu berechnet werden, da sie sowohl von der Feuchte als auch von der Temperatur abhängig ist (siehe Abbildung 35, Seite 47). Beide Größen ändern sich während der Dampfkondensation. Die real am Kohlekom kondensierende Dampfmenge wird in jedem Fall geringer als der Berechnungswert ausfallen, da nicht die gesamte Energie, welche für die Erwärmung des Trocknungsgutes auf Siedetemperatur benötigt wird, durch Dampfkondensation zugeführt wird. Ein Teil der Energie wird mittels gas- und partikelkonvektiver Wärmeübertragung dem Trocknungsgut zugeführt, indem der Fluidisierungsdampf enthitzt wird und bereits getrocknete leicht „überhitzte“ Feinstaubpartikel Wärme auf die noch unterkühlten Kohlepartikel übertragen. Auch Lechner [83] gibt an, dass es sich bei dem Berechnungswert für die Feuchteänderung in Folge der Dampfkondensation um einen theoretischen Maximalwert handelt. Die Minderung des realen Wertes gegenüber dem theoretischen Maximalwert bei ausschließlicher Erwärmung des TG mittels Fluidisierungsdampfkondensation kann über den Faktor  $f_{FD,Kond}$  berücksichtigt werden. Eine detaillierte Modellierung der Dampfkondensationsphase in der WS ist nicht Bestandteil dieser Arbeit.

### 6.2.4 Energiebilanz für die Trocknung (Bilanz II)

Für die hergeleitete Trocknungsfunktion (siehe Gleichung 63 auf Seite 101) wird der maximale Trocknungsgradient im Wendepunkt als Parameter benötigt. Dieser wird ausgehend von der Energiebilanz ermittelt, denn der Wärmeeintrag ist die physikalische Ursache für die Verdampfung des Gutswassers und somit für den sich ergebenden mittleren Trocknungsgradienten. Aus diesem lässt sich der maximale Trocknungsgradient im Wendepunkt der Modellfunktion berechnen. Die Wärmeströme im Trockner lassen sich für den zweiten Energiebilanzzeitraum (siehe Abbildung 74, Seite 108, d.h. nach der Erwärmung des TG durch Kondensation) wie folgt summieren:

$$\begin{aligned}\dot{Q}_{Ab,2} + \dot{Q}_{Ab,3} + \dot{Q}_{Ab,4} &= \dot{Q}_{Auf,2} + \dot{Q}_{Auf,3} + \dot{Q}_{Auf,4} + \dot{Q}_{Auf,5} \\ \dot{Q}_{THFL,Ab} + \dot{Q}_{TAM,i,Ab} + \dot{Q}_{FD(Ein),Enth,Ab} &= \dot{Q}_{TG,H2O,Verda} + \dot{Q}_{TG,H2O,BE} + \dot{Q}_{TG(Aus),\dot{U}H} + \dot{Q}_{TM(Aus),\dot{U}H}\end{aligned}$$

**Gleichung 78: Energiebilanz für Bilanzzeitraum II**

Umstellen auf den Wärmestrom, der für die Gutswasserverdampfung zur Verfügung steht, liefert:

$$\dot{Q}_{TG,H2O,Verda} = \dot{Q}_{THFL,Ab} + \dot{Q}_{TAM,i,Ab} + \dot{Q}_{FD(Ein),Enth,Ab} - \dot{Q}_{TG,H2O,BE} - \dot{Q}_{TG(Aus),\dot{U}H} - \dot{Q}_{TM(Aus),\dot{U}H}$$

**Gleichung 79: Auf den Verdampfungswärmestrom umgeformte Energiebilanz**

Ausgehend von:

$$\dot{Q}_{TG,H2O,Verda} = \dot{m}_{TG,H2O,Verda} \cdot \Delta h_V$$

**Gleichung 80: Zur Berechnung des Wärmestromes zur Verdampfung eines Wassermassenstromes**

ergibt sich durch Umstellen auf den aus der Kohle verdampfenden Wassermassestrom:

$$\dot{m}_{TG,H2O,Verda} = \frac{\dot{Q}_{TG,H2O,Verda}}{\Delta h_V(p)}$$

**Gleichung 81: Zur Berechnung des verdampfenden Wassermassestromes**

Einsetzen von Gleichung 79 in Gleichung 81 führt zu:

$$\dot{m}_{TG,H2O,Verda} = \frac{\dot{Q}_{THFL,Ab} + \dot{Q}_{TAM,i,Ab} + \dot{Q}_{FD(Ein),Enth,Ab} - \dot{Q}_{TG,H2O,BE} - \dot{Q}_{TG(Aus),\dot{U}H} - \dot{Q}_{TM(Aus),\dot{U}H}}{\Delta h_V}$$

**Gleichung 82: Zur Berechnung des aus dem Trocknungsgut verdampfenden Wassermassenstromes**

Die Überführung der Gleichung 1 auf Seite 6 in die Gradienten-Form führt zu:

$$\dot{X} = \frac{\dot{m}_{H2O}}{m_{TS}} = \frac{\dot{m}_{TG,H2O,Verda}}{m_{TS}}$$

**Gleichung 83: Zur Berechnung des momentanen Trocknungsgradienten**

Die Masse der Trockensubstanz des Trocknungsgutes im Bilanzvolumen im fluidisierten Zustand berechnet sich auf Basis der fluidisierten Trocknungsgutsdichte und des Wassergehaltes wie folgt:

$$m_{TS} = (1 - W) \cdot \rho_{TG,flu} \cdot V_{WS,EBil}$$

**Gleichung 84: Zur Berechnung der Masse der Trockensubstanz des Trocknungsgutes im Energiebilanzvolumen**

Um aus der in das Bilanzvolumen eingetragenen Wärme den resultierenden Trocknungsgradienten berechnen zu können, ist die Kenntnis der Trockensubstanzmasse im Bilanzvolumen notwendig (siehe Gleichung 83, Seite 111). Dafür wird die Dichte des Trocknungsgutes in fluidisiertem Zustand, hier als „fluidisierte Trocknungsgutsdichte“ bezeichnet, benötigt. Für die Berechnung dieser Größe werden zwei verschiedene Ansätze verwendet und deren Werte verglichen. Die Herleitung der fluidisierten Trocknungsgutsdichte ausgehend von Messdaten zur Schüttdichte bzw. zum Druckverlust über die Wirbelschichthöhe sind im Anhang auf Seite 185 zu finden. Die Gegenüberstellung der Werte ist in Tabelle 53 auf Seite 188 zu finden.

Der mittlere Feuchtegradient lässt sich aus dem in Verdampfung umgesetzten Wärmestrom über die Energiebilanz 2 berechnen. Einsetzen von Gleichung 81 in Gleichung 83 führt zu:

$$\dot{X}_{\emptyset EBil} = \frac{\dot{Q}_{TG,H2O,Verda}}{\Delta h_V(p)} \cdot \frac{1}{m_{TS}}$$

**Gleichung 85: Zur Berechnung des aus dem Trocknungsgut verdampfenden Feuchtestromes**

Einsetzen von Gleichung 79 in Gleichung 83 liefert:

$$\dot{X}_{\emptyset EBil} = \frac{\dot{Q}_{THFL,Ab} + \dot{Q}_{TAM,i,Ab} + \dot{Q}_{FD(Ein),Enth,Ab} - \dot{Q}_{TG,H2O,BE} - \dot{Q}_{TG(Aus),\ddot{U}H} - \dot{Q}_{TM(Aus),\ddot{U}H}}{\Delta h_V(p)} \cdot \frac{1}{m_{TS}}$$

**Gleichung 86: Zur Berechnung des aus dem Trocknungsgut verdampfenden Feuchtestromes**



Die Berechnungen der relativen Größe der Wärmeströme in vorheriger Gleichung ergab, dass sowohl die Teilsumme der zugeführten Wärmeströme drei und vier, als auch die Teilsummen der benötigten Wärmeströme drei, vier und fünf jeweils weniger als 3% betragen: (siehe Anhang: Tabelle 65, Seite 225 und Tabelle 66)

$$\frac{\dot{Q}_{Ab,3} + \dot{Q}_{Ab,4}}{\dot{Q}_{Ab,2} + \dot{Q}_{Ab,3} + \dot{Q}_{Ab,4}} < 3\%$$

(Nachweis siehe Tabelle 65, Seite 225)

$$\frac{\dot{Q}_{Auf,3} + \dot{Q}_{Auf,4} + \dot{Q}_{Auf,5}}{\dot{Q}_{Auf,2} + \dot{Q}_{Auf,3} + \dot{Q}_{Auf,4} + \dot{Q}_{Auf,5}} < 3\%$$

(Nachweis siehe Tabelle 66, Seite 225)

Ausgehend von dieser Erkenntnis werden für die Approximation der DDWT-Trocknungskinetik folgende vereinfachende Annahmen (Vernachlässigungen) in Betracht gezogen. Diese finden z.T. in Abschnitt 6.3 Anwendung.

$$\dot{Q}_{Ab,3} = \dot{Q}_{TAM,i}^{Ab} = 0 \text{ W (laut Tabelle 65, Seite 225: } \dot{Q}_{Ab,3} \text{ ca. 2\% von } \sum_{i=2}^4 \dot{Q}_i^{Ab} \text{)}$$

**Gleichung 87: (Mögliche) Annahme zum Wärmestrom aus dem Trocknermantel (nach innen)**

$$\dot{Q}_{Ab,4} = \dot{Q}_{FD(Ein),Enth}^{Ab} = 0 \text{ W (laut Tabelle 65, Seite 225: } \dot{Q}_{Ab,4} < 1\% \text{ von } \sum_{i=2}^4 \dot{Q}_i^{Ab} \text{)}$$

**Gleichung 88: (Mögliche) Annahme zum Wärmestrom aus der Enthitzung des eintretenden Fluidisierungsdampfes**

Anmerkung zur Annahme Gleichung 87:

Die Verwendung der mittleren Temperaturdifferenz von 8 K für den Wärmedurchgang an der Trocknerwand zeigt, dass lediglich ca. 2% der zugeführten Wärme über den Trocknermantel eingetragen wird (siehe Tabelle 65 auf Seite 225). Das Diagramm zum Nachweis der in der Berechnung verwendeten Temperaturdifferenz befindet sich auf Seite 226.

Anmerkung zur Annahme Gleichung 88:

Im Abschlussbericht [75] des Projektes DDWT-II (GTVA) wird folgende Aussage bezüglich der Überhitzung des Fluidisierungsdampfes getroffen: „Die Temperaturen an der Messstelle ‚THFL 3.4 unten‘ sind einige Kelvin niedriger ... [als 3.3 und 3.2]“ (Abbildung zu den Messstellen; Abbildung 128, Seite 212 und Abbildung zu den zugehörigen Beispiel-Messwerten; Abbildung 142 auf Seite 229). Als Grund wird hier die Tatsache angeführt, dass der *Fluidisierungsdampf* „*nicht oder nur leicht überhitzt*“ [75] eingeblasen wird. Für die Berechnungen wurde daher festgelegt:  $\Delta T_{FD(Ein),\ddot{U}H} = 2 \text{ K}$ .

Auf der Wärmebedarfsseite werden folgende vereinfachende Annahmen (Vernachlässigungen) in Betracht gezogen:

$$\dot{Q}_{Auf,3} = \dot{Q}_{TG,H_2O,BE}^{Auf} = 0 \text{ W} \quad (\text{laut Tabelle 66, Seite 225: } \dot{Q}_{Auf,3} < 1\% \text{ von } \sum_{i=2}^5 Q_i^{Auf})$$

**Gleichung 89: Annahme zum Wärmestrom, welcher für das Lösen der Wasserbindungen benötigt wird**

$$\dot{Q}_{Auf,4} = \dot{Q}_{TG(Aus),\ddot{U}H}^{Auf} = 0 \text{ W}$$

(laut Tabelle 66, Seite 225:  $\dot{Q}_{Auf,4} < 1\%$  von  $\sum_{i=2}^5 Q_i^{Auf}$  mit  $\Delta T_{\ddot{U}H,TG} = 15 \text{ K}$ )

**Gleichung 90: Annahme zum Wärmestrom, welcher für das Überhitzen des austretenden TG benötigt wird**

$$\dot{Q}_{Auf,5} = \dot{Q}_{TM(Aus),\ddot{U}H}^{Auf} = 0 \text{ W} \quad (\text{laut Tabelle 66, Seite 225: } \dot{Q}_{Auf,5} < 1\% \text{ von } \sum_{i=2}^5 Q_i^{Auf})$$

**Gleichung 91: Annahme zum Wärmestrom, welcher für das Überhitzen des austretenden TM benötigt wird**

Anmerkung zur Annahme Gleichung 90:

Eine Betrachtung der gemessenen Wirbelschichttemperaturen zeigt, dass auch im unteren Teil des Trockners, d.h. kurz vor dem Austritt des Trocknungsgutes aus dem Trockner (bzw. am Ende des Trocknungsprozesses) die gemessene Wirbelschichttemperatur nicht höher liegt, als in den oberen Bereichen des Trockners (siehe Abbildung 142 auf Seite 229). Dies bedeutet, dass auch die Temperatur des Trocknungsgutes nicht wesentlich angestiegen sein kann. {1} Eine rechnerische Betrachtung des möglichen Fehlers, welcher durch eine nicht berücksichtigte Erwärmung des Trocknungsgutes um 15 K (über die Siedetemperatur) entstehen würde, zeigt eine Veränderung von <1% der Masse an verdampfendem Wasser. (Eine Betrachtung der Stoffwerte veranschaulicht die Ursache für diesen sehr geringen Fehler. Verdampfungsenthalpie des Wassers bei 1,3 bar(a): 2.238 kJ/kg, Wärmekapazität der Braunkohle bei  $W = 0,12$  [-], 4% Ascheanteil und  $T = 120^\circ\text{C}$ : 1,19 kJ/(kg K) (siehe Abbildung 35, Seite 47).

Anmerkung zur Annahme Gleichung 91:

Die DDWT-Temperaturmessstelle „T\_Brüden(austretend)\_im\_Filter“ zeigt, dass die Temperatur des austretenden Fluidisierungsdampfes nur ca. 1 K Überhitzung gegenüber der Siedetemperatur im Trockner („oben“) aufweist (siehe Abbildung 140, Seite 226).

Das heißt, dass das Fluidisierungsmedium, die von den Tauchheizflächen zugeführte Wärme wieder vollständig an das Trocknungsgut überträgt (aufgrund des bestehenden Temperaturgradienten und des sehr guten Wärmeüberganges in der Wirbelschicht). Aufgrund dessen, dass der Dampf vor dem Verlassen des Trockners die oberste Zone der Wirbelschicht durchläuft, wird dieser vollständig enthitzt. In dieser oberen Zone befinden

sich zum einen keine Tauchheizflächen und zum anderen befindet sich dort das neu in den Trockner eingetragene Gut mit der höchsten Feuchte. Die Überdeckung der Wirbelschicht über die Tauchheizflächen beträgt ca. 0,5 bis 1,0 m (siehe schematische Darstellung in Abbildung 77 auf Seite 123.  $\Delta T_{TM(Aus),\dot{U}H} \cong 1 K$ , siehe Abbildung 140, Seite 226.

Mit der aufgestellten Energiebilanz lässt sich der für die Modellierung der Kinetik der Verdampfungstrocknung benötigte Trocknungsgradienten  $\dot{X}_{WP,M3.2}$  berechnen. Im folgenden Abschnitt wird diese physikalisch berechnete Größe in die Modellfunktion M3.2 eingesetzt.

Einsetzen von Gleichung 85 (Seite 112) in Gleichung 64, Seite 101, liefert:

$$\dot{X}_{WP,M3.2} = \dot{X}_{\emptyset EB\dot{U}} \cdot f_{U12} = \frac{\dot{Q}_{TG,H2O,Verda}}{\Delta h_V(p)} \cdot \frac{1}{m_{TS}} \cdot f_{U12}$$

**Gleichung 92: Zur Berechnung des Trocknungsgradienten im Wendepunkt von M3.2 aus der Energiebilanz**

### 6.3 Darstellung der entwickelten Verdampfungstrocknungsmodellgleichung

Ausgehend von der entwickelten Modellgleichung „M3.3“ (Gleichung 62, Seite 101) folgt durch Einsetzen von Gleichung 64, Seite 101:

$$M_{3.3, \text{spez}} = X(X_0, \Delta X_{\text{Kond}}, X_{\text{GG}}, \dot{X}_{\text{WP}}, t) = (X_0 + \Delta X_{\text{Kond}} - X_{\text{GG}}) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{X_{\text{ÜEBil}} \cdot f_{U12}}{X_0 + \Delta X_{\text{Kond}} - X_{\text{GG}}} \right)^{1,5} \frac{2}{3} \sqrt{2e} \right]} \cdot t^{1,5} + X_{\text{GG}}$$

Mit  $C = 1,5$  [-].

**Gleichung 93: Modellgleichung M3.3 mit Substitution des Wendepunktgradienten**

Ausgehend von der allgemeinen Form der Trocknungsgleichung (Gleichung 63, Seite 101) führt das Einsetzen von Gleichung 64 (Seite 101) und Gleichung 85 und Gleichung 78 (Seite 111) zu:

$$M_{3.4, \text{allg}} = X = (X_0 + \Delta X_{\text{Kond}} - X_{\text{GG}}) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{\dot{Q}_{\text{Ab},2} + \dot{Q}_{\text{Ab},3} + \dot{Q}_{\text{Ab},4} - \dot{Q}_{\text{Auf},3} - \dot{Q}_{\text{Auf},4} - \dot{Q}_{\text{Auf},5} \cdot f_{U12}}{\Delta h_{\text{V}} \cdot m_{\text{TS}} \cdot (X_0 + \Delta X_{\text{Kond}} - X_{\text{GG}})} \right)^C \cdot \left[ \frac{e}{C \cdot (C-1)} \right]^{C-1} \right]} \cdot t^C + X_{\text{GG}}$$

**Gleichung 94: Entwickelte Modellgleichung M3.4 für die Verdampfungstrocknung mit Kondensationsphase**

Mit den Bezeichnungen der Wärmeströme gemäß Abbildung 74 (Seite 108) folgt unter Auflösung des Doppelbruches:

$$M_{3.5, \text{allg}} = X(t) = (X_0 + \Delta X_{\text{Kond}} - X_{\text{GG}}) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{(\dot{Q}_{\text{THFL}}^{\text{Ab}} + \dot{Q}_{\text{TAM},i}^{\text{Ab}} + \dot{Q}_{\text{FD,Enth}}^{\text{AB}} - \dot{Q}_{\text{TG,H}_2\text{O,BE}}^{\text{Auf}} - \dot{Q}_{\text{TG(Aus),ÜH}}^{\text{Auf}} - \dot{Q}_{\text{TM(Aus),ÜH}}^{\text{Auf}}) \cdot f_{U12}}{\Delta h_{\text{V}} \cdot m_{\text{TS}} \cdot (X_0 + \Delta X_{\text{Kond}} - X_{\text{GG}})} \right)^C \cdot \left[ \frac{e}{C \cdot (C-1)} \right]^{C-1} \right]} \cdot t^C + X_{\text{GG}}$$

**Gleichung 95: Entwickelte Modellgleichung M3.5 zur Berechnung des Verdampfungstrocknungsverlaufes auf Basis des Energieeintrages über die Tauchheizflächen, Begleitheizung und Dampfenthizung**

Einsetzen von  $C = 1,5$  [-] (wie in Abschnitt 6.1) führt zu:

$$M_{3.5, \text{spez}} = X(t) = (X_0 + \Delta X_{\text{Kond}} - X_{\text{GG}}) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{(\dot{Q}_{\text{THFL}}^{\text{Ab}} + \dot{Q}_{\text{TAM},i}^{\text{Ab}} + \dot{Q}_{\text{FD,Enth}}^{\text{AB}} - \dot{Q}_{\text{TG,H}_2\text{O,BE}}^{\text{Auf}} - \dot{Q}_{\text{TG(Aus),ÜH}}^{\text{Auf}} - \dot{Q}_{\text{TM(Aus),ÜH}}^{\text{Auf}}) \cdot f_{U12}}{\Delta h_{\text{V}} \cdot m_{\text{TS}} \cdot (X_0 + \Delta X_{\text{Kond}} - X_{\text{GG}})} \right)^{1,5} \frac{2}{3} \sqrt{2e} \right]} \cdot t^{1,5} + X_{\text{GG}}$$

**Gleichung 96: Entwickelte Modellgleichung M3.5 zur Berechnung des Trocknungsverlaufes für  $C=1,5$ [-]**

Unter Berücksichtigung und Überprüfung der relativen Größe der Quellwärmeströme in obiger Gleichung (siehe Tabelle 65 auf Seite 225) könnte für die spätere industrielle Auslegung eines DDWT-Trockners die Gleichung weiter vereinfacht werden. Die Anwendung der

vereinfachenden Annahmen (Gleichung 87, Gleichung 88 sowie Gleichung 89, Gleichung 90 und Gleichung 91) und Einsetzen des Terms für die Hauptwärmequelle liefert M3.6.

$$M_{3.6, \text{industriell}} = X(t) = (X_0 + \Delta X_{Kond} - X_{GG}) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{(k_{TG}^{HM} \cdot A_{THFL} \cdot \Delta T_{TG}^{HM}) \cdot f_{U12}}{\Delta h_v \cdot m_{TS} \cdot (X_0 + \Delta X_{Kond} - X_{GG})} \right)^{1,5} \cdot \frac{2}{3} \sqrt{2e} \right]} \cdot t^{1,5} + X_{GG}$$

**Gleichung 97: Entwickelte Modellgleichung M3.6 für die industrielle Dimensionierung eines DDWT-Trockners**

Vernachlässigt wurden in dieser Gleichung auf der Wärmequellseite der Wärmestrom vom Trocknermantel nach innen und die vom eintretenden Fluidisierungsdampf durch Enthitzung abgegebene Energie. Eine vorherige Überprüfung der relativen Größe dieser Wärmeströme (dargestellt in Tabelle 65, S. 225), zeigt, dass diese Vernachlässigung mit guter Näherung getroffen werden kann, da die Summe dieser beiden Wärmeströme ca. 2% beträgt. Auf der Wärmebedarfsseite wurden der Wärmestrom zum Aufbringen der Bindungsenthalpie, der Überhitzung des austretenden Trocknungsmediums und der Überhitzung des austretenden Trocknungsgutes vernachlässigt (siehe Tabelle 66, S. 225). Die Summe dieser vernachlässigten Wärmeströme liegt in der Größenordnung von ca. 2 bis 3%.

Die Betrachtung der Tatsache, dass sowohl auf der Wärmequellseite als auch auf der Wärmebedarfsseite Wärmeströme vernachlässigt wurden, und diese beiden Summen jeweils sehr gering sind und in etwa in der gleichen Größenordnung liegen, lässt die Aussage zu, dass durch diese Vernachlässigungen kein erheblicher Fehler in der Berechnung des Trocknungsgradienten entsteht. Bei jeder Dimensionierung eines DDWT-Trockners, ist mit Hilfe der überschlägige Berechnung der relativen Größe dieser Wärmeströme zu entscheiden, ob Gleichung 97 genutzt werden kann, oder Gleichung 96 zu verwenden ist. Nachfolgende Tabelle verweist auf die Gleichungen zur Berechnung der in Gleichung 97 verwendeten Größen.

**Tabelle 33: Verweise zu den Subgleichungen für die Größen im Modell „M3.6,industriell“**

| Größe             | Gleichung                                       | Seite | Erläuterung / Ergänzung   |
|-------------------|---|-------|---|
| $\Delta h_v$      | Nach IF97 [77]                                  | -     | Beachte Druckabhängigkeit, siehe Abbildung 71, Seite 103, bzw. Abbildung 39, S. 53.   |
| $\Delta X_{Kond}$ | Gleichung 77                                    | 110   | X(W)-Umrechnung über Gleichung 34, S. 46  |
| $k_{TG}^{HM}$     | Gleichung 122                                   | 172   | Benötigt Gleichung 114 bis Gleichung 121. U.a.  |
| $f_{m,WP}$        | Gleichung 156<br>Gleichung 155<br>Gleichung 151 | 184   | Gradientenumrechnung gemäß Abbildung 70 ff (ab Seite 102), Abbildung 107, Abbildung 108.  |
| $X_{GG}$          | Gleichung 7                                     | 13    | Abbildung 9, Seite 14.  |
| $\rho_{TG,flu}$   | Ab Gleichung 159                                | 186   | Veranschaulichung: Abbildung 109, S. 185, Berechnung nach Gleichung 159 bis Gleichung 161, Richtwerte: Tabelle 52 (S. 187), u. Tabelle 53 |

## 6.4 Betrachtung und Bewertung der Modellgrenzen und des Modellfehlers

Der zeitliche Verlauf der Trocknung kann mit dem entwickelten Trocknungsmodell (Gleichung 96 auf Seite 116) auf Basis des physikalischen Effektes der Verdampfung für einen Druck-Wirbelschicht-Verdampfungstrockner mit Tauchheizflächen berechnet werden. Das Trocknungskinetik-Modell (PEVT) verwendet die in der nachfolgenden Tabelle dargestellten Submodelle. (Eine Übersicht aller Submodelle für das gesamte Trocknerauslegungsmodell (TRAM) ist auf Seite 239 in Form von Tabelle 71 zu finden.)

**Tabelle 34: Übersicht zu den Submodellen des physikalisch-empirischen Verdampfungstrocknungsmodells (PEVT)**

| Kurzbezeichnung | Modell   | Quelle                                       | Ausgabeparameter                          |
|-----------------|--|--|---|
| PEVT-M          | Physikalisch-empirisches Trocknungs-Modell (Gleichung 96)  | Eigenentwicklung, Erläuterung: ab Seite 116. | $X(t)$ , [-]                              |
| IF97            | Stoffdaten für Wasser nach IF97, [138]   | Berechnung mit [77], gemäß [138]             | $T_S(p_{Tr}), \Delta h_V(p_{Tr})$         |
| KOND-M          | Kondensations-Modell (Gleichung 77)  | Herleitung                                   | $\Delta X_{Kond,appr}$ , [-]              |
| WäÜ-M           | Wärmeübergangs-Modell (Gleichung 114 bis Gleichung 121)  | Nach Lechner [83]                            | $\alpha_{WS,RB}$ , [W/(m <sup>2</sup> K)] |
| WäD-M           | Wärmedurchgangs-Modell (Gleichung 122)   | Nach Böckh [10]                              | $k_{WS}^{HM}$ , [W/(m <sup>2</sup> K)]    |
| Ebil-M          | Energiebilanz-Modell (Gleichung 86)  | Herleitung                                   | $\dot{X}_{\emptyset EBIL}$ , [-/s]        |
| -               | Gradientenumrechnung gemäß Abbildung 70 ff (ab Seite 102), Abbildung 107, Abbildung 108, sowie Gleichung 156 auf Seite 184 | Herleitung                                   | $\dot{X}_{WP,M3.2}$                       |
| GGF-M           | Gleichgewichtsfeuchte-Modell (Gleichung 7)   | Nach Höhne [61]                              | $X_{GG}$ ; bzw. $W_{GG}$ , [-]            |

### Berechnung des Modellfehlers durch den verbleibenden empirischen Parameter

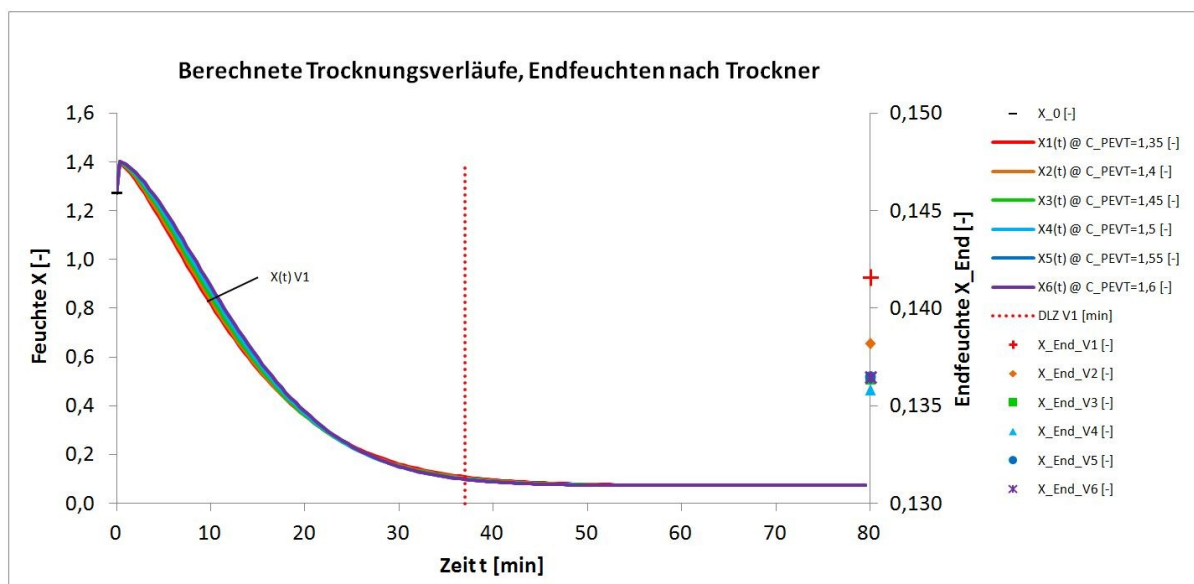
Das Gesamtmodell benötigt ca. 40 Eingabeparameter. Eine Berechnung des Fehlers ist nur für ausgewählte Parameter möglich. Das entwickelte PEVT-Modell weist trotz der weitestgehend durchgeführten Substitution der Modellkonstanten mit physikalischen Größen einen verbleibenden empirischen Parameter auf. Dieser kann durch die strukturelle Analyse der bestehenden Trocknungsgleichungen (Tabelle 24 auf Seite 88) generell für Trocknungsverläufe eingegrenzt werden auf:  $1 < C_{PEVT} < 2$  [-]. Durch Auswertung der experimentellen Daten kann dieser Parameter für Braunkohle weiter eingegrenzt werden auf ein Intervall von:  $1,35 < C_{PEVT} < 1,65$  [-]. Da dieser Parameter jedoch als empirischer Parameter im Modell verbleibt, wird dies als physikalisch-empirisches Verdampfungstrocknungsmodell (PEVT-M) bezeichnet. Zur Abschätzung des Berechnungsfehlers in Folge der

Verwendung eines empirischen Parameters, wird an dieser Stelle eine Sensitivitätsanalyse zum Einfluss dieses Parameters auf die Zielgröße (die Endfeuchte) durchgeführt:

**Tabelle 35: Zur Sensitivitätsanalyse des Parameters C\_PEVT**

| Varianten   | V1             | V2                   | V3                   | V4                     | V5    | V6    | Einheit |
|---|----------------|----------------------|----------------------|------------------------|-------|-------|---------|
| C_PEVT  | 1,35           | 1,40                 | 1,45                 | 1,50                   | 1,55  | 1,60  | [-]     |
| Farbsymbolik  | +              | ◆                    | ■                    | ▲                      | ●     | ▼/✱   |         |
| X_End   | 0,142          | 0,138                | 0,136                | 0,136                  | 0,136 | 0,136 | [-]     |
| Auswertung  |                |                      |                      |                        |       |       |         |
| Endfeuchte Min  | Endfeuchte Max | Delta abs. (Max-Min) | Delta abs. (Max-Min) | Delta rel. (Delta/Max) |       |       |         |
| [-]   | [-]            | [-]                  | [Feuchte-%]          | [-]                    |       |       |         |
| 0,136   | 0,142          | 0,006                | 0,6                  | 0,041                  |       |       |         |
| Weitere Parameter zur Erstellung der Trocknungsverläufe siehe Tabelle 73 auf Seite 242. |                |                      |                      |                        |       |       |         |

Der Einfluss des Parameters C\_PEVT auf die Endfeuchte nach Trocknung kann als gering bezeichnet werden. Die absolute Abweichung liegt bei 0,6-Feuchteprozent, dies entspricht einem relativen Fehler von 4,1% bezogen auf den berechneten Maximalwert. Auch im Bereich höherer Feuchten bis zu ca. 30% sind die Abweichungen der Feuchte X(t) sehr gering (siehe folgende Abbildung). Wird das Modell für die Berechnung von hohen Feuchten nach unverhältnismäßig kurzen Trocknungszeiten verwendet, stieg die Abweichung der Feuchte bei Variation des Parameters C\_PEVT an. Für die Trocknung von Braunkohle mit Zielfeuchten von  $X_{Ziel} = 0,08 \dots 0,12$  [-] kann der Einfluss des Parameters mit einer absoluten Abweichung von 0,6-Feuchteprozent als gering bezeichnet werden. Die Variation des Parameters C\_PEVT gemäß Tabelle 35 führt zu nachfolgend dargestellten Trocknungsverläufen und Endfeuchten:



**Abbildung 75: Sensitivitätsanalyse des Parameters C\_PEVT**

**Vernachlässigung der Kinetik der Kondensationsphase**

Da die Kondensation zu Beginn der Trocknung mit einer sehr hohen Geschwindigkeit abläuft, wird deren Kinetik im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet. Die Kondensation wird als Feuchtesprung zu Beginn der Trocknung modelliert (siehe vorherige Abbildung bei  $t = 0$  s).

- Für  $t = 0$ :  $X = X_0$  (vor Trockner, d.h. ohne Kondensation)
- Für  $t > 0$ :  $X = X_{PEVT}$  (nach Kondensation, d.h. mit Kondensation)

In einer weiterführenden Arbeit könnte hier ein weiteres Modell implementiert werden, was jedoch die Komplexität des Gesamtmodells weiter erhöht. Der zusätzliche Berechnungsaufwand ist mit dem Zugewinn an Berechnungsgenauigkeit abzuwägen.



## 7 Entwicklung eines Auslegungsmodells für kontinuierliche Druck-Wirbelschicht-Verdampfungstrockner

### 7.1 Modellsynthese

#### 7.1.0 Vorstellung der Architektur des Gesamtmodells und der Teilmodelle

Die Basis des Trocknerauslegungsmodells bildet das Physikalisch-empirische Verdampfungstrocknungsmodell (siehe Gleichung 63 auf Seite 101 bzw. Gleichung 95 auf Seite 116). Dieses bindet sowohl das Kondensationsmodell (Gleichung 77 auf Seite 110) als auch das bestehende Gleichgewichtsfeuchtemodell (Gleichung 7 auf Seite 13) nach Höhne [61] in die Berechnung des Trocknungsverlaufes ein.

Die Symbolik bzw. Farbsymbolik der nachfolgenden Abbildung stellt sich wie folgt dar:

- Die Nummerierung 1), 2), ... gibt die Berechnungsabfolge der einzelnen Modelle an. Nummer „3)“ ist das Trocknungsmodell, weshalb alle Modifikationen der Trocknungsmodelle immer mit „M3...“ mit Subversionsnummern bezeichnet wurden: „M3.1“, ... „M3.6“.
- „N“, „E“, „N/E“ (blau): „N“ kennzeichnet eine „Neuentwicklung“, diese sind dabei evolutionär durchnummeriert: N1, N2, N3. „E“ symbolisiert ein „etabliertes“ (d.h. ein bereits existentes Modell). Modelle mit der Kennzeichnung „E/N“ bestehen ausschließlich aus etabliertem Wissen oder sind auf Basis etablierter Methodik entstanden, sind als Synthese jedoch neu.
- Die rot dargestellten Prozessbegriffe stellen die Kopplung zu den jeweiligen Modellen her, die einzelne Effekte dieses Prozesses beschreiben.
- „D“ (orange) kennzeichnet die Modelle in denen der Trocknungsdruck als Parameter eingeht und somit der Druckeinfluss auf die Trocknung implementiert wird.

Der Ablauf zur Berechnung der Endfeuchte nach Trocknung und somit die Abstimmung der thermisch-geometrischen Dimensionierung erfolgt in sieben Schritten:

1. Ausgehend von der initialen Dimensionierung der Trocknergeometrie und des angestrebten Durchsatzes, sowie der Zielfeuchte wird die theoretische Durchlaufzeit berechnet.
2. Basierend auf den Parametern Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit, gewählter Leerrohrgeschwindigkeit, Wirbelschichthöhe und der theoretischen Durchlaufzeit wird die Verweilzeitverteilung um die theoretische Durchlaufzeit generiert.
3. Unter Anwendung des physikalisch-empirischen Verdampfungstrocknungsmodells wird der zeitliche Trocknungsverlauf generiert. Dieser berücksichtigt die Dampfkondensation (nullter Trocknungsabschnitt), den aus der Energiebilanz berechneten Trocknungsgradienten, sowie die hygroskopische Gleichgewichtsfeuchte.
4. Mit Hilfe des Misch-Feuchte-Modells wird aus dem Feuchtevektor und dem Verweilzeitvektor eine Mischfeuchte berechnet.

5. Das anschließende Nachverdampfungsmodell liefert die Endfeuchte des Trocknungsgutes nach Austritt aus dem Trockner und nach der anschließenden Nachverdampfung.

6. Der Abgleich der angestrebten Zielfeuchte mit der berechneten Endfeuchte liefert die Aussage zur Notwendigkeit der Anpassung der Parameter bezüglich der thermischen bzw. geometrischen Dimensionierung.

7. Nach erfolgreicher Abstimmung der Parameter ist  $X_{End,berechnet} \cong X_{Ziel}$ , bzw. ist  $|X_{End,berechnet} - X_{Ziel}| < \Delta X_{zul}$ . Dabei bezeichnet  $\Delta X_{zul}$  die zulässige Abweichung der berechneten Endfeuchte von der angestrebten Zielfeuchte.

Einen detaillierten Überblick zu den Submodellen des Trocknerauslegungsmodells, speziell zu den Submodellen des Physikalisch-Empirischen-Verdampfungs-Trocknungs-Modells (PEVT) gibt Tabelle 71 auf Seite 239.

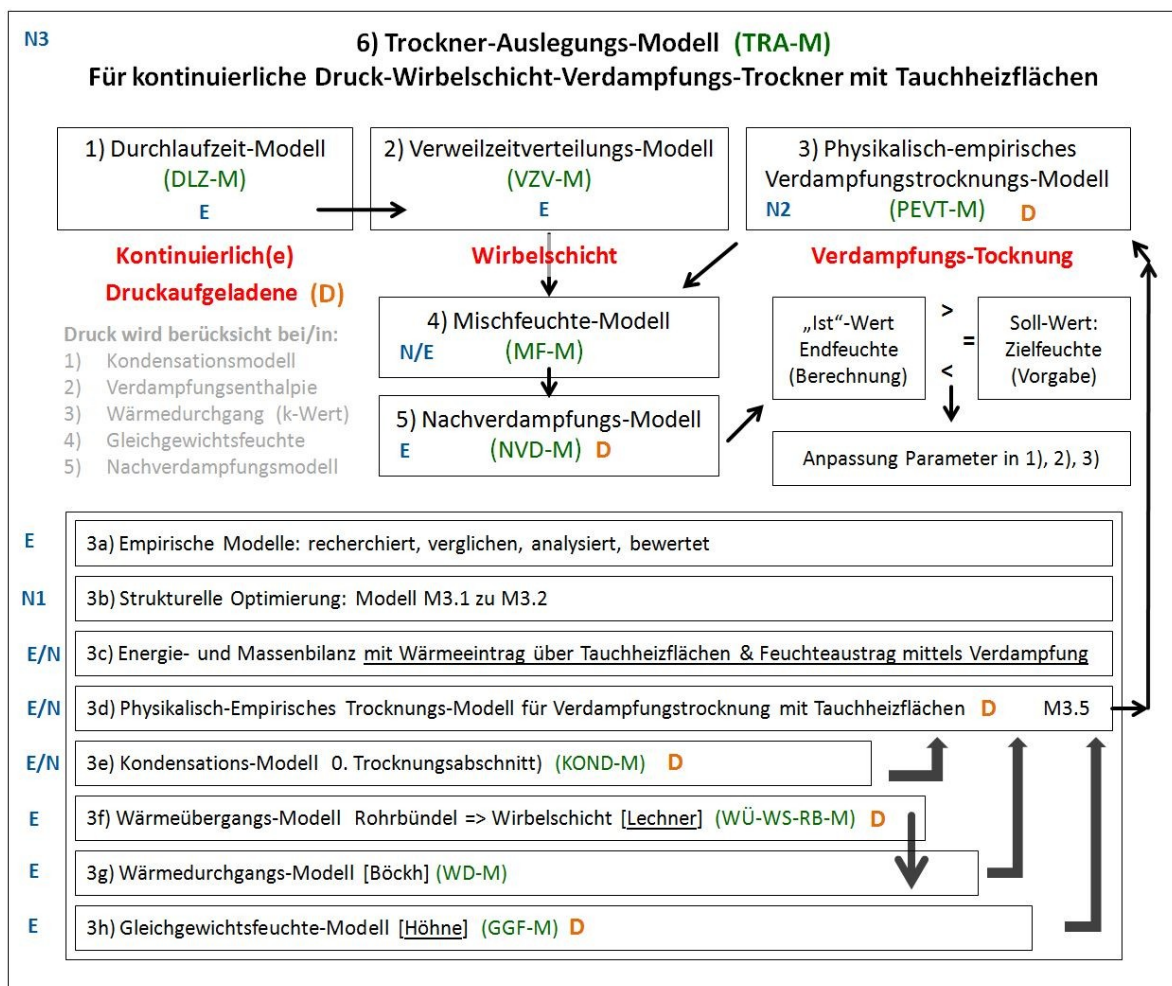


Abbildung 76: Modellarchitektur des Trocknerauslegungsmodell (TRAM) auf Basis der Submodelle

### 7.1.1 Durchlaufzeitmodell

Im Allgemeinen lässt sich für einen kontinuierlich betriebenen Trockner (z.B. Bandtrockner) eine Durchlaufzeit des Trocknungsgutes berechnen, d.h. die Länge der Zeitspanne in dem sich das Gut im Trockner befindet und folglich den Trocknungsbedingungen ausgesetzt ist. Für einen kontinuierlich betriebenen Wirbelschicht-Trockner lässt sich hingegen keine exakte Verweilzeit des Trocknungsgutes im Trockner angeben. Die Verweilzeit lässt sich nur als Verweilzeitverteilung um eine theoretische („mittlere“) Durchlaufzeit (DLZ) beschreiben. Diese theoretische Durchlaufzeit berechnet sich aus der kontinuierlichen Transport- (/Vorschub-) Bewegung. Im Fall des zylindrischen Wirbelschichttrockners spricht man von einer Kolbenströmung, da sich ein betrachtetes Volumenelement wie ein Kolben von oben nach unten durch den Trockner bewegen würde (siehe nachfolgende Abbildung). Im Fall einer idealen Kolbenströmung würde unter den nachfolgend genannten Voraussetzungen eine direkte Proportionalität von Höhe und Verweilzeit entstehen: konstante Schüttdichte, konstante Expansion, konstanter Querschnitt, konstantes Volumen (des Elementes). Primär bedingt durch die hohe Dispersion in einer Wirbelschicht der Klasse „Geldart-B“, wie sie für feinkörnige Braunkohle vorliegt, weicht die makroskopische Partikelbewegung bei der kontinuierlichen Wirbelschichttrocknung deutlich von der idealen Kolbenströmung ab. Diese Abweichung hinsichtlich der Verweilzeit wird unter dem nächsten Gliederungspunkt unter Anwendung einer asymmetrischen Verweilzeitverteilung betrachtet und mathematisch beschrieben. Als Eingangsparameter benötigt diese Verteilungsfunktion die Durchlaufzeit, die sich für die ideale Kolbenströmung ergeben würde. Die folgende Abbildung verdeutlicht zunächst die idealisierte Modellvorstellung einer Kolbenströmung mit Parametern für Zeit und Höhe deren Größenordnung für den DDWT-Versuchstrockner der BTU realistisch sind.

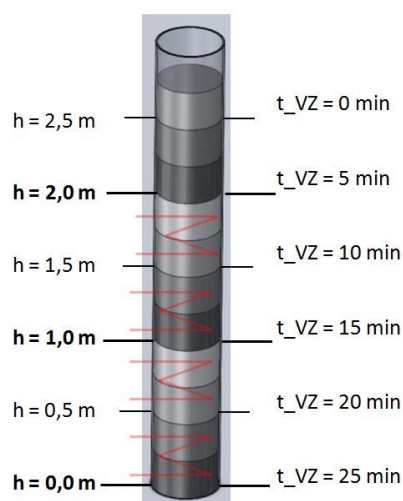


Abbildung 77: Veranschaulichung der theoretisch idealen Kolbenströmung (Bsp. für ca. 450 kg/h RFK)

Klutz [71] gibt in seiner Dissertation zur Abschätzung der mittleren Verweilzeit folgende Näherungsgleichung an:

$$\tau = \frac{\Delta p_{WS,ges} \cdot A_{WS}}{[\dot{m}_{RFK} - 0,5 \cdot (\dot{m}_{RFK} - \dot{m}_{TBK})] \cdot g} = \frac{\Delta p_{WS,spez.} \cdot h_{WS} \cdot A_{WS}}{[\dot{m}_{RFK} - 0,5 \cdot (\dot{m}_{RFK} - \dot{m}_{TBK})] \cdot g}$$

Mit:  $\Delta p_{WS,spez.} = [Pa/m]$  ... höhenspezifischer Druckverlust der Wirbelschicht.

**Gleichung 98: Zur Berechnung der mittleren Verweilzeit nach Klutz [71]**

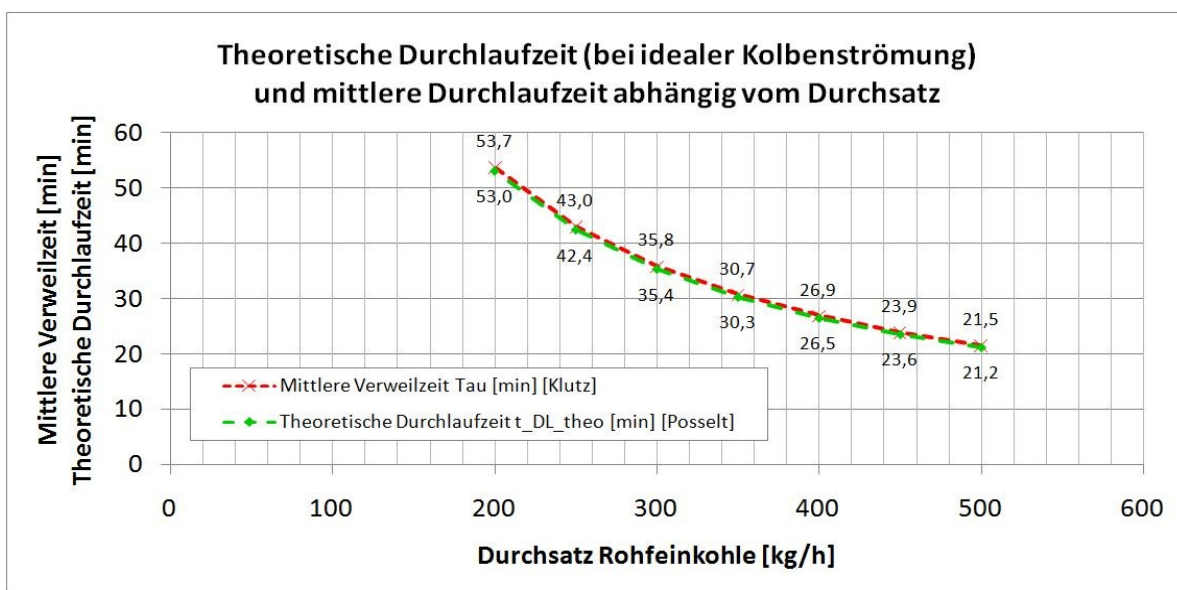
Eine eigene Herleitung auf Basis einer gleichförmigen Durchlaufbewegung / Förderbewegung führt zu einer ähnlichen Gleichung:

$$t_{DL,theo} = \frac{\rho_{TG,flu} \cdot h_{WS,expa} \cdot A_{WS}}{\dot{m}_{RFK} - 0,5(\dot{m}_{RFK} - \dot{m}_{TBK})}$$

$$t_{DL,theo} = f(\rho_{TG,flu}; h_{WS}; A_{WS}; \dot{m}_{RFK}; \dot{m}_{TBK})$$

**Gleichung 99: Zur Berechnung der theoretischen Durchlaufzeit**

Herleitung und Einheitsnachweis für diese Gleichung befinden sich im Anhang auf Seite 177. Der Vergleich der Berechnungen weist nur sehr geringe Unterschiede auf siehe nachfolgende Abbildung. Da die Verweilzeitverteilung bei dem vorliegenden Fall nicht symmetrisch ist, wird hier nicht von der mittleren Durchlaufzeit gesprochen, sondern von der theoretischen Durchlaufzeit, die sich im Fall einer idealen Kolbenströmung ergeben würde:  $t_{DL,theo} \neq t_{\phi DLZ}$ . Das folgende Diagramm zeigt für den BTU-DDWT-Trockner berechnete theoretische Durchlaufzeiten abhängig vom Rohfeinkohledurchsatz, wobei von einer Halbierung des Massestromes ausgegangen wird, dies entspricht einer Trocknung von  $W = 56\%$  auf  $W = 12\%$ . Die Werte resultierend aus Gleichung 98 und Gleichung 99 weichen nur minimal voneinander ab.



**Abbildung 78: Theoretische Durchlaufzeit bei idealer Kolbenströmung – Basiswert für die Verweilzeitverteilung**

### 7.1.2 Verweilzeitverteilungsmodell

Ein kontinuierlich betriebener Wirbelschichttrockner weist gegenüber anderen kontinuierlich betriebenen Trocknern (z.B. einem Bandtrockner) eine wesentliche Besonderheit bezüglich des Feststofftransportes auf. Die Durchlauftransportbewegung, welche in der Größenordnung von [m] und [min] abläuft und die Wirbelbewegung der Partikel, welche in der Größenordnung von [cm] und [s] bzw. [mm] und [s] abläuft, überlagern sich nach dem Superpositionsprinzip.

Eine reine geschichtete Kolbenströmung, bei der jeder Schichthöhe eine eindeutige Verweilzeit zugeordnet werden kann, ist bei einem Wirbelschichttrockner bedingt durch die intensive Feststoffdurchmischung nicht gegeben. Bei zahlreichen anderen kontinuierlich betriebenen Trocknungsverfahren (z.B. Bandtrockner) ist eine exakte Zuordnung zwischen Ort und Verweilzeit im Trockner, bedingt durch die kontinuierliche Vorschub-/ Transportbewegung, gegeben. Daraus lässt sich für eine gleichförmige Bewegung nach  $t = x/c$  eine Durchlaufzeit ermitteln. Da der Trocknungsprozess eine bestimmte Trocknungszeit erfordert, um die gewünschte Zielfeuchte zu erreichen, ist es von entscheidender Bedeutung die Verweilzeit der Partikel im Wirbelschichttrockner berechnen bzw. mathematisch beschreiben zu können. Dies ist sowohl für die apparatetechnische Dimensionierung bedeutend, als auch für den energetisch optimalen Betrieb. Unnötig hohe Verweilzeiten führen aufgrund des Wärmestromes in die Umgebung zu einer schlechteren Energieeffizienz.

Für eine Wirbelschicht entsteht, bedingt durch die lokal intensive Vermischung, eine Verweilzeitverteilung. Die Intensität der Ausprägung der Verteilung gegenüber der mittleren Durchlaufzeit hängt vom Grad der Feststoffrückvermischung ab. Nach Abbildung 19 (auf Seite 24) ist ein bestimmtes Gasvolumen, resultierend aus der zugehörigen Geschwindigkeit  $u_{mf}$  verantwortlich für die Ausbildung einer Dispersion. Zusätzliches Gasvolumen, resultierend aus der zugehörigen Geschwindigkeitsdifferenz ( $u_{G,WS} - u_{mf}$ ), führt speziell im Fall von Partikeln der Klasse Geldart B (vgl. Abbildung 20, auf Seite 26) zu einer Blasenbildung. D.h. das „überschüssige“ Gas steigt im Reaktor als nahezu feststofffreie Gasblase auf (siehe Abbildung 18, Seite 23 (schematisch), und Abbildung 114, Seite 198 (experimentell)). Dies führt zu einer intensiven Vermischung des Feststoffes und somit zu einer Verweilzeitverteilung der Partikel an der Trockneraustragsschleuse. Nach Reay [113] lässt sich diese Partikelvermischung grundsätzlich nach dem Gesetz der Diffusion und daher mit der folgenden Differentialgleichung beschreiben (jedoch nur für Bettiefen bis zu 10 cm).

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \cdot \frac{\partial^2 c}{\partial z^2}$$

Gleichung 100: Zweites Ficksches Gesetz zur Beschreibung der Partikeldiffusion in der WS [21] & [113]

Dabei ist  $c$  die Konzentration der betrachteten Partikel (z.B. der neu in die Wirbelsicht eingebrachten feuchten Partikel) im Abstand  $z$  entlang des Bettes,  $t$  ist die Zeit und  $D_p$  der Diffusionskoeffizient der Partikel. Für einen kontinuierlichen Betrieb mit einer effektiven Fördergeschwindigkeit von  $v_{F\ddot{o}}$  des Feststoffes durch den Trockner muss ein zusätzlicher Term ergänzt werden.

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \cdot \frac{\partial^2 c}{\partial z^2} - v_{F\ddot{o}} \cdot \frac{\partial c}{\partial z}$$

**Gleichung 101: Zur Beschreibung der Partikeldiffusion mit einer überlagerten Transportbewegung [21] & [113]**

Überführt man diese Gleichung in eine dimensionslose Form ergibt sich:

$$\frac{\partial c}{\partial \Theta} = \frac{D_{Diff} \cdot t_R}{L^2} \cdot \frac{\partial^2 c}{\partial \xi^2} - v_{F\ddot{o}} \cdot \frac{\partial c}{\partial \xi}$$

**Gleichung 102: Zur Beschreibung der Partikeldiffusion mit überlagelter Transportbewegung, dimensionslos [21]**

Die dimensionslose Zeit berechnet sich gemäß nachfolgender Gleichung, sodass der Wert  $\Theta = 1$  der Durchlaufzeit  $\tau$  eines kontinuierlichen Trockners ohne Durchmischung entspricht.

$$\Theta = \frac{t}{\tau}$$

$\tau$  mittlere Durchlaufzeit bei symmetrischer Verweilzeitverteilung bzw. DLZ bei der Kolbenströmung,  
 $[t] = [s]$ ,  $[\tau] = [s]$ ,  $[\Theta] = [-]$

**Gleichung 103: Definition der normierten dimensionslosen Zeit [113]**

$$\xi = \frac{z}{L}$$

**Gleichung 104: Definition der normierten dimensionslosen Ortskoordinate [113]**

Der dimensionslose Ausdruck  $B = D_{Diff} t_R / L^2$  (siehe Gleichung 102) ist dabei die Dispersionszahl längs der Transportachse und ist ein Maß für den Grad der Rückvermischung. Diese Theorie wurde aus Geldart [52] entnommen und hier dargestellt, da die Rückvermischung und die sich daraus ergebende Verweilzeit(-verteilung) auf die Feuchte des Trocknungsgutes auswirken. Nach Reay [113] lässt sich der Diffusionskoeffizient nach folgender Formel bestimmen:

$$D_{Diff} = K_{Diff,emp} \cdot \frac{(u_{G,WS} - u_{mf})}{u_{mf}^{1/3}}$$

$u$  in [m/s],  $D_{Diff}$  in [m<sup>2</sup>/s],  $K_{Diff,emp} = 3,71 \cdot 10^{-4}$ [-]

**Gleichung 105: Zur Berechnung des Partikeldiffusionskoeffizienten infolge der Durchmischung [113]**

Der Differenz-Term im Zähler ist dabei ein Maß für die Blasenentwicklung, welche ganz wesentlich die Durchmischung der Wirbelschicht beeinflusst. Grundsätzlich lässt sich formulieren: Je weiter die Gasgeschwindigkeit über die Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit angehoben wird, desto mehr bzw. desto größere Blasen bilden sich in einer Geldart-B-Wirbelschicht<sup>39</sup> (Abbildung 114, Seite 198) und desto größer ist die Durchmischung infolge der diffusionsartigen Partikelvermischung. Für kleine Abweichungen von der ideal kontinuierlichen Strömung („Kolbenströmung“) geht die asymmetrische Verweilzeitverteilung in eine symmetrische Verteilung über, die sich mit folgender Funktion beschreiben lässt.

$$E_{sym}(B_{VZV}, \Theta) = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\pi B_{VZV}}} \cdot e^{-\frac{(1-\Theta)^2}{4 \cdot B_{VZV}}}$$

**Gleichung 106: Zur Berechnung der symmetrischen Verweilzeitverteilung (nur bei geringer Durchmischung) [52]**

Mit:

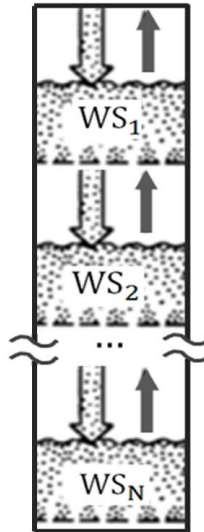
$$B_{VZV} = \frac{D_{Diff}}{h_{WS}^2} \cdot \tau = \left[ \frac{m^2}{s \cdot m^2} \cdot s \right] = [-]$$

**Gleichung 107: Definition des Vermischungsparameters B\_VZV [52]**

Eine Wirbelschicht für die Trocknung im Industriemaßstab, wie sie im Rahmen dieser Arbeit betrachtet wird, weist eine sehr große Höhe gegenüber der Partikelgröße auf (Wirbelschichthöhe:  $h_{WS} = 2750$  mm, Partikelgröße  $d_{P,50} = 0,250$  mm;  $h_{WS}/d_{P,50} = 11.000$  [-]). Eine perfekte Durchmischung zweier Partikelpopulationen in der Wirbelschicht, wie sie für eine „kleine“ Wirbelschicht (z.B. Wirbelschichthöhe:  $h_{WS} = 100$  mm,  $d_{P,50} = 1$  mm,  $h_{WS}/d_{P,50} = 100$  [-]) angenommen werden kann, ist bei dem Industrietrockner nicht gegeben. Wäre eine perfekte Vermischung über den gesamten BTU-DDWT-Trockner gegeben, würde die Vermischung von getrockneter und grubenfeuchter Braunkohle zu sehr hohen Restfeuchten am Austrag führen, z.B.  $X = 0,50$  [-]. Dies ist jedoch nicht der Fall (siehe Abbildung 63 auf Seite 84 „Wassergehalt TBK Probenahme“). Eine nicht ideal durchmischte

<sup>39</sup> Diese liegt für feinkörnige Braunkohle vor, vergleiche Abbildung 20 auf Seite 26.

Wirbelschicht, lässt sich als eine Reihenschaltung / Kaskade von kleinen ideal durchmischten Wirbelschichten beschreiben, siehe folgende Abbildung.



**Abbildung 79:** Darstellung zum Kaskaden-Modell, nach Kunii [82]

Die Verweilzeitdichte einer solchen Kaskade aus ideal durchmischten Wirbelschichten, lässt sich mit folgender Funktion berechnen.

$$f_{VZV}(N, \theta) = \frac{N(N \cdot \theta)^{N-1}}{(N-1)!} \cdot e^{-N \cdot \theta}$$

$$N = N_{id,WS,KAS}$$

**Gleichung 108:** Verweilzeitdichtefunktion für eine Kaskade aus N in Reihe geschalteten Wirbelschichten [133]

Die daraus resultierende Verweilzeitverteilungsfunktion ist abhängig von der Anzahl N der idealen Wirbelschichten. Eine Normierung nach folgender Vorschrift gewährleistet, dass die Summe aller Funktionswerte eins ergibt.

$$f_{i,VZV,Norm} = \frac{f_{i,VZV}}{\sum_{i=1}^j f_{i,VZV}}$$

∀ N (in Gleichung 108), mit j = Anzahl der (diskreten) Funktionswerte

**Gleichung 109:** Normierungsvorschrift für die Verweilzeitdichtefunktionen



Die Anzahl der Wirbelschichten im Kaskaden-Modell lässt sich wie folgt berechnen:

$$N_{id,WS,Kas} = \frac{1}{2 \cdot B_{VZV}}$$

$B_{VZV}$  siehe Gleichung 107, Seite 127.

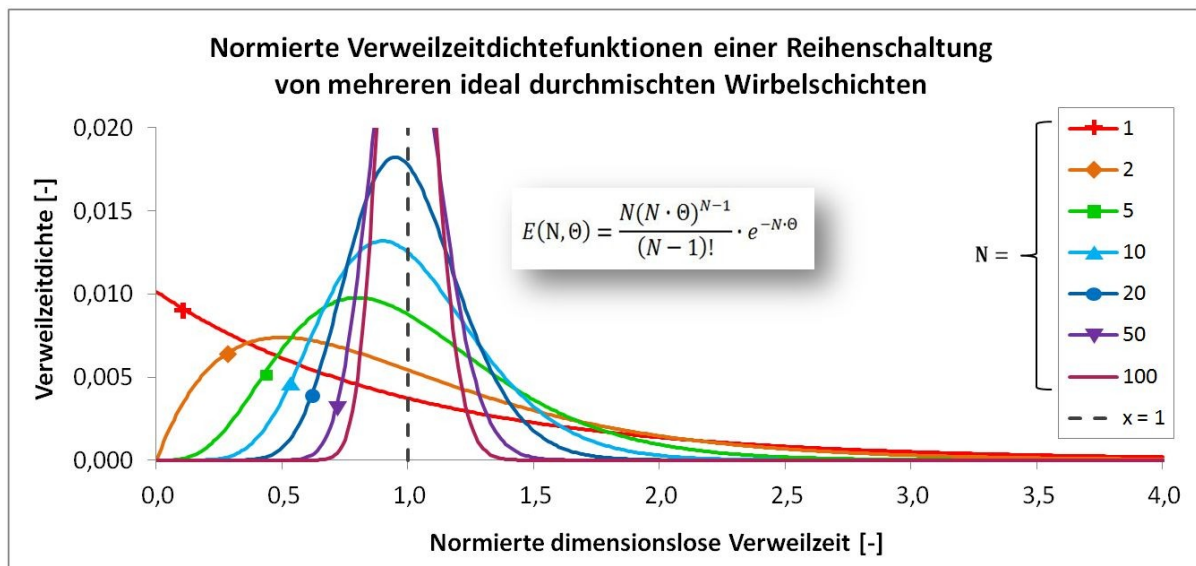
**Gleichung 110: Zur Berechnung der Anzahl ideal durchmischten Wirbelschichten im Kaskaden-Modell [113]**

Einsetzen der Gleichung 105 und der Gleichung 107 in die obige Gleichung liefert:

$$N = N_{id,WS,KAS} = \frac{h_{WS}^2}{2 \cdot K_{Diff,emp} \cdot \frac{u_{LR} - u_{mf}}{u_{mf}^{1/3}} \cdot t_{DL}}$$

**Gleichung 111: Zur Gesamtberechnung der Anzahl ideal durchmischten Wirbelschichten, nach [113]**

Die aus der Normierung resultierenden Verweilzeitdichtefunktionen lassen sich wie folgt darstellen:



**Abbildung 80: Normierte Verweilzeitdichtefunktionen nach Kaskaden-Modell für die asymmetrische VZV**

Die daraus ableitbaren Summenkurven, welche den prozentualen Anteil der aus dem Trockner ausgetragenen Partikel beschreiben, sind nachfolgend dargestellt:

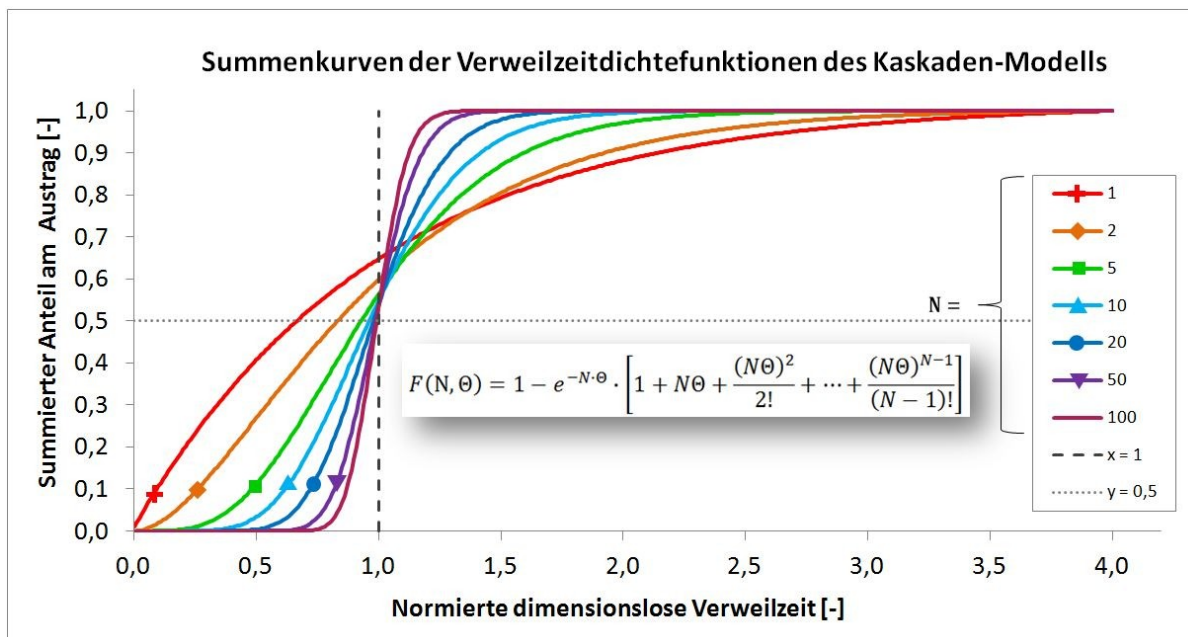


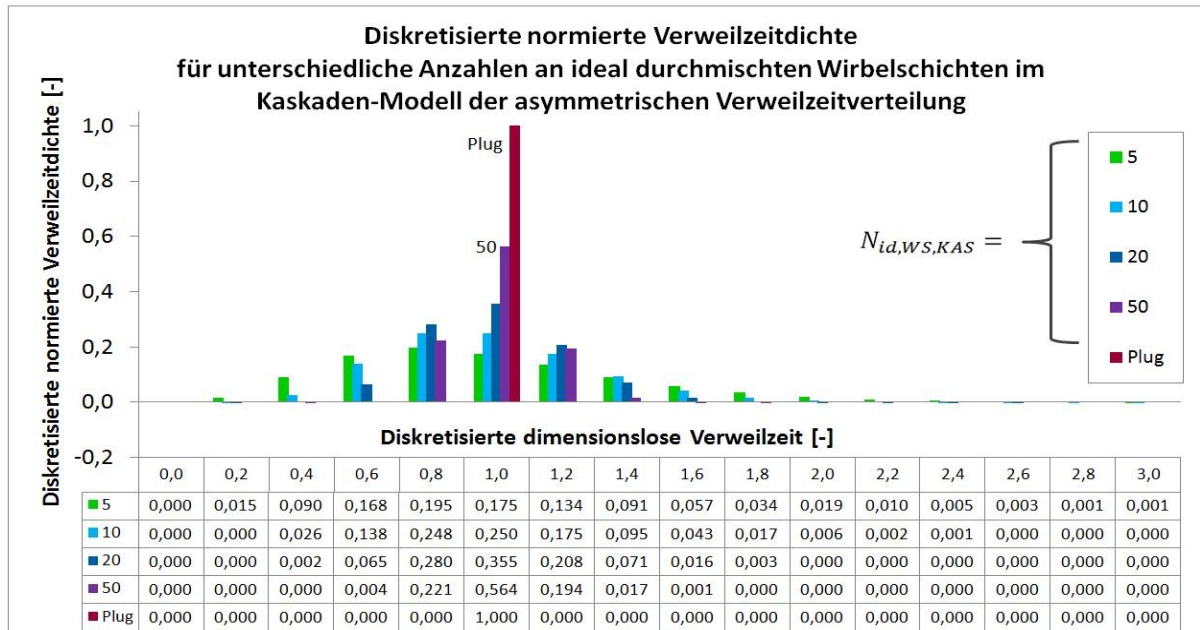
Abbildung 81: Summenkurven der normierten Verweilzeitdichtefunktionen (Kaskaden-Modell)

Um die Verweilzeitdichtefunktion zur Berechnung der Mischfeuchte nach dem Mischrocknungsmodell verwenden zu können, muss die Funktion zunächst diskretisiert werden. Dafür wird die Funktion in diskrete Zeitabschnitte zerlegt und die Funktionswerte auf die Summe von 1 normiert. Die folgende Abbildung zeigt das Ergebnis der Diskretisierung für unterschiedliche Anzahlen ideal durchmischter Wirbelschichten. Den Ansatz zur Diskretisierung der Verweilzeit liefert Burgschweiger [18].

$$\int_{\tau=0}^t f_{VZV}(\tau, t) d\tau = \sum_{i=0}^n f_{VZV}(\tau_i, t) \Delta\tau = \sum_{i=0}^n N_i = 1$$

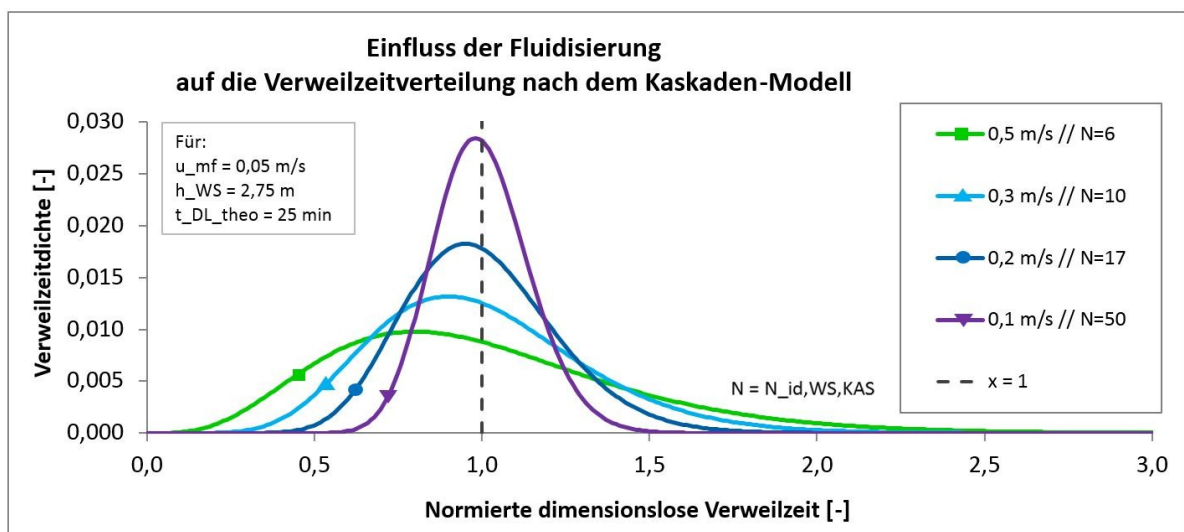
Gleichung 112: Definition der Vorschrift zur Diskretisierung der Verweilzeitverteilung [18]

Die Verweilzeitverteilungsfunktion wird in n + 1 äquidistante Intervalle Δτ diskretisiert. Die folgende Abbildung zeigt das Ergebnis der Diskretisierung der Verweilzeitdichtefunktion (vergleiche kontinuierliche Verläufe; Abbildung 80, gleiche Farbsymbolik).



**Abbildung 82: Diskretisierte normierte Verweilzeitdichte für unterschiedliche Anzahlen an idealen Wirbelschichten**

Das folgende Diagramm veranschaulicht den Einfluss verstärkter Rückvermischung auf die prognostizierte Verweilzeitverteilung (siehe Legende). Die höhere Gasgeschwindigkeit bewirkt eine höhere Rückvermischung und führt im Kaskaden-Modell zu einer kleineren Anzahl idealer Wirbelschichten. Aus diesem Zusammenhang kann man ableiten, dass die Fluidisierungsgeschwindigkeit bei einem kontinuierlich arbeitenden Trockner möglichst knapp über der Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit gehalten werden sollte, um die Verweilzeitverteilung schmal zu halten. Eine schmalere Verweilzeitverteilung vereinfacht die Trocknerauslegung und ermöglicht eine effiziente Auslegung hinsichtlich Baugröße und Kosten, da eine ggf. entstehende Mischfeuchte nicht durch eine Erhöhung der mittleren Verweilzeit kompensiert werden muss (siehe Abbildung 85 auf Seite 135).



**Abbildung 83: Einfluss der Fluidisierung auf die Verweilzeitverteilung (Kaskaden-Modell)**

Eine Berechnung der Anzahl der ideal durchmischten Wirbelschichten für den BTU-Versuchstrockner führt zu einer Anzahl von ca. 5 bis 50 ideal durchmischten Wirbelschichten, je nach gewählten Betriebsparametern (Partikeln, Fluidisierung, Durchsatz, etc.), siehe folgendes Beispiel:

**Tabelle 36: Berechnung der Anzahl ideal durchmischter Wirbelschichten für den BTU-DDWT-Trockner**

| Nr.  | Parameter                 | Wert   | Einheit           | Anmerkung / Verweis                           |
|--|---------------------------|--------|-------------------|---|
| 1  | WS-Höhe                   | 2,75   | m                 | Tabelle 22, Seite 83                          |
| 2  | Mittlere Verweilzeit      | 25     | min               | Abbildung 78, Seite 124                       |
| 3  | Mittlere Verweilzeit      | 1500   | s                 | Umrechnung von Zeile 2                        |
| 4  | Gasgeschwindigkeit        | 0,2    | m/s               | z.B. Abbildung 63, Seite 84                   |
| 5  | Minimalfluidisierung      | 0,05   | m/s               | Abbildung 29, Seite 39                        |
| 6  | Konstante $K_{Ax}$        | 3,7E-4 | -                 | Reay [113]                                    |
| 7  | Konstante $D_{Diff}$      | 1,5E-4 | m <sup>2</sup> /s | Gleichung 105, Seite 127, Reay [113]          |
| 8  | Konstante $B_{VZV}$       | 0,030  | -                 | Gleichung 107, Seite 127, Reay [113]          |
| 9  | $h_{WS\_ideal}$           | 0,16   | m                 | Wert von Zeile 2 geteilt durch Wert Zeile 11. |
| 10   | $N_{id,WS,Kas}$ berechnet | 16,7   | -                 | Gleichung 110, Seite 129, Reay [113]          |
| 11   | $N_{id,WS,Kas}$ gerundet  | 17     | -                 | Rundung Wert Zeile 10                         |
| Grundlage der Tabelle ist das Kaskaden-Modell (Gleichung 111, S. 129 und Abbildung 79, S. 128) |                           |        |                   |   |

Aus wissenschaftlich-methodischen Gründen wurde im Rahmen der Verweilzeitverteilungsmodellierung nach weiteren Möglichkeiten zur Beschreibung einer asymmetrischen Verweilzeitverteilung gesucht. Börner [11] verwendet eine Weibull-Verteilung zur Beschreibung der Partikelverweilzeiten in einer Sprühzone in der Wirbelschicht. Da diese Verteilungsfunktion zur Beschreibung zahlreicher technischer Phänomene dient, wurde die Eignung des Modells für die Anwendbarkeit auf eine asymmetrische VZV geprüft. Rein qualitativ bietet die Weibull-Verteilung die Möglichkeit eine asymmetrische VZV abzubilden, jedoch besteht aktuell keine Gleichung für eine physikalisch-empirische Kopplung, um die Quantität der Verteilungsbreite aus den Wirbelschicht-Prozessparametern berechnen zu können. Da das Kaskadenmodell als einziges der drei betrachteten Modelle (siehe folgende Tabelle) eine physikalisch begründete Kopplung zwischen Verweilzeitverteilungsfunktion und Wirbelschichtparametern (mittels der Anzahl ideal durchmischter Wirbelschichten) ermöglicht, wurde das Kaskadenmodell als Vorzugsmodell für die Berechnung der Verweilzeitverteilung im Rahmen des Gesamtmodells (TRAM) ausgewählt.

**Tabelle 37: Betrachtete Modelle zur Beschreibung der asymmetrischen Verweilzeitverteilung**

| Modell-Nr. | Modellbezeichnung / Verteilung | Quelle / Referenz           | Gleichung                |
|------------|--------------------------------|-----------------------------|--------------------------|
| 1          | Weibull-Verteilung             | Börner [11], Fisz [46]      | Gleichung 124, Seite 174 |
| 2          | RTD-Modell                     | Trachsel [131], Bearnis [3] | Gleichung 123, Seite 173 |
| 3          | Kaskaden-Modell                | N.N. [133]                  | Gleichung 108, Seite 128 |

Eine sehr breite Verweilzeitverteilung sollte durch eine geeignete Prozessführung (Fluidisierung, etc.) vermieden werden, da dies eine starke Verweilzeitverkürzung für einen Teil der Partikel bedeutet (Anteile links von der mittleren Durchlaufzeit). Eine deutliche Verkürzung der Verweilzeit ist für den Trocknungsprozess nicht wünschenswert, speziell wenn auf geringe Restfeuchten getrocknet werden soll. Eine breite Verweilzeitverteilung erfordert eine starke Überdimensionierung der mittleren Durchlaufzeit, um alle Feuchtepunkte nach rechts auf der Trocknungskurve zu verschieben (siehe Diagramm zum Mischfeuchtemodell Abbildung 85, Seite 135). Wird im Rahmen der Projektierung und Dimensionierung künftiger Skale-Up-Anlagen eine größere Wirbelschichthöhe angestrebt, sollte durchaus ein mit der Wirbelschichthöhe zunehmender Querschnitt (konische Bauform, siehe Abbildung 130, S. 214) in Betracht gezogen werden, um die durch den Dampfaustrieb mit der Höhe zunehmenden Strömungsgeschwindigkeiten (vergleiche Abbildung 112 auf Seite 197) zu begrenzen. Dies führt zur Erfüllung folgender Aspekte: Erzielung der maximalen Wärmeübergänge (vergleiche Abbildung 125 auf Seite 208), Begrenzung der Rückvermischung<sup>40</sup> (siehe Abbildung 83 auf Seite 131) und Minimierung des Feinstaubaustrag (siehe Diagramm zur Austragsgeschwindigkeit; Abbildung 29 auf Seite 39 und generell [124]).

---

<sup>40</sup> Rückvermischung von feuchtem Gut in trockenes Gut ist eher unerwünscht, Rückvermischung von trockenem Gut in feuchtes Gut ist positiv zu werten, da es die Agglomerationsneigung mindert

### 7.1.3 Physikalisch-empirisches Verdampfungstrocknungsmodell mit Druckeinfluss – M3.5

Das hier verwendete Modell zur Beschreibung des zeitlichen Trocknungsverlaufes wurde im Kapitel 6 entwickelt und hergeleitet. Finales Ergebnis ist Gleichung 96 (auf Seite 116) mit welchem der Trocknungsverlauf aus sämtlichen gegebenen Eingangsparametern berechnet werden kann. Das Modell wird an dieser Stelle erwähnt, um den strukturellen Zusammenhang der einzelnen Teilmodelle (siehe Abbildung 76, Seite 122) zu verdeutlichen und diese Modellarchitektur in der Gliederungsstruktur dieses Kapitels abzubilden. Die folgende Abbildung zeigt mit dem PEVT-Modell berechnete Trocknungsverläufe für unterschiedliche Trocknungsdrücke.

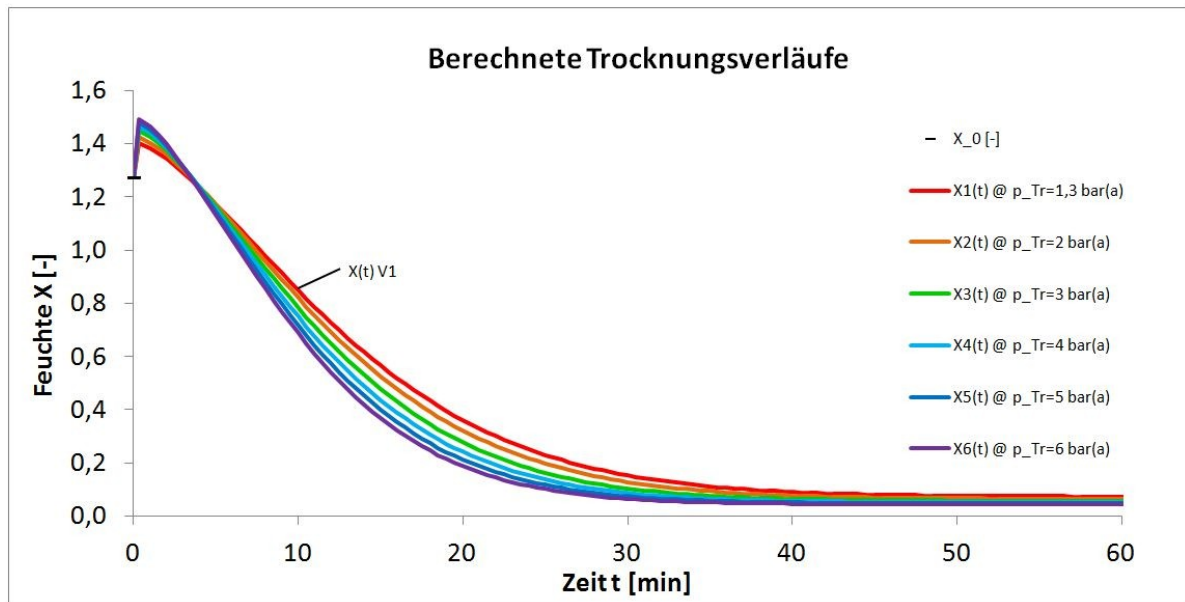


Abbildung 84: Mit dem PEVT-Modell prognostizierte Trocknungsverläufe für verschiedene Trocknungsdrücke

Folgende drei wesentliche Effekte des Druckes auf den Trocknungsverlauf sind zu beobachten:

- 1) Anstieg der Ausgangsfeuchte  $X_{01}$  beim Übergang vom nullten in den ersten Trocknungsabschnitt bedingt durch die erhöhte Kondensatmenge im nullten Trocknungsabschnitt in Folge der mit dem Druck steigenden Siedetemperatur.
- 2) Ein erhöhter Trocknungsgradient mit steigendem Druck; bedingt durch den gesteigerten Wärmeübergangskoeffizienten (vgl. Abbildung 125, Seite 208) und die verringerte Verdampfungsenthalpie (vgl. Abbildung 71, Seite 103).
- 3) Eine verringerte Gleichgewichtsfeuchte (bei gleicher Überhitzung), (vgl. Abbildung 9, Seite 14)

Zur Berechnung dieser Trocknungsverläufe werden im Wesentlichen folgende Submodelle<sup>41</sup> verwendet: das Kondensationsmodell (Gleichung 77, Seite 110) (aus Energiebilanz 1), das Modell für den Wärmeübergang von der Heizrohr(-bündel)oberfläche in der Wirbelschicht (Gleichung 114 bis Gleichung 121 ab Seite 171), das Modell für den Wärmedurchgang vom Heizmedium in die Wirbelschicht (Gleichung 122 auf Seite 172), das Energiebilanzmodell für den Bilanzzeitraum 2 (Gleichung 78, Seite 111), das optimierte Trocknungsmodell (Gleichung 56, Seite 96) und das Gleichgewichtsfeuchtemodell (Gleichung 7, Seite 13). Die berechneten Feuchten enthalten noch nicht den Feuchtesprung durch Nachverdampfung nach dem Austritt aus dem Trockner. Dies wird im Nachverdampfungsmodell berücksichtigt (siehe Abschnitt 7.1.5, Seite 136).

### 7.1.4 Mischfeuchtemodell

Bedingt durch die Verweilzeitverteilung treten die Partikel nach unterschiedlichen Zeiten und somit mit unterschiedlichen Feuchten aus dem kontinuierlich betriebenen Wirbelschichttrockner aus. Unter Nutzung des Wissens aus der Verweilzeitverteilung lässt sich die Feuchte am Austritt des Trockners näherungsweise als ein anteilgewichtetes Feuchtemittel beschreiben. Die nachfolgende Abbildung veranschaulicht die Feuchtespreizung in Folge der Verweilzeitverteilung für eine schmale – näherungsweise noch symmetrische – Feuchteverteilung und zwei breitere – leicht asymmetrische Feuchteverteilungen (vergleiche Diagramm zur diskretisierten Verweilzeitverteilung; Abbildung 82, S. 131).

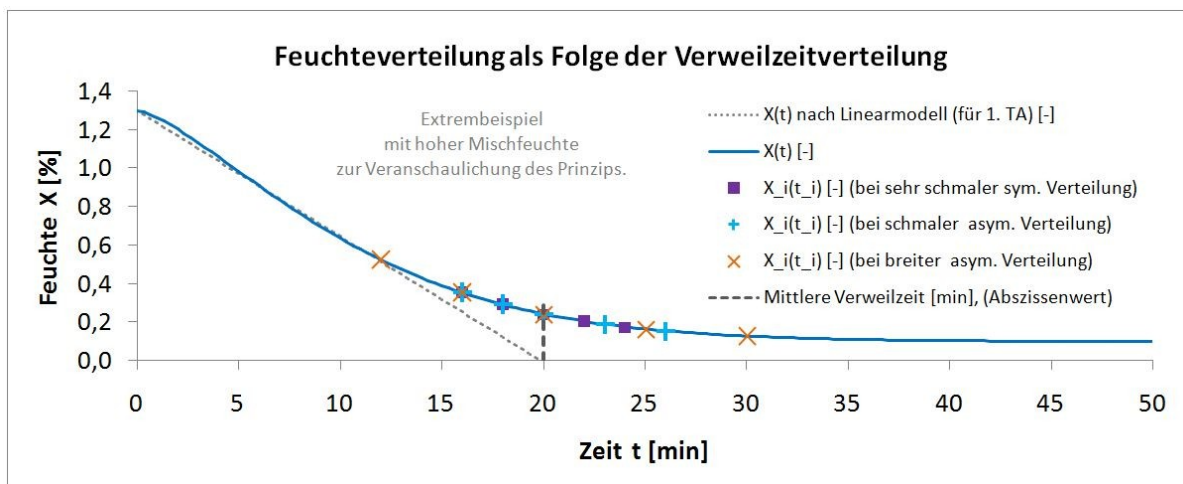


Abbildung 85: Feuchteverteilung in Folge der Verweilzeitverteilung

Aus der Kenntnis der diskreten Feuchte und der Wichtungsfaktoren für diese Feuchten lässt sich die Mischfeuchte berechnen. Für eine sehr breite Feuchteverteilung weicht die massenbezogene Wichtung gegenüber der Partikelanzahlswichtung aufgrund der Massen-

<sup>41</sup> (siehe auch Tabelle 71 mit der Übersicht zu den Submodellen, im Anhang auf Seite 239).

änderung bei der Trocknung ab. Hier muss die Wichtung über die Anzahl der Partikel, nicht über die Masse erfolgen. Für die DDWT üblichen Zielfeuchten nach Trocknung, welche nur ca. 3 bis 6 Feuchte-% über der Gleichgewichtsfeuchte liegen, lässt sich die Mischfeuchte mit guter Näherung wie dargestellt gewichten. Die folgende Gleichung verdeutlicht wie sich die Mischfeuchte als Produktsumme der Teilfeuchten und Anteile berechnen lässt:

$$X_{Misch} = \sum_{i=1}^j X_i \cdot f_{i,VZV, Norm}$$

$f_{i,VZV, Norm}$  = Anteil (siehe normierte Verweilzeitdichtefunktion: Gleichung 109 auf Seite 128.)

$i$  = Laufindex der Fraktion,  $j$  = Anzahl der diskreten Fraktionen,  $X_i$  = Feuchte der Fraktion  $i$

#### **Gleichung 113: Zur Berechnung der Mischfeuchte aus der Feuchteverteilung**

Im Anhang auf Seite 193 findet sich in Tabelle 55 eine exemplarische Berechnung der Mischfeuchte. Die Kausalkette, welche bei einem kontinuierlichen Wirbelsichttrockner zu einer Feuchteverteilung führt, stellt sich wie folgt dar:

- 1) Die Leerrohrgeschwindigkeit liegt über Minimalfluidisierung (mit Geldart B- Partikel).
- 2) Es tritt Blasenbildung in der Wirbelschicht auf.
- 3) Es entsteht ein verstärkter Feststofftransport.
- 4) Dies bewirkt erhöhte Rückvermischung, d.h. eine Auflösung der zeitlichen Schichtung im Vergleich zur Kolbenströmung (vergleiche Abbildung 77 auf Seite 123).
- 5) Die Rückvermischung führt zu einer Verweilzeitverteilung am Austritt.
- 6) Die Verweilzeitverteilung am Austritt bewirkt eine Feuchteverteilung aufgrund der unterschiedlichen Verweilzeiten.

Je geringer die Rückvermischung, desto schmaler und symmetrischer ist die Verweilzeitverteilung und folglich auch die Feuchteverteilung (siehe Abbildung 85, Seite 135). Für den praktisch nicht erreichbaren Grenzfall ohne Rückvermischung, geht die Verweilzeitverteilung in einen einzigen diskreten Austragspunkt mit der Verweilzeit  $\tau$  über. Diese entspricht dann der prognostizierten Durchlaufzeit, die sich für einen geschichteten Durchlauf (oft als „Kolbenströmung“ bezeichnet) ergeben würde.

### **7.1.5 Nachverdampfungsmodell**

Das Modell zur Berechnung der Nachverdampfung im Fall einer Drucktrocknung wurde im Grundlagenkapitel vorgestellt (siehe 2.1.3.6 Die Nachverdampfung („Vierter Trocknungsabschnitt“), Seite 15). Es wird an dieser Stelle nochmals erwähnt, da es in der strukturellen Berechnungsabfolge der letzte Berechnungsschritt ist. Die Sub-Überschriften des Abschnittes es 7.1 entsprechen somit dem somit vollständigen Berechnungsalgorithmus.



## 7.2 Modellvalidierung des Trocknerauslegungsmodells (TRAM)

Zur Überprüfung des Berechnungsmodells und um eine Aussage zur Berechnungsgenauigkeit des Modells treffen zu können, wurden sieben Versuchspunkte aus dem experimentellen Datenbestand der DDWT-Anlage ausgewählt. Diese sind in der Tabelle 72 auf Seite 241 dargestellt. Auf Seite 240 sind die zugehörigen Messdatendiagramme dargestellt.

Bei der Modellvalidierung wurden im Wesentlichen folgende Parameter variiert:

- Kohleherkunft (Tagebau: Nochten, Welzow, Reichwalde und eine Mischkohle der Firma Vattenfall)
- Mittlerer Partikel-Ø:  $d_{Martin}$ : 102 ... 191  $\mu\text{m}$
- (Schüttdichte: 446  $\text{kg}/\text{m}^3$  ... 524  $\text{kg}/\text{m}^3$ )
- Trocknungsdruck: 1,5 ... 2,5 bar(a)
- Temperaturdifferenz (nom.): 16 ... 35 K bzgl. Wärmedurchgang THFL
- Massestrom (Durchsatz) RFK: 0,15 ... 0,40  $\text{kg}/\text{h}$
- Startwassergehalt: 0,46 ... 0,56 [-]

### Anforderungen an die gewählten Versuchspunkte:

Aufgrund der mittleren Durchlaufzeit von ca. 35 min (abhängig vom Durchsatz) und der zusätzlich wirkenden mittleren Verweilzeitverteilung bei  $N_{id,WS,KAS} = 10 \dots 20$  [-] (vergleiche Abbildung 81 auf Seite 130) wurde angestrebt Versuchspunkte zu wählen, bei denen sich die Parameter mindestens eine Stunde in stationärem Zustand befanden. Somit ist sichergestellt, dass der gemessene Endwassergehalt das Resultat der herrschenden Systembedingungen ist. Das folgende Diagramm veranschaulicht die Auswahl des Versuchspunktes VP1 gemäß der Stabilitätskriterien.

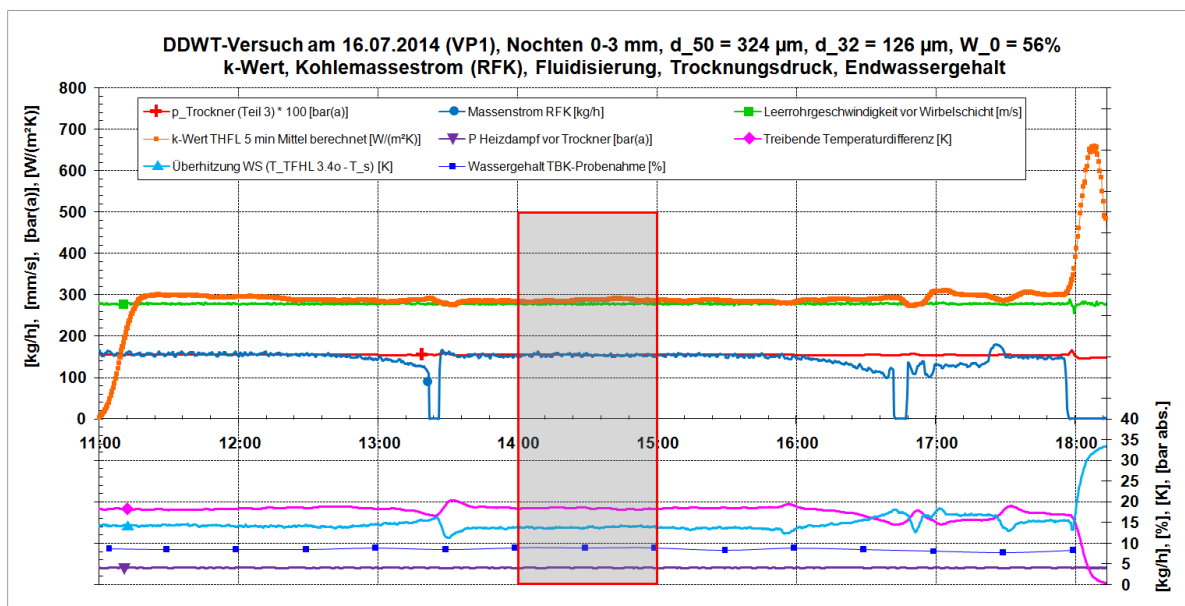


Abbildung 86: Beispielhafte Auswahl des Versuchspunktes VP1 aus dem DDWT-Versuchsbetrieb

Die konstanten Parameter des Versuchspunktes wurden als Eingabewerte für das TRAM genutzt. Die daraus mit dem TRAM-Modell berechnete Endfeuchte wurde mit der experimentell ermittelten Feuchte verglichen. Das folgende Diagramm stellt die experimentell ermittelten Werte und die Berechnungswerte für alle sieben Validierungspunkte vergleichend gegenüber.

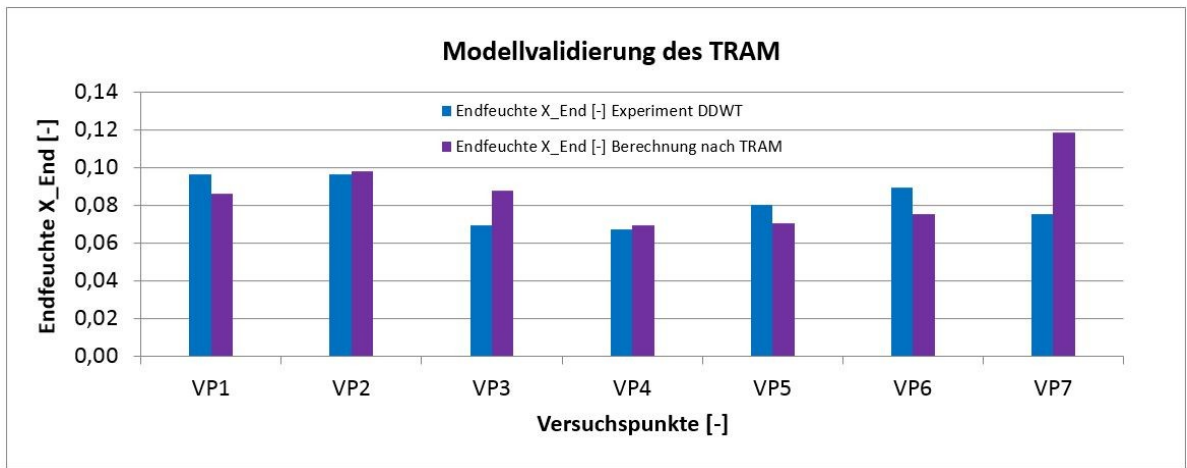


Abbildung 87: Gegenüberstellung von experimentellen Werten und TRAM-Berechnungswerten

Im folgenden Diagramm sind die absoluten Fehler und der Mittelwert der Beträge dieser Fehler dargestellt. Dieser liegt bei 1,4% Feuchte, was für Auslegungszwecke eine hinreichende Genauigkeit darstellt.

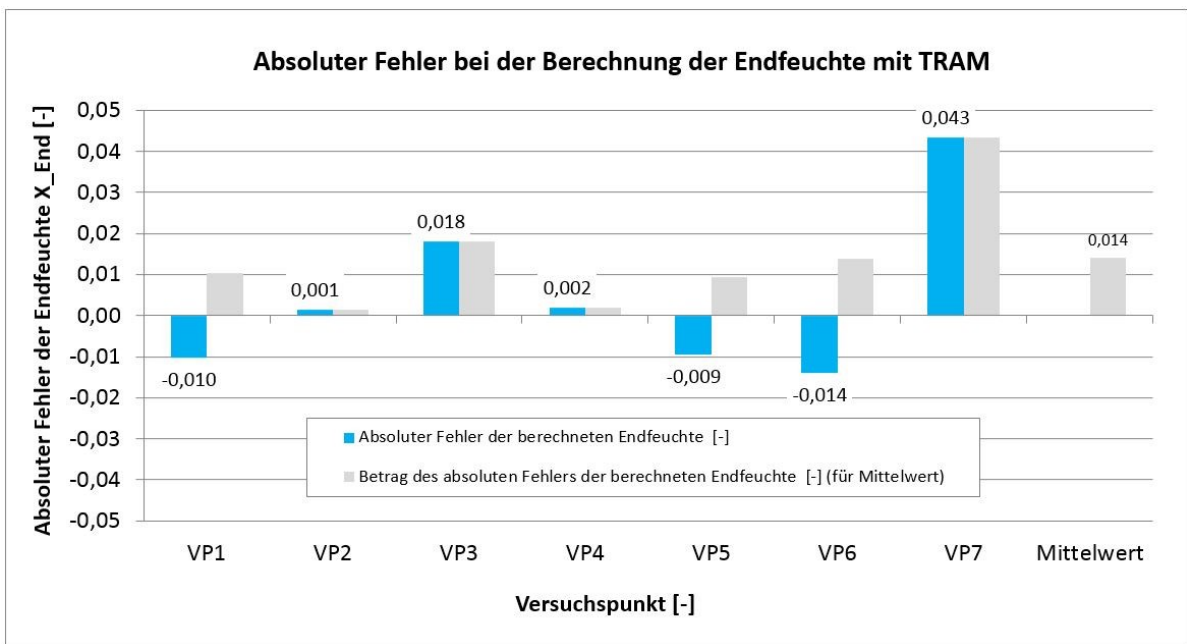


Abbildung 88: Modellvalidierung – absolute Fehler in der Endfeuchte für die Validierungspunkte

### 7.3 Diskussion der möglichen Fehlerursachen

Im Folgenden werden die möglichen Ursachen für die Abweichung des Berechnungsergebnisses der Endfeuchte des Trocknungsgutes vom experimentellen Ergebnis betrachtet. Zunächst werden diese stichpunktartig benannt und im nachfolgenden Text genauer diskutiert:

- 1) Approximation des Feuchtesprunges  $\Delta X_{Kond}$  von  $X_0$  auf  $X_{01}$  auf Basis des theoretischen Maximalwertes
- 2) Festlegung der konstanten Übergangsfuchte  $X_{12}$  für das polydisperse Trocknungsgut für den Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt
- 3) Vernachlässigung der Änderung der Schüttdichte über Trocknerhöhe, Verwendung eines konstanten Mittelwertes
- 4) Vernachlässigung der Änderung der Expansion über Trocknerhöhe
- 5) Mathematisch / struktureller Einfluss des verbleibenden empirischen Parameters
- 6) Mögliche Unterschiede hinsichtlich der Gleichgewichtsfeuchten der DDWT-Versuchskohlen gegenüber den Versuchskohlen aus denen das Polynom zur Berechnung der Gleichgewichtsfeuchte erstellt wurde
- 7) Ungenauigkeit bei der Erfassung der Endfeuchte bei den Trocknungsversuchen

Die Berechnung des Feuchtesprunges  $\Delta X_{Kond}$  in Folge der Dampfkondensation wurde auf Basis des theoretischen Maximalwertes erstellt. Die Energie zur Erwärmung des Trocknungsgutes auf Siedetemperatur wird primär durch die Dampfkondensation aufgebracht. Lechner gibt an, dass es sich bei dem Wert des Feuchtesprunges, welcher sich aus der Energiebilanz für den nullten Trocknungsabschnitt berechnen lässt, um einen theoretischen Maximalwert handelt. Aus diesem Grund wurde der Faktor auf den arithmetischen Mittelwert des möglichen Intervalls (0 ... 1) festgelegt. Im Rahmen weiterführender Untersuchungen sollte die Approximation des Feuchtesprunges in Folge der Dampfkondensation weiter verbessert und durch ein exakteres umfangreicheres Submodell ersetzt werden.

Zur Erstellung des normierten Trocknungsdiagrammes wird die Feuchte  $X_{01}$  beim Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt benötigt. Dies ist für ein polydisperses Trocknungsgut definitionsgemäß schwierig, da sich ein fester Knickpunkt nur bei einem monodispersen Gut ausbilden kann. Aus diesem Grund wurde die Intervallmitte der aus den Messungen der Trocknungsverläufe in Wasserdampfatmosfera verwendet. Eine Änderung der Trocknungsgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt führt zu einer Verschiebung der Knickpunktfuchte (siehe Abbildung 6, Seite 10). Da im Rahmen der DDWT-Trocknung der Braunkohle jedoch zahlreiche Parameter auf ein geringes Intervall begrenzt sind, variiert der Trocknungsgradient (mittlere Gradient im ersten Trocknungsabschnitt) ca. um den Faktor 1...2, die Größenordnung (im Sinne der Zehnerpotenz)

ändert sich jedoch nicht. Dementsprechend gering fällt der Versatz der Knickpunktsfeuchte aus. Aus den genannten Gründen wurde im Rahmen der Arbeit eine konstante Knickpunktsfeuchte verwendet.

Die Schüttdichte ist eine Funktion der Feuchte. Da sich während der Trocknung sowohl die Masse als auch das Volumen des Trocknungsgutes verringern, ändert sich die Schüttdichte (als Quotient dieser beiden Größen) jedoch nicht erheblich (siehe Abbildung 28, Seite 38). Aufgrund der wirbelschichtbedingten Durchmischung ist es nicht möglich einem Bilanzvolumen eine einheitliche Feuchte zuzuweisen. Dementsprechend ist es auch nicht möglich eine Schüttdichte für jedes Bilanzvolumen abhängig von einer Feuchte zu berechnen. Im Rahmen der Berechnung zur energetischen Bilanzierung wurde ein Mittelwert für die Schüttdichte genutzt. Dieser ergibt sich als Mittelwert des Intervalls, welches bei der Trocknung grubenfeuchter Braunkohle auf eine Restfeuchte von 10% durchlaufen wird. Der aus dieser Vereinfachung zu erwartende Fehler ist tendenziell als gering einzuschätzen, da sich die Fehler tendenziell kompensieren (siehe Abbildung 28, Seite 38). Im Rahmen der Modellvalidierung wurde der für die jeweilige Kohle gemessene Mittelwert der Schüttdichte verwendet.

Die Expansion des Trocknungsgutes in der Wirbelschicht ist eine Funktion des Fluidisierungsfaktors. Bedingt durch den Austrieb des Wasserdampfes aus der Kohle bei der Verdampfungstrocknung nehmen der Massestrom und somit auch der Volumenstrom an Fluidisierungsdampf und die Strömungsgeschwindigkeit mit der Trocknerhöhe zu. (Bei der Drucktrocknung ist diese Gasgeschwindigkeitszunahme aufgrund der Dampfkompresion geringer.) Die Berechnungen in der vorliegenden Arbeit basieren auf einem Mittelwert für die Expansion, welcher sich aus der mittleren Gasgeschwindigkeit im Trockner ergibt. Der verbleibende empirische Parameter  $C_{PEVT}$  aus dem entwickelten Kinetik-Basismodell (Gleichung 56, Seite 96) kann ausgehend von den Approximationen der zahlreichen experimentell ermittelten Trocknungsverläufe hinsichtlich des möglichen Wertintervalls stark eingegrenzt werden. Eine Sensitivitätsanalyse dieses Parameters bezüglich der berechneten Endfeuchte zeigt, dass für geringe Restfeuchten ein absoluter Fehler von ca. 0,6% Feuchte entsteht (Abbildung 75, Seite 119).

Das von Höhne [61] erstellte Polynom zur Approximation der Gleichgewichtsfeuchte (Gleichung 7, Seite 13) wurde für Lausitzer Braunkohle erstellt. Für die Modellvalidierung wurden ausschließlich Kohlen aus Lausitzer Tagebauen verwendet (Nochten, Welzow, Reichwalde). Theoretisch ist es möglich, dass sich die Braunkohlen der unterschiedlichen Lagerstätten in ihrem Desorptionsverhalten minimal unterscheiden [76]. Dementsprechend wäre es aus wissenschaftlicher Sicht exakter für jede Lagerstätte ein spezifisches Regressionspolynom der Desorptionsisobaren zu erstellen und die Koeffizienten des Approximationspolynoms nötigenfalls geringfügig anzupassen. Die Versuchsreihen zur Erstellung der

Desorptionsverläufe für unterschiedliche Drücke, Überhitzungen und Kohlen sind aufgrund der Trocknungskinetik in der Magnetschwebewaage jedoch sehr zeitaufwändig und die zu erwartenden Unterschiede gering (ca. 1... 2% Feuchte). Im Rahmen der Arbeit wurden daher die von Höhne für Lausitzer Braunkohle ermittelten Gleichgewichtsfeuchten verwendet.

Zur Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizienten wurde für den inneren Wärmeübergangskoeffizienten, d.h. für die Dampfkondensation im horizontalen Innenrohr, die Theorie aus dem VDI Wärmeatlas nach Müller [102] verwendet. Diese Theorie basiert auf einem Analogieschluss von experimentellen Daten zur Kondensation im vertikalen Rohr. Experimentelle Untersuchungen im Rahmen des Forschungsprojektes DDWT-GROP [76] zur Dampfkondensation im horizontalen Innenrohr zeigen jedoch z.T. deutliche Abweichungen der experimentell ermittelten Werte von dieser Theorie. Eine Veröffentlichung eines überarbeiteten genaueren Modelles steht noch aus, ist jedoch für das kommende Jahr zu erwarten.

Die experimentell ermittelten Werte für die Endfeuchte nach Trockner wurden im Feuchte-schnellanalysator im Labor erfasst, wobei jeweils drei Wiederholungsmessungen durchgeführt wurden. Bei diesen Messungen mit vergleichsweise kleinen Kohlemengen (1 bis 10 g) können Fehler durch eine nicht vollständig repräsentative Probenahme (/Probenteilung) entstehen. Weiterhin ist der Zeitpunkt der Messung der Restfeuchte entscheidend, denn die Nachverdampfung sollte vollständig abgeschlossen sein, eine weitere Lufttrocknung durch eine zu lange Haltezeit in ungesättigter Luft jedoch vermieden werden. Diesen Zeitpunkt immer perfekt zu treffen, ist im Rahmen des personalaufwändigen Anlagenbetriebes der DDWT nicht möglich.

Eine Betrachtung der Werte des gesamten Fehlers für jeden einzelnen Versuchspunkt (siehe Abbildung 88, Seite 138) zeigt, dass die einzelnen Fehler hinreichend klein sind, um einen Gesamtfehler von 4% (relativer Fehler) nicht zu überschreiten. Dies ermöglicht eine hinreichend genaue und effiziente Auslegung eines DDWT-Trockners.

## 7.4 Parameterstudie mit dem entwickelten Trocknerauslegungsmodell (TRAM)

### 7.4.0 Erläuterung zum Zweck der Parameterstudie und Begründung der Parameterauswahl

Im Folgenden werden systematisch die wichtigsten Parameter des DDWT-Trocknungsprozess variiert und dabei die Auswirkungen auf die Trocknungskinetik, die theoretische Durchlaufzeit, die Verweilzeitverteilung um diese Durchlaufzeit sowie die daraus resultierende Endfeuchte nach Trocknung und Nachverdampfung analysiert. Die Ergebnisse werden jeweils in einem Diagramm dargestellt. Abschließend werden Hinweise bzw. Empfehlungen sowohl für die Auslegung als auch für den Betrieb eines DDWT-Trockners abgeleitet. In der folgenden Tabelle wird die Auswahl der sechs Parameter vorgestellt und begründet.

**Tabelle 38: Übersicht zur Parameterstudie**

| Nr. | Varierte Größe                                   | Erläuterung / Begründung für die Auswahl dieser Größe für die Variation  |
|-----|--|--|
| 1   | Durchsatz RFK                                    | Dieser Parameter wurde ausgewählt, da dieser den zentralen Punkt für die Auslegung eines Trockners darstellt. Das Trocknungsgut muss für einen bestimmten anschließenden Prozess (hier die Verbrennung der Braunkohle im Kraftwerk) mit einem bestimmten Massestrom zur Verfügung stehen. Alle anderen Parameter (thermisch, geometrisch...) müssen so dimensioniert werden, dass der erforderliche Massestrom bereitgestellt werden kann.                       |
| 2   | Trocknungsdruck                                  | Eine der wissenschaftlichen Neuerung im Rahmen der Erstellung dieser Arbeit ist die Integration des Druckes in das entwickelte Modell zur Beschreibung des zeitlichen Trocknungsverlaufes. Deshalb werden die Effekte des Druckes besonders beachtet.  |
| 3   | Korngröße  | Da die Korngröße sowohl für die Fluidisierungseigenschaften (und somit für die Verweilzeitverteilung) als auch für die Trocknungskinetik eine stark beeinflussende Größe darstellt, wurde diese ausgewählt. Insofern die Produkthanforderungen dies zulassen, kann die Korngröße durch eine Änderung im Mahlprozess auch sehr flexibel zur Prozessoptimierung eingestellt werden.  |
| 4   | Fluidisierungsgeschwindigkeit (Leerrorhrgeschw.) | Da die Fluidisierungsgeschwindigkeit wesentlich die Verweilzeitverteilung (VZV) beeinflusst und diese VZV die Endfeuchte z.T. stark beeinflusst, wurde diese Größe ausgewählt, um diesen Zusammenhang zu veranschaulichen und für Auslegung und Betrieb einer DWVT-Anlage auf diese Größe besonders hinzuweisen.   |
| 5   | Anfangswassergehalt                              | Eine Herausforderung im Rahmen der Entwicklung der DWVT-Trocknung war zunächst eine geringfügige Bildung von Partikelagglomerationen. Die Absenkung des Anfangswassergehaltes stellt eine sichere Möglichkeit zur Behebung dieses Problems dar und soll daher im Rahmen dieser Arbeit zur Auslegung eines solchen Trockners erwähnt und betrachtet werden, da der ggf. geringere Anfangswassergehalt bei der Dimensionierung des Trockners beachtet werden muss. |
| 6   | Temperatur des TG vor Trockner                   | Der Feuchtesprung durch Dampfkondensation bedingt durch die Erwärmung des Trocknungsgutes auf Siedetemperatur ist bei der Trocknung in Überdruck (z.B. bei 4 bar(a)) entsprechend größer als bei „druckloser“ (1,3 bar(a)) Trocknung. Eine Vorwärmung stellt ein geeignetes Mittel dar, um den Feuchtesprung während des nullten Trocknungsabschnittes abzusenken.   |

### 7.4.1 Variation des Durchsatzes

Der mit dem Trockner erzielbare Durchsatz ist die entscheidende Größe bei der Dimensionierung eines DDWT-Trockners. Nachfolgend werden die Effekte einer Änderung des RFK-Massestromes auf den Trocknungsverlauf, die theoretische Durchlaufzeit, die Verweilzeitverteilung und die Endfeuchte betrachtet. Die RFK-Masseströme wurden wie folgt variiert, wobei die Variante mit der kleinsten Nummer dabei generell auch dem geringsten Intervallwert entspricht:

Tabelle 39: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation des Durchsatzes an RFK

| Variante      | V1   | V2   | V3   | V4   | V5   | V6   | Einheit |
|---------------|------|------|------|------|------|------|---------|
| Symbol        | +    | ◆    | ■    | ▲    | ●    | ▼/✱  |         |
| Durchsatz RFK | 0,20 | 0,25 | 0,30 | 0,35 | 0,40 | 0,45 | t/h     |
| N_id,WS,KAS   | 8    | 10   | 12   | 14   | 16   | 19   | -       |

Alle anderen konstanten Werte können Tabelle 73 auf Seite 242 entnommen werden.

Lesehinweis zum komplexen Ergebnisdiagramm (folgende Abbildung): Auf der linken Achse kann zunächst der Feuchteverlauf (durchgehende Linie) nachverfolgt werden. Auf der Abszisse kann die theoretische Durchlaufzeit (gepunktete Darstellung) abgelesen werden. Weiterhin ist die Summenkurve der Verweilzeitverteilung (gestrichelte Darstellung) über die linke Achse ablesbar. Wird der Wert 1,0 [-] erreicht, beträgt der Anteil des zu diesem Zeitpunkt aus dem Trockner ausgetragenen Trocknungsgutes 100%. Abschließend kann die berechnete Endfeuchte auf der rechten Achse abgelesen werden. Diese Werte sind generell die Feuchtwerte nach Trockner, d.h. sie beziehen sich nicht auf die Zeitachse.

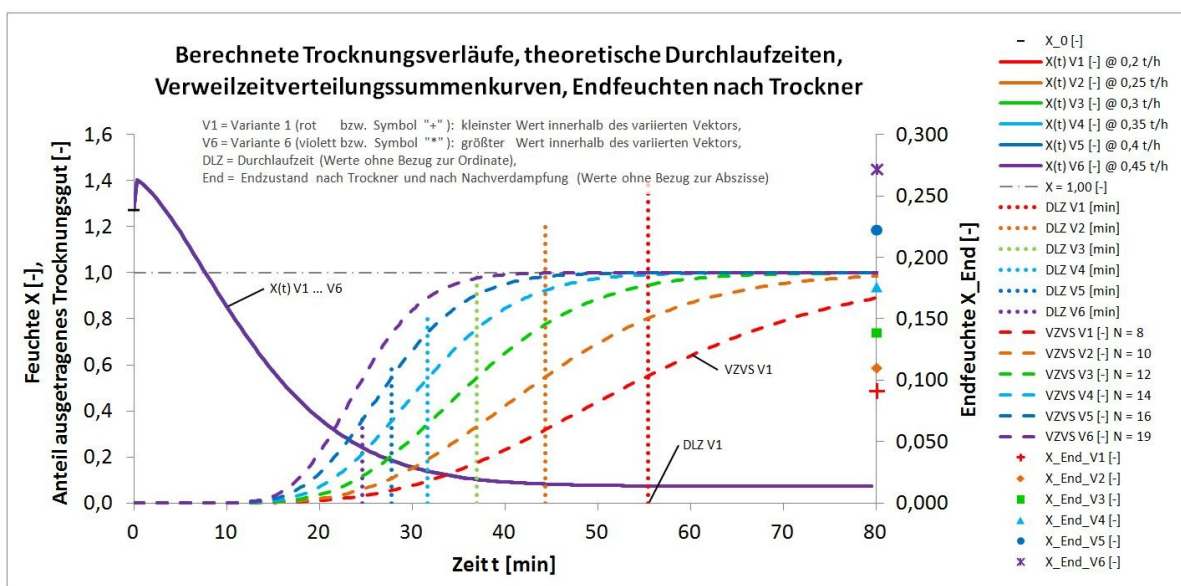


Abbildung 89: TRAM-Parameterstudie: Variation des Durchsatzes (RFK)

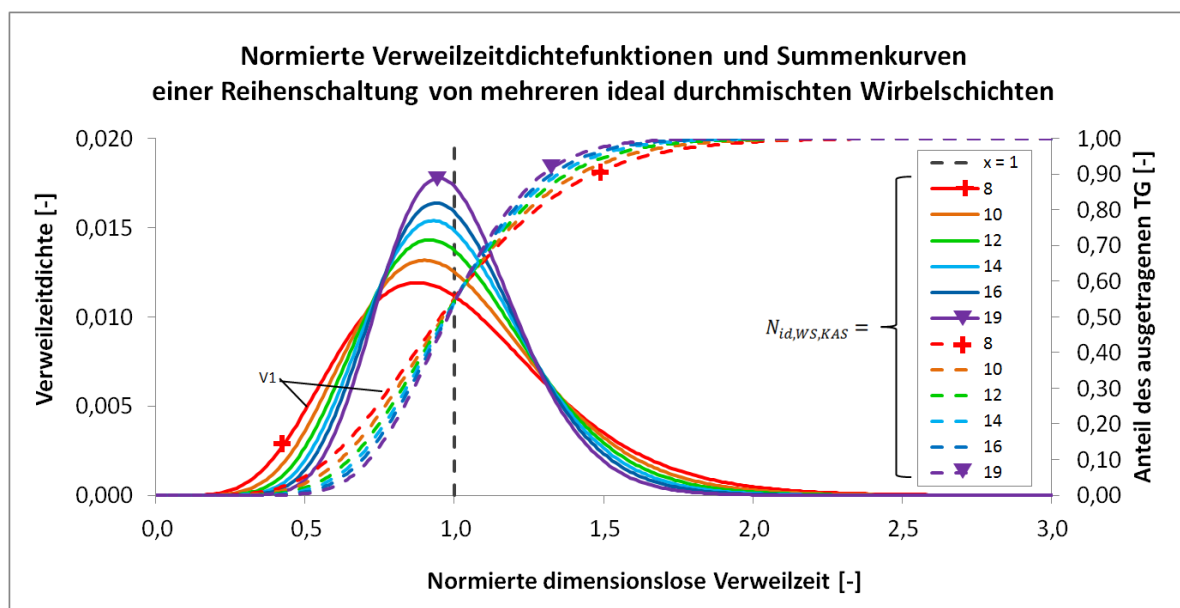
Werte des variierten Parameters:  $\dot{m}_{RFK} = (0,20; 0,25; 0,30; 0,35; 0,40; 0,45) [t/h]$

Konstante Werte (wenn nicht variiertes Parameter): (siehe auch Tabelle 73, Seite 242):

$d_{Martin} = 135 \mu m$ ,  $p_{TA} = 1,3 \text{ bar}(a)$ ,  $u_{LR} = 0,25 \text{ m/s}$ ,  $\Delta T_{k,nom} = 35 \text{ K}$ ,  $\Delta T_{\dot{U}H,nom} = 15 \text{ K}$ ,

$\dot{m}_{RFK} = 0,30 \text{ t/h}$ ,  $T_{TG,EIN} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $W_0 = 0,56 [-]$

Bedingt durch die unterschiedlichen theoretischen Durchlaufzeiten werden die Summenkurven der Verweilzeitdichtefunktionen unterschiedlich skaliert, weshalb diese im vorherigen Ergebnisdiagramm nicht gut vergleichbar sind. Deshalb werden diese nachfolgend nochmals in zeitnormierter Darstellung dargestellt.



**Abbildung 90: TRAM-Parameterstudie: Variation des Durchsatzes (RFK): Auswirkung auf Verweilzeitverteilung**

Ein geringerer Durchsatz an feuchter Rohfeinkohle bewirkt, dass sich die theoretische Durchlaufzeit erheblich verlängert (siehe Abbildung 89, Seite 143; gepunktete Vertikalen, ablesbar auf der Abszisse). Gleichzeitig führt der geringere Massestrom aber auch zu einer erheblich breiteren Verweilzeitverteilung (siehe Abbildung 90 in rot). Eine höhere theoretische Durchlaufzeit in Variante V1 bewirkt, dass die wirbelschichtbedingte Durchmischung länger auf das Trocknungsgut einwirkt. Dies begründet die flachere Summenkurve (weiter entfernt von der idealen Kolbenströmung) für den geringeren Massestrom.

Für die Auslegung eines DDWT-Trockners lässt sich aus der dargelegten Variantenanalyse herleiten, dass der Durchsatz sehr genau auf die Trocknungskinetik abgestimmt werden muss, um eine Über- oder Unterdimensionierung zu verhindern. Eine Überdimensionierung führt zu unnötig hohen Herstellungs- und Betriebskosten, eine Unterdimensionierung führt z.B. dazu, dass die geplante Produktionsmenge nicht bereitgestellt werden kann, oder die



Produktfeuchte zu hoch ist und die Anforderungen nicht erfüllt. Für den Betrieb eines DDWT-Trockners lässt sich aus der dargestellten Analyse ableiten, dass der gesteigerte Durchsatz mit einer höheren treibenden Temperaturdifferenz kompensiert werden muss.

Der hier dargelegte Zusammenhang ist Hauptausgangspunkt für die Erstellung dieser Arbeit. Im Gegensatz zu einem Dünnschicht-Bandrockner – ohne Verweilzeitverteilung – stellt diese Abstimmung von thermischer und geometrischer Dimensionierung für einen DDWT-Verdampfungs-Trockner mit Tauchheizflächen eine systembedingte komplexere Aufgabenstellung dar. Speziell ist dies der Fall, wenn möglichst viele der auftretenden physikalischen Phänomene in der Dimensionierungsberechnung berücksichtigt werden sollen (z.B. Kondensationsfeuchtesprung, veränderte Verdampfungsenthalpie, Gleichgewichtsfeuchte, Verweilzeitverteilung, Nachverdampfung, ...).

Einige der Auslegungsgrundlagen wurden erst in den Vorarbeiten von Höhne [61] (2012) und Lechner [83] (2012) erarbeitet (siehe Tabelle 71 auf Seite 239). Die vorliegende Arbeit bindet diese Arbeiten in das abschließende TRAM-Gesamtmodell zur Auslegung eines DDWT-Trockners ein.

### 7.4.2 Variation des Trocknungsdruckes

Der Trocknungsdruck beeinflusst erheblich die Trocknungskinetik, da die spezifische Kondensatmenge, der Wärmeübergangskoeffizient (von Heizmedium zu Wirbelschicht), die Verdampfungsenthalpie, die Gleichgewichtsfeuchte und die Menge an nachverdampfender Feuchte beeinflusst werden. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass sich ein erhöhter Trocknungsdruck positiv auf die Trocknungskinetik auswirkt, d.h. eine Verkürzung der Trocknungszeit ermöglicht. Der zunächst nachteilige Effekt der höheren Menge an kondensierendem Dampf zu Beginn der Trocknung im Fall der Druckaufladung wird durch die positiven Effekte kompensiert und führt zu einer geringeren Endfeuchte (siehe folgende Abbildung, rechte Achse). Die Verweilzeitverteilung wird nur minimal durch die geänderte Dampfdichte (vergleiche Abbildung 40 auf Seite 53) beeinflusst. Die höhere Dichte im Fall der Drucktrocknung führt zu minimal veränderten Fluidisierungsbedingungen (siehe Abbildung 29 auf Seite 39).

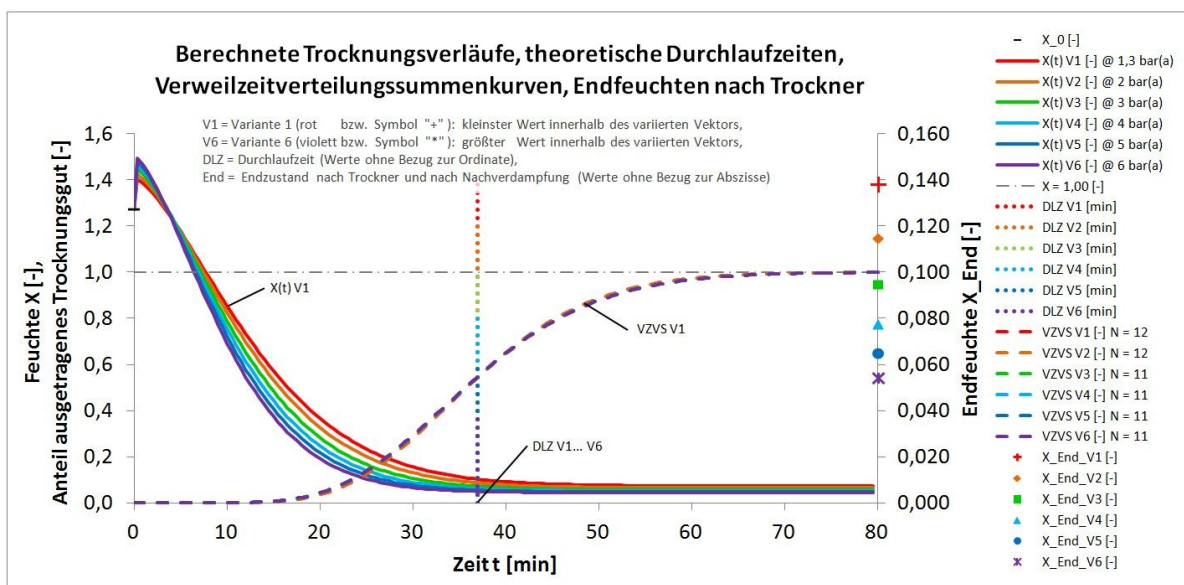


Abbildung 91: TRAM-Parameterstudie: Variation des Trocknungsdruckes

Tabelle 40: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation des Trocknungsdruckes

|   | V1  | V2 | V3 | V4 | V5 | V6  | Einheit |
|---|-----|----|----|----|----|-----|---------|
| Symbol  | +   | ◆  | ■  | ▲  | ●  | ▼/* |         |
| Trocknungsdruck   | 1,3 | 2  | 3  | 4  | 5  | 6   | bar(a)  |
| Alle anderen konstanten Werte können Tabelle 73 auf Seite 242 entnommen werden. |     |    |    |    |    |     |         |

Konstante Werte (wenn nicht variiertes Parameter): (siehe auch Tabelle 73 auf Seite 242):

$$d_{Martin} = 135 \mu m, p_{TA} = 1,3 \text{ bar}(a), u_{LR} = 0,25 \text{ m/s}, \Delta T_{k,nom} = 35 \text{ K}, \Delta T_{\dot{U}H,nom} = 15 \text{ K}, \dot{m}_{RFK} = 0,30 \text{ t/h}, T_{TG,EIN} = 20 \text{ }^\circ\text{C}, W_0 = 0,56 [-]$$

Die aufgrund des Druckabfalls entstehende Nachverdampfung bei Austritt aus dem Drucktrockner ist im folgenden Diagramm ersichtlich. Mit steigendem Trocknungsdruck erhöht sich die Menge an nachverdampfendem Wasser.

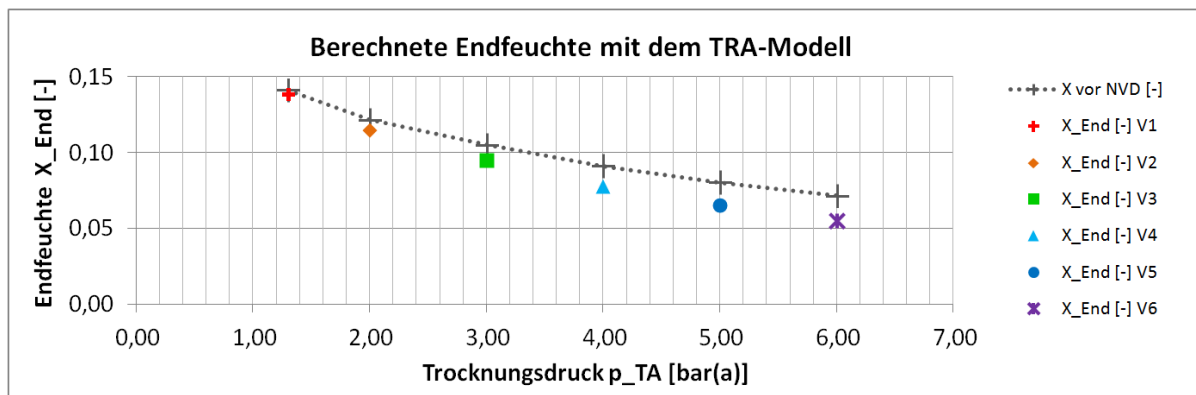


Abbildung 92: TRAM-Parameterstudie: Variation des Trocknungsdruckes mit Nachverdampfung (NVD)

Für die Auslegung eines DDWT-Trockners lässt sich aus der oben dargestellten Analyse schließen, dass sich für Trocknungsgüter mit hoher Anfangsfeuchte (wie z.B. Braunkohle) der Einsatz eines Drucktrockners aus Sicht der Trocknungskinetik lohnt. Dabei ist aber auch der Aspekt der Erhöhung der Agglomerationsneigung in Folge der Dampfkondensation zu beachten. Darüber hinaus ist der Gesichtspunkt der energetischen Nutzbarkeit des entstehenden Brüdens zu betrachten; aufgrund des höheren Druck- und Temperaturniveaus lässt sich der Brüden aus dem Druckbetrieb theoretisch besser im Kraftwerksprozess einbinden. Weiterhin ist es erforderlich zu prüfen, ob der mit dem gewählten Trocknungsdruck steigende Heizdampfdruck auf dem benötigten Niveau zur Verfügung steht.

Für den Betrieb des DDWT-Trockners lässt sich aus der oben dargestellten Analyse schließen, dass im Druckbetrieb geringere Endfeuchten erzielt werden können bzw. dass bei gleicher Endfeuchte höhere Durchsätze erzielt werden können.

Bei der Auslegung eines Druck-Wirbelschicht-Verdampfungstrockners sind folgende Effekte zu beachten. Die Zunahme des Druckes führt zu:

- 1) Anstieg der Siedetemperatur im Trockner
- 2) Erhöhter Kondensationsmenge (Wassermasse bzw. Feuchte)
- 3) Geringer Verdampfungsenthalpie
- 4) Steigendem Wärmeübergangskoeffizient auf der Wirbelschicht-Seite
- 5) Sinkender Gleichgewichtsfeuchte bei gleicher Überhitzung
- 6) Zunehmender Menge an nachverdampfendem Wasser
- 7) Steigender Dichte des Fluidisierungsmediums
- 8) Verringerter Geschwindigkeitszunahme über die Trocknerhöhe (Dampfkompensation), dies führt zu einer geringeren Expansion und einer geringeren Durchmischung

### 7.4.3 Variation der mittleren Korngröße

Die Variation der mittleren Korngröße (hier Martin-Durchmesser) führt aufgrund der unterschiedlichen Fluidisierungseigenschaften (siehe Abbildung 29 auf Seite 39) bei gleicher Leerrohrgeschwindigkeit zu unterschiedlichen Verweilzeitverteilungen nach dem Kaskadenmodell (siehe Gleichung 111 auf Seite 129). Weiterhin führt die feinere Körnung zu einem höheren Wärmeübergangskoeffizienten nach dem Modell von Lechner [83] (siehe Abbildung 125 auf Seite 208) was zu einer höheren Trocknungsgeschwindigkeit führt, siehe folgende Abbildung.

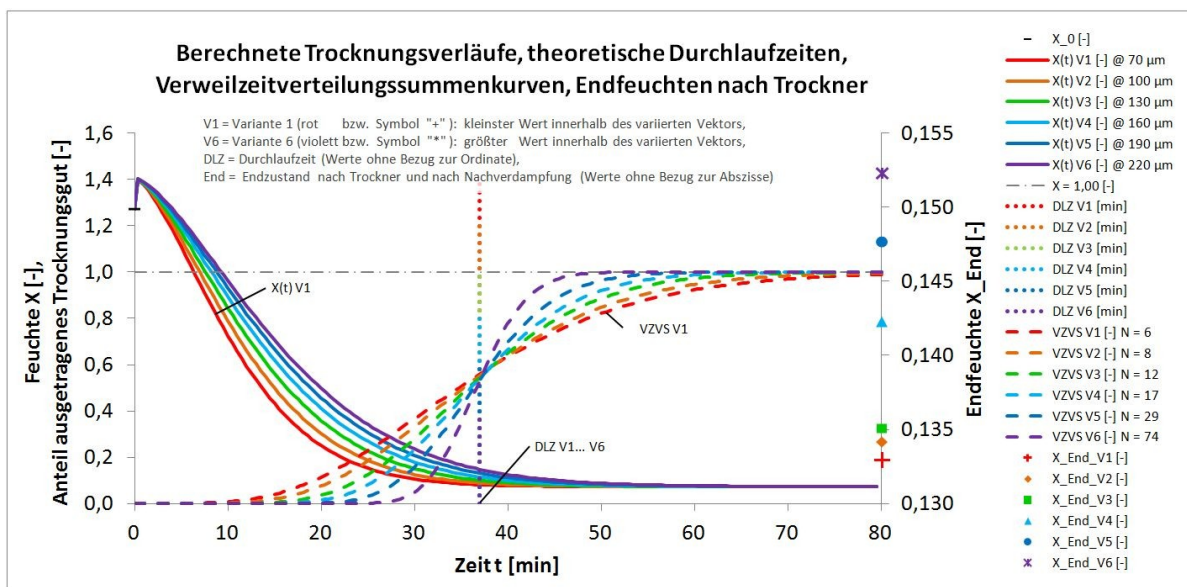


Abbildung 93: TRAM-Parameterstudie: Variation der mittleren Korngröße (hier:  $d_{Martin}$ )

Tabelle 41: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation der mittleren Korngröße

| Variante  | V1 | V2  | V3  | V4  | V5  | V6  | Einheit       |
|---|----|-----|-----|-----|-----|-----|---------------|
| Symbol  | +  | ◆   | ■   | ▲   | ●   | ▼/✱ |               |
| Mittlere Korngröße ( $d_{Martin}$ )   | 70 | 100 | 130 | 160 | 190 | 220 | $\mu\text{m}$ |
| Alle anderen konstanten Werte können Tabelle 73 auf Seite 242 entnommen werden. |    |     |     |     |     |     |               |

Konstante Werte (wenn nicht variiertes Parameter): (siehe auch Tabelle 73 auf Seite 242):  
 $d_{Martin} = 135 \mu\text{m}$ ,  $p_{TA} = 1,3 \text{ bar}(a)$ ,  $u_{LR} = 0,25 \text{ m/s}$ ,  $\Delta T_{k,nom} = 35 \text{ K}$ ,  $\Delta T_{\ddot{U}H,nom} = 15 \text{ K}$ ,  
 $\dot{m}_{RFK} = 0,30 \text{ t/h}$ ,  $T_{TG,EIN} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $W_0 = 0,56 [-]$

Für die Auslegung eines DDWT-Trockners lässt sich aus der dargestellten Analyse schließen, dass eine feinere Körnung zu einer kürzeren Trocknungszeit führt. Im Gegenzug müssen jedoch auch die Fluidisierungseigenschaften beachtet werden (beachte Grenze:

Geldart-Klasse: C<sup>42</sup>: siehe Abbildung 20, Seite 26). Auch die Austragsgeschwindigkeit wird herabgesetzt, was bei gleicher Fluidisierungsgeschwindigkeit zu einem höheren Staubaustrag führt (speziell bei polydisperserem Gut).

Für den Betrieb des Trockners legt der oben dargestellte Zusammenhang nahe die Korngröße testweise immer weiter abzusenken (insofern die Produkthanforderungen dies zulassen) und dabei die Parameter Staubaustrag und Agglomeration ständig im Blick zu behalten. Eine erfolgreiche Absenkung der mittleren Korngröße ermöglicht entsprechend höhere Durchsätze aufgrund der höheren Trocknungsgeschwindigkeit.

### 7.4.4 Variation der Fluidisierungsgeschwindigkeit

Die Erhöhung der Fluidisierungsgeschwindigkeit (Leerrohrgeschwindigkeit) führt zu einer deutlichen Steigerung der Durchmischung und somit zu einer breiteren Verweilzeitverteilung. Die Anzahl der als ideal durchmischt betrachteten Wirbelschicht nach dem Kaskadenmodell (siehe Gleichung 111 auf Seite 129) ändert sich von 32 [-] auf 6 [-] (siehe folgende Abbildung; gestrichelte Linien). Die breiten Verweilzeitverteilungen ( $N_{id,WS,KAS} < 13$  [-]) führen zu vergleichsweise hohen Endfeuchten. Die Trocknungskinetik wird nur geringfügig beeinflusst. Ursächlich verantwortlich für die geringere Trocknungsgeschwindigkeit im Fall zu hoher Fluidisierung ist der sinkende Wärmeübergangskoeffizient aus dem Wärmeübergangsmodell nach Lechner [83] (siehe Abbildung 125 auf Seite 208) aufgrund des sinkenden partikelkonvektiven Wärmeübergangs.

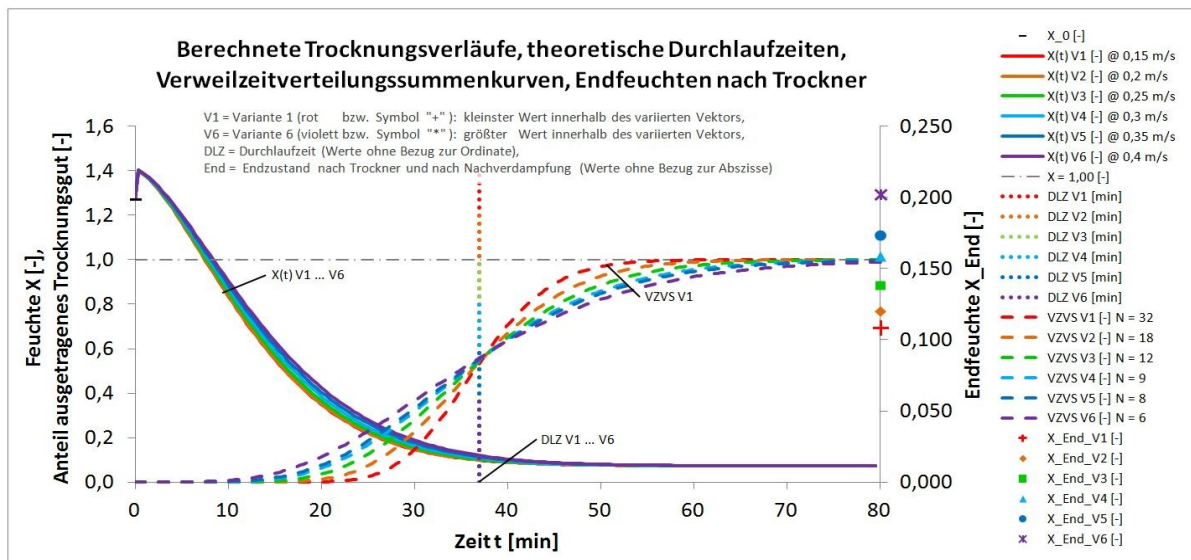


Abbildung 94: TRAM-Parameterstudie: Variation der Fluidisierungsgeschwindigkeit (Leerrohrgeschwindigkeit)

<sup>42</sup> Nur schwer fluidisierbar (ggf. nur mit Rührwerken), denn hier dominieren die interpartikulären Haftkräfte

**Tabelle 42: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation der Fluidisierungsgeschwindigkeit**

| Variante  | V1   | V2   | V3   | V4   | V5   | V6   | Einheit |
|---|------|------|------|------|------|------|---------|
| Symbol  | +    | ◆    | ■    | ▲    | ●    | ▼/✱  |         |
| Leerrohr-<br>geschwindigkeit  | 0,15 | 0,20 | 0,25 | 0,30 | 0,35 | 0,40 | m/s     |
| Alle anderen konstanten Werte können Tabelle 73 auf Seite 242 entnommen werden. |      |      |      |      |      |      |         |

Konstante Werte (wenn nicht variiertes Parameter): (siehe auch Tabelle 73 auf Seite 242):

$$d_{Martin} = 135 \mu m, p_{TA} = 1,3 \text{ bar}(a), u_{LR} = 0,25 \text{ m/s}, \Delta T_{k,nom} = 35 \text{ K}, \Delta T_{\dot{U}H,nom} = 15 \text{ K}, \\ \dot{m}_{RFK} = 0,30 \text{ t/h}, T_{TG,EIN} = 20 \text{ }^\circ\text{C}, W_0 = 0,56 [-]$$

Für die Auslegung eines Trockners lässt sich aus der dargestellten Studie ableiten, dass für Trockner mit großer Wirbelschichthöhe ggf. eine leicht konische Bauform in Betracht gezogen werden sollte (vergleiche Abbildung 130 auf Seite 214), um die durch die Wasserverdampfung mit der Trocknerhöhe zunehmende Leerrohrgeschwindigkeit (siehe auch Abbildung 112 auf Seite 197) zu kompensieren.

Für die Betriebsweise eines DDWT-Trockners lässt sich aus dieser Darstellung ableiten, dass die Fluidisierungsgeschwindigkeit möglichst knapp über der Minimalfluidisierungsgeschwindigkeit gewählt werden sollte, um einen hohen Trocknungsgradienten und eine schmale Verweilzeitverteilung zu erzielen, was zu einer geringen Restfeuchte führt. Um eine bestimmte gewünschte Zielfeuchte zu erreichen, verkürzt sich bei niedriger Leerrohrgeschwindigkeit die benötigte mittlere Durchlaufzeit, dies führt zu höheren erzielbaren Durchsätzen, bei gleicher Endfeuchte, d.h. zu einer effizienteren Nutzung des Trockners.



### 7.4.5 Variation des Anfangswassergehaltes (Vortrocknung)

Die Absenkung des Anfangswassergehaltes durch eine Vortrocknung bzw. eine Misch-trocknung stellt gerade für die *Druckaufgeladene*-Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung eine sehr gute Variante dar, um der anfänglich steigenden Feuchte durch Dampfkondensa-tion im nullten Trocknungsabschnitt entgegenzuwirken. Bedingt durch die erhöhte Siede-temperatur bei der Drucktrocknung (siehe Abbildung 121, Seite 205) ist die Feuchte  $X_{01}$ , d.h. die Feuchte beim Übergang vom nullten zum ersten Trocknungsabschnitt besonders hoch, da für das Erwärmen auf die höhere Siedetemperatur eine größere Menge an kon-densierendem Wasser notwendig ist.

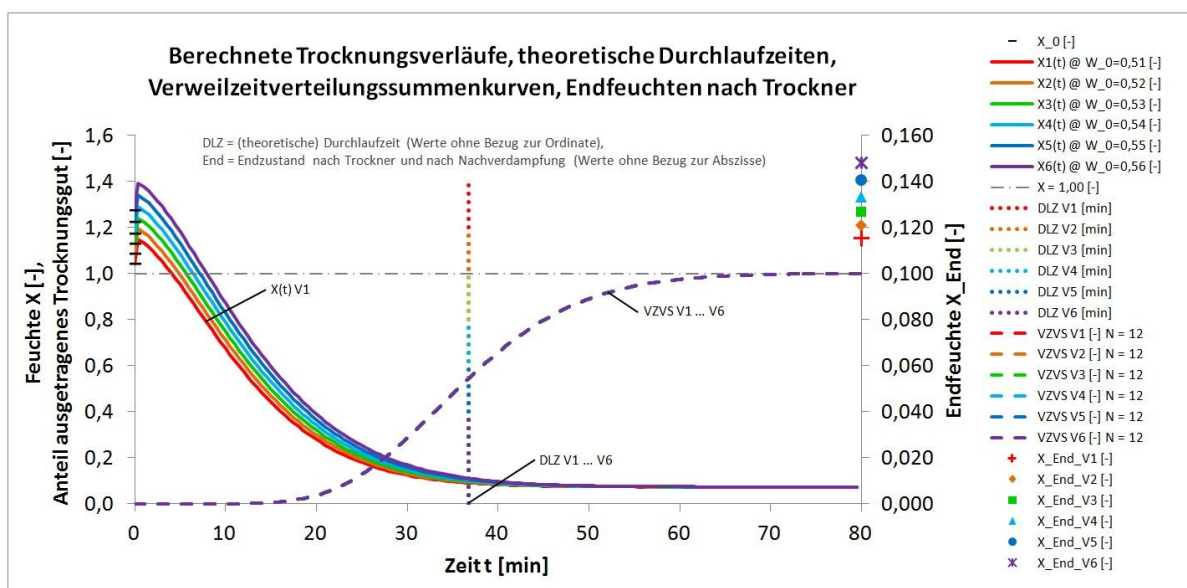


Abbildung 95: TRAM-Parameterstudie: Variation der Anfangsfeuchte (entspricht einer Vortrocknung)

Tabelle 43: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation des Anfangswassergehaltes

| Variante  | V1   | V2   | V3   | V4   | V5   | V6                 | Einheit |
|---|------|------|------|------|------|--------------------|---------|
| Symbol  | +    | ◆    | ■    | ▲    | ●    | ▼/✱                |         |
| Wassergehalt $W_0$  | 0,51 | 0,52 | 0,53 | 0,54 | 0,55 | 0,56               | -       |
| (Feuchte $X_0$ )  | 1,04 | 1,08 | 1,13 | 1,17 | 1,22 | 1,27 <sup>43</sup> | -       |
| Alle anderen konstanten Werte können Tabelle 73 auf Seite 242 entnommen werden. |      |      |      |      |      |                    |         |

Konstante Werte (wenn nicht variiertes Parameter): (siehe auch Tabelle 73, Seite 242):  
 $d_{Martin} = 135 \mu m$ ,  $p_{TA} = 1,3 \text{ bar}(a)$ ,  $u_{LR} = 0,25 \text{ m/s}$ ,  $\Delta T_{k,nom} = 35 \text{ K}$ ,  $\Delta T_{\dot{U}H,nom} = 15 \text{ K}$ ,  
 $\dot{m}_{RFK} = 0,30 \text{ t/h}$ ,  $T_{TG,EIN} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $W_0 = 0,56 [-]$

<sup>43</sup> „grubenfeucht“, d.h. keine Vortrocknung

### 7.4.6 Variation der Temperatur des Trocknungsgutes vor Trockner (Vorwärmung)

Wenn auf eine geringe Feuchte nur knapp über der Gleichgewichtsfeuchte getrocknet werden soll, erzielt die Vorwärmung kaum Wirkung. Für den Fall, dass auf eine höhere Feuchte (von z.B.  $X = 25\%$  z.B. für die Brikettierung von Braunkohle) getrocknet werden soll, führt die Vorwärmung zu einer geringfügigen Verkürzung der Trocknungszeit. Für den Betrieb des Trockners ist es in jedem Fall sinnvoll eine Vorwärmung des Trocknungsgutes in Erwägung zu ziehen, da die verringerte Menge an kondensierendem Dampf (siehe folgende Abbildung, Variante 6), die Gefahr der Agglomeration absenkt. Eine Agglomeration ändert nicht nur die Produktqualität, sondern verringert durch die höhere mittleren Korngröße auch die Trocknungsgeschwindigkeit (siehe Abbildung 93 auf Seite 148).

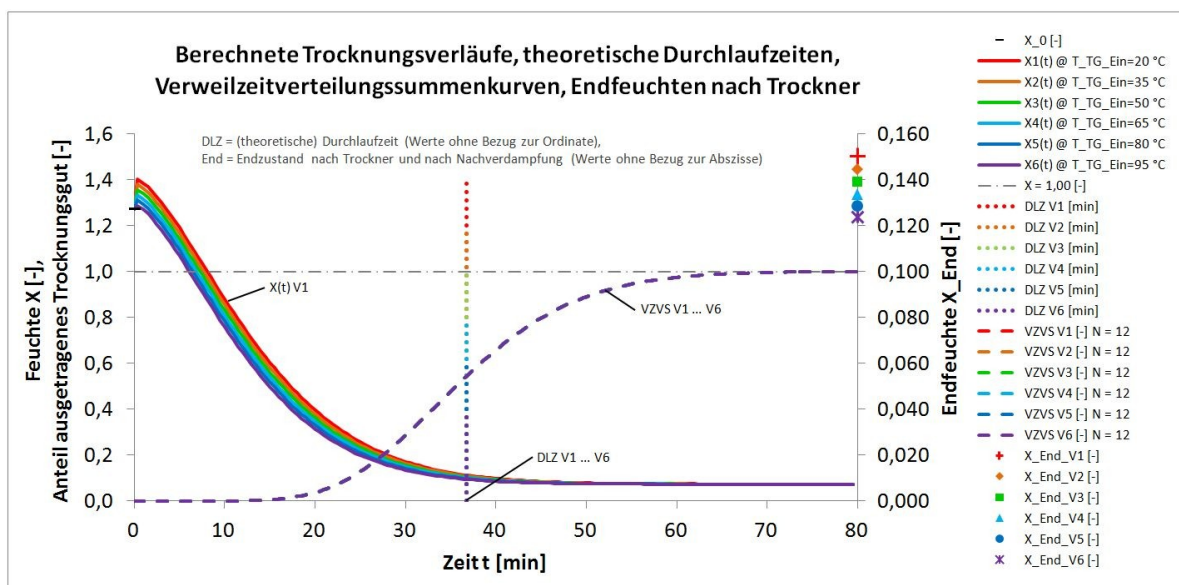


Abbildung 96: TRAM-Parameterstudie: Variation der Temperatur des Trocknungsgutes vor Trockner

Tabelle 44: TRAM-Parameterstudie: Werte für Variation der Temperatur des Trocknungsgutes vor Trockner

| Variante  | V1 | V2 | V3 | V4 | V5 | V6  | Einheit |
|---|----|----|----|----|----|-----|---------|
| Symbol  | +  | ◆  | ■  | ▲  | ●  | ▼/✱ |         |
| T <sub>TG</sub> vor Trockner  | 20 | 35 | 50 | 65 | 80 | 95  | °C      |
| Alle anderen konstanten Werte können Tabelle 73 auf Seite 242 entnommen werden. |    |    |    |    |    |     |         |

Konstante Werte (wenn nicht variiertes Parameter): (siehe auch Tabelle 73, Seite 242):

$$d_{Martin} = 135 \mu m, p_{TA} = 1,3 \text{ bar}(a), u_{LR} = 0,25 \text{ m/s}, \Delta T_{k,nom} = 35 \text{ K}, \Delta T_{\dot{U}H,nom} = 15 \text{ K},$$

$$\dot{m}_{RFK} = 0,30 \text{ t/h}, T_{TG,EIN} = 20 \text{ °C}, W_0 = 0,56 [-]$$



## 7.5 Hinweise für eine vereinfachte Grobauslegung eines DDWT-Trockners mit TRAM

Bedingt durch die komplexe Natur der Druck-Wirbelschicht-Verdampfungs-Trocknung (DWVT) ist auch das Gesamtmodell zur Auslegung eines solchen Trockners sehr komplex (siehe Tabelle 71 auf Seite 239 mit der Übersicht der innerhalb des TRAM-Modells verwendeten Submodelle). Für eine erste Grobauslegung (z.B. für eine Baukostenschätzung) sind folgende Vereinfachungen zu erwägen:

**Tabelle 45: Empfohlene Vereinfachungen für das TRAM-Modell**

| Nr. | Bezeichnung           | Erläuterung   |
|-----|-----------------------|---|
| 1   | Wärmequelle           | Da die Tauchheizfläche über 97% der in den Trockner eingetragenen Wärme liefert, kann diese mit grober Näherung als einzige Wärmequelle in Gleichung 86 auf Seite 112 betrachtet werden. Ob diese Vereinfachung möglich ist, muss jedoch durch eine überschlägige Berechnung der Wärmeströme geprüft werden (siehe Tabelle 65 auf Seite 225).   |
| 2   | Wärmesenke            | Da für die Wasserverdampfung über 97% der zugeführten Energie benötigt wird (siehe Tabelle 66, S. 225), kann diese mit grober Näherung als einzige Wärmesenke betrachtet werden. Ob diese Vereinfachung möglich ist, muss durch eine überschlägige Berechnung der Wärmeströme geprüft werden.<br>Die Kombination der empfohlenen Vereinfachungen Nr. 1 und Nr. 2 führen zu Gleichung 97, S. 117.  |
| 3   | Gleichgewichtsfeuchte | Mit fachlicher Kenntnis des Trocknungsgutes und schmal definierten Betriebsparametern lässt sich die Gleichgewichtsfeuchte meist auf +/- 2% eingrenzen (vergleiche Abbildung 9 auf Seite 14). Dieser Wert kann als fixer Wert an Stelle der funktionalen Abhängigkeit verwendet werden.   |
| 4   | Verweilzeitverteilung | Eine kontinuierlich betriebene Wirbelschicht wird immer eine gewisse Totzeit aufweisen und auch immer eine gewisse Verweilzeitverteilung gegenüber der theoretischen Durchlaufzeit der idealen Kolbenströmung bewirken (siehe z.B. Abbildung 90 auf Seite 144). Mit grober Näherung kann eine mittlere Verteilung für $N_{id,WS,KAS} = 15$ (siehe Abbildung 80 auf Seite 129, vergleiche auch Abbildung 90 auf Seite 144) verwendet werden. Diese ist in Tabelle 75 auf Seite 244 diskret tabelliert. |

Für die Auslegung eines **Druck**-Wirbelschicht-Verdampfungstrockners sind besonders die Hinweise am Ende des Abschnittes 7.4.2 (Variation des Trocknungsdruckes) ab Seite 146 zu beachten.

## 8 Zusammenfassung, Forschungsbedarf und Ausblick

### 8.1 Zusammenfassung der wesentlichen Entwicklungen und Erkenntnisse

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Berechnungsmodell zur thermisch-geometrischen Dimensionierung eines kontinuierlich arbeitenden Druck-Wirbelschicht-Verdampfungs-Trockners mit Tauchheizflächen für polydisperse Braunkohle entwickelt.

Dabei wurden die existierenden Teilmodelle für einzelne physikalische Effekte, welche während der Wirbelschicht-Verdampfungstrocknung auftreten, mit in das Gesamtmodell (TRAM) eingebunden. Für die bestehenden Modellierungslücken wurden auf Basis bestehender Grundgleichungen und der Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen spezielle Gleichungen entwickelt. Die Vorzugsgleichung wurde mit Hilfe von mathematischen Methoden strukturell optimiert (Ergebnis siehe Gleichung 56 auf Seite 96). Eine Übersicht der bereits existenten oder neu entwickelten Teilmodelle ist in Tabelle 71 auf Seite 239 zu finden.

Für den DDWT-Trockner der BTU wurde mit Hilfe der aufgestellten Energiebilanz eine Gleichung zur Beschreibung des zeitlichen Trocknungsverlaufes hergeleitet. Wesentliches Submodell dieser Gleichung ist das von Lechner [83] (2012) für ein horizontales Rohrbündel modifizierte Wärmeübergangsmodell, da die Tauchheizfläche (in Form des Rohrbündels) die primäre Wärmequelle für den Trocknungsprozess darstellt. Die Berechnung der Gleichgewichtsfeuchte und der nachverdampfenden Feuchte erfolgte dabei gemäß den von Höhne [61] (2012) entwickelten Gleichungen. Die Auswirkungen der wirbelschichtbedingten Verweilzeitverteilung bezüglich der Restfeuchte der Kohle bei Austritt aus dem Trockner wurden in einem Mischfeuchte-Modell berücksichtigt. Die Modellierung der asymmetrischen Verweilzeitverteilung wurde unter Anwendung eines Kaskaden-Modells realisiert, bei welchem die 2,75 m hohe – nicht ideal durchmischte – Wirbelschicht des BTU-DDWT-Trockners als Kaskade von mehreren ideal durchmischten Wirbelschichten betrachtet wurde.

Das Gesamtmodell wurde abschließend mit Daten aus dem an der BTU existierenden DDWT-Versuchstrockner für den praxisrelevanten Feuchtebereich validiert. Als weitere Auslegungsgrundlage wurde mit dem Gesamtmodell eine Parameterstudie erstellt, innerhalb derer sechs wesentliche Auslegungsparameter in einem technisch relevanten Intervall variiert wurden. Auf Basis dieser Erkenntnisse aus der Parameterstudie wurden Empfehlungen sowohl für die Auslegung als auch für den Betrieb eines kontinuierlichen Druck-Wirbelschicht-Verdampfungs-Trockners mit Tauchheizflächen abgeleitet. Innerhalb dieser Hinweise wurden auch zahlreiche Querverweise auf die zugehörigen Gleichungen, Diagramme, etc. in den Grundlagenkapiteln erstellt, welche die Ursachen der Effekte be-

schreiben, die in den Ergebnisdiagrammen der Parameterstudie zu beobachten sind. Somit soll ein hoher und schneller Wissenstransfer für den Auslegungsprozess sichergestellt werden.

### **Wesentliche Erkenntnisse:**

- 1) Der Trocknungsverlauf eines polydispersen Gutes lässt sich aufgrund der fließenden Übergänge zwischen dem ersten und zweiten Trocknungsabschnitt sehr gut mit der entwickelten Exponentialfunktion M3.2 beschreiben. Strukturell / qualitativ ist dieses Modell realitätsnäher, als das idealisierte klassische Modell, welches jedoch für mono-disperse Güter eine sehr gute Eignung aufweist.
- 2) Die Erhöhung der Feuchte während der Kondensation ist erheblich und muss prinzipiell bei der Auslegung eines Verdampfungstrockners, speziell bei einem *Druck-*Verdampfungstrockner, beachtet werden.
- 3) Die Druckaufladung wirkt sich – laut Modell – positiv auf die Trocknungskinetik der Braunkohle aus. Es dominieren die Effekte des höheren Wärmeübergangs und der verringerten Verdampfungsenthalpie sowie der Nachverdampfung gegenüber der erhöhten Ausgangsfeuchte durch Dampfkondensation.
- 4) Eine Vorwärmung der Braunkohle vor der Trocknung würde die Kondensationsmenge während des nullten Trocknungsabschnittes deutlich senken und diesen negativen Aspekt der Druck-Trocknung erheblich minimieren.
- 5) Eine hohe Fluidisierung führt nach dem Kaskaden-Modell zu einer breiteren Verweilzeitverteilung und somit zu höheren Restfeuchten. Dies bedeutet einen verringerten möglichen Durchsatz bei gleicher Zielfeuchte. Speziell wenn sehr geringe Restfeuchten angestrebt werden, welche nur knapp über der Gleichgewichtsfeuchten liegen, sollte der Fluidisierungsfaktor möglichst gering gewählt werden.

## **8.2 Forschungsbedarf und Ausblick**

Weiterführend könnte das Modell zur Trocknungskinetik in ein dynamisches Modell überführt werden. Dies würde es ermöglichen die Änderungen der Systembedingungen während eines Trocknungsprozesses zu simulieren. Als Ansatz dafür wird an dieser Stelle auf Abbildung 77 auf Seite 123 verwiesen. Es wäre denkbar mit Hilfe eines diskreten Zeitrasters den Trocknerfüllstand als Summe einzelner Schichthöhen (Zylinder) zu beschreiben. Deren einzelne Höhen ergeben sich aus dem dann dynamischen Massestrom des eintretenden Trocknungsgutes<sup>44</sup>. Für jede einzelne Schicht könnten einzelne Trocknungskurven erstellt werden. Der Feuchteendpunkt des vorherigen Trocknungsverlaufes wäre somit der

---

<sup>44</sup> Neben Trocknerquerschnitt, Schüttdichte, Expansion und Zeitschritt.

Anfangspunkt für den folgenden Trocknungsverlauf. Allerdings wird es nicht trivial sein die Verweilzeitverteilung zu berücksichtigen. Gegebenenfalls sollte diese bei einer dynamischen Trocknermodellierung zunächst vernachlässigt werden und die Systembedingungen sollten so gewählt werden, dass die Verweilzeitverteilung vernachlässigbar gering ausfällt. Weiterhin wäre es erstrebenswert die Effekte der Polydispersität noch detaillierter im Trocknungsmodell zu berücksichtigen. Aktuell wird eine Summentrocknungskurve für polydisperses Gut generiert. Generell denkbar und der Realität entsprechend könnten mehrere monodisperse Verläufe (siehe Abbildung 56 auf Seite 73) für die unterschiedlichen Korngrößenklassen generiert werden und eine Summentrocknungskurve aus der Masseverteilung (Sieblinie) generiert werden. Auch die Kondensationsphase (der nullte Trocknungsabschnitt) könnte speziell für polydisperses Gut genau experimentell untersucht werden und detailliert modelliert werden.

## 9 Summary

In this work, a calculation model for thermal-geometric dimensioning of a continuous working pressurized-fluidized-bed evaporation dryer with an immersed heating tube-bundle for polydisperse lignite was developed. The existing sub-models for individual physical effects which occurs while the fluidized-bed-evaporative drying were included into the overall model (TRAM). For the existing modeling gaps special equations were developed based on existing basic equations and the knowledge from the experimental studies. The preferred equation was structurally optimized by using mathematical methods (see for example equation 56 (“Gleichung 56”) on page 96). An overview of the existing or new developed part-models can be found in table 71 (“Tabelle 71”) on page 239.

For PSFBD dryer of the BTU an equation for the description of the drying kinetics was derived based on the energy balance. An essential sub-model of this equation is the heat transfer model of Lechner [83] (2012) for a horizontal tube bundle because the tube bundle is the primary source of heat for the drying process. The equilibrium-moisture content and the evaporation after the dryer were calculated by using the equations which was published by Höhne [61] in 2012. The impact of the fluidized bed residence time distribution with respect to the residual moisture of the coal at the exit from the dryer were considered in a mixed moisture model. The modeling of the asymmetric residence time distribution was implemented using a cascade model, in which the 2.75 m high – not ideal intermixed – fluidized bed is considered a cascade of several smaller ideal through-mixed fluidized beds. The overall model (TRAM) was finally validated with data from the existing BTU PSFBD-test dryer for the availability interval. As a further dimensioning foundation a parametric study with the overall model was created, in which six essential design parameters were varied in a technically relevant interval. Based on the knowledge from the parametric study recommendations were derived for both the design and the operation of a continuous pressure-fluidized bed evaporation dryer with immersed heating-tube bundle.

## Literaturverzeichnis

- [1] Asegehegn, T.W.: Investigation of Bubble Hydrodynamics in Fluidized Beds Containing Immersed Horizontal Tube Banks for Lignite Drying Applications, Dissertation, Brandenburgische Technische Universität Cottbus, (2011)
- [2] Baehr, H.D.; Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung, 6. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, (2008)
- [3] Baerns, M., et al.; Technische Chemie, Wiley-VCH Verlag, 2. Auflage, (2013)
- [4] Bakker, J.W.: Structured Systems in Gas Separation, Ph.D. Thesis, Delft University of Technology, (1998)
- [5] Balbay, A., et al.: Modeling of Convective Drying Kinetics of Pistachio Kernels in a fixed bed drying system, THERMAL SCIENCE: Year 2013, Vol. 17, No. 3, pp. 839-846, (2013)
- [6] Baunack, F.; Rammler, E.: Einige Bemerkungen über Veränderungen der Braunkohle bei der Trocknung, Freiburger Forschungshefte, A 52 (1956)
- [7] Beckmann, M.: Auslegung von Wirbelschichtanlagen, Vorlesungsskript der TU Dresden, Professur für Verbrennung, Wärme- und Stoffübertragung, Dresden, (2009)
- [8] Berger, S. et al.: Mechanisch-thermische Entwässerung von Braunkohle, VGB Kraftwerkstechnik, 1 (1999), S. 40-45, (1999)
- [9] Bongers, G. D.; Jackson, W. R.; Woskoboenko, F.: Pressurized steam drying of Australian low-rank coals, Part 2: Shrinkage and physical properties of steam dried coals, preparation of dried coals with very high porosity. Fuel Processing Technology, Nr. 64, 1-3, pages 13-23, (2000)
- [10] Böckh, P. v.: Wärmeübertragung – Grundlagen und Praxis, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, (2004)
- [11] Börner, M.: Feststoffdynamik und Partikelverweilzeiten am Beispiel der Top-Spray Wirbelschichtsprühgranulation, Dissertation, Universität Magdeburg, (2013)
- [12] Webseite des Bundes: [www.bgr.bund.de](http://www.bgr.bund.de): Reserven, Ressourcen und Verfügbarkeit von Energierohstoffen 2011, Kurzstudie der Deutschen Rohstoffagentur, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Stand 02/2012
- [13] BGR: Energiestudie 2014. Reserven, Ressourcen und Verfügbarkeit von Energierohstoffen (18). – 131 S., Hannover, (2014)
- [14] Brown, L. T.; LeMay, H. E.; Burston, B. E.: Chemie Studieren kompakt, Pearson Verlag; 10. Auflage, (2011)
- [15] Bundesregierung Deutschland: Deutschlands Zukunft gestalten, Koalitionsvertrag zwischen CDU, CSU und SPD, 18. Legislaturperiode, Absatz „Erneuerbare Energien“, verfügbar über [www.bundesregierung.de](http://www.bundesregierung.de), (2013)
- [16] Buschsieweke, F.: Dampfwirbelschichttrocknung von Braunkohle, Dissertation, Universität Stuttgart, (2006)
- [17] Burevski, D.: The application of the Dubinin-Astakhov equation to the characterization of microporous carbons, Colloid & Polymer Science 260, 623-627, (1982)
- [18] Burgschweiger, J.: Modellierung des statischen und dynamischen Verhaltens von kontinuierlich betriebenen Wirbelschicht-Trocknern, Dissertation, VDI-Fortschrittsbericht Reihe 3, Nr. 665, OvGU Universität Magdeburg, (2000)
- [19] Chen, Z.; Wu, W.; Agarwal, P.K.: Steam-drying of coal. Part 1. Modeling the behavior of a single particle, Fuel, Volume 79, Issue 8, Pages 961-974, (2000)
- [20] Crank, J.: The Mathematics of Diffusion, 2.Auflage, Oxford: Oxford University Press, (1975)
- [21] Davidson, J. F.; Clift, R.; Harrison, D.: Fluidization, 2<sup>nd</sup> Edition, Academic Press, London, (1985)

- 
- [22] DEBRIV – Bundesverband Braunkohle: Braunkohle in Deutschland 2013, Daten und Fakten, (2014)
- [23] DEBRIV – Bundesverband Braunkohle: Braunkohle in Deutschland 2014, Daten und Fakten, (2015)
- [24] DEBRIV – Bundesverband Braunkohle: Braunkohle in Deutschland 2015, Daten und Fakten, (2016)
- [25] DEBRIV – Bundesverband Braunkohle: Braunkohle in Deutschland 2016, Daten und Fakten, (2017)
- [26] Dietz, S.: Wärmeübergang in blasenbildenden Wirbelschichten, Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, (1994)
- [27] DIN 51718:2000: Bestimmung des Wassergehaltes und der Analysenfeuchtigkeit, Berlin, (2000)
- [28] DIN 51718: Prüfung fester Brennstoffe, Bestimmung des Wassergehaltes und der Analysenfeuchtigkeit, Beuth Verlag GmbH, Berlin, (2002)
- [29] DIN ISO 13320: Particle size analysis, Laser diffraction methods, Beuth Verlag GmbH, Berlin, (2009)
- [30] DIN-ISO-4324: Tenside; Pulver und Granulate; Bestimmung des Schüttwinkels, Beuth Verlag GmbH, Berlin, (1983)
- [31] DIN EN ISO 60: Bestimmung scheinbare Dichte von Formmassen, die durch einen genormten Trichter abfließen können (Schuettdichte), Beuth Verlag GmbH, Berlin, (2000)
- [32] DIN ISO 697: Bestimmung der Schüttdichte; Verfahren durch Messen der Masse eines gegebenen Volumens, Beuth Verlag GmbH, Berlin, (1984)
- [33] DIN 66134: Bestimmung der Porengrößenverteilung und der spezifischen Oberfläche mesoporöser Feststoffe durch Stickstoffadsorption – Verfahren nach Barrett, Joyner und Halenda (BJH). Beuth Verlag GmbH, Berlin, (1998)
- [34] DIN 66145: Darstellung von Korngrößenverteilungen – RRSB-Netz (1976)
- [35] DIN 66165: Partikelgrößenanalyse; Siebanalyse. Beuth Verlag GmbH, Berlin, (1987)
- [36] DIN EN ISO 6708: Rohrleitungsteile – Definition und Auswahl von DN (Nennweite), Beuth Verlag GmbH, Berlin, (1995)
- [37] DIN ISO 9277: Bestimmung der spezifischen Oberfläche von Feststoffen durch Gasadsorption nach dem BET-Verfahren (ISO 9277:1995), Beuth Verlag GmbH, Berlin, (2003)
- [38] Bundesregierung Deutschland, Bundesministerium der Justiz und für Verbraucherschutz: Gesetz für den Ausbau erneuerbarer Energien (Erneuerbare-Energien-Gesetz - EEG 2017), verfügbar unter [www.gesetze-im-internet.de](http://www.gesetze-im-internet.de), (2014)
- [39] Effenberger, D.; Militzer, K.-E.: Beitrag zur Darstellung des Trocknungsverhaltens verschiedener DDR-Braunkohlen, Energietechnik, Jg. 38, Heft 7, (1988)
- [40] Effenberger, D.: Theoretische und praktische Untersuchungen zur Trocknung von Braunkohle, Dissertation, TU Dresden, (1989)
- [41] Ertekin, C.; Yaldiz, O.: Drying of eggplant and selection of a suitable thin layer drying model, Journal of Food Engineering, Volume 63, Issue 3, Pages 349-359, ISSN 0260-8774, (2004)
- [42] Evans D.G.: The brown-coal/water system: Part 4. Shrinkage on drying, Fuel 52, S. 186–190, (1973)
- [43] Fahrmeir, L.; Künstler, R.; Pigeot, I.; Tutz, G.: Statistik: Der Weg zur Datenanalyse, Springer-Verlag, (2012)
- [44] Fahrmeir, L.; Kneib, T.; Lang, S.: Regression: Models, Methods and Applications, Springer-Verlag, (2013)
- [45] Figura, L. O.: Lebensmittelphysik, Physikalische Kenngrößen – Messungen und Anwendungen, Springer-Verlag, Berlin, (2004)

- [46] Fisz, M.: Wahrscheinlichkeitsrechnung und mathematische Statistik, Deutscher Verlag der Wissenschaften, Berlin, (1970)
- [47] Fohl, J.; Lugscheider, W.; Wallner, F.: Entfernen von Wasser aus der Braunkohle, Teil 1 – Grundlagen und Trocknungsverfahren, Braunkohle 39, Heft 3, Seiten 46 ff., (1987)
- [48] Fohl, J. et al.: Entfernen von Wasser aus der Braunkohle, Teil 2 – Thermische Entwässerungsverfahren, Braunkohle 39/4 (1987), S. 78-87, (1987)
- [49] Fritz, W.: Allgemeiner Überblick über das Verhalten der Wärme- und Temperaturleitfähigkeit von Kohle, Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens 14/1, S. 1-10, (1943)
- [50] Flühler, H.; Roth, K.: Physik der ungesättigten Zone, Kapitel 4: Oberflächenspannung, (2004)
- [51] Geldart, D.: Types of Gas Fluidization, Powder Technology, 7, Elsevier, Lausanne, S. 285-292, (1973)
- [52] Geldart, D. (Hrsg.): Gas Fluidization Technology, John Wiley & Sons, New York, (1986)
- [53] Göhler, W.; Ralle, B.: Formelsammlung höhere Mathematik, Harri Deutsch, (2011)
- [54] Groenewold, H.: Wirbelschichttrocknung mit indirekter Beheizung, Dissertation, Universität Magdeburg, (2004)
- [55] Henderson, S. M.; Pabis, S.: Grain Drying Theory II, Temperature Effects on Drying Coefficients, Journal of Agricultural Engineering Research, 6 (1961), 4, pp. 169-174, (1961)
- [56] Henderson, S. M., Progress in Developing the Thin Layer Drying Equation, Transactions of the ASAE, 17, (1974), 6, pp. 1167-1172, (1974)
- [57] Heinrich, S.; Krüger, G.; Mörl, L.: Modelling of the batch treatment of wet granular solids with superheated steam in fluidized beds, Chem. Eng. Proc., 38(2):131-142, (1999)
- [58] Herzog, R. (Hrsg.); Institut für Luft- und Kältetechnik Gemeinnützige Gesellschaft mbH, vertreten durch den Geschäftsführer: Dr. rer. Nat. habil. Ralf Herzog: Excel®-basierte Software für das Erstellen eines Mollier h,x-Diagrammes, verfügbar unter: [www.ilkdresden.de](http://www.ilkdresden.de), am 23.02.2016, (2016)
- [59] Hilligardt, K.; Werther, J.: Lokaler Blasengas-Houldup und Expansionsverhalten von Gas-Feststoff-Wirbelschichten, Chem.-Ing. Technik 57 (1985), S. 622 – 623, (1985)
- [60] Firma Horiba: Produktdokumentation zum Messgerät LA-950: abgerufen am 17.10.2017, [www.horiba.com/fileadmin/uploads/Scientific/Documents/PSA/LA950\\_V2\\_bro.pdf](http://www.horiba.com/fileadmin/uploads/Scientific/Documents/PSA/LA950_V2_bro.pdf), (2017)
- [61] Höhne, O.: Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss des Systemdrucks auf die Trocknung von Braunkohle in Wasserdampf, Dissertation, BTU Cottbus, (2012)
- [62] Höhne, O.; Martin, J.; Porsche, T.; Rauer, T.: Die DDWT-Technologie für hocheffiziente und flexible Braunkohlekraftwerke, in Kraftwerkstechnik, Band 5, Hrsg: Beckmann, M; Hurtado, A., Konferenzbeitrag, (2013)
- [63] Idlimam, A.; Ethmane Kane, C. S.; Kouhila, M.: Single layer drying behavior of of gre-nade peel in a forced convective solar dryer, Revue des Energies Renouvelables, Vol. 10 No. 2, 191 – 203, (2007)
- [64] Irawan, A.: Isothermal drying of pore networks: Influence of pore structure on drying kinetics, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, (2006)
- [65] Job, G.; Ruffler, R.: Physikalische Chemie – Eine Einführung nach neuem Konzept mit zahlreichen Experimenten, Vieweg+Teubner, (2011)
- [66] Karathanos, V.T.: Determination of water content of dried fruits by drying kinetics. J. Food Eng., 39, 337-344, (1999)
- [67] Kegel, K.; Matschak, H.: Die Wärmeleitfähigkeit von Braunkohle in Abhängigkeit vom Wassergehalt, Feuerungstechnik, 25/7 (1937), S. 213-217, (1937)
- [68] Kharaghani, A.: Irregular pore network and mechanical effects during of porous media, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, (2010)



- [69] Kim, H.-S. et al.: Fluidized bed drying of Loy Yang brown coal with variation of temperature, relative humidity, fluidization velocity and formulation of its drying rate, *Fuel* 105, S. 415–424, (2013)
- [70] Klose, E. et al.: Brennstofftechnische Arbeitsmappe; Hrsg.: Bergakademie Freiberg, Abteilung Verfahrens- und Silikatechnik; in: *Energietechnik*, 1986 ff.; Übersicht in Heft 3, 38. Jg., März (1988)
- [71] Klutz, H. J.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Entwicklung eines Wirbelschichttrockners für Braunkohle, Dissertation, TU Hamburg-Harburg, (2008)
- [72] Kneule, F.; Mohler, H. (Hrsg.); Fuchs, O. (Hrsg.); Kraussold, H. (Hrsg.); Dialer, K. (Hrsg.): *Das Trocknen*, 3. Auflage, Aarau: Sauerländer AG, (1975)
- [73] Kowalski, S.J.; Pfeiffer, F. (Hrsg.); Wriggers, P. (Hrsg.): *Lecture Notes in Applied and Computational Mechanics*. Bd. 8: *Thermomechanics of Drying Processes*, Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, (2003)
- [74] Krautz, H. J.; Höhne, O.; Martin, J.S.: Forschungsverbundvorhaben "Entwicklung eines Braunkohlekraftwerkskonzeptes mit integrierter druckaufgeladener Dampfwirbelschichttrocknung und Brennstoffzelle": Abschlussbericht Teilprojekt BTU Cottbus; Laufzeit des Vorhabens: 01.01.2002 - 30.06.2006, TIB Hannover, DDWT-I, (2007)
- [75] Krautz, H.J. et al: Konzeptentwicklung für eine großtechnische Versuchsanlage zur druckaufgeladenen Dampfwirbelschicht-Trocknung von Braunkohlen: Forschungsverbundvorhaben; Förderkennzeichen BMBF 0327753F; Schlussbericht / BTU Cottbus - Lehrstuhl Kraftwerkstechnik, TIB Hannover, DDWT-II, (2011)
- [76] Krautz, H.J. et al: Druckaufgeladene Dampfwirbelschicht-Trocknung von Braunkohlen - Grundlagenuntersuchungen und verfahrenstechnische Optimierung (DDWT-GROP), Abschlussbericht; Förderkennzeichen BMBF 03ET2023, BTU Cottbus-Senftenberg, LS Kraftwerkstechnik, TIB Hannover, DDWT-III, (2016)
- [77] Kretzschmar, H.-J.: FluidEXLGraphics für MS-EXCEL 97 Stoffdatenbibliotheken für Arbeitsfluide der Energietechnik, Hochschule Zittau/Görlitz (FH), (2011)
- [78] Kreulen, D. J. W.: Sechs Abhandlungen über Braunkohlen / Lignite. Freiburger Forschungshefte A 244, TU Bergakademie Freiberg, (1962)
- [79] Krischer, O.; Kast W.: *Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*, Trocknungstechnik Erster Band, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, (1992)
- [80] Kröll, K.: *Trockner und Trocknungsverfahren*, Trocknungstechnik Zweiter Band, Zweite Auflage, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, (1978)
- [81] Kröll, K.: *Trocknen und Trockner in der Produktion*, Trocknungstechnik Dritter Band, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, (1989)
- [82] Kunii, D.; Levenspiel, O.: *Fluidization Engineering – Second Edition*, Butterworth-Heinemann, Newton, (1991)
- [83] Lechner, S.: Untersuchungen zur Berechnung und Optimierung des Wärmeübergangs bei der Dampfwirbelschicht-Trocknung am Beispiel von Lausitzer Braunkohlen, Dissertation, BTU Cottbus, (2012)
- [84] Lewis, W.K.: The rate of drying of solid materials. *J. Industrial Eng. Chem.*, 13(5), 427-432., (1921)
- [85] Lösch-Will, C.: Entwicklung und Aufbau neuer Dichtemessapparaturen auf der Basis von Magnetschwebewaagen, Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, (2005)
- [86] Lykow, A. W.: *Transporterscheinungen in Kapillarporösen Körpern*, Akademie - Verlag, Berlin, (1958)
- [87] Machnow, E.; Ihlow, M.; Henneberg, M.: Fluidized Bed-Steam Drying – Modeling and Experimental Studies, *Chem. Eng. Technol.* 24, S. 884 – 889, (2001)
- [88] Machnow, E. et al.: Wirbelschicht-Dampftrocknung – Modellierung und experimentelle Untersuchungen, *Chem. Ing. Tech.* (73), S. 68 – 73, (2001)

- [89] Martin, J. S.; Höhne, O.; Krautz, H. J.; Mandel, H.: Druckaufgeladene Dampfwirbelschicht-Trocknung von Braunkohlen - Inbetriebnahme und erste Untersuchungsergebnisse am Versuchstrockner der BTU Cottbus. 36. Kraftwerkstechnisches Kolloquium, Konferenzbuch: "Entwicklungspotentiale für Kraftwerke mit fossilen Brennstoffen", Dresden, (2004)
- [90] Martin, H.: Über die Mechanismen der Wärmeübertragung zwischen Gas/Feststoff-Wirbelschichten und festen Wänden, Chem.-Ing.-Tech. 54, Nr. 2, S. 156-157, (1982)
- [91] Martin, H.: Wärmeübergang in Wirbelschichten VDI-Wärmeatlas, Kap. Mf, 10. Auflage, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, (2006)
- [92] Mersmann, A.; Kind, M., Stichlmair J.: Thermische Verfahrenstechnik, Grundlagen und Methoden. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, (2005)
- [93] Merziger et al.: Formeln und Hilfen zur Höheren Mathematik, Binomi Verlag, 5. Auflage, (2007)
- [94] Merzsch, M.: Theoretische und experimentelle Untersuchung des Wärmeübergangs in einer Wirbelschicht, Diplomarbeit, HTWK Leipzig, betreut durch Lehrstuhl Kraftwerkstechnik, BTU Cottbus, (2009)
- [95] Merzsch, M.; Lechner, S.; Krautz, H. J.: Heat-transfer from single horizontal tubes in fluidized beds: Influence of tube diameter, moisture and diameter-definition by Geldart C fines content, Powder Technology 235, 1038 - 1046, (2013)
- [96] Meziane, S.: Drying kinetics of olive pomace in a fluidized bed dryer, Energy Conversion and Management, Volume 52, Issue 3, March 2011, Pages 1644-1649, ISSN 0196-8904, (2011)
- [97] Michel, W.: Wirbelschichttechnik in der Energiewirtschaft, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, (1992)
- [98] Midilli, A.; Kucuk, A.; Yapar, Z.: A new model for single-layer drying, Drying Technology, Vol. 20, Iss. 7, (2002)
- [99] Molerus, O.: Zur Strömungsmechanik des basenbildenden Fließbettes, Chem. Ing. Technik, 1970, Nr. 6, S. 488 – 492, (1970)
- [100] Molerus, O.: Heat transfer in gas fluidized beds Part I/II, Zeitschrift Powder Technology 70, S. 1-14/15-20, (1992)
- [101] Motschmann, H.: Grenzflächenphänomene, Vorlesungsunterlagen, Universität Regensburg, (2012)
- [102] Müller, J.: Filmkondensation reiner Dämpfe, VDI-Wärmeatlas, Kap. Ja, 10. Auflage, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, (2006)
- [103] Nguyen, C.; Do, D. D.: The Dubinin–Radushkevich equation and the underlying microscopic adsorption description, Carbon 39 (2001) 1327–1336, (2001)
- [104] Nowel, W.; Bönisch, R.; Schneider, W.; Schulze, H.: Geologie des Lausitzer Braunkohlereviere, Lausitzer Braunkohle AG, Senftenberg, (1994)
- [105] Nusselt ,W.; Wärmeübergang, Diffusion und Verdunstung, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik 10, S. 105, (1930)
- [106] Opdenwinkel, H.: Über die Ermittlung der Bindungsenthalpie aus den Desorptionsisothermen einer rheinischen Braunkohle im Bereich höherer Temperaturen, Dissertation, TWTH Aachen, (1983)
- [107] ORGREB-Institut für Kraftwerke, VE Kombinat Braunkohlenkraftwerke: Auslegungshandbuch für das Dampfwirbelschichttrocknungs-(DWT)-Verfahren, nicht veröffentlicht, (1989)
- [108] Overhults D.D., White G.M., Hamilton M.E., and Ross I.J.: Drying soybeans with heated air. Transactions of the ASAE, 16, 195-200, (1973)
- [109] Otto von Guericke Universität Magdeburg, Lehrstuhl Thermische Verfahrenstechnik, Prof. Tsotsas, Online-Selbstauskunft des Lehrstuhls unter [www.ovgu.de](http://www.ovgu.de), (2015)
- [110] Page, G. E., Factors Influencing the Maximum Rates of Air Drying Shelled Corn in Thin Layers, M. Sc. thesis, Department of Mechanical Engineering, Purdue University, West Lafayette, Ind., USA, (1949)

- [111] Petrovic, V; Dürselen, H.: System for drying and preheating coke coal, Patent, Krupp Koppers GmbH, Veröffentlichungsnummer EP0064616 B1, Anmeldenummer EP19820103249, Eingetragen am 17.04.1982, veröffentlicht 26.11.1986, (1986)
- [112] Rammler, E.; v. Alberti, H.-J.; Fischer, W.: Beiträge zum Entgasungsverlauf von Braunkohlebriketts, Freiburger Forschungshefte A 453, TU Bergakademie Freiberg, (1968)
- [113] Reay, D.; Baker, C. G.: (Chapter) Drying, in: Davidson, J. F.; Clift, R.; Harrision, D. (Hrsg.): Fluidization, 2nd Edition, Academic Press, London, (1985)
- [114] Reh, L.: Wirbelschichtreaktoren für nichtkatalytische Reaktionen, Ullmanns Encyclopädie der technischen Chemie, Band 3, 4. Auflage, Verlag Chemie, Weinheim S. 433-460, (1973)
- [115] Schreiber, M.: Modellierung von Hydrodynamik und Wärmeübertragung in blasenbildenden Wirbelschichten zur Trocknung von Braunkohle, Dissertation, BTU Cottbus, (2013)
- [116] Smoot, L. D.; Smith, P. J.: Coal Combustion and Gasification, Plenum Press, New York, (1985)
- [117] Stieß, M.: Mechanische Verfahrenstechnik – Partikeltechnologie I, 3. Auflage, Springer-Verlag, (2009)
- [118] Sturm, B.: Einfluss der Führung des Trocknungsprozesses auf den Trocknungsverlauf und die Produkteigenschaften empfindlicher biologischer Güter, Dissertation, Universität Kassel, (2010)
- [119] Straub, F. J.: Nutzung von Abwärme aus einem Dampf-Heizkraftwerk zur energieoptimierten Trocknung von Grüngut, Dissertation, TU-München, (2002)
- [120] Schäfer, H.-G.; Opdenwinkel, H.: Über die Ermittlung der Bindungsenthalpie aus den Desorptionsisothermen einer rheinischen Braunkohle im Bereich höherer Temperaturen, Chemiker-Zeitung 109/5, S. 171-176, (1985)
- [121] Schirmer, R.: Die Diffusionszahl von Wasserdampf-Luft-Gemischen und die Verdampfungsgeschwindigkeit. Z. VDI-Beiheft Verfahrenstechnik, 6, S. 170, (1938)
- [122] Schubert, H.: „Kapillarität in porösen Feststoffsystemen“, Springer-Verlag, Berlin, (1982)
- [123] Sharaf-Elden, Y.I., Blaisdell, J.L., and Hamdy, M.Y.: A model for ear corn drying. Trans. ASAE, 23, 1261-1265, (1980)
- [124] Siebler, I.: Untersuchungen zur Verringerung des Feststoffaustrages aus Wirbelschicht-Feuerungsanlagen, Dissertation, Universität Essen, (1990)
- [125] Surasani, V.K.: A non-isothermal pore network drying model, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, (2008)
- [126] Szafran, R.G.; Kmiec, A.: Point-by-Point Solution Procedure for the Computational Fluid Dynamics Modeling of long- Time Batch Drying, In: Ind. Eng. Chem. Res. 44, S. 7892-7898, (2005)
- [127] Tao, Liwen: Untersuchung zur Trocknung von Braunkohle, Brandenburgische Technische Universität Cottbus-Senftenberg, Bachelorarbeit (unveröffentlicht), (2009)
- [128] Taheri-Garavand, A.; Rafiee, S. ; Keyhani, A.: Mathematical Modeling of Thin Layer Drying Kinetics of Tomato Influence of Air Dryer Conditions, International Transaction Journal of Engineering, Management, & Applied Sciences & Technologies, Volume 2 No.2., (2011)
- [129] Telljohann, U.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen der Trocknung plastisch geformter Ziegelrohlinge, Dissertation, Universität Magdeburg, (2004)
- [130] Tomas, S., Skansi, D., Sokele, M.: Kinetics of the clay roofing tile convection drying, Drying Technology, Vol. 11, Iss. 6, (1993)
- [131] Trachsel, F. et al.: Measurement of residence time distribution in microfluidic systems, Chemical Engineering Science 60 (2005) 5729 – 5737, (2005)
- [132] Tuckermann, R.: Grenzflächenchemie, Vorlesungsskript der Universität Braunschweig, (verfügbar am 13.06.2014), (2014)

- [133] Universität Duisburg-Essen: Technische Chemie I, Verweilzeit - Verteilung und Vermischung in kontinuierlich betriebenen idealen und realen Reaktoren, verfügbar unter [www.uni-due.de/tchem/as/skripte/Verweilzeit.pdf](http://www.uni-due.de/tchem/as/skripte/Verweilzeit.pdf), abgerufen am 29.06.2016, PDF-Erstellung datiert auf 14.07.2009, (2009)
- [134] Van Ommen, J. R., Ellis, N.: JMBD/OSPT-Course Particle Technology 2010 – Fluidization, University of Technology Delft, Niederlande, verfügbar am 12.06.2015, (2010)
- [135] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (Hrsg.): VDI-Wärmeatlas, 11. Bearbeitete Auflage, SpringerVieweg, (2013)
- [136] Verma, L.R., Bucklin, R.A., Endan, J.B., Wratten, F.T.: Effects of drying air parameters on rice drying models. *Trans. ASAE* 28, 296–301, (1985)
- [137] Verweyen, N.: Zur Modellierung stationärer Kohlewirbelschichten, Habilitation, RWTH Aachen, (1994)
- [138] Wagner, W.; Kretschmar, H.-J.: International Steam Tables: The Industrial Standard IAPWS-IF97 for the Thermodynamic Properties and Supplementary Equations for Other Properties: Tables, Algorithms, Diagrams, Software, Springer-Verlag, Berlin; 2. Auflage, (2007)
- [139] Wen, C. Y.; Yu, Y. H.: Mechanics of fluidization. *Chemical Engineering Progress Symposium Series* 62, 100–111, (1966)
- [140] Werther, J.: Strömungsmechanische Grundlagen der Wirbelschichttechnik, *Chem.-Ing.-Tech.* 49, Nr. 3, S. 193-202, (1977)
- [141] Werther, J.: Strömungsmechanische Grundlagen der Wirbelschichttechnik 2, *Chem.-Ing.-Tech.* 166, Nr. 1, (1978)
- [142] Werther, J.: Mathematische Modellierung von Wirbelschichten, *Chem.-Ing.-Tech.* 56, Nr. 3, S. 187-196, (1984)
- [143] Wirth, K.-E.: Strömungszustände und Druckverlust in Wirbelschichten, VDI-Wärmeatlas, Kap. Lcb, 10. Auflage, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, (2006)
- [144] Yaldiz, O., Ertekin, C.: Thin layer solar drying some different vegetables, *Drying Technol.* 19, 583-597, (2001)
- [145] Yagcioglu, A., Degirmencioglu, A., Cagatay, F.: Drying characteristics of laurel leaves under different drying conditions. In: Bascetincelik, A. (Ed.), *Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Congress on Agricultural Mechanization*. Adana, Turkey, pp. 565–569, (1999)
- [146] Zelkowski, J.: Kohlecharakterisierung und Kohleverbrennung, 2.Aufl., VGB Power-Tech e.V., Essen, (2004)
- [147] Zhonghua, W.; Mujumdar, A. S.: Simulation of the Hydrodynamics and Drying in a Spouted Bed Dryer, In: *Drying Technology* 25, S.59-74, (2007)
- [148] Zimmermann, E.: Trocknung von Braunkohlen mittels hochfrequenter elektromagnetischer Strahlung unter besonderer Berücksichtigung der Braunkohlen des rheinischen Reviers, Dissertation, RWTH Aachen, (2010)
- [149] Zuiderweg, F. J.: Konferenzbeitrag: Proc. International Symposium on Fluidization, A.A.H. Drinkenburg, ed. P. 739, Niederlande, Univ. Press, Amsterdam, (1967)

# Anhang

## Anhang 1: Stoffwerte

### Stoffwerte Trocknungsmedium

**Luft:** Die Berechnung der Stoffwerte für Luft erfolgten mittels Software-Add-Ins [77], mit der Bibliothek „LibHuAir“ (library for humid air).

**Wasserdampf:** Die Stoffwerte für Wasserdampf wurden gemäß [138], mittels Software-Add-Ins [77] für Excel, Mathcad und Matlab berechnet. (Diagramme siehe Abbildung 39 und Abbildung 40 ab Seite 53).

### Stoffwerte Trocknungsgut

Die für die experimentellen Untersuchungen genutzten Versuchskohlen sind in der folgenden Tabelle dargestellt.

Tabelle 46: Übersicht der verwendeten Versuchskohlen

| Nr. | Körnung [mm] | Tagebau    | Lieferant  | Kürzel | Charge    |
|-----|--------------|------------|------------|--------|-----------|
| 1   | 0 bis 6,3    | Profen     | Mibrag     | Pro0-6 | 06 / 2011 |
| 2   | 0 bis 2      | Profen     | Mibrag     | Pro0-2 | 06 / 2011 |
| 3   | 0 bis 2      | Reichwalde | Vattenfall | Rei0-2 | 07 / 2014 |
| 4   | 0 bis 2      | Welzow     | Vattenfall | We0-2  | 07 / 2014 |
| 5   | 0 bis 2      | Nochten    | Vattenfall | No0-2  | 07 / 2014 |

Nachfolgend werden die Körnungen der für die experimentellen Versuche genutzten Braunkohlen in Form der Sieblinien und anschließend in tabellarischer Form dargestellt. Der kleinste Siebschnitt von 63  $\mu\text{m}$  ist durch das Sieb mit der kleinsten vorhandenen Maschenweite technisch bedingt. Die Analysen orientieren sich an „DIN 66165: Partikelgrößenanalyse; Siebanalyse“ [35].

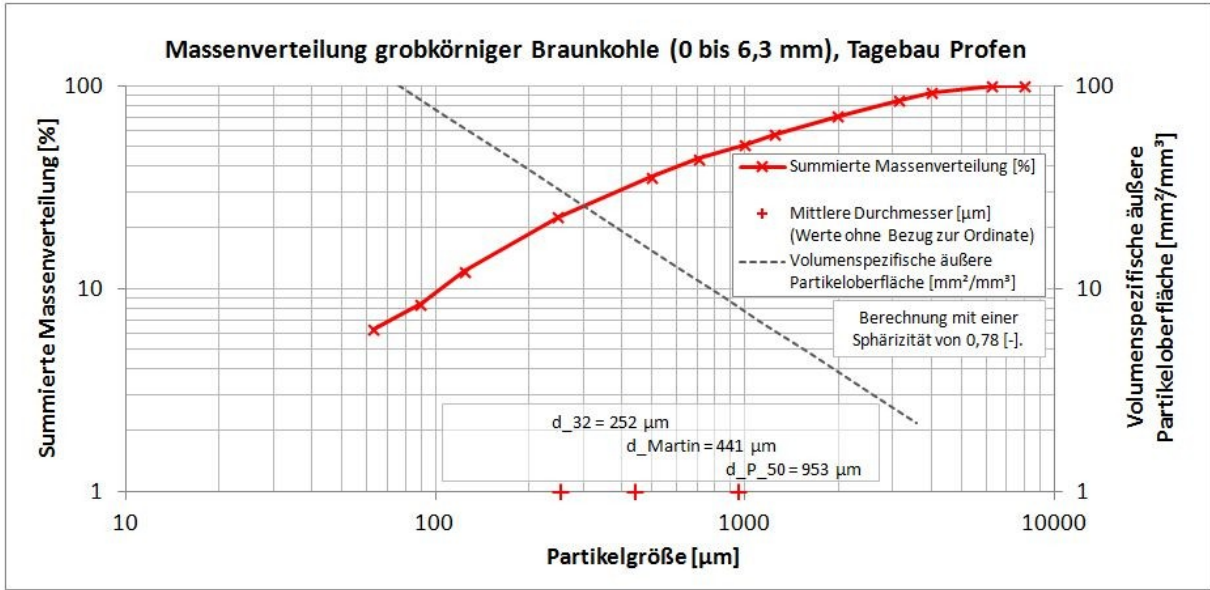


Abbildung 97: Sieblinie der Versuchskohle 1 aus dem Tagebau Profen, Körnung von 0 bis 6,3 mm (Grobkorn)

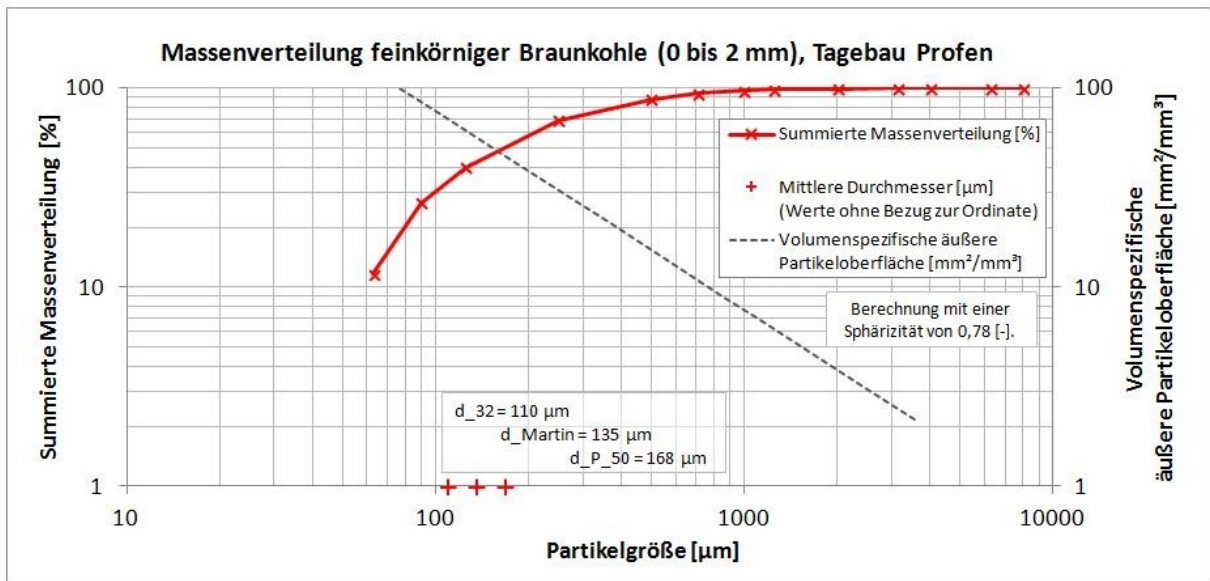


Abbildung 98: Sieblinie der Versuchskohle 2 aus dem Tagebau Profen, Körnung von 0 bis 2 mm (Feinkorn)

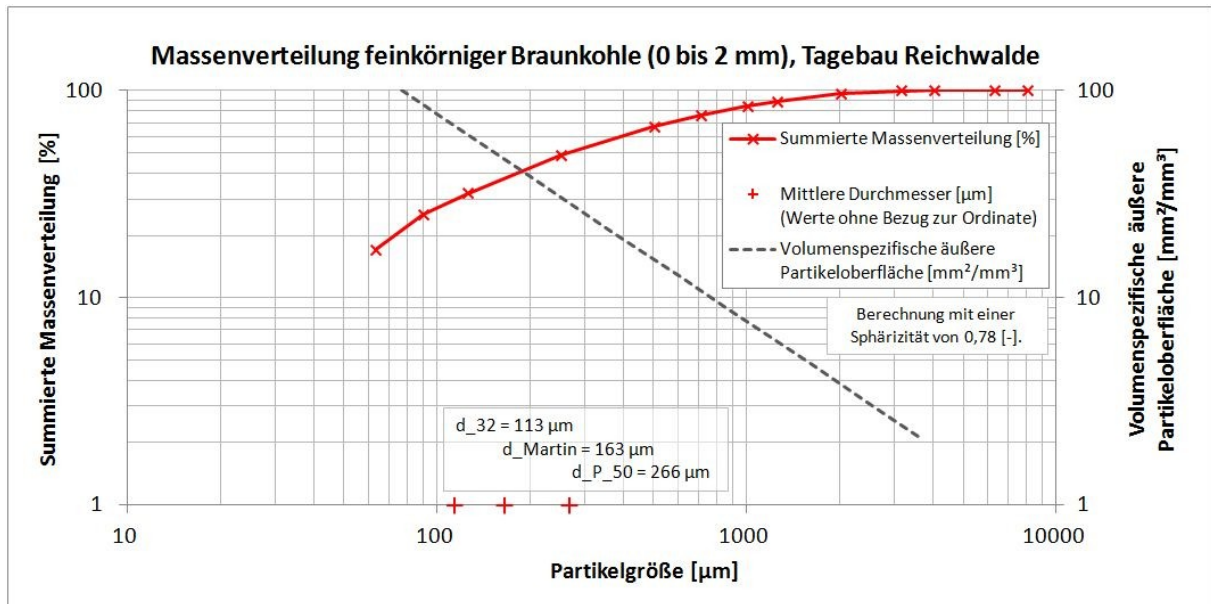


Abbildung 99: Sieblinie der Versuchskohle 3 aus dem Tagebau Reichwalde, Körnung von 0 bis 2 mm

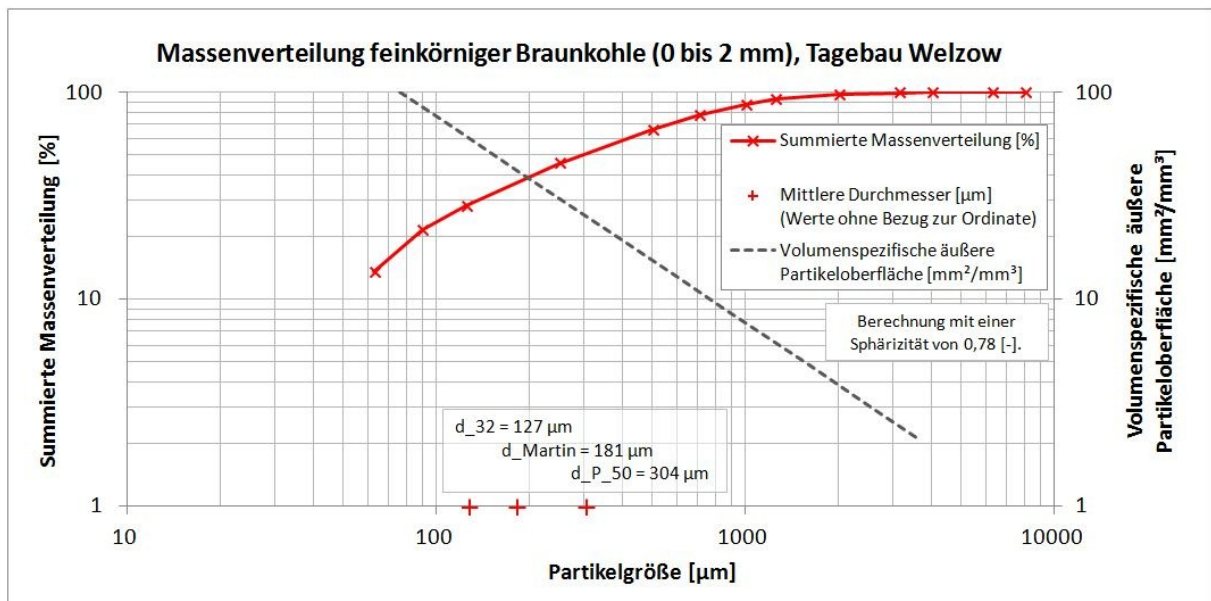


Abbildung 100: Sieblinie der Versuchskohle 4 aus dem Tagebau Welzow, Körnung von 0 bis 2 mm

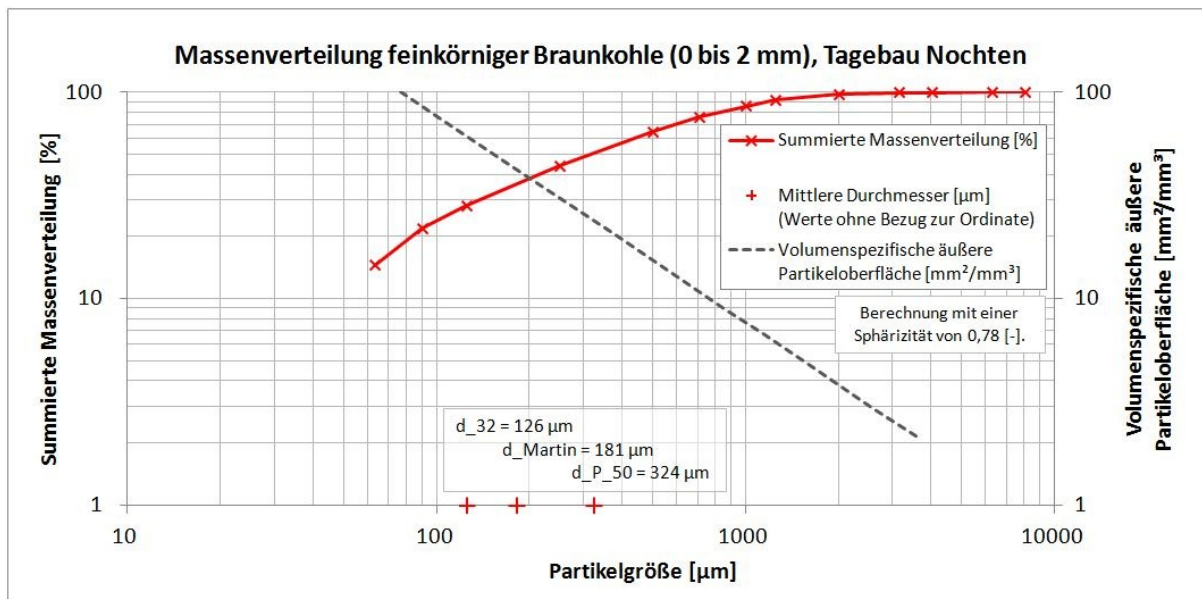


Abbildung 101: Sieblinie der Versuchskohle 5 aus dem Tagebau Nochten, Körnung von 0 bis 2 mm

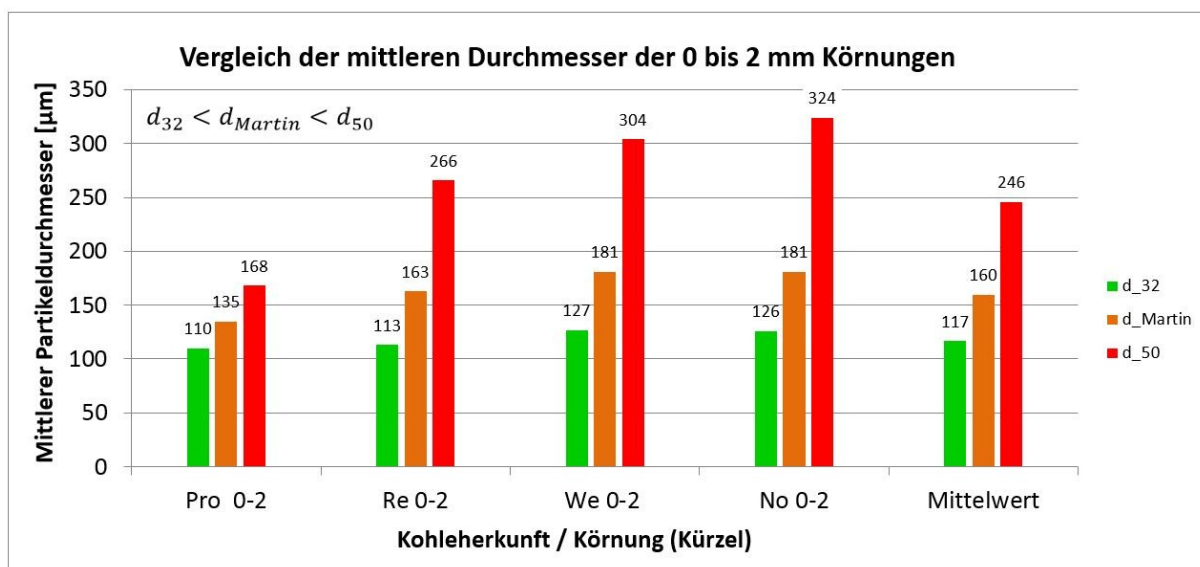


Abbildung 102: Vergleich der mittleren Durchmesser der 0 bis 2 mm Körnungen

Nachfolgend sind die Daten der Sieblinie in tabellarischer Form dargestellt, um den Anteil einzelner Fraktionen exakt analysieren zu können.



Tabelle 47: Massenverteilung der Versuchskohlen Nr. 1, sowie Intervallgrenzen der Sieblinie

|              |             |              |               |         | Nr.:    | 1              |            |
|--------------|-------------|--------------|---------------|---------|---------|----------------|------------|
|              |             | Obere Grenze | Untere Grenze | Breite  | Mitte   | Pro 0 bis 6    |            |
| Klasse       | Intervall   | d_o          | d_u           | d_b     | x_m     | $\Delta Q3(d)$ | Q3(d)      |
| [-]          | [mm]        | $\mu m$      | $\mu m$       | $\mu m$ | $\mu m$ | [%]            | [%]        |
| 13           | >6300       | 8000         | 6300          | 1700    | 7150    | 0,28           | 100,00     |
| 12           | 4000<d<6300 | 6300         | 4000          | 2300    | 5150    | 7,64           | 99,72      |
| 11           | 3150<d<4000 | 4000         | 3150          | 850     | 3575    | 7,64           | 92,09      |
| 10           | 2000<d<3150 | 3150         | 2000          | 1150    | 2575    | 13,61          | 84,45      |
| 9            | 1250<d<2000 | 2000         | 1250          | 750     | 1625    | 13,26          | 70,84      |
| 8            | 1000<d<1250 | 1250         | 1000          | 250     | 1125    | 6,31           | 57,57      |
| 7            | 710<d<1000  | 1000         | 710           | 290     | 855     | 7,62           | 51,26      |
| 6            | 500<d<710   | 710          | 500           | 210     | 605     | 8,24           | 43,64      |
| 5            | 250<d<500   | 500          | 250           | 250     | 375     | 12,78          | 35,40      |
| 4            | 125<d<250   | 250          | 125           | 125     | 187,5   | 10,47          | 22,62      |
| 3            | 90<d<125    | 125          | 90            | 35      | 107,5   | 3,76           | 12,15      |
| 2            | 63<d<90     | 90           | 63            | 27      | 76,5    | 2,14           | 8,39       |
| 1            | <63         | 63           | 0             | 63      | 31,5    | 6,25           | 6,25       |
| <b>d_50</b>  |             |              |               |         |         |                | <b>953</b> |
| <b>d_Mar</b> |             |              |               |         |         |                | <b>441</b> |
| <b>d_32</b>  |             |              |               |         |         |                | <b>252</b> |

Tabelle 48: Massenverteilung der Versuchskohlen Nr. 2, 3, 4, 5

|              | 2              |            | 3              |            | 4              |            | 5              |            |
|--------------|----------------|------------|----------------|------------|----------------|------------|----------------|------------|
|              | Pro 0 bis 2    |            | Rei 0 bis 2    |            | We 0 bis 2     |            | No 0 bis 2     |            |
| Klasse       | $\Delta Q3(d)$ | Q3(d)      | $\Delta Q3(d)$ | Q3(d)      | $\Delta Q3(d)$ | Q3(d)      | $\Delta Q3(d)$ | Q3(d)      |
| [-]          | [%]            | [%]        | [%]            | [%]        | [%]            | [%]        | [%]            | [%]        |
| 13           | 0              | 100,00     | 0              | 100,00     | 0              | 100,00     | 0,01           | 100,00     |
| 12           | 0,01           | 100,00     | 0,02           | 100,00     | 0,05           | 100,00     | 0,07           | 99,99      |
| 11           | 0,03           | 99,99      | 0,12           | 99,98      | 0,18           | 99,95      | 0,21           | 99,92      |
| 10           | 0,25           | 99,96      | 3,60           | 99,86      | 1,56           | 99,77      | 1,94           | 99,71      |
| 9            | 1,09           | 99,72      | 7,47           | 96,26      | 5,69           | 98,21      | 6,26           | 97,77      |
| 8            | 1,33           | 98,63      | 4,92           | 88,79      | 5,14           | 92,52      | 5,79           | 91,51      |
| 7            | 3,09           | 97,30      | 7,62           | 83,87      | 9,14           | 87,38      | 9,51           | 85,73      |
| 6            | 6,07           | 94,21      | 9,50           | 76,25      | 11,87          | 78,24      | 11,98          | 76,21      |
| 5            | 19,04          | 88,14      | 17,84          | 66,75      | 20,88          | 66,37      | 20,16          | 64,23      |
| 4            | 28,97          | 69,10      | 16,96          | 48,91      | 17,31          | 45,49      | 15,79          | 44,07      |
| 3            | 13,61          | 40,13      | 6,74           | 31,95      | 6,61           | 28,17      | 6,42           | 28,28      |
| 2            | 14,86          | 26,53      | 8,17           | 25,20      | 7,92           | 21,57      | 7,33           | 21,85      |
| 1            | 11,67          | 11,67      | 17,04          | 17,04      | 13,65          | 13,65      | 14,53          | 14,53      |
| <b>d_50</b>  |                | <b>168</b> |                | <b>266</b> |                | <b>304</b> |                | <b>324</b> |
| <b>d_Mar</b> |                | <b>135</b> |                | <b>163</b> |                | <b>181</b> |                | <b>181</b> |
| <b>d_32</b>  |                | <b>110</b> |                | <b>113</b> |                | <b>127</b> |                | <b>126</b> |

Ergänzend zur Darstellung der Sieblinie für Versuchskohle 1 wird die Summenkurve der Korngrößenverteilung nachfolgend im RRSB-Diagramm dargestellt, da im Grundlagenkapitel darauf verwiesen wird.

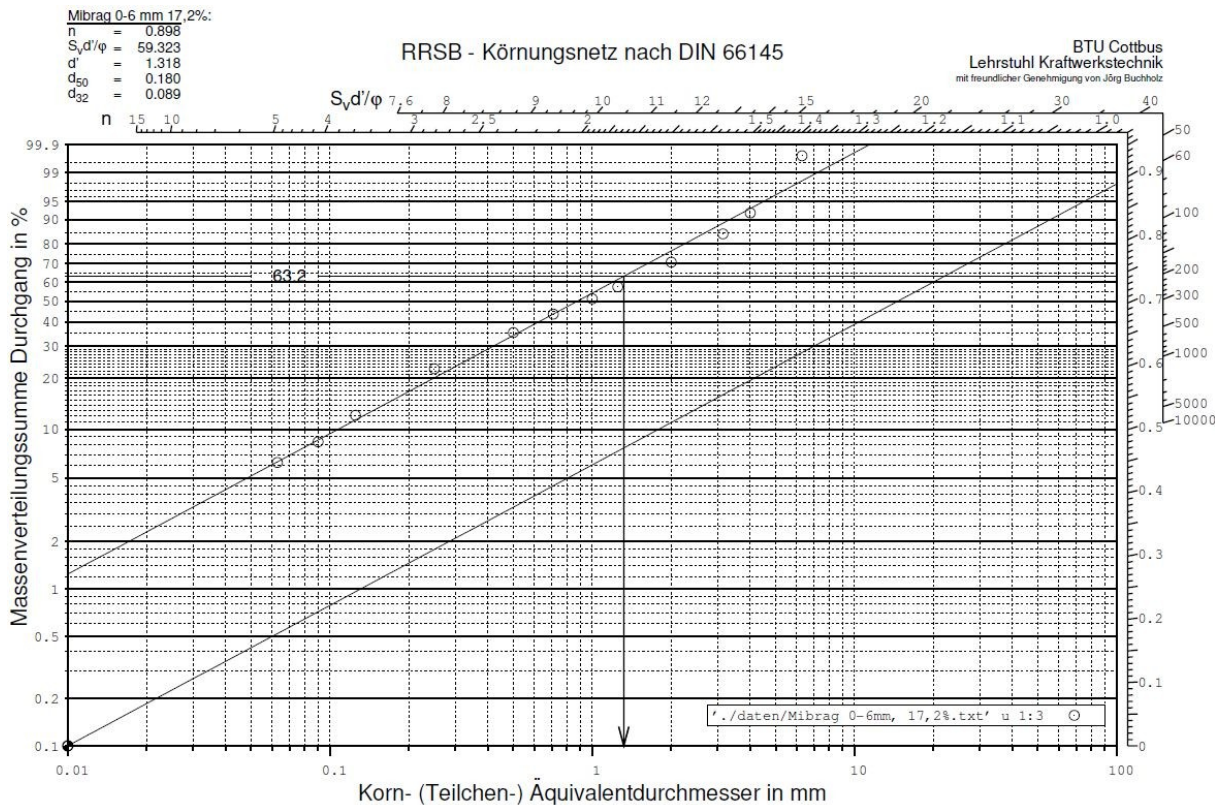


Abbildung 103: RRSB-Diagramm der Versuchskohle 1, Tagebau Profen, Körnung von 0 bis 6,3 mm

Tabelle 49: Übersicht der Rein- Roh- und Schüttdichte von Braunkohle

| Stoffwert  | Werteintervall [kg/m <sup>3</sup> ]  | Quellen & Hinweise  |
|--|--|---|
| <b>Reindichte</b>  | 1.400 bis 1.500  | [70]  |
| <b>Rohdichte</b>   | 1.130 bis 1.220<br>900 bis 1000  | [39] Berücksichtigt die Kapillaren im Partikel  |
| Ergänzend werden zu den oben dargestellten Eigenschaften des Einzelkorns auch nachfolgend die Eigenschaften der polydispersen Schüttung dargestellt. |  |   |
| <b>Schüttdichte</b>  | 500 bis 600 (TBK)<br>400 bis 500 (BKS)<br>446 bis 524 (RFK)*<br>485 (RFK-Mittel) | Berücksichtigt Hohlräume zwischen Partikeln [83]<br>Siehe Tabelle 6 [83] auf Seite 38.<br>*Experimentell ermittelte Werte, gemittelt über Feuchte (siehe Abbildung 28, Seite 38, Abbildung 28). |
| <b>Fluidisierte (expandierte) Feststoffdichte</b>  | 350 bis 450  | Berücksichtigt die Expansion des Feststoffes infolge der Fluidisierung (mit Expansionsfaktor 1,2; abhängig von der Fluidisierungsgeschwindigkeit)   |

## Anhang 2: Ergänzende / weiterführende Gleichungen

### Gleichungen zur Berechnung des ("äußeren") Wärmeüberganges (in die Wirbelschicht) nach Lechner

Die folgenden Gleichungen wurden im Rahmen der Dissertation von Lechner [83] (2012) für ein Rohrbündel entwickelt bzw. modifiziert. Die ursprüngliche Theorie für das Einzelrohr, auf welche das Modell von Lechner aufbaut, stammt von Dietz [26]. Die nachfolgenden Gleichungen wurden innerhalb des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten TRAM-Modells genutzt (weshalb dieser hier wiedergegeben werden), jedoch in keiner Weise modifiziert (weshalb diese in den Anhang ausgelagert wurden). Veranschaulichung der Geometrie eines Rohrbündels siehe Abbildung 122, Seite 206.

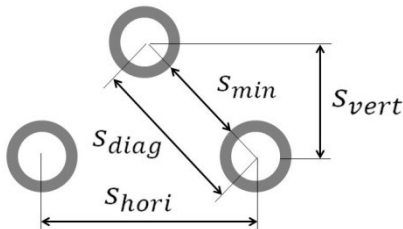


Abbildung 104: Variablen zur Beschreibung der Rohrteilung bei versetzter Rohranordnung, nach Lechner [83]

$$t_{hor} = \frac{S_{hor}}{d_{R,a}} = [-]$$

Gleichung 114: Zur Berechnung der horizontalen Teilung, nach Lechner [83]

$$t_{diag} = \frac{S_{diag}}{d_{R,a}} = [-]$$

Gleichung 115: Zur Berechnung der diagonalen Teilung, nach Lechner [83]

$$u_{ZR,m} = u_{LR} \cdot \frac{t_h}{t_h - 1} = \left( u_{LR} \cdot \frac{A_{WS,LR}}{A_{ZR}} \right)$$

$$[u_{ZR}] = [m/s]$$

Gleichung 116: Zur Berechnung der Geschwindigkeit  $u_{ZR,m}$ , nach Lechner [83]

$$f_{RB} = \left( 1 - \frac{1}{t_{hor}} \right)^{0,36} \cdot \left( 1 - \frac{1}{t_{diag}} \right)^{0,24} \cdot \left( 1 - \frac{d_{Martin}}{S_{min}} \right)^4 \cdot \left( \frac{d_{R,a}}{d_{R,a,22mm}} \right)^{0,09}$$

Für horizontale Rohrbündel, UND:  $12 < d_{R,a} < 35$  mm bzw.

Für Einzelrohr:  $f_{RB} = 1$ ;  $[f_{RB}] = [-]$

Gleichung 117: Zur Berechnung des Rohrbündelreduktionsfaktors, nach Lechner [83]

$$D_\alpha = 0,45 \frac{\lambda_G}{2 \cdot c_{p,P} \cdot \eta_G} \cdot (1 - \varepsilon_{mf})^2 \cdot \left( \frac{\rho_G}{\rho_{roh,P} - \rho_G} \right)^{0,5} \cdot \left( \sqrt[3]{\frac{\rho_{roh,P} \cdot c_{p,G}}{\lambda_G \cdot g}} \cdot (u_{ZR,m} - u_{mf}) \right)^2 \cdot \frac{u_{mf}}{u_{ZR,m} - u_{mf}}$$

**Gleichung 118: Zur Berechnung des Summanden  $D_\alpha$ , nach Lechner [83]**

$$g_\alpha = \left( 1 + \frac{1}{0,06 \cdot \sqrt[3]{\frac{u_{ZR,m} - u_{mf}}{u_{mf}}} \cdot \sqrt[3]{\frac{\rho_{roh,P} \cdot c_{p,P}}{\lambda_G \cdot g}} \cdot (u_{ZR,m} - u_{mf})} \right)^{-1}$$

**Gleichung 119: Zur Berechnung des Faktors  $g_\alpha$ , nach Lechner [83]**

$$f_\alpha = \left( 1 + 0,05 \cdot \frac{u_{mf}}{u_{LR} - u_{mf}} \right)^{-1} = [-]$$

**Gleichung 120: Zur Berechnung des Faktors  $f_\alpha$ , nach Lechner [83]**

$$\alpha_{WS, RB} = \left( \frac{d_{R,a}}{d_{R,a,80mm}} \right)^{-0,3} \cdot f_{RB} \cdot \left( \frac{\lambda_G}{l_{ch,lam}} \cdot \frac{0,125 \cdot (1 - \varepsilon_{mf})}{1 + \frac{\lambda_G}{2 \cdot c_{p,P} \cdot \eta_G} + D_\alpha} \cdot g_\alpha + \frac{\lambda_G}{l_{ch,turb}} \cdot 0,165 \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \cdot f_\alpha \right)$$

$[\alpha_{WS, RB}] = [W/(m^2K)]$

**Gleichung 121: Zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für ein Rohrbündel in der Wirbelschicht [83]**

Diagramme zu den Abhängigkeiten des Wärmeübergangskoeffizienten siehe Abbildung 123, (Seite 207), Abbildung 124 und Abbildung 125.

### **Gleichung zur Berechnung des Wärmedurchganges (Heizmedium zu Wirbelschicht)**

Mit dem nach Lechner berechneten Wärmeübergangskoeffizienten lässt sich mit folgender Gleichung der Wärmedurchgangskoeffizient berechnen.

$$k_{WS}^{HM} = \left( \frac{1}{\alpha_{WS}} + \left[ \frac{d_{R,a}}{2 \cdot \lambda_R} \cdot \ln \left( \frac{d_{R,a}}{d_{R,i}} \right) \right] + \frac{d_{R,a}}{d_{R,i}} \cdot \frac{1}{\alpha_{Kond}} \right)^{-1}$$

**Gleichung 122: Zur Berechnung des Wärmedurchgangskoeffizienten nach VDI-Wärmeatlas [135]**

Eine Beispielrechnung mit für die DDWT-Anlage der BTU realistischen Mittelwerte bzw. Standardwerten findet sich auf Seite 194 in Form von Tabelle 56. Der Wärmeübergangskoeffizient für die Kondensation lässt sich nach der Theorie aus dem VDI-Wärmeatlas berechnen. In einer aktuellen Forschungsarbeit wird diese Theorie für den Spezialfall der Kondensation im horizontalen Innenrohr experimentell überprüft und überarbeitet.

## Asymmetrische Verweilzeitverteilung Nr. 2

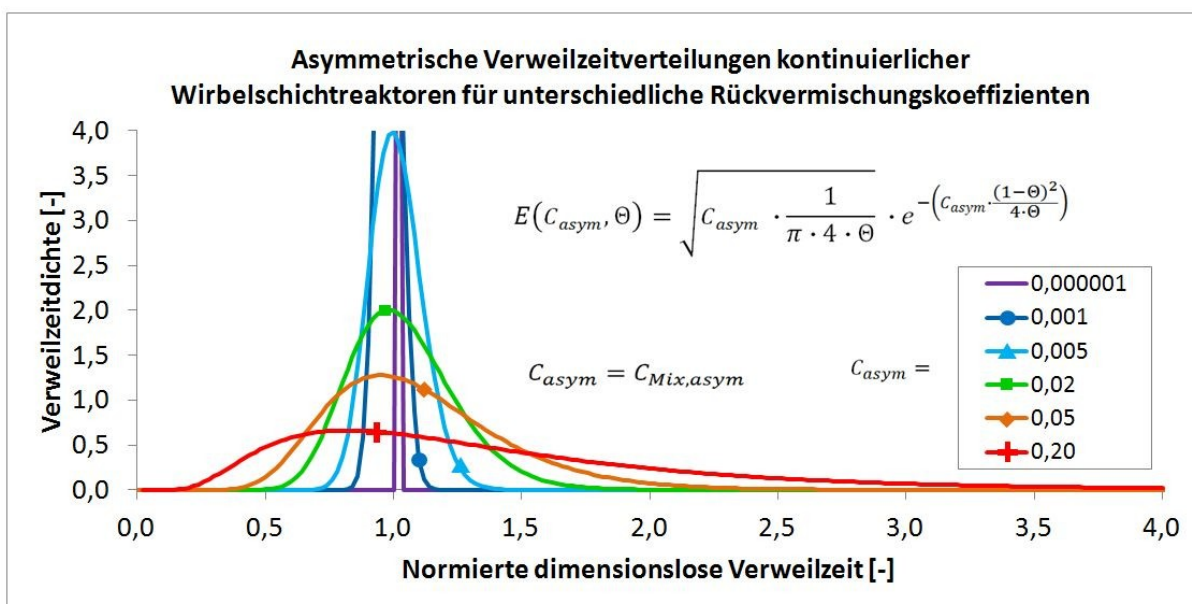
Im Rahmen dieser Arbeit wird die Verweilzeitverteilung mit Gleichung 108 nach dem Kaskaden-Modell berechnet. Diese weist jedoch den mathematischen Nachteil auf, dass aufgrund der Fakultätsfunktion sehr große Zwischenergebnisse entstehen (z.B. für  $N > 50$ ) was z.T. zur Ausgabe eines Fehlerwertes im Programm Microsoft Excel führen kann. Alternativ kann die Verteilung mit folgender Funktion generiert werden.

$$E_{Asym}(C_{asym}, \theta) = \sqrt{C_{asym} \cdot \frac{1}{\pi \cdot 4 \cdot \theta}} \cdot e^{-\left(C_{asym} \cdot \frac{(1-\theta)^2}{4 \cdot \theta}\right)}$$

[3], [131],  $E_{Asym} = [-]$ ;  $C_{asym} = [-]$ ;  $\theta = [-]$ , "(RTD-Modell)"

**Gleichung 123: Zur Beschreibung asymmetrischen Verweilzeitverteilung mit normierter dimensionsloser Zeit [131]**

Dabei bestimmt der Parameter  $C_{asym}$  den Grad der Rückvermischung. Die folgende Abbildung zeigt die sich aus obiger Gleichung ergebenden Verteilungsfunktionen für unterschiedliche Werte des Rückvermischungskoeffizienten.



**Abbildung 105: Asymmetrische Verweilzeitverteilungen von kontinuierlich betriebenen Wirbelschichtreaktoren für unterschiedliche Rückvermischungskoeffizienten**

Diese Funktion weist eine sehr gute Eignung auf, um eine asymmetrische Verweilzeitverteilung zu beschreiben, wie sie im Fall eines Wirbelschichttrockners mit kontinuierlichem Transport vorliegt. Die Funktion bietet jedoch keine Möglichkeit die Verteilungsbreite aus den physikalischen Gegebenheiten zu bestimmen. Aufgrund des wissenschaftlichen Bestrebens die Verteilungsfunktion aus den physikalischen Systembedingungen des kontinuierlich be-

triebenen Wirbelschicht-Trockners berechnen zu können, wird im Rahmen dieser Arbeit das Kaskaden-Modell zur Beschreibung der asymmetrischen Verweilzeitverteilung genutzt, welches die angestrebte Kopplung ermöglicht.

### **Asymmetrische Verweilzeitverteilung Nr. 3 - Weibull-Verteilung**

Eine weitere Alternative zur Erstellung der asymmetrischen VZV stellt die Weibull-Verteilung dar. Diese wurde in Betracht gezogen (siehe Tabelle 37 auf Seite 133), jedoch ebenfalls aufgrund der fehlenden physikalischen Kopplung zur Wirbelschicht verworfen.

$$E = ba^{-b} \tau_{\alpha}^{b-1} \cdot e^{\left(-\frac{\tau_{\alpha}}{a}\right)^b}$$

**Gleichung 124: Weibull-Verteilung, entnommen aus Börner [11] (dort 5.20)**

## Anhang 3: Herleitungen von entwickelten Gleichungen, Energiebilanzen

### Herleitung des Feuchtesprungs durch Dampfkondensation

Herleitung der Gleichung 77 auf Seite 110: Ausgehend von der gemessenen Temperatur des Brühdampfes im Filter wird angenommen, dass die Überhitzung des kondensierenden Fluidisierungsdampfes gleich null ist. Messdaten zeigen eine Überhitzung von lediglich 1 K (siehe Abbildung 140, Seite 226).

Falls die geringe Überhitzung einbezogen werden soll, muss  $\Delta h_v = h_2 - h_1$  durch  $\Delta h_{31} = h_3 - h_1$  ersetzt werden.  $\Delta h_{31}$  ist Änderung der spezifischen Enthalpie von Zustandspunkt ZP3 (überhitzter Dampf) bis Zustandspunkt ZP1 (siedende Flüssigkeit), siehe T,s-Diagramm (Abbildung 71, Seite 103).

Berechnungshinweis: Da sich die Wärmekapazität des Trocknungsgutes mit steigender Temperatur und Feuchte während der Dampfkondensation ständig ändert, muss das Temperaturintervall von z.B. 80 K in z.B. 80 Schritte mit je 1 K zerlegt werden. Die Wärmekapazität muss für jeden Schritt neu berechnet werden.

Ansatz:

$$Q_{TG,Erw,erf} = Q_{TM(Aus),Kond,Ab}$$

**Gleichung 125: Gleichsetzung der für die Erwärmung des Trocknungsgutes benötigten und der vom Trocknungsmedium abgegebenen Wärme**

$$Q_{TG,Erw,erf} = m_{TG} \cdot c_{p,TG}(X, p, T) \cdot (T_S(p_{TA}) - T_{TG,0})$$

**Gleichung 126: Zur Berechnung der vom Trocknungsgut für die Erwärmung benötigte Energiemenge**

$$Q_{TM(Aus),Kond,Ab} = m_{TM,Kond} \cdot \Delta h_v(p)$$

**Gleichung 127: Vom Trocknungsmedium durch Enthitzung und Kondensation eingetragener Wärme**

Gleichsetzen von Gleichung 126 und Gleichung 127 gemäß Gleichung 125 führt zu:

$$m_{TM,Kond} = \frac{m_{TG} \cdot c_{p,TG}(T_S(p_{TA}) - T_{TG,0})}{\Delta h_v} = \left[ \frac{kg * K * K * kg}{kg * K * K} \right] = [kg]$$

**Gleichung 128: Zur Berechnung der zur Erwärmung auf Siedetemperatur notwendigen Kondensatmasse**

$$-\Delta m_{H_2O, TM, Kond} = +\Delta m_{TG}$$

**Gleichung 129: Definition der Masseänderung des Trocknungsgutes (durch Kondensation)**

Unter Verwendung der bereits definierten Feuchte: Gleichung 1 auf Seite 6:

$$X = \frac{m_{H_2O}}{m_{TS}}$$

$$\Delta X_{Kond} = \frac{\Delta m_{H_2O,Kond}}{m_{TS}}$$

**Gleichung 130: Definition der Feuchteänderung**

$$Z_0 = 1 - W_0$$

**Gleichung 131: Berechnung des Anteils an Trockensubstanz**

$$m_{TS} = Z_0 * m_{TG,0} = (1 - W_{vK}) * m_{TG,0}$$

**Gleichung 132: Berechnung der Masse an Trockensubstanz (während Kondensation konstant)**

Einsetzen von Gleichung 128 und Gleichung 132 in Gleichung 130 führt zu:

$$\Delta X_{Kond,theo,max} = \frac{m_{TG} \cdot c_{p,TG} \cdot (T_S(p_{TA}) - T_{TG})}{(1 - W_{vK}) * m_{TG} \cdot \Delta h_V} = \frac{c_{p,TG} \cdot (T_S(p_{TA}) - T_{TG})}{\Delta h_V * (1 - W_{vK})}$$

**Gleichung 133: Berechnung der theoretischen, maximalen Feuchteänderung durch Dampfkondensation**

$$[\Delta X] = \left[ \frac{c_{p,TG}(X) \cdot (T_S - T_{TG})}{\Delta h_V * (1 - W_{vK})} \right] = \left[ \frac{kJ * K}{kg * K} * \frac{kg}{kJ} \right] = [-]$$

**Gleichung 134: Nachweis der Einheit für obige Gleichung**

Bedingt durch die Tatsache, dass nicht die gesamte Energie, welche zur Erwärmung des Trocknungsgutes auf Siedetemperaturniveau benötigt wird, durch Dampfkondensation zugeführt wird, wurde hier der Faktor  $\eta_{FD,Kond}$  ergänzt. Auch Lechner [83] gibt an, dass es sich bei dem Berechnungswert für die Feuchteänderung in Folge der Dampfkondensation um einen theoretischen Maximalwert handelt.

$$\Delta X_{Kond,appr} = \Delta X_{theo,max} \cdot \eta_{FD,Kond}$$

**Gleichung 135: Zur Abschätzung der realen Feuchteänderung auf Basis des theoretischen Maximalwertes**

Einsetzen von Gleichung 133 in Gleichung 135 führt zu:

$$\Delta X_{Kond,appr} = \frac{c_{p,TG}(X,p,T) \cdot (T_S(p_{TA}) - T_{TG})}{\Delta h_V * (1 - W_0)} \cdot \eta_{FD,Kond}$$

**Gleichung 136: Zur Abschätzung der realen Feuchteänderung auf Basis des theoretischen Maximalwertes**

Die Ausgangsfeuchte für den 1. Trocknungsabschnitt, d.h. die Feuchte beim Übergang von Trocknungsabschnitt null nach Trocknungsabschnitt eins berechnet sich wie folgt:

$$X_{01} = X_{0,vK} + \Delta X_{Kond,appr}$$

**Gleichung 137: Zur Berechnung der um die Kondensationsfeuchte korrigierten Ausgangsfeuchte  $X_{01}$**



## Herleitung der Durchlaufzeitgleichung

Nachfolgend ist die Herleitung für die Gleichung der Durchlaufzeit (siehe Abschnitt 7.1.1 auf Seite 123) für eine ideale „Kolbenströmung“ dargestellt.

$$t_{DL} = \frac{h_{WS}}{c_{DL}}$$

**Gleichung 138: Zur Berechnung der benötigten Zeit für eine gleichförmige Bewegung**

$$\dot{V} = c_{DL} \cdot A_{WS}$$

**Gleichung 139: Zusammenhang zwischen Durchlaufgeschwindigkeit und Volumenstrom**

$$\dot{m} = \rho_{Sch} \cdot c_{DL} \cdot A_{WS}$$

**Gleichung 140: Zusammenhang zwischen Massenstrom und Durchlaufgeschwindigkeit**

Umgestellt nach der Durchlaufgeschwindigkeit führt dies zu:

$$c_{DL} = \frac{\dot{m}}{\rho_{Sch} \cdot A_{WS}}$$

Gültigkeitsbedingung: Konstant: Massestrom, Schüttdichte, Wirbelschicht-Querschnitt

**Gleichung 141: Zur Berechnung der Durchlaufgeschwindigkeit für eine kontinuierliche Transportbewegung**

Einsetzen von Gleichung 141 in Gleichung 138 liefert:

$$t_{DL} = \frac{h_{WS} \cdot \rho_{Sch} \cdot A_{WS}}{\dot{m}}$$

**Gleichung 142: Zur Berechnung der benötigten Zeit für eine gleichförmige Bewegung**

Da sich der Massestrom während der Trocknung ändert, wird dieser mit folgender Näherung substituiert (vergleiche Abbildung 106, auf Seite 179):

$$\dot{m}_{BK,Mi} = \dot{m}_{RFK} - 0,5(\dot{m}_{RFK} - \dot{m}_{TBK})$$

**Gleichung 143: Zur Berechnung des mittleren Braunkohlemassenstromes, Ansatz nach Klutz [71]**

Einsetzen von Gleichung 143 in Gleichung 142 für den Massestrom liefert:

$$t_{DL,theo} = \frac{\rho_{TG,flu} \cdot h_{WS,expa} \cdot A_{WS}}{\dot{m}_{RFK} - 0,5(\dot{m}_{RFK} - \dot{m}_{TBK})}$$

**Gleichung 144: Zur Berechnung der benötigten Zeit für eine gleichförmige Bewegung**

## Herleitung des mittleren Massestromes an Braunkohle

Klutz [71] berechnet den mittleren Massestrom aus dem Massestrom an Rohfeinkohle und Trockenbraunkohle. Für Modellierungszwecke ist jedoch eine Form abhängig vom RFK-Massenstrom und den Feuchten vor und nach Trocknung besser geeignet, da der TBK-Massenstrom von der Feuchte abhängig ist: Form:  $\dot{m}_{BK,aMi} = f(\dot{m}_{RFK}; X_{vTr}; X_{nTr})$

Nachfolgend findet sich die Herleitung für diesen Ansatz (siehe auch nachfolgende Abbildung, Seite 179).

Der während der Trocknung konstante Massestrom an Trockensubstanz berechnet sich wie folgt:

$$\dot{m}_{TS} = \dot{m}_{RFK} \cdot (1 - W_{vTr}) = \dot{m}_{RFK} \cdot \left(1 - \frac{X_{vTr}}{1 + X_{vTr}}\right)$$

$X_{vTr} = [-]$ , Anwendung der Gleichung 35 auf Seite 46 zur Umrechnung W zu X.

**Gleichung 145: Zur Berechnung des Teilmassestromes der Trockensubstanz**

Der arithmetisch gemittelte Wassermassestrom zwischen den Zuständen vor Trocknung und nach Trocknung berechnet sich gemäß:

$$\dot{m}_{H20,aMi} = \dot{m}_{TS} \cdot \frac{X_{vTr} + X_{nTr}}{2}$$

**Gleichung 146: Zur Berechnung des mittleren Wassermassestromes**

Die Addition der beiden obigen Masseströme führt zum mittleren Massestrom (siehe folgende Abbildung).

$$\dot{m}_{BK,aMi} = \dot{m}_{TS} + \dot{m}_{H20,aMi} = \dot{m}_{TS} + \dot{m}_{TS} \cdot \frac{X_{vTr} + X_{nTr}}{2} = \dot{m}_{TS} \cdot \left(1 + \frac{X_{vTr} + X_{nTr}}{2}\right)$$

**Gleichung 147: Zur Berechnung des mittleren Massestromes der feuchten Braunkohle**

Einsetzen von Gleichung 145 in die vorherige Gleichung liefert:

$$\dot{m}_{BK,aMi} = f(\dot{m}_{RFK}; X_{vTr}; X_{nTr}) = \dot{m}_{RFK} \cdot \left(1 - \frac{X_{vTr}}{1 + X_{vTr}}\right) \cdot \left(1 + \frac{X_{vTr} + X_{nTr}}{2}\right)$$

**Gleichung 148: Zur Berechnung des mittleren Kohlemassestromes aus dem RFK-Massestrom und den Feuchten**

Der Wassermassestrom nach Trocknung berechnet sich gemäß:

$$\dot{m}_{H20,nTr} = \dot{m}_{TS} \cdot X_{nTr}$$

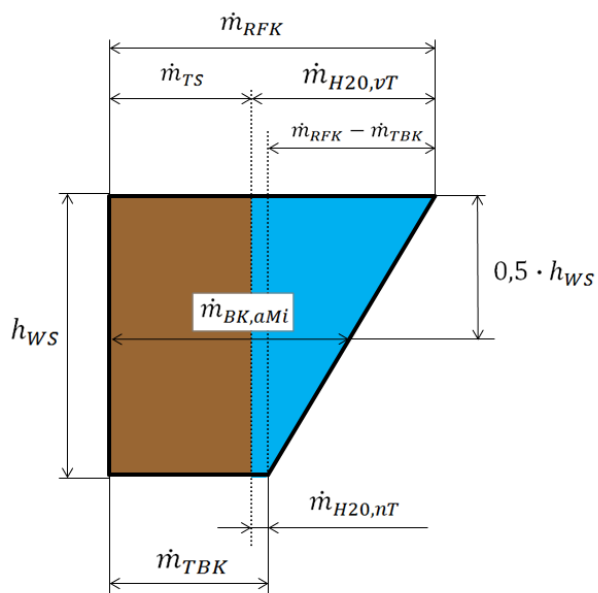
**Gleichung 149: Zur Berechnung des Wassermassestromes nach Trocknung**

Der Massestrom an Trockenbraunkohle ergibt sich als Summe aus dem Massenstrom an Trockensubstanz und des Wassermassestromes nach Trocknung:

$$\dot{m}_{TBK} = f(\dot{m}_{RFK}; X_{vTr}; X_{nTr}) = \dot{m}_{TS} + \dot{m}_{H_2O,nTr} = \left( \dot{m}_{RFK} \cdot \left( 1 - \frac{X_{vTr}}{1 + X_{vTr}} \right) \right) \cdot (1 + X_{nTr})$$

**Gleichung 150: Zur Berechnung des Massestromes an Trockenbraunkohle**

Abbildung zur Modellvorstellung nach Klutz [71], gemäß dort angegebener Gleichung (6.7).



**Abbildung 106: Vereinfachte schematische Darstellung des Braunkohlemassenstromes am Trockner**

## Herleitung des maximalen Trocknungsgradienten im Wendepunkt

Im Folgenden wird die Berechnung des maximalen Trocknungsgradienten im Wendepunkt der Modellfunktion M3.2 (Gleichung 56, Seite 96) aus dem mittleren Trocknungsgradient aus der Energiebilanz hergeleitet. Dieser wird in Gleichung 94 ff ab Seite 116 angewendet.

Um aus dem durchschnittlichen Trocknungsgradienten, welcher aus der Energiebilanz resultiert, den benötigten maximalen Trocknungsgradienten im Wendepunkt der Modellfunktion M3.2 zu berechnen, ist eine Umrechnung auf Basis des normierten Trocknungsdiagrammes notwendig. Die im Trockner erzielte Verdampfungsrates wird aus der Energiebilanz ermittelt. Im bilanzierten Trocknerteil befindet sich aufgrund der wirbelschichtbedingten Durchmischung und aufgrund der Polydispersität ein Gemisch aus Trocknungsgut welches sich im ersten Trocknungsabschnitt befindet und Trocknungsgut welches sich im zweiten Trocknungsabschnitt befindet. Der mit dem DDWT-Trockner der BTU (über den bilanzierten  $k$ -Wert) berechnete Trocknungsgradient ist somit ein Mittelwert des gesamten Trocknungsgradientenverlaufes. Um aus diesem Mittelwert den Wert für die Trocknungsgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt zu berechnen, wird im normierten Trocknungsdiagramm für Braunkohle zunächst die Summe aller Trocknungsgeschwindigkeiten gebildet. Nach Festlegen der folgenden drei Kriterien lässt sich daraus das Verhältnis der Trocknungsgeschwindigkeit des ersten Trocknungsabschnittes zur Summentrocknungsgeschwindigkeit bilden.

Für die Erstellung der normierten Trocknungskurve wurden dabei folgende Festlegungen getroffen.

- (1) Feuchte bei Trocknungsbeginn:  $X_0 = 1,27 \dots 1,40$  [-] (nach der Kondensationsphase, Kondensationsmenge abhängig von  $p_{TA}$  und  $T_{TG, Ein}$ , mit  $X_0 = 1,27$  [-]).
- (2) Kritische Gutsfeuchte bei  $X_{12} = 0,6 \dots 1,1$  [-] (Funktion von  $\dot{X}_I$  und  $d_p$ ) (Abbildung 6, Seite 10).
- (3) Gleichgewichtsfeuchte von  $X_{GG} = 0,06$  [-] (siehe Abbildung 9 auf Seite 14).

Zur Berechnung des maximalen Trocknungsgradienten im Wendepunkt der Modellfunktion M3.2 sind folgende drei Schritte notwendig (vergleiche Abbildung 70, Seite 102):

- 1) Ermittlung des Durchschnittstrocknungsgradienten ( $\dot{X}_{\emptyset EBil}$ ) aus der Energiebilanz (siehe Gleichung 86 auf Seite 112)
- 2) Berechnung des Trocknungsgradienten im ersten Trocknungsabschnitt über das normierte Trocknungsdiagramm ( $\dot{X}_I$ ) (siehe Abbildung 70 auf Seite 102)
- 3) Berechnung des maximalen Trocknungsgradienten im Wendepunkt der Modellfunktion M3.2 ( $\dot{X}_{WP, M3.2}$ )

Ein polydisperses Gut hat im Gegensatz zum monodispersen Gut keine völlig konstante Trocknungsgeschwindigkeit (aufgrund der unterschiedlichen Trocknungsgeschwindigkeit der einzelnen Korngrößenklassen (siehe Abbildung 56 auf Seite 73) und der unterschiedlichen Knickpunktsfeuchten (abhängig von der Gutsdicke bzw. hier der Partikelgröße, siehe Abbildung 6, auf Seite 10), sondern lediglich eine *näherungsweise* konstante Trocknungsgeschwindigkeit im „Quasi-ersten-Trocknungsabschnitt“. Aufgrund des Feinstaubanteils des polydispersen Korngrößengemisches (0 ... 2 mm) welcher zu Beginn der Trocknung ein sehr hohe Trocknungsgeschwindigkeit bewirkt, liegt die maximale Trocknungsgeschwindigkeit der polydispersen Körnung z.T. kurzzeitig höher, als die Trocknungsgeschwindigkeit im ersten Trocknungsabschnitt eines monodispersen Gutes mit gleichem mittleren Korndurchmesser (siehe Abbildung 56 auf Seite 73).

Der Trocknungsgradient des ersten Trocknungsabschnittes berechnet sich aus dem Gradienten aus der Energiebilanz wie folgt:

$$\dot{X}_I = \dot{X}_{EBil} \cdot \left( \frac{\dot{X}_{I, Norm}}{\dot{X}_{\emptyset, Norm}} \right) = \dot{X}_{EBil} \cdot f_{U1}$$

**Gleichung 151: Zur Berechnung des Trocknungsgradienten des ersten Trocknungsabschnittes (monodispers)**

Der Faktor, der für die Umrechnung des Trocknungsgradienten benötigt wird, ist wie folgt definiert:

$$\frac{1}{f_{U1}} = \frac{\dot{X}_{\emptyset, Norm}}{\dot{X}_{Max, Norm}} = \frac{\dot{X}_{\emptyset, Norm}}{\dot{X}_{I, Norm}}$$

$$f_{U1} = f(X_{01}, X_{12}, X_{GG}), \text{ siehe Abbildungen in Tabelle 50, Seite 182.}$$

**Gleichung 152: Definition des ersten Umrechnungsfaktors für den Trocknungsgradienten**

Mit  $\dot{X}_{\emptyset, Norm}$  ... Durchschnittlicher Trocknungsgradient im normierten Trocknungsdiagramm. (Normiert auf die Trocknungsgeschwindigkeit des 1. Trocknungsabschnittes). (Siehe Gleichung 2, Seite 8).

$\dot{X}_{Max, Norm}$  ... Maximale Trocknungsgeschwindigkeit im normierten Trocknungsdiagramm. Da  $\dot{X}_{Max, Norm} = 1 [-]$ , liefert Einsetzen in Gleichung 152:

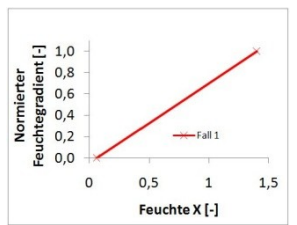
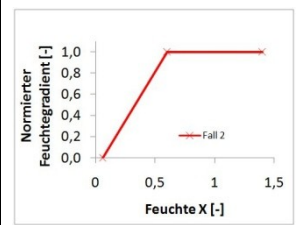
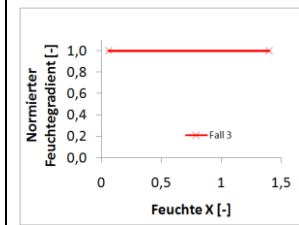
$$\frac{1}{f_{U1}} = \dot{X}_{\emptyset, Norm} = \frac{\sum_{i=1}^j \dot{X}_i}{n_{\dot{X}}}$$

Mit  $n_{\dot{X}}$  = Anzahl der Feuchtegradienten bei Diskretisierung mit z.B.  $\Delta X = 0,01 [-]$ .

**Gleichung 153: Zur Berechnung des ersten Umrechnungsfaktor des Trocknungsgradienten**

Aus den physikalischen Grenzfällen lassen sich die mathematischen Grenzfälle für diesen Faktor ableiten:

**Tabelle 50: Eingrenzung des möglichen Wertintervalls durch die Grenzfälle 1) und 3)**

| Fall                                      | 1   | 2  | 3   |
|---|---|--|---|
| Trocknungsabschnitte                      | Nur II. TA  | I. und II. TA ( <b>Realfall</b> )  | Nur I. TA   |
| $f_{U1}^{-1} = \dots [-]$                 | $\dots = \text{Min} = 0,5$  | $0,5 \leq f_{U1}^{-1} < 1,0$   | $\dots = \text{Max} = 1,0$  |
| Qualitative Normierte Trocknungsdiagramme |  |  |  |

### Umrechnung in den Anstieg im Wendepunkt:

Die entwickelte optimierte Modellfunktion "M3.2,opt" (Gleichung 56, Seite 96) erfordert die Vorgabe des Anstieges im Wendepunkt. Die erste Umrechnung der Trocknungsgradienten mit Hilfe des normierten Trocknungsdiagrammes liefert den linearen Trocknungsgradienten des 1. Trocknungsabschnitt gemäß des klassischen (monodispersen) Trocknungsverlaufes im Trocknungsdiagramm (siehe Abbildung 70 auf Seite 102). Um aus diesem Gradienten den Wendepunktgradienten (Maximalgradienten) der Modellfunktion "M3.2" zu berechnen, ist eine Skalierung mit folgendem Faktor erforderlich:

$$f_{U2} = \frac{\dot{X}_{WP}}{\dot{X}_I} = \frac{-B \cdot C \cdot (A-D) \cdot \left[ \left( \frac{C-1}{B \cdot C} \right)^{1/C} \right]^{C-1} \cdot e^{-B \cdot t^C}}{\dot{X}_I} \quad \text{mit: } t_{WP} = \left[ \left( \frac{C-1}{B \cdot C} \right)^{1/C} \right]$$

Faktor zur Umrechnung des Anstieges der Linearfunktion in den Anstieg im Wendepunkt der Modellfunktion M3.2

**Gleichung 154: Zur Berechnung des zweiten Faktors zur Umrechnung der Trocknungsgradienten, Form 1**

Folgende Abbildung verdeutlicht die Abweichung der Anstiege von Linearfunktion (für den ersten Trocknungsabschnitt) und Exponentialfunktion im Wendepunkt, wenn die Exponentialfunktion so parametrieren soll, dass sie beim Übergang vom ersten in den zweiten Trocknungsabschnitt (hier bei ca.  $t = 60$  [-]) die gleiche Feuchte aufweist.

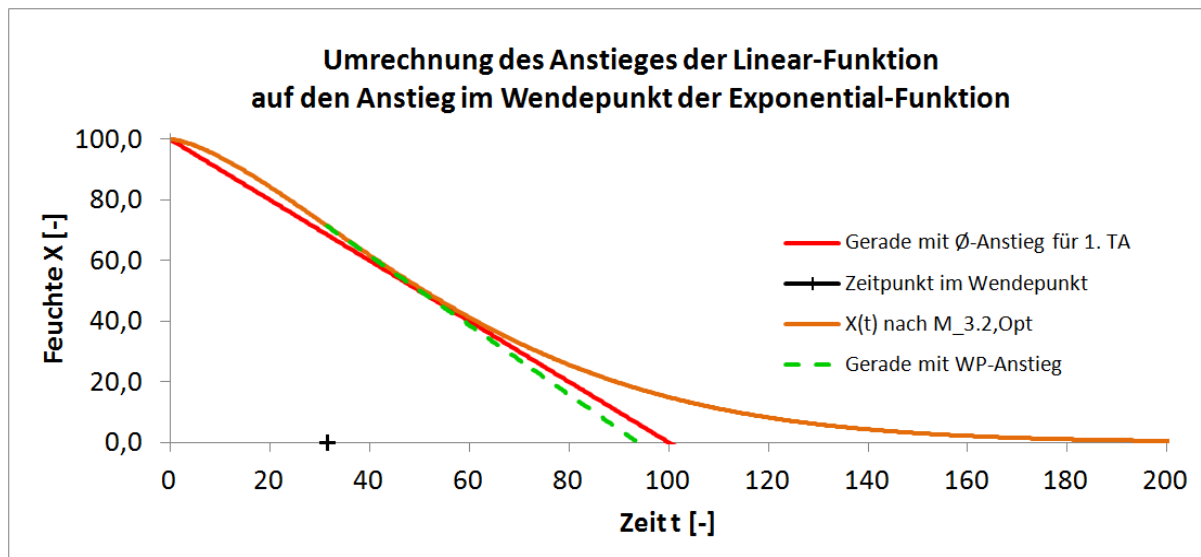


Abbildung 107: Veranschaulichung der Notwendigkeit der Umrechnung des Anstieges der Linear-Funktion auf den Wendepunktanstieg der optimierten Modellfunktion M3.2

Da sich bei einer Änderung des Parameters  $C_{PEVT}$  auch das Verhältnis der Anstiege ändert, muss dieser Faktor abhängig von  $C_{PEVT}$  berechnet werden (vergleiche auch Abbildung zur Sensitivitätsanalyse für diesen Parameter Abbildung 75, Seite 119). Im Rahmen dieser Arbeit ist  $C_{PEVT} = 1,5$  [-] konstant. Jedoch soll für perspektivisch andere Anwendungen der Gleichung diese funktionale Abhängigkeit dargestellt werden.

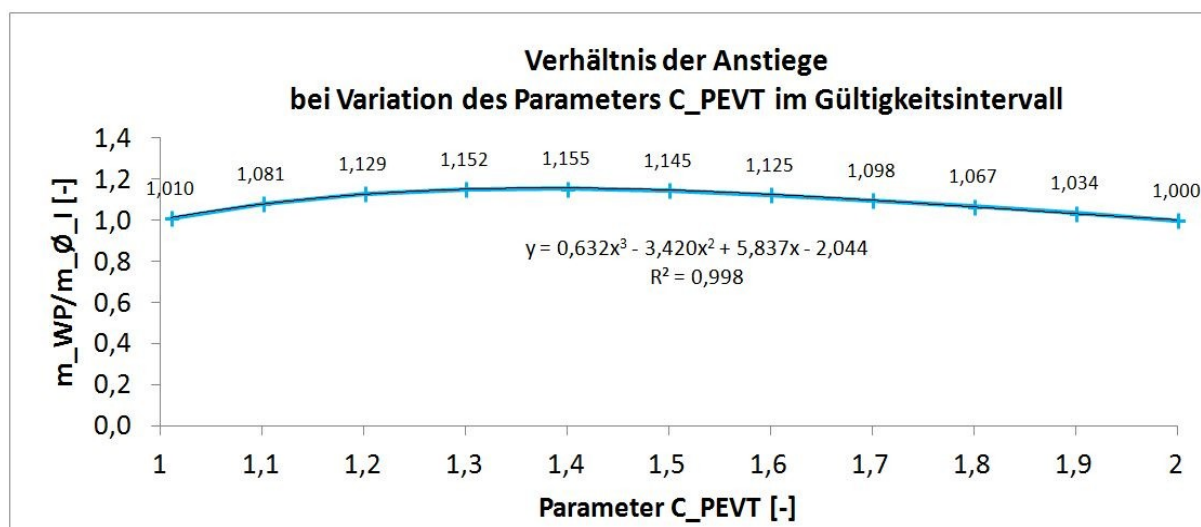


Abbildung 108: Verhältnis des Anstieges im Wendepunkt zum durchschnittlich linearen Anstieg im ersten Trocknungsabschnitt, abhängig von  $C_{PEVT}$

Dieser Faktor lässt sich mit dem folgenden Polynom innerhalb des Gültigkeitsintervalls approximieren:

$$f_{U2} \cong 0,632 \cdot C_{PEVT}^3 - 3,420 \cdot C_{PEVT}^2 + 5,837 \cdot C_{PEVT} - 2,044 \text{ [-]}$$

Für  $1 < C_{PEVT} \leq 2$ . [-] (Faktor zwischen Anstieg der Wendepunktstangente und Linearfunktion).

**Gleichung 155: Zur Berechnung des zweiten Faktors zur Umrechnung der Trocknungsgradienten, Form 2**

Zusammenfassen der beiden oben genannten Faktoren (siehe Gleichung 151 und Gleichung 154) führt zu:

$$f_{U12} = f_{U1} \cdot f_{U2}$$

**Gleichung 156: Faktor zur Berechnung des maximalen Trocknungsgradienten im Wendepunkt**

Dieser Faktor findet Anwendung in der Gleichung 94 ff ab Seite 116 (durch Einsetzen von Gleichung 64 in Gleichung 63, Seite 101).

### Herleitung des Massestromes des kondensierenden Fluidisierungsdampfes

Ausgehend von der Energiebilanz (Gleichung 76, S. 110) für den ersten Bilanzzeitraum folgt:

$$\frac{\dot{m}_{TG(Ein),Erw}}{\dot{m}_{TM(Aus),Kond}} = \frac{\Delta h_V(p_{TA})}{c_{p,TG}(X) * (T_S(p_{TA}) - T_{TG,0})}$$

**Gleichung 157: Verhältnis der Massenströme „TG(Ein)“ zu „TM(Aus),Kond“**

Der Massestrom des kondensierendem Trocknungsmedium berechnet sich gemäß:

$$\dot{m}_{TM(Aus),Kond} = \frac{c_{p,TG}(X) * (T_S(p_{TA}) - T_{TG,0})}{\Delta h_V(p_{TA})} \cdot \dot{m}_{TG(Ein),Erw}$$

**Gleichung 158: Massestrom des kondensierenden Trocknungsmediums**



## Herleitung der Trockensubstanzdichte im Wirbelschicht-Trockner

Da diese Größe zur Berechnung des Trocknungsgradienten ( $\dot{X}_{\emptyset,EBil}$ ) im Trockner eine entscheidende Rolle spielt, wird diese Größe über 2 verschiedene Ansätze ermittelt. Abschließend werden diese gegenübergestellt und absolute und relative Abweichungen berechnet (siehe Tabelle 53 auf Seite 188).

### 1. Ansatz zur Berechnung der Masse an Trockensubstanz im Trockner

Ausgehend von der Schüttdichte befindet sich eine bestimmte Masse an Trocknungsgut im Bilanzraum. Das für die Schüttung zu Verfügung stehende Volumen des betrachteten Bilanzvolumens wird durch die im Trockner eingebrachten Rohrbündel (siehe folgende Abbildung rechts) reduziert. Durch die Fluidisation wird der Feststoff expandiert, sodass ein weiterer Teil der Masse aus dem Bilanzvolumen ausgetragen wird. Im fluidisierten Zustand befindet sich somit eine durch Verdrängung und Expansion reduzierte Masse an Trocknungsgut im Energiebilanzvolumen, in welches die Wärme eingetragen wird. Bei bekanntem Wassergehalt können die Masse des Wassers und die Masse der Trockensubstanz im Bilanzvolumen berechnet werden, siehe folgendes Abbildung links. Die Volumenanteile sind dabei proportional zu den Massenanteilen dargestellt, die sich für den typischen Ausgangswassergehalt einer Lausitzer Braunkohle mit  $W = 56\%$  ergeben.

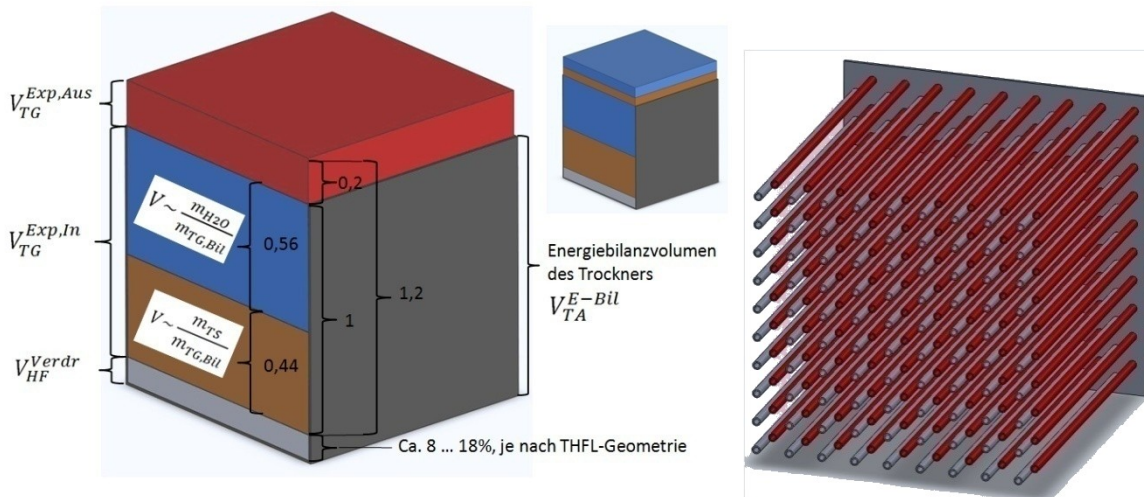


Abbildung 109: Veranschaulichung des Ansatz 1 zur Berechnung der fluidisierten Gutsdichte, mittels Schüttdichte, Verdrängung und Expansion

Tabelle 51: Berechnung der reduzierten fluidisierten Trockensubstanzdichte aus der Schüttdichte

| Größe / Bezeichnung                            | Modifikation, Erläuterung                                     | Umrechnungsfaktor / Gleichung   | Formelzeichen bzw. Index          |
|--|---|---|-----------------------------------|
| Schüttdichte des Trocknungsgutes               | Experimentell ermittelter Wert (siehe Tabelle 6 auf Seite 38) |   | $\rho_{3,TG} = \rho_{Sch,TG}$     |
|  | Volumenreduktion durch Tauchheizfläche                        | $f_{Vred} = \frac{V_{red}}{V_{100\%}} \leq 1[-]$<br>Abhängig von THFL-Geometrie   | „red“                             |
| Reduzierte Schüttdichte des Trocknungsgutes    |   | Gleichung 159   | $\rho_{4,TG} = \rho_{Sch,TG,red}$ |
|  | Expansion durch Fluidisation                                  | $\varepsilon_{Expa} \geq 1 [-]$<br>$\varepsilon_{Expa} = 1,25 [-]$<br>(Richtwert)<br>$\varepsilon_{Expa} = f\left(\frac{u_{LR}}{u_{mf}}\right)$ |                                   |
| Reduzierte, fluidisierte Trocknungsgutsdichte  |   | Gleichung 160   | $\rho_{5,TG} = \rho_{flu,TG,red}$ |
|  | Nur ein Teil des Trocknungsgutes ist Trockensubstanz          | $Z = 1 - W_0$<br>$Z = 0,44 [-]$ für grubenfeuchte Braunkohle  |                                   |
| Reduzierte, fluidisierte Trockensubstanzdichte |   | Gleichung 161   | $\rho_{6,TG} = \rho_{flu,TS,red}$ |

Mittels nachfolgender Gleichungen lassen sich die unterschiedlichen Stoffwerte abhängig von der gemessenen Schüttdichte, der THFL-Geometrie und der Expansion berechnen:

$$\rho_{Sch,TG,red} = \rho_{Sch,TG} \cdot f_{Vred}$$

**Gleichung 159: Zur Berechnung der reduzierten Schüttdichte**

$$\rho_{flu,TG,red} = \rho_{Sch,TG} \cdot f_{Vred} / \varepsilon_{Expa}$$

**Gleichung 160: Zur Berechnung der fluidisierten reduzierten Trocknungsgutsdichte**

$$\rho_{flu,TS,red} = \rho_{Sch,TG} \cdot f_{Vred} \cdot Z / \varepsilon_{Expa}$$

**Gleichung 161: Zur Berechnung der fluidisierten reduzierten Trockensubstanzdichte**

## 2. Ansatz zur Berechnung der Masse an Trockensubstanz im Trockner

Ausgangspunkt ist die folgende Gleichung für eine Gas-Feststoff-Wirbelschicht:

$$\frac{\Delta p}{h_{WS}} = g \cdot (\rho_{roh,TG} - \rho_{TM}) \cdot \varepsilon_{TG}$$

**Gleichung 162: Zur Berechnung des Verhältnisses von Druckverlust zu Wirbelschichthöhe [97]**

Da  $\rho_{TM}$  sehr klein gegenüber  $\rho_{roh,TG}$  ist und unter Beachtung der Tatsache, dass die Messunsicherheit von  $\rho_{roh,TG}$ , d.h.  $\Delta\rho_{roh,TG}$  größer als  $\rho_{TM}$ , folgt, dass  $\rho_{TM}$  bei der Berechnung der Differenz ( $\rho_{roh,TG} - \rho_{TM}$ ) näherungsweise null gesetzt werden kann. Die Feststoffdichte im fluidisierten Zustand lässt sich somit bei bekannter Wirbelschichthöhe mit folgender Gleichung überschlägig berechnen:

$$\rho_{flu,TG} = \frac{\Delta p}{h_{WS} \cdot g}$$

**Gleichung 163: Zur Berechnung der Dichte des fluidisierten Feststoffes in der Wirbelschicht**

### Vergleich der Werte aus Ansatz 1 und 2

Die folgende Tabelle enthält die Werte, die für die Berechnung der fluidisierten Trocknungsgutsdichte über die zwei unterschiedlichen Ansätze verwendet wurden.

**Tabelle 52: Ansatzwerte für die Berechnung der fluidisierten Trocknungsgutsdichte**

| <b>Ansatz 1) über Schüttdichte, Volumenverdrängung und Expansion</b> |             |                   |   |
|--|-------------|-------------------|---|
| <b>Parameter</b>   | <b>Wert</b> | <b>Einheit</b>    | <b>Anmerkungen</b>  |
| Schüttdichte   | 485         | kg/m <sup>3</sup> | Siehe auch Tabelle 49 auf Seite 170.  |
| Volumenverdrängung   | 15          | %                 | Auf Basis der THFL-Geometrie des BTU Trockners. [75]  |
| Expansion  | 1,25        | -                 | Mittelung aus experimentellen Versuchsreihen am Kaltmodell. [75]  |
| <b>Ansatz 2) über Druckverlust und Wirbelschichthöhe</b>             |             |                   |   |
| Druckverlust   | 90          | mbar              | Siehe Tabelle 67 im Anhang auf Seite 230.   |
| Wirbelschichthöhe  | 2,75        | m                 | 2 m + 0,75 m Überdeckung: Standardmittelwerte am BTU-Versuchstrockner. Siehe auch Trockner-Geometrie: Abbildung 129, Seite 213. |

Der Vergleich des Wertes aus dem Ansatz über Schüttdichte, Volumenverdrängung durch die Tauchheizflächen und Expansion mit dem Wert aus dem Ansatz über den Druckverlust ergibt eine gute Übereinstimmung mit einem relativen Fehler von +3,6%, wenn man den Druckverlustansatz als Bezugsgröße ansetzt und einem relativen Fehler von -3,4%, wenn

man den Verdrängungs- und Expansionsansatz als Bezugsgröße ansetzt. Mittelt man die Werte aus den beiden Berechnungsansätzen ergibt sich ein Fehler von +1,7% bzw. -1,7% gegenüber dem Mittelwert (siehe folgende Tabelle). Der markierte Wert wurde bei der Fehlerberechnung jeweils als Bezugswert (wahrer Wert) verwendet.

**Tabelle 53: Absoluter u. relativer Fehler bei der Berechnung der fluidisierten Trocknungsdichte**

| $\rho_{TG,flu,red} = \dots$                   | Mittlere fluidisierte Feststoffdichte |            |            |            |                   |
|---|---------------------------------------|------------|------------|------------|-------------------|
| <b>Wert 1 aus Ansatz 1: über Schüttdichte</b> | 330                                   | <b>330</b> |            | 330        | kg/m <sup>3</sup> |
| <b>Wert 2 aus Ansatz 2: über Druckverlust</b> | <b>334</b>                            | 334        | 334        |            | kg/m <sup>3</sup> |
| <b>Mittelwert</b>                             |                                       |            | <b>332</b> | <b>332</b> | kg/m <sup>3</sup> |
| <b>Absoluter Fehler</b>                       | - 4                                   | 4          | - 2        | 2          | kg/m <sup>3</sup> |
| <b>Relativer Fehler</b>                       | - 1,2                                 | 1,2        | - 0,6      | 0,6        | %                 |

Der fett markierte Wert ist der Bezugswert für die Fehlerberechnung.

### Prüfung der Einheit für den Feuchtestrom bei der Verdampfungstrocknung

Prüfung der Einheit für die Gleichung zur Berechnung des Trocknungsgradienten.

$$\dot{X} = \frac{k \cdot A_{THFL} \cdot \Delta T_{TG}^{HM}}{h''(p_{Tr}) - h'(p_{Tr})} \cdot \frac{1}{(1 - W) \cdot \rho_{TG,flu} \cdot V_{WS,E.Bil}} = \left[ \frac{J \cdot m^2 \cdot K \cdot kg}{s \cdot m^2 \cdot K \cdot J} \right] \cdot \left[ \frac{m^3}{kg \cdot m^3} \right] = \left[ \frac{1}{s} \right]$$

**Gleichung 164: Prüfung der Einheit der zur Berechnung des Trocknungsgradienten**

## Vervollständigung der Herleitung von Modell M3.2

Im Abschnitt 5.5.2 ab Seite 95 wurden die Entwicklungsschritte zu Modell M3.2 (Gleichung 56, S. 96) z.T. bereits dargestellt. Mathematische Basisalgorithmen wurden dabei jedoch ausgelassen. Diese seien hier der Vollständigkeit halber und zum Zweck der lückenlosen Nachvollziehbarkeit dargestellt.

Die mathematischen Bedingungen für den Wendepunkt sind:

$$X''(t) = 0 \text{ UND } X'''(t) \neq 0$$

Der Zeitwert im Wendepunkt ergibt sich aus der Bedingung  $W''(t) = 0$ :

$$t_{WP} = \left( \frac{C-1}{B \cdot C} \right)^{1/C}$$

**Gleichung 165: Zur Berechnung des Zeitpunktes im Wendepunkt**

Einsetzen des Ausdruckes für den Zeitpunkt des Wendepunktes in die Anstiegsfunktion (erste Ableitung) liefert den Anstieg im Wendepunkt:

$$X'(t_{WP}) = m_{WP} = -B^{1/C} \cdot [C \cdot (C-1)^{C-1}]^{1/C} \cdot (A-D) \cdot e^{-\frac{C-1}{C}}$$

**Gleichung 166: Zur Berechnung des Anstieges im Wendepunkt**

Der Anstieg im Wendepunkt ist somit Gleichung 54, Seite 96. Daraus ergibt sich für B: (identisch Gleichung 55, Seite 96)

$$B = \left( \frac{-m_{WP}}{A-D} \right)^C \cdot \frac{1}{C} \cdot \left[ \frac{e}{C-1} \right]^{C-1}$$

**Gleichung 167: Zur Berechnung des Parameters B, resultierend aus analytischer Herleitung**

Einsetzen dieses Ausdruckes für B in das ursprüngliche Modell M3.1 (Gleichung 50, S. 93) liefert Modell M3.2 (Gleichung 56, S. 96).

### Vereinfachte Approximation von B:

Durch eine Vereinfachung in der Herleitung von B entstand zwischenzeitlich die folgende Berechnungsgleichung für B: Gleichung 168. Faszinierenderweise liefert die Gleichung 168 jedoch nahezu identische Werte für B, wie Gleichung 167, wenn man für den Anstiegswert  $m_{lin}$  anstelle von  $m_{WP}$  (wie in Gleichung 168 erforderlich) einsetzt. Dies stellt eine nützliche Vereinfachung dar, da die Umrechnung in den Wendepunktsanstieg entfällt.

$$B_{Appr} = \left( \frac{-m_{lin}}{A-D} \right)^C \cdot \left[ \frac{e}{C \cdot (C-1)} \right]^{C-1}$$

Wobei  $m_{lin} \equiv m_I$  vergleiche Gleichung 167

**Gleichung 168: Zur Approximation des Parameters B auf Basis des Anstiegs im linearen Abschnitt**

Die folgende Tabelle weist nach, mit welcher hoher Präzision sich der Parameter B mittels  $B_{Appr}$  näherungsweise berechnen lässt:

**Tabelle 54: Nachweis zur Approximationsgenauigkeit für den Parameter B mittels  $B_{Appr}$**

| Mit C =    | $B_{Appr}/B = \dots$ [%] |
|------------|--------------------------|
| 1,3        | 99,9                     |
| 1,4        | 99,6                     |
| <b>1,5</b> | 99,4                     |
| 1,6        | 99,4                     |
| 1,7        | 99,7                     |
| 1,8        | 100,0                    |

Somit lässt sich formulieren:

$$B \cong B_{Appr}, \text{ mit guter Näherung gilt: } B = B_{Appr}$$

**Gleichung 169: Zur Approximation von B mittels  $B_{Appr}$**

Einsetzen von Gleichung 168 in Modell M3.1 (Gleichung 50, Seite 93) liefert:

$$M_{3.1,Appr} = X(A, B, C, D, t) = (A - D) \cdot e^{-\left(\frac{-m_{lin}}{A-D}\right)^C \cdot \left[\frac{e}{C \cdot (C-1)}\right]^{C-1} \cdot t^C} + D$$

**Gleichung 170: Approximation für Gleichung M3.2**

### Die Prüfung der Vorzeichen in M3.2:

Ausgangspunkt ist folgender Term aus Gleichung 56, Seite 96:

$\left(\frac{-m_{WP}}{A-D}\right)^C$  Da der Bruch den Exponenten C besitzt, welcher den Wertebereich  $1 < C < 2$  besitzt, muss der Bruchausdruck positiv sein. Das Einsetzen eines negativen Wertes für den Anstieg führt zu einem positiven Wert für die Basis, wenn A größer D und beide Werte positiv sind. Gleiches gilt für die Überführung in die physikalische Form, wobei der Anstieg im Wendepunkt durch den Feuchtegradienten im Wendepunkt ersetzt wird.

Wird ein negativer Wert für den Trocknungsgradienten verwendet, so gilt:

$\left(\frac{-\dot{X}_{WP}}{A-D}\right)^C$  Wird der Trocknungsgradient als Wert ohne Vorzeichen eingesetzt, so entfällt hingegen das Minuszeichen:

$\left(\frac{|\dot{X}_{WP}|}{A-D}\right)^C$  Das Minuszeichen vor der eckigen Klammer in Gleichung 56, Seite 96, liefert in jedem Fall eine fallende e-Funktion; d.h. eine Trocknung des Gutes.

## Ansatz zur Substitution des letzten empirischen Konstante in Modell M3.2 mit Naturkonstanten

Dieser Abschnitt behandelt die Fragestellung, ob der letzte empirische Parameter mit einer Naturkonstanten oder einer mathematischen Kombination aus mehreren Naturkonstanten substituiert werden kann. Ausgangspunkt ist die Erkenntnis der grundlegenden mathematischen Ähnlichkeit der Modellfunktion M3.1 und M3.2 (siehe Gleichung 56, Seite 96) mit der Gauß'schen Normalverteilungsfunktion (Dichtefunktion).

$$f(x) = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\left(\frac{(x-\mu)^2}{2 \cdot \sigma^2}\right)} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \frac{1}{\sigma} \cdot e^{-\left(\frac{1}{2 \cdot \sigma^2} \cdot (x-\mu)^2\right)}$$

**Gleichung 171: Gauß'sche Normalverteilungsfunktion (Dichtefunktion), mit erläuternder Umformung**

$$\text{Kernstruktur}(x) = A \cdot e^{-B \cdot x^C}$$

**Hinweis zur strukturellen Ähnlichkeit: Gauß'sche Normalverteilungsfunktion und Trocknungsfunktionen M3.1 / M3.2**

Da die Trocknungsfunktion nur für positive Zeitwerte dargestellt wird, ergibt dies eine "halbe Glockenkurve". Eine gedankliche Spiegelung des X(t)-Graphen an der "t=0"-Vertikalen verdeutlicht die Ähnlichkeit. Wenn möglich soll der verbliebene empirische Parameter, mittels Naturkonstanten substituiert werden. Als Ansatzpunkte dienen die Naturkonstanten e, Pi, und der Goldener Schnitt<sup>45</sup>. Es werden fünf Varianten für C aufgestellt, da die Sensitivitätsanalyse für C ergeben hatte, dass kein erheblicher Einfluss auf die Endfeuchte besteht. (siehe Abbildung 75, S. 119).

Betrachtung des Exponenten-Terms in Gleichung 168:

$$\left[ \frac{e}{C \cdot (C-1)} \right]^{C-1} = \text{Term}$$

Variante 1: C = 1,5:

$$\text{Term} = \left[ \frac{e}{0,75} \right]^{0,5} = \sqrt{\frac{e}{0,75}}$$

Variante 2: C = Pi/2 = 1,571... :

$$\text{Term} = \left[ \frac{e}{\pi/2 \cdot \left(\left(\frac{\pi}{2}\right) - 1\right)} \right]^{\left(\frac{\pi}{2}\right) - 1}$$

Variante 3: Wie Variante 1 mit zusätzlicher Substitution der 0,75 mit Pi/4 = 0,78...; sonst C = Pi/2 (als Exponent an der Variablen):

$$\left[ \frac{e}{\pi/4} \right]^{0,5} = \sqrt{\frac{e}{\pi/4}} = 2 \sqrt{\frac{e}{\pi}} = 1,860 \dots$$

<sup>45</sup> = Grenzwert des Fibonacci-Reihen-Quotient

Variante 4:  $C = 1,61 \dots$  (Goldener Schnitt / Fibonacci-Quotient):

$$\left[ \frac{e}{C \cdot (C-1)} \right]^{C-1}$$

Variante 5:

$$\left[ \frac{e}{\pi/4} \right]^{FQ-1} = \left[ \frac{e}{\pi/4} \right]^{1/FQ} \text{ da ausschließlich für den Fibonacci-Quotient gilt: } FQ-1 = 1/FQ.$$

Variante 5 ist sehr ungenau: 13% Fehler gegenüber  $C = 1,5$ . Die folgende Grafik veranschaulicht den entstehenden relativen Fehler bei der Variation der Berechnung des oben dargestellten Termes.

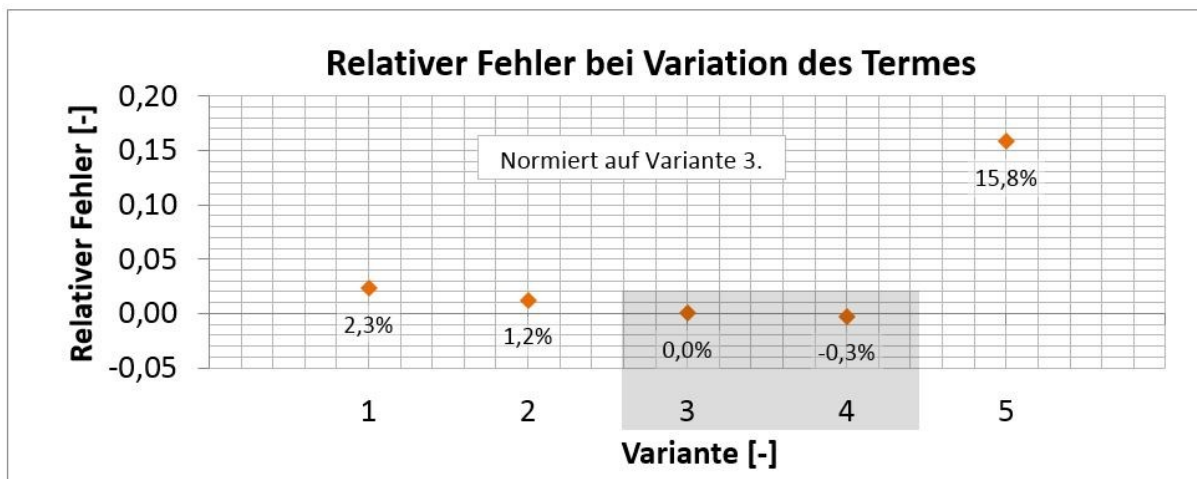


Abbildung 110: Relativer Fehler für die verschiedenen Varianten der Substitution von C

### Erkenntnisse:

$\sqrt{\frac{e}{0,75}} \cong \sqrt{\frac{e}{\pi/4}}$  mit einem relativen Fehler von 2,3%. (Siehe Variante 1 und Variante 3).

$\left[ \frac{e}{C \cdot (C-1)} \right]^{C-1}$  (mit  $C = FQ$ )  $\cong \sqrt{\frac{e}{\pi/4}}$  mit einem relativen Fehler von 0,3%!

Entwicklung der Modellfunktionen mit drei Naturkonstanten:

$$M_{3,2,2,gold} = X(A, m_{WP}, D, t) = (A - D) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{-m_{WP}}{A-D} \right)^{FQ} \cdot 2 \sqrt{\frac{e}{\pi}} \right] \cdot t^{FQ}} + D$$

Gleichung 172: Entwickelte Modellgleichung "M3.2.2,gold", die "Goldene Sigmoid-Funktion"

Die Bezeichnung "Golden" erfolgt in Analogie zum Goldenen Schnitt, dem goldenen Winkel und der goldenen Zahlenfolge. Alternativ mit nur zwei Naturkonstanten: e und Pi/2:

$$M_{3,2,3,pi} = X(A, m_{WP}, D, t) = (A - D) \cdot e^{-\left[ \left( \frac{-m_{WP}}{A-D} \right)^{\pi/2} \cdot 2 \sqrt{\frac{e}{\pi}} \right] \cdot t^{\pi/2}} + D$$

Gleichung 173: Entwickelte Modellgleichung "M3.2.3,Pi", mit Pi/2



## Anhang 4: Berechnungen

### Berechnung zum Mischfeuchte-Modell

Berechnung zum Mischfeuchte-Modell unter „7.1.4 Mischfeuchtemodell“ auf Seite 135.

Tabelle 55: Zur Berechnung der Mischfeuchte aus der Verweilzeitverteilung und der Feuchteverteilung

| Nr. / i      | Relative Verweil-Zeit | Mittlere Absolute Verweilzeit | Anteil       | Feuchte             | Gewichtete Feuchteanteile |
|--------------|-----------------------|-------------------------------|--------------|---------------------|---------------------------|
|              | $t_{rel,VZ,i}$        | $t_{absVZ,i}$                 | $n_i$        | $X_i(t)$            | $X_i \cdot n_i$           |
|              | [-]                   | [min]                         | [-]          | [-]                 | [-]                       |
| 1            | 0,8                   | $0,8 \cdot \tau = 16$         | 0,10         | 0,354               | 0,0354                    |
| 2            | 0,9                   | $0,9 \cdot \tau = 18$         | 0,25         | 0,292               | 0,0584                    |
| 3            | 1,0                   | $1,0 \cdot \tau = 20$         | 0,40         | 0,244               | 0,0975                    |
| 4            | 1,15                  | $1,15 \cdot \tau = 23$        | 0,20         | 0,191               | 0,0382                    |
| 5            | 1,3                   | $1,3 \cdot \tau = 26$         | 0,05         | 0,156               | 0,0156                    |
| <b>Summe</b> |                       |                               | <b>= 1,0</b> | <b>Mischfeuchte</b> | <b>0,2451</b>             |

Mit  $\tau$  = reine Durchlaufzeit bei theoretischer Kolbenströmung  $\tau = 20$  min.

Es wurde hier ein Beispiel mit sehr kurzer Verweilzeit und entsprechend hohen Restfeuchten gewählt, da der Effekt der Verweilzeitverteilung hier zu einer größeren und somit anschaulicheren Feuchteverteilung führt.

## Richtwertberechnung zum Wärmedurchgangskoeffizienten

Diese Berechnung bezieht sich auf den Wärmedurchgangskoeffizienten von Heizmedium an das Wirbelgut über die Tauchheizfläche.

**Tabelle 56: Beispielhafte Richtwertberechnung für den Wärmedurchgangskoeffizienten**

| Parameter   | Parameterkürzel       | (Richt-)Wert | Einheit              | Quelle   |
|---|-----------------------|--------------|----------------------|--|
| Wärmeübergangskoeffizient von der Heizfläche an die Wirbelschicht                                 | alpha_HF_WS (alpha_a) | 400          | W/(m <sup>2</sup> K) | Berechnung nach Theorie Lechner/Dietz                        |
| Wärmeleitfähigkeit des Rohrmaterials  | lambda_HR             | 50           | W/(m K)              | Mittlerer Wert für Stahl                                     |
| Äußere Rohrdurchmesser  | d_R,a                 | 0,0213       | m                    | Wie BTU-DDWT   |
| Wandstärke des Rohres   | s_Rohr                | 0,0027       | m                    | Nach Norm DIN 6708 [36]                                      |
| Innere Rohrdurchmesser  | d_R,i                 | 0,016        | m                    | Berechnet.   |
|   | ln(d_R,a/d_R,i)       | 0,292        | [-]                  | Berechnet.   |
| Wärmeübergangskoeffizient vom Heizmedium an die (innere) Rohroberfläche                           | alpha_Kond (alpha_i)  | 3737         | W/(m <sup>2</sup> K) | Nach Theorie aus VDI-Wärmeatlas. Neue Theorie wird erwartet. |
|   | Summe bzw. 1/k        | 0,003        | (m <sup>2</sup> K)/W | Berechnet.   |
| Wärmedurchgangskoeffizient  | k-Wert                | 342          | W/(m <sup>2</sup> K) | Berechnet.   |
| Vergleiche z.B. experimenteller Wert: Abbildung 145, Seite 232, bzw. Abbildung 146 auf Seite 233. |                       |              |                      |  |

Gleichung für die Berechnung: Siehe Seite 172; Gleichung 122. Die Berechnungsgleichungen für den äußeren Wärmeübergangskoeffizienten vom Rohrbündel an die Wirbelschicht nach Lechner/Dietz sind ab Seite 171 (Gleichung 114 bis Gleichung 121) zu finden. Abbildungen zur Wirkung der Parametervariation für diese Theorie sind ab Seite 207 (Abbildung 123 bis Abbildung 125).

## Berechnung des korrigierten Bestimmtheitsmaßes zur Modellbewertung

Im Hauptteil der Arbeit wurde bereits das einfache Bestimmtheitsmaß verwendet, um die Modellgüte grundlegend zu bewerten (siehe Tabelle 27 auf Seite 92). Da die Modelle eine unterschiedliche Anzahl von Parametern aufweisen (siehe Tabelle 28, Seite 93), lässt sich die Aussage zur Modellierungsgüte mittels Bestimmtheitsmaß nur bedingt interpretieren. Das Bestimmtheitsmaß weist die Eigenschaft auf, dass es mit einer höheren Anzahl von Parametern ansteigt. Dies bedeutet, dass es durch das Hinzufügen weiterer Parameter in die Höhe getrieben werden kann. Generell ist bei der Modellierung jedoch wichtig, dass das Modell „schlank“, d.h. überschaubar bleibt und mit möglichst wenig Parametern auskommt. Aus diesem Grund wird oft das korrigierte Bestimmtheitsmaß verwendet, um die Modellierungsgüte zu bewerten. Dies berücksichtigt auch die Anzahl der Modellparameter und wertet die Aufnahme eines weiteren Parameters negativ, insofern das einfache Bestimmtheitsmaß durch die Aufnahme nicht deutlich ansteigt. Das korrigierte Bestimmtheitsmaß berechnet sich wie folgt: [43], [44], [53]

$$R_{korrr}^2 = 1 - (1 - R^2) \cdot \frac{n_{Mess} - 1}{n_{Mess} - n_{para} - 1}$$

$n_{Mess}$  = Anzahl der Messwerte für die Regression  
 $n_{para}$  = Anzahl der Parameter (der unabhängigen Variablen, keine Konstanten)

**Gleichung 174: Zur Berechnung des korrigierten Bestimmtheitsmaßes [43], [44]**

Die Berechnung des korrigierten Bestimmtheitsmaßes und die Auswertung der Ränge führt zu:

**Tabelle 57: Korrigiertes Bestimmtheitsmaß zur Bewertung der Güte der Approximation**

| Nr. | Modellname | V1     | V2     | V3     | V4     | V5     | V6     | V7     | V8     | V9     |
|-----|------------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| 5   | Posselt_1* | 0,9931 | 0,9984 | 0,9979 | 0,9987 | 0,9985 | 0,9979 | 0,9963 | 0,9603 | 0,9873 |
| 8   | Diffu-App  | 0,8543 | 0,8633 | 0,8868 | 0,8856 | 0,8519 | 0,8309 | 0,7627 | 0,2515 | 0,3550 |
| 9   | 2-Term     | 0,9631 | 0,9519 | 0,9645 | 0,9747 | 0,9706 | 0,9653 | 0,9970 | 0,8778 | 0,8693 |
| 13  | Tomas      | 0,9943 | 0,9986 | 0,9967 | 0,9952 | 0,9950 | 0,9948 | 0,9418 | 0,9864 | 0,9855 |
| 14  | Midilli    | 0,9939 | 0,9986 | 0,9980 | 0,9987 | 0,9985 | 0,9979 | 0,9963 | 0,9961 | 0,9971 |
| 16  | Posselt_3* | 0,9945 | 0,9987 | 0,9980 | 0,9987 | 0,9985 | 0,9979 | 0,9963 | 0,9992 | 0,9993 |
| 17  | Posselt_4* | 0,9971 | 0,9987 | 0,9988 | 0,9993 | 0,9945 | 0,9946 | 0,9970 | 0,9864 | 0,9822 |
| 18  | Posselt_5* | 0,9970 | 0,9987 | 0,9985 | 0,9989 | 0,9987 | 0,9979 | 0,9977 | 0,9847 | 0,9839 |
| 19  | Posselt_6* | 0,9995 | 0,9996 | 0,9994 | 0,9997 | 0,9999 | 0,9932 | 0,9996 | 0,9984 | 0,9993 |

Vergleiche diese Tabelle mit Tabelle 27 auf Seite 92.

Tabelle 58: Ränge des korrigierten Bestimmtheitsmaßes der Approximationen

| Nr. | *Modellname | V1 | V2 | V3 | V4 | V5 | V6 | V7 | V8 | V9 | Anz. Para | Summe (Rang) {Vgl.**} |
|-----|-------------|----|----|----|----|----|----|----|----|----|-----------|-----------------------|
| 19  | Posselt_6_N | 1  | 1  | 1  | 1  | 1  | 7  | 1  | 2  | 1  | 6         | 16 {16}               |
| 16  | Posselt_3_N | 4  | 3  | 4  | 4  | 5  | 3  | 7  | 1  | 2  | 4         | 33 {28}               |
| 18  | Posselt_5_N | 3  | 4  | 3  | 3  | 2  | 4  | 2  | 6  | 6  | 5         | 33 {32}               |
| 17  | Posselt_4_N | 2  | 2  | 2  | 2  | 7  | 6  | 3  | 4  | 7  | 4         | 35 {35}               |
| 14  | Midilli_E   | 6  | 5  | 5  | 5  | 4  | 2  | 6  | 3  | 3  | 4         | 39 {42}               |
| 5   | Posselt_1_N | 7  | 7  | 6  | 6  | 3  | 1  | 5  | 7  | 4  | 3         | 46 {48}               |
| 13  | Tomas_E     | 5  | 6  | 7  | 7  | 6  | 5  | 8  | 5  | 5  | 3         | 54 {55}               |
| 9   | 2-Term_E    | 8  | 8  | 8  | 8  | 8  | 8  | 4  | 8  | 8  | 4         | 68 {68}               |
| 8   | Diffu-App_E | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 9  | 3         | 81 {81}               |

\*Zugehörige Modellgleichungen siehe Tabelle 26, Seite 91 und Tabelle 24, Seite 88. (Para = Parameter)  
 \*\* Rangsumme des einfachen Bestimmtheitsmaßes  $R^2$  aus Tabelle 28 auf Seite 93.,  
 \_N = neues Modell, \_E = etabliertes Modell

Die Rangfolge der Modelle, die sich aus der Berechnung von  $R^2$  und  $R_{kor}^2$  ergibt, ändert sich nicht. Lediglich Modell Nr. 18 schneidet nach  $R_{kor}^2$  hier genauso gut wie Modell Nr. 16 ab. Alle weiteren Änderungen sind gering. Die Rangsumme ändert sich maximal um 5 [-]. Dies liegt daran, dass die Modelle hinsichtlich ihrer Parameteranzahl nur geringfügig voneinander abweichen. Das Fitting des Modells ist nur eine der 3 Anforderungen an das Vorzugsmodell. Hauptziel ist, dass das Vorzugsmodell für die physikalisch-empirische Modellierung geeignet sein muss. Dies bedeutet, dass es vier physikalisch interpretierbare Parameter aufweisen muss, um den Trocknungsverlauf ausgehend von physikalischen Größen abbilden zu können. An der Auswahl des Vorzugsmodells (Gleichung 50, Seite 93) ändert sich aus den genannten Gründen nichts. Jedoch wurde – methodisch korrekt – auch das korrigierte Bestimmtheitsmaß im Rahmen dieser Dissertation betrachtet.

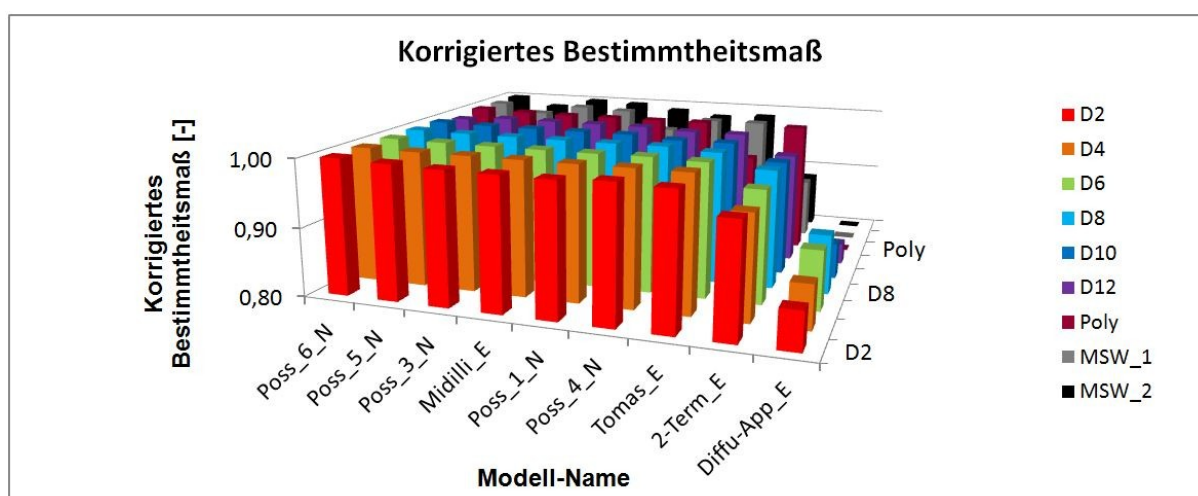


Abbildung 111: Korrigiertes Bestimmtheitsmaß

## Anhang 5: Ergänzende und erläuternde Diagramme und Abbildungen

### Leerrohrgeschwindigkeit über der Trocknerhöhe

Die folgende Darstellung zeigt die Veränderung der Leerrohrgeschwindigkeit über die Höhe. Dieser Wert wirkt sich auf die Höhe der Expansion des Feststoffes aus. Die Abbildung zeigt dabei rein qualitativ den Verlauf der Gasgeschwindigkeit über die Trocknerhöhe für 2 symbolische Tauchheizflächen. Es sind folgende Effekte zu beobachten:

- 1) Eine Zunahme der Gasgeschwindigkeit über die Höhe von  $u_0$  auf  $u_5$  durch den Austrieb von Dampf aus dem Trocknungsgut.
- 2) Eine lokale Zunahme der Gasgeschwindigkeit im Bereich der Querschnittseinengung durch die Tauchheizflächen (z.B. von  $u_1$  auf  $u_1'$ ).
- 3) Eine sehr starke Zunahme der Gasgeschwindigkeit im Bereich der Tauchheizflächen (z.B. von  $u_1'$  auf  $u_2$ ) bedingt durch den hohen Wärmeeintrag und dem entsprechend hohen Feuchtigkeitsaustrieb in Form von Dampf.
- 4) Eine Abnahme der Gasgeschwindigkeit im oberen Bereich des Trockners, wo unterkühlte Rohfeinkohle (RFK) in den Trockner eingetragen wird, und somit Dampf an der Kohle kondensiert.

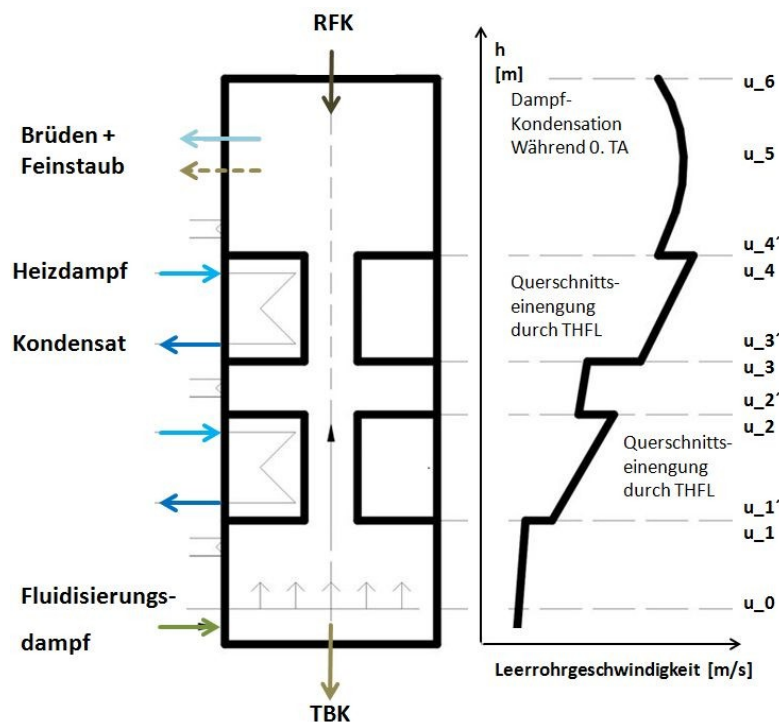


Abbildung 112: Qualitativer Fluidisierungsdampfgeschwindigkeitsverlauf über der Trocknerhöhe, nach [74]

### Abbildung zu den Korngrößenklassen

Die Trocknungskinetik des polydispersen Korngrößengemisches wurde auf näherungsweise monodisperser Basis untersucht. Eine vollständige Darstellung der Klassen befindet sich auf Seite 169 in Form von Tabelle 47. Zur Veranschaulichung sind hier 6 der 13 Korngrößenklassen dargestellt.



**Abbildung 113: Veranschaulichung der Korngrößenklassen D7 bis D12 der insgesamt 13 Korngrößenklassen**

### Blasenbewegung und Durchmischung in der Wirbelschicht

Die folgende Abbildung veranschaulicht die intensive Feststoffdurchmischung infolge eines großen Blasenanteils in einer Gas-Feststoff-Wirbelschicht mit Geldart-B-Partikeln in einer quasi-2D-Wirbelschicht. Diese intensive Vermischung führt zur Verweilzeitverteilung bei einem kontinuierlichen Wirbelschichttrockner (siehe Abbildung 105, Seite 173 und Abbildung 80 auf Seite 129), da die kontinuierliche Durchlaufbewegung stark von der Feststoffmischbewegung überlagert wird.



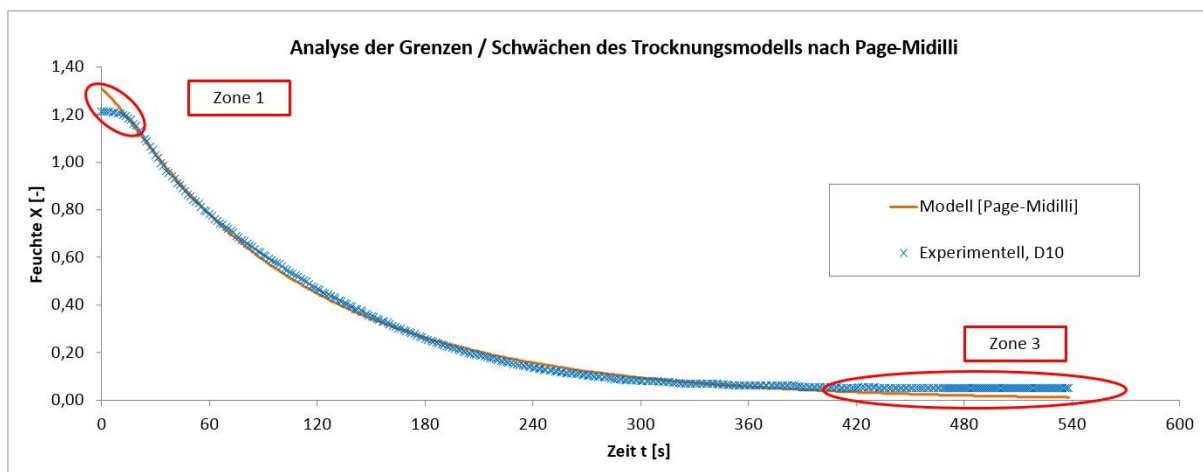
**Abbildung 114: Veranschaulichung der intensiven Feststoffdurchmischung in einer blasenbildenden Wirbelschicht**

Diese Untersuchungen wurden an einer quasi 2D-Wirbelschicht durchgeführt. Im Rahmen der Dissertation von Asegehegn [1] wurde die „Hydrodynamik“ (Fluidodynamik<sup>46</sup>) der Wirbelschicht, speziell das Blasenwachstum und die Aufstiegsgeschwindigkeit der Blasen, untersucht.

<sup>46</sup> Für Wirbelschicht-Simulationen wird auch die Feststoffphase als Fluid modelliert (Two-Fluid-Model), daher stammt auch der Begriff "Fluidisierung".

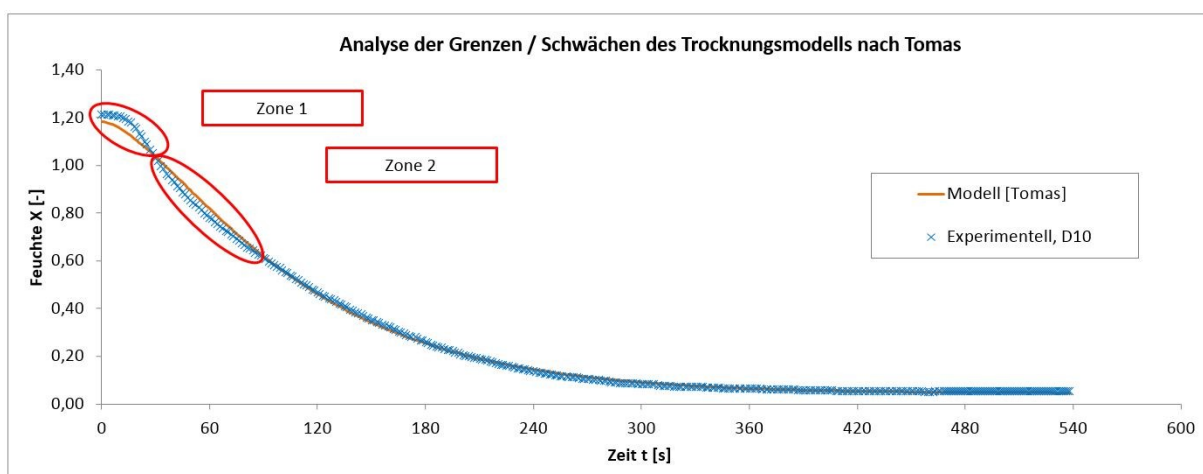
## Abbildungen zur Analyse der Grenzen und Schwächen bestehender empirischer Trocknungsmodelle

Ausgehend von einem der ersten Trocknungsmodelle nach Page [110] (1949) wurde unter der Berücksichtigung des Modells nach Midilli [98] diese Funktion auf der y-Achse auf das Niveau des Startwassergehaltes skaliert. Diese Modellfunktion liefert für Trocknungsverläufe ohne Gleichgewichtswassergehalt oft sehr gute Resultate bezüglich des Fehlerkennwertes  $R^2$ . Für Trocknungsverläufe mit Gleichgewichtsfeuchte weicht diese zum Ende der Trocknung jedoch stark vom experimentell ermittelten Trocknungsverlauf ab (speziell in "Zone 3").



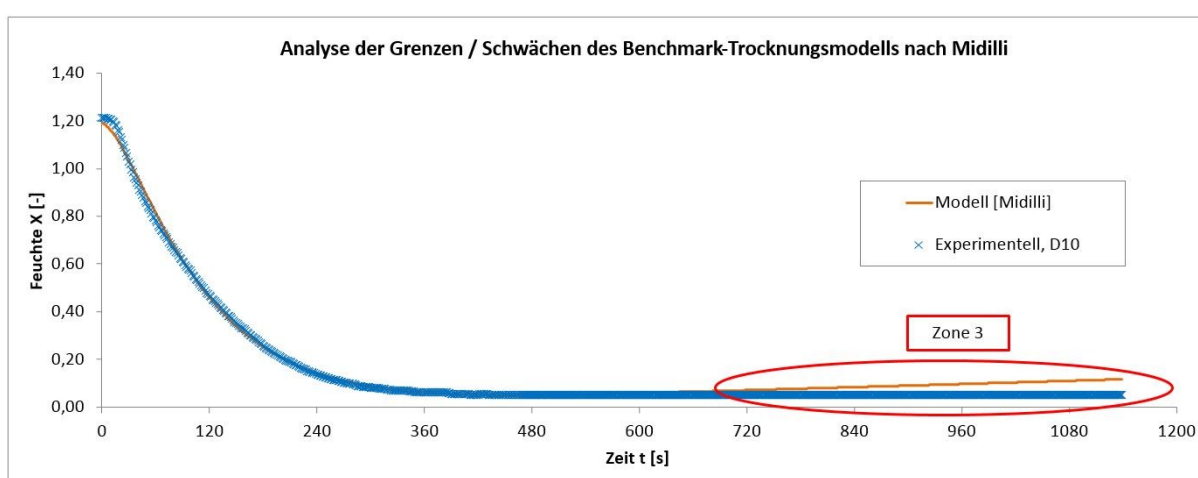
**Abbildung 115:** Analyse der qualitativen Modellschwächen des kombinierten Page-Midilli-Trocknungsmodells

Das Trocknungsmodell nach Tomas [130], siehe Tabelle 24 auf Seite 88, weist aufgrund der quadratischen Zeitabhängigkeit eine sehr schlechte Anpassbarkeit an den experimentellen Verlauf zu Beginn der Trocknung auf. Der zeitunabhängige Gleichgewichtswassergehalt kann aufgrund des Absolutgliedes sehr gut abgebildet werden (siehe folgende Abbildung).



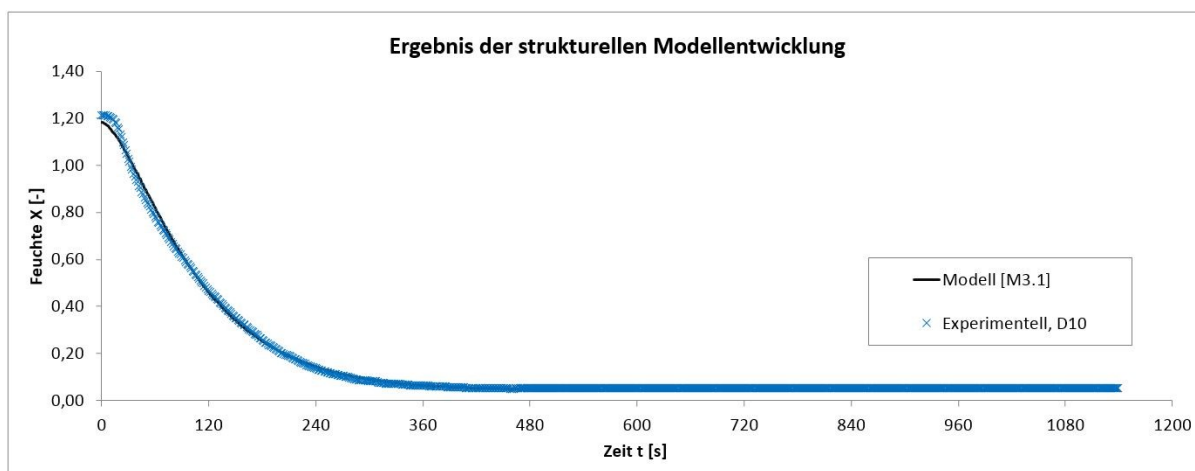
**Abbildung 116:** Analyse der qualitativen Modellschwächen des Trocknungsmodells nach Tomas

Grundsätzlich weist das Modell nach Midilli [98], siehe Tabelle 24 auf Seite 88, eine sehr gute quantitative Passung im Bereich des eigentlichen Trocknungsverlaufes (im Bereich der Feuchteänderung) auf (siehe folgende Abbildung, vergleiche vorherige Abbildungen). Aufgrund der additiven Überlagerung von Exponentialfunktion und Linearfunktion kommt es jedoch nach Abklingen des Exponentialanteils zu einem ständig ansteigenden Wassergehalt nach Berechnung mit dieser Modellfunktion. Dies spiegelt jedoch nicht das reale physikalische Verhalten einer zeitunabhängigen Gleichgewichtsfeuchte wider. Aufgrund der Verweilzeitverteilung (siehe z.B. Abbildung 80 auf Seite 129, Abbildung 81 ff) im Trockner, verweilt ein erheblicher Anteil des Trocknungsgutes bis zum 2, 3-fachen der normalen Trocknungszeit. Strukturell muss die Linearfunktion zwingend durch ein Absolutglied ersetzt werden.



**Abbildung 117: Analyse der qualitativen Modellschwächen des Benchmark-Trocknungsmodells nach Midilli**

Aus der Kombination der Erkenntnisse der Analyse der Modellschwächen und Stärken und der zugehörigen mathematischen Ursachen wurde ein kombiniertes, strukturell optimiertes Modell entwickelt. Es ist in der Lage die Kombination aus Krümmung, Steigung und Gleichgewichtswassergehalt optimal abzubilden (siehe folgende Abbildung, vgl. vorherige Abb.).



**Abbildung 118: Ergebnis der strukturellen Optimierung; Modell M3.1**



---

Die Eignung des Modells M3.1 (Gleichung 50, Seite 93) wurde an Hand mehrerer Trocknungsverläufe aus unterschiedlichen Trocknungsverfahren untersucht und mit mathematischen Kennzahlen (siehe Gleichung 48 auf Seite 89) nachgewiesen (siehe Tabelle 27 auf Seite 92). Der hier dargestellte optische Nachweis dient lediglich der Veranschaulichung der methodischen Herangehensweise an die strukturelle Modelloptimierung und versteht sich als beispielhafte Illustration der erzielten Modelloptimierung.

## Übersicht der Wärmequellen und Wärmesenken

Diese Tabelle erläutert die Wärmeströme aus Abbildung 74 auf Seite 108 genauer.

**Tabelle 59: Betrachtung der Wärmequellen und Wärmesenken im/am DDWT-Trockner im stationären Betrieb**

| Wärmequellen / Wärmesenken  | Erläuterung / Anmerkung   |
|---|---|
| $\dot{Q}_{Ab,1} = \dot{Q}_{FD(Aus),Kond}^{Ab}$  | Wird als Feuchtesprung in Energiebilanz 1 modelliert:<br>$X_0 + \Delta X_{Kond} = X_{01}$ , (siehe Gleichung 77)<br>Nach nulltem Trocknungsabschnitt: $\dot{Q}_{FD(Aus),Kond} = 0 W$  |
| $\dot{Q}_{Ab,2} = \dot{Q}_{THFL}^{Ab}$  | Primäre Wärmequelle für Wasserverdampfung.  |
| $\dot{Q}_{Ab,3} = \dot{Q}_{TAM,i}^{Ab}$   | Anteil des Wärmestromes, der von der Begleitheizung (im Trockneranlagenmantel) in den Trockner nach innen abgegeben wird.   |
| $\dot{Q}_{Ab,4} = \dot{Q}_{FD(Ein),Enth}^{Ab}$  | $\dot{Q}_{FD}^{Ab}$ sehr gering gegenüber $\dot{Q}_{THFL}^{Ab}$ da Überhitzung sehr gering<br>( $T_{FD} - T_S) \leq 5 K$<br>Mögliche Näherung: $\dot{Q}_{FD(Aus),ÜH}^{Ab} = 0$ , (industrielle Dim.)  |
| $\dot{Q}_{Ab,5} = \dot{Q}_{TAM,a}^{Ab}$   | Anteil des Wärmestromes, der von der Begleitheizung (im Trockneranlagenmantel) nach außen abgegeben wird.   |
| $\dot{Q}_{Auf,1} = \dot{Q}_{TG(Ein),Erw}^{Auf}$   | Im ersten Trocknungsabschnitt gilt: $\Delta T_{TG} = 0 K$ , $\dot{Q}_{TG,Erw}^{Zu} = 0 W$<br>(Im zweiten Trocknungsabschnitt gilt: $\Delta T_{TG} \leq 15 K$ , wird vernachlässigt, da der Fehler bezüglich der Masse an verdampftem Wasser der durch diese Vernachlässigung entsteht < 1% ist.)  |
| $\dot{Q}_{Auf,2} = \dot{Q}_{TG,H2O,Verda}^{Auf}$  | Wärmestrom, der für das Verdampfen des Wassers aus dem Trocknungsgut benötigt wird.<br>Unter Berücksichtigung der oben genannten Erläuterungen verbleibt:<br>$\dot{Q}_{THFL}^{Ab} + \dot{Q}_{FD}^{Ab} + \dot{Q}_{TAM}^{Ab} = \dot{Q}_{TG}^{Zu}$ , (siehe Gleichung 95, Seite 116)<br>wobei $(\dot{Q}_{FD}^{Ab} + \dot{Q}_{TAM}^{Ab}) \ll \dot{Q}_{THFL}^{Ab}$ (siehe Tabelle 65, S. 225), und<br>Im 1. TA: isotherme Verdampfung: $\dot{Q}_{TG}^{Zu} = \dot{Q}_{TG,H2O,Verda}^{Zu}$ |
| $\dot{Q}_{Auf,3} = \dot{Q}_{TG,H2O,BE}^{Auf}$   | Wärmestrom, der für das Lösen der Bindungen des Kohlewassers benötigt wird (Bindungsenthalpie).<br>Tritt bei Lausitzer Braunkohle erst ab sehr geringen Feuchten auf (siehe Abbildung 47, Seite 60),<br>(Größenordnung: siehe Tabelle 64, S. 224:<br>$\Gamma_{BE} < 1\%$ ; bei Trocknung: $X = 1,27$ auf $0,08 [-]$ ).  |
| $\dot{Q}_{Auf,4} = \dot{Q}_{TG(Aus),ÜH}^{Auf}$  | Wärmestrom, der für das Überhitzen des TG benötigt wird. (Größenordnung siehe Seite 114: Textmarke {1}, sowie Tabelle 66, Seite 225).   |
| $\dot{Q}_{Auf,5} = \dot{Q}_{TM(Aus),ÜH}^{Auf}$  | $(\dot{Q}_{FD}^{Zu} - \dot{Q}_{FD}^{Ab}) \cong 0 W$ , d.h. Dampf wird bis zum Austritt aus dem Trockner wieder enthitzt:  |
| $\dot{Q}_{Auf,5} = \dot{Q}_{Um,g}^{Auf}$  | Kompensation; wird für Trocknungsmodellierung (Trocknungskinetik) nicht betrachtet: $\dot{Q}_{TAM,a}^{Ab} = \dot{Q}_{Um,g}^{Zu}$  |
| Eine beispielhafte Berechnung der Größe dieser Wärmeströme für den BTU-DDWT-Trockner ist in Tabelle 65 und Tabelle 66 (Seite 225) zu finden.<br>Die Berechnungsgleichungen sind ab Gleichung 65 auf Seite 108 dargestellt.) |   |

## Verwendete Überhitzungen der ein- und austretenden Stoffströme

Im Abschnitt 6.2.4, Seite 111, wurden vereinfachende Annahmen (Vernachlässigung sehr geringer Wärmeströme) vorgeschlagen. Diese basieren auf den zumeist sehr geringen Überhitzungen der ein- und austretenden Stoffströme. Zur Veranschaulichung sind diese nochmals in einem DDWT-Fließbild dargestellt. (Nachweis der Wandtemperatur siehe Abbildung 140, Seite 226).

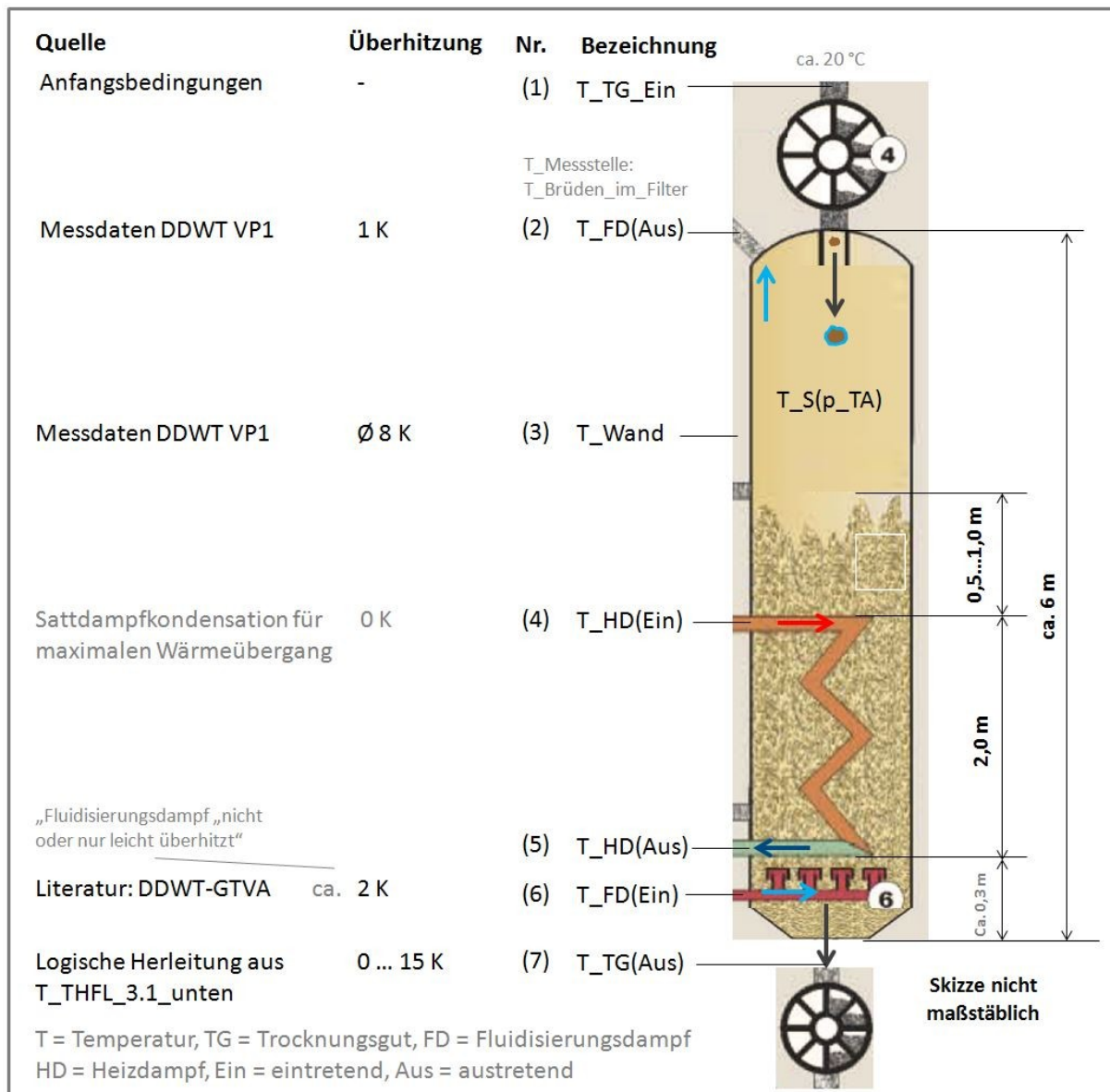


Abbildung 119: Zu den Überhitzungen der ein- und austretenden Stoffströme

### Diagramme zum äußeren Wärmeübergang und Wärmedurchgang

Die Temperaturen in den folgenden zwei Diagrammen wurden ausgehend vom Trocknerdruck von 1,3 bar(a) berechnet. Vorgegeben wurden dabei folgende Werte:

Tabelle 60: Vorgabewerte für die Veranschaulichung der Temperaturniveaus

| Variable                 | Wert | Einheit | Erläuterungen zum Wert   |
|--------------------------|------|---------|--|
| Siedetemperatur          | 107  | °C      | Als Funktion des Trocknerdrucks von 1,3 bar(a)   |
| Überhitzung              | 12   | K       | (Nominale) Überhitzung der Wirbelschicht über Siedetemperatur  |
| Delta T <sub>k,nom</sub> | 40   | K       | Nominal treibende Temperaturdifferenz, bezogen auf den k-Wert, d.h. den Wärmedurchgang   |
| T <sub>Rohr_innen</sub>  | -2   | K       | Gegenüber T <sub>Heizdampf</sub> , ergibt sich aufgrund von alpha <sub>i</sub> , mittlerer Wert für DDWT-typische Parameter                    |
| T <sub>Rohr_außen</sub>  | -3   | K       | Gegenüber T <sub>Rohr_innen</sub> , ergibt sich aufgrund der Wärmeleitfähigkeit und der Wandstärke, mittlerer Wert für DDWT-typische Parameter |

Die folgende Grafik veranschaulicht beispielhaft die Temperaturdifferenzen zwischen den einzelnen Medien:

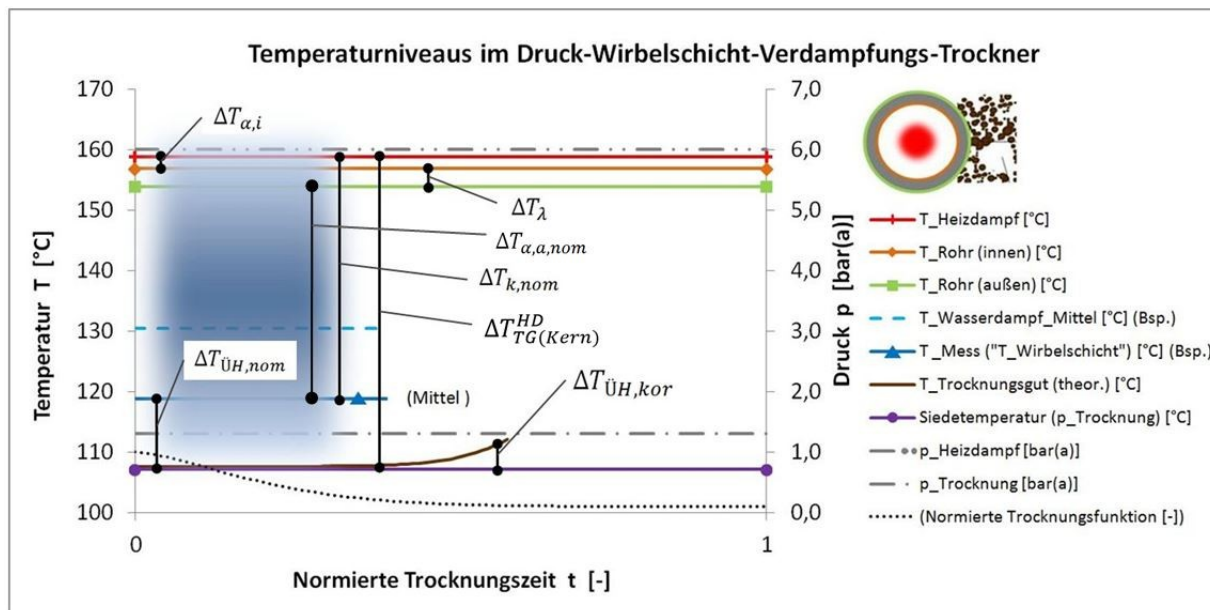


Abbildung 120: Definition der Temperaturniveaus bei stationärem Trocknerbetrieb bei 1,3 bar(a)

Vereinzelt existiert in der Fachwelt auch die Annahme:  $T_{Mess,WS} = T_{TG} = T_{TM}$  (auch für die Verdampfungstrocknung). Daraus würde jedoch folgen  $T_{TG} > T_s(p_{Trockner})$  da eine deutliche Überhitzung der Wirbelschicht gemessen wird (siehe Abbildung 63, S. 84). Dies würde bedeuten, dass auch das Wasser des noch feuchten Trocknungsgutes in überhitzter, flüssiger Form vorliegen müsste. Dem sei die folgende These entgegengesetzt und mit den Argumenten in der nachfolgenden Tabelle begründet und belegt:

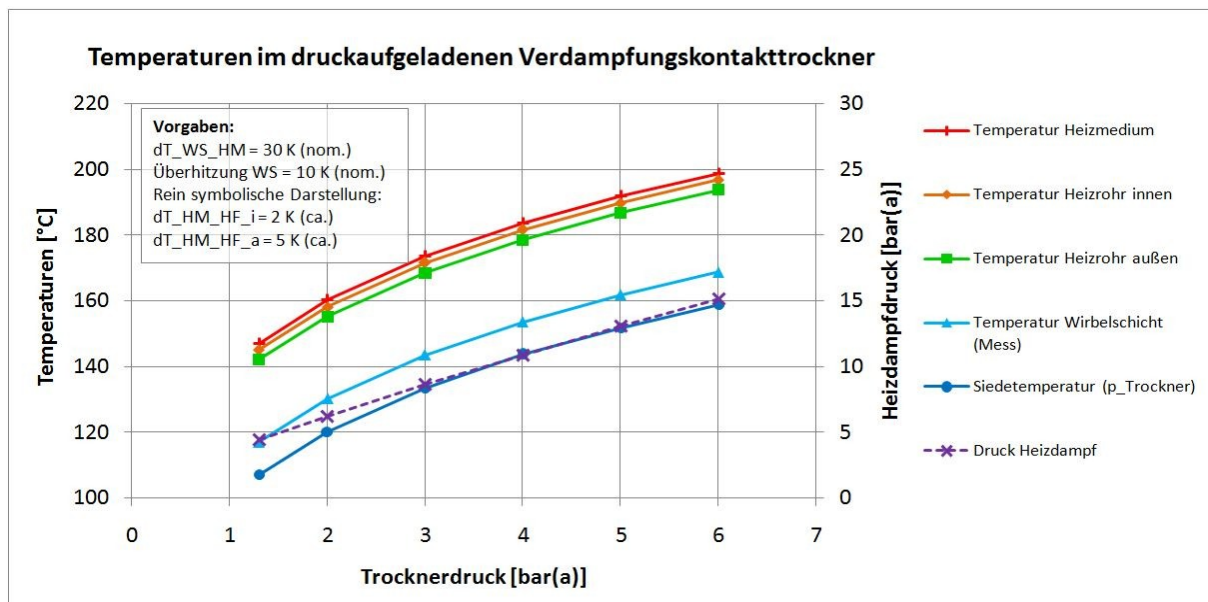
$T_{TG} \cong T_S(p_{Trockner})$  für feuchtes Trocknungsgut, d.h. bis ca.  $X_{TG} > 0,10$  [-], vor allem gilt:  $T_{TG,Kern} \cong T_S$ , speziell für kleine Partikel. Da es sich bei feinkörniger Braunkohle um sehr kleine Partikel handelt (mittlere Durchmesser siehe Abbildung 102, Seite 168) kann die Temperaturspreizung zwischen Kern und Oberfläche des Partikels nicht erheblich sein.

**Tabelle 61: Argumentation für die These der Temperatur des feuchten Trocknungsgutes**

| Nr. | Argumentation   | Quelle / Beleg        |
|-----|---|-----------------------|
| 1   | Die Messungen haben erwiesen: $T_{TG,Kern} \leq T_S$ , solange das Partikel noch feucht ist, d.h. $X \gg 0$ [-] (siehe Abbildung 133, S. 217). Für sehr kleine Partikel d.h. z.B. $d_{p,Mar} = 0,1 \text{ mm}$ kann kein nennenswerter Temperaturunterschied zwischen Kern und Oberfläche bestehen (Gesetz der Wärmeleitung): $T_{TG,Kern} \cong T_{TG,OF}$ | Abbildung 135, S. 219 |
| 2   | Die Fachliteratur [87] geht ebenfalls von der thermodynamisch begründbaren Annahme aus: $T_{TG} = T_S(p)$   | Abbildung 133, S. 217 |
| 3   | Die Thermodynamik besagt, dass eine Zufuhr von Wärme zu siedendem Wasser nicht zu einem Überhitzen des flüssigen Wasser führt, sondern zu einer Verdampfung. Es existiert kein überhitztes flüssiges Wasser (siehe auch T,s-Diagramm).  | Abbildung 71, S. 103  |

### Änderung der Temperaturniveaus bei Änderung des Trocknungsdruckes

Mit steigendem Trocknerdruck muss der Druck vom kondensierenden Heizdampf angepasst werden, um die für den Wärmedurchgang entscheidende treibende Temperaturdifferenz trotz der höheren Siedetemperatur im Trockner aufrecht zu erhalten.



**Abbildung 121: Druckabhängige Temperaturniveaus im DDWT-Trockner**

Bei der Wahl von hohen Drücken und Überhitzungen bei der Auslegung und der Fahrweise des Trockners muss die für die chemisch-thermische Stabilität des Trocknungsgutes maximal zulässige Temperatur beachtet werden. (Siehe Angaben im Abschnitt zur chemischen Charakterisierung des Trocknungsgutes).

### Wärmeübergangskoeffizienten für Rohrbündelwärmeübertrager (Tauchheizflächen)

Die nachfolgend für das Rohrbündel berechneten Wärmeübergangskoeffizienten sind nach der Theorie von Lechner (siehe Gleichung 114 bis Gleichung 121 ab Seite 171) berechnet worden. Diese Theorie ist validiert für horizontale Rohrbündel, UND:  $12 < d_{R,a} < 35$  mm.

Tabelle 62: Standard-Parameter für die Wärmeübergangsberechnung nach Lechner / Dietz

| Parameter                      | Variable | Wert     | Einheit |
|--------------------------------|----------|----------|---------|
| Trocknungsdruck                | p_TA     | 1,3      | bar(a)  |
| Leerrohrgeschwindigkeit        | u_LR     | 0,2      | m/s     |
| Partikeldurchmesser (Martin-Ø) | d_Martin | 0,094    | mm      |
| Rohraußendurchmesser           | d_R,a    | 21,3     | mm      |
| Horizontale Teilung            | s_h      | 45       | mm      |
| Teilungsart                    | -        | Versetzt | [-]     |

Die Wärmezufuhr für die Verdampfung des Kohlewassers erfolgt an der DDWT-Anlage primär über die Tauchheizflächen. In Voruntersuchungen von Lechner wurden versetzt angeordnete Rohrbündel favorisiert. Die folgende Abbildung veranschaulicht eine konkrete Rohrbündelgeometrie incl. der sich daraus ergebenden Größen zur thermischen Dimensionierung.

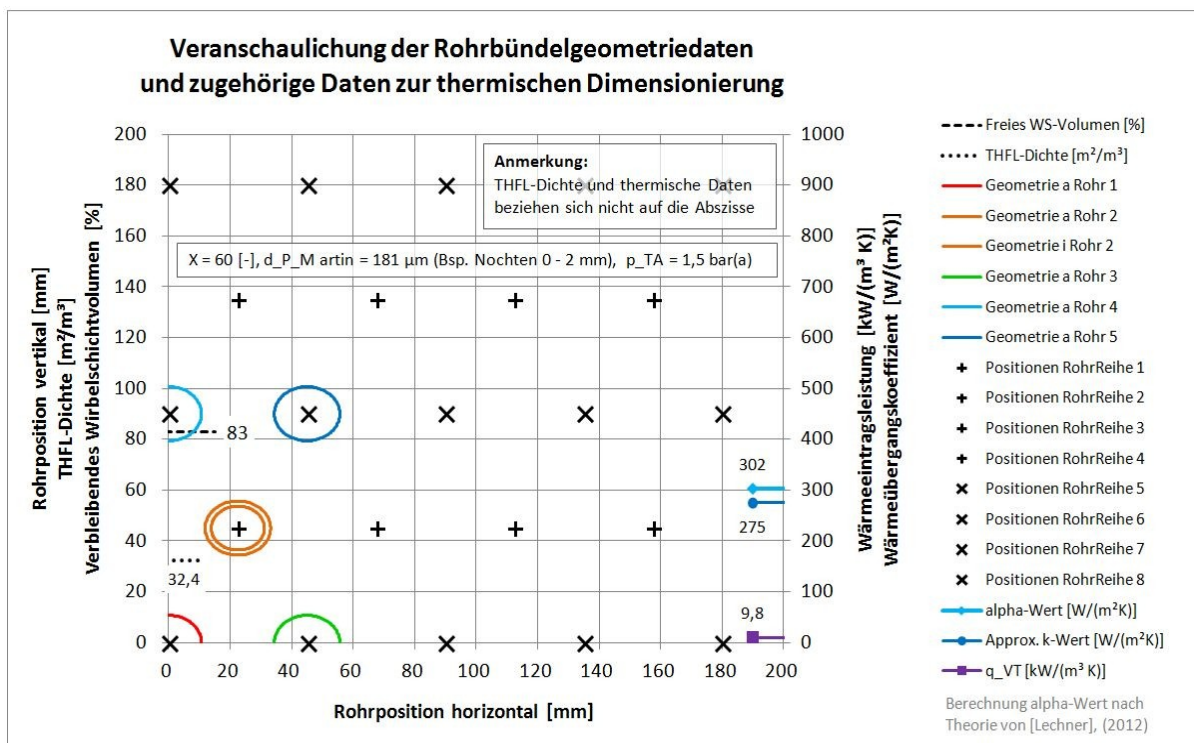
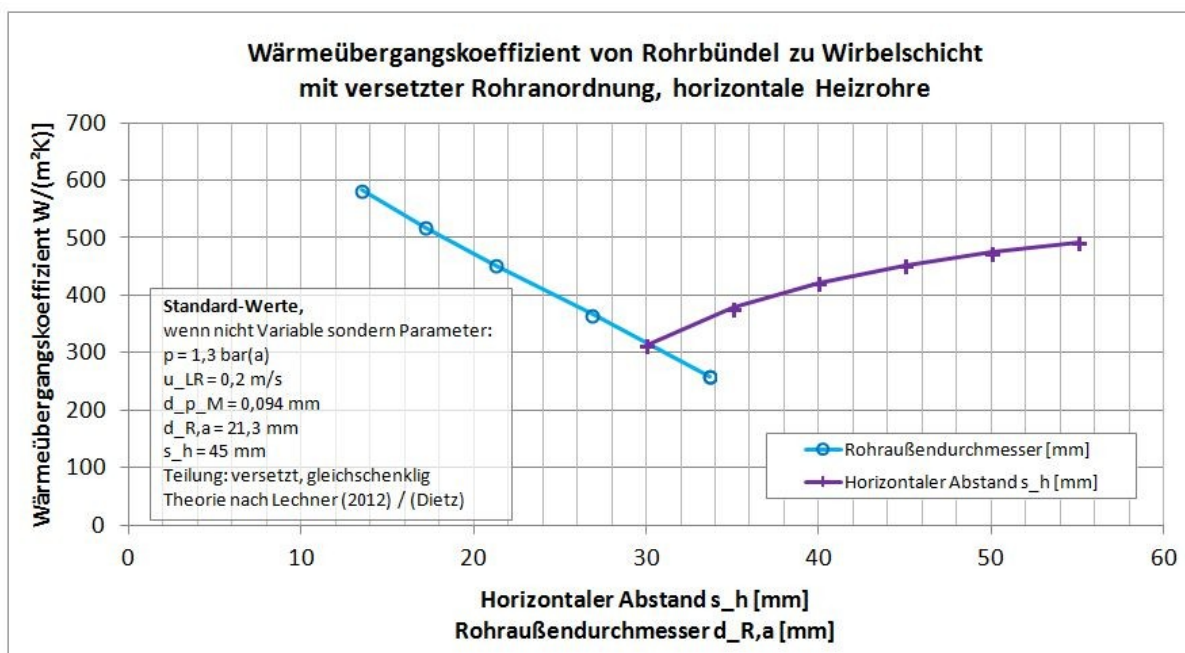


Abbildung 122: Beispielhafte Berechnung einer Rohrbündelgeometrie mit versetzter Rohranordnung



Der Vergleich des berechneten k-Wertes mit dem k-Wert welcher aus experimentellen Daten ermittelt wurde (siehe Abbildung 146 auf Seite 233).

Im folgenden Diagramm wurden ausgehend von den Standardwerten für die Parameter (siehe vorherige Tabelle) der Rohrdurchmesser bei konstantem horizontalem Abstand von 45 mm und der horizontale Abstand bei konstantem Rohrdurchmesser von 21,3 mm variiert.



**Abbildung 123: Einfluss von Rohrdurchmesser und -abstand auf den Wärmeübergangskoeffizienten im Rohrbündel**

Mit einer Verringerung des Rohrdurchmessers lässt sich eine deutliche Steigerung hinsichtlich des Wärmeübergangs erreichen, allerdings sinkt dadurch die Tauchheizflächendichte bei gleichen Rohrabständen und gleicher Rohranzahl deutlich ab. Um diesen Effekt zu berücksichtigen, empfiehlt es sich die folgende Kennzahl für die Rohrbündeldimensionierung zu berechnen:

$$\dot{q}_{VT} = \alpha_a \cdot \rho_{THFL}$$

$$[\dot{q}_{VT}] = \left[ \frac{W}{m^2K} \cdot \frac{m^2}{m^3} = \frac{W}{m^3K} \right]$$

**Gleichung 175: Zur Berechnung der spezifischen Wärmeeintragsleistung des WS-Kontaktrockners**

Die folgende Abbildung veranschaulicht, dass sich bei fixiertem Rohrabstand ein theoretisch optimaler Durchmesser für den maximalen Wärmeeintrag, gemäß der vorherigen Gleichung, ergibt.

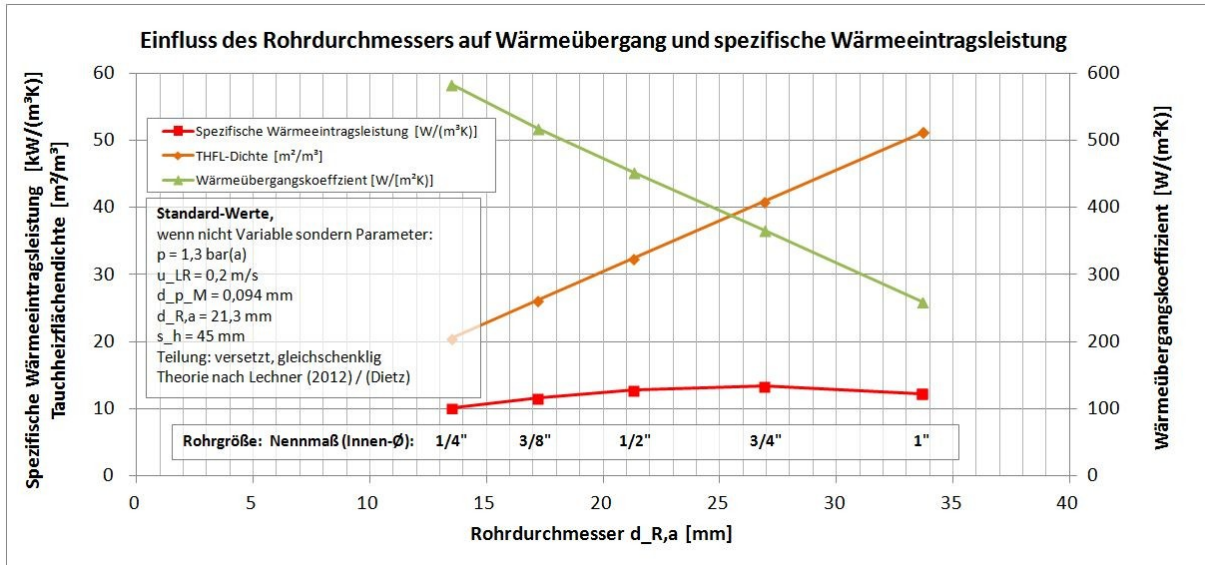


Abbildung 124: Einfluss des Rohrdurchmessers auf die spezifische Wärmeeintragsleistung

Nach der Betrachtung des Einflusses der Rohrbündelgeometrieparameter auf den Wärmeübergang folgt nun die Betrachtung des Einflusses der drei Primäreinflussgrößen auf den Wärmeübergang, welche in gleicher Weise für das Einzelrohr bestehen.

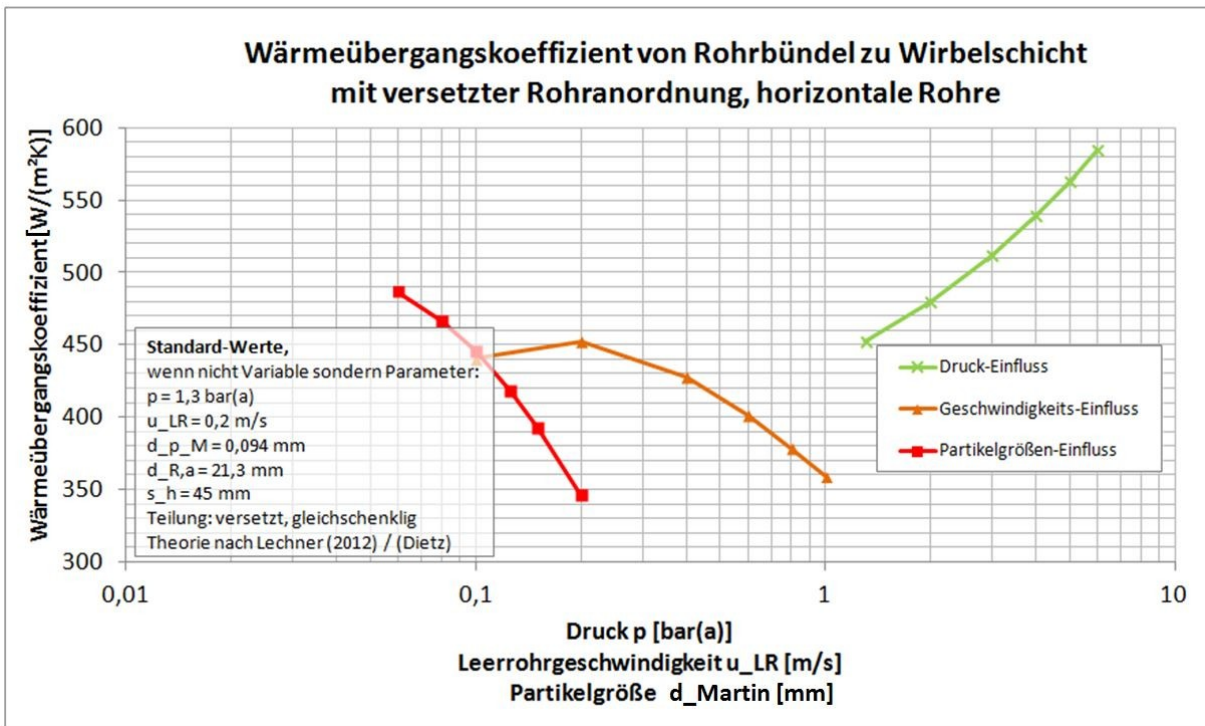


Abbildung 125: Einfluss von Druck, Partikelgröße & Gasgeschwindigkeit auf äußeren Wärmeübergangskoeffizienten

**Anmerkungen zum Druckeinfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten:**

Generell wirkt sich der Druck positiv auf den erzielbaren Wärmeübergangskoeffizienten aus. Qualitativ betrachtet hat der Druck hier näherungsweise logarithmischen Einfluss. (Diese Erkenntnis liefert auch die Auswertung der Daten zu Wärmedurchgang von Höhe, Abbildung



147, Seite 234.) Die Obergrenze für den Trocknerdruck ergibt sich aus der mit dem Druck ansteigenden Siedetemperatur, der für den Wärmeeintrag erforderlichen Temperaturdifferenz zwischen Trocknungsgut und Heißdampf und der maximal zulässigen Temperatur der Rohroberfläche, welche nicht überschritten werden sollte, um den Austrieb von flüchtigen Bestandteilen zu vermeiden (vergleiche Abbildung 121 auf Seite 205).

#### **Anmerkungen zum Einfluss der Leerrohrgeschwindigkeit auf den Wärmeübergangskoeffizienten:**

Bedingt durch die Überlagerung von partikelkonvektivem und gaskonvektivem Wärmeübergang ergibt sich eine optimale Leerrohrgeschwindigkeit, für welche sich ein Maximum des Wärmeübergangskoeffizienten einstellt (siehe Abbildung 125). Mit steigender Leerrohrgeschwindigkeit steigt auch die Expansion des Wirbelbettes an, was zu einer Abnahme des dominierenden partikelkonvektiven Wärmeübergangs führt. Der nachteilige Effekt einer zu hohen Leerrohrgeschwindigkeit auf den Wärmeübergang sollte bei der Auslegung von Wirbelschicht-Verdampfungstrocknern mit sehr großer Wirbelschichthöhe bedacht und beachtet werden. Aufgrund der Wasserverdampfung steigt die Gasgeschwindigkeit bei mit zunehmender Wirbelschichthöhe immer weiter an (vergleiche Abbildung 112 auf Seite 197), insofern dies nicht durch eine Querschnittserweiterung (z.B. durch konische Bauweise, vergleiche Abbildung 130, Seite 214) kompensiert wird.

#### **Anmerkungen zum Einfluss der Partikelgröße auf den Wärmeübergangskoeffizienten:**

Aus Sicht des erzielbaren Wärmeübergangskoeffizienten empfiehlt es sich möglichst feinkörnige Partikel zu verwenden. Die Untergrenze bezüglich der Korngröße ergibt sich verfahrenstechnisch aufgrund des Übergangs der Partikelklasse „Geldart-B“ (Klasse 2) zu Klasse „Geldart-A“ (Klasse 1) (siehe Abbildung 20 auf Seite 26). Partikel der Klasse 1 lassen sich aufgrund der starken interpartikulären Haftkräfte nur schwer, meist nur mit Hilfe von Rührwerken, fluidisieren. Dies gilt generell für Partikel dieser Größe, besondere Schwierigkeiten ergeben sich für oberflächenfeuchte Partikel, bei denen der interpartikuläre Flüssigkeitsfilm zu einer zusätzlichen Haftkraft führt. Die mit zunehmender Feuchte schlechtere Fließfähigkeit bzw. stärkere Agglomerationsneigung lässt sich in Form des steigenden Schüttwinkels beobachten (vergleiche Abbildung 30 auf Seite 40).

Bei der Auslegung des optimalen Rohrdurchmessers und der Rohrbündelteilung sind neben dem Wärmeübergang vor allem folgende Effekte zu bedenken:

- Fertigungstechnischer Aufwand (bei kleinen Rohrdurchmessern und großer Rohranzahl)
- Statische Stabilität (sinkt mit Verringerung des Rohrdurchmessers sehr stark – Flächenträgheitsmoment beachten).

## Verfahrensfließbild der DDWT-Anlage mit peripheren Komponenten

Die nachfolgende Abbildung zeigt die gesamte DDWT-Anlage mit den zugehörigen peripheren Komponenten und Stoffströmen. Das Verfahrensfließbild zum Trockner wurde bereits im Grundlagenkapitel in Abschnitt 6.2.2 in Abbildung 72 auf Seite 104 dargestellt.

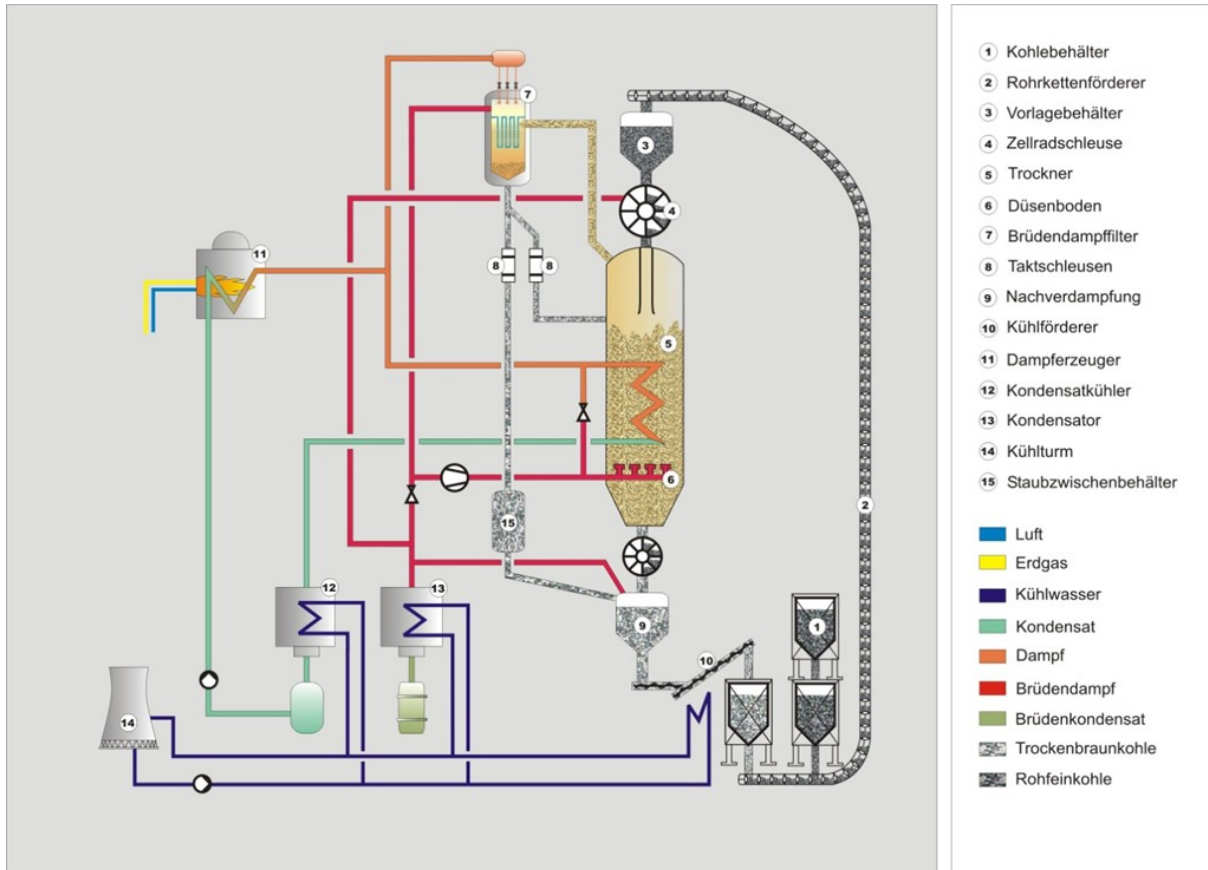


Abbildung 126: Verfahrensfließbild der DDWT-Anlage mit peripheren Komponenten [74]

## Abbildung der realen DDWT-Anlage an der BTU

Ausgewählte, wesentliche Komponenten der DDWT-Anlage: (vergleiche Abbildung 126)

1) Behälter für Rohfeinkohle, 2) Rohrkettenförderer, 3) Eintragszellschleuse, 4a) Tauchheizflächen (Draufsicht), 4b) Trocknermantelbeheizung (Begleitheizung), 4c) Düsenboden (Glockenboden), 5) Austragszellschleuse, 6) Kühlschnecke, 7) Behälter für TBK (Trockenbraunkohle), Abbildungen aus [74] (DDWT-I) und [75] (DDWT-II) zusammengeführt, sowie durch Abbildungen 4a und 4b ergänzt. (Abbildung 4a ähnlich der Abbildung 20 in [74], Abbildung 4b ähnlich der Abbildung 32 in [74]. 4a und 4b Projektmaterial des Projektes DDWT-III mit dem Abschlussbericht [76].



Abbildung 127: Reale DDWT-Anlage mit Stahlbau, mit Teilabbildungen aus [74] (DDWT-I) und [75] (DDWT-II)





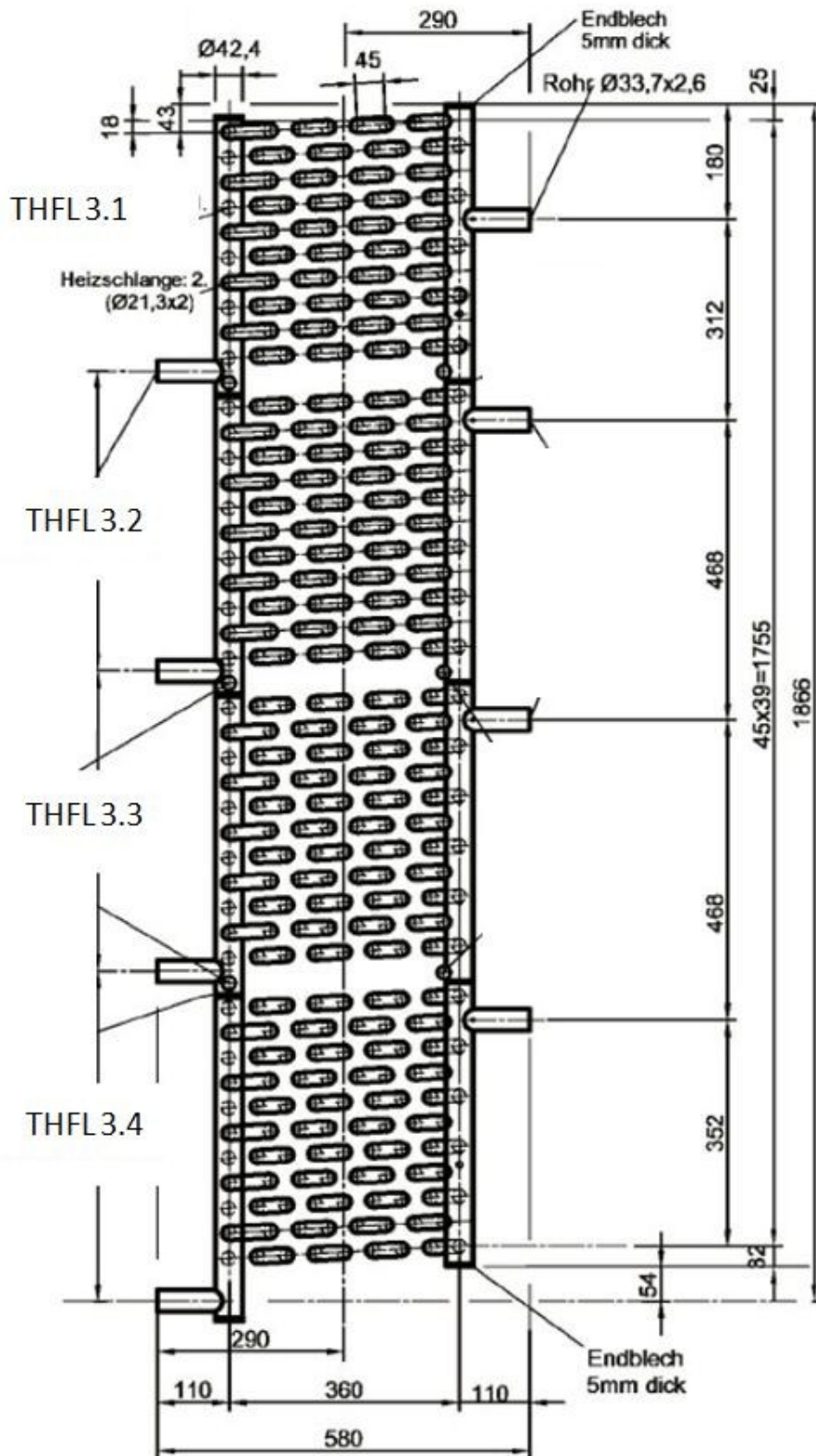


Abbildung 129: Wesentliche Geometrie der Heizflächen im Trockner, nach [75]

### Konische Bauform eines Trockners für Kohle

Diese konische Bauform eines Trockners ist im Patent von Petrovic [111] dokumentiert. Für einen DDWT-Trockner mit Durchsätzen im Kraftwerksmaßstab ist eine leicht konische Bauform aus zahlreichen Gesichtspunkten zu empfehlen; primär um die Dampfgeschwindigkeit in der Wirbelschicht zu begrenzen und somit den Wärmeübergang optimal zu halten und den Feinstaubaustrag zu begrenzen.

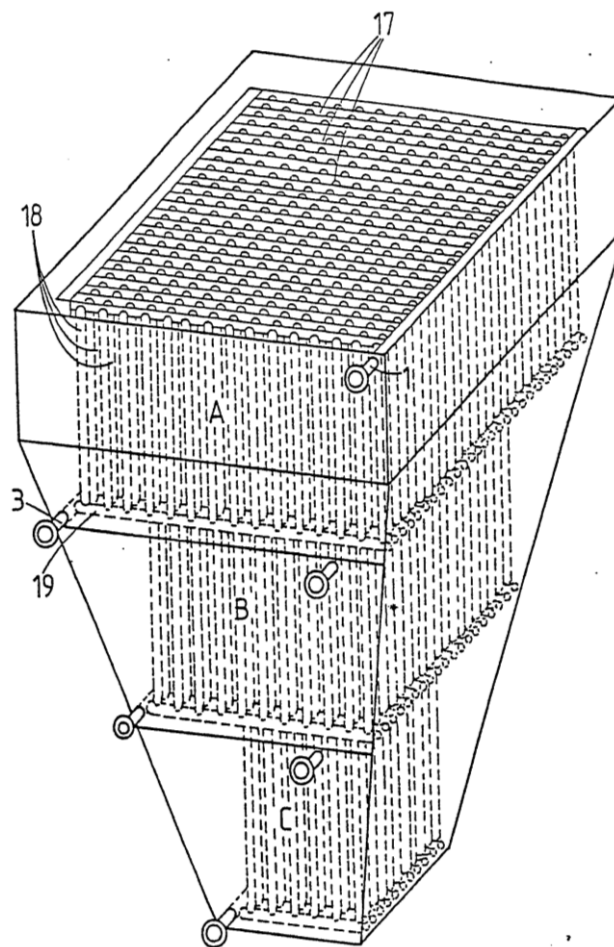


FIG.3

Abbildung 130: In einem Patent (1986) dokumentierte konische Bauform für einen Trockner für Kohle [111]

## Anhang 6: Auswertung und Berücksichtigung von Literaturdaten

### Trocknungskinetik der Verdunstungstrocknung

Diese Daten ergänzen erläuternd die im Abschnitt 5.2.2.2 ab Seite 74 dargestellten Trocknungsversuche. Die folgende Abbildung zeigt die mittels Wirbelschicht-Verdunstungstrocknung erzielten Trocknungsgradienten im kleinen Kaltmodell (siehe Abbildung 132 auf Seite 216) unter Variation der Gasgeschwindigkeit (Leerrohrgeschwindigkeit). Im Gegensatz zur Verdampfungstrocknung werden bei der Verdunstungstrocknung zu Beginn der Trocknung die höchsten Trocknungsgeschwindigkeiten erzielt. (Partikeldurchmesser 500 bis 710  $\mu\text{m}$ , Gaseintrittstemperatur 40°C).

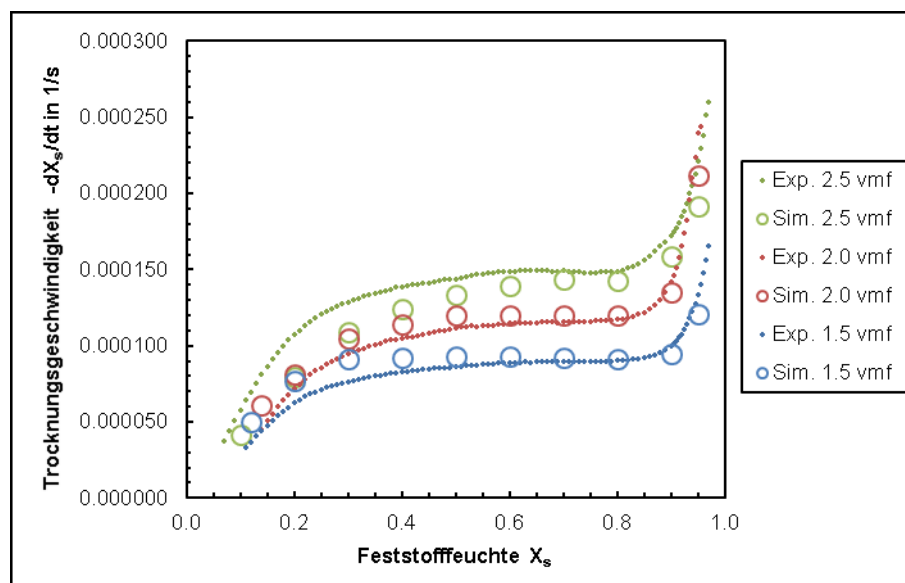


Abbildung 131: Trocknungsgradienten bei Variation der Leerrohrgeschwindigkeit [76], Messung: Wiedemann, MG2

Die folgende Abbildung veranschaulicht schematisch den Versuchsaufbau des kleinen Kaltmodells (technische Daten dazu in Tabelle 68, Seite 236).

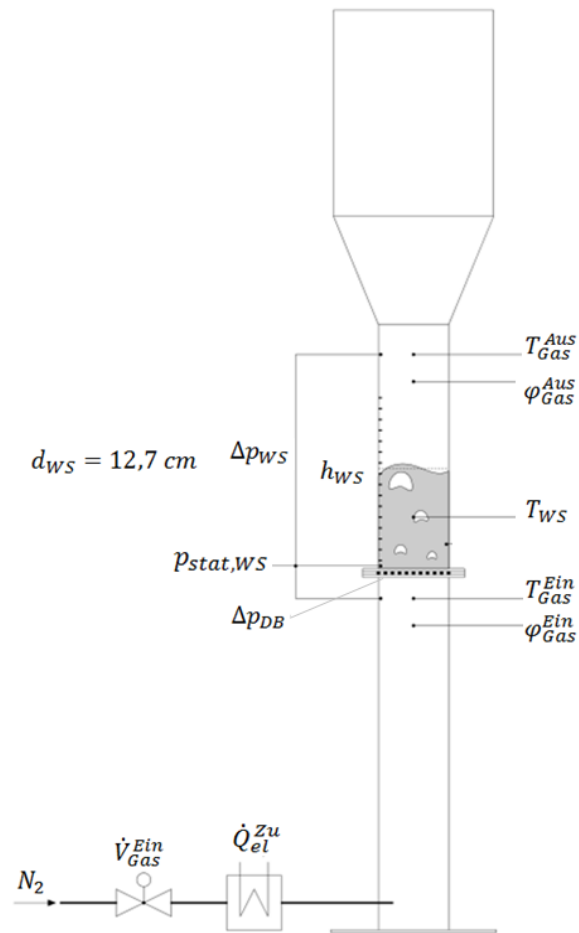


Abbildung 132: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus des kleinen Kaltmodells, nach [76]

Die in Abschnitt "5.2.2.2" auf Seite 75 von Kim [69] verwendete Versuchskohle weist folgende Stoffeigenschaften auf.

Tabelle 63: Stoffeigenschaften der Versuchskohle von KIM [69] verwendeten Versuchskohle

| Bestandteile (feucht)  | Wert | Einheit | Bestandteile (waf / daf) | Wert  | Einheit |
|------------------------|------|---------|--------------------------|-------|---------|
| Wassergehalt           | 59,3 | %       | Kohlenstoff gesamt       | 70,86 | %       |
| Flüchtige Bestandteile | 22,1 | %       | Sauerstoff               | 23,69 | %       |
| Kohlenstoff fest       | 18,2 | %       | Wasserstoff              | 4,56  | %       |
| Asche                  | 0,4  | %       | Stickstoff               | 0,63  | %       |
|                        |      |         | Schwefel                 | 0,26  | %       |

Der von Kim [69] verwendete Trocknungsquotient (siehe Abbildung 58) ist wie folgt definiert:

$$X^* = 1 - \left( \frac{m_{H_2O} - m_{H_2O,GG}}{m_{H_2O}(t_0) - m_{H_2O,GG}} \right)$$

Gleichung 176: Zur Berechnung des Trocknungsquotienten, nach Kim [69]



### Isothermie im ersten Trocknungsabschnitt bei der Verdampfungstrocknung

In den von Machnow [87], [88] aufgenommenen Daten zur WS-Verdampfungstrocknung konnte nachgewiesen werden, dass die Verdampfungstrocknung über einen weiten Feuchtebereich hinweg isotherm abläuft (siehe Partikeltemperatur „T\_P“). Weiterhin ist ersichtlich, dass die Partikeltemperatur in diesem Abschnitt exakt auf dem Niveau der Siedetemperatur verharrt. Auf diese qualitativen Verläufe wird bei der Modellierung Bezug genommen. Dabei ist  $X$  = Feuchte,  $T_W$  = Wandtemperatur,  $T_P$  = Partikeltemperatur,  $T_{D\_out}$  = Dampfaustrittstemperatur,  $t$  = Zeit.

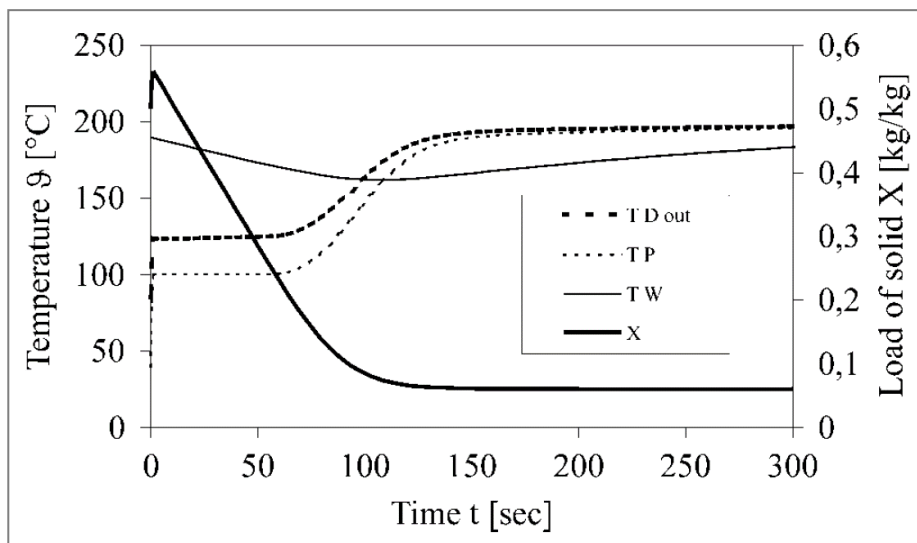


Abbildung 133: Temperaturverläufe (Partikel, Dampf, Wand) für die WS-Verdampfungstrocknung, [87] entnommen

Der Vergleich zwischen experimentell ermittelten Daten und Simulationsdaten aus dem Modell zeigt eine gute Übereinstimmung:

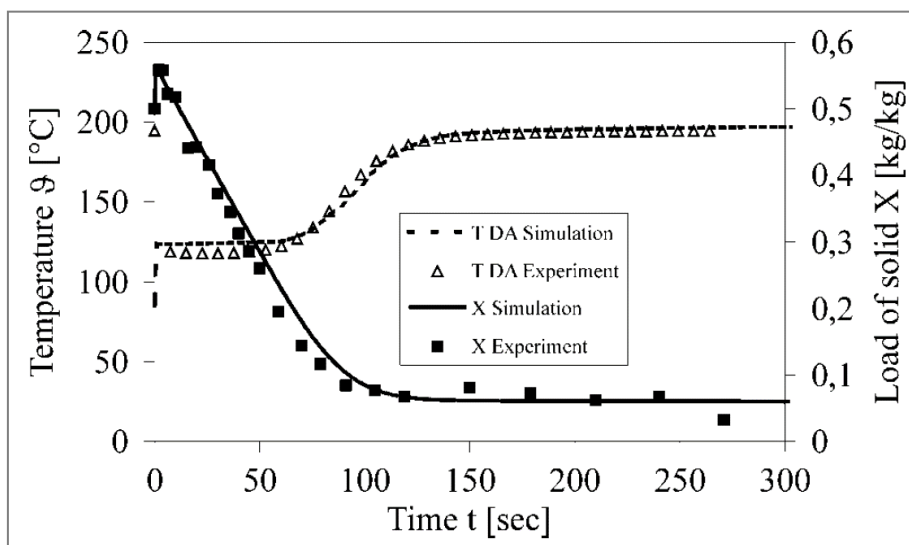


Abbildung 134: Temperatur- und Feuchteverlauf für die WS-Verdampfungstrocknung, [87] entnommen

Weitere für die Interpretation der Ergebnisse relevante Versuchsparameter:

- Innendurchmesser der Anlage: 100 mm
- Trocknungsgut: Seramis

Wesentliche Aussage: „Innerhalb des 1. Trocknungsabschnittes bleibt die Partikeltemperatur gleich der Sättigungstemperatur des Wasserdampfes.“ [88]

**Erkenntnisse:**

- a) Die Zeitspanne des nullten Trocknungsabschnittes ist vernachlässigbar gering, gegenüber der Zeitspanne für ersten und zweiten Trocknungsabschnitt.
- b) Die Verdampfung verläuft im ersten Trocknungsabschnitt isotherm.
- c) Die Partikeltemperatur liegt im ersten Trocknungsabschnitt auf dem Niveau der Siedetemperatur.

## Anhang 7: Nachweis für Thesen, sowie Begründungen für getroffene Annahmen und Vereinfachungen

### Prüfung der Annahme, dass im ersten Trocknungsabschnitt eine isotherme Verdampfung vorliegt

Gemäß der Aussagen in der Literatur (siehe Abbildung 134 und Abbildung 133, ab Seite 217) findet bei der Trocknung nach dem Prinzip der Verdampfungstrocknung im ersten Trocknungsabschnitt eine isotherme Verdampfung auf dem Niveau der Siedetemperatur statt. Für die Trocknung von Braunkohle im DDWT-Verfahren wird eine Körnung von 0 bis 2 mm eingesetzt. Sowohl die geringe Korngröße als auch die brüchig-poröse Beschaffenheit der Braunkohle machen eine Messung der Temperaturen im Korn während der Trocknung sehr schwierig. Auch die eingebrachte Wärmekapazität eines Thermoelements in ein solch kleines Kohlekorn würde das Messergebnis sehr stark beeinflussen und verfälschen. Aus diesen genannten Gründen wurde zur Prüfung der o.g. Aussage Ton als Trocknungsmaterial gewählt. Die sehr guten duktilen Eigenschaften des Tons ermöglichen ein präzises und sicheres Einbringen der Thermoelemente. Die folgende Abbildung veranschaulicht den Verlauf der Temperaturen im Trocknungsgut in 3 unterschiedlichen Tiefen: in Randnähe, im Zentrum und zwischen diesen beiden Positionen (siehe Skizze in Abbildung 135).

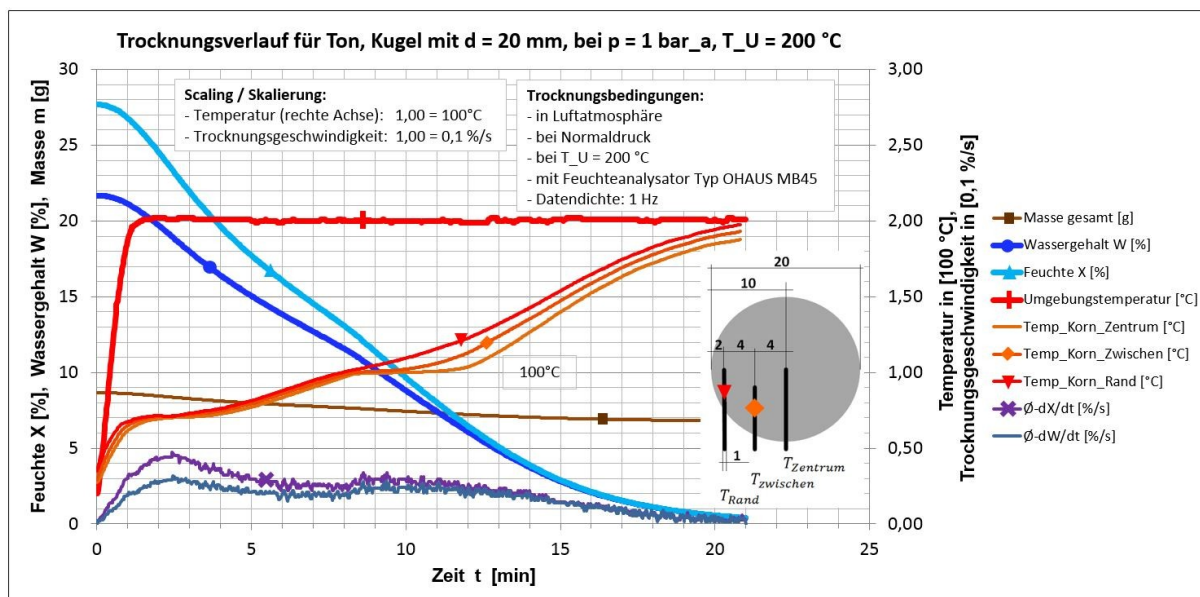


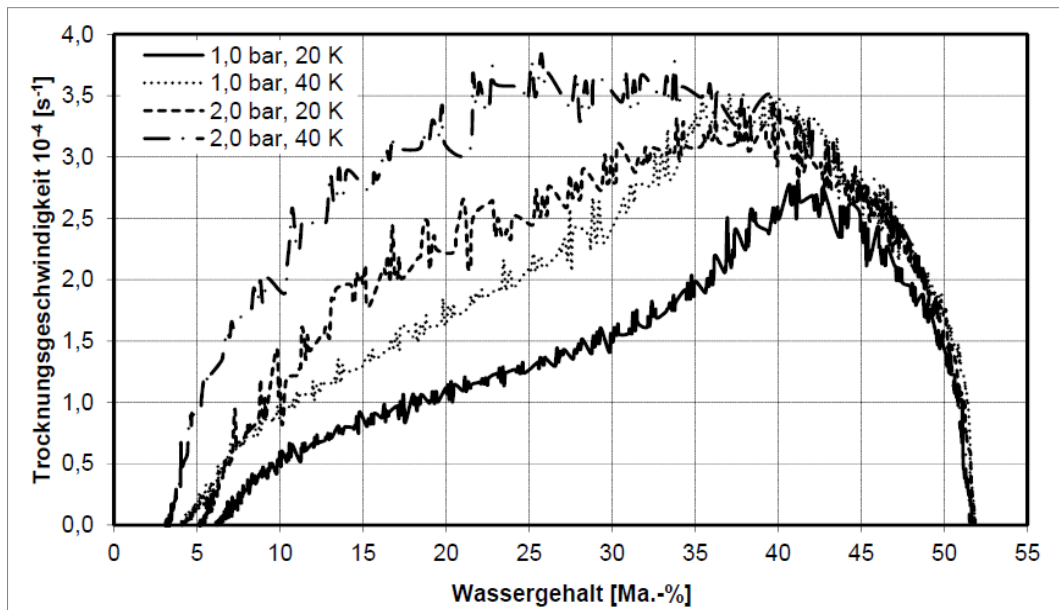
Abbildung 135: Verlauf von Feuchte und Temperaturen im Trocknungsgut während der Trocknung, MG1

Nach der anfänglichen Erwärmung bis auf Siedetemperatur, was bedingt durch die Verdunstungskühlung eine Zeitspanne von ca. 8 min in Anspruch nimmt, ist deutlich zu beobachten, dass eine Verdampfung auf dem Niveau der Siedetemperatur stattfindet. Erst zum Zeitpunkt von ca. 12 Minuten beginnt die auch Kerntemperatur über das Niveau der Siedetemperatur

zu steigen. Zu diesem Zeitpunkt weist das Trocknungsgut noch eine Feuchte von ca. 6% auf. Die Aussage, dass die Temperatur des Trocknungsgutes erst nach dem Erreichen von sehr geringen Feuchten über die Siedetemperatur ansteigt, kann auch Abbildung 134 (aus [87]) und Abbildung 133 (aus [87]) ab Seite 217 entnommen werden. Die zugeführte Wärme wird zunächst ausschließlich in Wasserverdampfung umgesetzt, bevor eine Erwärmung des Gutes über die Siedetemperatur hinaus stattfindet. Dies gilt speziell für die sehr kleinen Braunkohlepartikel (0 bis 2 mm, mittlere Durchmesser siehe Tabelle 5, Seite 36) mit sehr geringen Längen für die Wärmeleitung in das Korn und die Dampfströmung aus dem Korn. Die Temperaturspreizung zwischen den Messstellen „Rand“, „Zentrum“ und „Zwischen“ bleibt nach Trocknung dauerhaft größer, als in feuchtem Zustand, was auch durch die verringerte Wärmeleitfähigkeit des nahezu wasserfreien Gutes erklärt werden kann (vgl. Abbildung 36 auf Seite 48 zur Wärmeleitfähigkeit von Braunkohle abhängig vom Wassergehalt.)

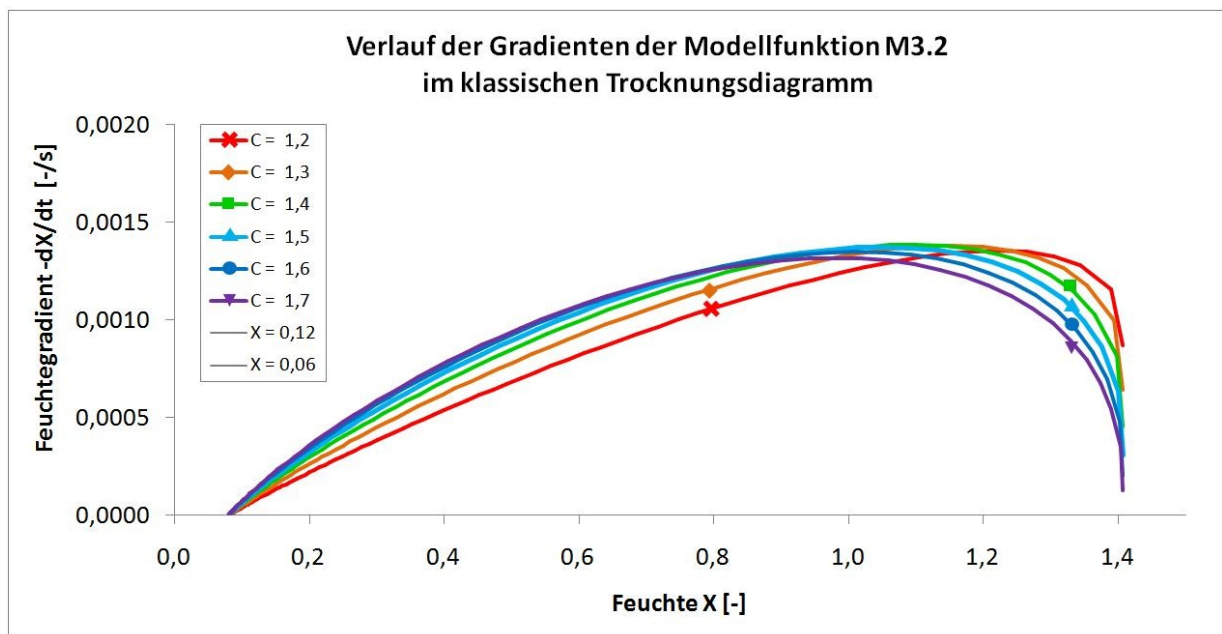
### **Nachweis zur These zur Trocknungsgeschwindigkeit des polydispersen Gutes**

Die Trocknungsgeschwindigkeit eines extrem polydispersen Gutes lässt sich mit dem klassischen Trocknungsverlauf (siehe Abbildung 3, Seite 7) nicht optimal beschreiben. Diese Theorie geht von einem Abschnitt konstanter Trocknungsgeschwindigkeit (erster Trocknungsabschnitt) und einem anschließend linear fallenden Abschnitt (zweiter Trocknungsabschnitt) aus. Für ein polydisperses Trocknungsgut mit unterschiedlichen Trocknungsgeschwindigkeiten (siehe Abbildung 56 auf Seite 73), aufgrund der unterschiedlichen spezifischen äußeren Oberfläche von Partikeln unterschiedlichen Durchmessers (siehe Abbildung 31 auf Seite 41), überlagern sich hier die Trocknungsabschnitte. Dies führt dazu, dass der Knickpunkt vom 1. in den zweiten Trocknungsabschnitt entfällt und sich Übergangsintervall ausbildet. Bedingt durch die Tatsache, dass mit zunehmender Zeit der Anteil an Partikeln die bereits vollständig auf Gleichgewichtsfeuchte getrocknet sind ansteigt, fällt die Kurve nach links immer steiler ab (siehe Abbildung 136 und Abbildung 138).



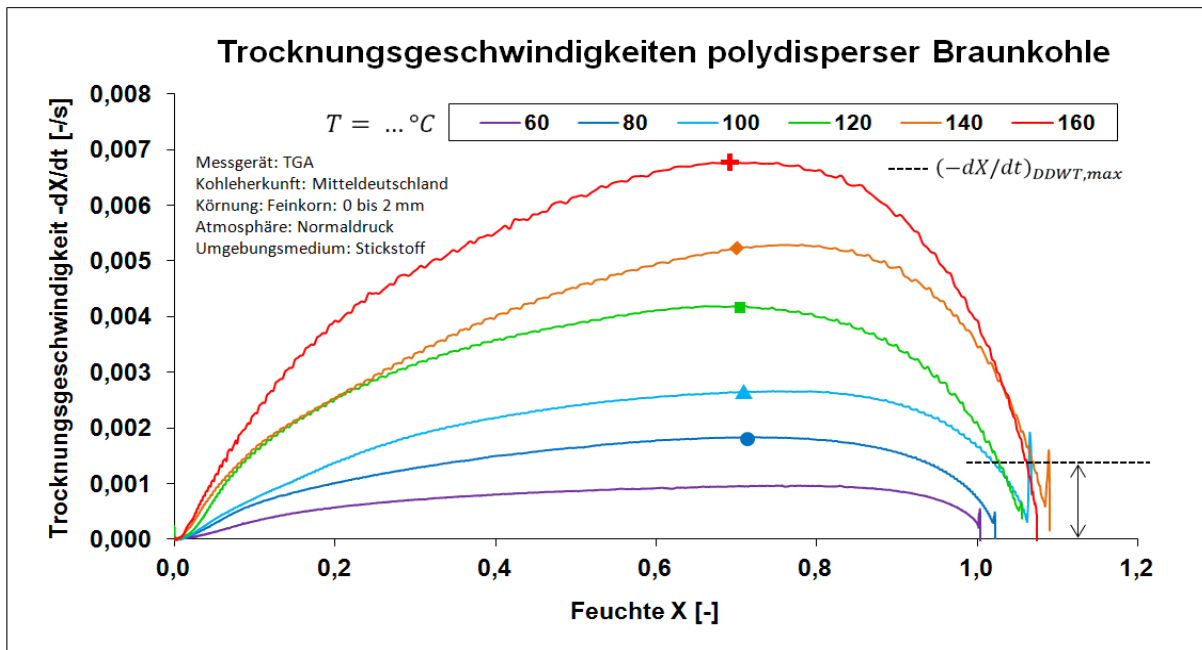
**Abbildung 136: Trocknungsgeschwindigkeiten von Braunkohle in Wasserdampf in einer Magnetschwaabe, [61]**

Vergleichend dazu folgt die Darstellung der qualitativen Verläufe der Ableitungen der Modellfunktion M3.2 (optimiert) für unterschiedliche Werte für den Parameter C:



**Abbildung 137: Verlauf der Ableitung der Modellfunktion M3.2 im klassischen Trocknungsdiagramm**

Gleiche Erkenntnisse bezüglich des qualitativen Trocknungsverlaufes der polydispersen Braunkohle liefern Messungen der Trocknungsgeschwindigkeit welche mit der TGA aufgezeichnet wurden. Dies unterstreicht die qualitativ bessere Eignung der entwickelten Modellfunktion M3.2 (siehe Gleichung 56 auf Seite 96) gegenüber dem klassischen Trocknungsverlauf (siehe Abbildung 3, Seite 7), welcher (nur) für monodisperse Partikel eine sehr Anpassungsgüte erzielt (vergleiche Abbildung 5, Seite 9).



**Abbildung 138: Trocknungsgeschwindigkeit polydisperser Braunkohle, gemessen in der TGA/SDTA 851e**

Die Grafik zeigt, dass bei DDWT-ähnlichen Temperaturen die mittels Verdunstung erzielte Trocknungsgeschwindigkeit deutlich höher liegt, als bei der DDWT-Verdampfungstrocknung. Aus diesem Grund kann bei der Bilanzmethode zur Berechnung der Trocknungsgeschwindigkeit angenommen werden, dass der Diffusionskoeffizient nicht als limitierende Einflussgröße wirkt, sondern der erzielbare Wärmestrom den Trocknungsgradienten bestimmt. Eine schematische Darstellung des Aufbaus der Versuchsanlage mit der diese Trocknungsverläufe aufgezeichnet wurden findet sich auf Seite 237 in Form von Abbildung 148.

### Genutzte Vereinfachung: Vernachlässigung der Bindungsenthalpie

Dieser Abschnitt enthält weiterführende Erläuterungen zum Abschnitt 1.1.1 auf Seite 59. Die folgende Grafik veranschaulicht, weshalb die Bindungsenthalpie mit sehr guter Näherung bei der energetischen Bilanzierung der Trocknung vernachlässigt werden kann. In diesem Beispiel wird grubenfeuchte Braunkohle (mit  $W = 56\%$ ,  $X = 127\%$ ) mit einer Gesamtmasse von 1 kg bei einem Druck von 1,3 bar(a) und einer Temperatur von  $127^\circ\text{C}$  nach dem Prinzip der Verdampfungstrocknung getrocknet. Die spezifische Verdampfungsenthalpie ist über den gesamten Feuchtebereich konstant. Die spezifische Bindungsenthalpie hingegen ist über ein sehr großes Feuchteintervall (von  $X = 127\%$  bis ca.  $X = 13\%$ ) gleich null. Bedingt durch die bei der DDWT-Verdampfungstrocknung auftretende Gleichgewichtsfeuchte wird der Trocknungsvorgang bei einer Endfeuchte von ca.  $X = 8\%$  beendet (siehe Validierungsdaten in Tabelle 72, Seite 241:  $X_{\text{End}} = 7$  bis  $9\%$ ). Somit ist der Anteil der Bindungsenthalpie an der für die Trocknung benötigten Gesamtenergie kleiner 1% (siehe folgende Tabelle). Die Untersuchungen von Höhne [61] zum Einfluss des Druckes auf die Bindungsenthalpie haben ergeben, dass die Bindungsenthalpie mit zunehmendem Druck deutlich abnimmt. Die in der Tabelle dargestellten Werte für einen Trocknungsdruck von 1,3 bar(a) (DDWT-Mindestdruck) lassen sich somit als Maximalwerte interpretieren.

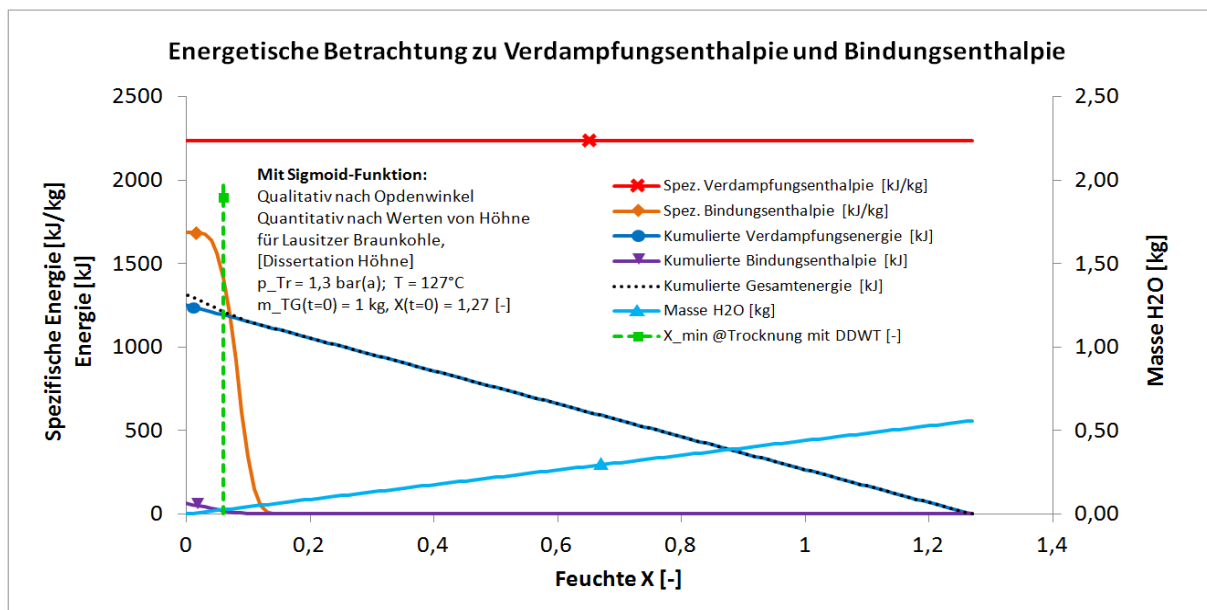


Abbildung 139: Energetischer Vergleich der Bindungsenthalpie im Verhältnis zur Verdampfungsenthalpie

Die gepunktete Linie stellt die für die Trocknung benötigte Gesamtenergie dar. Besonderes Augenmerk gilt der Abweichung dieses Graphen gegenüber dem Graph der kumulierten Verdampfungsenthalpie unter Berücksichtigung der Tatsache, dass die Trocknung spätestens bei  $X_{\text{End\_Min}} = 7\%$  beendet wird. Die folgende Tabelle stellt den Anteil der Bindungsenergie im Verhältnis zur Verdampfungsenthalpie für verschiedene Endfeuchten dar.

**Tabelle 64: Verhältnis der integralen Bindungsenthalpie zur Verdampfungsenthalpie**

| $X_{\text{End}}$  | $Y_{\text{BE}}$ | $\Gamma_{\text{BE}}$ | $\Lambda_{\text{BE}}$ | Anmerkung   |
|---|-----------------|----------------------|-----------------------|---|
| [-]   | [-]             | [-]                  | [%]                   |   |
| 0,10  | 0,0021          | 0,0021               | 0,2%                  |   |
| <b>0,09</b>   | 0,0044          | 0,0044               | 0,4%                  |   |
| <b>0,08</b>   | 0,0078          | 0,0078               | <b>0,8%</b>           | $X_{\text{End}} = 8\%$ ist üblich für die DDWT-Trocknung. |
| <b>0,07</b>   | 0,0121          | 0,0122               | 1,2%                  |   |
| 0,06  | 0,0171          | 0,0174               | 1,7%                  |   |
| 0,04  | 0,0279          | 0,0287               | 3%                    | Wird mit DDWT bei üblichen Parametern nicht erreicht.     |
| 0,02  | 0,0387          | 0,0403               | 4%                    | „   |
| 0,00  | 0,0490          | 0,0515               | 5%                    | „   |
| Bei $p_{\text{Tr}} = 1,3 \text{ bar(a)}$ und $T_{\text{Tr}} = 127^\circ\text{C}$ ; $X_0 = 1,27$ [-] |                 |                      |                       |   |

Dabei sind  $Y_{\text{BE}}$  und  $\Lambda_{\text{BE}}$  wie folgt definiert:

$$Y_{\text{BE}} = \frac{E_{\text{Bindung}}}{E_{\text{Verdampfung}} + E_{\text{Bindung}}}$$

**Gleichung 177: Zur Berechnung des Verhältnisses der Bindungsenergie zur Gesamtenergie**

$$\Gamma_{\text{BE}} = \frac{E_{\text{Bindung}}}{E_{\text{Verdampfung}}}$$

**Gleichung 178: Zur Berechnung des Verhältnisses der Bindungsenergie zur Verdampfungsenergie**

### Physikalisch-Chemische Berechnung des Anfangswertes (bei $X=0$ [-]) der differentiellen Bindungsenthalpie

Es kann davon ausgegangen werden, dass bei Werten von  $X \approx 0$  [-] eine rein chemisorptive Bindung des Wassers in einer Mono-Lage vorliegt. Für diese Chemisorption gibt Tuckermann [132] Werte von 40 ... 420 kJ/mol an. Die Untergrenze dieses Intervalls ergibt umgerechnet über die molare Masse eine spezifische Bindungsenergie von 2.220 kJ/kg. Die Approximation des Wertes für  $h_{\text{BE,diff},0}$  mit Gleichung 45, Seite 61, für  $p_{\text{Tr}} = 1 \text{ bar(a)}$ , ergibt einen Wert von 1.900 kJ/kg. Dies entspricht einer Abweichung von 14% gegenüber dem Wert von 2.220 kJ/kg. Dabei gilt es zu berücksichtigen, dass diese Abweichung jedoch in einem Feuchtebereich auftritt, der mit der DDWT-Trocknung nicht erreicht wird ( $X \approx 0$  [-]). Für Feuchten von  $X_{\text{End}} \geq 7\%$  liefert die Approximation eine sehr gute Übereinstimmung mit den von Höhne ermittelten Werten (siehe Abbildung 47, Seite 60). Diese Berechnung zur Überprüfung des Anfangswertes der Approximation der differentiellen Bindungsenthalpie weist jedoch nach, dass dieser Wert in einer chemisch plausiblen Größenordnung liegt.



## Nachweis zu Größe und Verhältnis Wärmeströme im Trockner

Auf Basis des Wissens zum Wärmedurchgang an der Trocknerwand und zur Überhitzung des in den Trockner eintretenden Fluidisierungsdampfes erfolgt eine Berechnung der Größe der einzelnen Wärmeströme aus den drei Wärmequellen im ersten Trocknungsabschnitt.

**Tabelle 65: Vergleich der Wärmeströme, welche für den Trocknungsprozess bereitgestellt werden (Wärmequellen) für 2. Energiebilanz**

| Q̇-Nr.                | Q̇-Bez.                       | E-Bilanz* | Berechnungsparameter   | Q̇ <sub>abs</sub> | Q̇ <sub>rel</sub> |
|-----------------------|-------------------------------|-----------|--|-------------------|-------------------|
|                       |                               |           |  | <b>kW</b>         | <b>%</b>          |
| Q̇ <sub>Ab,1</sub> ** | Q̇ <sub>FD,Kond,Ab</sub> **   | 1         | * / **   | **                | **                |
| Q̇ <sub>Ab,2</sub>    | Q̇ <sub>THFL,Ab</sub>         | 2         | $k_{WS}^{HM} = 345 \frac{W}{m^2K}^{***}, \Delta T_k = 35 K$                        | 93,0              | 97,82             |
| Q̇ <sub>Ab,3</sub>    | Q̇ <sub>TAM,i,Ab</sub>        | 2         | **** $k_{Wand} = 28 W/(m^2K),$<br>$A_{TAM} = 8,24 m^2, \Delta T_{TG}^{Wand} = 8 K$ | 1,951             | 2,05              |
| Q̇ <sub>Ab,4</sub>    | Q̇ <sub>FD(Ein),Enth,Ab</sub> | 2         | $\dot{m}_{FD} = 0,061 kg/s$ *****,<br>$\Delta T_{\dot{U}H,FD,Ein} = 2 K;$          | 0,119             | 0,12              |

\*Energiebilanz(zeit-)räume: siehe Abbildung 74, Seite 108  
 \*\*Dieser Wärmestrom wird separat bilanziert, zur Vollständigkeit ist dieser hier mit aufgeführt.  
 \*\*\* siehe z.B. Abbildung 145 auf Seite 232  
 \*\*\*\* siehe Abbildung 141, S. 227, (alpha-Werte) mit "x" markierte Randwerte (Wandnähe / "Wand")  
 \*\*\*\*\*  $u_{LR} = 0,25 m/s$ , bei 3 bar(a), 2 K Überhitzung:  $\rho_{TM} = 1,64 kg/m^3$   
 $A_{Q,TA} = 0,15 m^2, h_{THFL} = 2 m, \rho_{THFL} = 33 m^2/m^3$  (siehe Tabelle 22 auf Seite 83)

**Tabelle 66: Vergleich der Wärmeströme, welche für den Trocknungsprozess benötigt werden (Wärmesenken) für 2. Energiebilanz**

| Q̇-Nr.                 | Q̇-Bez.                    | E-Bilanz* | Berechnungsparameter  | Q̇ <sub>abs</sub> | Q̇ <sub>rel</sub> |
|------------------------|----------------------------|-----------|---|-------------------|-------------------|
|                        |                            |           |   | <b>kW</b>         | <b>%</b>          |
| Q̇ <sub>Auf,1</sub> ** | Q̇ <sub>TG,Erw</sub> **    | 1         | $\dot{m}_{TG} = 0,083 kg/s, c_{p,TG}(X) = 3,099 kJ/(kg K)$    | **                | **                |
| Q̇ <sub>Auf,2</sub>    | Q̇ <sub>TG,H2O,Verda</sub> | 2         | $\dot{m}_{TG} = 0,042 kg/s,$                                  | 93,2              | 98,3              |
| Q̇ <sub>Auf,3</sub>    | Q̇ <sub>TG,H2O,BE</sub>    | 2         | ***   | 0,746***          | 0,8               |
| Q̇ <sub>Auf,4</sub>    | Q̇ <sub>TG(Aus),ÜH</sub>   | 2         | $\Delta T_{\dot{U}H,TG} = 15 K;$                              | 0,631             | 0,7               |
| Q̇ <sub>Auf,5</sub>    | Q̇ <sub>TM(Aus),ÜH</sub>   | 2         | **** $\Delta T_{TM(Aus),ÜH} = 1 K; \dot{m}_{TM} = 0,103 kg/s$ | 0,216             | 0,2               |

Generelle Parameter:  $p_{TA} = 1,3 bar(a), T_{TG,0} = 20^\circ C, X_0 = 1,27 [-], X_{End} = 0,08 [-],$   
 \*Energiebilanz(zeit-)räume: siehe Abbildung 74, Seite 108  
 \*\*Dieser Wärmestrom wird separat bilanziert, zur Vollständigkeit ist dieser hier mit aufgeführt.  
 \*\*\*0,8% der Verdampfungsleistung (Nachweis siehe Tabelle 64, Seite 224).  
 \*\*\*\*Die Annahme, dass das Trocknungsmedium überhaupt überhitzt aus dem Trockner austritt, entspricht dabei einer eher konservativen Annahme, da das TM vor dem Austreten aus dem Trockner die kälteste Zone im Trockner (Rohkohleeintritt) durchläuft und somit tendenziell vollständig enthitzt.

Die exakten Werte der Wärmeströme ändern sich mit der Wahl der Trocknungsparameter, sowie der Anfangsbedingungen und Randbedingungen. An der Größenordnung der relativen Wärmeströme 3, 4 und 5 ändert dies jedoch nichts, weshalb im Modell zur Approximation der DDWT-Trocknungskinetik nur die Verdampfungsenthalpie als Wärmesenke in die Berechnung des Trocknungsgradienten einfließt (siehe Gleichung 97, Seite 117).

### Nachweis der Temperaturen von Trocknerwand und austretendem Dampf

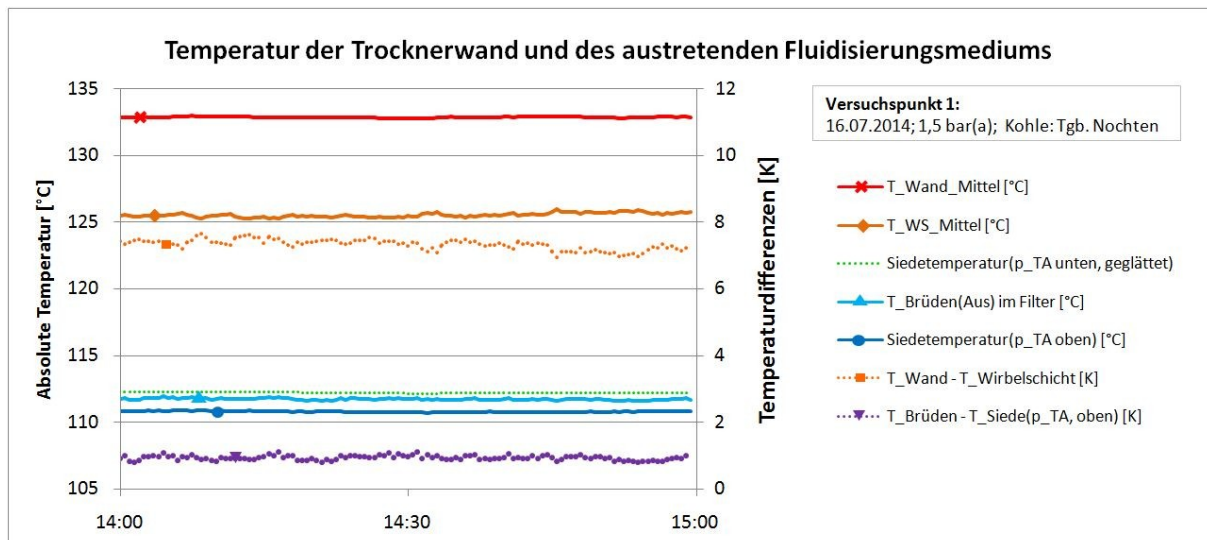


Abbildung 140: Temperatur von Trocknerwand und austretendem Fluidisierungsmedium

## Mögliche Vereinfachung: Vernachlässigung des Wärmeeintrages über Trocknerwand

Im Rahmen dieser Arbeit wurde diese Vereinfachung nicht getroffen. Der Wärmestrom über die Trocknerwand wird mit in die Berechnung des Trocknungsgradienten einbezogen (siehe Gleichung 96, Seite 116). Jedoch ist es möglich diesen vergleichsweise sehr geringen Wärmestrom (siehe Tabelle 65 auf Seite 225) für industriellen Dimensionierungsberechnungen zu vernachlässigen.

Aufgrund der sehr geringen Überhitzung der Trocknerwand und des im Vergleich zu den Tauchheizflächen sehr geringen Wärmeübergangs- und Wärmedurchgangskoeffizienten kann die Trocknerwand mit guter Näherung als Wärmequelle vernachlässigt werden (siehe Berechnung in o.g. Tabelle). Ergänzend sei angemerkt, dass die Vernachlässigung dieses zugeführten Wärmestromes zu einer eher konservativen Trocknerauslegung führt und eine thermische Unterdimensionierung der Tauchheizflächen verhindert.

Lechner untersuchte im Rahmen seiner Dissertation [83] den Wärmeübergang vom Rohrbündel in die Wirbelschicht (siehe folgende Abbildung). Die angegebenen Koordinaten entsprechen den x-y-Rohrkoordinaten innerhalb des Rohrbündels für ein in der linken unteren Ecke befindliches kartesisches Koordinatensystem. Die Werte, die für den Wärmeübergangskoeffizienten am Rand der Wirbelschicht (d.h. in Wandnähe) gemessen wurden, liegen zumeist deutlich unter 50 W/(m<sup>2</sup>K), entsprechend gering fallen die Werte für den Wärmedurchgangskoeffizienten aus (siehe Symbol "x" bzw. "(Rand)").

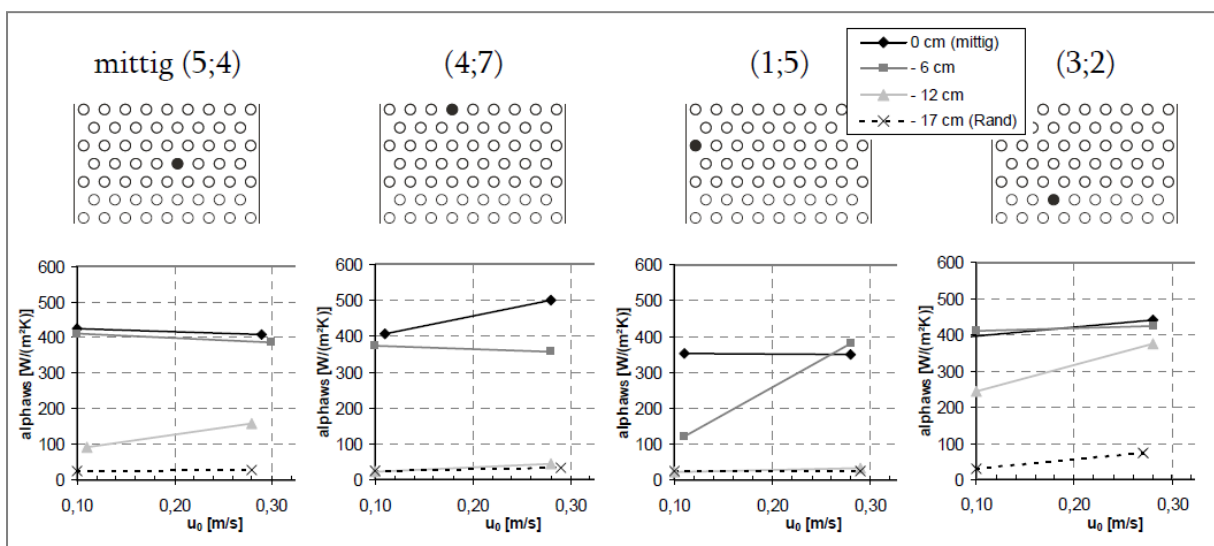


Abbildung 141: Nachweis der geringen Wärmeübergangskoeffizienten am Rand der Wirbelschicht, [83] entnommen

## Anhang 8: Validierungsdaten (DDWT der BTU)

### Temperaturverläufe im Trockner

Die folgenden Aussagen sind dem Abschlussbericht [75] des Vorgängerprojektes „DDWT-GTVA“ entnommen, innerhalb dessen eine großtechnische Versuchsanlage konzipiert wurde. Die dort generierten zahlreichen Versuchsdaten bilden eine breite Basis für die hier entwickelte Modellierung des Trocknungsprozesses.

Die Temperaturspreizung zwischen den in Abbildung 128 dargestellten 10 Messstellen beträgt ca. 4 bis 6 K. Damit liegen streng genommen keine isothermen Bedingungen vor. Die Isothermie ist nach Theorie ein entscheidendes Merkmal der Wirbelschicht, welche sich mit der enorm guten Durchmischung aufgrund der Fluidisation und der Blasen- und Feststoffbewegung begründen lässt.

Durch die Überlagerung des Wirbelschicht-Prozesses mit dem Trocknungsprozess und der enormen Wirbelschichthöhe von industriellen Anlagen, gegenüber den Laboranlagen an denen die Theorien üblicherweise aufgestellt werden, weicht die Anlage geringfügig vom ideal isothermen Verhalten ab.

Die Temperaturverteilung gestaltet sich wie folgt (vergleiche folgende Abbildung):

THFL 3.1 oben: Durch den kontinuierlichen Eintrag der feuchten unterkühlten Rohfeinkohle herrschen hier die niedrigsten Temperaturen. Die Temperaturfühler befinden sich zwar deutlich unter der WS-Oberfläche, da sie am oben am Rohrbündel montiert sind, welches in der Regel eine Überdeckung von 0,5 bis 1 m aufweist, jedoch findet im Überdeckungsbereich kein Wärmeeintrag durch eine Tauchheizfläche statt (siehe Abbildung 128, Seite 212).

THFL 3.2 oben: Hier sind die Temperaturen im Mittel einige Kelvin höher, als bei 3.1. Die RFK hat eine deutlich messbare Erwärmung erfahren, der Einfluss des kühlenden RFK-Zustroms nimmt ab.

THFL 3.3 oben und THFL 3.4 oben: Hier weisen die Temperaturen das höchste Niveau auf, im Mittel 3 bis 5 K (max. 8 K) über den Temperaturen von der Messstelle THFL 3.1 oben.

THFL 3.4 unten: Unterhalb der THFL 3.4, d.h. oberhalb des Glockenbodens, ist das Temperaturniveau wiederum einige Kelvin geringer, als auf der Höhe 3.3 oben und 3.4 oben. Da der eintretende Fluidisierungsdampf nicht bzw. nur sehr gering überhitzt ist, und die Kohle aufgrund des Trocknungsvorganges und des teilweisen Überganges in den 2. Trocknungsabschnitt in den Zonen 3.3 und 3.4 eine leichte Erwärmung erfahren hat, wird die Braunkohle durch den Fluidisierungsdampf wieder leicht abgekühlt. Dem aus Richtung Kornmittelpunkt kühlenden Restwasser steht kein Wärmeeintrag mehr gegenüber. Noch kernfeuchte Körner kühlen an der Oberfläche wieder in Richtung des Siedetemperaturniveaus ab. Alle Aussagen sind (mit fachlichen Ergänzungen/Erläuterungen) dem Bericht [75] entnommen.

Das folgende Diagramm veranschaulicht die beschriebenen Temperaturniveaus. Die Reihenfolge der Nummerierung der Heizfläche entspricht der Höhe im Trockner (siehe Abbildung 128 auf Seite 212). Der dargestellte Zeitraum entspricht Validierungspunkt VP1 (siehe Tabelle 72 auf Seite 241).

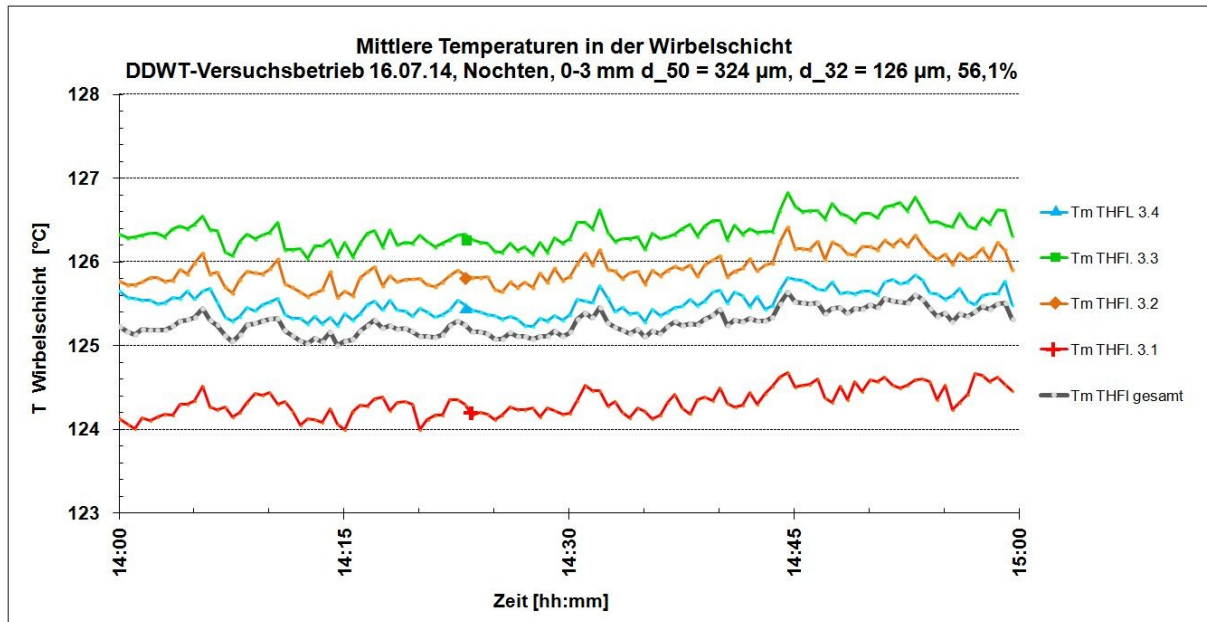


Abbildung 142: Temperaturspreizung im Wirbelschicht-Verdampfungs-Trockner

## Druckverläufe im Trockner

Die Druckverlustdaten ermöglichen einen Rückschluss auf die fluidisierte Feststoffdichte, die sich aus der Schüttdichte, der Volumenverdrängung durch die Tauchheizflächen und der Expansion in Folge der Fluidisierung ergibt. Dieser Kennwert ist für die Berechnung des Trocknungsverlaufes auf Basis der Energiebilanz entscheidend.

**Tabelle 67: Übliche Differenzdrücke am DDWT-Versuchstrockner, [75] entnommen**

|                  | Grobkorn<br>ohne SR  | Grobkorn<br>mit SR  | Feinkorn<br>ohne SR  | Feinkorn<br>mit SR  |
|------------------|----------------------|---------------------|----------------------|---------------------|
| $u_0$            | ~ 0,5 m/s            | ~ 0,5 m/s           | ~ 0,2 m/s            | ~ 0,2 m/s           |
| THFL 3.1         | 14 mbar              | 12 mbar             | 16 mbar              | 10 mbar             |
| THFL 3.2         | 17 mbar              | 13 mbar             | 18 mbar              | 12 mbar             |
| THFL 3.3         | 18 mbar              | 15 mbar             | 19 mbar              | 14 mbar             |
| THFL 3.4         | 24 mbar              | 19 mbar             | 24 mbar              | 18 mbar             |
| <b>WS gesamt</b> | <b>90 - 110 mbar</b> | <b>70 - 80 mbar</b> | <b>90 - 110 mbar</b> | <b>65 - 70 mbar</b> |

Einen typischen Verlauf der Differenzdrücke zeigt die folgende Abbildung. Die Schwankungen in den Druckverläufen entstehen im Wesentlichen durch die Gasblasen, die den Feststoff ständig durchmischen. Der unten dargestellte Fall weist eine Besonderheit auf: Der Differenzdruck, der über die Höhe der Tauchheizfläche 3.1 gemessen wird, fällt von ca. zehn mbar auf Werte von teilweise null mbar ab. Dies weist auf eine deutliche Unterdeckung der Tauchheizfläche 3.1 hin, d.h. die Wirbelschicht-Oberfläche fällt unter die Höhe „3.1 oben“ (siehe Abbildung 128). Dies ist auch an dem sehr geringen Gesamtdruckverlust der Wirbelschicht erkennbar (Verlauf in braun mit Skala auf rechter Vertikalachse), vergleiche Werte „WS gesamt“ in Tabelle 67. Dadurch wird deutlich, wie aus der Analyse der Differenzdruckdaten Rückschlüsse auf den Füllstand des Trockners, sowie eine störungsfreie Wirbelschicht gezogen werden können. (Die Position der Messstellen ist in der Abbildung 128 auf Seite 212 ersichtlich.)

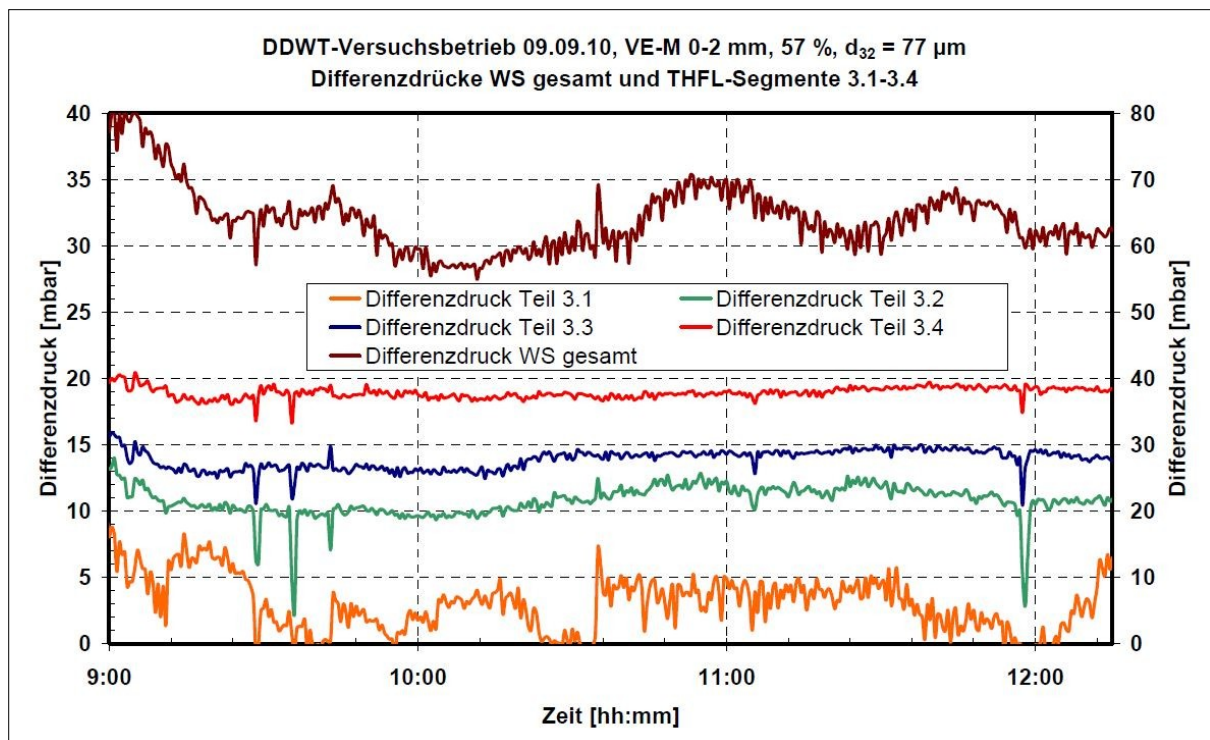


Abbildung 143: Differenzdrücke am BTU-Versuchstrochener, Bsp. 1, [75] entnommen

Daten von Versuchspunkt VP1:

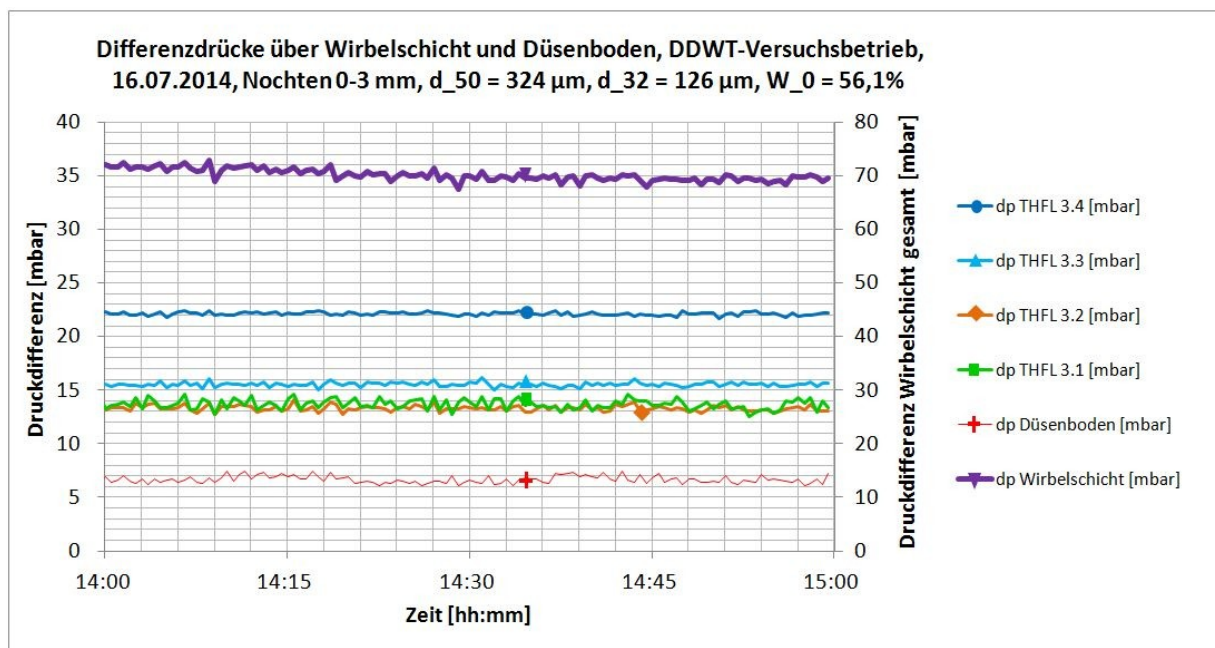


Abbildung 144: Differenzdrücke am BTU-Versuchstrochener, Bsp. 2: hohe Überdeckung der THFL



## Wärmedurchgangskoeffizienten (k-Werte) im Trockner

Der Wärmedurchgangskoeffizient ist eine entscheidende Größe für die Berechnung des Trocknungsprozesses basierend auf der Energie- und Massebilanz. Für den DDWT-Trockner der BTU sind nachfolgend die aus der Wärmebilanz berechneten k-Werte dargestellt.

### Wärmedurchgangskoeffizient bei einer Körnung von 0 bis 6 mm

Der Einfluss der Korngröße auf den Wärmeübergangskoeffizienten und somit auch auf den Wärmedurchgangskoeffizienten ist im folgenden Diagramm in doppelter Hinsicht erkennbar. Nach dem Abschalten der Staubrückführung um 11:00 Uhr sinkt der k-Wert bis 12:00 Uhr immer weiter ab. Der Wechsel auf Grobkorn (0 bis 6 mm) führt ab 13:00 zu einem weiteren Absinken der k-Werte. Erst nach Einschalten der Staubrückführung um 14:00 Uhr steigt der k-Wert wieder an. Vergleiche Diagramm zum Korngrößeneinfluss auf den Wärmeübergang nach Modell von Lechner (siehe Abbildung 125 auf Seite 208).

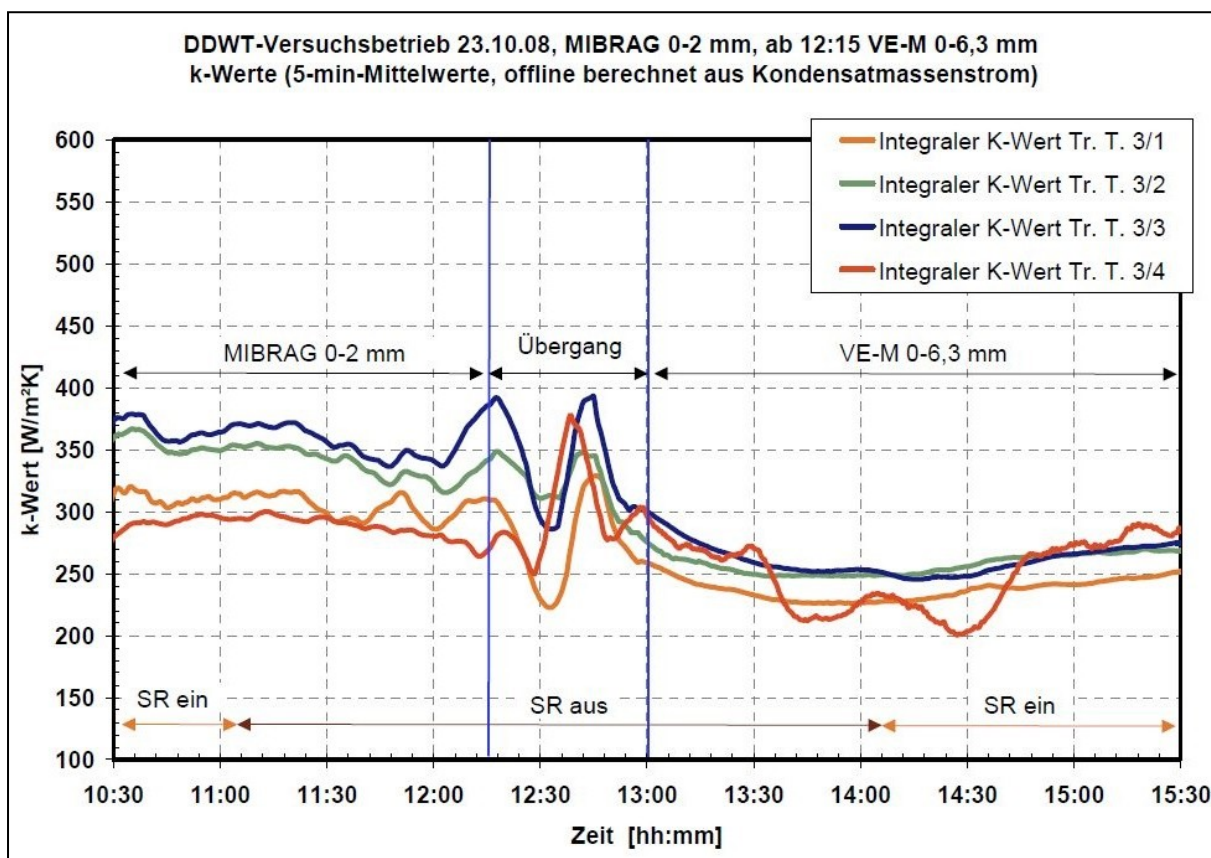


Abbildung 145: Wärmedurchgangskoeffizienten der 4 THFL-Segmente, [75] entnommen



**Versuchsparameter: (zur vorherigen Abbildung)**

- Trocknungsdruck: 2,5 bar(a)
- $u_0 = 0,2$  bis  $0,3$  m/s (Feinkorn),  $u_0 = 0,5$  (Grobkorn)
- SR ein = eingeschaltete (Fein-)Staubrückführung
- Grobkorn:  $d_{\text{Martin}}$  ca.  $340 \mu\text{m}$  (berechnet)

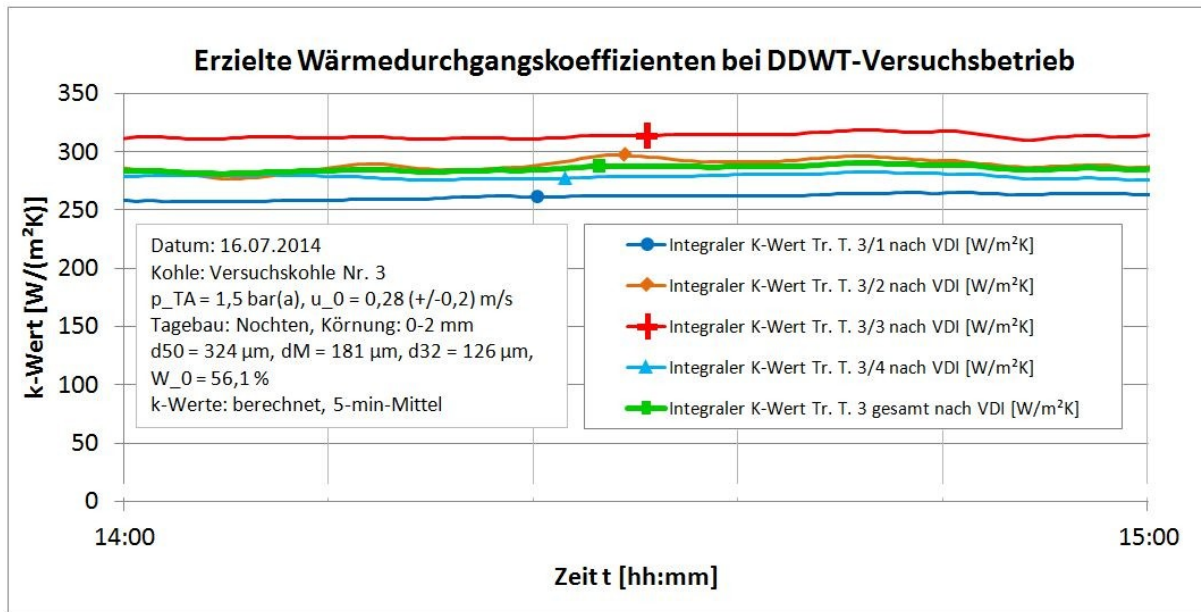
**Wärmedurchgangskoeffizient bei einer Körnung von 0 bis 2 mm**

Abbildung 146: Erzielte Wärmedurchgangskoeffizienten (k-Werte) mit Körnung 0 bis 2 mm (Feinkorn)

Vergleiche Berechnungswert im Rohrbündel-Diagramm nach Theorie von Lechner; Abbildung 122 auf Seite 206: berechneter k-Wert:  $275 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ .

**Versuchsparameter:**

- Trocknungsdruck: 1,5 bar(a)
- $u_0 = u_0 = 0,28 (+/-0,2)$  m/s
- $d_{32} = 126 \mu\text{m}$  (siehe Abbildung 101, Seite 168)

### Wärmedurchgangskoeffizienten an der 10t/h<sub>RFK</sub> Industrie-Versuchsanlage

An der Industrieanlage der DDWT am Standort Schwarze Pumpe, mit einem 20-fach höheren Durchsatz und einer Wirbelschicht-Querschnittsfläche von ca. 4 m<sup>2</sup> wurden folgende Wärmedurchgangskoeffizienten erreicht.

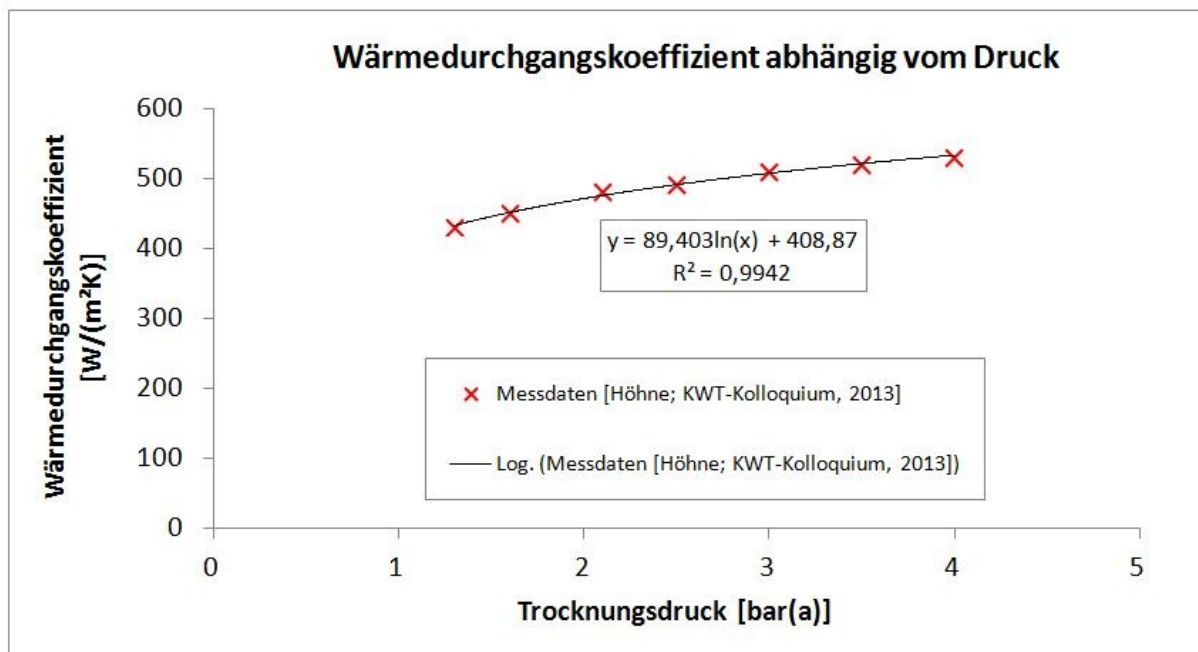


Abbildung 147: Erzielte Wärmedurchgangskoeffizienten an industrieller DDWT-Versuchsanlage, Daten aus [62]

Diese logarithmische Abhängigkeit des Wärmedurchgangskoeffizienten vom Druck lässt sich auch beim (äußeren) Wärmeübergangskoeffizienten nach der Theorie von Lechner/Dietz feststellen (siehe Abbildung 125, Seite 208).

Entscheidend für den maximalen Wärmedurchgangskoeffizienten ist:

- 1) Einsatz einer möglichst feinen Körnung, jedoch nur so fein, dass sich die Partikel problemlos fluidisieren lassen (beachte Übergang zu Geldart-Klasse C, siehe Abbildung 20, Seite 26). Hier ist weiterhin bedeutend die ggf. weiter zunehmende Agglomerationsneigung während des nullten Trocknungsabschnittes im Blick zu behalten.
- 2) Wahl einer Fluidisierungsgeschwindigkeit knapp über der Minimalfluidisierung, da die sonst zunehmende Expansion zu einer Abnahme der partikelkonvektiven Wärmeübertragung führt, die durch die ansteigende gaskonvektive Wärmeübertragung nicht kompensiert werden kann. (Siehe Abbildung 125, Seite 208).
- 3) Auswahl eines möglichst geringen Rohrdurchmessers der Tauchheizflächen (dies führt zu einer Erhöhung des äußeren Wärmeübergangskoeffizienten und dadurch zu einem insgesamt höheren Wärmedurchgang). Zu beachten sind dabei jedoch konstruktiv die mechanischen Stabilitätsanforderungen und fertigungstechnisch der Herstellungsaufwand und die damit verbundenen Kosten. Detaillierte Untersuchungen

dieses Zusammenhanges sind in [83] zu finden. (Siehe auch Abbildung 123, Seite 207 unter gleichzeitiger Berücksichtigung des Effektes auf die Wärmeeintragsleistung Abbildung 124, Seite 208)

- 4) Eine Erhöhung des Trocknerdruckes führt zu einer deutlichen Steigerung des Wärmedurchganges. Höhne gibt in [62] folgende Steigerungsrate von 25% an. Bei einem Trocknerdruck von 1,3 bar(a) beträgt der k-Wert  $430 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  und bei 4,0 bar(a) erhöht sich dieser Wert auf  $530 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ . Ein (zu) hoher Druck führt jedoch zu einem höheren Feuchtesprung während des nullten Trocknungsabschnittes, die begünstigt tendenziell eine Agglomeration.
- 5) Ein großer Wirbelschichtdurchmesser erhöht den Wärmedurchgangskoeffizienten. Im Bereich der Wandeinflusszone ist die Wirbelschicht qualitativ nicht so gut ausgeprägt, dies zeigt sich durch zur Wand hin abnehmende Wärmeübergangskoeffizienten auf der WS-Seite des DDWT-Trockners. (Siehe Abbildung 141 auf Seite 227).
- 6) Maximale äußere Wärmeübergänge werden während der Trocknung bei einem Wassergehalt von ca. 30 bis 40% erzielt. Diagramme mit den diesbezüglich ermittelten quantitativen Zusammenhängen sind in [94] zu finden.

#### **Alle (wesentlichen) Betriebsdaten während der Trocknerfahrt (DDWT-BTU)**

- Eine Darstellung aller wesentlichen Messdaten einer DDWT-Trocknerfahrt ist in Form von Abbildung 63 auf Seite 84 zu finden.
- Eine Übersicht aller Messdatendiagramme aus welchen die Datensätze für die Modellvalidierung entnommen wurden, befindet sich auf Seite 240, die zugehörigen Datensätze sind in der daran anschließenden Tabelle 72 in übersichtlicher Form dargestellt.

## Anhang 9: Technische Daten der Versuchsanlagen

### Technische Daten zum kleinen Kaltmodell (Messgerät "MG2")

Die im Abschnitt 5.2.2.2 (auf Seite 74) dargestellten Trocknungsgradienten der Verdunstungstrocknung wurden mit dem kleinen Wirbelschicht-Kaltmodell von Herrn Wiedemann generiert. Die folgende Tabelle stellt die wichtigsten Anlagenparameter dar.

**Tabelle 68: Wesentliche Anlagenparameter des kleinen Wirbelschicht-Kaltmodells, [76] entnommen**

| Eigenschaft         | Wert   | Einheit |
|---------------------|--|---------|
| Durchmesser (innen) | 128  | mm      |
| Gasmassestrom       | 0,2 ... 70   | kg/h    |
| Gasgeschwindigkeit  | 0,004 ... 1,3  | m/s     |
| Fluidisierungsgas   | Stickstoff mit ca. 4% Restsauerstoff                 | -       |
| Boden               | Lochboden überlagert mit Schaumstoff und Drahtgitter | -       |

### Technische Daten zur Magnetschwebwaage (Messgerät "MG3")

**Tabelle 69: Ergänzende technische Daten zur Magnetschwebwaage**

| Vorgang / Messung    | Anmerkungen   |
|----------------------|---|
| Kalibrierungsmessung | Verwendete Gase: Helium, (auch Stickstoff möglich)<br>Ziel: Vakuummasse und Vakuumvolumen des Zylinders ermitteln                     |
| Evakuierung          | Reihenschaltung von 2 Pumpen, $p_{\min} \leq 10$ mbar   |
| Druckmessung         | Piezoresistiver Drucksensor: Messbereich: 0 bis 10 bar<br>Reproduzierbarkeit: $< \pm 0.1\%$ , Linearität: $< \pm 0.25\%$ vom Messwert |
| Temperaturmessung    | Sensor: PT100; Messbereich: $-200^\circ\text{C}$ bis $+600^\circ\text{C}$ , Reproduzierbarkeit: $< \pm 0.1\%$                         |
| Dichtemessung        | Aus Vakuummasse (Kalibrierungsmessung) des Titanzylinders und dessen Masse in der Gasatmosphäre                                       |

Weitere Daten sind im Abschnitt 5.2.3.1 ab Seite 77 zu finden.

### Technische Daten der DDWT-Anlage an der BTU (Messgerät "MG4")

Unter dieser Überschrift werden die an den verschiedenen Stellen dieser Arbeit dargestellten Informationen zur DDWT-Anlage nochmals gebündelt dargestellt:

- Tabelle mit technischen Daten: Tabelle 22 auf Seite 83.
- Verfahrensfließbild DDWT: Abbildung 72 auf Seite 104.
- Verfahrensfließbild DDWT mit allen peripheren Anlagen: Abbildung 126 auf Seite 210.
- Abbildung der realen Anlage: Abbildung 127 auf Seite 211.

Weitere detaillierte Informationen sind in den Abschlussberichten [74] und [75] zu finden.

### Technische Daten der Anlage für die TGA/STDA, (Messgerät "MG5")

- Hersteller: Mettler Toledo
- Typ: TGA/STDA851e
- Messbereich der Waage: 5 g
- Auflösung der Waage: 1 µg
- Maximale Temperatur: 1100°C

Die folgende Abbildung zeigt einen Querschnitt der TGA:

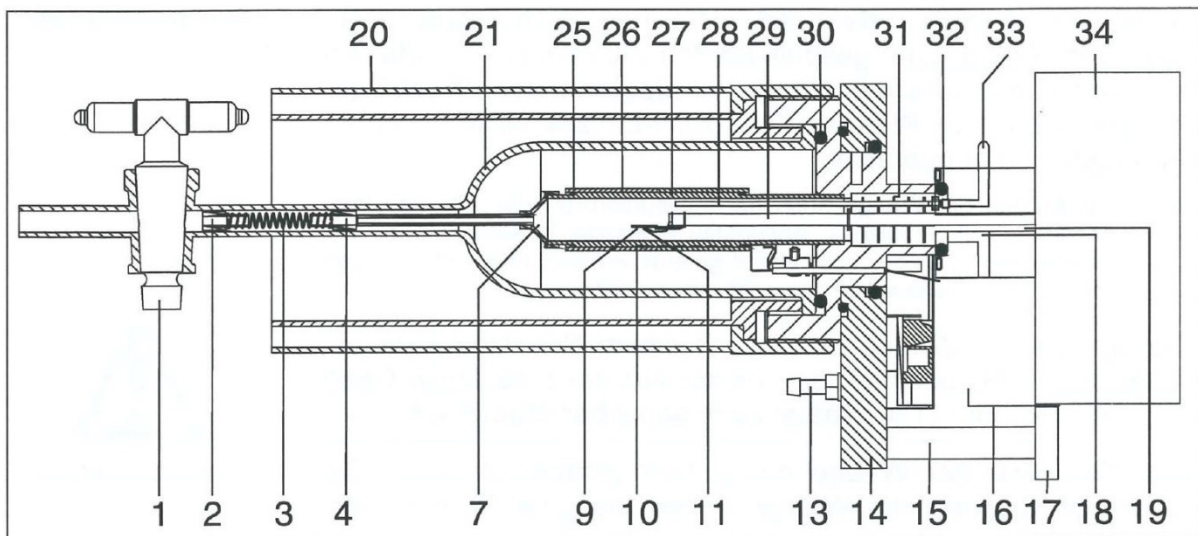


Abbildung 148: Schematischer Schnitt durch die Thermowaage TGA/SDTA851e [Quelle: Hersteller Mettler-Toledo]

Die mit dieser Anlage gemessenen Daten sind in Abbildung 138, Seite 222 dargestellt.

### Die wichtigsten / wesentlichsten Komponenten der TGA:

- 1 Gasauslasshahn,
- 3 Druckfeder,
- 9 Tiegelhalter,
- 10 Temperatursensor
- 18 Ventil für Spülgas und Vakuum,
- 26 Heizung,
- 29 Tiegelträger,
- 34 Waage / Gehäuse der Waage

## Anhang 10: Übersichten / Tabellen

### Übersicht der empirischen Trocknungsmodelle

Tabelle 70: Übersicht der empirischen Trocknungsmodelle (etablierte und neu entwickelte Modelle)

| Nr. | Modellbezeichnung         | Modellgleichung   | Modellgleichung   | Quelle | Parameteranzahl | Basiert auf |
|-----|---------------------------|---|---|--------|-----------------|-------------|
| 1   | Newton                    | $X(t) = \exp(-k t)$                                       | $X(t) = e^{-k \cdot t}$   | [96]   | 1               |             |
| 2   | Page                      | $X(t) = \exp(-k t^n)$                                     | $X(t) = e^{-k \cdot t^n}$   | [110]* | 2               |             |
| 3   | Modified Page             | $X(t) = \exp(-(k t)^n)$                                   | $X(t) = e^{-(k \cdot t)^n}$   | [96]   | 2               |             |
| 4   | Henderson/Pabis           | $X(t) = a \exp(-k t)$                                     | $X(t) = a \cdot e^{-k \cdot t}$   | [55]*  | 2               |             |
| 5   | Posselt_1                 | $X(t) = a \exp(-k t^n)$                                   | $X(t) = a \cdot e^{-k \cdot t^n}$   | [-]    | 3               | 2+13        |
| 6   | 2-term exponential        | $X(t) = a \exp(-k_0 t) + (1-a) \exp(-k_0 a t)$            | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + (1-a) \cdot e^{-k_0 \cdot a \cdot t}$                | [96]   | 2               |             |
| 7   | Verma <i>et al.</i>       | $X(t) = a \exp(-k_0 t) + (1-a) \exp(-k_1 t)$              | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + (1-a) \cdot e^{-k_1 \cdot t}$                        | [136]* | 3               |             |
| 8   | Diffusion approach        | $X(t) = a \exp(-k_0 t) + (1-a) \exp(-k_0 b t)$            | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + (1-a) \cdot e^{-k_0 \cdot b \cdot t}$                | [96]   | 3               |             |
| 9   | 2-term                    | $X(t) = a \exp(-k_0 t) + b \exp(-k_1 t)$                  | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + b \cdot e^{-k_1 \cdot t}$                            | [56]*  | 4               |             |
| 10  | Modified Henderson/Pabis  | $X(t) = a \exp(-k_0 t) + b \exp(-k_1 t) + c \exp(-k_2 t)$ | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + b \cdot e^{-k_1 \cdot t} + c \cdot e^{-k_2 \cdot t}$ | [96]   | 6               |             |
| 11  | Modified2 Henderson/Pabis | $X(t) = a \exp(-k_0 t) + b \exp(-k_1 t) + c$              | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t} + b \cdot e^{-k_1 \cdot t} + c$                        | [96]   | 5               |             |
| 12  | Logarithmic               | $X(t) = a \exp(-k t) + c$                                 | $X(t) = a \cdot e^{-k \cdot t} + c$   | [96]   | 3               |             |
| 13  | Midilli-Kucuk             | $X(t) = a \exp(-k t^n) + b t$                             | $X(t) = a \cdot e^{-k \cdot t^n} + b \cdot t$   | [98]*  | 4               |             |
| 14  | Tomas                     | $X(t) = (a - c) \exp(-b t^2) + c$                         | $X(t) = (a - c) \cdot e^{-b \cdot t^2} + c$   | [130]* | 3               |             |
| 15  | Posselt_2 *               | $X(t) = a \exp(-b t^c) + d$                               | $X(t) = a \cdot e^{-b \cdot t^c} + d$   | [-]    | 3               | 12+13       |
| 16  | Posselt_3 *               | $X(t) = (a - d) \exp(-b t^c) + d$                         | $X(t) = (a - d) \cdot e^{-b \cdot t^c} + d$   | [-]    | 4               | 14+15       |
| 17  | Posselt_4 *               | $X(t) = a \exp(-k_0 t^{1.3}) + b \exp(-k_1 t^{1.9})$      | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t^{1.3}} + b \cdot e^{-k_1 \cdot t^{1.9}}$                | [-]    | 4               | 9+15        |
| 18  | Posselt_5 *               | $X(t) = a \exp(-k_0 t^{1.4}) + b \exp(-k_1 t^{2.0}) + c$  | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t^{1.4}} + b \cdot e^{-k_1 \cdot t^{2.0}} + c$            | [-]    | 5               | 9+15        |
| 19  | Posselt_6 *               | $X(t) = a \exp(-k_0 t^b) + c \exp(-k_1 t^d)$              | $X(t) = a \cdot e^{-k_0 \cdot t^b} + c \cdot e^{-k_1 \cdot t^d}$                        | [-]    | 6               | 9+15        |

\* Originalquelle/Primärquelle der Modellgleichung.

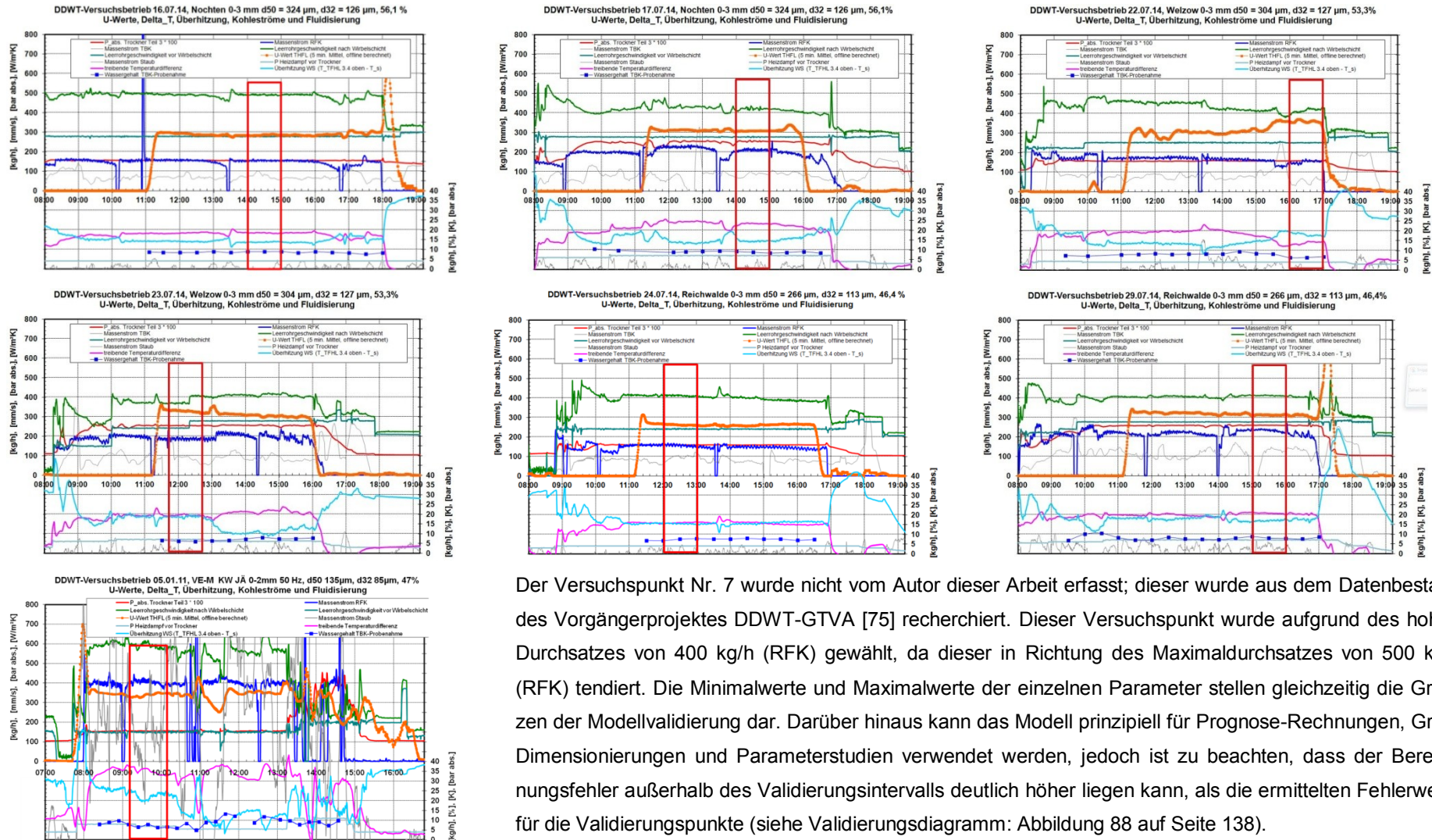
## Übersicht zu den Submodellen des Trocknerauslegungsmodells

Tabelle 71: Übersicht zu den Submodellen des Trocknerauslegungsmodells (TRAM)

| Nr. | Kurzbez.       | Modell   | Quelle   | Validierung und Erläuterungen   | Ausgabeparameter   |
|-----|----------------|--|--|---|--|
| 0   | TRA-M          | Gesamtmodell TRAM<br>(Trocknerauslegungs-Modell)                             | Literatur, Vorarbeiten<br>([61], [83])<br>Eigenentwicklung               | Verwendung validierter Sub-Modelle (Literatur und Vorarbeiten<br>(Höhne [61] und Lechner [83])), bzw. Validierung mit Messdaten   | Boolesche Aussage /<br>Relation<br>$X_{End} >/= /< X_{Ziel}$ |
| 1   | DLZ-M          | Durchlaufzeit-Modell<br>(mittlere Verweilzeit)<br>(Gleichung 98)             | Geldard [52]<br>Klutz [71]   | -   | $\tau$ [s]   |
| 2a  | VZV-M          | Verweilzeitverteilungs-Modell<br>(Gleichung 123)<br>(Gleichung 108) KAS-VZV  | Trachsel [131]<br>Baerns [3]<br>Uni [133]                                | -   | $\vec{E}(\vec{\theta})$ , [-]                                |
| 2b  | KAS-M          | Kaskaden-Modell für VZV<br>(Gleichung 108)<br>(Gleichung 111)                | Reay [113]   | $N_{WS,Kas}(D_{Diff}, t_{DL}, h_{WS})$<br>$N_{WS,Kas}(D_{Diff}(K_{Diff,emp}, u_{mf}, u_{G,WS}), t_{DL}, h_{WS})$  | $N_{WS,Kas}$ , [-]   |
| 2c  | DVZV-M         | Diskretisiertes Verweilzeitverteilungs-<br>Modell (Gleichung 112)            | Burgschweiger [18]   | -   | $\vec{E}(\vec{t})$ , [-]                                     |
| 3   | PEVT-M         | Physikalisch-empirisches<br>Trocknungs-Modell<br>(Gleichung 95)              | Eigenentwicklung,<br>Erläuterung siehe<br>Abschnitt 6.3 ab Seite<br>116. | Qualitative Verläufe aus experimentellen Messungen mit FSA,<br>MSW und Literatur. Quantität aus dem validierten Wärmeüber-<br>gangsmodell von Lechner und den Messdaten aus BTU-DDWT<br>(siehe z.B. Abbildung 142 ff. ab Seite 229) | $X(t)$ , [-]   |
| 4.1 | M3.1,Basis     | Basis-Trocknungs-Modell<br>(Gleichung 50)                                    | Weiterentwicklung  | Auf Basis von Midilli [98], etc.(Tabelle 70) sowie experimentelle<br>Messungen mit Magnetschwebewaage, TGA und FA   | $X(t)$ , [-]   |
| 4.2 | M3.2,Optimiert | Optimiertes Trocknungs-Modell<br>(Gleichung 56)                              | Eigenentwicklung   | (optimiert für die Einbindung der gekoppelten Energie- und<br>Massenbilanz, d.h. Verdampfungsgleichung)   | $X(t)$ , [-]   |
| 3c  | EBil-M         | Energiebilanz-Modell (Bilanzraum 2)<br>(Gleichung 82) bzw.<br>(Gleichung 86) | Herleitung   | Herleitung aus Kopplung von Energie- und Massenbilanz.  | $\dot{X}_{I,Allg}$ , [-/s]                                   |
| 3e  | KOND-M         | Kondensations-Modell (Bilanzraum 1)<br>(Gleichung 77)                        | Herleitung   | Energiebilanz, Wärmezufuhr für Erwärmung des Trocknungsgu-<br>tes durch Kondensation des Dampfes  | $\Delta X_{Kond,appr}$ , [-]                                 |
| 3f  | WäÜ-M          | Wärmeübergangs-Modell<br>(Gleichung 121)                                     | Nach Lechner [83]  | Lechner mit k-Werten aus dem DDWT-Trockner.   | $\alpha_{WS,RB}$ , [W/(m²K)]                                 |
| 3g  | WäD-M          | Wärmedurchgangs-Modell<br>(Gleichung 122)                                    | Nach VDI [135]   | Siehe auch Böckh [10]   | $k_{WS}^{HM}$ , [W/(m²K)]                                    |
| 3h  | GGF-M          | Gleichgewichtsfeuchte-Modell<br>(Gleichung 7)                                | Nach Höhne [61]  | (Gleichung 7): GG-Wassergehalt, Umrechnung nach Gleichung<br>34, Seite 46   | $X_{GG}$ ; bzw. $W_{GG}$ , [-]                               |
| 4   | MF-M           | Mischfeuchte-Modell<br>(Gleichung 113)                                       | Standard-Methode:<br>Gewichtetes Mittel                                  | -   | $X_{Misch}$ , [-]  |
| 5   | NVD-M          | Nachverdampfungs-Modell<br>(Gleichung 8)                                     | Höhne [61]   | Von Höhne entwickeltes und validiertes Modell.  | $\Delta X_{NVD}$ , [-]                                       |



## Diagramme zu den Validierungsdatenpunkten



Der Versuchspunkt Nr. 7 wurde nicht vom Autor dieser Arbeit erfasst; dieser wurde aus dem Datenbestand des Vorgängerprojektes DDWT-GTVA [75] recherchiert. Dieser Versuchspunkt wurde aufgrund des hohen Durchsatzes von 400 kg/h (RFK) gewählt, da dieser in Richtung des Maximaldurchsatzes von 500 kg/h (RFK) tendiert. Die Minimalwerte und Maximalwerte der einzelnen Parameter stellen gleichzeitig die Grenzen der Modellvalidierung dar. Darüber hinaus kann das Modell prinzipiell für Prognose-Rechnungen, Grob-Dimensionierungen und Parameterstudien verwendet werden, jedoch ist zu beachten, dass der Berechnungsfehler außerhalb des Validierungsintervalls deutlich höher liegen kann, als die ermittelten Fehlerwerte für die Validierungspunkte (siehe Validierungsdiagramm: Abbildung 88 auf Seite 138).

Abbildung 149: Diagramme zu den experimentell ermittelten Validierungsdatenpunkten VP1 bis VP7









## Parameter der Validierungsdatenpunkte

Tabelle 72: Parameter der Versuchspunkte für die Modellvalidierung mit MG4

| Versuchspunkt VP                           | Variable / Kürzel    | VP1             | VP2             | VP3             | VP4             | VP5             | VP6             | VP7             | Einheit          | Min  | Ø    | Max  |
|--|----------------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|------------------|------|------|------|
| Parameter                                  |                      | +               | ◆               | ■               | ▲               | ●               | ▼/✱             |                 |                  |      |      |      |
| Versuchs-Nr.                               |                      | 1               | 2               | 3               | 4               | 5               | 6               | 7               | -                |      |      |      |
| Versuchstag                                |                      | 16.07.2014      | 17.07.2014      | 22.07.2014      | 23.07.2014      | 24.07.2014      | 24.07.2014      | 05.01.2011      | TT.MM.JJJJ       |      |      |      |
| Zeitraum                                   |                      | 14:00<br>-15:00 | 14:00<br>-15:00 | 16:00<br>-17:00 | 13:15<br>-14:15 | 12:00<br>-13:00 | 15:00<br>-16:00 | 09:15<br>-10:15 | hh:mm<br>- hh:mm |      |      |      |
| Kohleherkunft / Tgb.                       |                      | Nochten         | Nochten         | Welzow          | Welzow          | Reichwalde      | Reichwalde      | VEM             | -                |      |      |      |
| Körnung                                    |                      | 0 ... 3         | 0 ... 3         | 0 ... 3         | 0 ... 3         | 0 ... 3         | 0 ... 3         | 0 ... 2         | mm               | -    | -    | -    |
| Mittlerer Partikel-Ø d <sub>32</sub>       | d <sub>32</sub>      | 126             | 126             | 127             | 127             | 113             | 113             | 85              | µm               | 85   | 117  | 127  |
| Mittlerer Partikel-Ø d <sub>50</sub>       | d <sub>50</sub>      | 324             | 324             | 304             | 304             | 266             | 266             | 135             | µm               | 135  | 275  | 324  |
| Mittlerer Partikel-Ø d <sub>Martin</sub>   | d <sub>Martin</sub>  | 191             | 191             | 185             | 185             | 164             | 164             | 102             | µm               | 102  | 169  | 191  |
| Trocknungsdruck                            | p <sub>TA</sub>      | 1,5             | 2,5             | 1,5             | 2,5             | 1,5             | 2,5             | 1,6             | bar(a)           | 1,50 | 1,94 | 2,50 |
| Leerrohrgeschwindigkeit                    | u <sub>LR</sub>      | 0,28            | 0,28            | 0,25            | 0,27            | 0,24            | 0,27            | 0,15            | m/s              | 0,15 | 0,25 | 0,28 |
| Temperaturdifferenz nom.                   | dT <sub>k,nom</sub>  | 18              | 24              | 20              | 21              | 16              | 20,5            | 35              | K                | 16,0 | 22,1 | 35,0 |
| Überhitzung WS nom.                        | dT <sub>ÜH,nom</sub> | 15              | 15              | 14              | 11              | 16              | 17,5            | 23              | K                | 11,0 | 15,9 | 23,0 |
| Durchsatz RfK                              | mP <sub>RfK</sub>    | 0,15            | 0,2             | 0,175           | 0,21            | 0,16            | 0,235           | 0,4             | kg/h             | 0,15 | 0,22 | 0,40 |
| Temperatur des TG bei Eintritt in Trockner | T <sub>TG, Ein</sub> | 20              | 20              | 20              | 20              | 20              | 20              | 20              | °C               | 20   | 20   | 20   |
| Startwassergehalt                          | W <sub>0</sub>       | 0,561           | 0,561           | 0,533           | 0,533           | 0,464           | 0,464           | 0,47            | -                | 0,46 | 0,51 | 0,56 |
| Endwassergehalt                            | W <sub>End</sub>     | 0,09            | 0,09            | 0,07            | 0,08            | 0,07            | 0,085           | 0,08            | -                | 0,07 | 0,08 | 0,09 |

## Übersicht der Werte in der Parameterstudie mit dem TRAM-Modell

Tabelle 73: Übersicht der Werte der Parameter in der Parameterstudie mit dem TRAM-Modell (Varianten V1...V6)

| Parameter                                     | Variable /<br>Kürzel | Konstante<br>für V1 ... V6 | Variable Werte für Varianten V1 bis V6,<br>wenn dieser Parameter <u>nicht</u> konstant gehalten wurde |  |  |  |  |  | Einheit | Min  | Mittel | Max  |
|---|----------------------|----------------------------|---|--|--|--|--|--|---------|------|--------|------|
|   |                      |                            |  V1                  |  V2 |  V3 |  V4 |  V5 |  V6 |         |      |        |      |
| Varianten-Nr.                                 |                      |                            | V1  | V2   | V3   | V4   | V5   | V6   | -       |      |        |      |
| Mittlerer Partikel-Ø                          | d_Martin             | 135                        | 70  | 100  | 130  | 160  | 190  | 220  | µm      | 102  | 169    | 191  |
| Trocknungsdruck                               | p_TA                 | 1,3                        | 1,3   | 2  | 3  | 4  | 5  | 6  | bar(a)  | 1,50 | 1,94   | 2,50 |
| Leerrohrgeschwindigkeit                       | u_LR                 | 0,25                       | 0,15  | 0,20   | 0,25   | 0,30   | 0,35   | 0,40   | m/s     | 0,15 | 0,25   | 0,28 |
| Temperaturdifferenz nom.                      | dT_k,nom             | 35                         | 15  | 20   | 25   | 30   | 35   | 40   | K       | 16,0 | 22,1   | 35,0 |
| Überhitzung WS nom.                           | dT_ÜH,nom            | 15                         | 2   | 5  | 10   | 15   | 20   | 25   | K       | 11,0 | 15,9   | 23,0 |
| Durchsatz RFK                                 | mP_RFK               | 0,3                        | 0,20  | 0,25   | 0,30   | 0,35   | 0,40   | 0,45   | kg/h    | 0,15 | 0,22   | 0,40 |
| Temperatur des TG<br>bei Eintritt in Trockner | T_TG,Ein             | 20                         | 20  | 35   | 50   | 65   | 80   | 95   | °C      | 20   | 20     | 20   |
| Startwassergehalt                             | W_0                  | 0,56                       | 0,51  | 0,52   | 0,53   | 0,54   | 0,55   | 0,56   | -       | 0,46 | 0,51   | 0,56 |
| Startfeuchte                                  | X_0                  | 1,27                       | 1,04  | 1,08   | 1,13   | 1,17   | 1,22   | 1,27   | -       | 1,04 | 1,15   | 1,27 |
| Bsp. 1: p_TA = konstant                       |                      |                            | 1,3   | 1,3  | 1,3  | 1,3  | 1,3  | 1,3  | bar(a)  |      |        |      |
| Bsp. 2: p_TA wird variiert                    |                      |                            | 1,3   | 2  | 3  | 4  | 5  | 6  | bar(a)  |      |        |      |

Verwendung der Werte siehe: Abschnitt 7.4 auf Seite 142.

## Vergleich kontinuierlich arbeitender Trocknungs- und Entwässerungsverfahren für Braunkohle

Tabelle 74: Vergleich kontinuierlich arbeitender Trocknungs- /Entwässerungsverfahren für Braunkohle, aus [83]

| Vergleichskriterium   | Röhrentrockner | Mahltrucker       | DWT                  | DWTA (WTA) ****                        | DDWT (4,0 bar)       | Einheit                   |
|---|----------------|-------------------|----------------------|--|----------------------|---------------------------|
| <b>Trocknungsgut</b>  |                |                   |                      |  |                      |                           |
| Typische Körnung  | 0 bis 6        | 0 bis 1 (nachher) | 0 bis 6<br>(0 bis 2) | 0 bis 6<br>(0 bis 2)                   | 0 bis 2              | [mm]                      |
| Erreichbarer / üblicher Endwassergehalt   | 10 / 19        | 12 bis 18 / 14    | < 5 / 12             | < 5 / 12                               | < 5 / 12             | [%]                       |
| <b>Trocknerdaten</b>  |                |                   |                      |  |                      |                           |
| Heizdampfdruck  | 4 bis 5        | -                 | 4 bis 8,5            | 4,2 / 2,9                              | ca. 11,0             | [bar]                     |
| Trocknerdruck   | 1,0            | 1,0               | ca. 1,1              | ca. 1,1                                | 4,0                  | [bar]                     |
| Trocknungstemperatur  | 90 bis 100     | 120 bis 250       | ca. 110              | ca. 110                                | ca. 153              | [°C]                      |
| Baugrößen   | 25             | 50                | 100                  | 100 (ohne BV)                          | 35 bis 100           | [t/h] (WVL)               |
| <b>Energiebedarf</b>  |                |                   |                      |  |                      |                           |
| Ext. Energieaufwand für Beheizung   | 2,90 bis 3,06  | ca. 4,5           | ca. 3,7              | ca. 0,58 Dampf<br>ca. 0,4 Elektro      | ca. 3,9              | [MJ/kg_H <sub>2</sub> O]  |
| Ext. Energieabfuhr<br>Gesamt Kondensat<br>Gesamt Dampf<br>insg. im NDV mögl.  | -              | -                 | 0,73<br>2,64<br>1,82 | 0,76<br>-<br>0,63                      | 0,92<br>2,65<br>2,75 | [MJ/kg_H <sub>2</sub> O]  |
| <b>Energieaufwand für Beheizung bei reiner NDV-Nutzung</b>  | 2,90 bis 3,06  | ca. 4,5           | ca. 1,9              | mit BV: ca. 0,78 *<br>ohne BV: wie DWT | ca. 1,2              | [MJ/ kg_H <sub>2</sub> O] |
| <b>Bewertung für den Einsatzzweck</b>   |                |                   |                      |  |                      |                           |
| Eignung für Veredlung   | +              | -                 | -                    | + / ++                                 | -/ + (mit BV)        |                           |
| Eignung für Kraftwerk   | -              | +                 | + / ++               | ++                                     | ++                   |                           |
| * (auf Dampf umgerechnet), ** BV – Brüdenvorwärmung, *** RFK-VW (Rohfeinkohle-Vorwärmung), **** mit BV ** (ohne RFK-VW****) |                |                   |                      |  |                      |                           |

## Tabellierte diskretisierte asymmetrische Verweilzeitverteilung

Tabelle 75: Diskretisierte asymmetrische Verweilzeitdichteverteilung eines kontinuierlichen Wirbelschichttrockners für unterschiedliche Anzahlen an ideal durchmischten Wirbelschichten nach dem Kaskaden-Modell

| $N_{id,WS,KAS}$ | 5     | 10    | 15    | 20    | 25    | 50    | „Plug-Flow“<br>Kolbenströmung |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------------------------------|
| Theta [-]       | [-]   | [-]   | [-]   | [-]   | [-]   | [-]   | [-]                           |
| 0,0001          | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 0,2             | 0,015 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 0,4             | 0,090 | 0,026 | 0,007 | 0,002 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 0,6             | 0,168 | 0,138 | 0,097 | 0,065 | 0,041 | 0,004 | 0,000                         |
| 0,8             | 0,195 | 0,248 | 0,271 | 0,280 | 0,279 | 0,221 | 0,000                         |
| 1,0             | 0,175 | 0,250 | 0,307 | 0,355 | 0,398 | 0,564 | 1,000                         |
| 1,2             | 0,134 | 0,175 | 0,196 | 0,208 | 0,213 | 0,194 | 0,000                         |
| 1,4             | 0,091 | 0,095 | 0,085 | 0,071 | 0,058 | 0,017 | 0,000                         |
| 1,6             | 0,057 | 0,043 | 0,027 | 0,016 | 0,010 | 0,001 | 0,000                         |
| 1,8             | 0,034 | 0,017 | 0,007 | 0,003 | 0,001 | 0,000 | 0,000                         |
| 2,0             | 0,019 | 0,006 | 0,002 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 2,2             | 0,010 | 0,002 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 2,4             | 0,005 | 0,001 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 2,6             | 0,003 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 2,8             | 0,001 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 3,0             | 0,001 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 3,2             | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 3,4             | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 3,6             | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 3,8             | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |
| 4,0             | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,000                         |

Berechnung der Anzahl N: nach Gleichung 111 auf Seite 129,  
 Berechnung der Verweilzeitverteilungsdichte mit: Gleichung 108 auf Seite 128,  
 Normierung mit Gleichung 109 auf Seite Gleichung 109, qualitativ zugehöriges Diagramm:  
 Abbildung 80, auf Seite 129.

## **Anhang 11: Zusammenfassung der wissenschaftlichen Entwicklungsleistungen innerhalb dieser Arbeit**

Vom Autor dieser Arbeit werden die folgenden Entwicklungsschritte explizit als eigenständige Entwicklungsleistungen gekennzeichnet:

- 1) Systematische Weiterentwicklung empirischer Trocknungsfunktionen (Tabelle 26, Seite 91) incl. mathematische Optimierung der Vorzugsfunktion; Resultat ist Gleichung 56 auf Seite 96; Modell M3.2
- 2) Entwicklung des Modells M3.5 für die Trocknungskinetik für eine DDWT-Trocknung für polydisperse Braunkohle mittels Tauchheizflächen (Ergebnis ist Gleichung 95 auf Seite 116)
- 3) Synthese der Modelle aus der Dissertation Höhne [61] (2012) und Dissertation Lechner [83] (2012) und des unter Schritt 2) entwickelten Modells und weiterer Modelle zu einem Gesamtmodell „TRAM“ (Abbildung 76, Seite 122 und Modell-Tabelle 71, Seite 239)
- 4) Anwendung der unter 1), 2) und 3) genannten wissenschaftlichen Methodik auf ein in dieser Kombination neues Wissensgebiet: DRUCK-Wirbelschicht-Verdampfungs-Trocknung mit Tauchheizflächen für polydisperse Braunkohle.
- 5) Synthese der Modelle zur Berechnung der Bindungsenthalpie (von Höhne [61] und Opendwinkel [106]) in einem neu entwickelten Modell (Gleichung 45 auf Seite 61, mit Koeffizientenfunktionen in Tabelle 12).