

16. VDI-Fachkonferenz

30.05. – 31.05. 2017, Hamburg

Feuerung und Kessel – Beläge und Korrosion – in Großfeuerungsanlagen

Beschreibung des Transports in der Brennstoffaufgabe

- Teil 1: Brennstoffcharakterisierung
 - Teil 2: Brennstofftransport
-

Dr. Ragnar Warnecke, Martin H. Zwiellehner, Florian Grafmans, Volker Müller

Referent Teil 1: Dr. Ragnar Warnecke

Referent Teil 2: Martin H. Zwiellehner

Stand: 13.06.2017

Inhalt

1	Einleitung	3
2	Beschickeinrichtung als Brennstoffdosiersystem	5
3	Verfahrenstechnisch-konstruktiver Ansatz.....	7
3.1	Basis zur Fördergleichung der Beschickung.....	7
3.2	Einfluss der Brennstoffdichte.....	11
3.3	Einfluss von Hublänge und Hubposition	21
3.3.1	Minderung der Hub-Fördereffektivität durch die Wirksamkeitsgrenzlinie	22
3.3.2	Minderung der Hub-Fördereffektivität durch den Leerhub im Brennstoff.....	24
3.3.3	Variation von Hubposition und Hublänge.....	27
3.3.4	Zusammenfassung zum effektiven Hub	30
3.4	Einfluss der Höhe von Aufgabeschieber und Aufgabemaul auf die Förderleistung .	30
3.4.1	Förderleistung vor dem Aufgabeschieber	31
3.4.2	Förderleistung oberhalb des Aufgabeschiebers.....	32
3.5	Besonderheiten der Doppelkolbenbeschickung.....	36
3.6	Einfluss von Brennstoffänderungen.....	41
4	Gesamtgleichung und Anwendungsergebnisse.....	76
5	Fazit & Ausblick	80
6	Abbildungsverzeichnis	82
7	Tabellenverzeichnis.....	83
8	Symbolverzeichnis.....	84
9	Literatur	92

1 Einleitung

Anlagen mit heterogenen Festbrennstoffen sind insbesondere Restabfall-, Biomasse- und Ersatzbrennstoff-Verbrennungsanlagen. Allen ist gemein, dass der heterogene Brennstoff zu ungleichmäßigen Verbrennungszuständen führt, die u. a. das Freisetzen von emissions- und korrosions-relevanten Schadstoffen beeinflussen. Darüber hinaus können Zustände im Anlagenbetrieb auftreten, die den Betrieb erschweren und in seiner Effizienz beeinträchtigen. Die negativen Zustände können durch eine optimale Feuerungsregelung vermieden oder erheblich reduziert werden.

Das Hauptregelorgan, ohne das sich keine geregelte Großfeuerung aufrechterhalten lässt, ist die sog. Beschickeinrichtung, wobei die Begriffe Beschickung und Aufgabe im Folgenden synonym verwendet werden¹. Die Beschickeinrichtung einer Feuerung dient zur Einhaltung der vorgegebenen Soll-Leistung über die Zuführung des benötigten Brennstoffs, der in ausreichender Menge (im Sinne der Brennstoffwärmeleistung), richtig dosiert und weitgehend kontinuierlich zugeführt werden muss. Die Erfüllung dieser Forderung gestaltet sich bei Brennstoffen aus Abfall im Gegensatz zu klassischen Brennstoffen deutlich schwieriger, weil durch die Mehrfachheterogenität des Abfalls hinsichtlich Dichte, Heizwert etc., bisher kaum Möglichkeiten bestehen, die momentan benötigte Brennstoffmenge zur Einhaltung der Soll-Leistung zu bestimmen.

Die Auslegung einer Beschickeinrichtung erfolgt bisher auf der Basis von Erfahrungen und die Parametrierung im Wesentlichen durch „Trial and Error“ im Rahmen der Inbetriebnahmen. Die Möglichkeit einer Bestimmung der einzustellenden Parameter für die Aufgabe schon bei der Auslegung bzw. im Vorfeld zur Inbetriebnahme wäre ein echter Vorteil. Der hier vorgestellte Beitrag soll eine Methode vorstellen, mit der eine solche Vorausberechnung aber auch Nachrechnung von bereits existierenden Anlagen an die Hand gegeben wird.

Der vorliegende Bericht versucht den Massenstrom isoliert „online“ zu bestimmen, wobei hier vornehmlich der Brennstoff „Restabfall“ betrachtet wird. Die Ergebnisse können jedoch in gleicher Systematik auch auf andere Festbrennstoffe übertragen werden.

¹ Der Begriff „Beschickung“ wird hier als Vorzugssynonym verwendet.

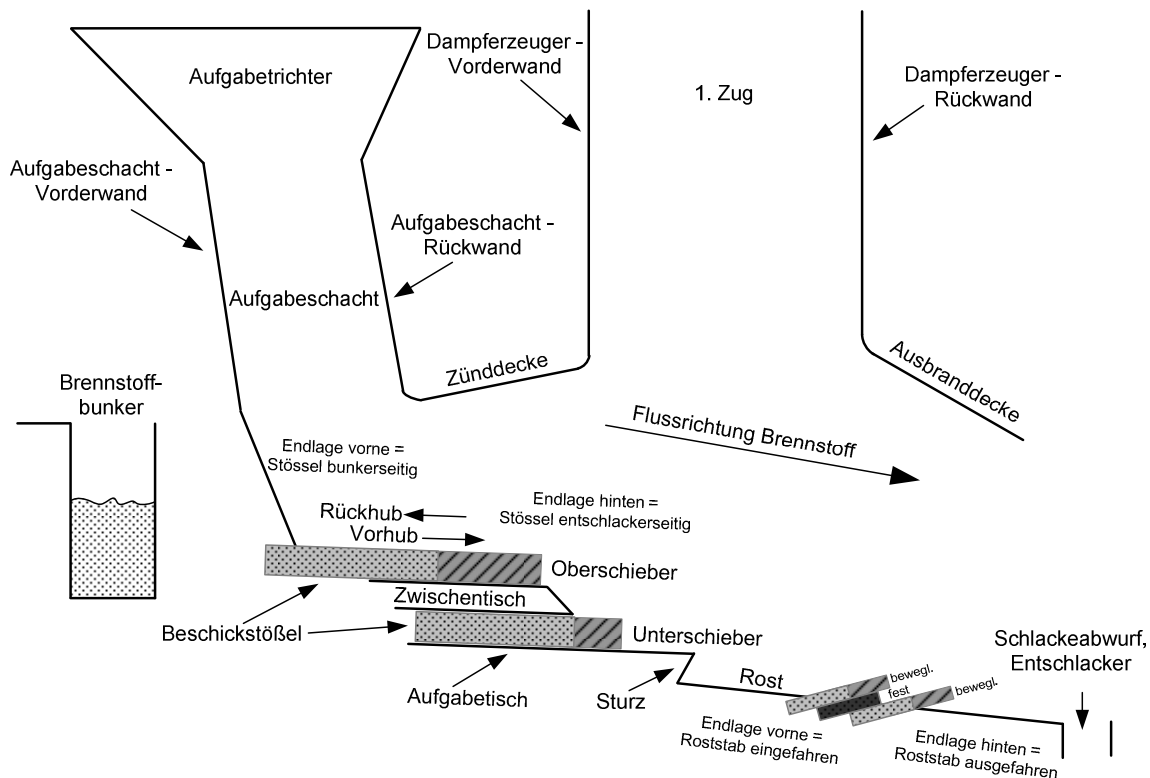


Abbildung 1: Schematischer Aufbau im Längsschnitt und Nomenklatur einer großtechnischen Rostfeuerungsanlage (nicht maßstabgetreu)

Vorhandene Modelle und Simulationen von Rostfeuerungen für Abfälle, siehe z. B. [4] und [5], weisen bisher noch Optimierungspotential auf, da der in die Feuerung aufgegebene Brennstoffmassenstrom nicht „online“ anhand von – sich permanent ändernden – betrieblichen Parametern *berechnet* und *kontinuierlich adaptiert* wird, sondern er als Konstante dem Modell aufgeprägt wird. Wie bereits erwähnt, lässt sich der Brennstoffmassenstrom jedoch nur ungenau u. v. a. nur über längere Mittelungszeiträume im Bereich von mehreren Stunden ermitteln. Kommt es zu Variationen der Brennstoffeigenschaften (z. B. des Heizwerts) so muss sich ggf. auch der Brennstoffmassenstrom ändern, da eine gleichbleibende Soll-Leistung angestrebt wird. Diese Anpassung des Brennstoffmassenstroms, eigentlich des Brennstoffvolumenstromes, wird in der Regel automatisiert von der Feuerungsleistungsregelung (kurz: FLR)² vorgenommen. Unter anderem wird durch eine Variation der Beschickgeschwindigkeit bzw. -frequenz versucht, den Brennstoffmassenstrom zu beeinflussen, so dass die vorgegebene Soll-Leistung optimal eingehalten werden kann. Diese Dynamik kann auch von dem in [6] am Gemeinschaftskraftwerk Schweinfurt (kurz: GKS) weiterentwickelten Feuerungsmodell „CombAte“ noch nicht beherrscht werden. Im Rahmen des vom Bundesministerium für Bildung und

² Korrekterweise ist die Bezeichnung „Feuerungsregelung“, da diese mehr als die Leistung regelt. Gebräuchlich ist jedoch der Begriff „Feuerungsleistungsregelung“ und soll auch hier synonym verwendet werden.

Forschung (BMBF) geförderten und vom Projektträger Jülich (PtJ) koordinierten Forschungsvorhabens VOKos [7] wurde eine Methodik entwickelt, um den Brennstoffmassenstrom an Abfall-, Biomasse- und Ersatzbrennstoff-Verbrennungsanlagen ausschließlich durch die Vorgabe von konstruktiven Merkmalen und betrieblichen Parametern (voraus)berechnen zu können. Die entwickelte Methodik führt zu einer Steigerung der Qualität von Feuerungsmodellen (z. B. „CombAte“), kann ferner zur Vorkonfektionierung der FLR genutzt werden, um im Rahmen der Inbetriebnahme qualitativ höherwertige Ergebnisse in kürzeren Zeiträumen zu erzielen und kann zusätzliche Informationen für den Betrieb von Abfallverbrennungsanlagen liefern.

2 Beschickeinrichtung als Brennstoffdosiersystem

In realen Anlagen werden zwei grundsätzlich unterschiedliche Beschicksysteme verwendet:

- Aufgabeschieber
- Aufgabewanderroste

Während seit einigen Jahren Aufgabewanderroste nicht mehr gebaut wurden, entspricht dem heutigen Stand der Technik die vollautomatisierte Beschickeinrichtung, die als Kernkomponenten einen oder mehrere Aufgabeschieber zur Dosierung verwendet. Hierbei lassen sich sowohl Hublänge, Start- und Endpositionen als auch die Hubgeschwindigkeit und Stillstandzeiten nahezu beliebig variieren. Je nach Größe bzw. Breite des nachgeschalteten Verbrennungsrostes können die Aufgabeschieber auch mehrbahnig ausgeführt sein. Insbesondere in Anlagen bis ca. Baujahr 1995 sind Konstruktionen relativ weit verbreitet, die eine zweilagige Ausführung des Aufgabeschiebers beinhalten (Doppelkolbenbeschickungen mit Oberschieber und Unterschieber). Die Abbildung 2 gibt einen auszugsweisen Überblick über 4 deutlich unterschiedliche Konstruktionen von Aufgabeeinrichtungen.

Bei einer schieber- bzw. kolbenbasierenden Aufgabe handelt es sich um ein quasikontinuierliches Dosiersystem. Diese Brennstoffdosierung auf den Rost erfolgt i. d. R. durch langsamen, gleichmäßigen Vorhub des Aufgabeschiebers in Richtung seiner „hinteren Endlage“ (Richtung Feuerraum), die durch einen schnellen Rückhub in seine Ausgangsposition die „vordere Endlage“ (Richtung Brennstoffbunker) unterbrochen wird, während dem kein Brennstoff auf den

Rost dosiert wird. Bei der Doppelkolbenbeschickung ist die Fahrweise von Ober- und Unterschieber relevant; diese können sich synchron, asynchron oder sequentiell zueinander bewegen. Eine Differenzierung dieser Fahrweisen erfolgt in Abschnitt 3.5.

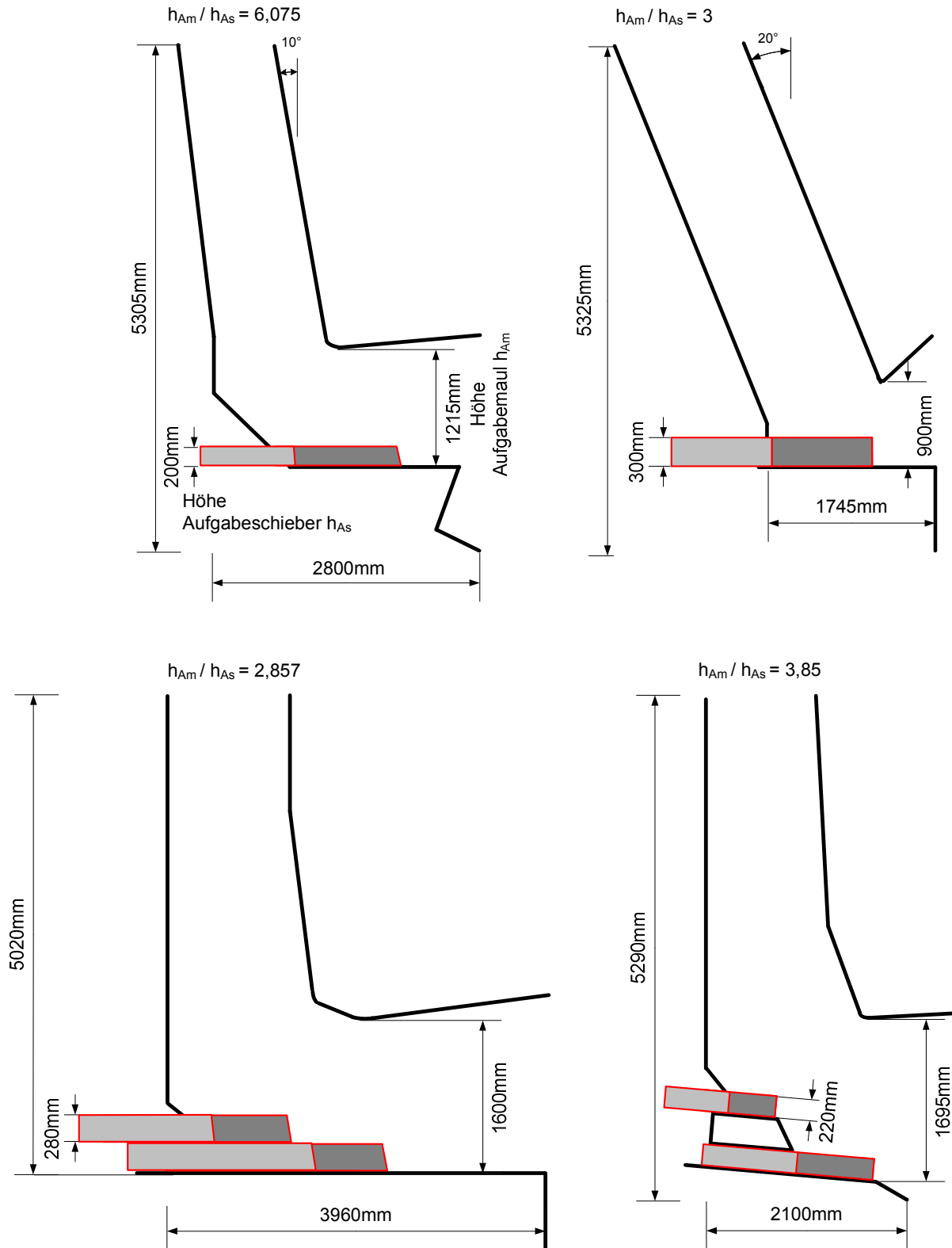


Abbildung 2: Maßstabsgetreue Darstellung von 4 unterschiedlichen Aufgabekonstruktionen

3 Verfahrenstechnisch-konstruktiver Ansatz

Das ursächliche Problem bei der Bestimmung der pro Doppelhub geförderten Brennstoffmasse ist, dass weder die Dichte des Brennstoffs im Aufgabebereich noch das geförderte Volumen bekannt sind³. Diese beiden Parameter sind weder direkt messbar noch lassen sie sich ohne weiteres rechnerisch bestimmen. In der Literatur finden sich hierzu wenig belastbare Angaben. Es handelt sich um Erfahrungswerte von Anlagenbauern, Schätzwerte in [2] oder um - nicht auf großtechnische Anlagen übertragbare - Modellversuche in [1]. Erschwert werden die Betrachtungen dadurch, dass sich die Brennstoffdichte vom Brennstoffaufgabetrichter, über den Aufgabeschacht bis hin zum Vorhub des Aufgabeschiebers permanent ändert.

3.1 Basis zur Fördergleichung der Beschiekung

Prinzipiell sollte der Massenstrom $\dot{m}_{BrSt,i}$ aus dem Produkt des durch den Aufgabeschieber (As) bewegten effektiven Volumens $V_{Dh,As,eff}$, der Doppelhubzahl pro Stunde $n_{Dh,As,i}$ und der Dichte des Brennstoffes $\rho_{BrSt,i}$ hergeleitet werden können. Das Volumen $V_{Dh,As,eff}$ wird über das Produkt aus Aufgabeschieber-Breite b_{As} , Hub-Länge l_{Hub} und Höhe des Aufgabemauls h_{Am} beschrieben⁴:

$$\dot{m}_{BrSt,i} = n_{Dh,As,i} \cdot V_{Dh,As,eff} \cdot \rho_{BrSt,i} = n_{Dh,As,i} \cdot (b_{As} \cdot l_{Hub} \cdot h_{Am}) \cdot \rho_{BrSt,i} \quad (3-1)$$

Da es auch Aufgabesysteme in realen Anlagen gibt, die mehrere Aufgabeschieber nebeneinander (Index i) haben und/oder übereinander (Index j – Oberschieber = 1; Unterschieber = 2) haben, wird, unter der Annahme eines in erster Näherung voneinander unabhängigen Transports, die Gleichung 3-1 auf eine Summenformel erweitert:

³ Hier werden aus Gründen der Übersichtlichkeit nur einbahnige Einzel- bzw. Doppelkolbenbeschickungen im Detail besprochen. Die Systematik ist aber übertragbar auf mehrbahnige Aufgabesysteme.

⁴ Da breitere Rostsysteme mehrbahnig ausgeführt sein können, werden die Bahnen separat betrachtet. Im vorliegenden Text wird zur Erleichterung der Verständlichkeit nur eine einbahnige Beschickung beschrieben; sowohl bei der Einzelkolben- als auch bei der Doppelkolben-Betrachtung.

$$\dot{m}_{BrSt,Aufgabe} = \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J n_{Dh,i,j} \cdot (b_{As,i,j} \cdot l_{Hub,i,j} \cdot h_{Am,i,j}) \cdot \rho_{BrSt,i,j} \quad (3-2)$$

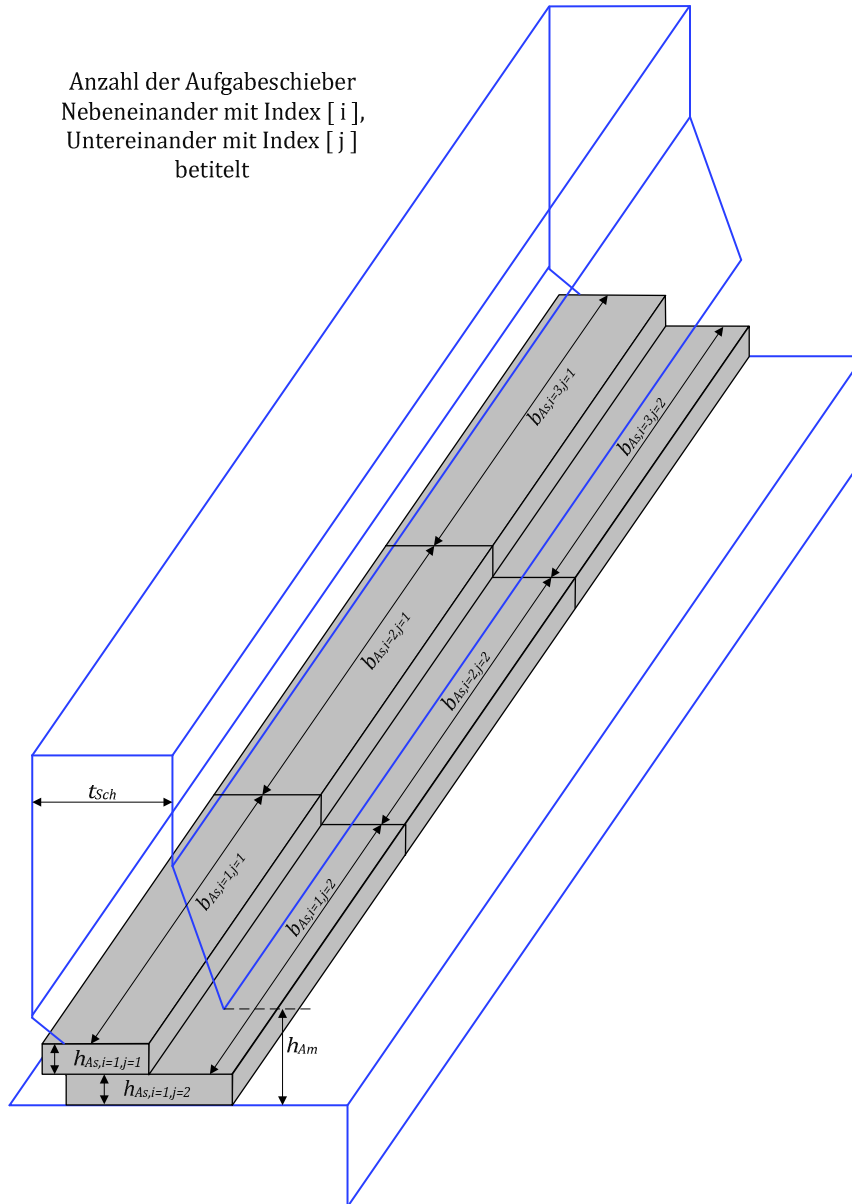


Abbildung 3: Benennungssystem von mehrbahnigen Beschicksystemen

Zur Validierung der Gleichung 3-2 wurden bei rund 50 Verbrennungslinien zum einen die Jahresbrennstoffmassenbilanzen und zum anderen die kurzzeitigen Kranmassenbilanzen ausgewertet. Die Jahresbrennstoffmassenbilanzen basieren auf den Auswertungen der Daten der Eingangswaagen mit Bunkerjahresinventur, während die Kranmassenbilanzen über die Daten

der Kranwaagen bestimmt wurden. Beide Daten wurden auf die zugehörigen Doppelhubzahlen bezogen⁵.

$$m_{Dh,Aufgabe,Kran} = \frac{\varnothing \dot{m}_{Kran(x)}}{\varnothing \dot{n}_{Dh,As(x)}} \quad (3-3)$$

$$m_{Dh,Aufgabe,Eingangswaage} = \frac{\varnothing \dot{m}_{Eingangswaage(x)}}{\varnothing \dot{n}_{Dh,As(x)}} \quad (3-4)$$

Der Vollständigkeit halber sei angemerkt, dass neben den Kran- und Waagebilanzen als weitere Möglichkeit zur Bestimmung des Input-Brennstoffmassenstroms die Bildung einer Gesamtbilanz besteht. Hierbei kann über die gemessene Zusammensetzung des Rauchgasstromes (z. B. mit CO₂-, H₂O-, O₂-, N₂- SO₂- und HCl-Konzentration) näherungsweise auf die Brennstoffzusammensetzung geschlossen werden, wobei der Aschegehalt und andere Brennstoffparameter anfangs festgelegt werden müssen. Diese Methodik eignet sich nur bedingt zur online-Bestimmung von Brennstoffzusammensetzung und -massenstrom, da über die Rauchgaszusammensetzung der Zeitbereich *nach* der Verbrennung betrachtet wird. Die Zeiteffekte, die – insbesondere bei ungleichmäßigem Brennstoff – über das nicht berücksichtigte Brennstoffreservoir auf dem Rost auftreten, können nur über langfristige Mittelwertbildung gemindert werden. Eine detaillierte Betrachtung dieser Berechnungsmethode wurde bis dato noch nicht durchgeführt.

Die Anwendung der einfachen Formeln 3-1 bzw. 3-2 auf die über 50 repräsentativ ausgewählten realen Anlagen, führte in der Regel zu erheblichen Abweichungen zwischen berechneten und gemessenen Massenströmen. Diese Erfahrung führte zu der Erkenntnis, dass offensichtlich weitere Einflüsse berücksichtigt werden müssen. Insbesondere muss davon ausgegangen werden, dass eine mittlere Brennstoffdichte einer einfachen Schüttung (wie sie bei der Anlieferung bestimmt werden kann), wie auch das vereinfacht angenommene Fördervolumen nicht den Verhältnissen in der Realität entsprechen.

Dies führte zu einem erweiterten, verfahrenstechnisch-konstruktiven Ansatz. Er basiert einerseits auf den gegebenen geometrischen Konstruktionsdaten und andererseits auf den physikalischen Verfahrensdaten im Aufgabebereich. In die Berechnung des Brennstoffmassenstroms an der Aufgabe gehen ferner im Folgenden, neben der Geometrie und Verfahrenstechnik, auch verschiedene Kräfte, Drücke, Reibungskoeffizienten, Brennstoffdaten etc. ein.

⁵ Der Index x in den Gleichungen 3-3 und 3-4 bezieht sich auf den Zeitraum, der den Betrachtungen zugrunde gelegt wird.

Insgesamt gehen die genannten Faktoren folgendermaßen in die erweiterte Massenstromformel einer Einzelkolbenbeschickung $\dot{m}_{Aufgabe,Ek}$ ein (3-5):

$$\dot{m}_{Aufgabe,Ek} = n_{Dh} \cdot b_{As} \cdot l_{Hub,As,eff} \quad (3-5)$$

$$\cdot \left[h_{As} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor As} \right.$$

$$\left. + (h_{Am,As} - h_{As}) \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor As} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \right.$$

$$\left. \cdot f_{Mitnahme,Ek} \right]$$

3.2 Einfluss der Brennstoffdichte

Um eine Massenstromberechnung durchführen zu können, ist es unumgänglich, Kenntnis über die Dichten des Brennstoffes und deren Variabilität zu haben. Aus diesem Grund wurden am GKS u. a. verschiedenste Versuche in Bezug auf die Dichte von heterogenen Brennstoffen und Schlacken durchgeführt.

Die Dichte von Hausmüll in einer handelsüblichen Mülltonne⁶ betrug bei eigenen Messungen (ohne zusätzliche Kompression) im Mittel etwa $140,3 \text{ kg/m}^3 \pm 21,8 \text{ kg/m}^3$ ($n^7 = 8$). Des Weiteren wurden die Dichten von Restmüll in Schubboden- und Müllpressfahrzeugen ermittelt. Die durchschn. Dichte von Restmüll im Pressfahrzeug betrug $594 \text{ kg/m}^3 \pm 53 \text{ kg/m}^3$ ($n = 28$). Wird Brennstoff mit einem Schubboden-trailer angeliefert, wurde die Dichte von Hausmüll und hausmüllähnlichem Gewerbeabfall mit durchschn. $269 \text{ kg/m}^3 \pm 47 \text{ kg/m}^3$ ($n = 17$) ermittelt und für Restabfall aus einem Zwischenlager (Deponie) ergab sich eine mittlere Dichte von $481 \text{ kg/m}^3 \pm 27 \text{ kg/m}^3$ ($n = 13$).

Auf den Einfluss unterschiedlicher Initialdichten wird im Abschnitt 3.6 näher eingegangen. Eine weitere, detailliertere Publikation zu den Dichten und sonstigen Eigenschaften von Ersatzbrennstoffe und Biomasse ist in Vorbereitung.

Grundsätzlich kann die „Anlieferdichte“, also die Dichte des angelieferten Brennstoffs, im Aufgabesystem durch zwei Effekte verändert werden:

1. Durch die Eigengewichtskraft und dem daraus resultierenden Druck p_{BrStS} (im Aufgabeschacht)

⁶ V = 120 l gem. EN 840, 4-Personen-Haushalt, ohne Papier und "Bio-Abfälle".

⁷ n = Anzahl der Versuche.

2. Durch von außen aufgeprägte Kräfte (durch den Aufgabeschieber $\rho_{BrSt, komp, vor As}$).

Um die Dichten des Brennstoffs im Aufgabebereich zu ermitteln wurde der Aufgabetrichter beobachtet, um den Einfluss der potentiellen Eigengewichtskraft bewerten zu können. Es zeigt sich, dass während des Vor- und Rückhubes des Aufgabeschiebers eine kontinuierliche Bewegung der Schüttung im Trichter zu beobachten ist. Bei Stillstand des Aufgabeschiebers bleibt die Schüttung im Trichter unverändert. Daher ist ein systematisches Durchrutschen von Brennstoff in den Feuerraum ohne Beschickbewegung auszuschließen, was jedoch nicht bedeutet, dass dieses Phänomen grundsätzlich nie auftritt bzw. auftreten kann. Ferner kann auf eine nahezu kontinuierliche Förderung im Vorhub geschlossen werden.

Zunächst wurde die Dichte auf dem Aufgabetisch ermittelt. Dazu wurde das vom Aufgabeschieber während des Rückhubes freigegebene Volumen bestimmt und mit dem von oben nachrutschenden Brennstoff verglichen. Der Aufgabeschieber beispielsweise am GKS besitzt die Maße (L x B x H) 1050 mm x 3130 mm x 300 mm und gibt somit im Rückhub ein Volumen von 0,986 m³ frei. Durch die verbauten Verschleißplatten an den Aufgabetrichter-Seitenwänden kann das nachrutschende Volumen annähernd exakt bestimmt werden. Aus einer Vielzahl an beobachteten Beschickhüben konnte ermittelt werden, dass während des Rückhubes durchschnittlich 1,64 m³ ± 0,28 m³ (n = 11) aus dem Trichter nachrutschen. Daraus ergibt sich ein Verdichtungsfaktor im Müllschacht zwischen Aufgabetrichter und Aufgabebereich von 1,663. Mit der Masse von der Kranwaage kann die Dichte im oberen Teil des Mülltrichters errechnet werden. Die eigenen Untersuchungen zeigten, dass sich die durchschnittliche Dichte im oberen Segment des Aufgabetrichters $\rho_{BrSt, Schütt}$ auf 275 kg/m³ ± 41 kg/m³ (n = 5) beläuft, die sich mit den Untersuchungen zu den Schubbodentrailern (s. o.) deckt. In Kombination mit dem Verdichtungsfaktor von 1,663 kann für die Dichte im Aufgabebereich $\rho_{BrSt, Aufgabe}$, d. h. *örtlich vor dem Aufgabeschieber*, ohne dass dieser einen Druck auf die Schüttung ausübt, von rund 460 kg/m³ angegeben werden.

Wichtig in diesem Zusammenhang ist, dass sich für diese Versuche die Anlage im Regelbetrieb befand und nicht einem Sonderzustand wie Anfahr- oder Abfahrbetrieb. In diesem Zusammenhang wurde insbesondere beim Anfahren, nach dem Start des Aufgabeschiebers aus seiner vorderen Endlage eine deutlich *zeitverzögerte* Bewegung des Mülls auf dem Aufgabetisch beobachtet. Dies konnte auf eine zu diesem Zeitpunkt noch geringere Schüttdichte zurückgeführt werden. Es ist davon auszugehen, dass die Kompression des Brennstoffs im Schacht während des Anfahrbetriebs (bei neu gefülltem Schacht) nicht allein durch die eigene Gewichtskraft hervorgerufen wird, sondern auch zum einen durch den in unregelmäßigen Abständen auftretenden Impuls des vom Kran abgeworfenen Brennstoffs und zum anderen durch im Betrieb auftretende Bewegungen und Kräfte im Schacht, die zu einer weiteren Verdichtung

führen, d. h. der Brennstoff hat sich „zusammengerüttelt“. Ist der Brennstoff auf seine Dichte im Aufgabebereich $\rho_{BrSt,Aufgabe}$ komprimiert, erfolgt keine weitere Verdichtung durch die oben beschriebenen Vorgänge mehr. In Abschnitt 3.3.2.2 konnte der grundsätzliche Unterschied zwischen "unverdichtetem" Brennstoff im Schacht während des Anfahrbetriebs und "end-komprimierten" Brennstoff im Regelbetrieb nachgewiesen werden.

Der Aufgabeschieber übt während seines Vorhubes auf die davorliegende Brennstoffschüttung einen Druck aus. Daher wird angenommen, dass der Brennstoff während des Förderhubes weiter komprimiert wird.

Aus Versuchen mit einer industriellen Portalpresse⁸ (Abbildung 5) wurde ein Zusammenhang ermittelt, der die Dichte des Brennstoffs im Zusammenhang mit der aufgebrachten Kraft wiedergibt. Die Presse kann eine Kraft von bis zu 580 kN aufbringen, was einem Druck im Pressraum auf die Müllschüttung von ca. 7 bar entspricht.



Abbildung 5: Portalpresse nach einem Pressversuch mit Brennstoff Hausmüll

Es wurden Versuche mit Hausmüll durchgeführt, dessen Initialdichten unterschiedlich waren. Die untenstehende Abbildung 6 zeigt Verdichtungsverläufe von Restmüll mit Initialdichten von 138 kg/m^3 , 279 kg/m^3 und 359 kg/m^3 bis zu einem Druck auf die Müllschüttung von 400 mbar. Als Vorgriff auf nachfolgende Textpassagen (siehe Formel 3-10) soll an dieser Stelle erwähnt

⁸ Einkammerballenpresse vom Typ PP1207 der Firma Strautmann Umwelttechnik GmbH, D-49219 Glandorf

werden, dass dieser Druck in etwa dem Druck entspricht, den der Aufgabeschieber (am Standort Schweinfurt) während seines Vorhubes auf die vor ihm liegende Schüttung ausübt.

Aus den Versuchen kann ein Polynom abgeleitet und damit die Verdichtungskurve für den Brennstoff Restabfall ausgehend von seiner Startdichte $\rho_{Müll,Schütt}$ berechnet werden. Die Initialdichte des Restabfalls muss bekannt sein. Der validierte Bereich des ermittelten Polynoms bezüglich des Drucks bewegt sich zwischen 0 und 450 mbar.

Als Hinweis sei an dieser Stelle angemerkt, dass es sich bei den in Abbildung 6 dargestellten End-Dichten *nicht* um die maximal möglichen Dichten des jeweiligen Brennstoffs handelt, da die verwendete Portalpresse in ihrer mechanischen Hublänge begrenzt ist. Entscheidend ist jedoch, dass Druckbereiche abgebildet werden konnten, die denen im Aufgabebereich entsprechen.

$$\rho_{Müll,Druck} = \left(82984 \cdot \frac{1}{\text{bar}^5} \cdot p^5 - 132738 \cdot \frac{1}{\text{bar}^4} \cdot p^4 + 80349 \cdot \frac{1}{\text{bar}^3} \cdot p^3 - 23053 \cdot \frac{1}{\text{bar}^2} \cdot p^2 + 3438,2 \cdot \frac{1}{\text{bar}} \cdot p \right) \cdot \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} + \rho_{Müll,Schütt} \quad (3-6)$$

Die Abbildung 6 zeigt die Verdichtungskurven der Versuchsreihen mit unterschiedlicher Startdichte, sowie eine Berechnung des Dichteverlaufs (nach Gl. 3-6) über den Druck bei einer Schüttdichte von 275 kg/m³ und die Ergebnisse der Hausmülltonnenversuche.

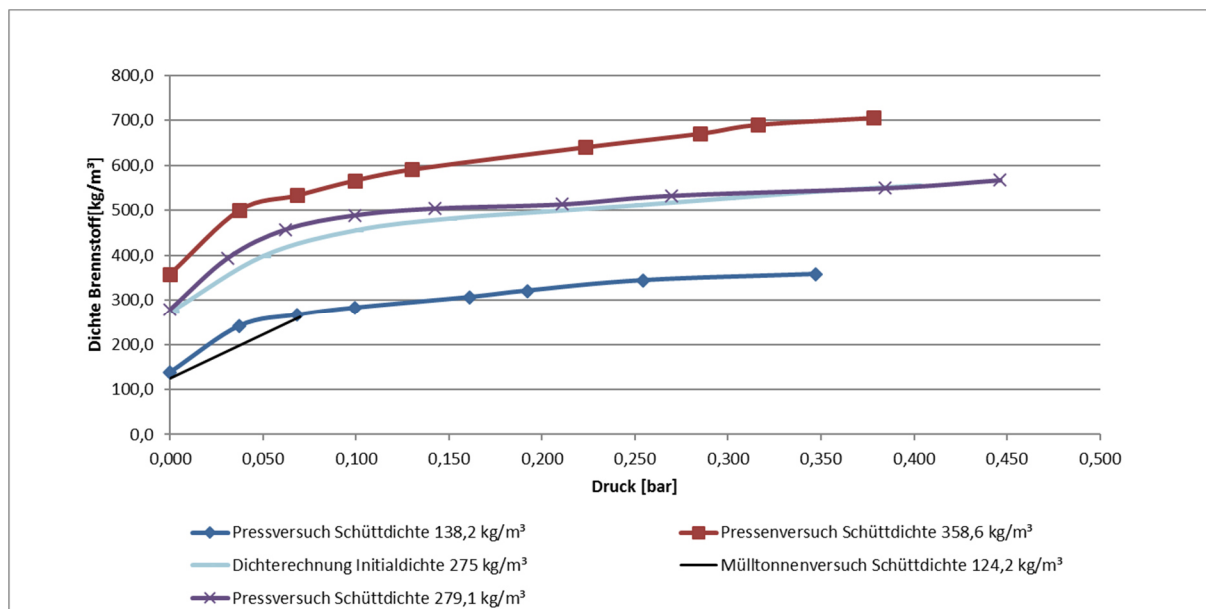


Abbildung 6: Ergebnisse Pressenversuch mit Brennstoff Hausmüll

Des Weiteren wurde mit der Presse die Dekomprimierung bei einer Startdichte von 279 kg/m^3 untersucht (siehe Abbildung 7). Unter der Dekomprimierung ist in diesem Zusammenhang die Expansion, d. h. die Volumenzunahme der Schüttung nach vollständiger Wegnahme der auf-geprägten Kraft zu verstehen.

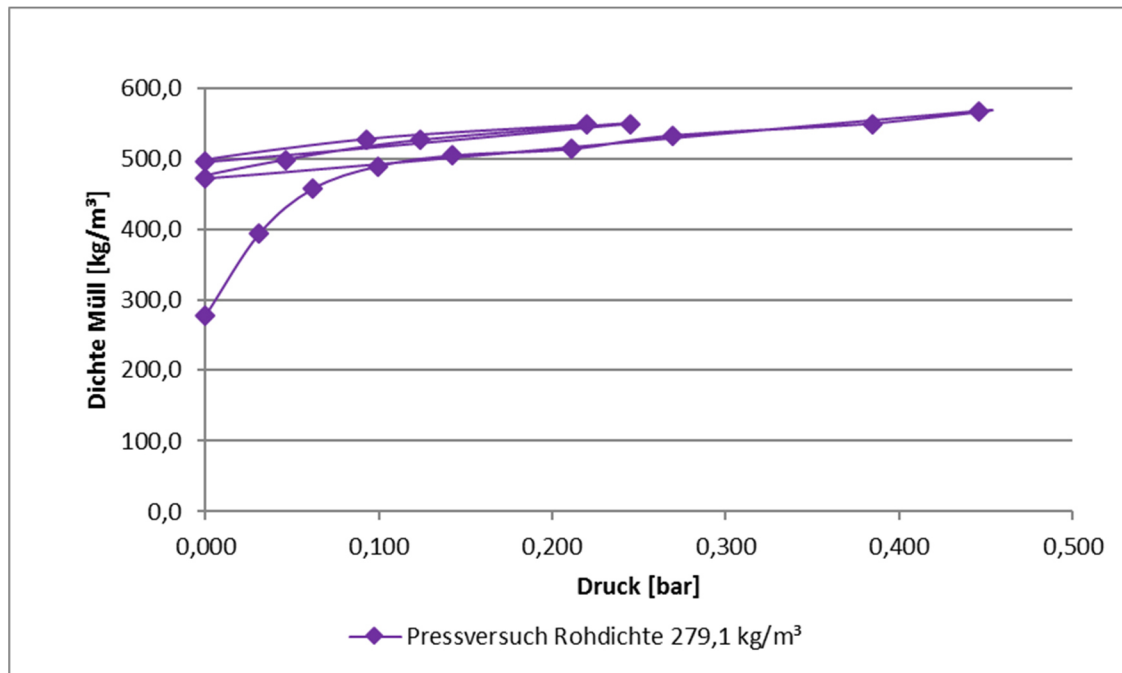


Abbildung 7: Ergebnis Pressenversuch Dekomprimierung

Die Schüttdichte des Brennstoffs betrug vor dem ersten Verpressen 279 kg/m^3 . Der Druck wurde schrittweise von 0 mbar auf ca. 450 mbar erhöht. Die Dichte bei 450 mbar betrug ca. 567 kg/m^3 . Nach vollständiger Wegnahme der Kraft (zurückfahren der Pressplatte) wurde der Brennstoffschüttung ein Zeitraum von 5 Minuten gewährt um sich zu dekomprimieren. Die Dichte betrug im Anschluss rund 470 kg/m^3 . Das entspricht einer Expansion bzw. Dichteabnahme von 17 %. Anschließend wurde die gleiche Brennstoffschüttung in der Presse bis zu einem Druck von 250 mbar noch einmal verpresst. Die Dichte betrug an diesem Punkt 549 kg/m^3 . Nach erneutem Wegnehmen der Pressplatte stellte sich eine Dichte von ca. 495 kg/m^3 ein. Die Dekomprimierung beträgt demnach 10 %. Beim dritten Durchlauf stellte sich unter einem Druck von 220 mbar eine Dichte von 548 kg/m^3 , die Dichte bei 0 mbar betrug anschließend 490 kg/m^3 (Dekomprimierung = 11 %). Beim Expansionsversuch in der Presse ist zu erwähnen, dass die ermittelten Expansionsraten nur auf ein fünfseitig geschlossenes System übertragbar sind. Auf das Öffnen des Greifers, um Brennstoff in den Aufgabetrichter zu fördern, dürfen die o. g. Ergebnisse nicht übertragen werden. Hier verhält sich die Expansion mit großer Wahrscheinlichkeit anders.

Überträgt man allerdings den Expansionsversuch auf die Verhältnisse während des Beschickvorgangs, so kann postuliert werden, dass der Brennstoff im Rückhub, also nach Wegnahme der vom Aufgabeschieber im Vorhub auf die Brennstoffschüttung ausgeübte Kraft, wieder auf das Dichteniveau welches im Aufgabebereich (im GKS ca. 460 kg/m^3) herrscht, expandiert. Von einer höheren "Startdichte" bei dem darauffolgenden Hub muss im Aufgabebereich demnach nicht ausgegangen werden. Der vom Schieber schon einmal verdichtete Brennstoff wird spätestens beim nächsten Vorhub aus dem Schacht und auf den Rost geschoben.

Vergleicht man nun die oben ermittelte Dichte im Aufgabebereich von 460 kg/m^3 mit der Verdichtungskurve des Mülls (mit Initialdichte = 275 kg/m^3) aus Abbildung 6, würde das bedeuten, dass im Aufgabebereich ein Druck ausgehend von der tatsächlich wirkenden Gewichtskraft der Brennstoffsäule $p_{BrstS,Aufgabe}$ von rund 105 mbar herrscht.

Dieser Druck ist jedoch wesentlich geringer, als der aus der Gewichtskraft der Brennstoffsäule abgeleitete. Wenn mit der Trichter-, Schachtgeometrie, Füllstand und der mittleren Dichte im Aufgabeschacht von $367,5 \text{ kg/m}^3$ gerechnet wird, ergibt sich ein Druck von 287 mbar. Der geringere Druck und die Differenz der beiden Werte lassen sich mit der Abstützung an den Trichterwänden und der Wandreibung eines Schachtes erklären. Aus [9] ist bekannt, dass mit zunehmender Trichterhöhe sich ein immer größer werdender Teil der Gewichtskraft vom Schüttgut an den Seitenwänden abstützt, wie aus Abbildung 8 hervorgeht.

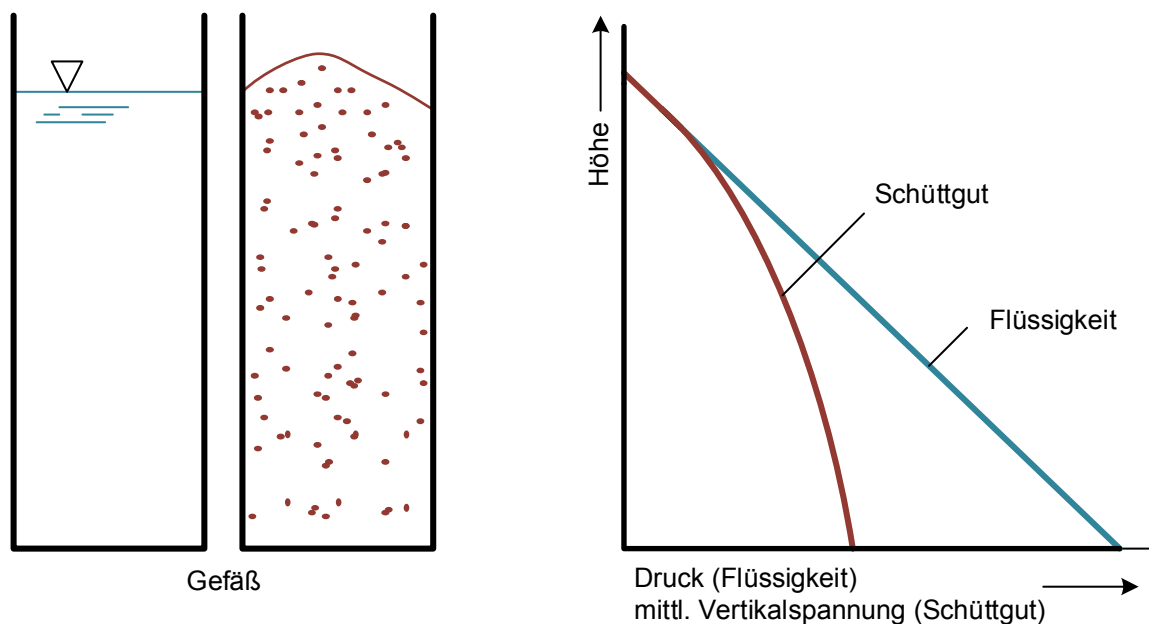


Abbildung 8: Abstützung von Schüttgut an den Schachtseitenwänden nach Schulze [9]

Für andere Anlagen kann der Druck im Aufgabebereich p_{BrStS} , verursacht durch die darüberliegende Brennstoffsäule, ausgehend von den am GKS ermittelten Werten ebenfalls berechnet werden:

$$p_{BrStS} = 0,105bar \cdot \frac{h_{BrStS}}{h_{BrStS,GKS}} \cdot \frac{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter}}{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter,GKS}} \quad (3-7)$$

Mit:

$$h_{BrStS,GKS} = 8 \text{ m}$$

$$\rho_{BrSt,Schütt,Trichter,GKS} = 275 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

Dazu ist ausschließlich die mittlere Füllstandshöhe des Aufgabeschachtes/-trichter h_{BrStS} notwendig. Für eine Abschätzung des Füllstandes kann - aus Versuchen ermittelt - die Faustformel, Höhe von Aufgabetrichter bis Oberkante Aufgabetrichter abzüglich 2 m, verwendet werden. Um bezüglich der Füllstandshöhe des Aufgabeschachtes/-trichters exaktere Werte zu erhalten, ist angedacht, über geeignete Messmethoden (z. B. Radar) eine kontinuierliche Analyse der Füllstandshöhe durchzuführen.

Aus den beschriebenen Versuchen mit der Portalpresse kann abgeleitet werden, dass durch das *Aufprägen einer Kraft* vom Aufgabeschieber mit einer weiteren lokalen Verdichtung des Brennstoffes zu rechnen ist. Über den Hydraulikdruck p_{Vh} der Zylinder für den Aufgabestößel kann diese Kraft bestimmt werden.

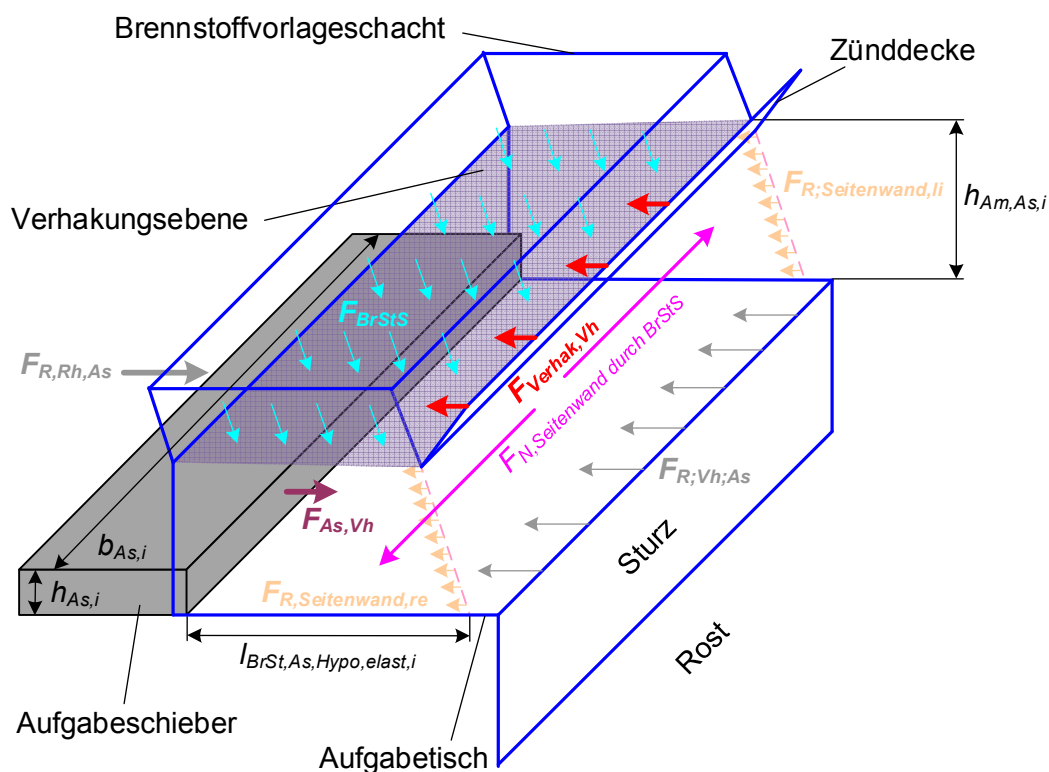


Abbildung 9: Wirkende Kräfte im Aufgabenbereich einer Einzelkolbenbeschickung

Um die aus Abbildung 9 resultierende Kräftebilanz (Gleichungen 3-8 und 3-9) zu lösen, wurde im Rahmen von Messkampagnen am GKS der Druck an den Hydraulikzylindern der Brennstoffaufgabe während einer Revision (d. h. ohne Brennstoff) und im Regelbetrieb aufgenommen und ausgewertet. Es kann davon ausgegangen werden, dass es sich um einen störungsfreien Betrieb gehandelt hat, d. h. ohne Verkantung / Verkeilung von Störstoffen z. B. zwischen Aufgabeschieber und Seitenführung/-wand. Solche Störeinflüsse sind in der Regel durch charakteristische Hydraulikdruckspitzen zu identifizieren, die ein "Durchdrücken" des Störstoffes indizieren. Kann der Störstoff nicht beseitigt werden, so erfolgt ein dauerhaftes Blockieren des Aufgabeschiebers.

Die Summe der Reibkräfte im Aufgabebereich $\sum F_{R,i}$ muss unter der Annahme einer kontinuierlichen Vorwärtsbewegung stets kleiner sein, als die vom Aufgabeschieber aufgewendete Kraft im Vorhub $F_{Vh,As}$.

$$F_{Vh,As} > \sum F_{R,i} \tag{ 3-8 }$$

$$\sum F_{R,i} = F_{R,ges,Seitenwände} + F_{R,Vh,As} + F_{Verhakungsebene} \tag{ 3-9 }$$

Um die Reibkräfte im Aufgabebereich aus Gleichung 3-9 bestimmen zu können, wird zuerst der Hydraulikdruck bei einer Leerfahrt des Aufgabeschiebers analysiert. Die Messungen hierzu lieferten einen Hydraulikdruck unterhalb der Messbarkeitsschwelle. Somit ist die Reibkraft zwischen Aufgabeschieber und Aufgabebereich nicht zu berücksichtigen und in der o. g. Kräftebilanz nicht aufgeführt. Der Aufgabebereich läuft in der Regel mit Stahlrollen auf Stahlschienen. Laut Literatur wird die Rollreibungszahl zwischen Stahlrollen und Stahlschienen mit $\mu_{Roll,Stahl} = 0,002$ angegeben [7].

Die Kraft der Aufgabezylinder im Vorhub $F_{Vh,As}$ lässt sich durch die Anzahl der Zylinder n_{Asz} , der Kolbenquerschnitte $A_{Kolben,Vh,Asz}$ und dem aufgeprägten Hydraulikdruck p_{Vh} errechnen. Die Gl. 3-10 ist allgemein formuliert, sodass sowohl ein leerer als auch ein gefüllter Schacht gerechnet werden kann. Der Druck der Brennstoffsäule, der abhängt vom Füllstand des Schachtes, ist demnach indirekt über p_{Vh} berücksichtigt.

$$F_{Vh,As} = n_{Asz} \cdot p_{Vh} \cdot A_{Kolben,Vh,Asz} \quad (3-10)$$

Die Reibkoeffizient zwischen Müll und Stahl $\mu_{Gleit,BrSt,Stahl}$ wurde im Regelbetrieb der Verbrennungslinie im Rückhub des Aufgabeschiebers bestimmt. Hierzu wurde der anliegende Hydraulikdruck der Aufgabezylinder im Rückhub aufgenommen. Unter Verwendung der Konstruktionsdaten der Hydraulikzylinder kann analog zur Gleichung 3-10 die wirkende Kraft im Rückhub $F_{Rh,As}$ ausgerechnet werden. Die Kraft $F_{R,Rh,As}$ muss zwangsläufig größer sein, als die Summe der Reibkräfte zwischen dem Aufgabestößel und der darüberliegenden Brennstoffsäule. Daraus kann eine Gleitreibungszahl $\mu_{Gleit,BrSt,Stahl}$ zwischen Brennstoff und Stahl berechnet werden.

$$F_{Rh,As} > F_{R,Rh,As} \quad (3-11)$$

$$F_{Rh,As} = n_{Asz} \cdot p_{Rh} \cdot A_{Kolben,Rh,Asz} \quad (3-12)$$

$$\mu_{Gleit,BrSt,Stahl} = \frac{F_{R,Rh,As}}{p_{BrSt,Aufgabe} \cdot (l_{Hub,As,FLR} + l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo}) \cdot b_{As}} \quad (3-13)$$

Die Längen im Nenner $l_{Hub,As,FLR}$ und $l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo}$ sind jene Längen (vgl. Abbildung 14 bzw. Abbildung 15), die sich der Schieber im Rückhub unter der Schüttung (Müllsäule) bewegt. Der Gleitreibungskoeffizient $\mu_{Gleit,BrSt,Stahl}$ wurde am GKS für Müll auf Stahl zu 0,44 berechnet und

als konstant angenommen. Hierbei ist zu erwähnen, dass verschiedenste Schutzanstriche an den Trichter- und Schachtwänden weggeschliffen sind. Bei Neuteilen oder revidierten Bauteilen verhält sich der Gleitreibungskoeffizient aufgrund des neuen Schutzanstriches mit Sicherheit anders. Mit dem berechneten Gleitreibungskoeffizienten können die Reibkräfte des Mülls an den Schachtwänden $F_{R,ges,Seitenwände}$ bestimmt werden⁹:

$$F_{R,ges,Seitenwände} = 2 \cdot \mu_{Gleit, \frac{BrSt}{Stahl}} \cdot F_{N,Seitenwand \text{ durch } BrStS} \cdot \frac{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter}}{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter,GKS}} \quad (3-14)$$

Die durch den Müll auf die Seitenwände wirkende Normalkraft $F_{N,Seitenwand \text{ durch } BrStS}$ ergibt sich aus dem Druck der Brennstoffsäule und der beaufschlagten Fläche, welche sich aus dem Produkt Aufgabemaulhöhe $h_{Am,As}$ und der Länge $l_{BrSt,Hypo,elast}$ ergibt. $l_{BrSt,Hypo,elast}$ ist dabei jene "Länge" an Brennstoff, der vor dem Schieber liegt und bewegt werden muss, was somit die Reibung verursacht.

$$F_{N,Seitenwand \text{ durch } BrStS} = p_{BrStS} \cdot l_{BrSt,Hypo,elast} \cdot h_{Am,As} \quad (3-15)$$

Die Reibkraft $F_{R,Vh,As}$, die durch Reibung während des Vorhubes entsteht, ergibt sich aus:

$$F_{R,Vh,As} = \mu_{Gleit, \frac{BrSt}{Stahl}} \cdot p_{BrStS} \cdot l_{Sch,Hypo}' \cdot b_{As} \cdot \frac{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter}}{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter,GKS}} \quad (3-16)$$

Die zum Schließen der Kräftebilanz notwendige Verhakungskraft $F_{Verhak,Vh}$ auf Höhe der Verhakungsebene kann aus der Vorhubkraft F_{Vh} abzüglich der vertikalen Reibkräfte $F_{R,ges,Seitenwände}$ und horizontalen Reibkräfte $F_{R,Vh,As}$ errechnet werden. Daraus ergibt sich die Scherspannung τ_{Verhak} . Diese ist am GKS mit 4,6 kN/m² bestimmt worden und wird auf andere Anlagen übertragen. Diese Scherspannung ist abhängig von den Kohäsionseigenschaften des Brennstoffs. Es wird davon ausgegangen, dass sich diese Kohäsionseigenschaften für die gegenständlichen Brennstoffe wie Restabfall, Ersatzbrennstoffe und Biomasse grundsätzlich ähnlich verhalten. Der exakte Nachweis hierfür ist noch zu erbringen.

⁹ Wenn eine mehrbahnige Ausführung der Beschickung, mit unterschiedlichen Hublängen und / oder Doppelhubzahlen betrieben wird, so wird vermutet, dass eine zusätzliche horizontale Scherspannung zwischen den Bahnen in der Brennstoffschüttung wirkt. Diese Scherspannung wurde bis dato noch nicht nachgewiesen, hat aber in der Praxis so gut wie keine Bedeutung, da die Erfahrung gezeigt hat, dass auch bei mehrbahnigen Brennstoffaufgaben die besten Dosierergebnisse erzielt werden, wenn die Bahnen im Gleichlauf mit identischen Hubzahlen und Hubgeschwindigkeiten bewegen.

Somit kann die Kraft auf Höhe der Verhakungsebene $F_{Verhakungsebene}$, unter Verwendung der Scherspannung τ_{Verhak} und der Fläche der Verhakungsebene $A_{Verhakungsebene}$ (Produkt aus $l_{BrSt,Hypo,elast}$ und Breite des Aufgabeschiebers b_{As}) auch für andere Anlagen berechnet werden:

$$A_{Verhakungsebene} = l_{BrSt,Hypo,elast} \cdot b_{As} \quad (3-17)$$

$$F_{Verhakungsebene} = \tau_{Verhak} \cdot A_{Verhakungsebene} \cdot \frac{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter}}{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter,GKS}} \quad (3-18)$$

Mittels der o. a. Kräftebilanz und dem Druck der Brennstoffsäule p_{BrStS} kann der Druck im Aufgabebereich, der durch den Aufgabestößel während des Vorhubs wirkt, berechnet werden:

$$p_{BrSt,Vh} = \frac{F_{Verhakungsebene} + F_{R,Vh,As} + F_{R,ges,Seitenwände}}{b_{As} \cdot h_{Am,As}} + p_{BrStS} \quad (3-19)$$

Mit dem ermittelten Polynom für Restmüll und dem oben errechneten Druck $p_{BrSt,Vh}$, kann die Dichte $\rho_{BrSt,komp,vor As}$, welche sich vor dem Schieber während des Vorhubs einstellt, bestimmt werden:

$$\begin{aligned} \rho_{BrSt,komp,vor As} & \quad (3-20) \\ & = (82984 \cdot \frac{1}{bar^5} \cdot p_{BrSt,Vh,i}^5 - 132738 \cdot \frac{1}{bar^4} \cdot p_{BrSt,Vh,i}^4 \\ & + 80349 \cdot \frac{1}{bar^3} \cdot p_{BrSt,Vh,i}^3 - 23053 \cdot \frac{1}{bar^2} \cdot p_{BrSt,Vh,i}^2 \\ & + 3438,2 \cdot \frac{1}{bar} \cdot p_{BrSt,Vh,i}) \cdot \frac{kg}{m^3} + \rho_{BrSt,Schütt,Tichter} \end{aligned}$$

3.3 Einfluss von Hublänge und Hubposition

Auf der Basis von umfangreichen Versuchen an den Verbrennungslinien des GKS und an weiteren großtechnischen MVA können zusammenfassend Erkenntnisse über den Beschickvorgang dokumentiert werden.

3.3.1 Minderung der Hub-Fördereffektivität durch die Wirksamkeitsgrenzlinie

Grundlegend kann ein Bereich der Aufgabeschieberbewegung nachgewiesen werden, in dem der Vorhub des Aufgabeschiebers nicht mehr wirksam zur Förderung von Brennstoff beiträgt. Der wirksame wird vom unwirksamen Förderbereich durch die sog. Wirksamkeitsgrenzlinie als gedachte Verlängerung der Schachtrückwand Richtung Aufgabebereich getrennt (Abbildung 10). Unter anderem wurden Versuchsfahrten durchgeführt, bei denen sich die vordere Endlage des Aufgabeschiebers hinter der Wirksamkeitslinie befand. In Kombination mit einer tendenziell kurzen Hublänge war ein drastisches Absinken der Dampfleistung die Folge. Die Ursache hierfür ist auf eine unzureichende Brennstoffförderung des Aufgabeschiebers in diesem Bereich zurückzuführen. Die Ineffektivität des Hubes *hinter* der Wirksamkeitsgrenzlinie konnte wie folgt nachgewiesen werden: Wird mit einer Hublänge – die die den maximal möglichen wirksamen Bereich ausschöpft – und einer definierten Hubzahl eine gewisse Dampfleistung erreicht, so führt eine weitere Erhöhung der Hublänge zu keiner Erhöhung der Dampfleistung – was eigentlich zu erwarten wäre, da sich das theoretische Fördervolumen des Aufgabeschiebers ebenso erhöht.

Mit diesen Erkenntnissen kann eine tatsächlich wirksame Hublänge des Aufgabeschiebers $l_{Hub,As,eff,tats}$ ermittelt werden.

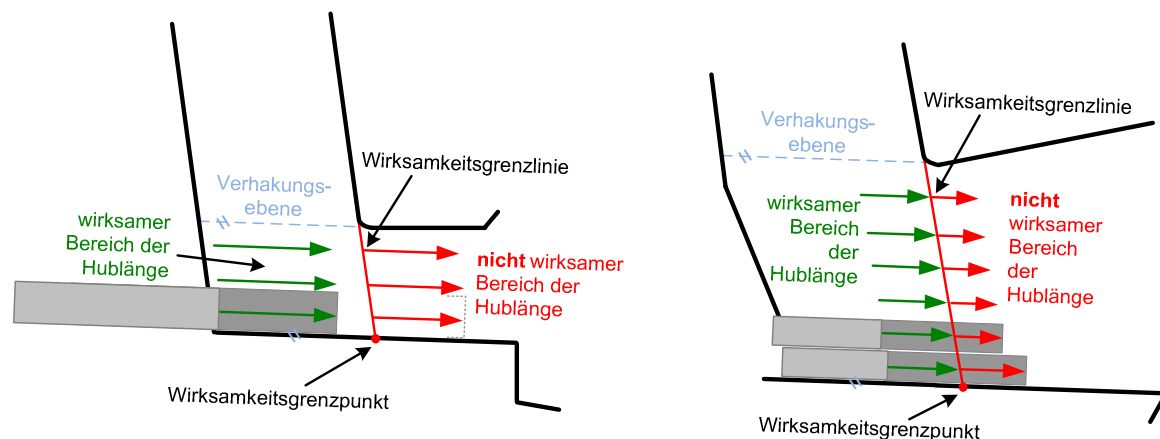


Abbildung 10: Wirksamkeitsgrenzlinie an Einzel- und Doppelkolbenbeschickung

Um eine verfahrenstechnische Beschreibung des „wirksamen“ Bereichs des Förderhubes zu erhalten, wird die Wirksamkeitsgrenzlinie geometrisch in der Ebene der Aufgabeschieberbewegung berücksichtigt. Dazu wird die Tiefe des Aufgabeschachtes t_{Sch} , die mittlere

Schachtneigung γ_{Sch} (3-21) und die Höhe des Aufgabeschiebers h_{As} verwendet, um die maximale wirksame Hublänge $l_{Sch,Hypo}'$ zu errechnen (3-22). Die Länge des Aufgabeschiebers bzw. der Aufgabeschieber spielt in der gegenständlichen Betrachtung keine Rolle. Relevant ist ausschließlich die Länge bzw. der Abstand bis zum Wirksamkeitsgrenzpunkt.

Diese Länge entspricht der maximal möglichen wirksamen Hublänge $l_{Hub,As,eff,max}$ des Aufgabeschiebers. Die tatsächlich mögliche wirksame Hublänge $l_{Hub,As,eff,tats}$ ist die um die nachfolgend beschriebenen Effekte reduzierte Hublänge.

$$\gamma_{Sch} = \frac{\alpha_{SchRw} + \beta_{SchVw}}{2} \quad (3-21)$$

$$l_{Sch,Hypo}' = \frac{t_{Sch}}{\cos \gamma_{Sch}} + h_{As} \cdot \tan \gamma_{Sch} \quad (3-22)$$

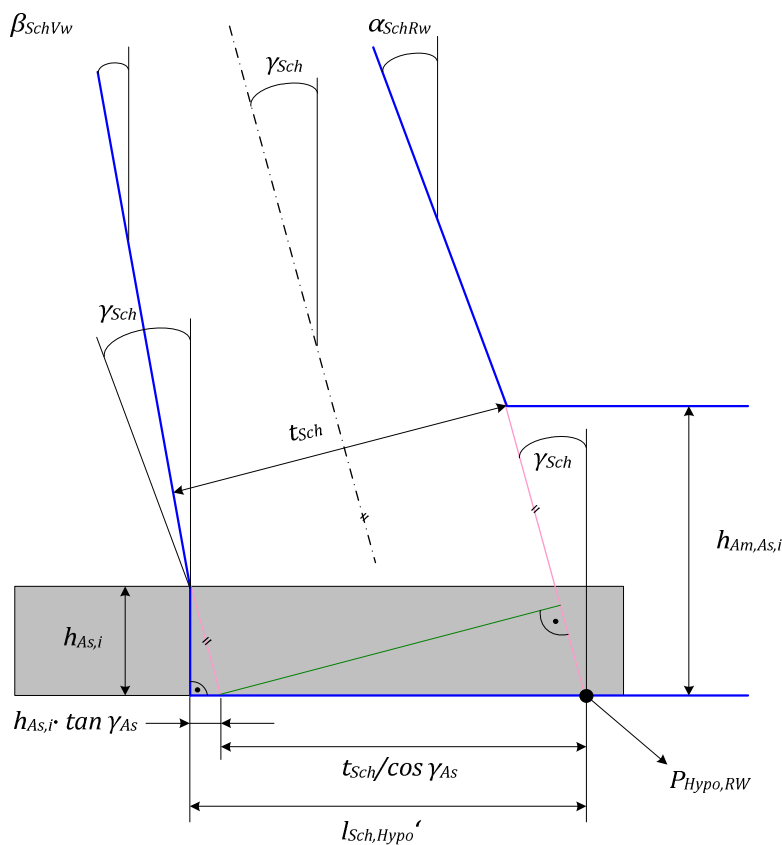


Abbildung 11: Definition und Berechnungskomponenten des Wirksamkeitsgrenzpunktes $P_{Hypo,RW}$

3.3.2 Minderung der Hub-Fördereffektivität durch den Leerhub im Brennstoff

Neben dem Einfluss der Wirksamkeitsgrenzlinie konnte beobachtet werden, dass selbst im wirksamen Bereich nicht sofort nach Beginn des Vorhubes des Aufgabeschiebers eine Förderung in den Brennraum erfolgt. Teilweise dauerte die u. a. über Videoaufnahmen beobachtete „Reaktionszeit“ bis in den Minutenbereich. Die in dieser Zeit zurückgelegte Strecke wird als Leerhub $l_{Hub,As,leer}$ bezeichnet, für den zum einen eine Brückenbildung am Aufgabeschieber und zum anderen die Elastizität des Brennstoffes mit der sich daraus ergebenden Kompressibilität verantwortlich gemacht werden kann.

Besonders deutlich wurden diese Effekte in den Versuchen im Wirksamkeitsbereich mit kurzen Wirklängen und entsprechend (überproportional) angepasster Doppelhubzahl. So konnte – je nach Anlagenkonstruktion und Hubposition – bei Wirklängen $\leq 200 - 500$ mm nahezu kein Brennstofftransport auf dem Aufgabeschieber beobachtet werden, mit der Folge eines völligen Einbruchs der Dampfleistung im Betrieb.

$$l_{Hub,As,leer} = l_{Hub,As,Brück} + l_{Hub,As,Kompr} \quad (3-23)$$

3.3.2.1 Brückenhub

Die von der FLR vorgegebene Hublänge wird unter realen Bedingungen durch physikalische Effekte, welche den Brennstoffeigenschaften geschuldet sind, verkürzt. Unter Berücksichtigung der geometrischen Gegebenheiten ist es leicht vorstellbar, dass sich vor dem Aufgabeschieber eine Brückenbildung des Brennstoffes einstellen wird (siehe Abbildung 12). Beim Vorfahren des Aufgabeschiebers trägt diese Aufgabeschieberbewegung bis zur Verdichtung der „Brücke“ nicht zum effektiven Brennstofftransport bei.

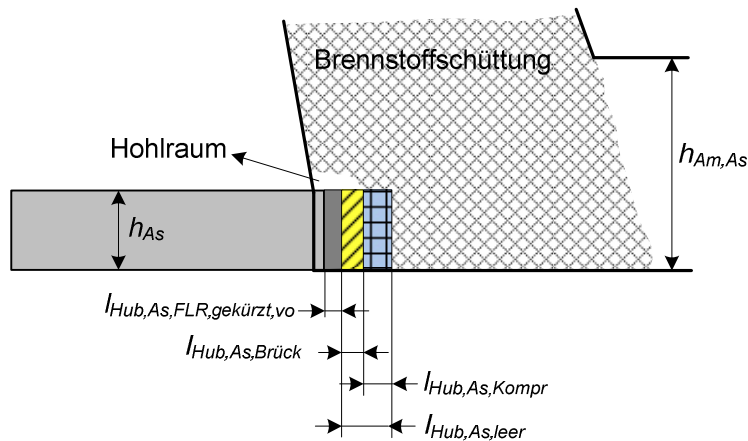


Abbildung 12: Darstellung Brückenhub

Der spezifische Brückenhub $l_{Hub,As,Brück}$ wird definiert durch den Schüttwinkel des Hohlraums sowie der Korngrößenverteilung in diesem Bereich. Da sich diese beiden Parameter jedoch nicht ohne Weiteres bestimmen lassen, werden als Hilfsgrößen zur Berechnung von $l_{Hub,As,Brück}$ die Höhe des Aufgabeschiebers und einen Brückenbildungsfaktor $f_{Brück}$ herangezogen. Als Brückenbildungsfaktor haben sich 5 % als experimentell belastbar herausgebildet:

$$l_{Hub,As,Brück} = h_{As} \cdot f_{Brück} \quad (3-24)$$

3.3.2.2 Kompressionshub

Der weitere Vorhub nach dem Brückenhub bewirkt eine Verdichtung des Brennstoffs. Diese ist der Kompressibilität des Brennstoffs geschuldet und ergibt sich aus der Dichteänderung des Brennstoffs durch Aufprägen der Kraft des Aufgabeschiebers.

Das zeigten auch Versuchsfahrten an mehreren Anlagen, bei denen die Brennstoffschüttung im Aufgabetrichter (im laufenden Betrieb) und auf dem Aufgabebetisch (während des Anfahrens, bei gefülltem Aufgabeschacht) beobachtet wurde. Bei den Beobachtungen des Aufgabetrichters ist immer ein – bezogen auf den Startzeitpunkt des Schiebers aus seiner vorderen Endlage – zeitlich *verzögertes* Nachrutschen der Brennstoffschüttung aus dem Trichter wahrnehmbar. Gleichzeitig ist auch eine Verzögerung zwischen Startzeitpunkt Schieber und sichtbarer Bewegung an der Oberfläche der Schüttung auf dem Aufgabebetisch zu erkennen.

Die beiden beobachteten Phänomene können auf eine Art Grundverdichtung des Brennstoffs durch den Aufgabeschieber zurückgeführt werden. Die Grundverdichtung muss demnach abgeschlossen sein, bevor Material effektiv transportiert werden kann.

Dieser Kompressionsweg des Aufgabeschiebers in die davorliegende Brennstoffschüttung $l_{Hub,As,Kompr}$ wird maßgebend durch ein Verhältnis zwischen der Brennstoffdichte des betreffenden Haufwerks $\rho_{BrSt,Aufgabe}$ vor dem Aufgabeschieber und der errechneten dann weiter komprimierten Dichte der Brennstoffschüttung vor dem Aufgabeschieber $\rho_{BrSt,kompr,vor\ As}$ beschrieben. Dieses Prinzip beruht auf dem Massenerhalt bei Kompression eines Volumens. Die Masse des verdichteten Volumens entspricht der des betrachteten Ausgangsvolumens. Werden diese Massen gleichgesetzt, ergibt sich das Verhältnis der Dichten, welches umgekehrt proportional zu dem Längenverhältnis der Hubwege ist. Hier wird die „Länge“ des Brennstoffes $l_{BrSt,Hypo,elast}$, die zu Beginn der Kompression vor dem Aufgabeschieber liegt, mit der anteiligen Änderung der Dichte multipliziert. Somit ergibt sich für den Kompressionsanteil $l_{Hub,As,Kompr}$ folgender Zusammenhang:

$$l_{Hub,As,Kompr} = l_{BrSt,Hypo,elast} \cdot \left(\frac{\rho_{BrSt,kompr,vor\ As}}{\rho_{BrSt,Aufgabe}} - 1 \right) \quad (3-25)$$

Um die Länge $l_{BrSt,Hypo,elast}$ zu bestimmen, muss die Startposition des Aufgabeschiebers beschrieben werden. Abbildung 14 und Abbildung 15 stellen die benötigten Subtrahenden grafisch dar. Von der Länge $l_{Sch,Hypo}'$ wird die Länge von der Schachtvorderwand bis zur ungekürzten Startposition des Aufgabeschiebers $l_{SchVw\ zu\ AS}$, der Brückenhub $l_{Hub,As,Brück}$ und die von der FLR (vorne) eingekürzte Länge des Vorhubs $l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo}$ subtrahiert:

$$l_{BrSt,Hypo,elast} = l_{Sch,Hypo}' - l_{SchVw\ zu\ AS} - l_{Hub,As,Brück} - l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo} \quad (3-26)$$

Es konnte beobachtet werden, dass der Kompressionsanteil bzw. die Reaktionszeit umso ausgeprägter ist, je größer die horizontale Länge der Brennstoffschüttung bis zur Wirkgrenzlinie ist. Dadurch kann die Veränderung der Dichte erklärt werden, die bei einem größeren Abstand durch größere Reibungskräfte an den Seitenwänden und dem Aufgabebetisch erhöht wird. Auch wenn die horizontale Länge der Brennstoffschüttung vor dem Schieber verhältnismäßig klein ist, d. h. es liegt "wenig" Brennstoff vor dem Schieber, wird verdichtet. Die Verdichtung bzw. deren Auswirkung ist jedoch nicht so stark als bei vergleichsweise "viel" Brennstoff vor dem Schieber.

Bemerkenswert ist, dass sich die empirisch ermittelten Leerhübe deutlich unterscheiden, je nachdem ob sich die Anlage im Regelbetrieb befindet oder im Anfahrzustand. Beispielsweise wurde an einer Anlage im Regelbetrieb ein Leerhub von $11,9\% \pm 3,9\%$ (bezogen auf einen

Vollhub von 1050 mm) ermittelt. Währenddessen beim Anfahren der Verbrennungslinie ein Leerhub von $44,0 \% \pm 12,2 \%$ (bezogen auf einen Vollhub von 1050 mm) ermittelt wurde.

Der deutlich höhere Leerhub beim Anfahren der Verbrennungslinie lässt sich dadurch erklären, dass der Brennstoff im Schacht noch nicht die End-Kompression $\rho_{BrSt, kompr, vor As}$ erreicht hat, die er im laufenden Betrieb aufweist. Dies wurde bereits im Abschnitt 3.1 vermutet und konnte hiermit nachgewiesen werden.

3.3.3 Variation von Hubposition und Hublänge

Durchgeführte Versuchsfahrten mit der Brennstoffaufgabe an unterschiedlichen Anlagen (siehe Abschnitt 3.3.1 und 3.3.2) haben gezeigt, dass nicht nur die Länge des Beschickhubes, sondern auch dessen Position („vorne“, „mittig“, „hinten“) von entscheidender Bedeutung für die geförderte Brennstoffmasse ist.

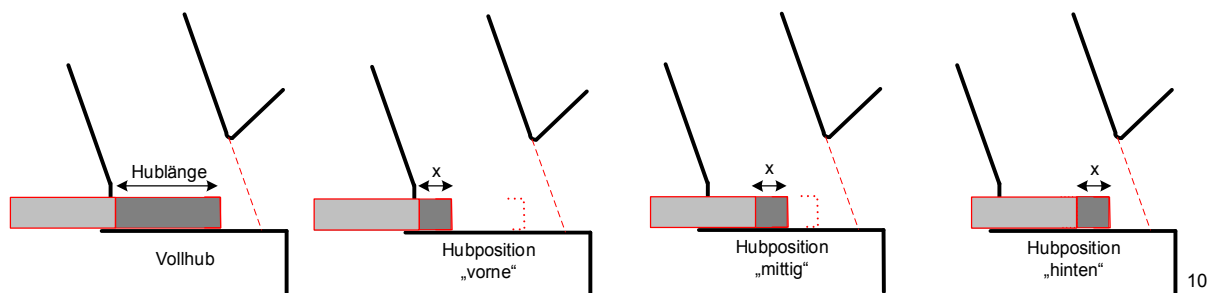


Abbildung 13: Versuchsprogramm zur Variation der Hubposition (symbolisch, auszugsweise)

Es konnte beobachtet werden, dass bei unterschiedlichen Schieberstartpositionen, aber gleicher Wirklänge, die zur Aufrechterhaltung des Dampfmassenstroms benötigte Doppelhubzahl stark variiert. Die Förderleistungen der Brennstoffbeschickung sind insbesondere bei vergleichsweise kurzen Hübten und proportional erhöhten Doppelhubzahlen sowie bei einer Positionsverlagerung der Hübe teilweise stark nichtlinear abweichend vom Ausgangszustand. Auch hier spielt offensichtlich insbesondere der mit der wirksamen Länge verbundene Kompressionsanteil des Förderhubes eine entscheidende Rolle.

Das heißt, neben der Hublänge muss auch die Hubposition des Aufgabeschieber berücksichtigt werden.

¹⁰ x soll die identische Hublänge bei unterschiedlicher Hubposition verdeutlichen.

Die Ergebnisse der Dekomprimierungsversuche können hier auf den Aufgabebereich übertragen werden. Fährt der Aufgabeschieber nur vergleichsweise kurze Hübe, wird mit einem Großteil des gefahrenen Hubes die Brennstoffschüttung komprimiert und es erfolgt kein effektiver Materialtransport. Sobald der Aufgabeschieber den Rückhub fährt, dekomprimiert der Brennstoff (vgl. Abbildung 7) und somit muss beim nächsten Vorhub dieser Teil des Brennstoffs wieder verdichtet werden. Ist die Hublänge kurz genug, kann davon ausgegangen werden, dass die Vorhubstrecke des Aufgabeschiebers dem Kompressionsweg entspricht (siehe Abschnitt 3.2) und somit keine Brennstoffförderung in den Brennraum stattfindet.

Die Hublänge des Aufgabeschiebers $l_{Hub,As,FLR}$, welcher durch die FLR vorgegeben wird, beschreibt eine Einkürzung der Hublänge. Dabei wird vom max. mechanischen Hub des Aufgabeschiebers ("Räumhub") $l_{Hub,As,mech,max}$ eine in der Regel vorhandene vordere und hintere Verkürzung subtrahiert.

$$l_{Hub,As,FLR} = l_{Hub,As,mech,max} - l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo} - l_{Hub,As,FLR,gekürzt,hi} \quad (3-27)$$

$l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo}$ beschreibt eine Einkürzung der vorderen Startposition und somit den Abstand von der vorderen mechanischen Endlage des Aufgabeschiebers zur definierten Startposition des Aufgabeschiebers. Analog dazu beschreibt $l_{Hub,As,FLR,gekürzt,hi}$ eine Einkürzung der hinteren Endposition und somit die eingekürzte Hublänge an der hinteren mechanischen Endlage. Aufgrund regelungs- und steuerungstechnischer Gegebenheiten (Totzeiten, Signallaufzeiten, Zykluszeiten) können diese Einkürzungen notwendig sein, um nicht bei jedem Hub die mechanische Endlage anfahren zu müssen.

Die Länge $l_{Hub,As,FLR}$ ist anlagenspezifisch und wird in der Regel empirisch durch den Betreiber oder das Inbetriebnahmepersonal ermittelt. Bei der Betrachtung der Strecke $l_{Hub,As,FLR}$ müssen zwei Fälle unterschieden werden, um die effektive Hublänge $l_{Hub,As,FLR,eff}$ zu definieren.

Der erste Fall 1 (Abbildung 14) tritt ein, falls der Hub des Aufgabeschiebers vor dem Punkt $P_{Hypo,RW}$ endet, der eine Wirksamkeitsgrenze (vgl. Abbildung 10) darstellt. Aus den Versuchen in Abschnitt 3.3.1 ist bekannt, dass bis zum Punkt $P_{Hypo,RW}$, welcher durch die Schachtrückwand definiert wird, der Vorhub des Aufgabeschiebers wirksam und daher effektiv ist. Der darüber hinaus gefahrene Teil des Vorhubes trägt nicht mehr zum Feststofftransport bei und wird Überstandshub $l_{Hub,As,Überstand}$ genannt (Fall 2, siehe Abbildung 15).

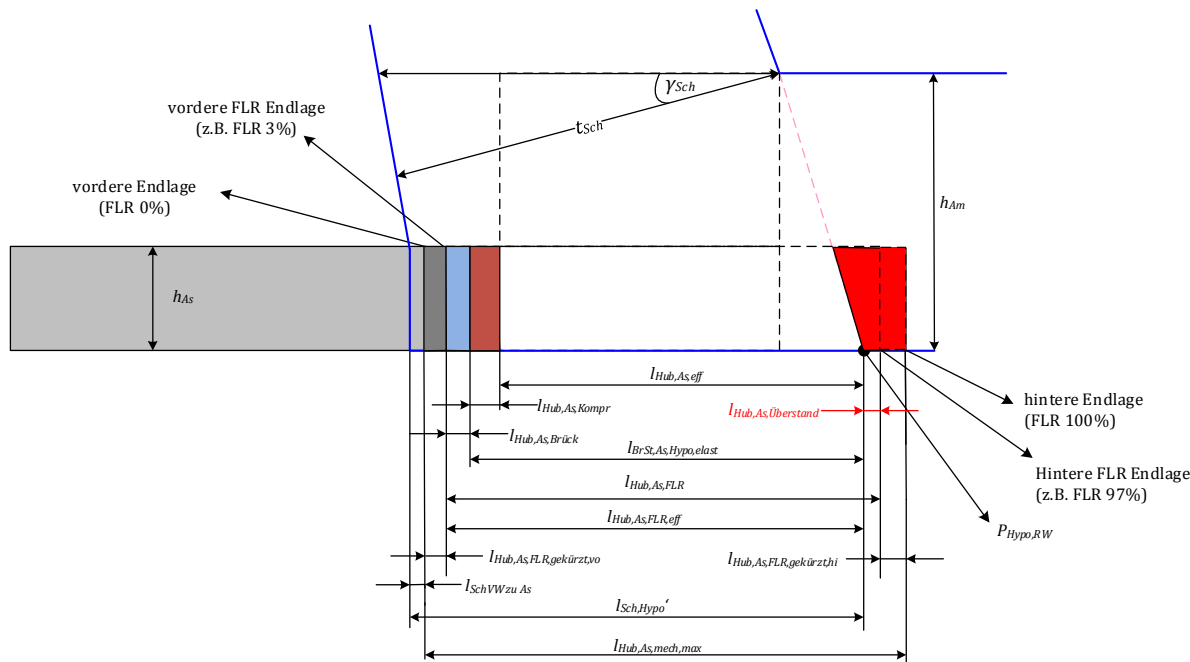


Abbildung 15: Einzelkolbenbeschickung mit Bereichen außerhalb der Wirksamkeitsgrenzen „Fall 2: hintere Endlage Aufgabeschieber hinter Wirksamkeitslinie“

3.3.4 Zusammenfassung zum effektiven Hub

Die ermittelten Teilhublängen können nun zu der effektiven Hublänge $l_{Hub,As,eff}$ zusammengefasst werden:

$$l_{Hub,As,eff} = l_{Hub,As,FLR,eff} - l_{Hub,As,leer} \quad (3-33)$$

Die Leerhubhublänge $l_{Hub,As,leer}$ wird durch Summieren des Brückenhubs $l_{Hub,As,Brück}$ und des Kompressionshubs $l_{Hub,As,Kompr}$ gebildet:

$$l_{Hub,As,leer} = l_{Hub,As,Brück} + l_{Hub,As,Kompr} \quad (3-34)$$

3.4 Einfluss der Höhe von Aufgabeschieber und Aufgabemaul auf die Förderleistung

Die detailliertere mechanische Beschreibung des Transportes durch den Aufgabeschieber kann allein die merklichen Abweichungen zwischen den berechneten und den in der Praxis

ermittelten Daten noch nicht ausgleichen. Es ist leicht vorstellbar, dass oberhalb des Aufgabeschiebers bis zur Höhe des Aufgabemauls, der Transport des Brennstoffes nicht direkt proportional zur Bewegung des Aufgabeschiebers ist, da insbesondere die Verdichtung des Brennstoffes mit zunehmendem Abstand zum Aufgabeschieber kleiner wird. Aufgrund der Kohäsionseigenschaften des Brennstoffs, liegt die Überlegung nahe, dass während des Vorhubs ein gewisser Teil des Volumens zwischen Aufgabeschieber und Aufgabemaul auch mit in den Feuerraum gefördert wird.

Aus einer einfachen Überlegung geht hervor, falls *nur* das Volumen *direkt vor* dem Aufgabeschieber bewegt wird, muss die Dichte des Mülls sehr hoch sein. Bei einem Müllmassenstrom¹¹ von 1.350 kg/Dh und einer Höhe des Aufgabeschiebers von 0,3 m, einer Breite von 3,13 m, einer Hublänge von 1,05 m müsste die Dichte des Mülls bei annähernd 1.400 kg/m³ liegen.

Lt. dem im Abschnitt 3.1 durchgeführten Pressenversuch handelt es sich hierbei um keinen realistischen Wert, denn der Aufgabeschieber kann in Bezug auf die Schieberhöhe maximal einen Druck von ca. 400 mbar auf die Müllschüttung aufbringen. Das zeigten Versuche, bei denen der anliegende Druck an den Hydraulikzylindern des Aufgabeschiebers aufgezeichnet wurde. Mit den Konstruktionsdaten der Zylinder und der Aufgabeschieberfläche kann der maximal wirkende Druck des Aufgabeschiebers auf die Brennstoffschüttung berechnet werden (siehe Gl. 3-19). Dieser Druck führt (in Abhängigkeit von der jeweiligen Initialdichte) zu einer *maximalen* Dichte von rund 700 kg/m³ (vgl. Abbildung 6).

Deshalb muss davon ausgegangen werden, dass ein deutlich größerer Teil des Volumens zwischen Schieber und Aufgabemaul bei einem Vorhub in den Brennraum gezogen/geschoben wird. Somit soll im Folgenden zwischen dem Transport *vor* dem Aufgabeschieber und *oberhalb* des Aufgabeschiebers unterschieden werden.

3.4.1 Förderleistung vor dem Aufgabeschieber

Die Förderleistung vor dem Aufgabeschieber kann mit 100 % angesetzt werden, da das Volumen des Brennstoffs vor dem Schieber nach dem Vorhub vollständig durch das Schiebervolumen substituiert ist. Bezüglich der sich einstellenden Dichte $\rho_{BrSt,komp,vor As}$ im Vorhub, kann angenommen werden, dass der Aufgabeschieber den Brennstoff auf seiner gesamten Höhe h_{As} den Brennstoff verdichtet. Diese Dichte kann, unter Berücksichtigung der Kräftebilanz und des ermittelten Polynoms aus den Pressenversuchen (siehe Kapitel 3.1), errechnet werden.

¹¹ Alle Werte aus diesem Beispiel stammen von der VL11 des GKS Schweinfurt.

3.4.2 Förderleistung oberhalb des Aufgabeschiebers

Die Versuche zu den Aufgabetrichterbetrachtungen haben gezeigt, dass während des Vorhubs des Aufgabeschiebers ein Nachrutschen des Brennstoffs im Aufgabetrichter stattfindet. Falls nur das Volumen des Schiebers gefördert werden würde, wäre während des Vorhubs keine Brennstoffbewegung im Trichter ersichtlich. Aus dem nachrutschenden Volumen im Trichter und dem Kompressionsfaktor, der die Kompression des Brennstoffs innerhalb des Aufgabeschachtes beschreibt, kann auf einen Mitnahmefaktor, der sich auf die Höhe zwischen Oberkante Aufgabeschieber und Aufgabemaul bezieht, geschlossen werden. Die Ergebnisse aus den Versuchen am GKS zeigen, dass hier der Mitnahmefaktor ca. 1,25 beträgt. Das bedeutet, es wird pro Beschickvorhub das vollständige Volumen an Brennstoff, welches sich zwischen Oberkante des Schiebers und Aufgabemaul befindet (1,0) und 25 % darüber hinaus (+0,25) auf den Rost gefördert. Werden diese 25 % *zusätzliches Fördervolumen* außerhalb des Aufgabemauls in ein Volumen umgerechnet, so entspricht die Höhe dieses Volumens lediglich ca. 150 mm (bezogen auf den Schachtquerschnitt). Hält man sich die Stückigkeit bzw. die Korngrößenverteilung des eingesetzten Brennstoffs (Restabfall) vor Augen, so kann diese Zahl als realistisch angesehen werden.

Eingeführt wird der anlagenspezifische Mitnahmefaktor des Aufgabeschiebers $f_{Mitnahme,As}$.

Die Formel zur Berechnung des Mitnahmefaktors (3-35) besteht aus einem konstruktiven Term und einem multiplikativen dynamischen Term. Im konstruktiven Term wird die Geometrie des Aufgabebereiches beschrieben, während im dynamischen Term berücksichtigt wird, dass sich der Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme,As}$ ändert, sobald Hublänge, Hubposition und / oder Frequenz des Aufgabeschiebers vom (theoretischen) Optimum abweichen, was die Regel sein wird.

$$f_{Mitnahme,As} = \left[\underbrace{1,35 - 1,35 \cdot \left(\frac{h_{Am,As}}{h_{As}} - 1 \right)}_{\text{konstruktiver Term}} - \sin(20^\circ - \gamma_{Sch}) \cdot \frac{h_{As}}{h_{Am,As}} \right] \cdot \underbrace{\frac{n_{Dh,hypothetisch} \cdot (l_{Sch,Hypo'} - l_{SchVW \text{ zu } As})}{n_{Dh,As} \cdot l_{Hub,As,FLR,eff}}}_{\text{dynamischer Term}} \quad (3-35)$$

Der konstruktive Term von Gl. 3-35 kann ausgehend von den Versuchen am GKS in Abhängigkeit der mittleren Schachtneigung γ_{Sch} und dem Verhältnis Höhe Aufgabeschieber h_{As} zu Höhe Aufgabemaul $h_{Am,As}$ für andere Anlagen berechnet werden. Er beschreibt somit das maximal förderbare Volumen oberhalb des Aufgabeschiebers. Aufgrund der geometrischen Verhältnisse im Aufgabebereich kann der Mitnahmefaktor nicht größer werden als er im konstruktiven Term berechnet wird.

Der dynamische Teil des Mitnahmefaktors beschreibt den Zusammenhang zwischen dem Fördervolumen oberhalb des Aufgabeschiebers und der – *im Verhältnis zum theoretischen Optimum* – tatsächlich gefahrenen Hubgeschwindigkeit bzw. Hublänge und Hubposition. Im Zähler des dynamischen Terms wird die theoretisch effektivste Förderstrecke gebildet, während im Nenner die tatsächlich gefahrene Förderstrecke steht. Da im Zähler die physikalischen Effekte wie Kompressionshub usw. nicht berücksichtigt sind, wird die reale Förderstrecke (im Nenner) immer größer sein als die theoretische Förderstrecke. Der Mitnahmefaktor wird durch den dynamischen Teil demnach immer reduziert. Bei erhöhter Doppelhubzahl des Aufgabeschiebers ist eine Abnahme des zusätzlich geförderten Volumens oberhalb des Aufgabeschiebers zu erwarten. Eine Reduzierung des Mitnahmefaktors erfolgt ebenfalls durch Verkürzung der Hublänge.

Die hypothetische Doppelhubzahl $n_{Dh,hypothetisch}$ (= theoretisch einzustellende Doppelhubzahl bei max. möglicher wirksamer Hublänge und einem definierten Soll-Massenstrom) wird benötigt um die Variation und Verkürzung der Hubposition bzw. des Hubes zu beschreiben oder um auszulegende Anlagen bzw. FLRen vorzukonfektionieren:

$$n_{Dh,hypothetisch} = \frac{m_{BrSt,Soll,Anlage}}{b_{As} \cdot (l_{Sch,Hypo} - l_{SchVW\ zu\ As}) \cdot h_{Am,As} \cdot \left[\frac{h_{As}}{h_{Am,As}} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor,As} + \frac{h_{Am,As} - h_{As}}{h_{Am,As}} \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor,As} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \right]} \quad (3-36)$$

Im dynamischen Term des Mitnahmefaktors ist darauf zu achten, dass der Lastpunkt bzw. Brennstoffmassenstrom, aus dem sich $n_{Dh,As}$ ergibt, identisch ist mit dem, der zur Berechnung von $n_{Dh,hypothetisch}$ verwendet wird. Für eine Vorkonfektionierung ist der Soll-Massenstrom $m_{BrSt,Soll,Anlage}$ welchen die Anlage pro Stunde durchsetzen soll zu verwenden. Dieser ist zwangsläufig aus den Auslegungsdaten der Anlage (z. B. FLD) bekannt.

Bezüglich der geförderten Dichte oberhalb des Aufgabeschiebers wird angenommen, dass sich diese aus dem Mittelwert der Dichte vor dem Aufgabeschieber $\rho_{BrSt,komp,vor,As}$ und der

Dichte im Aufgabebereich $\rho_{BrSt,Aufgabe}$ ergibt. Die Dichte im Aufgabebereich $\rho_{BrSt,Aufgabe}$ ist eine Funktion der Höhe der Brennstoffsäule, während die Dichte vor dem Aufgabeschieber $\rho_{BrSt,komp,vor As}$ (nach dem Vorhub) zusätzlich eine Funktion der beim Aufgabehub auftretenden Kräfte ist.

Das Verhältnis $\frac{h_{Am,As}}{h_{As}}$ kann nicht beliebige Ausmaße annehmen. Für die Praxis gilt: $1,8 \leq \frac{h_{Am,As}}{h_{As}} \leq 8$. Aus Versuchen an Anlagen, die mitunter den jeweiligen Extremwerten von $\frac{h_{Am,As}}{h_{As}}$ entsprechen, konnten - kurz zusammengefasst - folgende Erkenntnisse gewonnen werden: Umso kleiner das Verhältnis $\frac{h_{Am,As}}{h_{As}}$, umso größer wird der Mitnahmefaktor. An Anlagen mit einem Verhältnis $\frac{h_{Am,As}}{h_{As}} > 5$, das heißt großes Aufgabemaul zu kleiner Schieberhöhe wurde festgestellt, dass bereits etwas unterhalb der Hälfte des Abstandes zwischen Oberkante Aufgabeschieber und Höhe Aufgabemaul kein effektiver Brennstofftransport mehr stattfindet. Für diese Anlagen wird deshalb der Mitnahmefaktor mit $f_{Mitnahme,As} = 0,4$ festgesetzt. Siehe dazu die Bildabschnitte A2 und A3 in Abbildung 16. Im Bildabschnitt A4 wird dargestellt, wie das mitgezogene Volumen nicht auf den Rost transportiert wird, sondern beim Rückhub des Aufgabeschiebers wieder in seine ursprüngliche Position „zurückfällt“.

Eine Begründung, warum der dynamische Term durch diese Festlegung außer Kraft gesetzt wird und zu keiner weiteren Reduzierung des Mitnahmefaktors führen kann, kann wie folgt angegeben werden: Bei allen Anlagen mit einem Verhältnis $\frac{h_{Am,As}}{h_{As}} > 5$ sind – gerade wegen des niedrigen Mitnahmefaktors – tendenziell hohe Hublängen und hohe Hubzahlen erforderlich. Das heißt, eine Verkürzung der Hublänge wäre kontraproduktiv, da dadurch noch höhere Hubzahlen erforderlich würden. Eine Variation der Hubposition ist aufgrund der großen Hublänge nicht möglich. Unterstützt wird diese Interpretation durch Beobachtungen in derartigen Anlagen, bei dem insbesondere der mangelhafte Transport im oberen Bereich der Höhe des Aufgabemauls festgestellt wurde.

Eine skizzenhafte Darstellung dieser Beobachtungen bzw. die Änderung des Mitnahmefaktors in Abhängigkeit des Verhältnisses $\frac{h_{Am}}{h_{As}}$ zeigt Abbildung 16, wobei die Spalte A den Anlagentypus mit einem großen Verhältnis von $\frac{h_{Am}}{h_{As}} > 5$ zeigt und die Spalte B den anderen Extremwert mit dem minimalen Verhältnis von $\frac{h_{Am}}{h_{As}}$. Zur Darstellung des Mitnahmefaktors sollen insbesondere die Bildabschnitte A2 und B2 dienen. In diesem Zusammenhang ist darauf hinzuweisen, dass die Herkunft des zusätzlich „hineingezogenen“ Volumens nicht örtlich exakt aufgelöst werden kann. Die Darstellung dieses Volumens (u. a. in Abbildung 4 und Abbildung 16) ist demnach symbolisch zu verstehen.

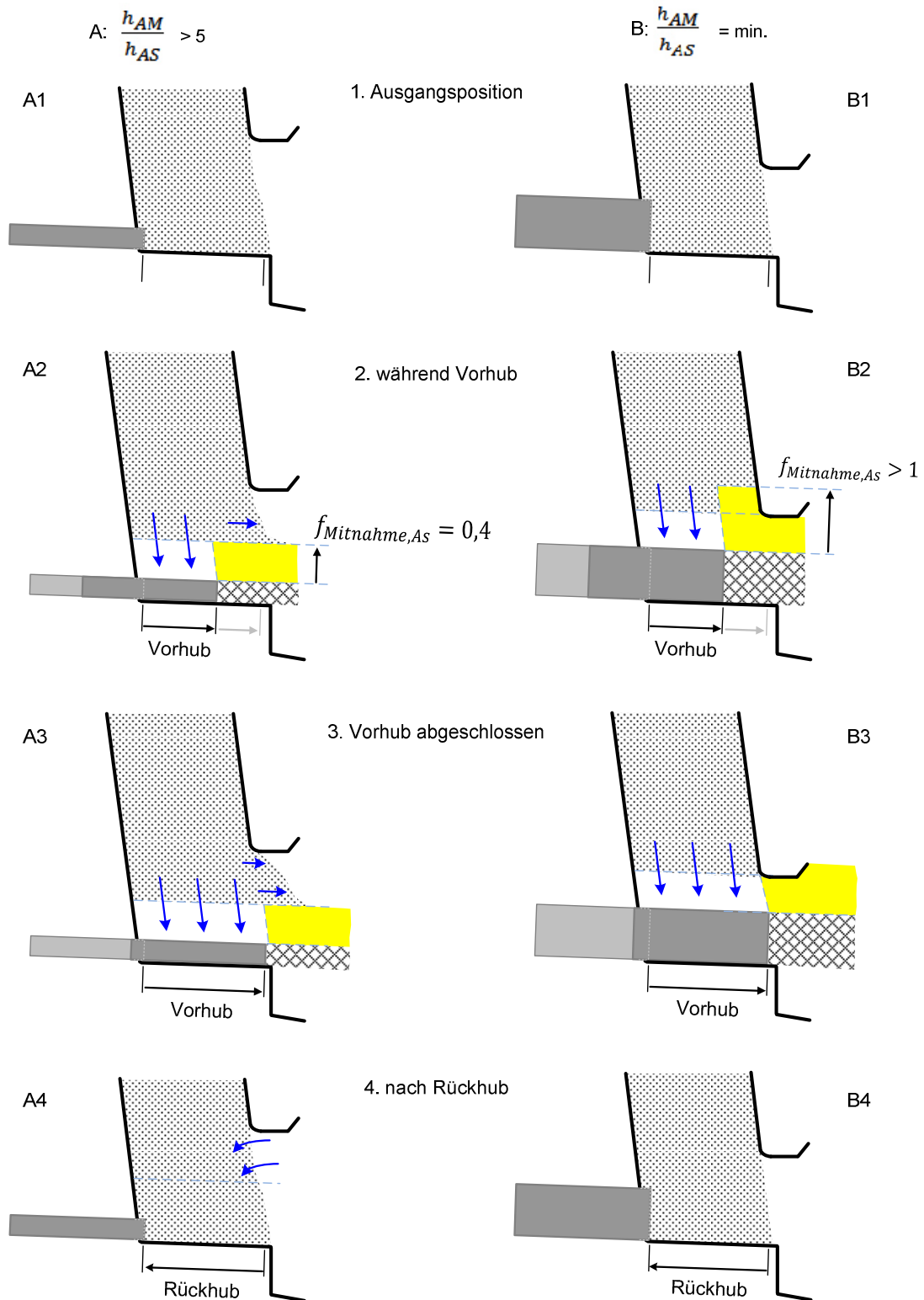


Abbildung 16: Schematische Darstellung von unterschiedlichen Mitnahmefaktoren in Abhängigkeit von Höhe Aufgabemaß zu Höhe Aufgabeschieber

3.5 Besonderheiten der Doppelkolbenbeschickung

Das Prinzip der Berechnung des Massenstromes beruht grundsätzlich auf der Einzelkolbenberechnung und wird bei einer Doppelkolbenbeschickung auf Gleichung 3-37 übertragen, wobei $j = 2$ ist (mit 1 = Oberschieber und 2 = Unterschieber). Es werden somit auf der Basis der Einzelkolbenberechnung aus den Abschnitten 3.4.1 und 3.4.2 separat die Massenströme des Oberschiebers (OS) $\dot{m}_{Os,eff}$ und des Unterschiebers (US) $\dot{m}_{Us,eff}$ bestimmt:

$$\dot{m}_{Aufgabe,Dk} = \sum_{j=1}^J (\dot{m}_{j,Os,eff} + \dot{m}_{j,Us,eff}) \quad (3-37)$$

Wie aus Abbildung 17 ersichtlich, können auf Basis der untersuchten Anlagen drei Fahrzyklen von Doppelkolbenanlagen unterschieden werden. Erfahrungsgemäß spiegeln die in Abbildung 17 dargestellten drei Fahrweisen alle Doppelschieberbeschickungen wieder, wobei der synchrone Zyklus den am häufigsten verwendeten darstellt. Daher wird an dieser Stelle auch nur dieser Zyklus detailliert beschrieben. Die resultierenden Formeln für den sequentiellen und den asynchronen Zyklus sind angegeben und wurden auch validiert.

Im synchronen Zyklus fährt der Oberschieber von seiner vorderen in seine hintere Endlage und verweilt in dieser Position. Darauffolgend startet der Unterschieber ausgehend von seiner vorderen Endlage den Förderhub. Nach Beendigung des Förderhubes fahren beide Schieber von ihren hinteren Endlagen zurück in die Ausgangsposition (= vordere Endlage).

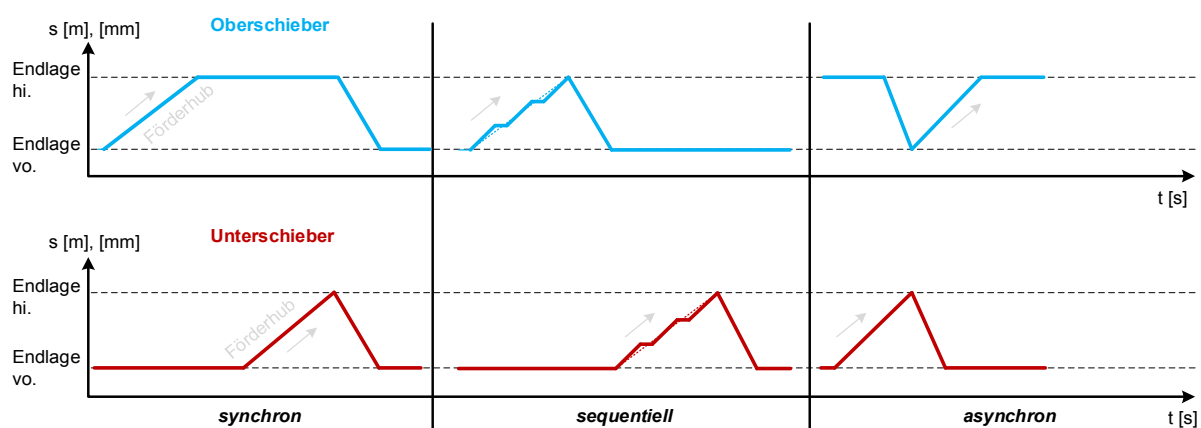


Abbildung 17: Fahrzyklen Doppelkolbenbeschickung (qualitativ)

Es ist leicht vorstellbar, dass die Doppelschieber wechselweise die Dichte des Brennstoffes im Aufgabebereich beeinflussen. Diese Wechselwirkung auf die Dichte im Aufgabebereich ist insbesondere vom Fahrzyklus abhängig.

Zur Berechnung der geförderten Masse pro Doppelhub im Synchronbetrieb kann für den Oberschieber und den Unterschieber folgender Zusammenhang angegeben werden:

$$\dot{m}_{Os,eff} = \dot{n}_{Dh} \cdot b_{Os} \cdot l_{Hub,Os,eff} \quad (3-38)$$

$$\cdot \left[h_{Os} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor Os} + (h_{Am,Os} - h_{Os}) \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Os} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \cdot f_{Mitnahme,Dk} + (h_{Us} + h_{Zwischkonstr}) \cdot \rho_{BrSt,Aufgabe} \cdot f_{Mitnahme,Os,unterhalb,eff} \right]$$

(3-39)

$$\dot{m}_{Us,eff} = \dot{n}_{Dh} \cdot b_{Us} \cdot l_{Hub,Us,eff}$$

$$\cdot \left[h_{Us} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor Us} + h_{Zwischkonstr} \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Us} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} + h_{Os} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor Os} + (h_{Am,Os} - h_{Os}) \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Os} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \cdot f_{Mitnahme,Dk} \right]$$

Unabhängig davon, welcher der 3 möglichen Zyklen gefahren wird, besteht jeder einzelne Fahrzyklus aus *einem* Doppelhub des Oberschiebers und *einem* Doppelhub des Unterschiebers. Demnach ist es nicht möglich, dass Ober- und Unterschieber eine unterschiedliche Hubfrequenz (Doppelhubzahl) fahren. Die Geschwindigkeiten mit der die Hübe gefahren werden, können sich in der Praxis zwischen Ober- bzw. Unterschieber jedoch unterscheiden, insbesondere wenn von OS und US auch unterschiedlich die Hublängen gefahren werden.

Auf welche Teilvolumina im Aufgabebereich sich die Einzelsegmente der Formeln 3-38 für den Vorhub des Oberschiebers und Formel 3-39 für den Unterschieber beziehen, zeigen Abbildung 18 und Abbildung 19.

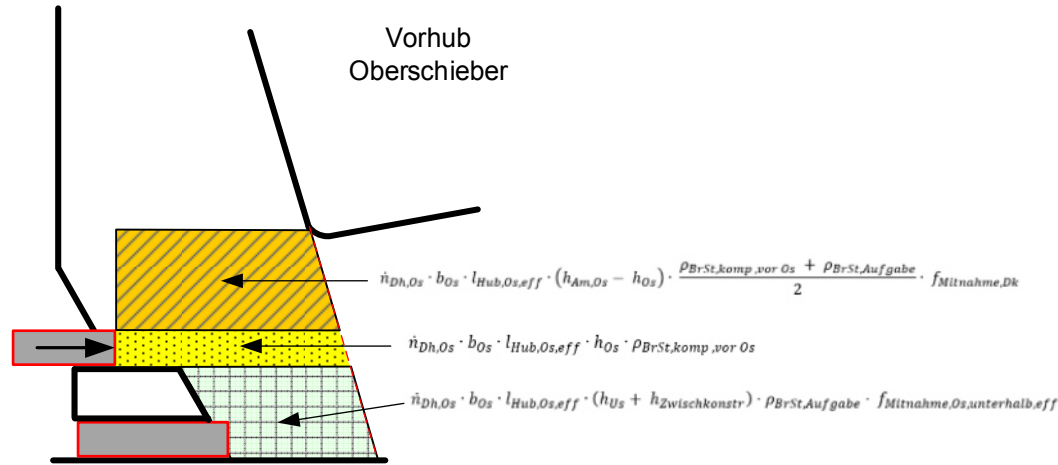


Abbildung 18: Fahrzyklus 1 (synchron) Vorhub Oberschieber

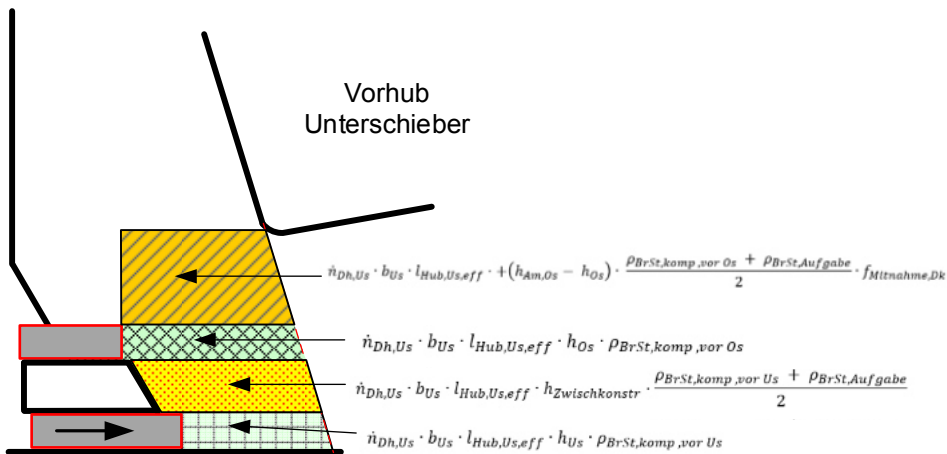


Abbildung 19: Fahrzyklus 1 (synchron) Vorhub Unterschieber

Der Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme,Dk}$ wird ähnlich der Formel 3-35 aus Abschnitt 3.4.2 berechnet. Jedoch müssen einige Komponenten in der Formel ergänzt werden:

$$f_{Mitnahme,Dk} = \left[1,35 - 1,35 \cdot \left(\frac{h_{Am,Us}}{h_{Os} + h_{Us}} - 1 \right) - \sin(20^\circ - \gamma_{Sch}) \cdot \frac{h_{Os} + h_{Us}}{h_{Am,Us}} \right] \quad (3-40)$$

$$\cdot \frac{\dot{n}_{Dh,hypothetisch,Dk} \cdot (2 \cdot l_{Sch,Hypo'} - l_{SchVW zu Os} - l_{SchVW zu Us})}{\dot{n}_{Dh} \cdot (l_{Hub,Os,FLR,eff} + l_{Hub,Us,FLR,eff})}$$

Wie auch der Formel für den Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme,Dk}$ entsprechend, muss die Berechnungsformel für die hypothetische Doppelhubzahl einer Doppelkolbenbeschickung um den Unterschieber erweitert werden.

$n_{Dh, \text{hypothetisch}, Dk}$

$$= \frac{m_{BrSt, Soll, Anlage}}{b_{As} \cdot (l_{Sch, Hypo'} - l_{SchVW \text{ zu } Os}) \cdot h_{Am, Us}} \cdot \frac{1}{\left[\frac{h_{Os} + h_{Os}}{h_{Am, Us}} \cdot \frac{\rho_{BrSt, komp, vor Os} + \rho_{BrSt, komp, vor Us}}{2} + \frac{h_{Am, Us} - h_{Os} - h_{Us}}{h_{Am, Us}} \cdot \frac{\rho_{BrSt, komp, vor Os} + \rho_{BrSt, komp, vor Us}}{2} + \rho_{BrSt, Aufgabe} \right]}$$

Zusätzlich zu dem was er *vor sich* und *über sich* fördert, kann der Oberschieber noch maximal die gesamte Höhe *unter sich* ($h_{Us} + h_{Zwischkonstr}$) herauschieben. Somit muss zusätzlich zum Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme, Dk}$ ein Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme, Os, unterhalb, eff}$ berücksichtigt werden. Dieser entspricht quantitativ zwar dem anderen Mitnahmefaktor, wirkt jedoch explizit auf den Brennstoff *unterhalb* des Oberschiebers. Dieser kann demnach nicht > 1 sein, da nicht *mehr* gefördert werden kann.

Deshalb muss der Fall Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme, Dk} > 1$ abgefragt werden. Es gilt:

$$f_{Mitnahme, Os, unterhalb, eff} = 1; \text{ wenn } f_{Mitnahme, Dk} > 1 \quad (3-42)$$

$$f_{Mitnahme, Os, unterhalb, eff} = f_{Mitnahme, Dk}; \text{ wenn } f_{Mitnahme, Dk} < 1 \quad (3-43)$$

Der Unterschieber verdichtet im Vorhub den Brennstoff direkt vor sich von $\rho_{BrSt, Aufgabe}$ auf $\rho_{BrSt, komp, vor Us}$.

Auf Brennstoff, welcher sich *vor* dem Unterschieber bzw. *vor* dem Zwischentisch befindet, bewirkt der Vorhub des Oberschiebers keine Verdichtung, wohl aber eine (geringfügige) Auslenkung der Schüttung. Deshalb wird dieses Teilvolumen mit einer Dichte von $\rho_{BrSt, Aufgabe}$ berücksichtigt.

Der Brückenhub des Unterschiebers $l_{Hub, Us, Brück}$ wird durch den effektiven Hub des Oberschiebers $l_{Hub, Os, eff}$ vergrößert, weil dieser in seinem Vorhub - durch den Mitnahmefaktor bedingt - einen Anteil des Brennstoffes vor dem Unterschieber mit in Richtung des Rostes zieht und damit vom Unterschieber weg. Somit entsteht ein Hohlraum unmittelbar vor dem Unterschieber. Dieser entstandene Hohlraum wird als Teilsegment des Brückenhubes vom Unterschieber berücksichtigt. Da der Brennstoff *vor* dem Oberschieber nach seinem Vorhub entsprechend komprimiert ist, ist nicht davon auszugehen, dass wesentliche Anteile nach unten – in den entstandenen Hohlraum – fallen.

Aufgrund der Tatsache, dass der Oberschieber bei der synchronen Fahrweise in der hinteren Endlage verharrt, während der Unterschieber seinen Vorhub ausführt, bleibt die Verdichtung des Brennstoffes auf der Höhe des Aufgabemauls des Oberschiebers konstant.

Daher bleibt das Dichteverhältnis beim Förderhub des Unterschiebers mit den Dichten $\rho_{BrSt,komp,vor Os}$ für die Höhe des Unterschiebers und $\frac{\rho_{BrSt,komp,vor Os} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2}$ für den Brennstoff oberhalb des Oberschiebers unverändert.

Neben den Dichteverhältnissen ist eine Zunahme des Brückenhubes (siehe 3.3.2.1) für den Unterkolben $l_{Hub,Us,Brück}$ zu beachten:

$$l_{Hub,Us,Brück} = h_{Us} \cdot f_{Brück} + l_{Hub,Os,eff} \quad (3-44)$$

Bei den Anlagen, die mit den Aufgabeschiebern gemäß Fahrzyklus 2 (sequentiell) fahren, unterscheidet sich die Verdichtung, weil diese Fahrweise quasi dem Betrieb von zwei Einzelkolben entspricht. Somit werden die Teilmassenströme für den Ober- und Unterschieber gemäß nachfolgenden Formeln berechnet:

$$\begin{aligned} \dot{m}_{Os,eff} = \dot{n}_{Dh,Os} \cdot b_{Os} \cdot l_{Hub,Os,eff} & \quad (3-45) \\ & \cdot \left[h_{Os} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor Os} + (h_{Am,Os} - h_{Os}) \right. \\ & \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Os} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \cdot f_{Mitnahme,Dk} \\ & \left. + (h_{Am,Us} + h_{Zwischkonstr}) \cdot \rho_{BrSt,Aufgabe} \cdot f_{Mitnahme,Os,unterhalb,eff} \right] \end{aligned} \quad (3-46)$$

$$\begin{aligned} \dot{m}_{Us,eff} = \dot{n}_{Dh,Us} \cdot b_{Us} \cdot l_{Hub,Us,eff} & \\ & \cdot \left[h_{Us} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor Us} + (h_{Am,Us} - h_{Us}) \right. \\ & \left. \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Us} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \cdot f_{Mitnahme,Dk} \right] \end{aligned}$$

Für die Mitnahmefaktoren gilt weiterhin, der in Abschnitt 3.5 beschriebene Zusammenhang.

Für die Berechnung des Massenstromes für Anlagen mit einer vergleichbaren Fahrweise wie Fahrzyklus 3 (asynchron), gelten folgende Zusammenhänge:

$$\dot{m}_{Os,eff} = \dot{n}_{Dh,Os} \cdot b_{Os} \cdot l_{Hub,Os,eff} \quad (3-47)$$

$$\cdot \left[(h_{Am,Os} - h_{Os}) \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Os} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \cdot f_{Mitnahme,Dk} + h_{Os} \right. \\ \cdot \left. \rho_{BrSt,komp,vor Os} + (h_{Zwischkonstr} \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Us} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} + h_{Us} \right. \\ \left. \cdot \rho_{BrSt,komp,vor Us} \right) \cdot f_{Mitnahme,Os,unterhalb,eff} \left. \right]$$

(3-48)

$$\dot{m}_{Us,eff} = \dot{n}_{Dh,Us} \cdot b_{Us} \cdot l_{Hub,Us,eff}$$

$$\cdot \left[h_{Us} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor Us} \right. \\ \left. + (h_{Os} + h_{Zwischkonstr} + (h_{Am,Os} - h_{Os}) \cdot f_{Mitnahme,Dk}) \right. \\ \left. \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Us} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \right]$$

3.6 Einfluss von Brennstoffänderungen

Das wesentliche Problem für Feuerungsregelungen stellt die Unkenntnis des tatsächlichen, aktuellen Heizwertes des in die Feuerung eingetragenen Massenstromes sowie des Brennstoffinventars auf dem Rost dar. Diese Größen können bisher nur aus der Bilanzierung über den gesamten Feuerungs- und Kesselprozess bestimmt werden. Erschwerend kommt hinzu, dass insbesondere die Brennstoffmassenströme nur recht ungenau als Mittelwert über mehrere Stunden und nicht "online" erfasst werden. Maximal möglich ist es, ein Äquivalent zur Brennstoffwärmeleistung (Produkt aus Heizwert und Massenstrom) "online" messtechnisch zu erfassen.

Dabei ist es der Brennstoff selbst, dessen physikalische Charakterisierung (z. B. Dichten, Kompressibilität, Korngrößenverteilung) in Bezug auf den relevanten Feststofftransport die größten Unsicherheiten verursacht. Für „Norm-Brennstoffe“ wie Kohle und Erdgas gibt es eine Vielzahl an Untersuchungen, z. B. in [23], [24] und [29] – für die hier behandelten inhomogenen Brennstoffe (Restabfall, Biomassen, Ersatzbrennstoffe) existiert diesbezüglich keine belastbare Literatur.

Die Auslegung von thermischen Verwertungsanlagen bzw. deren Feuerung erfolgt, wie bei anderen Verbrennungsanlagen auch, nach den Parametern des Brennstoffs und dem Durchsatz. Den Brennstoff charakterisierende Parameter wie z. B. Feuchte, Heizwert, Stückigkeit, Aschegehalt, Flüchtigengehalt, C_{fix} -Gehalt und Heterogenität sind untereinander eng verknüpft. Mit steigendem Feuchte- und / oder Aschegehalt sinken z. B. der Heizwert, der C_{fix} -

und der Flüchtigengehalt. Aufgrund des dominierenden Einflusses des Heizwerts auf das Verbrennungsverhalten steht dieser bei der Fragestellung nach der zeitnahen Prozessbeschreibung im Fokus.

Die Heizwertspanne sowie die zugehörige Spanne an Brennstoffdurchsätzen, welche in der Anlage verarbeitet werden können, sind im Feuerleistungsdiagramm (FLD) dargestellt. Bei der Auslegung müssen die Bandbreiten der (physikalischen und chemischen) Brennstoffparameter entsprechend berücksichtigt werden. Tabelle 3-1 gibt einen Überblick.

Komponenten	Symbol	Einheit	Schwankungsbreite
Kohlenstoff	ξ_C	Ma.-%	28 bis 40
Wasserstoff	ξ_H	Ma.-%	4 bis 5
Sauerstoff	ξ_O	Ma.-%	16 bis 22
Stickstoff	ξ_N	Ma.-%	0,2 bis 1,3
Schwefel	ξ_S	Ma.-%	0,3 bis 0,5
Chlor	ξ_{Cl}	Ma.-%	0,4 bis 1
Cadmium	ξ_{Cd}	Ma.-%	0,0001 bis 0,0033
Blei	ξ_{Pb}	Ma.-%	0,039 bis 0,18
Kupfer	ξ_{Cu}	Ma.-%	0,006 bis 0,21
Zink	ξ_{Zn}	Ma.-%	0,047 bis 0,65
Chrom	ξ_{Cr}	Ma.-%	0,003 bis 0,27
Eisen	ξ_{Fe}	Ma.-%	3 bis 5
Quecksilber	ξ_{Hg}	Ma.-%	0,00005 bis 0,0011
Dioxine	-	ng/kg	10 bis 256
Asche	ξ_{In}	Ma.-%	25 bis 35
Wasser	ξ_{H_2O}	Ma.-%	15 bis 35
Anteil Brennbares	ξ_{Brenn}	Ma.-%	40 bis 60
Heizwert	H_u	kJ/kg	7000 bis 15000

Tabelle 3-1: Bandbreiten von Brennstoffparametern für Restabfall [10]

Betrachtet man ein FLD (Abbildung 20), so wird offensichtlich, dass bei einer Variation des Heizwerts eine dementsprechende Adaption des Brennstoffmassenstromes zu erfolgen hat, da das Ziel eine möglichst konstante Brennstoffwärme- bzw. Dampfleistung ist. Die korrekte Einstellung des Brennstoffmassenstroms ist – im Rahmen der Feuerungsregelung – die Aufgabe der Beschickeinrichtung (vgl. Abschnitt 2) durch kontinuierliche Adaption der Aufgabe-Hubfrequenz, -Hublänge und/oder Pausenzeiten. Gelingt es nun, jedem Betriebspunkt

des FLD eine benötigte Doppelhubzahl des Aufgabeschiebers zuzuweisen, so wird es einerseits möglich, die Hydraulikkomponenten der Brennstoffaufgabe wie Rohrleitungen, Ventile und Zylinder möglichst energieeffizient auszulegen. Andererseits können Grundeinstellungen der FLR bereits bei der Auslegung der Anlage mit den korrekten Doppelhubzahlen vorab belegt werden, ohne dass diese bei der Inbetriebnahme zeitaufwändig und fehlerbehaftet bestimmt werden müssen.

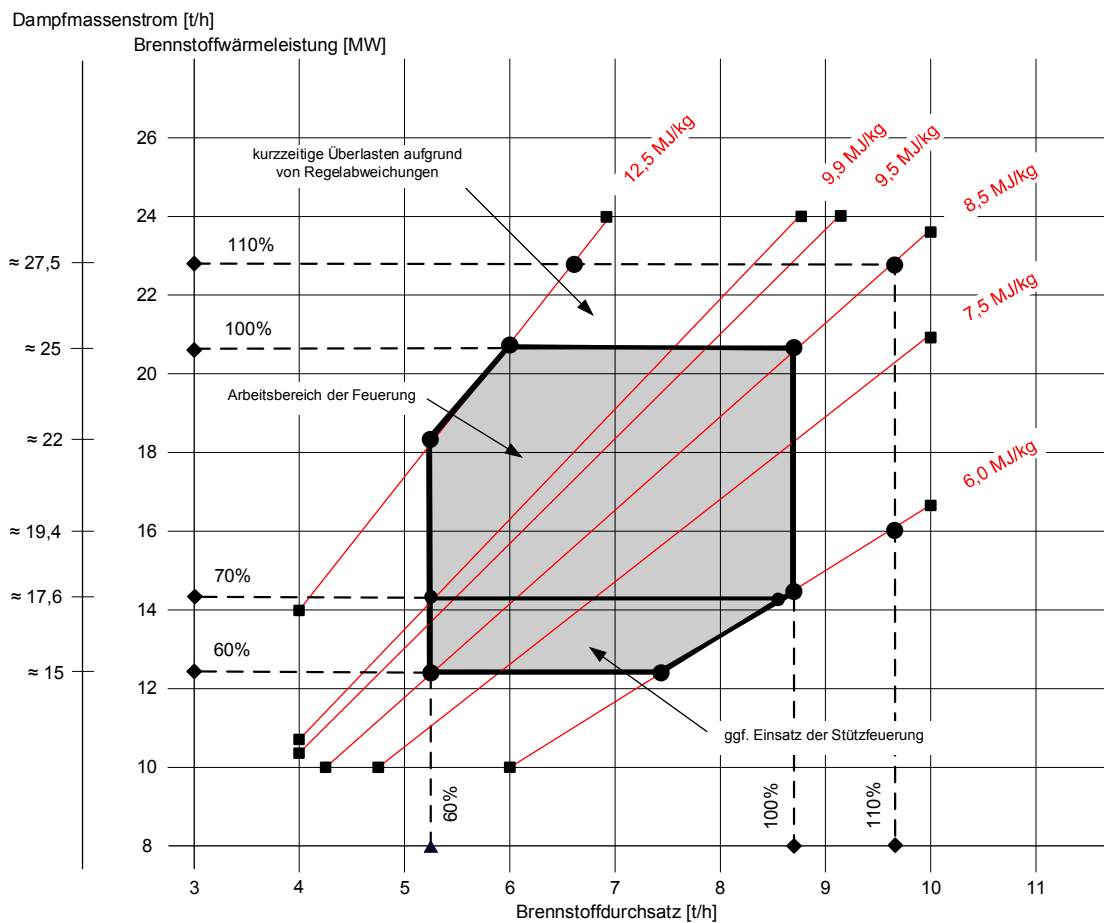


Abbildung 20: Feuerleistungsdiagramm einer Anlage zur thermischen Abfallbehandlung (GKS Schweinfurt)

Einen wesentlichen Einfluss auf den Heizwert hat die stoffliche Zusammensetzung des Brennstoffs. Eine gute Aussage über das Gebrauchsverhalten von festen Brennstoffen erhält man, wenn der Gehalt den Bestandteilen Feuchtigkeit (Wasser), Flüchtige, "fixer" Kohlenstoff und Asche im Rahmen einer Kurz- oder Immediatanalyse¹² bestimmt (symbolisch in Abbildung 21 dargestellt) [29]. Variieren diese Bestandteile, so hat dies auch eine Variation in der Dichte

¹² Die Bestandteile werden durch einfache Analysenschritte (Trocknung, Erhitzen unter Luftabschluss, Veraschen) bestimmt. Das Verfahren wird in DIN 51718 bis DIN 51720 näher beschrieben.

des Brennstoffs zur Folge. Beispielhaft wird in [10] angegeben, dass sich die Schüttdichte von Abfall mehr als verdoppelt, wenn sich der Wassergehalt verfünffacht.

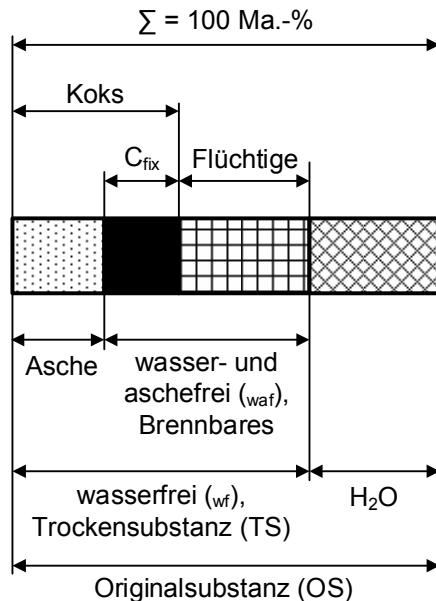


Abbildung 21: Immediatanalyse eines festen Brennstoffes (Aufteilung beispielhaft) [29]

Nunmehr ist aus den vorangegangenen Abschnitten bekannt, dass der physikalisch-mechanische Vorgang der Brennstoffaufgabe u. a. von der im Aufgabebereich vorherrschenden Dichte des Brennstoffs abhängig ist. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass der Heizwert des Brennstoffs über die Dichte einen Einfluss auf das Förderverhalten hat. Um untersuchen zu können, wie sich dieser Einfluss manifestiert, ist es zunächst notwendig, den Heizwert des eingesetzten Brennstoffs zu bestimmen, da in der Regel zumindest das Produkt aus Brennstoffmassenstrom und Heizwert für eine Anlage bekannt ist.

Dem sogenannten Mülldreieck aus Abbildung 22 können Grenzen des Systems Abfallverbrennung entnommen werden. Der gekennzeichnete Bereich indiziert, innerhalb welcher Grenzen die Abfallverbrennung ohne Stützfeuerung möglich ist. Da dieser Zustand den Regelbetrieb einer Anlage ausmachen sollte, werden demnach im vorliegenden Beitrag ausschließlich Brennstoffzusammensetzungen behandelt, die deutlich innerhalb des Bereiches liegen, in dem der Abfall selbständig und ohne Stützfeuerung brennbar ist. Kurz zusammengefasst, haben Untersuchungen in [13] und [14] gezeigt, dass Abfall ohne Stützfeuerung brennbar ist, wenn er folgende Bedingungen erfüllt:

Parameter	Bedingung
Wassergehalt	< 50 Ma.-%
Aschegehalt ¹³	< 60 Ma.-%
Gehalt an Brennbarem	> 25 Ma.-%
Heizwert	> 3.900 kJ/kg

&

Abfall ohne Stützfeuerung brennbar

Tabelle 3-2: Bedingungen für die Brennbarkeit von Abfall ohne Stützfeuerung [14]

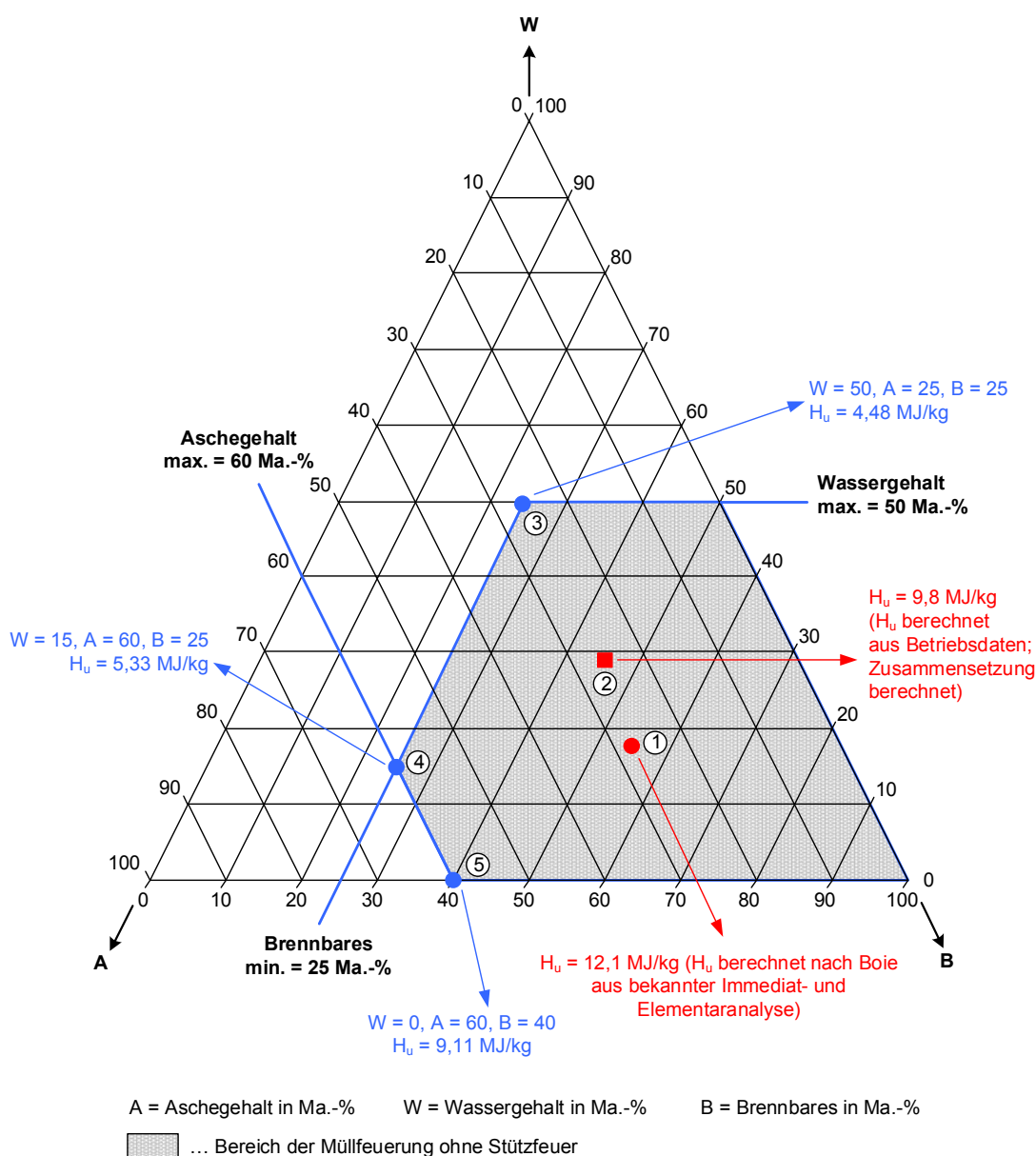


Abbildung 22: Mülldreieck nach Tanner [13]; mit 2 Brennstoffen unterschiedlichen Heizwerts

¹³ Unter dem Aschegehalt wird das Unbrennbare / Inerte im Input-Brennstoff verstanden. Nachfolgende Betrachtungen gehen davon aus, dass sich dieser Aschegehalt während der thermochemischen Vorgänge auf dem Rost nicht wesentlich erhöht.

Mit der in den nachfolgenden Abschnitten entwickelten Methodik, wird es möglich die Heizwerte der aus Tabelle 3-2 bekannten Grenzwerte innerhalb des Mülldreiecks näherungsweise zu berechnen. Die Punkte ③, ④ und ⑤ stellen dies in Abbildung 22 dar. Der Grenz-Heizwert oberhalb dessen der Abfall selbständig und ohne Stützfeuerung brennbar ist, wird in Tabelle 3-2 mit $> 3,9$ MJ/kg angegeben. Es zeigt sich, dass die Berechnung durch die nachfolgend vorgestellte Methodik mit 4,48 MJ/kg (Punkt ③ in Abbildung 22) durchaus in einer vergleichbaren Größenordnung liegt.

In diesem Kontext sei angemerkt, dass die o. a. Grenzwerte aus [13] und [14] nur eine theoretische Bedeutung haben. Die aktuell in der Praxis möglichen Werte liegen sicher in wesentlich engeren Grenzen. Auch wenn es grundsätzlich möglich ist, dass Abfall ohne Stützfeuerung verbrennt, wird es mit den o. a. Grenzwerten nicht möglich sein, alle zurzeit geltenden gesetzlichen Emissionsgrenzwerte – insbesondere die nach der 17. BImSchV vorgeschriebene Mindestverbrennungstemperatur von 850 °C – einzuhalten. Hier muss berücksichtigt werden, dass das zitierte Schrifttum [13] und [14] annähernd 35 Jahre alt ist und seinen Ursprung in der Schweiz hat, wo es keine gesetzliche Vorschrift zu einer Mindestverbrennungstemperatur von z. B. 850 °C gab und gibt.

Für den Brennstoff-Mix "Hausmüll, hausmüllähnlicher Gewerbeabfall und Sperrmüll" – wie er in den meisten MVA zum Einsatz kommt – gibt es diverse Angaben (z. B. [10], [15], [20]) zu seiner stofflichen Zusammensetzung. An dieser Stelle soll beispielhaft der folgende Brennstoff aus [15] herangezogen werden: *"65 Ma.-% Siedlungsabfall feucht + 35 Ma.-% Restmüll, feucht und aschereich"*, der deutlich innerhalb des Mülldreiecks aus Abbildung 22 liegt:

Kurzanalyse	Elementaranalyse ¹⁴			
Wasser =		16,4 Ma.-%	16,4 Ma.-%	16,4 Ma.-%
Asche =		29,0 Ma.-%	29,0 Ma.-%	29,0 Ma.-%
C_{fix} =		3,2 Ma.-%	3,2 Ma.-%	
Flüchtige =	C =	51,4 Ma.-%	27,0 Ma.-%	30,2 Ma.-%
	H (org. gebunden) ¹⁵ =		4,3 Ma.-%	4,3 Ma.-%
	O (org. gebunden) =		19,2 Ma.-%	19,2 Ma.-%
	N =		0,6 Ma.-%	0,6 Ma.-%
	S =		0,3 Ma.-%	0,3 Ma.-%
	Cl =		0,0 Ma.-%	0,0 Ma.-%
	F =		0,0 Ma.-%	0,0 Ma.-%
	Σ	100 Ma.-%	100 Ma.-%	100 Ma.-%

$$C:H = 7,2$$

$$C:O = 1,6$$

$$H_u \text{ (nach Boie)} = 12,1 \text{ MJ/kg}$$

Tabelle 3-3: Kurz- und Elementaranalyse eines Brennstoffs aus einer Brennstoffdatenbank mit $H_u=12$ MJ/kg

Zur rechnerischen Bestimmung von Heizwerten auf Basis von vorliegender Immediat- und Elementaranalyse gibt es mehrere Möglichkeiten. Die gängigsten Näherungsformeln sind die Heizwertberechnungen nach Boie (3-49) bzw. nach Michel (3-50) sowie die Verbandsformel nach Dulong (3-51). Dabei sind ξ_C , ξ_H , ξ_O , ξ_N , ξ_S , ξ_{Cl} und ξ_F die Massenanteile von Kohlenstoff, Wasserstoff, Sauerstoff, Stickstoff, Wasser, Schwefel, Chlor und Fluor, die aus der Elementaranalyse zu entnehmen sind - wobei S, Cl, und F häufig bei der Heizwertberechnung vernachlässigt werden. Wassergehalt ξ_{H_2O} und Aschegehalt ξ_{Asche} sind aus der Kurz- oder Immediatanalyse des Brennstoffs zu entnehmen. Die multiplikativen Faktoren vor den Massenanteilen berücksichtigen, mit welchem Anteil der jeweilige Brennstoffanteil am Gesamtheizwert beteiligt ist bzw. der Multiplikator von ξ_{H_2O} gibt näherungsweise die Kondensationsenthalpie des Wassers ($h_r = 2440$ kJ/kg H_2O bei 25 °C) wieder [10]. Hintergründe und die Herleitung der genannten Formeln können u. a. in [11] gefunden werden. Streng genommen gelten die Formeln 3-49 bis 3-51 nur für den Brennstoff, für den sie durch Versuche aufgestellt wurden (meist: Steinkohle). Für den Brennstoff Abfall gibt es solche Gleichungen kaum, mit Ausnahme

¹⁴ Bezogen auf die Originalsubstanz (OS).

¹⁵ Die Angabe von Ma.-% der einzelnen Elemente bezogen auf OS, jedoch die Angabe der nur organisch gebundenen Ma.-% der Elemente H und O ist widersprüchlich, jedoch gängige Praxis bei der Durchführung von Laboranalysen. Es soll damit zum Ausdruck gebracht werden, dass die anteilmäßig anorganisch gebundenen Elemente H und O im H_2O der Kurzanalyse enthalten sind.

in [24] zur näherungsweise Bestimmung der Elementaranalyse eines wasser- und asche-freien Brennstoffs. Die Näherungsformeln 3-52 bis 3-57 wurden explizit für den Brennstoff Abfall ermittelt und besitzen einen Gültigkeitsbereich von $14 \text{ MJ/kg} \leq H_{u,waf} \leq 29 \text{ MJ/kg}$.

Näherungsformel nach Dulong („Verbandsformel“):

$$H_u = 33,91 \cdot \xi_C + 121,42 \cdot \xi_H + 10,47 \cdot \xi_S \quad (3-49)$$

$$- (15,18 \cdot \xi_O + 3,42 \cdot \xi_{Cl} + 6,44 \cdot \xi_F + 2,44 \cdot \xi_{H_2O}) \left[\frac{MJ}{kg_{BrSt}} \right]$$

Näherungsformel nach Boie:

$$H_u = 34,84 \cdot \xi_C + 93,87 \cdot \xi_H + 10,5 \cdot \xi_S + 6,3 \cdot \xi_N \quad (3-50)$$

$$- (10,8 \cdot \xi_O + 3,4 \cdot \xi_{Cl} + 6,44 \cdot \xi_F - 2,44 \cdot \xi_{H_2O}) \left[\frac{MJ}{kg_{BrSt}} \right]$$

Näherungsformel nach Michel:

$$H_u = 34,04 \cdot \xi_C + 101,74 \cdot \xi_H + 6,28 \cdot \xi_N - 9,84 \cdot \xi_O - 2,44 \cdot \xi_{H_2O} \left[\frac{MJ}{kg_{BrSt}} \right] \quad (3-51)$$

FDBR-Näherungsformeln:

$$\xi_{C,waf} = 0,0151 \cdot H_{u,waf} + 0,2 \quad (3-52)$$

$$\xi_{H,waf} = 0,0019 \cdot H_{u,waf} + 0,034 \quad (3-53)$$

$$\xi_{O,waf} = -0,0178 \cdot H_{u,waf} + 0,749 \quad (3-54)$$

$$\xi_{N,waf} = 0,0008 \cdot H_{u,waf} \quad (3-55)$$

$$\xi_{S,waf} = 0,004 \quad (3-56)$$

$$\xi_{Cl,waf} = 0,013 \quad (3-57)$$

Die Anwendung der Formeln 3-49 bis 3-51 zeigt Ergebnisse, die sehr dicht beieinanderliegen, mit einer mittleren Standardabweichung von $\pm 0,08 \text{ MJ/kg}$ ($n^{16} = 11$). Der aus Tabelle 3-3 bekannte Brennstoff besitzt demnach einen Heizwert von ca. $12,1 \text{ MJ/kg}$. Der am Standort Schweinfurt zur Verbrennung gelangende Abfall besitzt jedoch einen mittleren Heizwert von $9,8 \text{ MJ/kg}$. Dieser Wert stammt aus den Jahresbilanzen des Jahres 2016 und kann u. a. über

¹⁶ n = Anzahl der Berechnungen.

die gefahrene Dampfleistung in Relation zum Brennstoffdurchsatz (über längere Zeiträume) sowie über die in der FLR bzw. der Prozessleittechnik implementierte Heizwertnäherung gut validiert werden.

Da für diesen „Einheits-Brennstoff-Mix“ jedoch weder Kurz- noch Elementaranalyse vorliegen, soll der (ähnliche) Brennstoff mit der bekannten Zusammensetzung aus Tabelle 3-3 entsprechend *umgerechnet* werden. Annahme ist hier, dass ein weitgehend konstantes C:H:O-Verhältnis vorliegt, wie es bei Siedlungsabfällen üblich ist [22].

Zuerst wird der Brennstoff gemäß dem Verteilungsprofil aus der Elementaranalyse umgerechnet auf wasser- und aschefrei:

$$\xi_{C,waf} = \xi_C \cdot \left(1 + \frac{\xi_{H_2O} + \xi_{Asche}}{\xi_C + \xi_H + \xi_O + \xi_N + \xi_S} \right) \quad (3-58)$$

$$\xi_{H,waf} = \xi_H \cdot \left(1 + \frac{\xi_{H_2O} + \xi_{Asche}}{\xi_C + \xi_H + \xi_O + \xi_N + \xi_S} \right) \quad (3-59)$$

$$\xi_{O,waf} = \xi_O \cdot \left(1 + \frac{\xi_{H_2O} + \xi_{Asche}}{\xi_C + \xi_H + \xi_O + \xi_N + \xi_S} \right) \quad (3-60)$$

$$\xi_{N,waf} = \xi_N \cdot \left(1 + \frac{\xi_{H_2O} + \xi_{Asche}}{\xi_C + \xi_H + \xi_O + \xi_N + \xi_S} \right) \quad (3-61)$$

$$\xi_{S,waf} = \xi_S \cdot \left(1 + \frac{\xi_{H_2O} + \xi_{Asche}}{\xi_C + \xi_H + \xi_O + \xi_N + \xi_S} \right) \quad (3-62)$$

Dieser wasser- und aschefreie Brennstoff kann nun auf beliebige Wasser- und Aschegehalte umgerechnet werden:

$$\xi_{y,neu} = \xi_{y,waf} \cdot \left(1 - \frac{\xi_{H_2O,Soll} + \xi_{Asche,Soll}}{100} \right) \quad (3-63)$$

$$y = C, H, O, N, S$$

Der Ascheanteil wurde am Standort Schweinfurt über mehrere Jahresbilanzen der abtransportierten Asche- bzw. Schlackemengen in Relation zu den angelieferten Abfallmengen bestimmt. Allerdings muss berücksichtigt werden, dass die abtransportierte Schlacke einen nennenswerten u. v. a. unbekanntem Rest-Feuchtigkeitsgehalt aufweist, der die gewogene Masse erhöht.

Vor Abwurf der Schlacke in den Nassentschlacker wird ein Feuchtigkeitsgehalt von 0 Ma.-% angenommen, allerdings ist der exakte Massenstrom an dieser Stelle nicht bestimmbar.

Schlacke am Entschlackeraustrag besitzt lt. vorliegenden Laboranalysen [16] einen Feuchtegehalt von 26,3 Ma.-% ($n^{17} = 173$). Aus weiteren Laboranalysen [17], denen ein Lagerungs- und somit Verdunstungsprozess von mehreren Tagen unter Laborbedingungen (d. h. Raumtemperatur) vorausgegangen ist, ist bekannt, dass die Schlacke einen Feuchtegehalt von nur noch ca. 5 Ma.-% aufweist.

Die Schlacke wird am Standort Schweinfurt intervallmäßig alle 1, 2 oder 4 Tage aus dem Schlackebunker per Kran entnommen und abtransportiert.

In einer umfangreichen Versuchsreihe wurden Mischproben an den Verbrennungslinien nach dem Entschlackeraustrag gezogen und im Umgebungsmilieu des Schlackebunkers unterschiedlich lange gelagert, um so den Ablagerungsprozess zu simulieren. Die Ablagerungszeiten richteten sich nach dem Abtransportieren der Schlacke. Somit wurden Proben nach 24 h, 48 h und 96 h gezogen. Nach Entnehmen einer Probe wurde diese 24 h bei 105 °C im Muffelofen getrocknet. Anschließend wurde die Feuchtigkeitsabnahme bestimmt. Darauf folgend wurde die gleiche Probe auf 360 °C für eine Stunde nochmals erhitzt, um so eventuell vorhandenes Kristallwasser zu bestimmen. Kristallwasser konnte bei keiner der Proben nachgewiesen werden. Der Masseverlust bei 360 °C lag durchschnittlich bei 0,8 Mas.-%. Die Untersuchungsergebnisse der Trocknungsversuche sind in Abbildung 23 dargestellt.

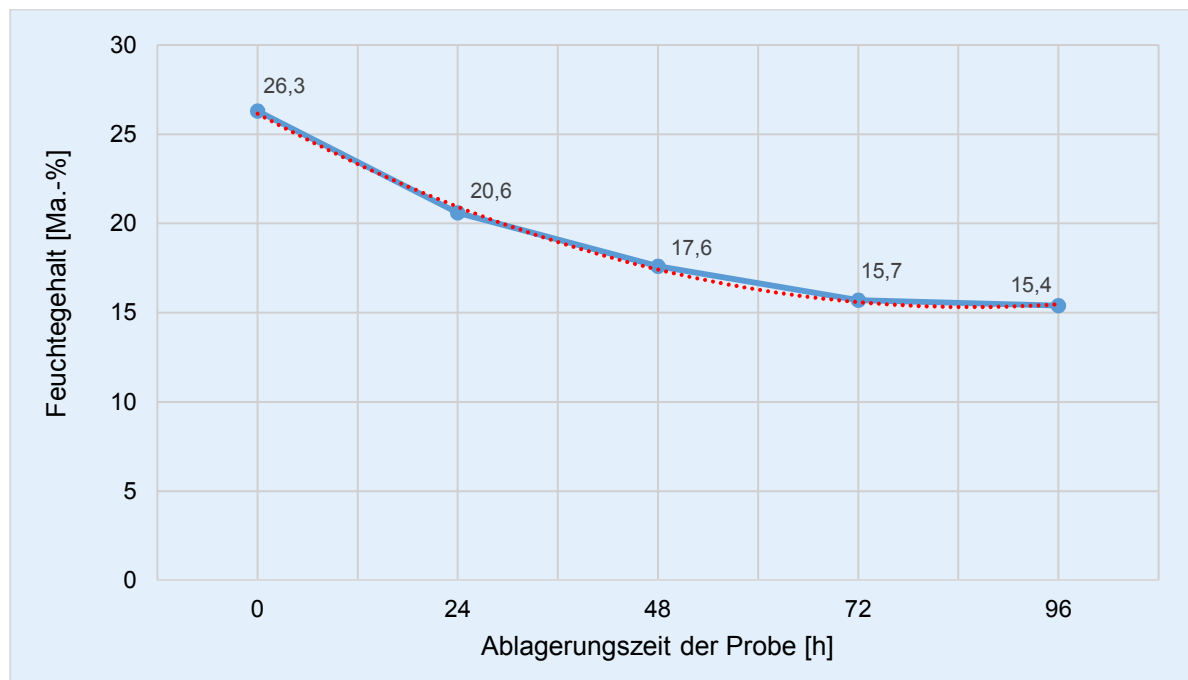


Abbildung 23: Feuchtigkeitsgehalt der Schlacke nach an unterschiedlichen Ablagerungszeiten der Probe

¹⁷ n = Anzahl der Probenahmen.

Der LKW wird aus dem Schlackebunker mit Schlacke von unterschiedlicher Ablagerungszeit (und somit unterschiedlichem Feuchtegehalt) beladen. Es kann jedoch nicht bestimmt werden, welchen Anteil Schlacke von welcher Ablagerungszeit der gewogene LKW enthält. Es kann als gesichert angenommen werden, dass keine Schlacke länger als 4 Tage (96 h) im Bunker verbleibt. Der Feuchtegehalt der Schlacke (auf dem LKW) liegt im langfristigen Mittel¹⁸ demnach bei etwa 19,1 Ma.-% - bei einer Ablagerungszeit zwischen 1 und 4 Tagen. Dieser Wert deckt sich mit dem von Warnecke et. al. in [18] ermittelten Wert.

Beispielhaft sollen Daten aus der GKS-Jahresbilanz 2015¹⁹ herangezogen werden: Es wurden 181.000 t Abfall angeliefert und 53.400 t (feuchte) Schlacke abtransportiert. Da der Austrag der Kesselasche in den Nassentschlacker mündet, ist die Kesselasche hier schon enthalten. Zusätzlich betrachtet werden müssen in diesem Zusammenhang noch weitere Flugstaubmengen, wie die Asche die aus dem Multizyklon ausgetragen wird (1.700 t/a, trocken), die Beläge die im Rahmen der Kesselreinigung abgebaut werden (150 t/a, trocken) und der Flugstaub der aus der Rauchgasreinigung ausgetragen wird (900 t/a, trocken).

Bei einem Feuchtegehalt der Schlacke von 19,1 Ma.-% ergibt sich ein ξ_{Asche} im Input-Brennstoff von 25,4 Ma.-%.

Um den nachweislich bekannten Heizwert von 9,8 MJ/kg zu erhalten, muss der Abfall gem. den Gleichungen 3-58 bis 3-63 einen Feuchtegehalt ξ_{H_2O} von 28,7 Ma.-% besitzen (iterativ ermittelt) und wird annähernd folgende stoffliche Zusammensetzung aufweisen:

¹⁸ Der 72 h-Wert wurde anhand der Trendlinie ($y = 0,85 \cdot x^2 - 7,77 \cdot x + 33,08$) berechnet.

¹⁹ Ermittelt aus den Daten der Ein- und Ausfahrtswaagen, korrigiert um die (abgeschätzten) Bunkerfüllstände

Kurzanalyse	Elementaranalyse ²⁰			
Wasser =		28,7 Ma.-%	28,7 Ma.-%	28,7 Ma.-%
Asche =		25,4 Ma.-%	25,4 Ma.-%	25,4 Ma.-%
C_{fix} =		2,7 Ma.-%	2,7 Ma.-%	
	C =	43,2 Ma.-%	22,7 Ma.-%	25,4 Ma.-%
	H (org. gebunden) =		3,6 Ma.-%	3,6 Ma.-%
	O (org. gebunden) =		16,14 Ma.-%	16,14 Ma.-%
	N =		0,51 Ma.-%	0,51 Ma.-%
	S =		0,25 Ma.-%	0,25 Ma.-%
	Cl =		0,0 Ma.-%	0,0 Ma.-%
	F =		0,0 Ma.-%	0,0 Ma.-%
	Σ	100 Ma.-%	100 Ma.-%	100 Ma.-%

C:H = 7,2
 C:O = 1,6
H_u (aus Betriebsdaten) = 9,8 MJ/kg (validiert nach Boie)

Tabelle 3-4: Brennstoff mit H_u = 12,1 MJ/kg und bekannter Elementaranalyse umgerechnet auf "GKS-Einheits-Brennstoff" mit H_u = 9,8 MJ/kg

Auch die weitere stoffliche Zusammensetzung (vgl. Tabelle 3-1) bzw. deren Variation wird die Verbrennungseigenschaften beeinflussen, jedoch nehmen im Bereich der thermischen Abfallbehandlung mit Rostfeuerungen die Variation von Asche- und der Wassergehalt einen besonderen Stellenwert ein. Insbesondere der Wassergehalt spielt eine entscheidende Rolle, da nur eine begrenzte Verweilzeit in der Trocknungszone zur Verfügung steht. Auch die zur Trocknung vorhandene Energie in Form von Wärmestrahlung (i. W. durch die Ausmauerung) und Konvektion (i. W. durch die vorgewärmte Primärluft) ist eng begrenzt. Verlässt der noch nicht vollständig getrocknete Brennstoff trotzdem die Trocknungszone auf dem Rost, so besteht die Gefahr eines unvollständigen Ausbrands (gas- und feststoffseitig).

Um die getroffenen Annahmen zu validieren, ist es notwendig, eine quantitative Bestimmung von ξ_{H_2O} im Brennstoff durchzuführen. Ein Ansatz zur Bestimmung kann die Verwendung der Messung der Rauchgasfeuchte im Rauchgaskanal (nach Dampferzeuger) sein. Die Bestimmung des Feuchtegehalts im Rauchgas basiert im GKS Schweinfurt auf einer im Rauchgaskanal zwischen Dampferzeuger und Sprühtrockner vorhandenen Feuchtemessung vom Typ LaserGas II HCl 13079 [19] die den H₂O-Gehalt des Rauchgases in [Vol.-%] mittels Laser-Absorptionsspektroskopie in situ bestimmt.

²⁰ Bezogen auf Originalsubstanz (OS).



Abbildung 24: Anwendung der kombinierten HCl-H₂O-Messung im GKS (linke Seite) und prinzipieller Aufbau der Messung (rechte Seite) [19]

Es muss berücksichtigt werden, dass nicht nur der Feuchtegehalt im Brennstoff die gemessene Rauchgasfeuchte beeinflusst, sondern auch noch zahlreiche andere Faktoren, die nicht vernachlässigt werden dürfen. Abbildung 25 zeigt die prozesstechnische Anordnung der einzelnen Verfahrensschritte, die Anordnung der Messstellen sowie die Stoffströme, die den gemessenen Feuchtegehalt im Rauchgas beeinflussen²¹. Es sind dies konkret:

- Feuchtegehalt im Brennstoff,
- H₂O welches bei der Verbrennung des im Brennstoff organisch gebundenen H entsteht,
- Feuchteintrag über die Verbrennungsluft,
- Feuchteintrag über Zuluft- und Falschlufmengen,
- Feuchteintrag über die Brüden, die beim Schlackeabwurf entstehen,
- Feuchteintrag über den SNCR-Zerstäuberampf,
- Feuchteintrag über die SNCR-Reaktion von NH₃ mit NO.

²¹ Zeiträume während Rußbläser-Betrieb bzw. Nassabreinigung sind exkludiert.

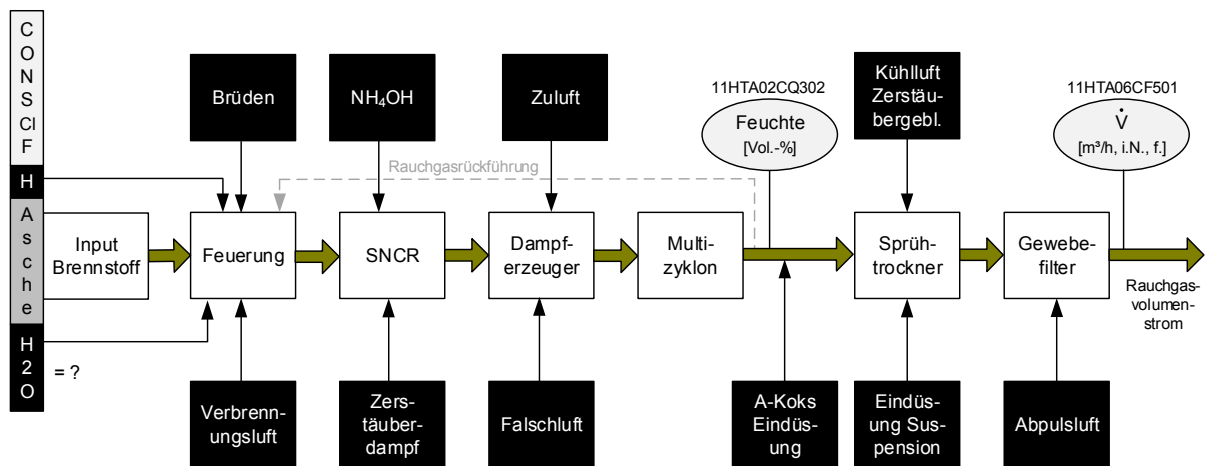


Abbildung 25: Verfahrensschritte und Stoffströme die den Feuchtegehalt im Rauchgas beeinflussen

Alle in den 3-64 bis 3-82 angeführten Messwerte und Parameter stammen von der Verbrennungslinie 11 des GKS Schweinfurt vom 23.02.2017; es handelt sich um repräsentative Tagesmittelwerte (TMW). Der Brennstoffmassenstrom \dot{m}_{BrSt} wurde im Mittel zu 7.959 kg/h bestimmt.

Der Rauchgasvolumenstrom $\dot{V}_{RG,na\ GeweFi}$ wurde als TMW mit 41.602 m³_{i.N.,f./h} bestimmt. Diese Messstelle befindet sich in der Verfahrensfolge *nach dem Gewebefilter*. Die Messstelle zur Feuchtemessung befindet sich jedoch *vor dem Sprühtrockner* bzw. *vor der Aktivkoks-Eindüsung*. Die Volumenstrommessung nach Gewebefilter muss auf die Position vor Aktivkoks-Eindüsung korrigiert werden, sodass sie in Relation zur an dieser Stelle gemessenen Rauchgasfeuchte gebracht werden kann. Im Wesentlichen muss der gemessene Volumenstrom reduziert werden um:

- Volumenstrom der Tragluft für die Aktivkoks-Eindüsung ($\dot{V}_{Luft,Akoks} \cong 120 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h}$)
- Volumenstrom der eingedüsten Suspension (Feststoffanteil vernachlässigbar) in den Sprühtrockner ($\dot{V}_{Susp,SprTro} \cong 1.369 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h}$)
- Volumenstrom der Abpulsluft im Gewebefilter ($\dot{V}_{Luft,Puls\ GeweFi} \cong 100 \frac{m^3_{i.N.,tr.}}{h}$)
- Volumenstrom Kühlluft Zerstäuberluftgebläse ($\dot{V}_{Luft,Zerst} \cong 287 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h}$)

Der Volumenstrom der Rauchgasrückführung (Rezirkulationsgas, 7.592 m³_{i.N.,f./h} (TMW)) muss nicht berücksichtigt werden, da dieser durch die Rauchgasvolumenstrommessung nicht erfasst wird. Somit kann der Rauchgasvolumenstrom $\dot{V}_{RG,vor\ Akoks}$ an der Position der Feuchtemessung (vor Aktivkoks-Eindüsung) bestimmt werden:

$$\begin{aligned} \dot{V}_{RG,vor Akoks} &= \dot{V}_{RG,na GeweFi} - \dot{V}_{Luft,Zerst} - \dot{V}_{Luft,Akoks} - \dot{V}_{Susp,SprTro} & (3-64) \\ &- \dot{V}_{Luft,Puls GeweFi} = 39.725 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h} \end{aligned}$$

Die gemessene Rauchgasfeuchte vor der Aktivkoks-Eindüsung beträgt im TMW 18,585 Vol.-%. Somit ergibt sich der Volumenstrom an H₂O $\dot{V}_{H_2O,RG,vor Akoks}$ an dieser Position zu 7.382,89 m³_{i.N.,f./h}. Unter der Annahme, dass es sich an dieser Stelle um ein ideales Gas handelt, kann über das molare Normvolumen V_m bzw. die molare Masse M_{H_2O} der Massenstrom von H₂O im Rauchgas berechnet werden.

$$\begin{aligned} \dot{m}_{H_2O,RG vor AKoks} &= \frac{\dot{V}_{H_2O,RG,vor Akoks}}{V_m} \cdot M_{H_2O} & (3-65) \\ &= \frac{7.382,89 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h}}{22,414 \frac{m^3}{kmol}} \cdot 18,01528 \frac{kg}{kmol} = 5.934 \frac{kg_{H_2O}}{h} \end{aligned}$$

Im Brennstoff enthalten sind lt. Elementaranalyse (Tabelle 3-4) 3,54 Ma.-% Wasserstoff. Gem. der Reaktionsgleichung 3-66 entsteht bei der Verbrennung (Oxidation) von Wasserstoff unter anderem auch Wasser, welches anteilmäßig zur gemessenen Feuchte im Rauchgas beiträgt:



$$\dot{m}_{H,BrSt} = \dot{m}_{BrSt} \cdot \xi_H = 7.959 \frac{kg_{BrSt}}{h} \cdot 3,54 Ma. - \%_H = 281,75 \frac{kg_H}{h} \quad (3-67)$$

$$\dot{n}_{H_2} = \frac{\dot{m}_{H,BrSt}}{2 \cdot M_H} = \frac{281,75 \frac{kg_H}{h}}{2 \cdot 1,00794 \frac{kg}{kmol}} = 139,76 \frac{kmol_{H_2}}{h} \rightarrow 139,76 \frac{kmol_{H_2O}}{h} \quad (3-68)$$

$$\begin{aligned} \dot{m}_{H_2O aus H} &= \dot{n}_{H_2} \cdot M_{H_2O} = 139,76 \frac{kmol_{H_2O}}{h} \cdot 18,01528 \frac{kg}{kmol} & (3-69) \\ &= 2517,90 \frac{kg_{H_2O aus H}}{h} \end{aligned}$$

Aus den Betriebsdaten ist weiter die Verbrennungsluftmenge bekannt. Diese setzt sich zusammen aus Primärluft (22.463 m³_{i.N.,f./h}) und Sekundärluft (6.321 m³_{i.N.,f./h}). Neben den kontrolliert zugeführten Luftmengen der Verbrennungsluft, gibt es auch unkontrolliert in den Feuerraum bzw. Rauchgasweg einströmende Luftmengen, die in ihrer Summe ein nicht zu vernachlässigendes Ausmaß annehmen. Diese werden unterteilt in Zuluft, d. h. Luftmengen aus bekannter

Herkunft und Falschlufft aus nicht bekannter Herkunft. Folgende Luftmengen müssen berücksichtigt werden:

- Luftmenge des hinterlüfteten Plattensystems ($\dot{V}_{ZuLu,hilü} \cong 1500 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h}$)
- Sperrluft- / Kühlluftmengen der Stützbrenner ($\dot{V}_{ZuLu,Brenner} \cong 2450 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h}$)
- Sperr- / Kühlluft Rußbläser ($\dot{V}_{ZuLu,RußBl} \cong 300 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h}$)
- sonstige Undichtigkeiten als Falschlufft ($\dot{V}_{FalschLu,div} \cong 200 \frac{m^3_{i.N.,f.}}{h}$)
- Spülluftmengen²² von Infrarot-Strahlungspyrometer, Schauluken und Feuerraumkamera ($\dot{V}_{ZuLuft,div} \cong 200 \frac{m^3_{i.N.,tr.}}{h}$)

Der Luftmengenanteil, der sich zusammensetzt aus Zuluft und Falschlufft, entspricht somit etwa 11,2 % des gemessenen Rauchgasvolumenstroms nach Gewebefilter. Ein Wert in dieser Größenordnung ist auch aus vielen anderen Anlagen bekannt.

Da die Zuluft- und Falschlufftmengen an verschiedensten Positionen im Kesselhaus – und somit bei unterschiedlichen Temperaturen – in den Feuerraum bzw. Rauchgasweg eingebracht werden, können sich auch voneinander abweichende H₂O-Gehalte ergeben, die die jeweiligen Luftmengen mit sich führen. Um den Feuchteintrag der Primär-, Sekundär- und Falschlufftmengen bestimmen zu können, wurden Luftfeuchtigkeits- und Temperaturmessungen an den verschiedenen Ansaugstellen der unterschiedlichen Luftmengen durchgeführt. Daraus kann die absolute Feuchte in $\frac{g_{H_2O}}{kg_{Luft}}$ errechnet werden. Einen Überblick der Temperatur- und Feuchtigkeitsmesswerte inklusive der dazugehörigen absoluten Feuchte und den Dichten gibt Tabelle 3-5.

Um den Wassereintrag der oben angeführten Luftmengen zu berechnen, wurden unter Verwendung der Magnusformel die verschiedenen Dichten berechnet. Mit Kenntnis der exakten Luftdichten kann von Volumen- auf Massenstrom umgerechnet werden. Der Sättigungsdampfdruck p_d von Wasser in Luft wird mithilfe der Näherungsformel 3-70 berechnet. Die nachfolgenden Formeln 3-70 bis 3-72 wurden aus [27] und [28] entnommen.

$$p_d = 611,213 \exp\left(\frac{17,5043 \cdot \vartheta_{Luft}}{241,2 \text{ °C} + \vartheta_{Luft}}\right) \quad (3-70)$$

$$\vartheta_{Luft} = \text{Gültigkeitsbereich Lufttemp.: } -30^\circ\text{C bis } +70^\circ\text{C}$$

²² Hierbei handelt es sich um getrocknete Druckluft, daher für den Feuchteintrag nicht relevant.

Mit dem Sättigungsdampfdruck p_d , der Gaskonstante $R_l = 287,05 \frac{J}{kg \cdot K}$ für trockene Luft, der relativen Feuchtigkeit φ und der Gaskonstante von Wasserdampf $R_d = 461 \frac{J}{kg \cdot K}$, kann die Gaskonstante für feuchte Luft R_f und in weiterer Folge die zugehörige Luftdichte berechnet werden.

$$R_f = \frac{R_l}{1 - \left(\varphi \cdot \frac{p_d}{p_{Umgebungsdruck\ Luft}} \right) \cdot \left(1 - \frac{R_l}{R_d} \right)} \quad (3-71)$$

$$\rho_{Luft} = \frac{p_{Umgebungsdruck\ Luft}}{R_f \cdot \vartheta_{Luft}} \quad (3-72)$$

Mit den Gleichungen 3-73 und 3-74 kann schlussendlich die Masse an H₂O berechnet werden, die mit dem jeweiligen Luftstrom y eingebracht wird.

$$\dot{m}_{Luftstrom,y} = \dot{V}_{Luftstrom,y} \cdot \rho_{Luftstrom,y} \quad (3-73)$$

$$\dot{m}_{H_2O,Luftstrom,y} = \dot{m}_{Luftstrom,y} \cdot f_{Luftstrom,y} \quad (3-74)$$

Luftstrom y	Volumenstrom $\left[\frac{m^3_{i.N.,f.}}{h} \right]$	Temperatur Ansaugung $\vartheta_{Luft} [^{\circ}C]$	relative Feuchte Luftstrom φ [%]	absolute Feuchte Luftstrom $f \left[\frac{g_{H_2O}}{kg_{Luft.}} \right]$	Dichte Luftstrom $\rho_{Luft} \left[\frac{kg}{m^3} \right]$	H ₂ O-Fracht $\left[\frac{kg}{h} \right]$
Primärluft	22.463	15,59	47,02	5,18	1,219	149,89
Sekundärluft	6.321	31,04	51,33	14,58	1,151	118,07
Hinterlüftung Mauerwerk	1.500	28,04	23,7	5,59	1,168	9,80
Kühlluft Brenner	2.450	23,92	25,74	4,75	1,185	13,80
Sperrluft Rußbläser	300	34,48 ²³	16,46	5,6	1,144	1,96
Falschluf	200	34,48 ²²	16,46	5,6	1,144	1,28

Tabelle 3-5: Überblick über die Temperatur und Feuchte der Luftmengen

²³ Mittelwert, da die Rußbläser über einer Höhe von ca. 10 m verteilt sind

Die Brüden entstehen beim Abwurf der heißen Asche bzw. Schlacke in das Wasserbad des Nassentschlackers. Die hierbei verdampfende Wassermenge geht als Brüden zurück in den Feuerraum. Um den verdampfenden Massenstrom an H₂O berechnen zu können, ist es unabdingbar die Temperatur der Schlacke auf dem Ausbrandrost zu kennen. Zur Bestimmung der Schlacketemperatur wurden mit der aus [25] bekannten Thermoelement-Lanze umfangreiche Messungen durchgeführt. Die Schlacketemperatur auf dem Ausbrandrost wurde dabei mit rund 450 °C bestimmt. Die Unterwindmenge befand sich während der Messkampagne im Bereich normaler Betriebszustände.

$$\dot{m}_{H_2O,Brüd} \cong \frac{\xi_{Asche} \cdot \dot{m}_{BrSt} \cdot c_{p,Asche} \cdot \Delta T}{h_{V,H_2O}} = 313,35 \frac{kg_{H_2O}}{h} \quad (3-75)$$

In der SNCR-Anlage wird NH₃ als 25 %-ige Ammoniakwasserlösung ($\dot{V}_{SNCR,NH_4OH} = 0,0188 \frac{m^3}{h}$) mittels Zerstäuber Dampf ($\dot{m}_{H_2O,SNCR,Dampf} = 735 \frac{kg}{h}$) zur NO-Reduktion in den 1. Kesselzug eingedüst.

Das im NH₄OH enthaltene H₂O trägt wie folgt zum Feuchteeintrag in den Rauchgasstrom bei:

$$\dot{m}_{SNCR,H_2O \text{ aus } NH_4OH} = \dot{V}_{SNCR,NH_4OH} \cdot \rho_{NH_4OH,25\%} \cdot 75\% = 12,78 \frac{kg}{h} \quad (3-76)$$

Das eingedüste NH₃ reagiert gemäß Reaktionsgleichung²⁴ 3-76 und erhöht demnach auch den H₂O-Eintrag in den Rauchgasstrom:



Es ergibt sich folgende Gleichung für die Berechnung des H₂O-Massenstroms

$\dot{m}_{SNCR,H_2O \text{ aus } NH_3}$:

$$M_{NO} + M_{NH_3} + \frac{M_{O_2}}{4} \rightarrow M_{N_2} + 1,5 \cdot M_{H_2O} \quad (3-78)$$

$$\dot{n}_{SNCR,NH_3 \text{ aus } NH_4OH} = \frac{\dot{m}_{SNCR,NH_3 \text{ aus } NH_4OH}}{M_{NH_3}} = 250,59 \frac{mol_{NH_3}}{h} \quad (3-79)$$

²⁴ Der auftretende NH₃-Schlupf ist in der Regel << 10 mg/m³ i.N. und wird daher vernachlässigt.

$$\dot{m}_{SNCR,H_2O \text{ aus } NH_3} = \dot{n}_{SNCR,NH_3 \text{ aus } NH_4OH} \cdot 1,5 \cdot M_{H_2O} = 6,77 \frac{kg}{h} \quad (3-80)$$

Somit sind alle Feuchteinträge in den Rauchgasvolumenstrom bestimmt. Werden diese nun vom gemessenen Wassermassenstrom $\dot{m}_{H_2O,RG \text{ vor } AKOKS}$ subtrahiert, so erhält man die Masse an Wasser die aus dem Brennstoff stammt $\dot{m}_{H_2O,BrSt}$:

$$\begin{aligned} \dot{m}_{H_2O,BrSt} = & \dot{m}_{H_2O,RG \text{ vor } AKOKS} - \dot{m}_{H_2O,H} - \dot{m}_{H_2O,VrbrnLu} - \dot{m}_{H_2O,FalschLu} \quad (3-81) \\ & - \dot{m}_{H_2O,Brüd} - \dot{m}_{H_2O,SNCR,Dampf} - \dot{m}_{SNCR,H_2O \text{ aus } NH_4OH} \\ & - \dot{m}_{SNCR,H_2O \text{ aus } NH_3} = 2054,7 \frac{kg_{H_2O}}{h} \end{aligned}$$

Bezogen auf den durchgesetzten Brennstoffmassenstrom \dot{m}_{BrSt} ergibt sich für den Wassergehalt im Brennstoff:

$$\xi_{H_2O} = \frac{\dot{m}_{H_2O,BrSt}}{\dot{m}_{BrSt}} = 25,8 \text{ Ma. -\%} \quad (3-82)$$

Der absolute Fehler, des mit den aus realen Prozessgrößen aus den Formeln 3-64 bis 3-82, berechneten Wertes im Vergleich zu dem mit den Formeln 3-58 bis 3-63 umgerechneten Wertes aus der Elementaranalyse ist < 3 Ma.-%. Unter Einbeziehung der - sicherlich vorhandenen - Unschärfen und Messungenauigkeiten ist grundsätzlich davon auszugehen, dass die lineare Umrechnung der stofflichen Zusammensetzung bzw. der Elementaranalyse des bekannten $H_u \cong 12 \text{ MJ/kg}$ auf den "GKS-Einheits-Brennstoff" mit $H_u \cong 9,77 \text{ MJ/kg}$ korrekt ist. Der Vollständigkeit halber, sind beide Brennstoffe mit ihren unterschiedlichen Zusammensetzungen im Mülldreieck nach Tanner [13] als Punkte ① und ② dargestellt. Siehe hierzu Abbildung 22.

In Abbildung 26 kann somit dargestellt werden, aus welchen Teilmassenströmen sich der Wassergehalt im Rauchgas zusammensetzt (bis vor Aktivkoks-Eindüsung; vgl. Abbildung 25):

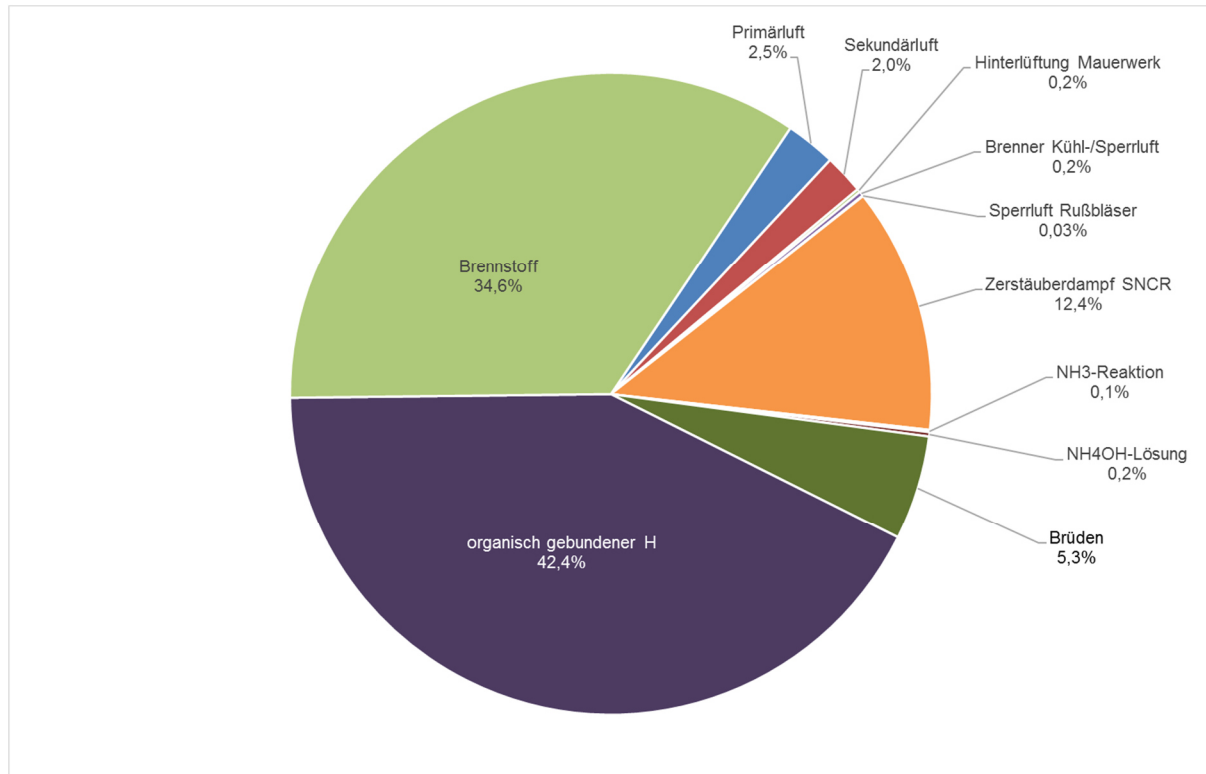


Abbildung 26: Zusammensetzung der Feuchte-Massenströme im Rauchgas

Durch diese Darstellung werden die Bemühungen konterkariert, eine Feuchtemessung im Rauchgasvolumenstrom als Hilfsregelgröße für die Feuerungsregelung heranzuziehen. Oftmals wird versucht, über die gemessene Rauchgasfeuchte, Rückschlüsse auf die Brennstoffqualität, respektive den im Brennstoff vorhandenen Feuchtegehalt, zu ziehen. Diese Vorgehensweise erweist sich *nur dann als zielführend*, wenn von einem annähernd konstanten H-Gehalt im Brennstoff ausgegangen werden kann; kann dann aber einen ersten guten Anhaltspunkt für den Wassergehalt im Brennstoff geben.

Die Abbildung 26 verdeutlicht die Sensitivität der gemessenen Rauchgasfeuchte auf den Wasserstoffgehalt des Brennstoffs. Schon geringe Schwankungen von ξ_H können sich hier relativ stark auswirken. Aus Tabelle 3-1 ist beispielsweise bekannt, dass ξ_H im Siedlungsabfall ohne Weiteres um $\pm 20\%$ schwanken kann. Diese Schwankungsbreite beeinflusst dominant die gemessene Rauchgasfeuchte. Es wird bei steigendem ξ_H (und somit steigendem H_u , unter der beispielhaften Annahme, dass ξ_{Asche} und ξ_{H_2O} sich nicht wesentlich ändern) eine höhere Rauchgasfeuchte gemessen, was fälschlicherweise einen höheren ξ_{H_2O} suggeriert.

Biomassen (z. B. Altholz) oder die dem Siedlungsabfall in ihrer Zusammensetzung grundsätzlich nicht unähnlichen Ersatzbrennstoffe, weisen einen bis zu 60 % höheren H-Gehalt (bei

tendenziell kleinerem ξ_{H_2O}) auf, als die an dieser Stelle vorgestellte Berechnung mit Siedlungsabfall. Die Dominanz des H-Einflusses auf eine gemessene Rauchgasfeuchte wird sich also bei diesen Brennstoffen nochmals verstärken.

Die hier erarbeitete Vorgehensweise wurde für den Standort Schweinfurt entwickelt und wurde an anderen Standorten validiert, kann jedoch prinzipiell für jede beliebige Anlage angewendet werden²⁵. Auch eine Integration in die Prozessleittechnik zur online-Bestimmung des Feuchtegehalts im Brennstoff ist denkbar. Der vorhandenen Unsicherheit bzgl. der Bandbreite von ξ_H kann durch die Angabe eines Fehlerindicators Rechnung getragen werden.

Um schlussendlich die Dichten bei *unterschiedlichen* Wasser- und Aschegehalten zu erhalten, muss zuerst die wasser- und aschefreie Schüttdichte des "Einheits-Brennstoffs" (gekennzeichnet mit Index 0) $\rho_{BrSt,Schütt,waf,0}$ ²⁶ bestimmt werden (3-93 bis 3-108). Aus dem Abschnitt 3.2 ist die Schüttdichte des „Einheits-Brennstoffs“ mit $\rho_{BrSt,0} = 275 \text{ kg/m}^3$ bekannt. Es wird zunächst ein Referenz-Volumen $V_{BrSt,0}$ von 1 m³ betrachtet. Die Masse des Referenz-Volumens wird nach Gl. 3-83 berechnet.

$$m_{BrSt,0} = \rho_{BrSt,Schütt,0} \cdot V_{BrSt,0} \quad (3-83)$$

Die schrittweise Annäherung an die volumetrische Brennstoffzusammensetzung sollen Abbildung 27 und Abbildung 28 verdeutlichen.

²⁵ In Abhängigkeit der verfahrenstechnischen Anlagenkonfiguration müssen Anpassungen vorgenommen werden.

²⁶ Auf den Index bei Dichten „Schütt“ wird künftig verzichtet. Bei Angabe einer Dichte ρ von Feststoffen ist davon auszugehen, dass es sich um die Schüttdichte handelt. Wird eine andere Dichte als die Schüttdichte (z. B. Reindichte) behandelt, so wird dies explizit angegeben.

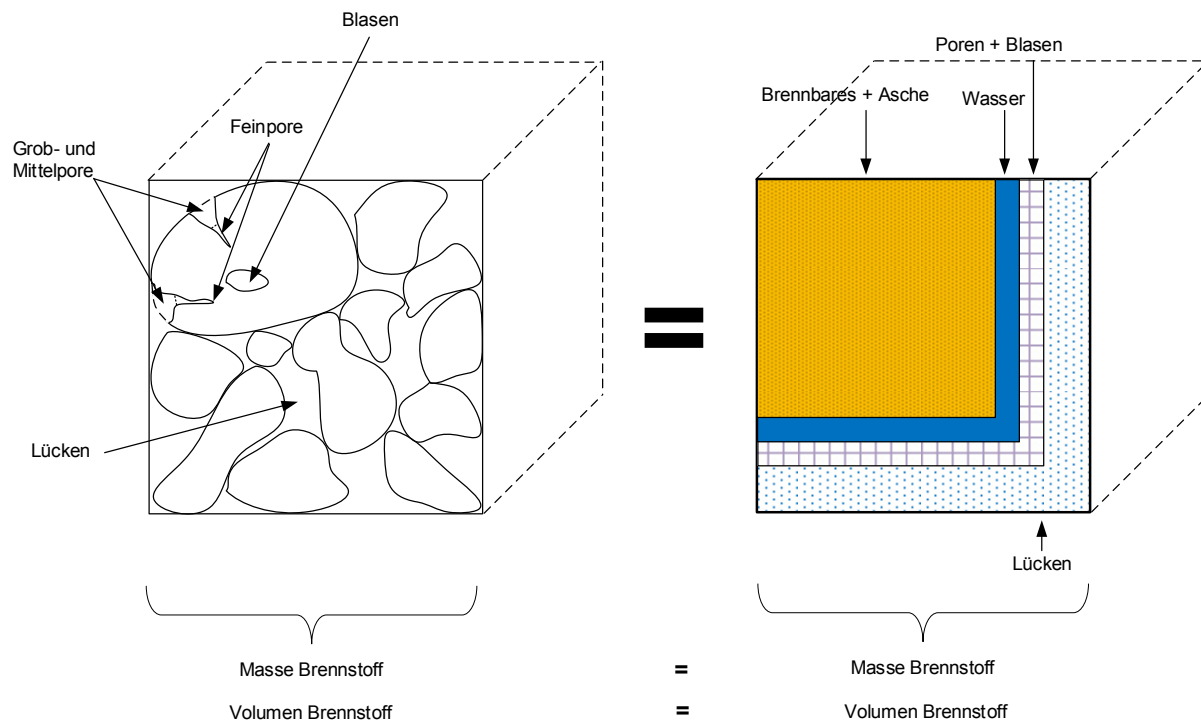


Abbildung 27: Volumetrische Brennstoffzusammensetzung mit Lücken, Poren und Blasen (s.u.)

Um einen Übergang des linken in das rechte Volumen darzustellen, werden einzelne Partikel der Schüttung betrachtet (Abbildung 28).

Das Volumen $V_{Schütt}$ ist hier i. d. R. das lose Volumen einer Schüttung, welche weder gerüttelt noch verdichtet wurde. Wird die Schüttung gerüttelt oder verdichtet, muss dies bei der Angabe der Schüttdichte angegeben werden (z. B. bei der Proctor-Dichte).

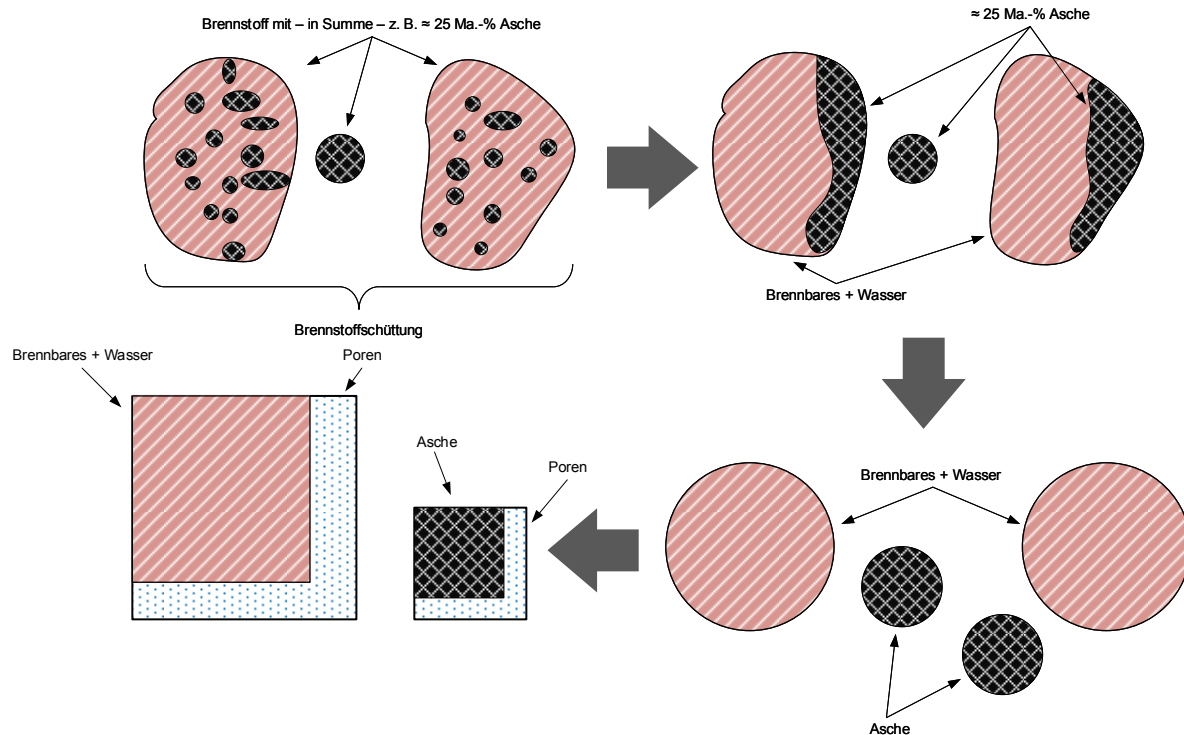


Abbildung 28: Überlegungen zur volumetrischen Brennstoffzusammensetzung

Da Definitionen zu Porosität und Lückengrad nur für individuelle Anwendungsfälle existieren²⁷ und demnach nicht allgemeingültig formuliert sind, werden hier grundlegende Überlegungen vorgeschlagen, um zu einer weitgehend allgemeingültigen Sachverhaltsbeschreibung zu gelangen.

Das „theoretische“ Volumen eines Partikels V_P^{th} setzt sich aus seinem Reinvolumen V_{Rein} (= Volumen, das von dem „reinen“ Feststoff eingenommen wird), Volumen der Blasen V_{Blasen} (auch „geschlossene Poren“ = Feststoff- und Flüssigkeits-freies Volumen im Partikel ohne Verbindung zur Umgebung des Partikels bzw. zu dessen Oberfläche) und den Volumen der Poren V_{Poren} (= Feststoff-freies Volumen mit einer Verbindung zur Umgebung des Partikels bzw. Öffnung zur Partikeloberfläche) zusammen:

$$V_P^{th} = V_{Rein} + V_{Blasen} + V_{Poren} \quad (3-84)$$

Das „theoretische“ Partikelvolumen kann als das Partikelvolumen angesehen werden, das sich aus einer gedachten Oberfläche der Partikel ergibt (in Abbildung 29 die Partikelkontur mit den gestrichelten Linien).

²⁷ Die nachstehenden Ausführungen decken sich im Wesentlichen mit den Inhalten der VDI-Norm 3674 "Abgasreinigung durch Adsorption – Prozessgas- und Abgasreinigung".

Poren werden zwischen Fein-, Mittel- und Grobporen unterschieden (Abbildung 29).

$$V_{Poren} = V_{Grobporen} + V_{Mittelporen} + V_{Feinporen} \quad (3-85)$$

Die Feinporen können nur unter Hochdruck mit Flüssigkeiten gefüllt werden bzw. unter Atmosphärendruck nur mit Gas gefüllt sein. Dies ist für die nachfolgenden Betrachtungen dahingehend relevant, da Mittel- bzw. Grobporen für die drucklose Zugabe von Wasser bei der Bestimmung des Lückengrades zur Verfügung stehen, während die Feinporen und Blasen dies nicht tun (Abbildung 30).

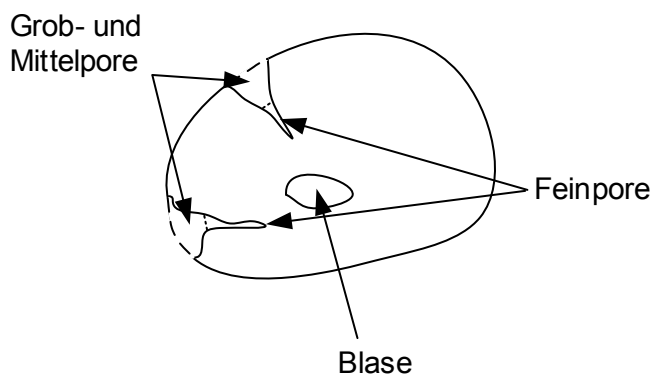


Abbildung 29: Differenzierung Grob-, Mittel, Feinporen

Um den Lückengrad einer Schüttung beschreiben zu können muss zunächst das Volumen der „Lücken“ bekannt sein. Dazu wird in der Regel die Schüttung mit Wasser, dessen Oberflächenspannung mittels Additiven reduziert wird, gefüllt. Diese Wassermenge füllt Hohlräume und kann über die Gewichtsveränderung der nun wassergetränkten Schüttung bestimmt werden, sowie über die Dichte des Wassers in ein Volumen umgerechnet werden.

Innerhalb einer Schüttung wird unter dem Lückenvolumen $V_{Lücken}$ der Hohlraum zwischen den einzelnen „theoretischen“ Partikeln (s. o.) verstanden.

Die „theoretischen“ Partikel beinhalten den Feststoff, die Blasen und die Poren. Durch die Zugabe von Wasser unter Atmosphärendruck können sowohl die Lücken als auch die Grob- und Mittelporen gefüllt werden, nicht aber die Feinporen und Blasen.

Damit kann das „innere“ Partikelvolumen $V_{P,L}$ unter Normaldruck durch die Summe aus Rein-
volumen, Blasenvolumen und Feinporenvolumen berechnet werden.

$$V_{P,L} = V_{Rein} + V_{Blasen} + V_{Feinporen} \quad (3-86)$$

Insgesamt kann die Summe der Volumina der einzelnen Gaseinschlüsse innerhalb einer Schüttung als „gesamtes“ Hohlraumvolumen $V_{Hohlraum,Schütt}^{ges}$ zusammengefasst werden:

$$V_{Hohlraum,Schütt}^{ges} = V_{Lücken} + V_{Poren} + V_{Blasen} \quad (3-87)$$

Das „äußere“ Hohlraumvolumen, welches bei der Bestimmung des Lückengrades mit Wasser gefüllt wird, ist geringer.

$$V_{Hohlraum,Schütt} = V_{Lücken} + V_{Mittel-/Groporen} \quad (3-88)$$

Der Lückengrad einer Schüttung $\varepsilon_{Schütt,L}$ wird in der VDI 3674 definiert und dort durch den Quotienten von Festbettvolumen abzüglich des „Kornvolumens“ (= Partikelvolumen) durch das Festbettvolumen beschrieben. In Anlehnung an VDI 3674 und der oben beschriebenen Betrachtungsweise wird der „wässrige“ Lückengrad (im Allgemeinen vereinfacht als „Lückengrad“ bezeichnet), auf der Basis der Bestimmung mit Wasser, definiert.

$$\varepsilon_{Schütt,L} = \frac{V_{Schütt} - V_{P,L}}{V_{Schütt}} = \frac{V_{Hohlraum,Schütt}}{V_{Schütt}} \quad (3-89)$$

Die Porosität der Schüttung $\Phi_{Schütt,L}$ entspricht dem „gesamten“ Lückengrad $\varepsilon_{Schütt}^{ges}$, in dem bei den Hohlräumen zusätzlich die Feinporen einbezogen werden. Sie unterscheidet sich vom „wässrigen“ Lückengrad der Schüttung eben durch die Berücksichtigung der Feinporen bei den Hohlräumen, da die Porosität i. d. R. mittels Quecksilber-Pososimetrie bestimmt wird, also das Aufnahmevermögen der Hohlräume für gasförmiges Quecksilber. Das Volumen der Blasen in den Partikeln bleibt bei der Quecksilber-Pososimetrie trotzdem unberücksichtigt.

$$\Phi_{Schütt,L} = \frac{V_{Hohlraum,Schütt} + V_{Feinporen}}{V_{Schütt}} = \varepsilon_{Schütt}^{ges} \quad (3-90)$$

Bei der „gesamten“ Porosität der Schüttung $\Phi_{Schütt}^{ges}$ wird zusätzlich zu 3-90 das Blasenvolumen V_{Blasen} und somit das „gesamte“ Hohlraumvolumen berücksichtigt. Die „gesamte“ Porosität der Schüttung, wie auch die der Partikel, ist eine schwierig zu bestimmende Größe, da das Blasenvolumen i. d. R. nur aufwendig durch zerstörende Messverfahren (z. B. Schnitt durch Partikel mit Mikroskopie) ermittelt werden kann. Rechnet man allerdings auf die Dichten um, so können auch vergleichsweise einfach die „gesamten“ Porositäten ermittelt werden:

$$\Phi_{Schütt}^{ges} = \frac{V_{Hohlraum,Schütt}^{ges}}{V_{Hohlraum,Schütt}^{ges} + V_{Rein}} = \frac{V_{Hohlraum,Schütt}^{ges}}{V_{Schütt}} = 1 - \frac{\rho_{Schütt}}{\rho_{Rein}} \quad (3-91)$$

Bei der „gesamten“ Porosität der Partikel wird die Schüttung und deshalb das Lückenvolumen außer Acht gelassen. Die Betrachtung beschränkt sich ausschließlich auf die Partikel selbst und soll das „gesamte“ Hohlraumvolumen der Partikel $V_{Hohlraum,P}^{ges}$ im Verhältnis zum „theoretischen“ Partikelvolumen darstellen.

$$\Phi_P^{ges} = \frac{V_{Poren} + V_{Blasen}}{V_P^{th}} = \frac{V_{Hohlraum,P}^{ges}}{V_{Hohlraum,P}^{ges} + V_{Rein}} = 1 - \frac{\rho_P}{\rho_{Rein}} \quad (3-92)$$

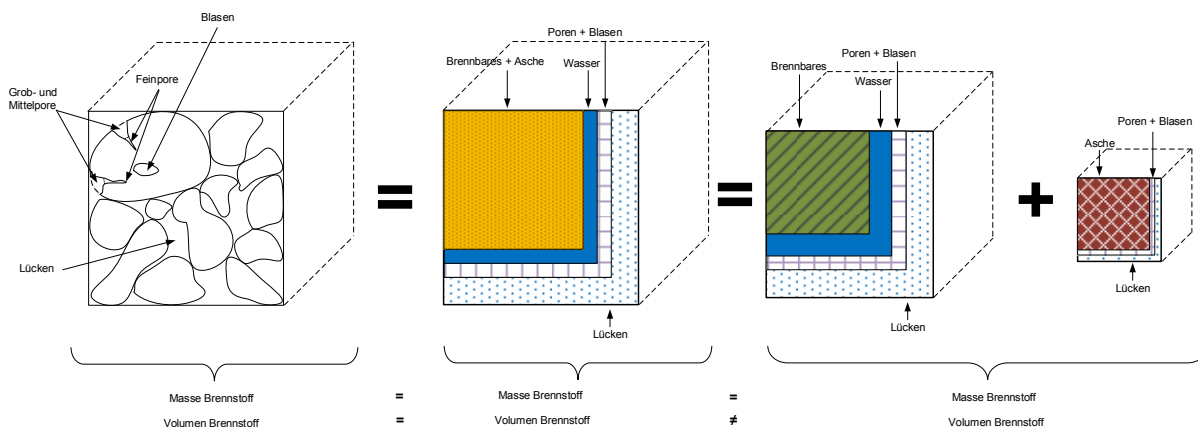


Abbildung 30: Erweiterte volumetrische Brennstoffzusammensetzung mit Lücken, Poren und Blasen

Hält man sich die Zusammensetzung des Abfalls vor Augen, so ist es naheliegend, dass das im Brennstoff enthaltene Wasser, aufgrund der Porosität der Einzelpartikel und der Kapillarität des Wassers auch überwiegend durch die Einzelpartikel (verursacht durch die Grob- und Mittelporen) absorbiert ist. Wie in Abbildung 31 verdeutlicht, ändert sich demnach das Volumen des Brennstoffs – im Betrachtungsbereich der üblichen europäischen Brennstoffeigenschaften – nicht nennenswert durch eine Zu- bzw. Abnahme des Wassergehalts. Es gilt somit für diesen Betrachtungsfall Gl. 3-93.

$$V_{BrSt,waf,0} = V_{BrSt,af,0} \quad (3-93)$$

Berechnung der Massen von Wasser und Asche im Referenz-Brennstoff nach Gl. 3-96. Für die nachfolgende Berechnung wird angenommen, dass sämtliches Wasser ausschließlich im Brennstoff enthalten ist (und nicht in der Asche). Es gelten somit die Gl. 3-94 bzw. 3-95 und 3-115 bzw. 3-116.

$$m_{Asche,0} =: m_{Asche,wf,0} \quad (3-94)$$

$$V_{Asche,0} =: V_{Asche,wf,0} \quad (3-95)$$

$$m_{H_2O,0} = m_{BrSt,0} \cdot \frac{\xi_{H_2O,0}}{100} \quad (3-96)$$

$$m_{Asche,0} = m_{BrSt,0} \cdot \frac{\xi_{Asche,0}}{100} \quad (3-97)$$

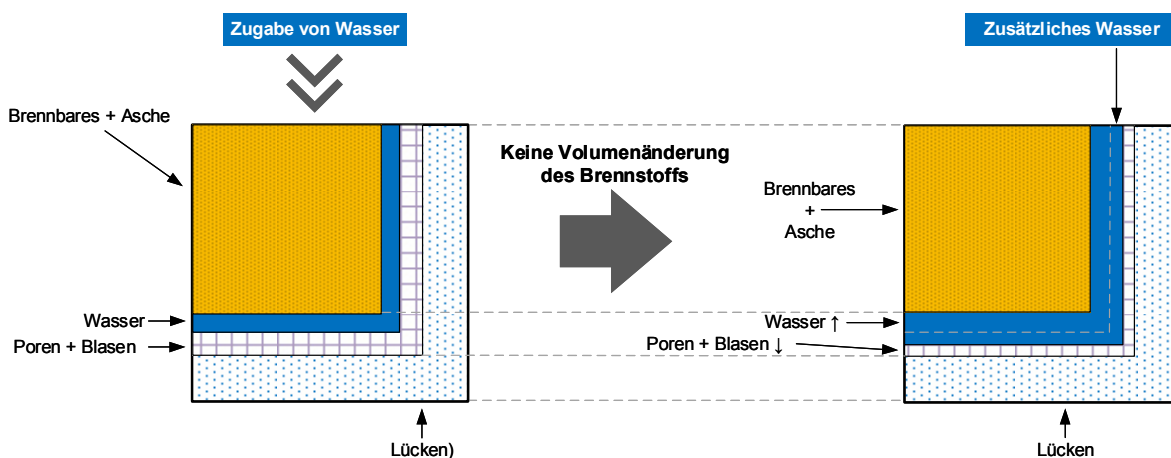


Abbildung 31: Volumetrische Betrachtung der Brennstoffzusammensetzung bei der Zugabe von Wasser

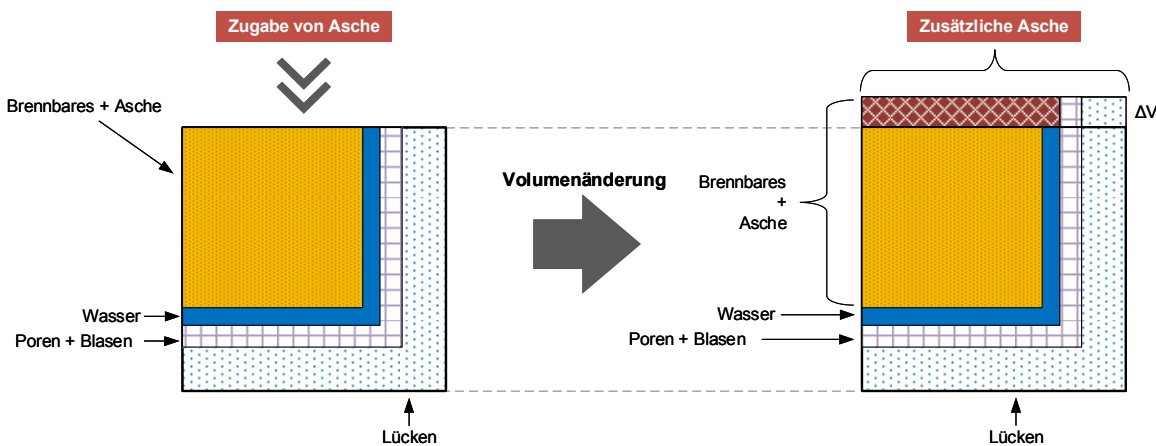


Abbildung 32: Volumetrische Betrachtung der Brennstoffzusammensetzung bei der Zugabe von Asche

Brennstoffmasse wasser- und aschefrei nach Gl. 3-98.

$$m_{BrSt,waf,0} = m_{BrSt,0} - m_{H_2O,0} - m_{Asche,0} \quad (3-98)$$

Brennstoffvolumen wasser- und aschefrei nach Gl. 3-99 bzw. Gl. 3-100.

$$V_{BrSt,waf,0} = V_{BrSt,0} - V_{Asche,0} \quad (3-99)$$

$$V_{Asche,0} = \frac{m_{Asche,0}}{\rho_{Asche,Schütt,0}} \quad (3-100)$$

Die Dichte eines (trockenen) Asche-Schlacke-Gemenges aus einer MVA wurde in [18] und [26] mit $\rho_{Asche,wf} \cong 850 \frac{kg}{m^3}$ empirisch und rechnerisch ermittelt.

Von externen Laboren werden in regelmäßigen Abständen Feststoffanalysen von Schlackeproben aus dem GKS Schweinfurt durchgeführt [17]. Hierbei werden die einzelnen Bestandteile bzw. chemischen Elemente der Schlacke analysiert. Unter der Annahme, dass die einzelnen analysierten Stoffkonzentrationen im Wesentlichen als Oxide vorliegen, kann durch Umrechnen des Massenanteils an Elementen in die gängigen Oxide und der dazugehörigen Oxiddichten die Reindichte der Schlacke berechnet werden. Es ergibt sich aus der Berechnung eine Reindichte von $\rho_{Asche,rein} = 3.650 \text{ kg/m}^3$.

Der „wässrige“ Lückengrad $\varepsilon_{Schütt,L}$ des Schlackegemenges auf dem Ausbrandrost ist am GKS in [26] durch Zugabe von Wasser inkl. Additive empirisch mit 0,6 - 0,8 ermittelt worden. Darauf aufbauend wurde in [18] der „wässrige“ Lückengrad mit $\varepsilon_{Schütt,L} = 0,7$ festgelegt.

$$\varepsilon_{Schütt,L} = \frac{V_{Schütt} - V_{P,L}}{V_{Schütt}} = 0,7 \quad (3-101)$$

Dieser Lückengrad berücksichtigt die Lücken, wie auch die Grob- und Mittelporenvolumina. Nicht berücksichtigt werden die Feinporen und Blasen (s.o.).

Setzt man nun für die „innere“ Porosität der Partikel bei der Lückengradbestimmung mit Wasser $\phi_{P,L}^i$ einen Wert von $\phi_{P,L}^i \cong 0,22$ an, so kann eine Schüttdichte der Asche / Schlacke von $850 \frac{kg}{m^3}$ berechnet werden, welche mit der in [18] und [26] ermittelten Dichte²⁸ übereinstimmt (die äußere Porosität $\phi_{P,L}^o$ enthält für die Partikel noch die Grob- und Mittelporenvolumina bzw. für die Schüttung zusätzlich noch das Lückenvolumen).

Das Reinvolumen einer Schüttung kann mit Hilfe der vorher genannten Faktoren und Zusammenhänge nun bestimmt werden.

²⁸ Beurteilt wurde die lockere Schüttung. Procter-Dichte-Bestimmungen (nach DIN 18127) für verdichtete Schüttungen ist nicht geeignet und wurde demnach nicht angewandt.

$$(V_{Feinporen} + V_{Blasen}) = \Phi_{P,L}^i \cdot V_{P,L} \quad (3-102)$$

$$V_{Rein} = V_{P,L} - (V_{Feinporen} + V_{Blasen}) = V_{P,L} - \Phi_{P,L}^i \cdot V_{P,L} \quad (3-103)$$

$$V_{P,L} = V_{Schütt} - V_{Hohlraum,Schütt} = V_{Schütt} - \varepsilon_{Schütt,L} \cdot V_{Schütt} \quad (3-104)$$

$$\begin{aligned} V_{Rein} &= V_{Schütt} - \varepsilon_{Schütt,L} \cdot V_{Schütt} - \Phi_{P,L}^i \cdot (V_{Schütt} - \varepsilon_{Schütt,L} \cdot V_{Schütt}) \\ &= (1 - \varepsilon_{Schütt,L} - \Phi_{P,L}^i + \Phi_{P,L}^i \cdot \varepsilon_{Schütt,L}) \cdot V_{Schütt} \\ &= (1 - \Phi_{P,L}^i) \cdot (1 - \varepsilon_{Schütt,L}) \cdot V_{Schütt} \end{aligned} \quad (3-105)$$

Bei Einsetzen der oben genannten Zahlenwerte ergibt sich nach Gl. 3-106 ein Reinvolumen von 23,4 % des Schüttvolumens bzw. eine Dichte nach Gl. 3-107.

$$V_{Rein} = 0,234 \cdot V_{Schütt} \quad (3-106)$$

$$\rho_{Asche,wf} =: \rho_{Asche,Schütt,0} = 850 \frac{kg}{m^3} \quad (3-107)$$

$$\rho_{BrSt,waf,0} = \frac{m_{BrSt,waf,0}}{V_{BrSt,waf,0}} \quad (3-108)$$

Die Schüttdichte des Brennstoffs (wasser- und aschefrei) wurde für den "Einheits-Brennstoff" mit $\rho_{BrSt,waf,0} = 136 \frac{kg}{m^3}$ bestimmt. Ausgehend von einer gegebenen und gleichbleibenden **Brennstoffmasse** kann nun mit den Formeln 3-109 bis 3-119 die Dichte $\rho_{BrSt,soll}$ bei **beliebigen** Wasser- bzw. Aschegehalten ($\xi_{H_2O,Soll}$, $\xi_{Asche,Soll}$) des Brennstoffs bestimmt werden. Hier wird zunächst eine beliebige Masse $m_{BrSt,Soll}$ von beispielsweise 1000 kg betrachtet.

Die Wasser- und Aschemengen des Soll-Brennstoffs (Index = Soll) werden durch folgende Zusammenhänge bestimmt:

$$m_{H_2O,Soll} = m_{BrSt,Soll} \cdot \frac{\xi_{H_2O,Soll}}{100} \quad (3-109)$$

$$m_{Asche,Soll} = m_{BrSt,Soll} \cdot \frac{\xi_{Asche,Soll}}{100} \quad (3-110)$$

Die wasser- und aschefreie Soll-Brennstoffmasse wird durch Subtraktion der Wasser und Aschemasse ermittelt:

$$m_{BrSt,waf,Soll} = m_{BrSt,Soll} - m_{H_2O,Soll} - m_{Asche,Soll} \quad (3-111)$$

Aufgrund der Annahme, dass es bis zu einem gewissen Grad bei Wasserzu- bzw. -abnahme zu keiner Volumenänderung (Abbildung 31), aber zu einer Massenänderung kommt, gelten die Gl. 3-112 und 3-113.

$$m_{BrSt,af,Soll} = m_{BrSt,waf,Soll} + m_{H_2O,Soll} \quad (3-112)$$

$$V_{BrSt,waf,Soll} =: V_{BrSt,af,Soll} = \frac{m_{BrSt,waf,Soll}}{\rho_{BrSt,waf,Soll}} \quad (3-113)$$

Die wasser- und aschefreie Dichte des Brennstoffs wurde in Gleichung 3-108 berechnet und bleibt konstant:

$$\rho_{BrSt,waf,Soll} =: \rho_{BrSt,waf,0} \quad (3-114)$$

Des Weiteren gilt:

$$V_{Asche,wf,Soll} =: V_{Asche,Soll} = \frac{m_{Asche,Soll}}{\rho_{Asche,wf}} \quad (3-115)$$

$$m_{Asche,wf,Soll} =: m_{Asche,Soll} \quad (3-116)$$

Entgegen der Darstellung in Abbildung 31, in der sich das Brennstoffvolumen durch die Zugabe von Wasser nicht ändert, wird das Brennstoffvolumen durch die Zugabe von Asche entsprechend vergrößert (siehe dazu Abbildung 32 bzw. Gl. 3-117).

$$V_{BrSt,Soll} = V_{BrSt,af,Soll} + V_{Asche,wf,Soll} \quad (3-117)$$

$$m_{BrSt,soll} = m_{BrSt,af,Soll} + m_{Asche,wf,Soll} \quad (3-118)$$

$$\rho_{BrSt,Soll} = \frac{m_{BrSt,Soll}}{V_{BrSt,Soll}} \quad (3-119)$$

Wendet man die Formeln an auf einen Wassergehalt von $\xi_{H_2O,Soll} = 10 \text{ Ma.-%}$ bzw. einen Wassergehalt von $\xi_{H_2O,Soll} = 50 \text{ Ma.-%}$ so erhält man ähnliche Ergebnisse wie in [10]²⁹:

- Bei $\xi_{H_2O} = 10 \text{ Ma.-%}$: $\rho_{BrSt} = 150 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ nach [10] bzw. $\rho_{BrSt,neu} = 175 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ nach Gl. 3-109 bis 3-119 (bei $\xi_{Asche} = 15 \text{ Ma.-%}$).
- Bei $\xi_{H_2O} = 50 \text{ Ma.-%}$: $\rho_{BrSt} = 350 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ nach [10] bzw. $\rho_{BrSt,neu} = 361 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ nach Gl. 3-109 bis 3-119 (bei $\xi_{Asche} = 15 \text{ Ma.-%}$).

Beispielhaft ist in Abbildung 33 und Abbildung 34 dargestellt, welche Schüttdichten des Abfalls sich bei unterschiedlichen Verhältnissen von Wasser- zu Aschegehalt einstellen. Vor allem jedoch wird dargestellt, welche Heizwerte sich daraus ergeben. Die Ergebnisse nach 3-109 bis 3-119 wurden auf Basis des "Einheits-Brennstoffs" ($\rho_{BrSt} = 275 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$ bei $\xi_{H_2O} = 28,7 \text{ Ma.-%}$ und $\xi_{Asche} = 25,4 \text{ Ma.-%}$) berechnet.

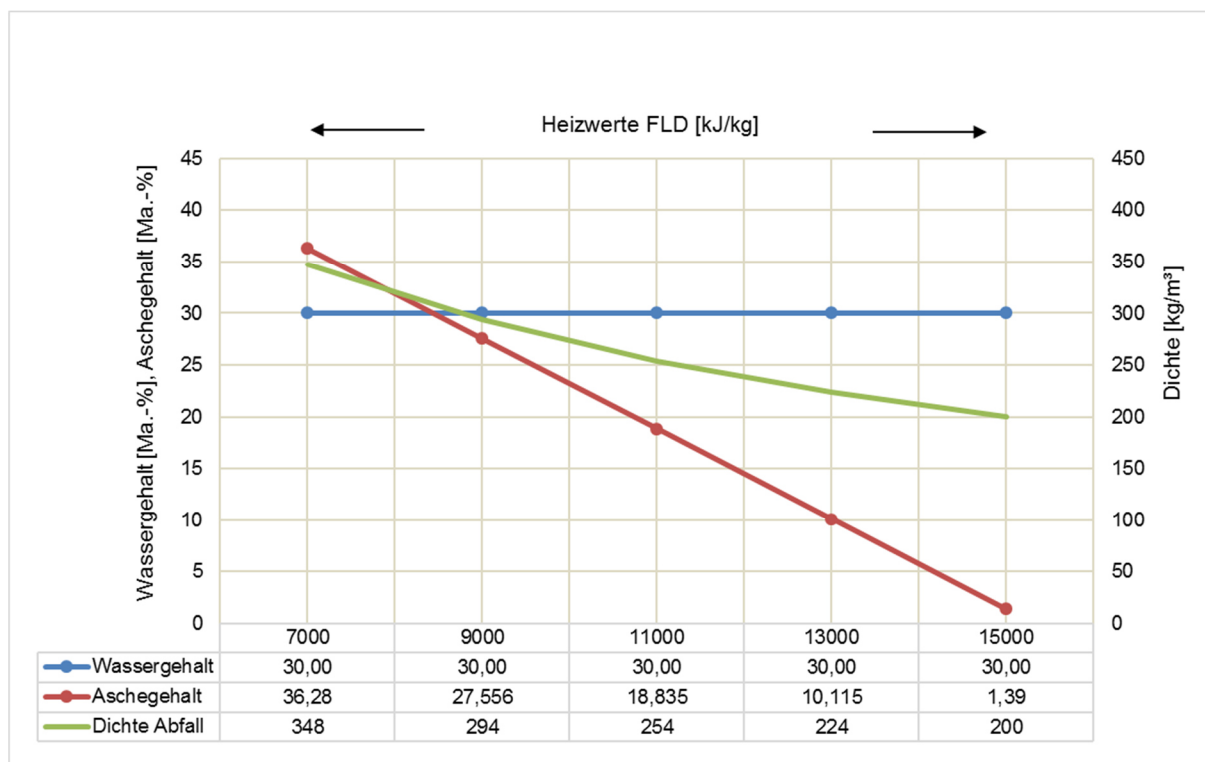


Abbildung 33: Variation der Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts (bei konstantem Wassergehalt und variablem Aschegehalt)

²⁹ In [10] findet sich bei der Angabe der Schüttdichten in Abhängigkeit des Wassergehalts keine Angabe zum Aschegehalt. Bei den Ergebnissen nach Gl. 3-109 bis 3-119 wurde der Aschegehalt exemplarisch auf $\xi_{Asche} = 15 \text{ Ma.-%}$ festgesetzt.

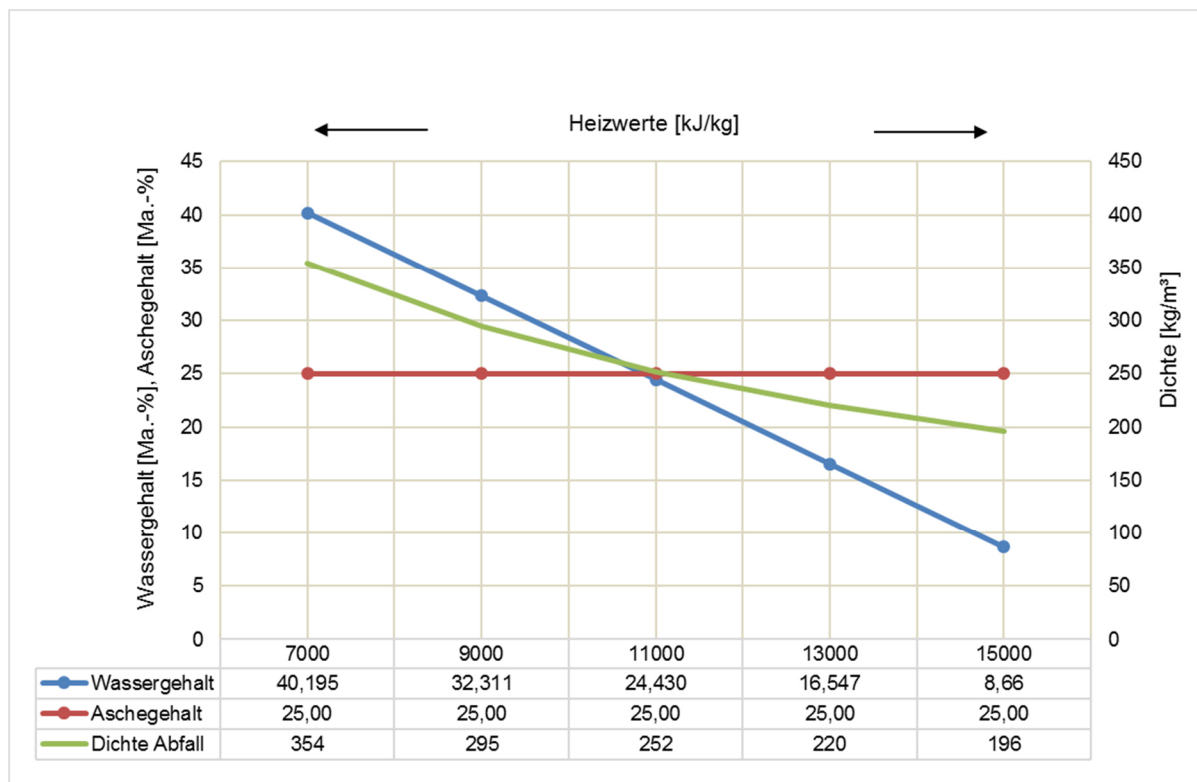


Abbildung 34: Variation der Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts (bei konstantem Aschegehalt und variablem Wassergehalt)

Es zeigt sich auf den oben dargestellten Diagrammen, dass in Bezug auf die sich in Abhängigkeit des Heizwerts einstellende Dichte nicht wesentlich ist, ob nun ξ_{H_2O} oder ξ_{Asche} variiert wird. Der Zusammenhang zwischen Dichte und Heizwert ist in beiden Fällen annähernd identisch. Es kann somit eine Näherungsformel angegeben werden, mit der die Dichte ρ_{BrSt} in Abhängigkeit des vorliegenden Heizwerts (innerhalb der relevanten Grenzen von $7 \text{ MJ/kg} \leq H_u \leq 15 \text{ MJ/kg}$) berechnet werden kann.

$$\rho_{BrSt} = 129,057 + 614,845 \cdot e^{-1,456 \cdot 10^{-4} \cdot H_u} \quad (3-120)$$

Für verschiedene Heizwerte gibt die Formel einen Graphen gem. Abbildung 35 aus.

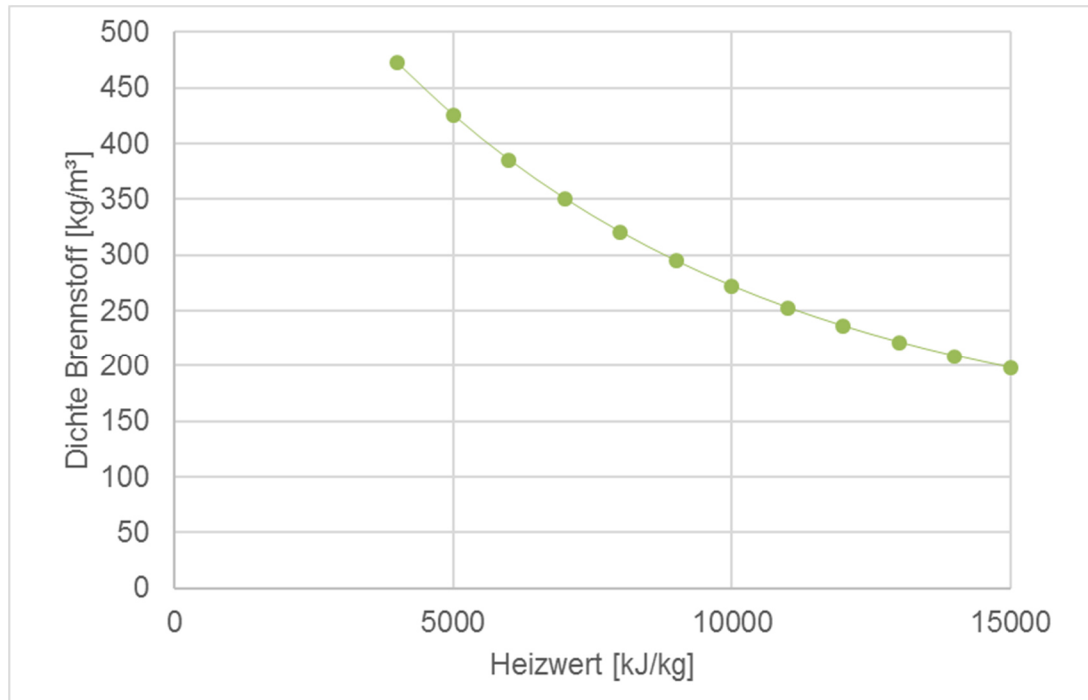


Abbildung 35: Berechnete Dichte (Formel 3-120) über Heizwert

Die aus den vorangegangenen Abschnitten bekannte Massenstromformel kann nun also um den Einfluss der Brennstoffänderung erweitert werden. Es ist nun möglich, die Dichte ρ_{BrSt} anlagenspezifisch, je nach vorhandenem Heizwert, anzupassen.

Die Anwendung des Heizwert-Dichte-Polynoms (Formel 3-120) in Kombination mit dem verfahrenstechnisch-konstruktiven Ansatz zeigt gute Ergebnisse. Hierbei wurden durch Betriebsdatenanalysen bewusst Zeiträume ($n = 10$, jeweils 24 h als TMW) mit unterschiedlichen Heizwerten extrahiert. Es wurden ausschließlich Tagesmittelwerte herangezogen, an denen die Anlage unter normalen Bedingungen betrieben wurde. Planmäßige Lastabsenkungen des Dampfmassenstromes, welche beispielsweise bei Online-Reinigungsverfahren vorgesehen sind, wurden explizit nicht berücksichtigt. Bezogen auf den Brennstoffmassenstrom wurde immer ein Nachrechnungsergebnis mit einem relativen Fehler von $< 10\%$ erzielt.

Der für einen Lastpunkt (siehe Feuerleistungsdiagramm Abbildung 20) notwendige Brennstoffmassenstrom (um die gewünschte BWL zu erzielen) variiert demnach mit dem eingesetzten Heizwert. Durch die Kenntnis, inwieweit sich die Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts verändert, wird es nun möglich, auch den berechneten Massenstrom an Brennstoffänderungen anzupassen. Somit können alle Arbeitspunkte des aus Abbildung 20 bekannten FLD mit den notwendigen Beschickdoppelhüben vorbelegt werden:

	brennstoffbezogen				anlagenbezogen			
	H _u	Dichte	BWL	Brennstoff- durchsatz	Arbeits- punkt	Dampf- leistung (ca.)	Brennstoff- aufgabe	Masse pro Doppelhub
	[MJ/kg]	[kg/m ³]	[MW]	[t/h]	FLD	[t/h]	Doppelhub- zahl [Dh/h]	[t/Dh]
Arbeits- bereich	8,5	307	20,78	8,80	1	24,97	7,22	1,22
	12,5	229	20,78	5,98	2	24,97	4,75	1,26
	12,5	229	18,33	5,28	3	22,03	4,19	1,26
	8,5	307	12,47	5,28	4	14,98	3,27	1,61
	6	386	12,47	7,48	5	14,98	3,89	1,92
	6	386	14,67	8,80	6	17,63	5,97	1,47
Überlast- bereich	12,5	229	22,86	6,58	2'	27,47	5,23	1,26
	8,5	307	22,86	9,68	1'	27,47	9,16	1,06
	6	386	16,13	9,68	6'	19,39	7,59	1,28
Zusatz- feuerung	8,5	307	12,47	5,28	4	14,98	3,27	1,61
	9,9	274	14,52	9,90	4'	17,45	3,58	1,48
	6	386	14,52	8,71	5'	17,45	5,81	1,50
	6	386	14,67	8,80	6	17,63	5,97	1,47
	6	386	12,47	7,48	5	14,98	3,89	1,92
	8,5	307	12,47	5,28	4	14,98	3,27	1,61

Tabelle 3-6: Arbeitspunkte des FLD mit berechneter Brennstoffdichte und Dh/h vorgelegt

Das grundsätzlich zweidimensionale FLD kann um eine dritte Dimension "Doppelhubzahl Brennstoffaufgabe" erweitert werden, wie Abbildung 36 zeigt.

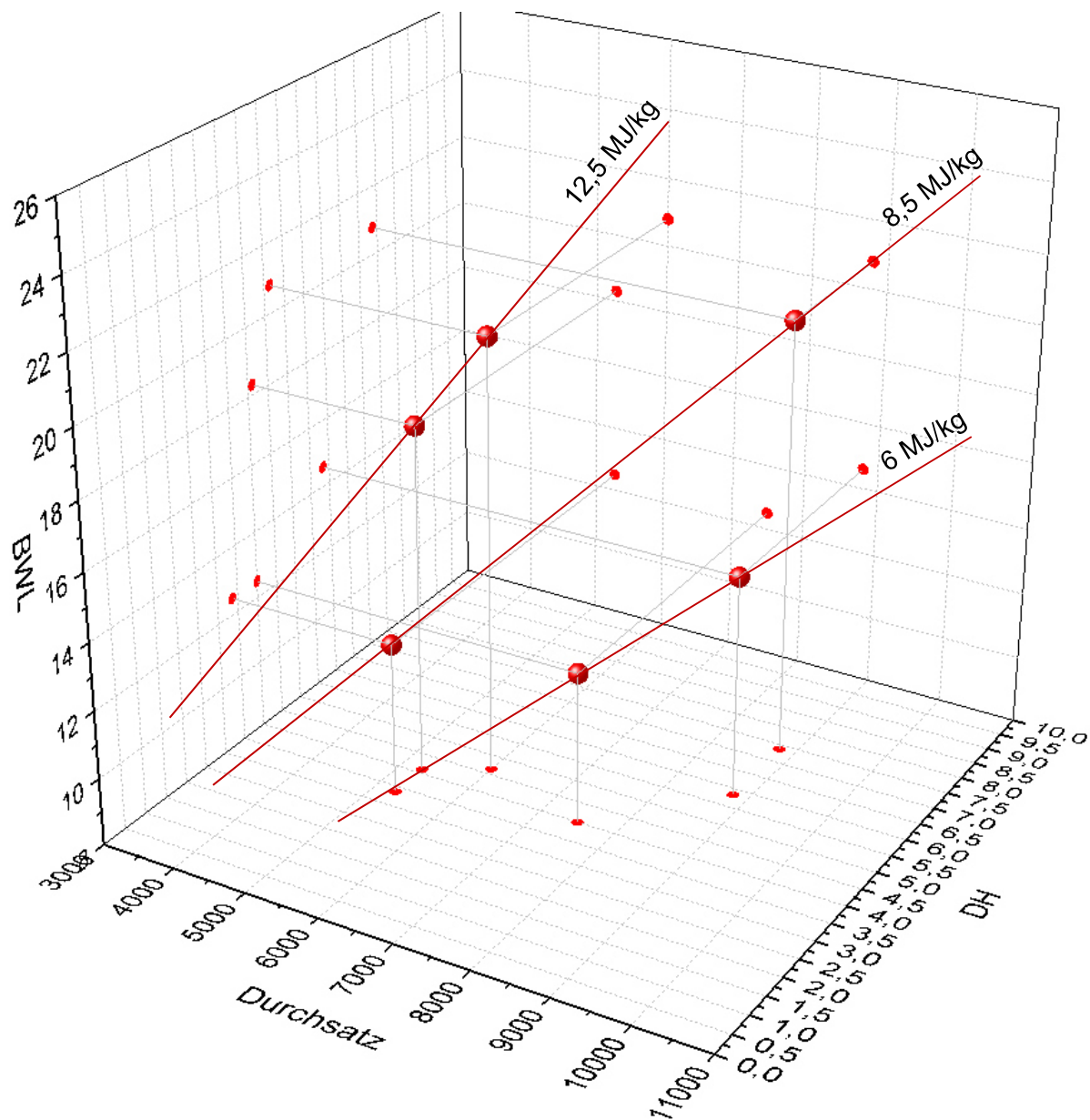


Abbildung 36: Feuerleistungsdiagramm erweitert um die 3. Dimension "Doppelhübe pro Stunde"

Normale betriebliche Heizwertschwankungen treten auf in einem Bereich von ca. 6 MJ/kg bis 12,5 MJ/kg. Diese Schwankungen können jedoch nicht unmittelbar detektiert werden, sondern haben entsprechende Auswirkungen auf die Brennstoffwärmeleistung, die wiederum proportional zu einem erzeugten (und gemessenen) Dampfmassenstrom ist. Die Kenntnis der einzustellenden Hubfrequenz des Aufgabeschiebers ermöglicht es der Feuerungsregelung, beim Auftreten von Heizwertschwankungen, wesentlich gezielter einzugreifen.

Einerseits ist zu berücksichtigen, dass sich Regeleinriffe in die Beschickfrequenz im Niedriglastbereich deutlich stärker auswirken als in höheren Lastbereichen. So ist beispielsweise aus Abbildung 36 zu entnehmen, dass bei einem Heizwert von 8,5 MJ/kg für eine Leistungserhöhung von 60 % (BWL = 12,5 MW) auf 70 % (BWL = 14,7 MW) nur eine Erhöhung der Doppelhubzahl um ca. 0,6 Dh/h von 3,3 Dh/h auf 3,9 Dh/h notwendig ist. Wird die Leistung erhöht von 100 % (BWL = 20,8 MW) auf 110 % (BWL = 22,9 MW), so ist eine Erhöhung der Doppelhubzahl um ca. 2 Dh/h von 7,2 Dh/h auf 9,2 Dh/h notwendig. Das heisst, im oberen Lastbereich werden für eine Leistungserhöhung von 10 % ca. um den Faktor 3-mal mehr Doppelhübe benötigt als im unteren Lastbereich. Somit sollten Regeleinriffe in die Beschickfrequenz im niedrigen Lastbereich deutlich kleiner ausfallen als in den höheren Lastbereichen.

Andererseits muss beachtet werden, dass durch die höhere Dichte bei niedrigen Heizwerten mehr Brennstoff pro Doppelhub auf den Rost transportiert wird als bei hohen Heizwerten mit ihren geringeren Dichten. Somit sind Regeleinriffe in die Beschickfrequenz – insbesondere bei niedrigen und sehr niedrigen Heizwerten – in geringerem Ausmaß bzw. deutlich langsamer durchzuführen als bei höheren Heizwerten. Ansonsten besteht die Gefahr der mechanischen Überladung ("Überschüttung") des Rostes mit all seinen negativen Folgeerscheinungen.

4 Gesamtgleichung und Anwendungsergebnisse

Die oben beschriebenen Formeln, mit der unter Verwendung konstruktiver und verfahrenstechnischer Daten, der Massenstrom an einer Kolbenbeschickung berechnet werden kann, wurde an insgesamt mehr als 50 Verbrennungslinien – unter Berücksichtigung des mittels Gl. 3-120 bestimmten Heizwerteinflusses – validiert. Die Abweichungen des berechneten Massenstroms zu den realen Anlagenwerten bewegen sich in einem Bereich von $\pm 10\%$, meist sogar im Bereich $< \pm 5\%$ (siehe Abbildung 37).

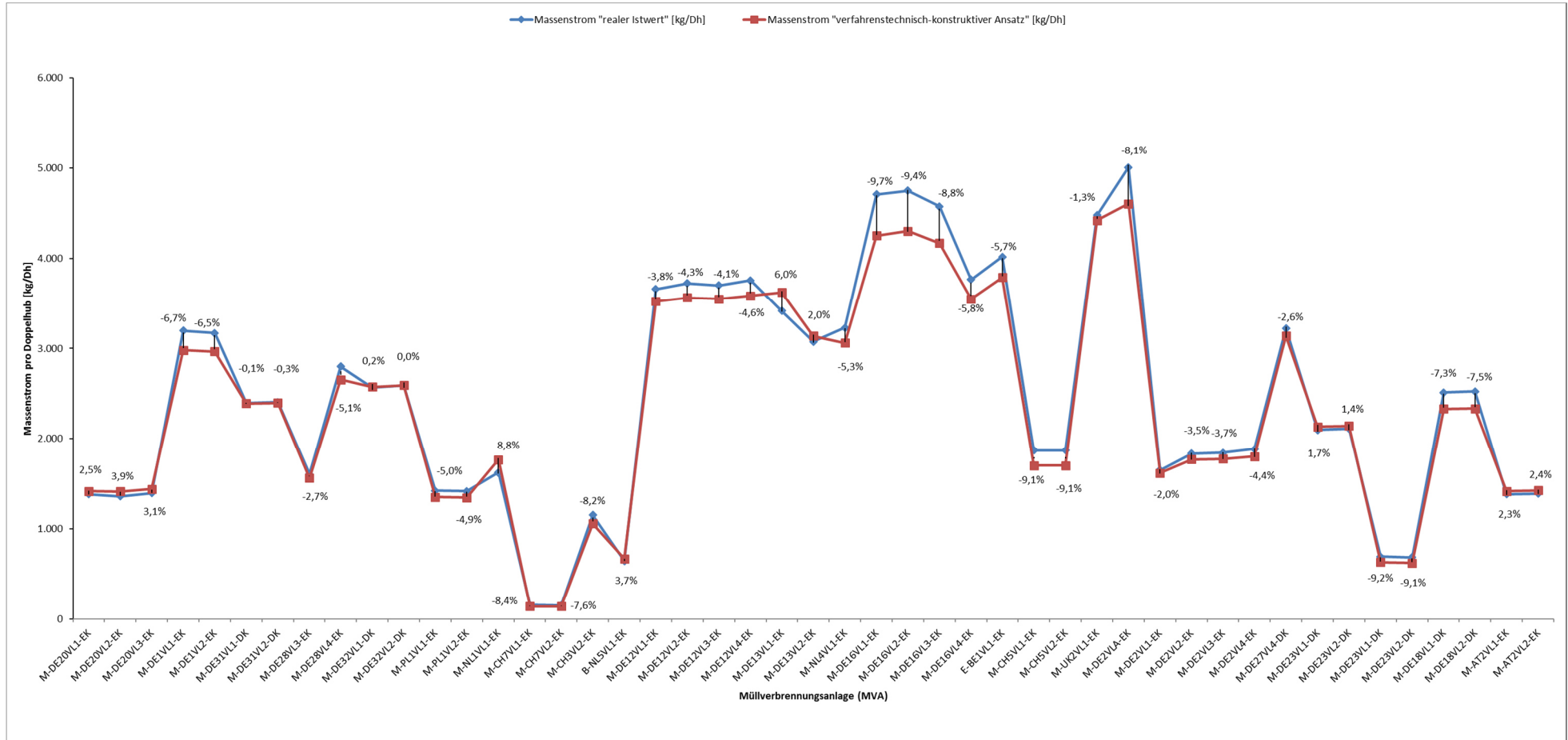


Abbildung 37: Ergebnisse geometrisch-physikalischer Ansatz (Auszug)

Die betrachteten Anlagen enthalten sowohl Einzelkolbenbeschickungen als auch Doppelkolbenbeschickungen mit unterschiedlichen Fahrzyklen (siehe Kapitel 3.5 und Abbildung 17).

Die visuelle Darstellung einer "Gesamtgleichung" für die Berechnung des Massenstroms ist aus Gründen der Übersichtlichkeit schwierig. Abbildung 38 gibt in Form eines vereinfachten Blockschaltbildes den Aufbau und die Ein- und Ausgangsparameter wieder.

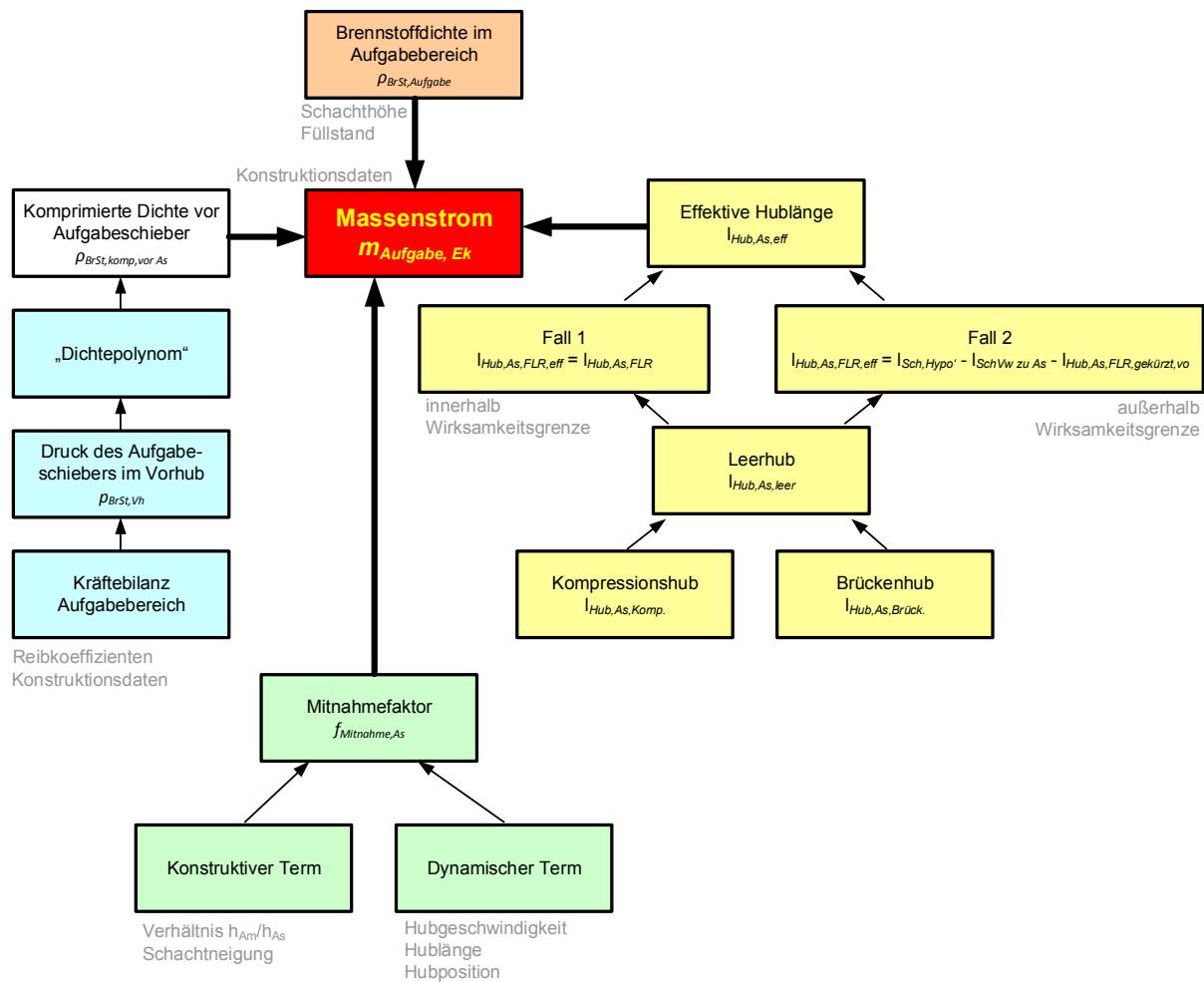


Abbildung 38: Blockschaltbild der Massenstromformel für Einzelkolbenbeschickungen

Im GKS wurde die Formel 3-5 als Funktionsablaufplan in die Prozessleittechnik implementiert. Im laufenden Anlagenbetrieb kann mit der Berechnung des Massenstromes (als 1-h-Mittelwert), bezogen auf den 3 h-Mittelwert der Kranwaage, ein zufriedenstellendes Ergebnis erzielt werden wie Abbildung 39 zeigt. Im Mittel über 8 h belaufen sich die Abweichungen zum 3 h-Mittelwert der Krangewichte auf -1,9 % und zum Stundenmittelwert der Krangewichte auf -2,3 % (in Abb. 30 nicht eingezeichnet).

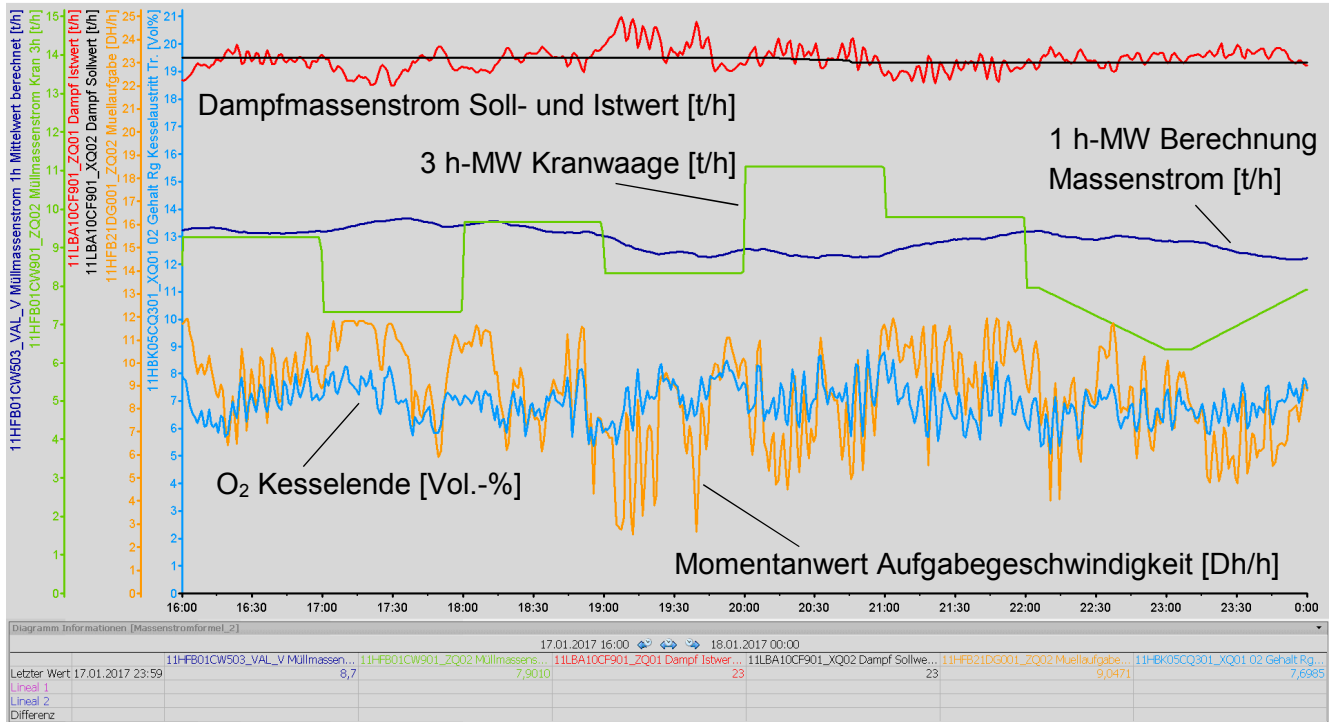


Abbildung 39: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel GKS (8 h-Trend)

Die Formel 3-5 ist in geringfügig abweichender Form, bezogen auf dem Brennstoff Biomasse, in einem Biomasse-Heizkraftwerk ebenfalls als Funktionsablaufplan einprogrammiert worden, wie in Abbildung 40 ersichtlich. Die oben genannten Brennstoffuntersuchungen um das Dichtepolynom zu erhalten, wurden auch für Biomasse durchgeführt. Die Abweichungen der Massenstromformel betragen hier lediglich < 6 %.

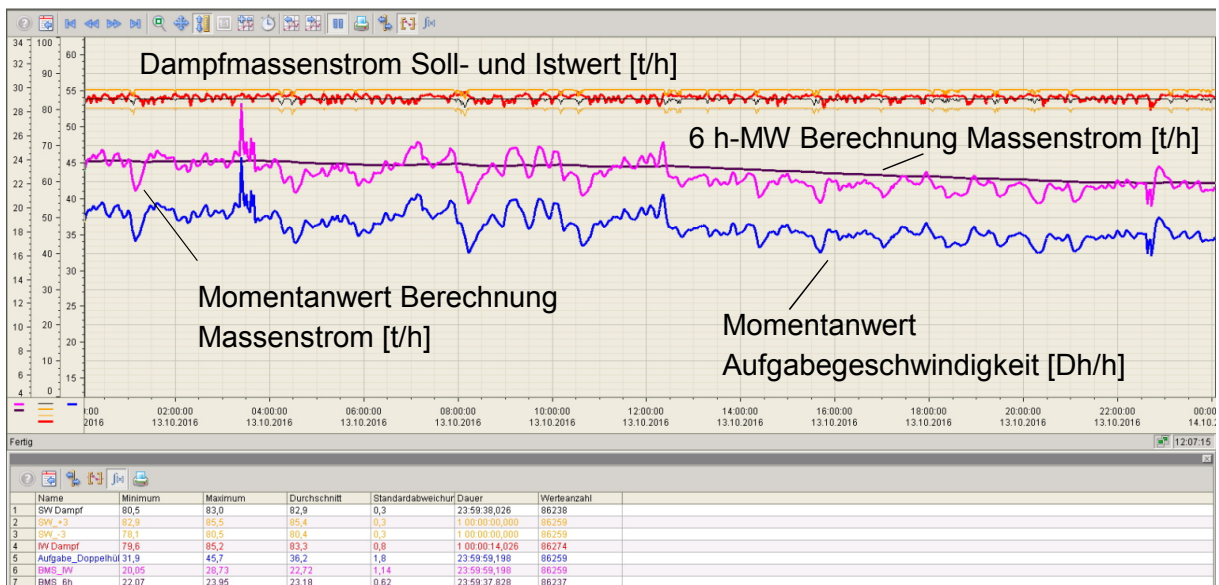


Abbildung 40: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel Biomasse (24 h-Trend)

Anmerkung zur Abbildung 40: Ein Vergleich mit einem gemessenen Massenstrom kann hier nicht dargestellt werden, da an dieser Anlage das Brennstoffhandling nicht mit einem Kran, sondern – wie bei Biomasseanlagen durchaus üblich – über Förderbänder erfolgt, bei denen in der Regel keine kontinuierliche Erfassung des Brennstoffmassenstroms vorgesehen ist. Insofern bietet gerade bei solchen Anlagen die Anwendung der Brennstoffmassenstromformel den Vorteil, dass die Betriebsmannschaft erstmalig online über den aktuellen Brennstoffmassenstrom informiert werden kann.

5 Fazit & Ausblick

Literaturrecherchen haben gezeigt, dass für den Brennstoff Restabfall keine repräsentativen Untersuchungen zum Thema Feststofftransport existieren. Um somit das bestehende Feuerungsmodell "CombAte" mit einem Modul "Brennstoffaufgabe" erweitern zu können, waren umfangreiche Untersuchungen anzustellen.

An dieser Stelle wurde der oben beschriebene verfahrenstechnisch-konstruktiver Ansatz entwickelt. Mittels der im Abschnitt 3 entwickelten Vorgehensweise ist es möglich, den Brennstoffmassenstrom an allen Bauformen von Kolbenbeschickungen (Einzelkolben, Doppelkolben, einbahnig, mehrbahnig) mit einer Genauigkeit von maximal +/- 10 % und im Mittel von – 2 % vorzuberechnen (Abbildung 37). Als Besonderheit soll erwähnt werden, dass die entwickelten Formeln zur Berechnung des Brennstoffmassenstromes sensitiv sowohl auf eine Variation der Hublänge als auch der Hubposition sind.

Wesentlich ist auch die Erweiterung der entwickelten Formeln um den Einfluss der Brennstoffeigenschaften. Bei Kenntnis eines Heizwertes – der in der Regel mit ausreichender Genauigkeit über vorhandene Betriebsdaten berechnet werden kann – ist es mit den vorgestellten Gleichungen möglich eine Brennstoffdichte und näherungsweise einen Feuchtegehalt des Input-Brennstoffs zu berechnen (Formel 3-120). Insbesondere wird gezeigt, wie der Heizwert die Doppelhubzahl beeinflusst.

Einen echten Mehrwert für Anlagenbauer und –betreiber stellt die Möglichkeit dar, das Feuerleistungsdiagramm um die 3. Dimension zu erweitern, um die notwendigen Doppelhubzahlen der Brennstoffaufgabe an jedem beliebigen Betriebspunkt vorzuberechnen zu können.

Die entwickelten Methodiken zur Bestimmung des Brennstoffmassenstroms, zur heizwertabhängigen Dichteberechnung und zur Bestimmung des Feuchtegehalts im Brennstoff auf Basis einer Rauchgasfeuchtemessung sind relativ einfach auf viele andere Rostfeuerungsanlagen die mit heterogenen Festbrennstoffen wie z. B. Restabfall-, Biomasse- und Ersatzbrennstoff-Verbrennungsanlagen betrieben werden, übertragbar. Punktuell hierbei jedoch Anpassungen in Abhängigkeit der vorhandenen Anlagenkonfiguration notwendig.

Im Rahmen des Forschungsprojekts VOKos sollen die gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich der Brennstoffaufgabe in das Feuerungsmodell CombAte vollumfänglich integriert werden. Geplant ist weiter, dass durch eine bidirektionale online-Kopplung zwischen CombAte und FLR an verschiedenen Anlagen die Ergebnisse validiert werden.

In einem nächsten Schritt sollen die Modellvorstellungen auf den *Feststofftransport auf dem Rost* übertragbar gemacht werden. Hierzu werden umfangreiche Untersuchungen bzgl. dem Förderverhalten des Rostes, den sich einstellenden Schichthöhen und den im Brennbett vorherrschenden Temperaturen notwendig.

Abschließend sollen die gesammelten Daten und die gewonnenen Erkenntnisse zum *Thema Brennstoff* zusammengeführt werden. Die scheint notwendig, da es bis dato noch nicht möglich ist, einen kontinuierlichen Dichteverlauf des Brennstoffs Abfall von der Mülltonne über die Feuerung bis zum Entschlacker anzugeben.

Die Rückwirkung auf die Feuerungsleistungsregelung wird noch intensiver untersucht, um eine weitergehende Optimierung der Feuerführung und damit der Wirtschaftlichkeit der Anlagen zu erhalten.

An dieser Stelle sei noch einmal dem Bundesministerium für Bildung und Forschung – BMBF und dem Projektträger Jülich – PtJ für die Ermöglichung dieser Forschungsarbeiten gedankt. Ohne diese Unterstützung wären diese Arbeiten nicht möglich gewesen!



Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

6 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Schematischer Aufbau im Längsschnitt und Nomenklatur einer großtechnischen Rostfeuerungsanlage (nicht maßstabsgetreu)	4
Abbildung 2: Maßstabsgetreue Darstellung von 4 unterschiedlichen Aufgabekonstruktionen	6
Abbildung 3: Benennungssystem von mehrbahnigen Beschickungssystemen	8
Abbildung 4: Darstellung der Dichten im Aufgabebereich während des Vorhubs.....	10
Abbildung 5: Portalpresse nach einem Pressversuch mit Brennstoff Hausmüll	13
Abbildung 6: Ergebnisse Pressenversuch mit Brennstoff Hausmüll	14
Abbildung 7: Ergebnis Pressenversuch Dekomprimierung	15
Abbildung 8: Abstützung von Schüttgut an den Schachtseitenwänden nach Schulze [9].....	16
Abbildung 9: Wirkende Kräfte im Aufgabenbereich einer Einzelkolbenbeschickung	18
Abbildung 10: Wirksamkeitsgrenzlinie an Einzel- und Doppelkolbenbeschickung.....	22
Abbildung 11: Definition und Berechnungskomponenten des Wirksamkeitsgrenzpunktes $P_{Hypo,RW}$	23
Abbildung 12: Darstellung Brückenhub.....	25
Abbildung 13: Versuchsprogramm zur Variation der Hubposition (symbolisch, auszugsweise)	27
Abbildung 16: Schematische Darstellung von unterschiedlichen Mitnahmefaktoren in Abhängigkeit von Höhe Aufgabemaul zu Höhe Aufgabeschieber	35
Abbildung 17: Fahrzyklen Doppelkolbenbeschickung (qualitativ).....	36
Abbildung 18: Fahrzyklus 1 (synchron) Vorhub Oberschieber	38
Abbildung 19: Fahrzyklus 1 (synchron) Vorhub Unterschieber	38
Abbildung 21: Immediatanalyse eines festen Brennstoffes (Aufteilung beispielhaft) [29]	44
Abbildung 23: Feuchtigkeitsgehalt der Schlacke nach an unterschiedlichen Ablagerungszeiten der Probe	50
Abbildung 24: Anwendung der kombinierten HCl-H ₂ O-Messung im GKS (linke Seite) und prinzipieller Aufbau der Messung (rechte Seite) [19]	53
Abbildung 26: Zusammensetzung der Feuchte-Massenströme im Rauchgas.....	60
Abbildung 27: Volumetrische Brennstoffzusammensetzung mit Lücken, Poren und Blasen (s.u.).....	62
Abbildung 28: Überlegungen zur volumetrischen Brennstoffzusammensetzung	63
Abbildung 29: Differenzierung Grob-, Mittel, Feinporen	64
Abbildung 30: Erweiterte volumetrische Brennstoffzusammensetzung mit Lücken, Poren und Blasen	66
Abbildung 31: Volumetrische Betrachtung der Brennstoffzusammensetzung bei der Zugabe von Wasser	67
Abbildung 32: Volumetrische Betrachtung der Brennstoffzusammensetzung bei der Zugabe von Asche	67
Abbildung 33: Variation der Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts (bei konstantem Wassergehalt und variablem Aschegehalt).....	71
Abbildung 34: Variation der Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts (bei konstantem Aschegehalt und variablem Wassergehalt).....	72
Abbildung 35: Berechnete Dichte (Formel 3-120) über Heizwert	73

Abbildung 36: Feuerleistungsdiagramm erweitert um die 3. Dimension "Doppelhöhe pro Stunde"	75
Abbildung 37: Ergebnisse geometrisch-physikalischer Ansatz (Auszug)	77
Abbildung 38: Blockschaltbild der Massenstromformel für Einzelkolbenbeschickungen	78
Abbildung 39: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel GKS (8 h-Trend).....	79
Abbildung 40: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel Biomasse (24 h-Trend).....	79

7 Tabellenverzeichnis

Tabelle 3-1: Bandbreiten von Brennstoffparametern für Restabfall [10].....	42
Tabelle 3-2: Bedingungen für die Brennbarkeit von Abfall ohne Stützfeuerung [14].....	45
Tabelle 3-3: Kurz- und Elementaranalyse eines Brennstoffs aus einer Brennstoffdatenbank mit $H_u=12$ MJ/kg.....	47
Tabelle 3-4: Brennstoff mit $H_u = 12,1$ MJ/kg und bekannter Elementaranalyse umgerechnet auf "GKS-Einheits-Brennstoff" mit $H_u = 9,8$ MJ/kg	52
Tabelle 3-5: Überblick über die Temperatur und Feuchte der Luftmengen	57
Tabelle 3-6: Arbeitspunkte des FLD mit berechneter Brennstoffdichte und Dh/h vorgelegt....	74

8 Symbolverzeichnis

Symbol	Bezeichnung	Dimension
$A_{Kolben,Rh,Asz}$	Kolbenfläche Aufgabezylinder im Rückhub	[mm ²]
$A_{Kolben,Vh,Asz}$	Kolbenfläche Aufgabezylinder im Vorhub	[mm ²]
$A_{Verhakungsebene}$	Fläche der Verhakungsebene	[m ²]
af	aschefrei	[-]
α_{SchRw}	Neigungswinkel Rückwand Aufgabeschacht	[°]
b_{As} b_{Os} b_{Us}	Konstruktive Breite Aufgabeschieber (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
β_{SchVw}	Neigungswinkel Vorderwand Aufgabeschacht	[°]
$c_{p,Asche}$	Wärmekapazität Asche	[kJ/kg K]
ΔT	Temperaturunterschied	[K]
$\varepsilon_{Schütt,L}$	Lückengrad einer Schüttung auf Basis der Bestimmung mit Wasser	[-]
$\varepsilon_{Schütt}^{ges}$	Gesamter Lückengrad einer Schüttung	[-]
$f_{Brück}$	Brückenbildungsfaktor Brennstoff	[-]
$f_{Luftstrom,y}$	Absolute Feuchte eines beliebigen Luftstromes	[g _{H2O} /kg _{Luft}]
$f_{Mitnahme}$	Mitnahmefaktor	[-]
$f_{Mitnahme,Dk}$	Mitnahmefaktor Doppelkolbenbeschickung	[-]
$f_{Mitnahme,Ek}$	Mitnahmefaktor Einzelkolbenbeschickung	[-]
$f_{Mitnahme,Os,unterhalb,eff}$	Mitnahmefaktor, beschreibt die Menge, welche der Oberschieber während seines Vorhubs vor dem Unterschieber herauszieht / mitnimmt.	[-]
$F_{N,Seitenwand\ durch\ BrStS}$	Normalkraft auf Seitenwand verursacht durch Brennstoffssäule	[N]
$F_{R,ges,Seitenwände}$	Reibkraft, welche durch die Reibung der bewegten Brennstoffmasse an den Seitenwänden des Brennstoffvorlageschachts während des Vorhubs auf den Aufgabeschieber wirkt	[N]
$F_{R,Vh,As}$ $F_{R,Vh,Os}$ $F_{R,Vh,Us}$	Reibkraft, welche zwischen Aufgabeschieber/tisch und darüberliegender Brennstoffmasse während des Vorhubs auf den Aufgabeschieber wirkt	[N]

$F_{R,Rh,As}$	Reibkraft Aufgabeschieber im Rückhub	[N]
$F_{Rh,As}$	Kraft Aufgabeschieber im Rückhub	[N]
$F_{Verhakungsebene}$	Widerstandskraft, welche im Brennstoff auf der Höhe der Verhakungsebene während des Vorhubs entsteht und auf den Aufgabeschieber wirkt	[N]
$F_{Vh,As}$	Kraft Aufgabeschieber im Vorhub	[N]
$\sum F_{R,i}$	Summe der Reibkräfte	[N]
γ_{Sch}	Mittlerer Neigungswinkel Aufgabeschacht	[°]
h_{BrStS}	Höhe der Brennstoffsäule im Aufgabeschacht	[m]
$h_{BrStS,GKS}$	Bezugshöhe Brennstoffsäule ausgehend vom GKS	[m]
h_{Am}	Höhe Aufgabemaul	[m]
$h_{Am,As}$	Höhe Aufgabemaul (nur bei Einzelkolbenbeschickung)	[m]
$h_{Am,Os}$	Höhe Aufgabemaul für Oberschieber (nur bei Doppelkolbenbeschickung anwendbar)	[m]
$h_{Am,Us}$	Höhe Aufgabemaul für Unterschieber (nur bei Doppelkolbenbeschickung anwendbar)	[m]
h_{As} h_{Os} h_{Us}	Höhe Aufgabeschieber (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
H_u	Heizwert	[kJ/kg]
h_{V,H_2O}	Verdampfungsenthalpie Wasser	[kJ/kg]
$h_{Zwischkonstr}$	Höhe Zwischenkonstruktion (nur bei Doppelkolbenbeschickung anwendbar)	[m]
i	Anzahl Aufgabeschieber nebeneinander	[-]
j	Anzahl der Aufgabeschieber übereinander	[-]
$l_{BrSt,As,Hypo,elast}$ $l_{BrSt,Os,Hypo,elast}$ $l_{BrSt,Us,Hypo,elast}$	„Länge“ an Brennstoff, die vor dem Aufgabeschieber liegt und bewegt werden muss (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
l_{Hub}	Hublänge	[m]
$l_{Hub,As,Brück}$ $l_{Hub,Os,Brück}$ $l_{Hub,Us,Brück}$	Brückenhub, verursacht durch Brückenbildung des Brennstoffs im Aufgabebereich (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]

$l_{Hub,As,eff}$ $l_{Hub,Os,eff}$ $l_{Hub,Us,eff}$	Effektive, gefahrene Hublänge Aufgabeschieber (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,eff,max}$ $l_{Hub,Os,eff,max}$ $l_{Hub,Us,eff,max}$	Effektive, maximal mögliche Hublänge Aufgabeschieber (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,eff,tats}$ $l_{Hub,Os,eff,tats}$ $l_{Hub,Us,eff,tats}$	Tatsächlich effektive, wirkende Hublänge Aufgabeschieber (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,FLR}$ $l_{Hub,Os,FLR}$ $l_{Hub,Us,FLR}$	Hublänge Aufgabestößel - aus der FLR vorgegeben (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,FLR,eff}$ $l_{Hub,Os,FLR,eff}$ $l_{Hub,Us,FLR,eff}$	Von der Hublänge Aufgabestößel - aus der FLR vorgegeben effektiv fördernde Länge (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,FLR,gekürzt,hi}$ $l_{Hub,Os,FLR,gekürzt,hi}$ $l_{Hub,Us,FLR,gekürzt,hi}$	Abstand zur hinteren mechanischen Endlage \triangleq 100%-Punkt der FLR-Endlage (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo}$	Abstand zur vorderen mechanischen Endlage \triangleq 0%-Punkt der FLR-Endlage (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,Kompr}$ $l_{Hub,Os,Kompr}$ $l_{Hub,us,Kompr}$	Länge, um die der Brennstoff im Vorhub durch den Aufgabeschieber komprimiert wird (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,leer}$ $l_{Hub,Os,leer}$ $l_{Hub,Us,leer}$	Länge Leerhub Aufgabeschieber, der sich aus Brückenhub und Kompressionshub zusammensetzt (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Hub,As,mech,max}$	Mechanisch bzw. konstruktiv max. mögliche Hublänge (Anschläge Zylinder)	[m]

$l_{Hub,Os,mech,max}$ $l_{Hub,Us,mech,max}$		
$l_{Hub,As,Überstand}$ $l_{Hub,Os,Überstand}$ $l_{Hub,Us,Überstand}$	Hublänge des Aufgabeschiebers über den Wirksamkeitsgrenzpunkt hinaus \triangleq ineffektiver Hublänge (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{SchVW \text{ zu } As}$ $l_{SchVW \text{ zu } Os}$ $l_{SchVW \text{ zu } Us}$	Konstruktiver Abstand Schachtvorderwand zum Aufgabeschieber in seiner vorderen mechanischen Endlage (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{Sch,Hypo}'$	Hilfsgröße (projizierte Schacht-Tiefe \triangleq Hypothenuse) zur Bestimmung der effektiven Hublänge	[m]
M_y	Molare Masse der Spezies y	[kg/kmol]
m_{Asche}	Masse Asche	[kg]
$\dot{m}_{Aufgabe,Ek}$	Massenstrom Aufgabe einer Einzelkolbenbeschickung	[kg/h]
$\dot{m}_{Aufgabe,Dk}$	Massenstrom Aufgabe einer Doppelkolbenbeschickung	[kg/h]
m_{BrSt}	Masse Brennstoff	[kg]
$\dot{m}_{BrSt,i}$	Brennstoffmassenstrom	[kg/h]
$\dot{m}_{BrSt,Aufgabe}$	Brennstoffmassenstrom gesamt an Aufgabe	[kg/h]
$m_{BrSt,Soll,Anlage}$	Brennstoffsollmassenstrom	[kg/h]
$m_{Dh,Aufgabe,Kran}$	Kranmassenbilanz Aufgabe	[kg/Dh]
$m_{Dh,Aufgabe,Eingangswaage}$	Eingangswaagenbilanz Aufgabe	[kg/Dh]
m_{H_2O}	Masse Wasser	[kg]
$\dot{m}_{H,BrSt}$	Menge Wasserstoff der mit dem Brennstoffmassenstrom eingebracht wird	[kg/h]
$\dot{m}_{H_2O,BrSt}$	Massenstrom Wasser im Brennstoff	[kg/h]
$\dot{m}_{H_2O \text{ aus } H}$	Massenstrom Wasser aus H ₂ -Verbrennung	[kg/h]
$\dot{m}_{H_2O,Brüd}$	Massenstrom Wasser aus Brüden	[kg/h]
$\dot{m}_{H_2O,Luftstrom,i}$	Enthaltener Wassermassenstrom eines beliebigen Luftstromes	[kg/h]
$\dot{m}_{H_2O,SNCR,Dampf}$	Zerstäuberndampf SNCR	[kg/h]
$\dot{m}_{Luftstrom,i}$	Massenstrom eines beliebigen Luftstromes	[kg/h]

$\dot{m}_{SNCR,H_2O \text{ aus } NH_4OH}$	Massenstrom Wasser aus Ammoniakwasserlösung	[kg/h]
$\dot{m}_{SNCR,H_2O \text{ aus } NH_3}$	Massenstrom Wasser aus Ammoniakreaktion	[kg/h]
$\overline{\dot{m}}_{Eingangswaage(x)}$	Arithmetisches Mittel aller Eingangswaagenmessungen innerhalb des Betrachtungszeitraums x	[t/h]
$\overline{\dot{m}}_{Kran(x)}$	Arithmetisches Mittel aller Greifergewichte innerhalb des Betrachtungszeitraums x	[t/h]
$\mu_{Gleit,BrSt,Stahl}$	Gleitreibungszahl Brennstoff auf Stahl	[-]
$\mu_{Roll,Stahl,Stahl}$	Rollreibungszahl Stahlrolle auf Stahlschiene	[-]
n	Anzahl der Messungen	[-]
n_{Asz}	Anzahl der Aufgabezylinder	[-]
$n_{Dh,As}$ $n_{Dh,Os}$ $n_{Dh,Us}$	Doppelhub pro Stunde des Aufgabeschiebers aus Betriebsdaten (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[Dh/h]
$n_{Dh,hypothetisch}$ $n_{Dh,hypothetisch,Dk}$	Hypothetisch errechnete Doppelhubzahl um Sollmassenstrom pro Stunde in den Brennraum zu fördern (separat für Doppelkolbenanlagen)	[Dh/h]
\dot{n}_{H_2}	Stoffmengenstrom Wasserstoff	[kmol _{H2O} /h]
$\dot{n}_{SNCR,NH_3 \text{ aus } NH_4OH}$	Stoffmengenstrom Ammoniak aus Ammoniakwasserlösung	[kmol _{NH3} /h]
$P_{Hypo,RW}$	Wirksamkeitsgrenzpunkt der Brennstoffaufgabe	[-]
p	Druck	[bar]
p_{BrSts}	Druck, welchen die Brennstoffsäule auf den Aufgabebereich (Müll im Aufgabebereich) ausübt	[bar]
$p_{BrSt,Vh}$	Druck, den der Aufgabeschieber während des Vorhubs auf die Brennstoffmasse ausübt.	[mbar]
p_d	Sättigungsdampfdruck Wasser in Luft	[hPa]
p_{Rh}	Hydraulikdruck der Aufgabeschieberzylinder im Rückhub	[bar]
p_{Vh}	Hydraulikdruck der Aufgabeschieberzylinder im Vorhub	[bar]
φ	Relative Luftfeuchte	[%]
$\Phi_{P,L}^i$	Innere Porosität der Partikel bei Lückengradbestimmung mit Wasser	[-]

$\Phi_{P,L}^o$	Äußere Porosität enthält für die Partikel noch die Grob- und Mittelporenvolumina bzw. für die Schüttung zusätzlich noch das Lückenvolumen	[-]
$\Phi_{Schütt,L}$	Porosität der Schüttung	[-]
$\Phi_{Schütt}^{ges}$	Gesamten Porosität der Schüttung	[-]
Φ_P^{th}	Theoretische Porosität der Partikel	[-]
R_d	Gaskonstante Wasserdampf	[J/kg K]
R_f	Gaskonstante feuchte Luft	[J/kg K]
R_l	Gaskonstante trockene Luft	[J/kg K]
$\rho_{Asche,wf}$	Schüttdichte Asche wasserfrei	[kg/m ³]
$\rho_{Asche,Schütt}$	Schüttdichte Asche	[kg/m ³]
$\rho_{BrSt,Aufgabe}$	Dichte Brennstoff im Aufgabebereich, vor dem Kompressionsvorgang durch Aufgabeschieber	[kg/m ³]
$\rho_{BrSt,i}$	Dichte Brennstoff	[kg/m ³]
$\rho_{BrSt,komp,vor As}$ $\rho_{BrSt,komp,vor Os}$ $\rho_{BrSt,komp,vor Us}$	Brennstoffendichte vor dem Aufgabeschieber - nach Kompressionsvorgang durch Aufgabeschieber (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[kg/m ³]
$\rho_{BrSt,Schütt,Trichter}$	Schüttdichte Brennstoff im Aufgabetrichter	[kg/m ³]
$\rho_{BrSt,Schütt,Trichter,GKS}$	Schüttdichte Brennstoff im Aufgabetrichter bezogen auf GKS	[kg/m ³]
ρ_{Luft}	Dichte feuchter Luft	[kg/m ³]
$\rho_{Luftstrom,i}$	Spezifische Dichte eines beliebigen Luftstromes	[kg/m ³]
$\rho_{Müll,Druck}$	Dichte Müll bei definierten Druck	[kg/m ³]
$\rho_{Müll,Schütt}$	Schüttdichte Müll	[kg/m ³]
$\rho_{NH_4OH,25\%}$	Dichte 25 %-ige Ammoniakwasserlösung	[kg/m ³]
τ_{Verhak}	Scherspannung im Brennstoff auf Höhe der Verhakungsebene	[N/m ²]
$V_{Schütt}$	Schüttvolumen, i.d.R das lose Volumen einer Schüttung, welche weder gerüttelt noch verdichtet wurde	[m ³]
V_{Asche}	Volumen Asche	[m ³]
V_{Blasen}	Feststoff- und Flüssigkeits-freies Volumen im Partikel ohne Verbindung zur Partikelumgebung bzw. -oberfläche	[m ³]
$V_{Dh,As,eff}$	Effektiv bewegtes Volumen pro Doppelhub	[m ³ /Dh]

$\dot{V}_{FalschLu,div}$	Volumenstrom Falschlufft	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$V_{Feinporen}$	Volumen der Feinporen, kann beispielsweise nur mit Quecksilberporosimetrie bestimmt	$[m^3]$
$V_{Grobporen}$	Volumen der Grobporen innerhalb eines Partikels, kann durch Zugabe von Wasser bestimmt werden	$[m^3]$
$\dot{V}_{H_2O,RG,vor Akoks}$	Volumenstrom Wasser im Rauchgas vor Aktivkoks-Eindüsung	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$V_{Hohlraum,Schütt}$	reale Hohlraumvolumen, das bei der Bestimmung des Lückengrades mit Wasser gefüllt wird	$[m^3]$
$V_{Hohlraum,Schütt}^{ges}$	Summe der gesamten Volumina der einzelnen Gaseinschlüsse innerhalb einer Schüttung	$[m^3]$
$V_{Hohlraum,P}^{ges}$	Gesamtes Hohlraumvolumen der Partikel	$[m^3]$
$V_{Lücken}$	Volumen der Hohlraum zwischen den einzelnen „theoretischen“ Partikeln	$[m^3]$
$\dot{V}_{Luft,Akoks}$	Volumenstrom Förderluft Aktivkoks	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$\dot{V}_{Luft,Puls GeweFi}$	Volumenstrom Abpulsluft Gewebefilter	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$\dot{V}_{Luft,Zerst}$	Kühlluft Zerstäuberluftgebläse	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$\dot{V}_{Luftstrom,i}$	Volumenstrom eines beliebigen Luftstromes	$[m^3_{i.N.f}/h]$
V_m	Molares Normvolumen	$[m^3/kmol]$
$V_{Mittelporen}$	Volumen der Mittelporen innerhalb eines Partikels, kann durch Zugabe von Wasser bestimmt werden	$[m^3]$
V_P^{th}	Theoretisches Volumen eines Partikels	$[m^3]$
$V_{P,L}$	Reale Partikelvolumen unter Normaldruck	$[m^3]$
V_{Poren}	Feststoff-freies Volumen mit einer Verbindung zur Partikelumgebung bzw. Öffnung zur Partikeloberfläche	$[m^3]$
V_{Rein}	Volumen, dass von dem „reinen“ Feststoff eingenommen wird	$[m^3]$
$\dot{V}_{RG,na GeweFi}$	Rauchgasvolumenstrom nach Gewebefilter	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$\dot{V}_{RG,vor Akoks}$	Rauchgasvolumenstrom vor Aktivkoks-Eindüsung	$[m^3_{i.N.f}/h]$
\dot{V}_{SNCR,NH_4OH}	Volumenstrom Ammoniakwasserlösung SNCR	$[m^3/h]$
$\dot{V}_{Susp,SprTro}$	Volumenstrom Suspension Sprühtrockner	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$\dot{V}_{ZuLu,Brenner}$	Volumenstrom Sperrluft / Kühlluft Brenner	$[m^3_{i.N.f}/h]$

$\dot{V}_{ZuLuft,div}$	Volumenstrom Spülluft von Strahlungspyrometer, Schauluken und Feuerraumkamera	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$\dot{V}_{ZuLu,hilü}$	Volumenstrom hinterlüftetes Plattensystem	$[m^3_{i.N.f}/h]$
$\dot{V}_{ZuLu,RußBl}$	Volumenstrom Sperrluft / Kühlluft Rußbläser	$[m^3_{i.N.f}/h]$
ϑ_{Luft}	Temperatur Luft	$[^{\circ}C]$
waf	wasser- und aschefrei	$[-]$
wf	wasserfrei	$[-]$
x	Zeiteinheit, Betrachtungszeitraum	$[h], [d], [a], \dots$
ξ_y	Massenanteil einer Spezies y	Ma.-%
y	Spezies / Luftstrom an der Stelle y	$[-]$

9 Literatur

- [1] Stadtwerke Düsseldorf AG, Vereinigte Kesselwerke AG, Ferdinand Lentjes Dampfkessel- und Maschinenbau: Maßnahmen zur Minderung feuerraumseitiger Korrosion; Im Rahmen des „Zukunfts-Investitions-Programms, Dezember 1980 (Förderkennzeichen Bundesministerium für Forschung und Technologie 14 000 27/I); Hauptbericht Phase I, II und III, Bände 1 – 4
- [2] Reimann, D. O.: Zeitgemäße Restabfallverbrennung – Stand der Technik – Möglichkeiten – Grenzen; Bamberg, 1993, Schriftenreihe Umweltschutz.
- [3] Zwiellehner, M. H., Warnecke, R., Grafmans, F., Müller, V.: Beschreibung des Brennstofftransports mit „einfachen“ Gleichungen. In: VDI-Wissensforum: Seminar „Beläge und Korrosion, Verfahrenstechnik und Konstruktion in Großfeuerungsanlagen“, Berlin, 14.06. - 15.06.2016
- [4] Wolf, Ch.: Erstellung eines Modells der Verbrennung von Abfall auf Rostsystemen unter besonderer Berücksichtigung der Vermischung - ein Beitrag zur Simulation von Abfallverbrennungsanlagen. Dissertation an der Universität Duisburg-Essen, Fakultät für Ingenieurwissenschaften, Maschinenwesen, Campus Essen, 2005.
- [5] Krüll, F.: Verfahren zur numerischen Simulation von Müllrostfeuerungen, Dissertation an der Ruhr-Universität Bochum, Fakultät für Maschinenbau, Bochum, 2001
- [6] Warnecke R., Wirtz S., Marzi Th., Weghaus M.: Brennstoff- und Rostmodell zur Beschreibung der Vorgänge im Feuerraum - GKS-Feuerungsmodell. VDI Wissensforum: Seminar „Beläge und Korrosion, Verfahrenstechnik und Korrosion in Großfeuerungsanlagen, Frankfurt am Main, 2007
- [7] Internet-Seite, Zugriff am 12.12.2016: <http://www.matressource.de/projekte/vokos/>
- [8] DUBBEL - Taschenbuch für den Maschinenbau (22. Aufl.), Grote, K.-H. (Hrsg.), Feldhusen, J. (Hrsg.), Springer Verlag, ISBN 978-3-540-49714-1, 2007
- [9] Schulze, D.: Pulver und Schüttgüter - Fließigenschaften und Handhabung, 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2014, ISBN 978-3-542-53884-1

- [10] Scholz, R., Beckmann, M., Schulenburg, F.: Abfallbehandlung in thermischen Verfahren. Hrsg.: Bahadir, M., Collins, H.-J., Hock, B. Verlag B. G. Teubner-Reihe UMWELT, 1. Auflage, 2001, ISBN 3-519-00402-X
- [11] Danz, Ph., Mrotzek, A., Marzi, Th.: Beprobung großer Siedlungsabfallmengen unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten zur Bestimmung der Feuchte und des Heizwerts. In: Müll und Abfall, Ausgabe 02/2008, ISSN 0027-2957, Seiten 87 – 94
- [13] Tanner, R.: Die Entwicklung der Von Roll-Müllverbrennungsanlagen. In: Schweizerische Bauzeitung, Band (Jahr): 83 (1965), Heft 16
- [14] Hämmerli, H.: Grundlagen zur Berechnung von Müllfeuerungen. In: Schweizer Ingenieur und Architekt, Band (Jahr): 101(1983), Heft 19
- [15] Gemeinschaftskraft Schweinfurt, Hafenstraße 30, D-97424 Schweinfurt: Brennstoffdatenbank auf <http://www.gks-sw.de/images/brennstoff-daten/starter.html>; Zugriff am 11.01.2017
- [16] Gemeinschaftskraftwerk Schweinfurt, internes chemisches Laboratorium, Hafenstraße 30, D-97424 Scheinfurt: Schlackeanalysen für den Zeitraum September 2009 bis Juni 2014 (vertraulich).
- [17] CLG Chemisches Labor Dr. Graser KG, Goldellern 5, D-97453 Schonungen: Schlackeanalysen von MVA Schlacke, GKS Schweinfurt VL11, VL12, VL13; Bestellung 2162037; Datum der Probenahme: 19.12.2016; Probeneingang: 22.12.2016; Untersuchungszeitraum: 22.12.2016 – 18.01.2017; Prüfberichte 16/12/1640719, 16/12/1640720, 16/12/1640721 vom 19.01.2017 (vertraulich).
- [18] Warnecke, R., Müller, V., Danz, P., Weghaus, M., Zwiellehner, M.: Optimierung der Feuerungsbedingungen durch Prozessmodellierung; SIDAF-Abfallkolloquium, 20.10. – 21.10.2011, D - Freiberg.
- [19] Fa. NEO Monitors A.S., P.O. Box 384, N-1471 Lorenskog; Produktdatenblatt zur Sonde "LaserGas II HCl 13079"; Seriennummer der verbauten Messung an der VL11 des GKS Schweinfurt: 4290.

- [20] Weigand, H., Marb, C.: Zusammensetzung und Schadstoffgehalt von Restmüll aus Haushaltungen – Teil III: Physikalisch-chemische Eigenschaften und Schadstoffgehalte. In: Müll und Abfall, Ausgabe 05/2006, Seiten 236 – 246
- [21] FDBR-Richtlinie RL 7 (FDBR-RL 7): Abnahmeversuche an Abfallverbrennungsanlagen mit Rostfeuerungen. Hrsg.: Fachverband Anlagenbau Energie Prozessindustrie, Düsseldorf, Ausgabe 03/2013
- [22] Beckmann, M., Pohl, M., Ncube, S., Gebauer, K.: Charakterisierung von Ersatzbrennstoffen. In: VGB-PowerTech, 2009, Nr. 1/2, ISSN 1435-3199, Seiten 76 – 80
- [23] Fuchs, W.: Die Chemie der Kohle. Springer Verlag; Auflage: 1931 – Springer Book Archives: 2007, ISBN-10 3642897258, ISBN-13 978-3642897252
- [24] Strauss, K.: Kraftwerkstechnik zur Nutzung fossiler, nuklearer und regenerativer Energiequellen (VDI-Buch). Springer Vieweg Verlag; 7. Auflage (2016), ISBN-10 3662530295, ISBN-13 978-3662530290
- [25] Grafmans, F.: Analyse von Temperaturverläufen und 3D Wärmeübergängen bei Rostsystemen. Diplomarbeit an der Hochschule für angewandte Wissenschaften Fachhochschule Würzburg-Schweinfurt, Abteilung Schweinfurt, Fakultät Maschinenbau, SS 2015.
- [26] Häring, D.: Feststofftransport und Auswirkung auf den Stoffumsatz bei Rostfeuerungen – Feststofftransport bei Rostfeuerungen. Diplomarbeit an der Hochschule für angewandte Wissenschaften Fachhochschule Würzburg-Schweinfurt, Abteilung Schweinfurt, Fakultät Maschinenbau, SS 2012.
- [27] Sonntag, D., Heinze, D.: Sättigungsdampfdruck- und Sättigungsdampfdichtetafeln für Wasser und Eis (1. Auflage), VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1982
- [28] Guildner, L.A., et. al.: Vapor pressure of Water at Its Triple Point. J. Res. NBS – A, Vol. 80A, No. 3, p. 505 – 521, 1976
- [29] Günther, R.: Verbrennung und Feuerungen. Springer-Verlag Berlin-Heidelberg, 1. Auflage (1974), ISBN 978-3-540-13256-1